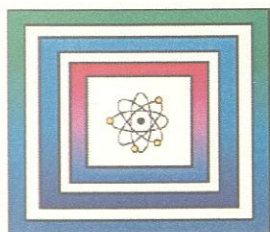


Projekt Gorleben

9GE331400000

Laboruntersuchungen zur Dilatanzgrenze



Ergebnisbericht

Hannover, Februar 2014

0132018

BUNDESANSTALT FÜR GEOWISSENSCHAFTEN UND ROHSTOFFE
HANNOVER

M.-W.
Projekt Gorleben

Geotechnische Laborarbeiten im Rahmen der Erkundung Gorleben

Laboruntersuchungen zur Dilatanzgrenze

Ergebnisbericht

Bundesanstalt
für Geowissenschaften und Rohstoffe

Archiv

0132018

Autor:

Schulze, Otto, Dr.

Auftraggeber:

BfS, Salzgitter

Geschäftszeichen:

B3.4/B50123-15/2013-0001/001

Datum:

14.02.2014

Im Auftrag:

Direktor und Professor Dr. V. Bräuer (Abteilungsleiter B3), Projektleitung Endlagerung

	Inhaltsverzeichnis	Seite
	Verkürzte Zusammenfassung.....	3
1	Vorgang.....	4
2	Einleitung.....	4
3	Die Dilatanzgrenze von Steinsalz.....	5
4	Laboruntersuchungen an Steinsalz aus dem Erkundungsbergwerk Gorleben.....	10
5	Diskussion zur Lastpfadabhängigkeit der Dilatanzgrenze.....	28
6	Zusammenfassung.....	33
	Literaturverzeichnis.....	35
	Tabellenverzeichnis.....	37
	Abbildungsverzeichnis.....	38
	Anlageverzeichnis.....	40

Gesamtblattzahl: 40 zuzüglich 2 Anlagen

Verkürzte Zusammenfassung

Autor: Schulze, Otto, Dr.

Titel: Laboruntersuchungen zur Dilatanzgrenze

Schlagwörter: Dilatanz, Gorleben-Steinsalz, Lastpfadabhängigkeit

Steinsalz würde als Wirtsgestein für ein Endlager mit radioaktiven Stoffen eine thermo-mechanische Belastung erfahren. In der Nähe von Untertage-Hohlräumen und HAW-Behältern können Spannungszustände folgen, die bis in das Dilatanzregime reichen. Im Falle von Dilatanz werden Auflockerung durch die Bildung von Mikro-Rissen, Tragfähigkeitsreduktion durch Schädigung und schließlich auch Wegsamkeiten für Stofftransport entstehen.

Wegen der besonderen Bedeutung von Prozessen, die bei Dilatanz wirksam werden, sind in Ergänzung zu den bereits zahlreich vorliegenden Befunden weitere Untersuchungen durchgeführt worden, bei denen speziell dem Dilatanz-Verhalten von Steinsalz aus dem Erkundungsbergwerk Gorleben nachgegangen wurde.

Allerdings sind auch diese Laborversuche aus technischen Gründen ausschließlich im Lastpfad „Kompression, $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ “ durchgeführt worden. Bei der Transformation der hier genutzten „Invarianten-Formulierungen“ auf andere Spannungszustände, beispielsweise den Lastpfad „Extension, $\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$ “, zeigt sich, dass die für den Lastpfad „Kompression“ zutreffenden Formulierungen dann zu einer unplausibel hohen Dilatanzfestigkeit führen.

Infolgedessen liefern Modellberechnungen, wie sie beispielsweise mit dem CDM-Stoffgesetz-System durchgeführt wurden und bei welchen die aus Versuchsergebnissen im Lastpfad „Kompression“ abgeleitete Dilatanzgrenze verwendet wurde, für Tragelemente wie schlanke Pfeiler zutreffende Ergebnisse. In Fällen, in denen der Lastpfad „Extension“ vorliegt, wird die Dilatanz-Entwicklung mit einem aus Versuchen in „Kompression“ abgeleiteten Ansatz jedoch erheblich unterschätzt. Aus diesem Grunde wurde eine CDM-Version für die Vorhersage des Einsetzens und der Fortentwicklung von Dilatanz für beliebige Spannungszustände hinzugezogen.

1 Vorgang

Im Zuge der Weitererkundung des Salzstocks Gorleben hat das Bundesamt für Strahlenschutz (BfS) der Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR) die Bearbeitung des Arbeitspaketes 9GE331400000 „Geotechnische Laborarbeiten im Rahmen der Erkundung Gorleben“ übertragen. Dieses Arbeitspaket endet zum 31.12.2013.

Nachfolgend werden die für den Zeitraum vom 01.11.2010 bis 31.12.2013 geplanten und durchgeführten geowissenschaftlichen Arbeiten sowie die erzielten Ergebnisse dargestellt, soweit sie die Untersuchung der thermo-mechanischen Eigenschaften von Steinsalz im Hinblick auf das Einsetzen und die Fortentwicklung von Dilatanz-Prozessen betreffen.

Das für die diesbezüglichen Laboruntersuchungen zur Verfügung gestellte Material stammt aus dem Steinsalz-Block GoEB1Bo1.2, der im südlichen Teil des West-Querschlags, EB1, des Erkundungsbergwerkes Gorleben im Streifensalz gewonnen wurde (z2HS2).

2 Einleitung

Steinsalz würde als Wirtsgestein für ein Endlager mit radioaktiven Stoffen eine thermo-mechanische Belastung erfahren. In der Nähe von Untertage-Hohlräumen und HAW-Behältern können Spannungszustände entstehen, die bis in das Dilatanzregime reichen. Im Falle von Dilatanz werden sich Auflockerung durch die Bildung von Mikro-Rissen, Tragfähigkeitsreduktion durch Schädigung und schließlich auch Wegsamkeiten für Stofftransport entwickeln.

Wegen der besonderen Bedeutung von Prozessen, die bei Dilatanz wirksam werden, sind in Ergänzung zu den bereits vorliegenden Befunden weitere Untersuchungen durchgeführt worden, bei denen speziell dem Dilatanz-Verhalten von Steinsalz-Material aus dem Erkundungsbergwerk Gorleben nachgegangen wurde. Das für die diesbezüglichen Laboruntersuchungen zur Verfügung gestellte Material stammt aus dem Steinsalz-Block GoEB1Bo1.2, der im südlichen Teil des West-Querschlags des Erkundungsbergwerkes Gorleben im Streifensalz gewonnen wurde (z2HS2). Die Untersuchungen und die Darstellung der Ergebnisse sind Gegenstand dieses Berichtes.

In Ergänzung der eigenen Arbeiten wurde ein Auftrag zur Ermittlung des Einsetzens von Dilatanz an Dritte vergeben (IfG, Leipzig). Die dort erzielten Ergebnisse bestätigen die bei BGR aus Laboruntersuchungen empirisch abgeleiteten Formulierungen zur Dilatanzgrenze, welche Spannungszustände ausweist, bei denen mit Dilatanz verbundene Prozesse wirksam werden. Der IfG-Bericht zu diesem Auftrag ist als Anlage 1 beigefügt.

Allerdings sind auch diese Laborversuche aus technischen Gründen ausschließlich im Lastpfad „Kompression, $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ “ durchgeführt worden. Die aus den experimentellen Befunden empirisch abgeleiteten Formulierungen zur Dilatanzgrenze unterliegen dieser Einschränkung. So zeigt sich bei der Transformation der hier genutzten „Invarianten-Formulierungen“ auf andere Spannungszustände, beispielsweise den Lastpfad „Extension, $\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$ “, dass die für den Lastpfad „Kompression“ zutreffenden Formulierungen für den Lastpfad „Extension“ zu einer so hohen Dilatanzfestigkeit führen, die nicht mehr plausibel ist.

Infolgedessen liefern Modellberechnungen, wie sie beispielsweise mit dem CDM-Stoffgesetz-System durchgeführt wurden und bei welchen die aus Versuchsergebnissen im Lastpfad „Kompression“ abgeleitete Dilatanzgrenze verwendet wurde, für Tragelemente wie schlanke Pfeiler zutreffende Ergebnisse zum Einsetzen und Fortschreiten von Dilatanz. Im Falle einer Belastungssituation, wie sie bei Bohrlöchern oder Strecken besteht, wo also der Lastpfad „Extension“ dominiert, wird die Dilatanz-Entwicklung erheblich unterschätzt, wenn die gegenüber In-situ-Befunden unplausibel hohe Dilatanzfestigkeit genutzt wird, die aus Ergebnissen in Kompressionsversuchen abgeleitet wurde (HAMPEL 2007). Aus diesem Grunde wurde eine CDM-Version für die Vorhersage zum Einsetzen und der Fortentwicklung von Dilatanz für beliebige Spannungszustände hinzugezogen (Anlage 2). Dies ist nach Ausweis der vom Auftragnehmer durchgeführten Modellberechnungen für die verschiedenen Lastfälle gelungen, indem die Dilatanzgrenze als Funktion der minimalen Hauptspannung formuliert wurde. Der Bericht zu diesem Auftrag ist als Anlage 2 beigefügt.

3 Die Dilatanzgrenze von Steinsalz

Steinsalz verformt sich ohne Schädigung und Auflockerung, wenn der Spannungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze bleibt (CRISTESCU & HUNSCHE 1998; HUNSCHE et al. 2003). Die dann wirksamen Deformationsprozesse werden im für In-situ-Bedingungen relevanten thermo-mechanischen Belastungsbereich vom transkristallinen Kriechen der Versetzungen dominiert (FROST & ASHBY 1982; HAMPEL & SCHULZE 2007; HAMPEL 2012a, b).

In Gesteinsbereichen mit bergmännisch aufgefahrenen Untertage-Hohlräumen kann der Spannungszustand jedoch oberhalb der Dilatanzgrenze liegen. In einer solchen Situation wird die dem Gestein aufgeprägte Spannung durch Deformationsprozesse abgebaut, die mit der Bildung und Entwicklung von Mikro-Rissen verbunden sind. Durch diese Gefügeschädigung sinkt der Widerstand gegen Verformung, der Verlust von Tragfähigkeit geht einher. Riss-Bildung und Riss-Wachstum verursachen Auflockerung und lassen im betroffenen Gesteinsverbund (d. h.: in der Auflockerungszone, ALZ) Wegsamkeiten für Stofftransport entstehen, wodurch die Barriere-Funktion des Wirtsgesteins gefährdet sein kann.

Um beurteilen zu können, ob ein Gesteinsbereich der Einwirkung von Dilatanz-Prozessen unterliegt - oder eben noch nicht oder nicht mehr, muss die Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum bekannt sein.

Auf Grundlage der Ergebnisse aus Laboruntersuchungen wurden bei BGR zwei verschiedene Formulierungen zur Dilatanzgrenze entwickelt. Für die allgemeine Verwendung und die Diskussion in der Oktaederebenen-Darstellung ist die Invarianten-Schreibweise gewählt worden:

$$\text{CRISTESCU \& HUNSCHE (1998):} \quad \tau_{o,dil(2)} = -1,697E-02 \cdot \sigma_o^2 + 0,8996 \cdot \sigma_o \quad (3.1)$$

$$\text{HUNSCHE et al. (2003):} \quad \tau_{eff,dil(1)} = 2,61248 \cdot \sigma_o^{0,78093} \quad (3.2)$$

$$\text{mit } \tau_{eff,dil(1)} = \tau_{o,dil(1)} \cdot \sqrt{3}$$

$$\text{und } \sigma_o = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$$

$$\text{und } \tau_o = ((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)^{0,5}/3$$

Beide Formulierungen zur Dilatanzgrenze resultieren aus der empirischen Anpassung an experimentelle Daten aus Festigkeits- und Kriechversuchen. Dabei steht Gl. (3.1) für die Dilatanzgrenze, bei welcher mehr als 90 % der experimentellen Befunde noch keine Auflockerung zeigen - im Sinne einer „unteren Einhüllenden“. Die Gl. (3.2) steht für die mittlere Dilatanz-Kennlinie.

Zur Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum sind auch von anderen Arbeitsgruppen eine große Zahl an Untersuchungen veröffentlicht worden. Einige der Dilatanzgrenzen, die aus der hier bekannten Literatur entnommen sind, führt Abb. 3.1 zusammen. Zur Darstellung ist die Schreibweise mit der Differenz-Spannung auf der Dilatanzgrenze als Funktion der Minimal-Spannung gewählt worden, $\Delta\sigma_{dil} = f(\sigma_{min})$, wobei wegen der in der Regel genutzten zylindrischen Belastungsgeometrie im Lastpfad „Kompression, $m = -1$ “ gilt:

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$$

$$\text{mit } \sigma_{max} = \sigma_1 \quad \text{Axial-Spannung}$$

$$\text{und } \sigma_{min} = \sigma_{2,3} = p \quad \text{Manteldruck } p$$

Eine detailliertere Erläuterung zur Belastungsgeometrie erfolgt im Kap. 5 „Diskussion zur Lastpfadabhängigkeit der Dilatanzgrenze“.

Die erhebliche Bandbreite in der Dilatanz-Prognose kann verschiedene Ursachen haben. In der Regel wird die volumetrische Verformung genutzt, um das Einsetzen von Dilatanz zu erkennen. Es kommen auch andere Detektionsverfahren zur Anwendung, die jedoch nicht mit gleicher Sensitivität auf das Einsetzen von Dilatanz reagieren (POPP et al. 2002; SCHULZE 2007a). In der Regel sprechen die Laufzeiten von transversalen Ultraschallwellen am sensibelsten auf das Einsetzen von Dilatanz-Wirkung an, dagegen muss das Mikroriss-Netzwerk erst zu verbundenen Wegsamkeiten führen, um Dilatanz auch über die Durchströmbarkeit detektieren zu können (Abb. 3.2). Hier ist zu bedenken, dass die experimentellen Untersuchungen in der Regel mit Hilfe von Festigkeitsversuchen kurzer Dauer durchgeführt werden und insbesondere eine Durchströmbarkeit wegen des kontinuierlichen Anstiegs der Effektiv-Spannung auf dieser Skala entsprechend verzögert registriert wird. Im Falle eines Kriechversuchs langer Dauer mit lediglich abschnittsweise veränderter Einspannung (SCHULZE 2007b, Kap. 4, Abb. 4.2) wird die „untere“ Dilatanzgrenze nach CRISTESCU & HUNSCH (1998) über das Einsetzen von einer durch Feuchte-Wirkung unterstützten zusätzlichen Kriech-Duktilität bestätigt gefunden.

Nach hier vorliegendem Wissensstand wurden alle in Abb. 3.1 dargestellten Dilatanzgrenzen allein in Abhängigkeit vom Spannungszustand formuliert. Sie wurden von Ergebnissen aus Versuchen mit Steinsalz unterschiedlicher Herkunft und Zusammensetzung abgeleitet, enthalten jedoch keine explizite Berücksichtigung von Material- bzw. Gefüge-Eigenschaften. Auch die mögliche Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit bei den in der Regel im Lastpfad „Kompression“ durchgeführten Festigkeitsversuchen sowie die Belastungsgeometrie selber werden nicht parametrisiert.

Hier entsteht die Forderung, für die Standorterkundung Gorleben ergänzende konkrete Einzel-Untersuchungen mit Standort-Bezug sowie Detail-Bezug zu Feldesteilen und Bereichen mit verschiedenen Steinsalz-Typen durchzuführen. Mit den entsprechenden Untersuchungen wurde begonnen, auch wenn aus den bisherigen Untersuchungen das Erfordernis nicht erkennbar wurde, eine systematische Abhängigkeit von weiteren Einflussgrößen und Parametern als dem Spannungszustand spezifizieren und in die Formulierungen für die Dilatanzgrenze einbeziehen zu müssen. Das für die diesbezüglichen Laboruntersuchungen aus dem Erkundungsbergwerk Gorleben zur Verfügung gestellte Material stammt aus dem Steinsalz-Block GoEB1Bo1.2, der im südlichen Teil des West-Querschlags, EB1, im Streifensalz gewonnen wurde (z2HS2).

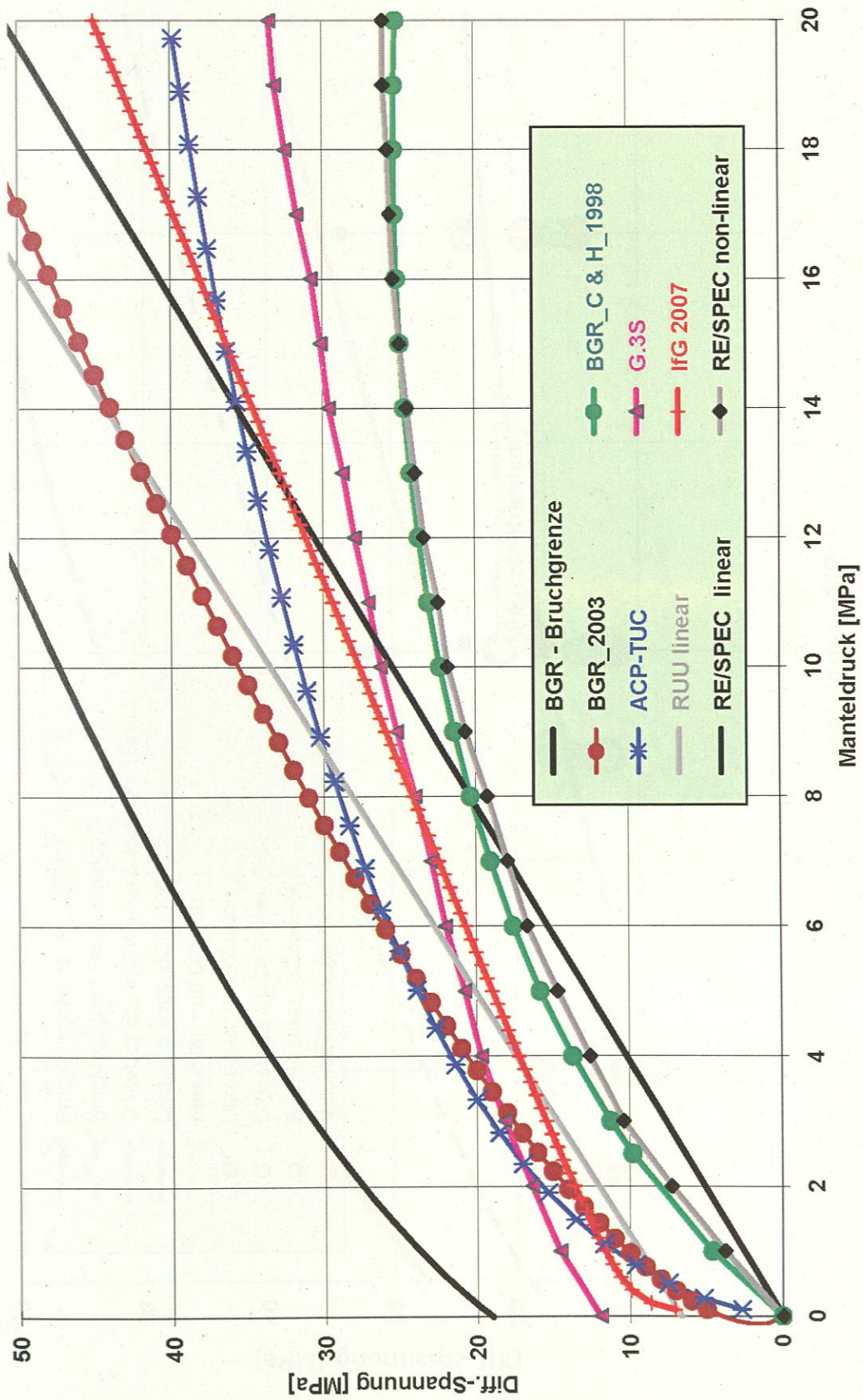


Abb. 3.1: Zusammenstellung verschiedener Formulierungen für die Dilatanzgrenze zum Lastpfad „Kompression“ (Schulze 2007a).

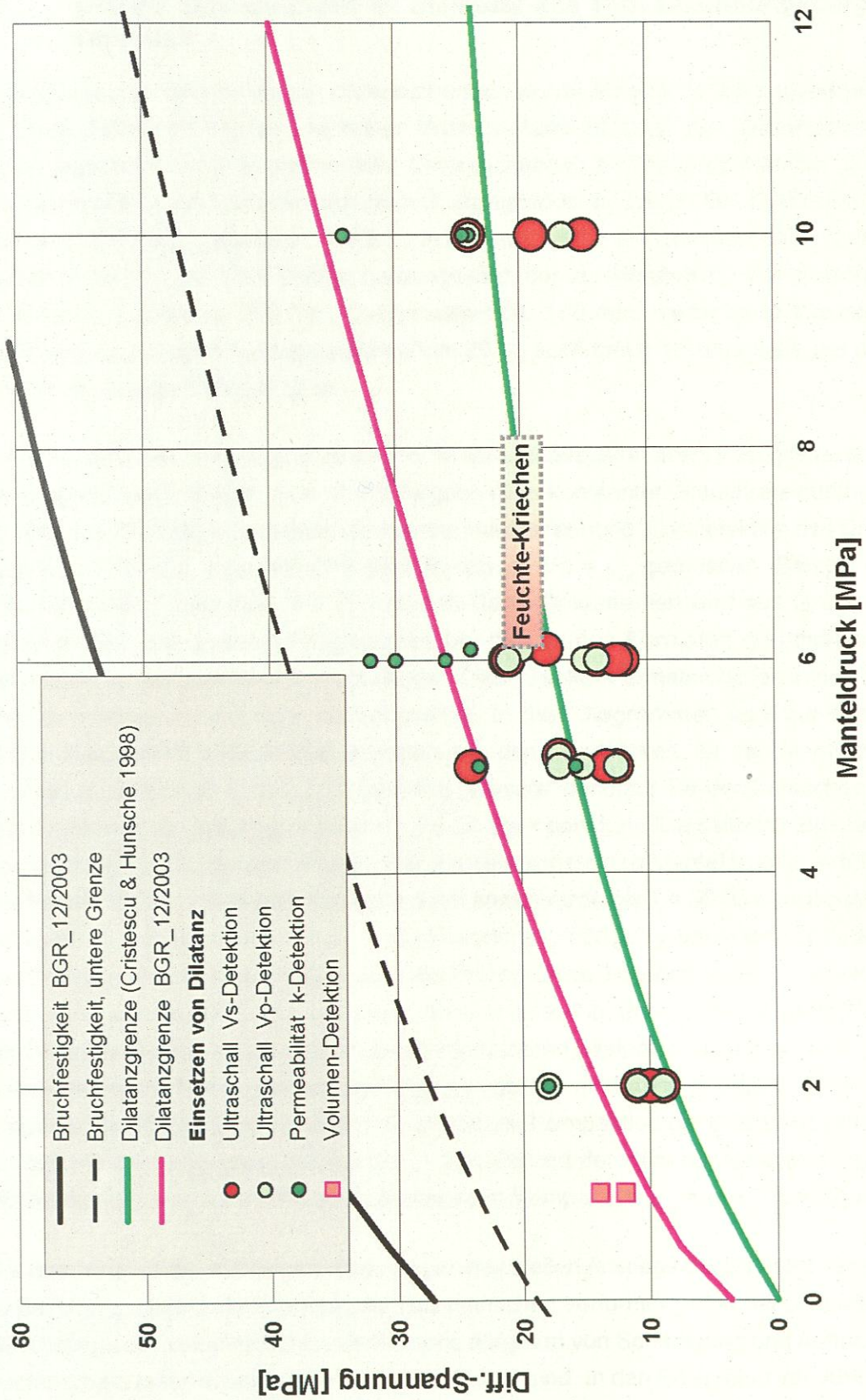


Abb. 3.2: Befunde aus verschiedenen Detektionsverfahren zum Einsetzen von Dilatanz, „Kompression“ (Popp et al. 2002; SCHULZE 2007b).

4 Laboruntersuchungen an Steinsalz aus dem Erkundungsbergwerk Gorleben

In Ergänzung zu den bisherigen Untersuchungen wurde als erforderlich angesehen, den im vorhergehenden Kapitel berichteten Wissensstand zur Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum durch experimentelle Untersuchungen an Steinsalz-Material aus dem Erkundungsbergwerk Gorleben bezüglich Übertragbarkeit zu überprüfen. Zu diesem Zweck wurde im Erkundungsbereich GoEB1 am Bohrort Bo1.2 ein Steinsalz-Block mit einer Kantenlänge von ca. 1 1/2 Metern herausgesägt, der zur Herstellung von zylindrischen Prüfkörpern, Länge ca. 250 mm, Durchmesser ca. 100 mm, weiter zerteilt wurde. Der Material-Gewinn ist im Auftragsbericht (POPP 2011) ausführlich dokumentiert, der diesem Bericht als Anlage 1 beigelegt ist.

Zur Ermittlung der Dilatanzgrenze sind in diesem Arbeitspaket allein Festigkeitsversuche im Lastpfad „Kompression, $m = -1$ “ mit Vorgabe einer konstanten Stauchrate durchgeführt worden. Der Manteldruck ist dann die kleinste Hauptspannung. Zur Detektion des Dilatanzbeginns wurde die volumetrische Verformung $\Delta V/V_0 = \varepsilon_{vol}$ gemessen. Beispiele zum Versuchsverlauf zeigt Abb. 4.1. (In den MS-Excel-Dokumenten wird aus Gründen der Kompatibilität mit anderen Programmen bei den Zahlen-Formaten grundsätzlich die Schreibweise mit Dezimal-Punkt verwendet. Diese Zahlen-Formate werden in den daraus übernommenen Abbildungen beibehalten. In den Diagrammen wird zur besseren Unterscheidbarkeit, beispielsweise gegenüber den Gasdrücken, für den Manteldruck p auch die Schreibweise p_c bzw. p_c „confining pressure“ genutzt.) Bei den Versuchen 11038 und 11039 war die Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t = 1,0E-06$ 1/s = constant. Die seitliche Einspannung der zylindrischen Prüfkörper erfolgte hier mit dem konstanten Manteldruck $p_c = 0,5$ MPa. Vor Beginn dieser sowie aller Versuche auch sonst wurde bei $T = 30$ °C eine isostatische Kompaktion vorgenommen, mit $p_{iso} = 20$ MPa oder $p_{iso} = 30$ MPa, um einen von Artefakten aus Prüfkörperherstellung und Einbau in die Prüfmaschine möglichst freien Messverlauf zur volumetrischen Verformung zu erhalten. Daher resultiert im Bereich des steilsten Anstiegs der Differenz-Spannung bis zum eindeutig erkennbaren Dilatanzfortschritt nur eine geringe volumetrische Verformung von in der Regel weniger als $\Delta V/V_0 = \varepsilon_{vol} = 0,05$ %. Wird bis zum Erreichen der Dilatanzgrenze allein die elastische Kompaktion ohne Dilatanz unterstellt, so folgt mit dem Kompressionsmodul $K \approx 25$ GPa und der mittleren Einspannung bis zu näherungsweise $\sigma_0 = 10$ MPa als volumetrische Kompaktion $\varepsilon_{vol} = -\Delta\sigma_0 / K \approx -0,04$ %.

Die Beispiele in Abb. 4.2 zeigen, dass wegen des steilen Anstiegs der Differenz-Spannung zu Belastungsbeginn die Minima in der volumetrischen Verformung bzw. bei Dilatanzbeginn die Anstiege der volumetrischen Verformung aufgrund von Schädigung und Auflockerung nur innerhalb eines unscharfen Fensters ablesbar sind. In den Beispielen von Abb. 4.2 ist die Stauchrate ca. 20-fach geringer als in den Beispielen von Abb. 4.1. Die Unterschiede in der weiteren Entwicklung der volumetrischen Verformung sind nur durch die verschiedenen

Manteldrücke begründet. Dieser Sachverhalt wird mit dem Versuchsverlauf in Abb. 4.3 bestätigt (Stauchrate $5,0E-08$ 1/s; $T = 30$ °C), wo die Manteldrücke $p_c = 1$ MPa (Versuch 11041) und $p_c = 3$ MPa (Versuch 11043) verwendet wurden. Nicht immer sind im Versuchsverlauf sich überlagernde Temperatur-Einflüsse auf die Messung der volumetrischen Verformung vermeidbar. Der Zeitbereich zwischen Beginn der Stauchung und vor dem Einsetzen von gut messbarer volumetrischer Verformung aufgrund von Schädigung und Auflockerung umfasst bei dieser Stauchrate ($5,0E-08$ 1/s) in Abhängigkeit vom Manteldruck annähernd fünf bzw. fünfzehn Stunden.

Diese Ergebnisse zur Ermittlung der Dilatanzgrenze und die aus weiteren Versuchen fasst Tab. 4.1 zusammen. Die Versuche bei der geringen Stauchrate, $\Delta\varepsilon/\Delta t \leq 5,5E-08$ 1/s = constant, sind in der Regel nach ca. 20 bis 30 Tagen Versuchszeit beendet worden - zwecks Zeitgewinns also noch vor Erreichen des Festigkeitsmaximums. Hier sollte nicht die Bruch-Festigkeit, sondern im Vorhabenszeitraum mit Hilfe möglichst vieler Versuche die Dilatanzfestigkeit auch in Abhängigkeit von der Stauchrate ermittelt werden. Trotz möglicher Störungen im Versuchsverlauf durch Temperatur-Effekte aus der Klimaregelung (u. a. durch Tag-Nacht-Schwankung) bietet die geringe Stauchrate in der Regel doch den Vorteil, dass in der Darstellung von Differenz-Spannung als Funktion der Verformung das Einsetzen von Dilatanz zuverlässiger abgelesen werden kann als im Falle zügiger Versuchsführung, wo zu Versuchsbeginn und damit im Bereich des Minimums der volumetrischen Verformung technische Anlauf-Effekte sich überlagern können.

Aus der Darstellung der Ergebnisse in der Abb. 4.4 (Invarianten-Form) wird allerdings keine Abhängigkeit des Dilatanzbeginns von der Stauchrate ablesbar, die aus der Streubreite in den Ergebnissen signifikant herauswächst. Die Ergebnis-Punkte aus Versuchen mit der Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t \leq 5,5E-08$ 1/s (Quadrate mit eingefügten hellen Rauten) liegen tendenziell niedriger, die Ergebnis-Punkte aus dem beim IfG, Leipzig, gefahrenen Programm tendenziell am höchsten (Dreiecke mit der Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t = 2,5E-05$ 1/s und zwei mit $1,0E-07$ 1/s). Die bei der BGR mit der Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t = 1,0E-05$ 1/s und zweimal mit $1,0E-06$ 1/s gefahrenen Versuche (Quadrate mit eingefügten dunklen Punkten) plotten dazwischen. Dieser Sachverhalt wird in Abb. 4.5a mit der Darstellung von Differenz-Spannung auf der Dilatanzgrenze als Funktion der Minimal-Spannung besser erkennbar. Diese Ergebnis-Darstellung gilt nur für den Lastpfad „Kompression“, wo der Manteldruck gleich der Minimal-Spannung ist.

Die Ergebnis-Punkte (Quadrate ohne die Markierung „DIL-Auswahl“) stammen aus BGR-Festigkeitsversuchen bei dem konstant gehaltenen Manteldruck $p_c = 5$ MPa (vergl. Tab. 4.1). Wegen mit Erhöhen des Manteldruck geringer werdender volumetrischer Verformung sollte bei diesen Versuchen die Messung der Gas-Durchlässigkeit als zusätzlicher Indikator für das Einsetzen von Dilatanz genutzt werden. Genutzt wurde das Pulstest-Verfahren mit einem einseitig auf eine Stirnseite des zylindrischen Prüfkörpers aufbrachten N_2 -Gasdruck

gegen ein an der anderen Prüfkörperseite bei Atmosphärendruck abgesperres Reservoir. Die Messung des Gasdrucks erfolgte stets mit Differenz-Druckaufnehmern gegenüber dem atmosphärischen Luftdruck. Um eine Gas-Durchlässigkeit schon vor Erreichen der Dilatanzgrenze zu vermeiden, wurden die Prüfkörper vor der isostatischen Vor-Kompaktion einer Feuchte-Behandlung unterzogen, wodurch die vom Feuchte-Angebot unterstützte Verheilung von Auflockerung und Wegsamkeiten nach Kerngewinn und Herstellen eines Prüfkörpers erreicht werden sollte.

Der Prüfkörper 12008 (vergl. Tab. 4.1) war vor Versuchsbeginn für ca. drei Wochen der Luftfeuchte über einer gesättigten NaCl-Lösung ausgesetzt. Unter der anschließenden isostatischen Einspannung $p_{\text{iso}} = 20 \text{ MPa}$ bleibt er gegen den einseitig aufgebracht N₂ Gasdruck $p_{\text{gas}} = 3,2 \text{ bar}$ undurchlässig. Er erweist sich aber trotz der vor der Kompaktion vorgenommenen Feuchte-Behandlung wieder als gut durchlässig, sobald die allseitige Einspannung abgesenkt wird. Dieser Sachverhalt ist aus Abb. 4.6 und dem dort zusätzlich eingefügten Diagramm ablesbar. Während des Absenkens des isostatischen Drucks setzt die Durchströmbarkeit zwischen $p_{\text{iso}} = 10 \text{ MPa}$ und $p_{\text{iso}} = 4 \text{ MPa}$ schon vor Erreichen des für den Festigkeitsversuch zunächst vorgesehenen Manteldrucks von $p_c = 2 \text{ MPa}$ wieder ein.

Obwohl dieser Prüfkörper wie auch alle anderen aus dem Block GoEB1Bo1.2 so schonend wie möglich hergestellt wurde (POPP 2011), ist das gewonnene Prüfkörper-Material offenbar bereits so vorgeschädigt, dass Re-Kompaktion und vom Feuchte-Angebot unterstützte Verheilung während der Vorbehandlung nicht genügend vollständig stattfinden konnten, um mit diesen Prüfkörpern das Erreichen der Dilatanzgrenze über das Einsetzen von Durchströmbarkeit zu detektieren. Dagegen hatte sich im Rahmen von Untersuchungen an Asse-Steinsalz gezeigt, dass an Prüfkörpern, die zuvor durch Verformung bis in das Dilatanzregime geschädigt, aufgelockert und durchströmbar gemacht wurden, die nachfolgend gleichartige Feuchtebehandlung und Vor-Kompaktion dann zu bleibender Undurchlässigkeit gegenüber dem N₂-Gasdruck führten (SCHULZE 2007a). Die Prüfkörper aus Asse-Steinsalz stammen von Groß-Bohrkernen mit einem Durchmesser von 300 mm.

Zur Überprüfung der Mess-Einrichtung und zur Bestätigung der früheren Ergebnisse an zweifelsfrei undurchlässigem Asse-Steinsalz wurde ein Versuch an noch verfügbarem Asse-Material durchgeführt (vergl. Tab. 4.1). Der Prüfkörper 09023 stammt von der 490 m-Sohle aus dem vertaubten Ronnenberg-Kalilager, z3OS-Ro. Er enthält Spuren von Carnallit. Nach der Feuchte-Behandlung im Luftraum über gesättigter NaCl-Lösung wurde der Prüfkörper bei dem allseitigen Druck $p_{\text{iso}} = 30 \text{ MPa}$ über eine Woche vor-kompaktiert. Während des gleichzeitig durchgeführten Pulstests mit N₂-Gas blieb auch dieser Prüfkörper aus Asse-Steinsalz undurchlässig. Nach Absenken des isostatischen Drucks auf $p_{\text{iso}} = 2 \text{ MPa}$ und nach erneuter Beaufschlagung der Stirnseiten mit unterschiedlichen Gasdrücken blieb er weiterhin undurchlässig (Abb. 4.7).

Der Festigkeitsversuch wurde dann mit dem einseitig aufgebracht Gasdruck $p_{\text{gas}} = 5 \text{ bar}$ und beim Manteldruck $p_c = 5 \text{ MPa}$ durchgeführt, die Stauchrate war $\Delta\varepsilon/\Delta t = 5,1\text{E-}08 \text{ 1/s}$. Der Versuch musste wegen Regler-Störung für den Manteldruck bei der Differenz-Spannung $\Delta\sigma = 18 \text{ MPa}$ unterbrochen werden. Bereits zu Beginn des Festigkeitsversuchs war die Regelung für den Manteldruck so instabil, dass das erste Minimum im Mess-Signal für die volumetrische Verformung das Erreichen der Dilatanzgrenze schon bei der Differenz-Spannung $\Delta\sigma = 10 \text{ MPa}$ vortäuschte (Abb. 4.8). Ab der Axial-Verformung von ca. 0,6 % war die Manteldruck-Regelung allerdings wieder genügend stabil, so dass das Einsetzen von volumetrischer Verformung bei der Differenz-Spannung $\Delta\sigma = 16 \text{ MPa}$ erkennbar wird. Trotz Erreichens von volumetrischer Dilatanz setzt keine Durchströmbarkeit ein. Der Anstieg in der volumetrischen Verformung ist jedoch auch nicht größer als 0,01 %.

Nach Unterbrechung des Versuchs (Halt der Wegrampe mit Rücksetzen auf die isostatische Einspannung $p_{\text{iso}} = 5 \text{ MPa}$) und Überprüfung der Manteldruck-Regelung wurde der Versuch mit der Wegrampe $\Delta\varepsilon/\Delta t = 5,1\text{E-}08 \text{ 1/s}$ und unter dem Manteldruck $p_c = 5 \text{ MPa}$ fortgesetzt (Abb. 4.9). Aufgrund von Deformationsverfestigung aus dem ersten Anstieg erfolgte der steile Anstieg der Differenz-Spannung bis zum Endwert aus dem ersten Versuchsabschnitt. Im weiteren Versuchsverlauf nimmt bis zur Differenz-Spannung $\Delta\sigma \approx 29 \text{ MPa}$ die volumetrische Verformung nur um $\Delta\varepsilon_{\text{vol}} \approx 0,2 \%$ zu, eine Gas-Durchlässigkeit entwickelt sich bei diesem Manteldruck von $p_c = 5 \text{ MPa}$ nicht. Für die gemeinsame Darstellung aller Messgrößen in der Abb. 4.9 mit hoher Auflösung wurden die Werte für den Manteldruck gemäß „Manteldruck, zweifach“ verdoppelt, die für die volumetrische Verformung „vol [%]“ gemäß (+ 2 % Null-Punkt-Offset) angehoben und die Werte für „Gas-aus“ auf der Auslass-Seite um 2,5 bar angehoben.

Zur Fortführung des Versuchs bei einem geringeren Manteldruck als $p_c = 5 \text{ MPa}$ wurde die Wegrampe bei der axialen Verformung von ca. 10,9 % für das Abklingen der Differenz-Spannung angehalten. Während der daraus folgenden Spannungsrelaxation wurde der Manteldruck nach kurzen Haltephasen stufenweise abgesenkt. Bei Erreichen des Manteldrucks von $p_c = 2 \text{ MPa}$ und Relaxieren der Differenz-Spannung bis zu $\Delta\sigma \approx 11 \text{ MPa}$ wurde die Wegrampe erneut gestartet. Die volumetrische Verformung steigt wegen des reduzierten Manteldrucks jetzt steiler an, Gas-Durchlässigkeit tritt bis zum Erreichen der Differenz-Spannung von $\Delta\sigma \approx 27,7 \text{ MPa}$ und der Axial-Verformung von ca. 13,5 % dennoch nicht auf. Während der Rücknahme der Differenz-Spannung auf $\Delta\sigma = 1 \text{ MPa}$ fällt der Gasdruck auf der Einlass-Seite um ca. 0,3 bar ab, auf der abgesperrten Auslass-Seite wird aber kein entsprechender Anstieg im Gasdruck verzeichnet. Der Druck-Abfall auf der Einlass-Seite ist durch die Rücknahme der Axialkraft allein technisch bedingt. Der Prüfkörper bleibt trotz Überschreitens der Dilatanzgrenze in Verbindung mit axialer und volumetrischer Verformung undurchlässig. Die volumetrische Verformung wächst im letzten Abschnitt nach der Fortführung des Versuchs bei $p_c = 2 \text{ MPa}$ (nach Abzug technisch bedingter Nullpunkt-Verschiebung) allerdings nur um ca. 0,2 % an.

Da trotz Verformung im Dilatanzregime keine Gasdurchlässigkeit auftrat, ist der Frage nachgegangen worden, ob durch die Feuchte-Behandlung eine von Feuchte-Wirkung unterstützte Verformung ohne lokale Spannungskonzentration und Rissbildung stattfand oder ob ein kapillarer Sperrdruck gegen den Gasdruck sich hat aufbauen können. Dazu wurde der Prüfkörper ausgebaut, wegen der bereits erheblichen Verformung auf einer Drehbank erneut auf Maß gebracht (unveränderter Einbau-Durchmesser von ca. 100 mm mit Reduktion der Einbau-Länge von ca. 250 mm auf ca. 215 mm wegen Vertonnung und Stauchung) und anschließend in einem Umluftofen bei 45 °C eine Woche lang getrocknet. Die geringe Temperatur ist gewählt worden, um Phasenumwandlung bei den nahe an der Oberfläche des Prüfkörpers anstehenden Carnallit-Mineralen zu vermeiden.

Bei Fortsetzung des Versuchs als 09023A (vergl. Abb. 4.10) bei der Temperatur von weiterhin $T = 30 \text{ °C}$, der Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t = 5,5\text{E-}08 \text{ 1/s}$ und dem Manteldruck $p_c = 5 \text{ MPa}$ erfolgte wieder ein steiler Anstieg in der Differenz-Spannung wegen des Nachwirkens der zuvor erzeugten Dehnungsverfestigung. Im nachfolgend über einen ausgedehnten Deformationsbereich annähernd konstant bleibenden Maximum in der Differenz-Spannung von bis zu $\Delta\sigma = 30 \text{ MPa}$ setzte wieder keine Durchströmbarkeit ein. Der auf der Einlass-Seite zu Beginn eingespernte Gasdruck betrug ca. 2,1 bar, der auf der abgesperrten Auslass-Seite (Gas_+offset) ist mit einer Nullpunkt-Verschiebung von + 1,8 bar dargestellt. Die Messwerte für die volumetrische Verformung (mit + 1,7 % Nullpunkt-Verschiebung) zeigen für diesen Abschnitt von mehr als 30 Tagen eine geringfügige Kompaktion an, $\Delta\varepsilon_{\text{vol}} \approx - 0,2 \text{ %}$. Hier kann eine kontinuierliche Leckage von Öl aus der Druckzelle als eigentliche Ursache nicht ausgeschlossen werden. Dagegen trat die gut messbare, nahezu spontane Zunahme in der volumetrischen Verformung von ca. 0,4 % erst im letzten Versuchsabschnitt auf, nachdem der Manteldruck auf 1 MPa abgesenkt worden war. Offenbar hat sich nach der Konditionierung des Prüfkörpers in feuchter Luft über gesättigter NaCl-Lösung, der Vor-Kompaktion bei $p_{\text{iso}} = 30 \text{ MPa}$ und während der Verformung beim Manteldruck von $p_c = 5 \text{ MPa}$ eine messbare Gasdurchlässigkeit trotz zwischenzeitlicher Trocknung und Verformung im Dilatanzregime noch nicht entwickeln können. Das zeitlich verzögerte Einsetzen erneuter Durchströmbarkeit nach Absenken des Manteldrucks auf 1 MPa zeigt gegenüber einem Gasdruck von ca. 2,1 bar andererseits, dass während der Konditionierung und Kompaktion unter dem isostatischen Druck eine „Verheilung“ im eigentlichen Sinn aber auch noch nicht stattgefunden hat.

Zum Vergleich mit den in Abb. 4.4 und Abb. 4.5a eingetragenen Messdaten aus den Untersuchungen bei der BGR und beim IfG, Leipzig, sind die aus früheren experimentellen Untersuchungen abgeleiteten Dilatanz-Modellkurven eingezeichnet, wie sie aus Gl. (3.1), Gl. (3.2) und Gl. (5.1) folgen. In nahezu allen Fällen sagen die Modell-Kurven das Einsetzen von Dilatanz bei einem Spannungszustand voraus, der niedriger liegt, als mit den experimentellen Befunden zu diesem Untersuchungsprogramm gefunden wird. Dies gilt

auch für die in Abb. 4.5b zusätzlich aufgenommenen Befunde aus Untersuchungen an Asse-Speisesalz (z2SP). Sie stammen aus dem BMBF-Verbundprojekt „Stoffgesetzvergleich“ (HEEMANN & SCHULZE 2007) und bestätigen die grundsätzlich konservativ formulierten Gleichungen zur Dilatanzgrenze.

Insbesondere im Bereich geringer Minimal-Spannung (d. h. bei geringem Manteldruck) muss generell mit einer Unsicherheit gerechnet werden, die ihre Ursache in der natürlichen Bandbreite von Gefügeeigenschaften verschiedener Prüfkörper haben kann, selbst wenn diese aus dem gleichen Gesteinsbereich stammen. In einem halitischen Gefüge, das beispielsweise hinsichtlich Kornform und mineralischer Beimengungen heterogen ausgebildet ist, wird eine entsprechend heterogene Spannungsverteilung mit Spannungsspitzen um „Härtlinge“ im Gefüge leichter Dilatanz bewirken als in einem homogen ausgebildeten Gesteinsbereich. Erst mit Anstieg der Normal-Spannung wird die Wirkung von Spannungsspitzen im Gefüge und um potentielle Risskeime zunehmend unterdrückt. Zur Berücksichtigung dessen wurde die Dilatanzgrenze gemäß Gl. (3.1) von CRISTESCU & HUNSCHÉ (1998) als „untere Einhüllende“ definiert. Auch die Dilatanzgrenze gemäß Gl. (3.2) von HUNSCHÉ et al. (2003) unterschätzt aus diesem Grund die Dilatanzfestigkeit im Bereich geringen Manteldrucks. Die Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen liegen auch noch oberhalb der im nächsten Kapitel erörterten Dilatanzgrenze, welche die Lastpfadabhängigkeit der Dilatanzgrenze berücksichtigt und die im Rahmen der Auftragsvergabe (HAMPEL 2012a) ermittelt wurde.

In Abb. 4.4 und Abb. 4.5a,b sind zusätzlich die Bruchfestigkeiten (für „Bruch erreicht“) eingetragen. Hier gilt, dass entsprechend bisherigen Befunden (HUNSCHÉ et al. 2003) die experimentell ermittelte Bruchfestigkeit stets oberhalb der konservativen „Bruch_C&H_1998“-Kurve nach CRISTESCU & HUNSCHÉ (1998) liegt. Die Mittelwert-Kurve „Bruch_Go2003“ nach HUNSCHÉ et al. (2003) wird durch die Befunde bestätigt - auch bezüglich der experimentellen Befunde (Dreieck-Symbol) aus dem Auftrag an das IfG, Leipzig.

Tab. 4.1: Ergebnisse aus der Untersuchung zur Dilatanzgrenze an Gorleben-Steinsalz, 840 m-Sohle, aus dem Block GoEB1Bo1.2

Kernbezeichnung	File-Nr	Rate [1/s]	p_c [MPa]	($\Delta\sigma_{max}$) [MPa]	$\varepsilon(\Delta\sigma_{max})$ [%]	$\Delta V/V_0$ ($\Delta\sigma_{max}$) [%]	$\Delta\sigma_{dil}$ [MPa]	$\varepsilon(\Delta\sigma_{dil})$ [%]
GoEB1Bo1.2/B1/4/02	11033	1.00E-05	0.2	30.5	3.5	2.7	14.3	0.135
GoEB1Bo1.2/B2/4/01	11034	1.00E-05	0.5	35	5.3	3.3	15	0.16
zweite Ablesung	11034	1.00E-05	0.5	35	5.1	3.3	16	0.18
GoEB1Bo1.2/B3/4/01	11035	1.00E-05	0.5	34	4.8	3.4	15.2	0.175
zweite Ablesung	11035	1.00E-05	0.5	34	4.9	3.4	15.85	0.185
GoEB1Bo1.2/B4/4/01	11036	1.00E-05	1	38.2	6.5	3.25	14.5	0.11
zweite Ablesung	11036	1.00E-05	1	38.2	6.5	3.25	17.5	0.23
GoEB1Bo1.2/C4/4/01	11037	1.00E-05	2	42.5	10.7	4.45	15	0.17
zweite Ablesung	11037	1.00E-05	2	42.5	11	4.45	18	0.51
GoEB1Bo1.2/D4/4/01	11038	1.00E-06	0.5	30.1	5	3.2	14	0.2
GoEB1Bo1.2/C1/4/01	11039	1.00E-06	0.5	29.8	4.9	3.5	14.2	0.18
GoEB1Bo1.2/D2/4/01	11040	5.80E-08	0.5	28.1	4.98	3.35	13.6	0.22
GoEB1Bo1.2/D1/4/01	11041	5.00E-08	1	29.9	5.3	2.5	13.8	0.17
GoEB1Bo1.2/C3/4/01	11042	5.00E-08	2	30	3.6	0.67	16.9	0.38
GoEB1Bo1.2/D3/4/01	11043	5.20E-08	3	35	6.4	1.39	16.5	0.32
GoEB1Bo1.2/C2/4/01	11044	5.20E-08	0.5	26.3	3.1	1.8	#NV	#NV
GoEB1Bo1.2/A1/3/01	12006	5.20E-08	1	31.5	5.5	2.715	13.8	#NV
GoEB1Bo1.2/A1/3/02	12007	5.10E-08	1	29.8	3.6	1.04	18.5	0.55
GoEB1Bo1.2/A1/3/03	12008	5.10E-08	5	35	5	0	15.7	0.19
GoEB1Bo1.2/A1/3/04	12008	5.10E-08	5	35.2	4.5	0.4	16	0.2
Asse 490 m z3OS-Ro	09023	5.10E-08	5	28.5	11	0	16	0.6
Asse 490 m z3OS-Ro	09023A	5.50E-08	5	29.9	9	#NV	#NV	#NV

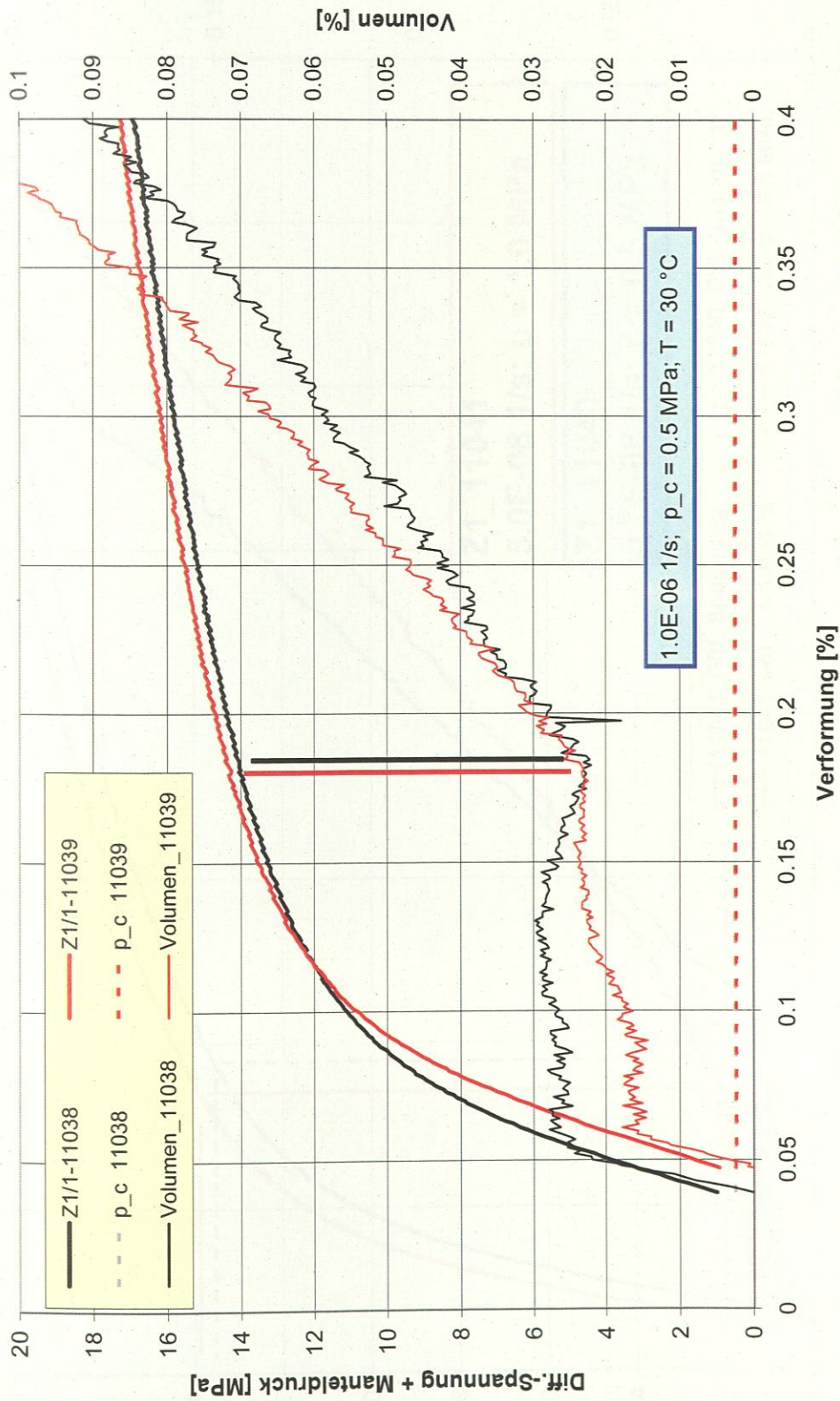


Abb. 4.1: Triaxial-Festigkeitsversuche (11038 und 11039; vergl. Tab 4.1) zur Ermittlung der Dilatanzgrenze anhand der volumetrischen Verformung (Stauchrate: 1,0E-06 1/s; Manteldruck $p_c = 0,5$ MPa; Temperatur $T = 30$ °C).

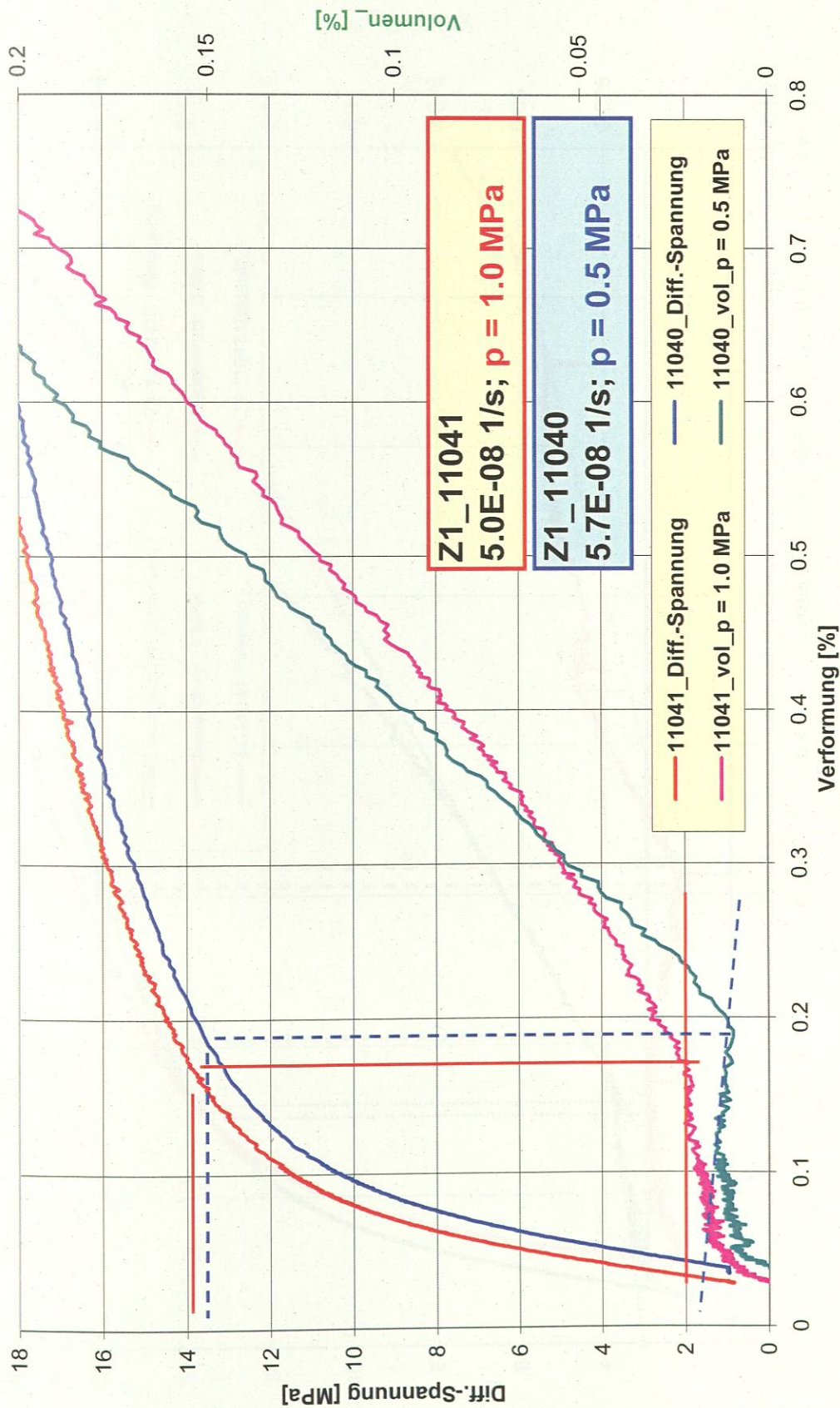


Abb. 4.2: Triaxial-Festigkeitsversuche (11040 und 11041; vergl. Tab 4.1) zur Ermittlung der Dilatanzgrenze anhand der volumetrischen Verformung (Stauchrate: ca. 5.0E-08 1/s; Manteldruck p_c = 0.5 MPa und 1.0 MPa; Temperatur $T = 30$ °C).

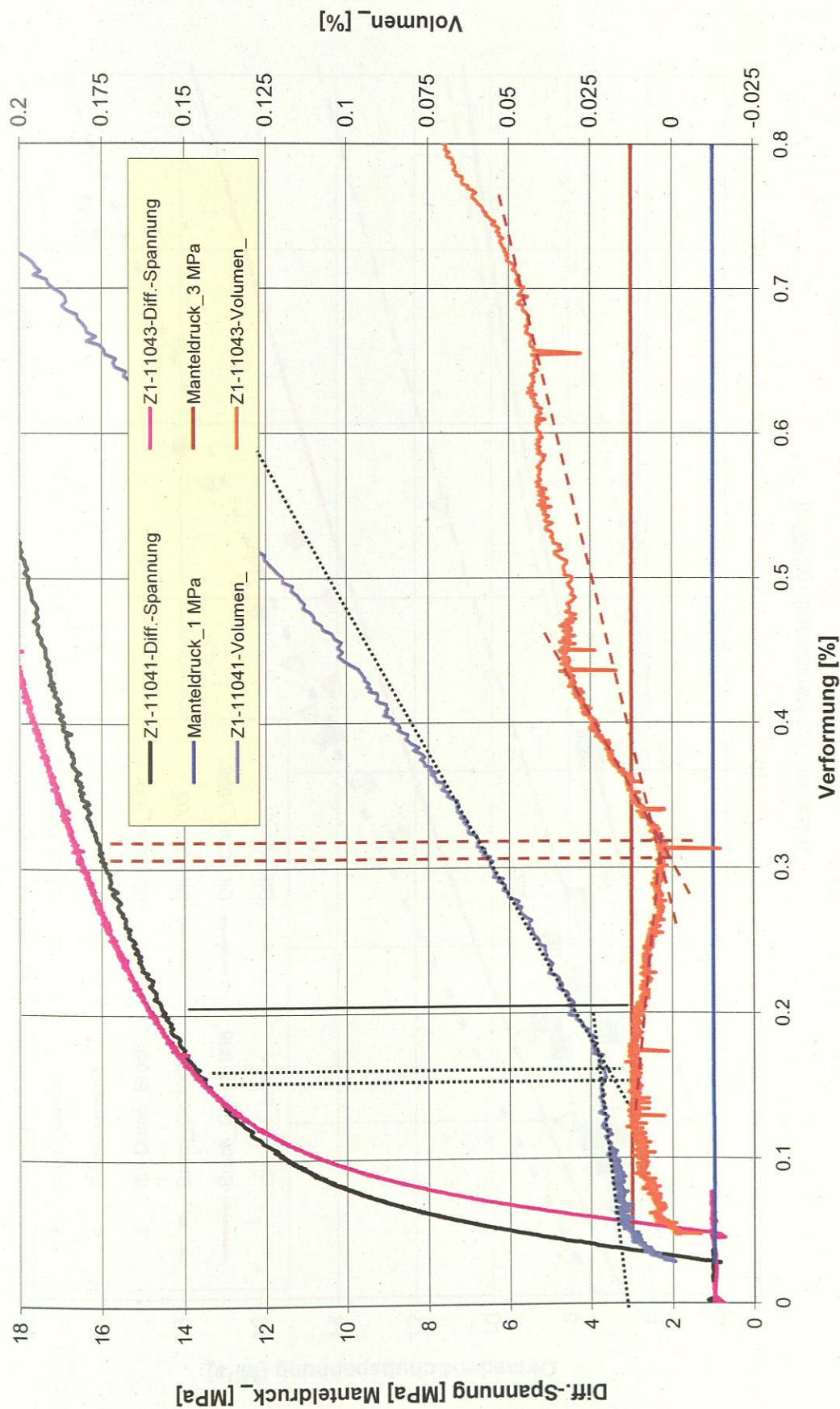


Abb. 4.3: Triaxial-Festigkeitsversuche (11041 und 11043; vergl. Tab 4.1) zur Ermittlung der Dilatanzgrenze anhand der volumetrischen Verformung (Stauchrate: ca. 5,0E-08 1/s; Manteldruck $p_c = 1,0$ MPa und 3,0 MPa; Temperatur $T = 30$ °C).

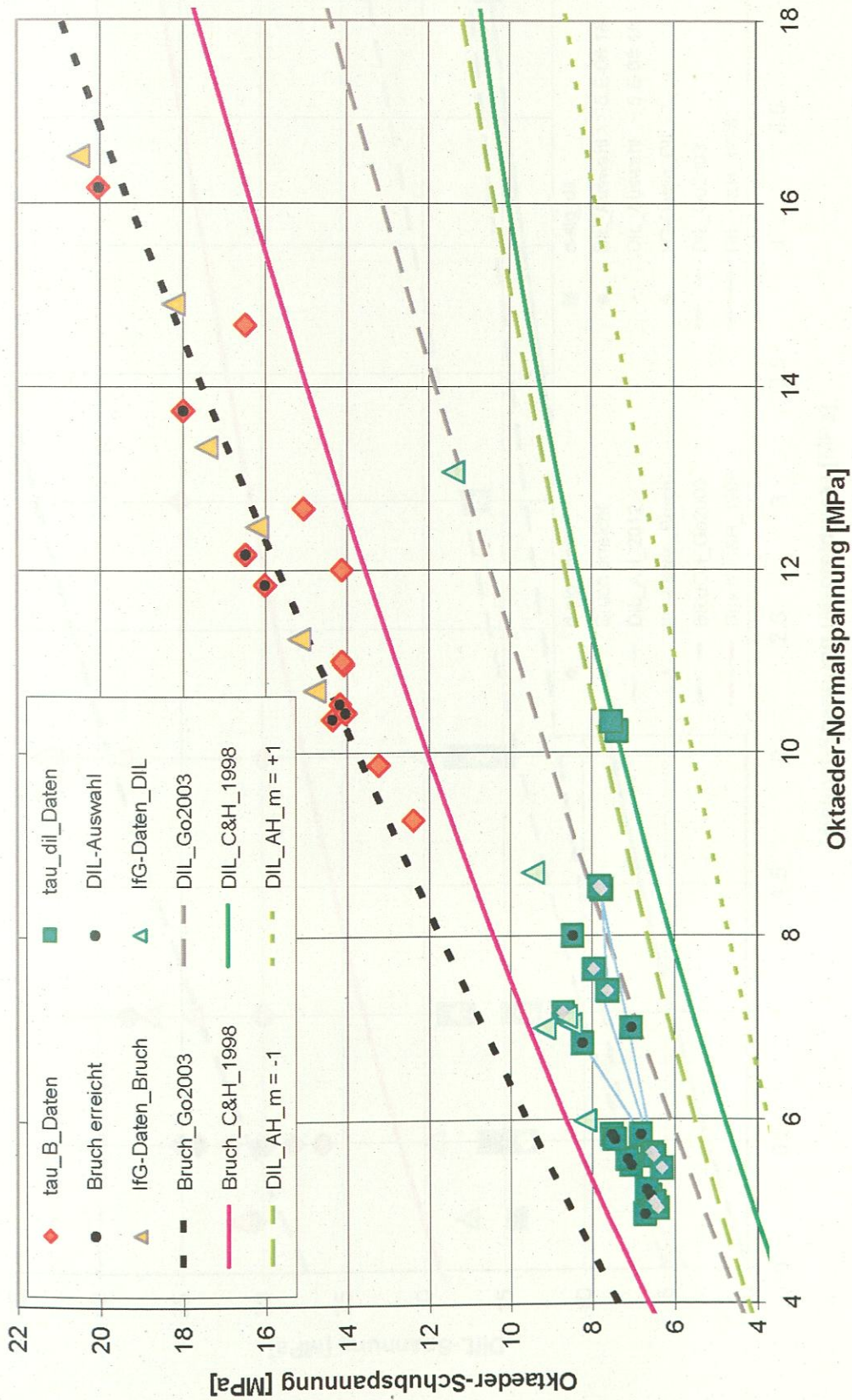


Abb. 4.4: Ergebnisse zur Bruch- und Dilatanzfestigkeit im Lastpfad „Kompression“ aus Versuchen bei der BGR und beim IfG, Leipzig. Nur bei Versuchen mit der Stauchrate $\Delta \epsilon / \Delta t \geq 1,0E-07$ 1/s wurde das Maximum in der Differenz-Spannung erreicht. Die Modell-Kurven für die Invarianten-Darstellung folgen aus Gl. (3.1), Gl. (3.2) sowie Gl. (5.13) und Gl. (5.14).

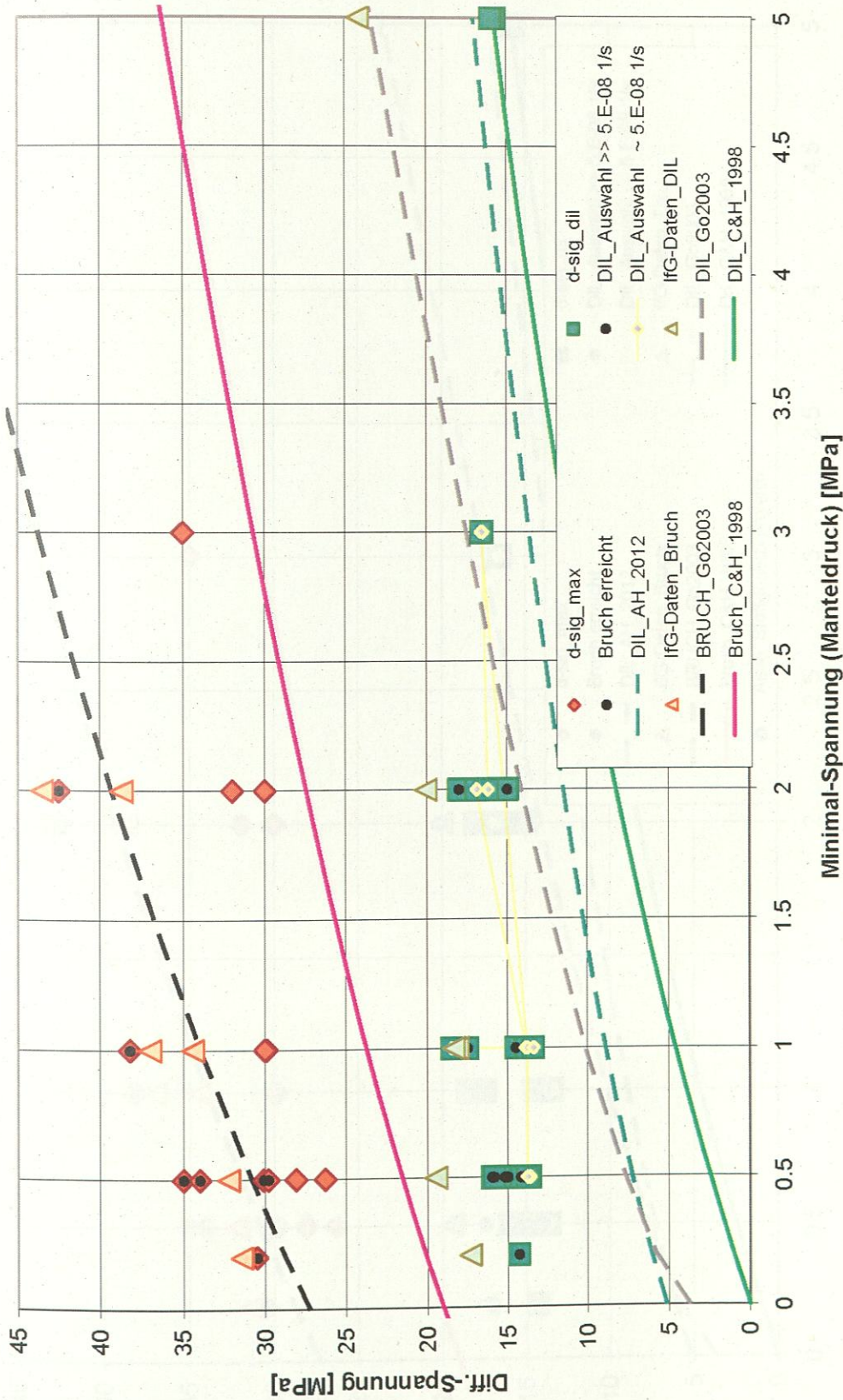


Abb. 4.5a: Ergebnisse zur Bruch- und Dilatanzfestigkeit im Lastpfad „Kompression“ aus Versuchen bei der BGR und dem IfG, Leipzig. Nur bei Versuchen mit der Stauchrate $\Delta\epsilon/\Delta t \geq 1,0E-07$ 1/s wurde das Maximum in der Differenz-Spannung erreicht. Die Modell-Kurven für die Differenzspannung als Funktion des Manteldrucks folgen aus Schulze et al. (2001) sowie Gl. (5.1).

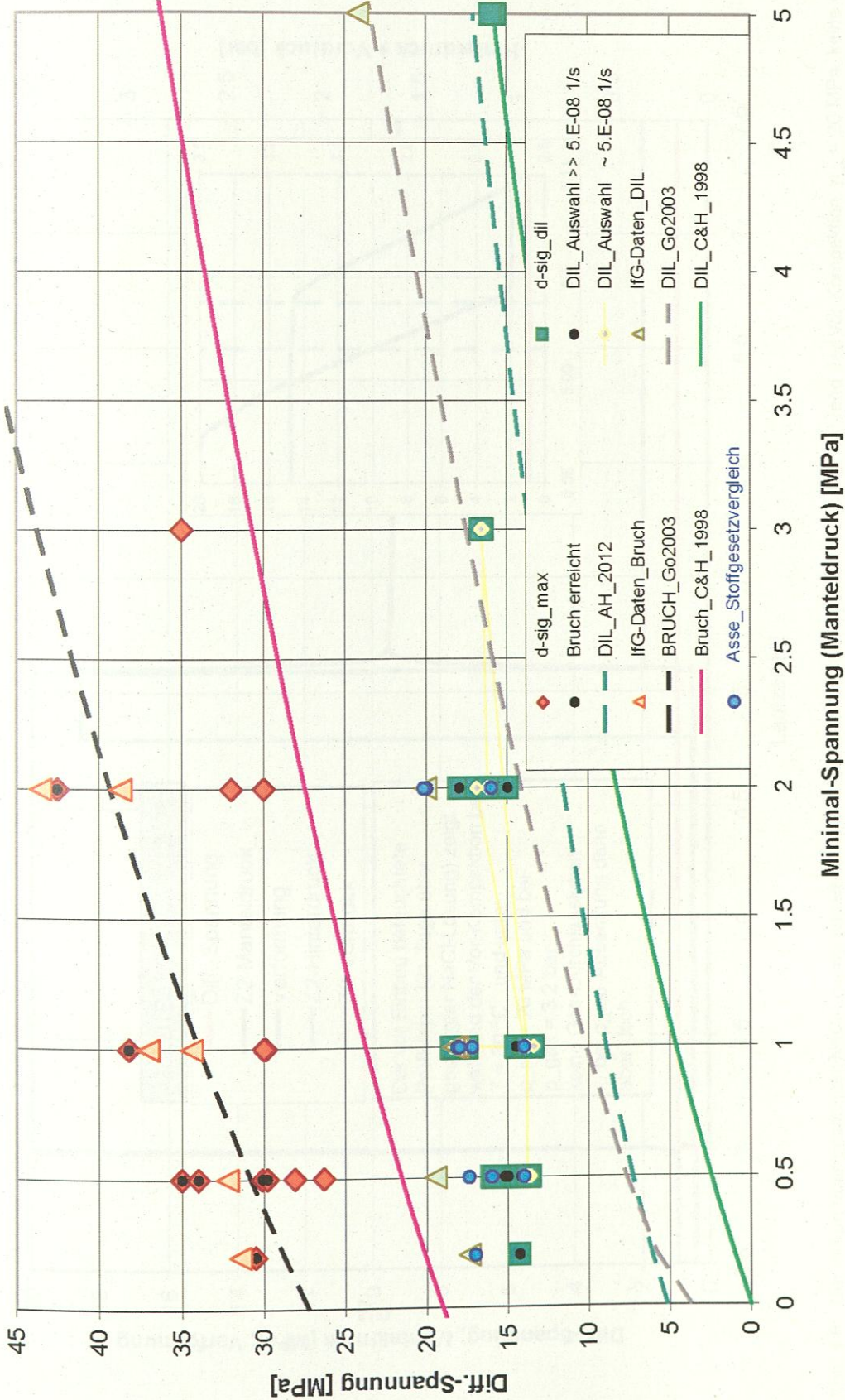


Abb. 4.5b: Ergebnisse zur Bruch- und Dilatanzfestigkeit im Lastpfad „Kompression“ aus Versuchen bei der BGR und dem IfG, Leipzig. Hinzugefügt sind Ergebnisse aus Untersuchungen an Asse-Speisesalz (z2SP), die bei HEEMANN & SCHULZE (2007) dokumentiert wurden.

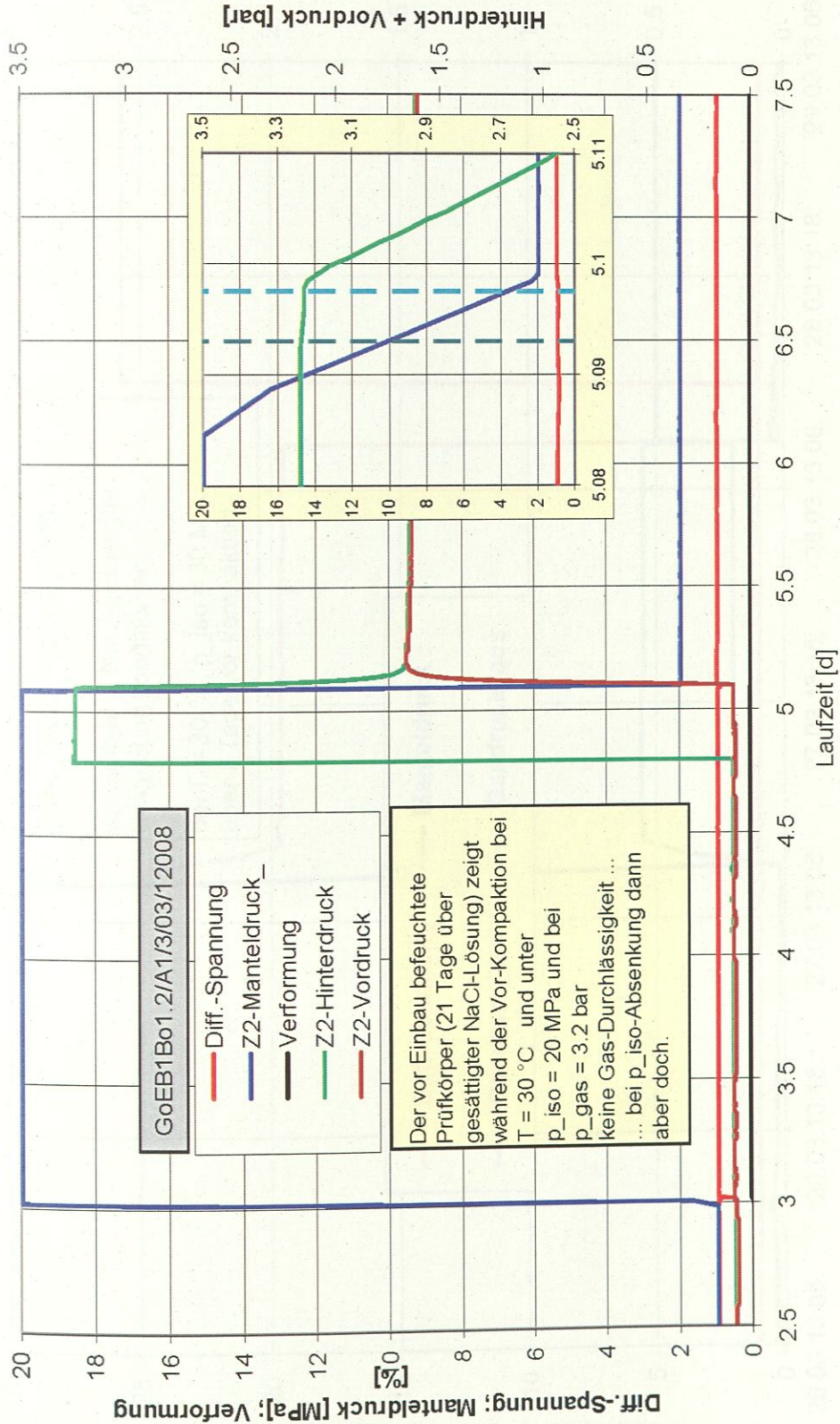


Abb. 4.6: Der in Luft über gesättigter NaCl-Lösung angefeuchtete Prüfkörper 12008 (vergl. Tab. 4.1) zeigt während der Vor-Kompaktion, $p_{\text{iso}} = 20\text{ MPa}$, keine Gas-Durchlässigkeit. Während des Absenkens des isostatischen Drucks setzt Durchströmbarkeit zwischen $p_{\text{iso}} = 10\text{ MPa}$ und $p_{\text{iso}} = 4\text{ MPa}$ vor Erreichen des vorgesehenen Manteldrucks von $p_c = 2\text{ MPa}$ wieder ein. Aus diesem Grund kann in diesem Versuch trotz Vor-Kompaktion das Messen der Gas-Durchlässigkeit nicht zur Detektion des Dilatanzbeginns genutzt werden.

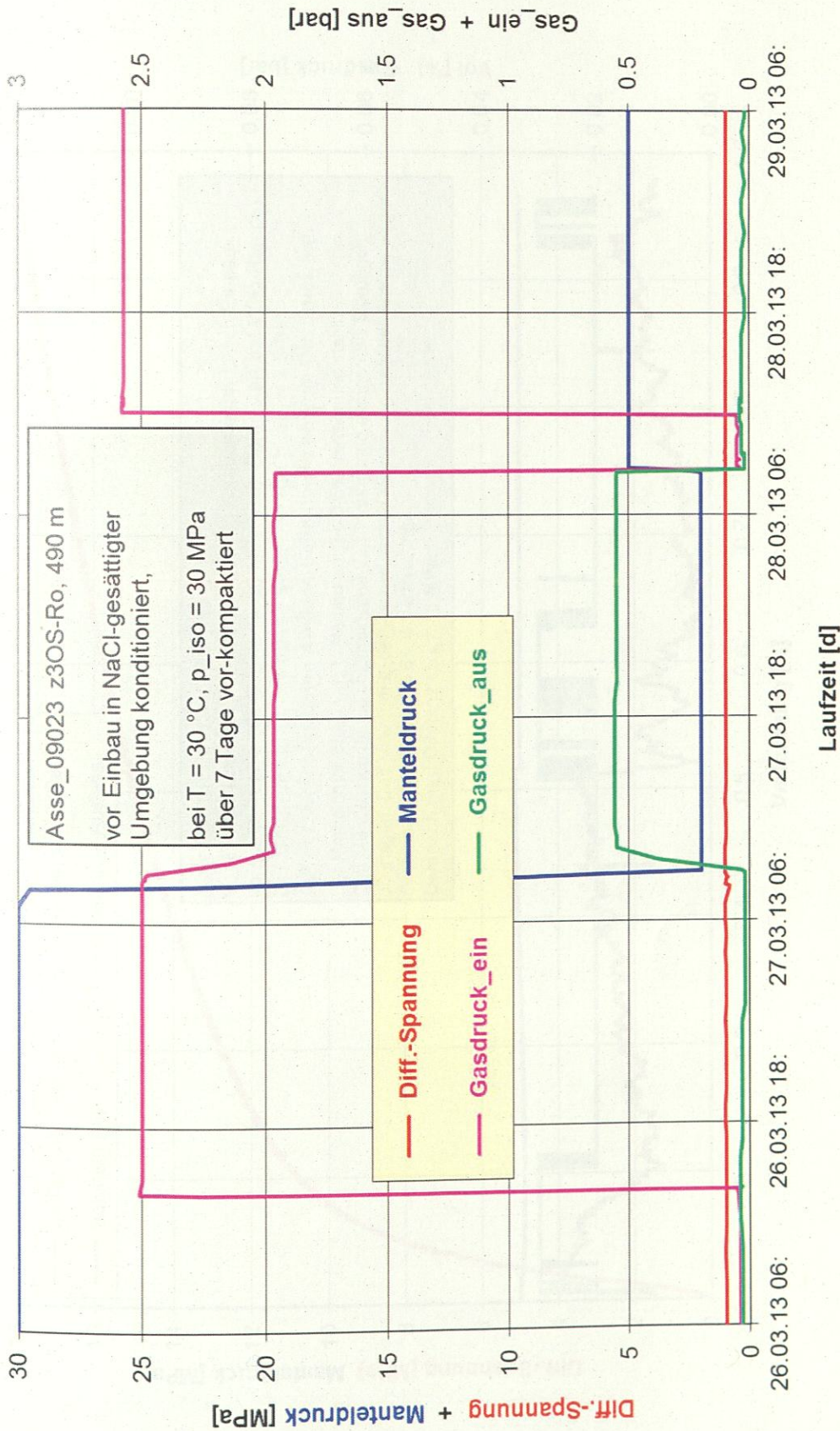


Abb. 4.7: Der in Luft über gesättigter NaCl-Lösung angefeuchtete Prüfkörper 09023 (vergl. Tab. 4.1) zeigt während der Vor-Kompaktion, $p_{iso} = 30$ MPa, keine Gas-Durchlässigkeit. Während des Absenkens des isostatischen Drucks setzt bis zum Endwert $p_{iso} = 2$ MPa keine Durchströmbarkeit wieder ein. Der nachfolgende Festigkeitsversuch (Abb. 4.8 und 4.9) wurde dann beim Manteldruck $p_c = 5$ MPa durchgeführt.

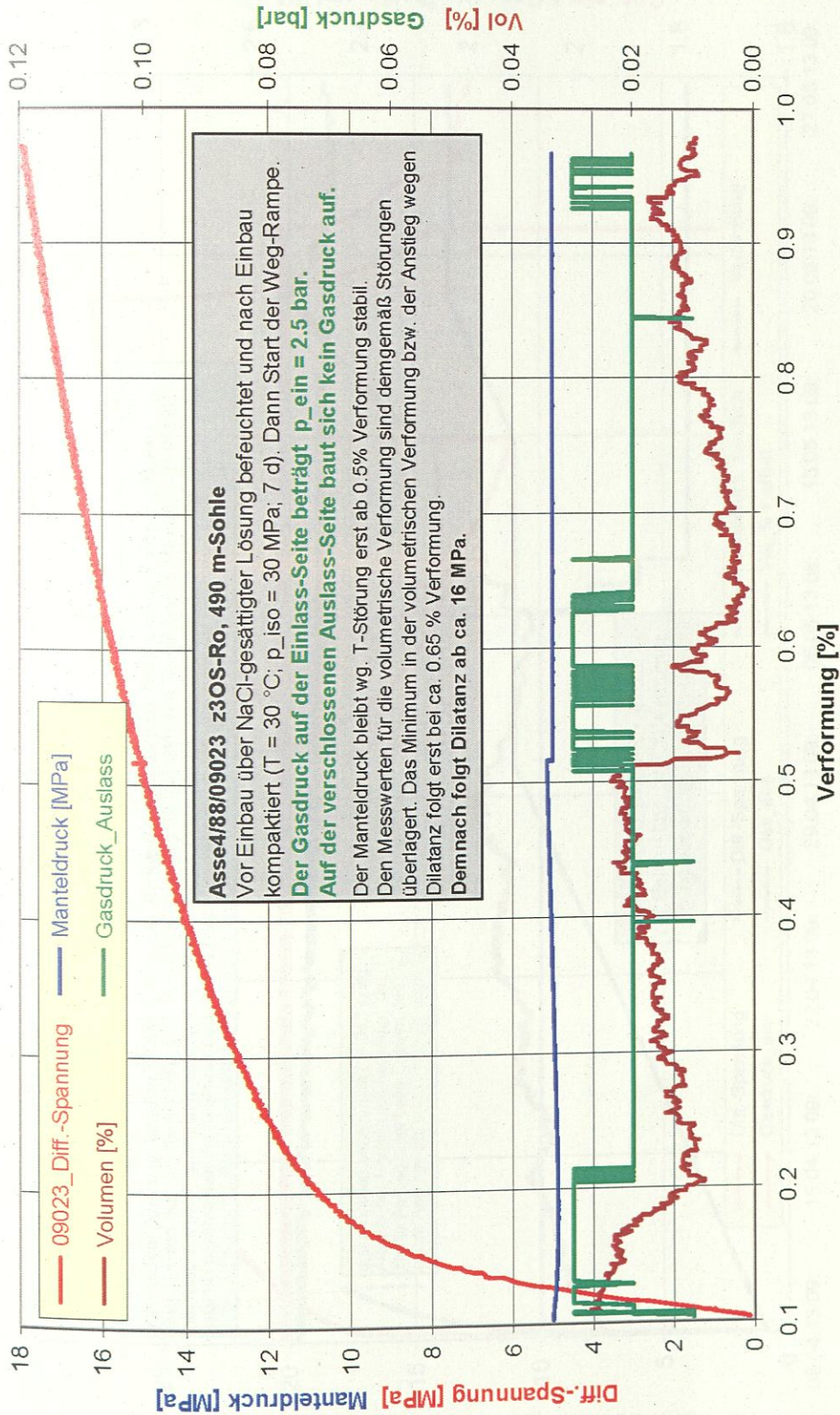


Abb. 4.8: Bei dem in Luft über gesättigter NaCl-Lösung angefeuchteten und bei p_{iso} = 30 MPa vorkompaktierten Prüfkörper 09023 (Asse-Steinsalz, z3OS-Ro; vergl. Tab. 4.1) setzt bis zum Abbruch des Festigkeitsversuchs bei der Differenz-Spannung Δσ = 18 MPa wegen Regler-Störung trotz Erreichens von volumetrischer Dilatanz keine Durchströmbarkeit ein. Stauchrate Δε/Δt = 5,1E -08 1/s.

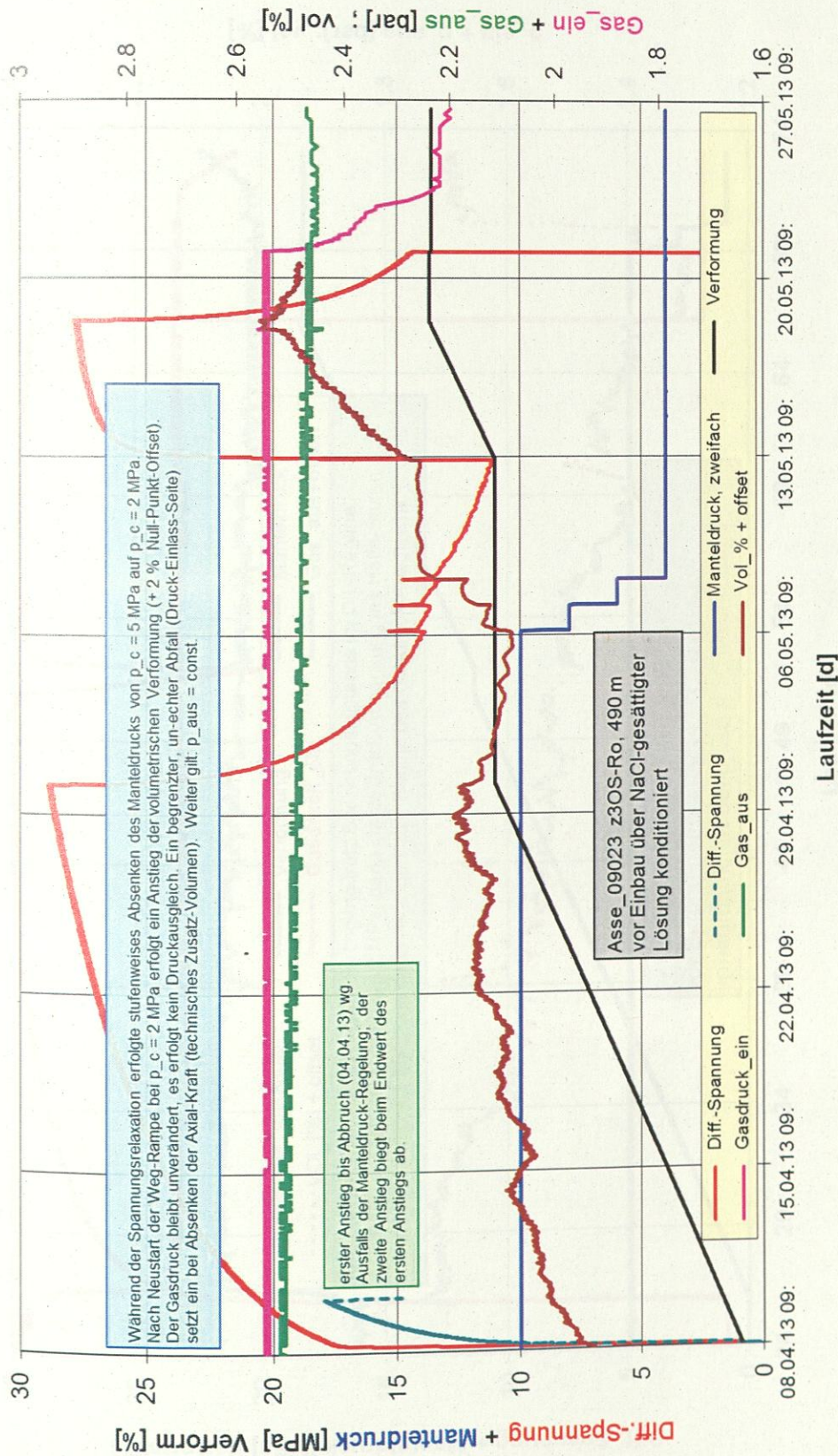


Abb. 4.9: Fortsetzung des Festigkeitsversuchs 09023 (Asse-Steinsalz, z3OS-Ro; vergl. Tab. 4.1) nach Abbruch bei der Differenz-Spannung $\Delta\sigma = 18$ MPa wegen Regler-Störung. Aufgrund von Deformationsverfestigung folgt gleich zu Beginn ein steiler Anstieg in der Differenz-Spannung. Spannungsrelaxation kurz vor Erreichen der Maximal-Spannung. Nach Neustart der Wegrampe setzt trotz Anstiegs in der volumetrischen Verformung weiterhin noch keine Durchströmbarkeit ein.

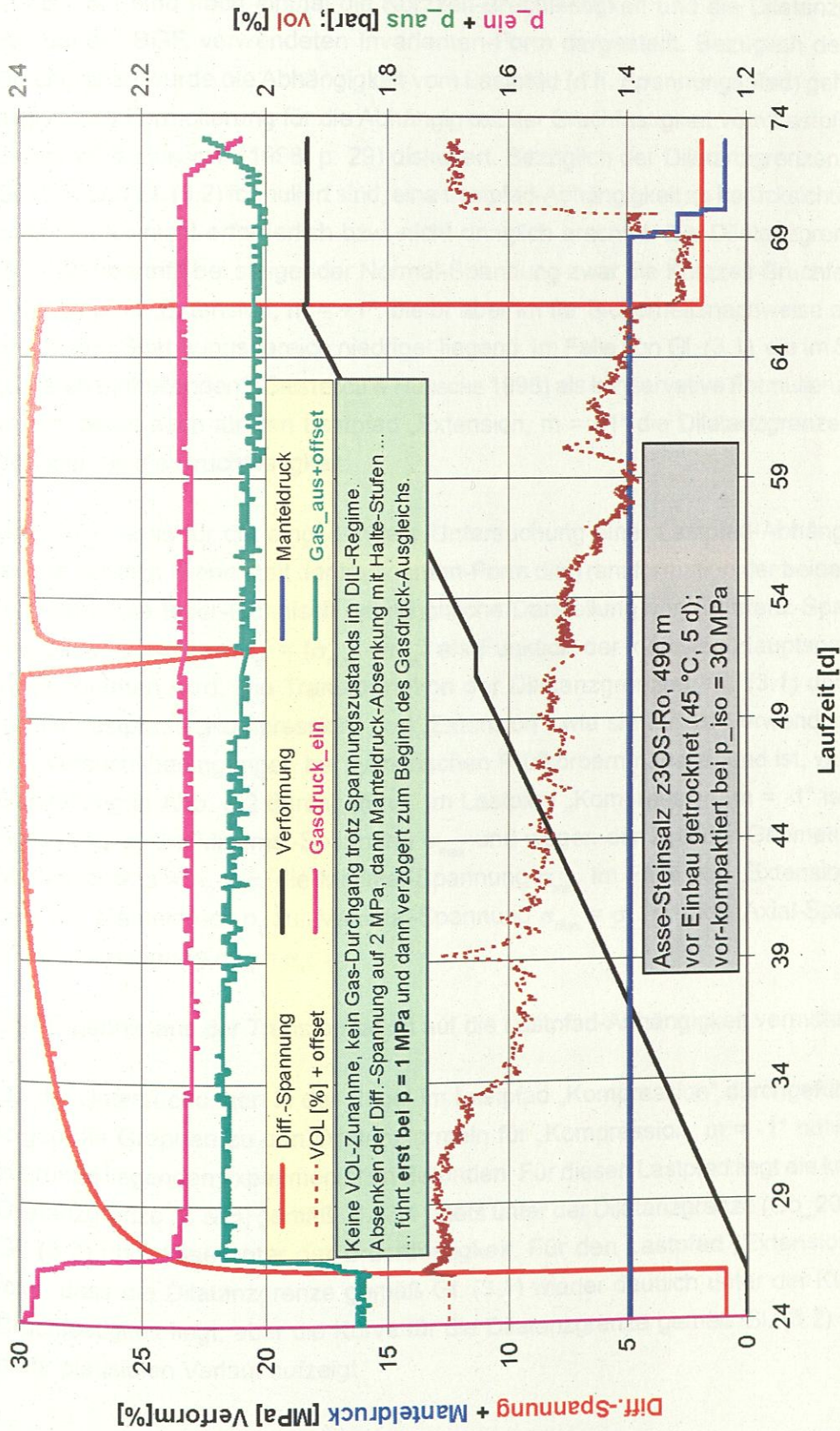


Abb. 4.10: Fortsetzung des Versuchs 09023 (Asse, z3OS-Ro; vergl. Tab. 4.1) als 09023A nach Ausbau und Trocknung. Nach steilem Anstieg der Differenz-Spannung wegen Vor-Verfestigung und weiterem Anstieg bis in das Dilatanzregime zeigen weder volumetrische Verformung noch Durchströmbarkeit ein aus Schädigung, Auflockerung und Ausbildung von Wegsamkeiten resultierendes Dilatanz-Verhalten.

5 Diskussion zur Lastpfadabhängigkeit der Dilatanzgrenze

In Abb. 5.1 sind noch einmal die Kurzzeit-Bruchfestigkeit und die Dilatanzgrenzen in der bei der BGR verwendeten Invarianten-Form dargestellt. Bezüglich der Kurzzeit-Bruchgrenze wurde die Abhängigkeit vom Lastpfad (d.h. Spannungspfad) gefunden. Die allgemeine Formulierung für die Abhängigkeit der Bruchfestigkeit vom Lastpfad wird bei CRISTESCU & HUNSCHE (1998, p. 29) diskutiert. Bezüglich der Dilatanzgrenzen, wie sie in Gl. (3.1) und Gl. (3.2) formuliert sind, eine Lastpfad-Abhängigkeit zu berücksichtigen, wurde zunächst für nicht erforderlich bzw. nicht dringlich erachtet. Die Dilatanzgrenze gemäß Gl. (3.2) übertrifft bei steigender Normal-Spannung zwar die Kurzzeit-Bruchfestigkeit für den Lastpfad „Extension, $m = +1$ “, bleibt aber im für Sicherheitsnachweise als relevant erachteten Spannungsbereich niedriger liegend. Im Falle von Gl. (3.1), die im Sinne einer „Unteren Einhüllenden“ (CRISTESCU & HUNSCHE 1998) als konservative Formulierung gewählt wurde, bleibt auch für den Lastpfad „Extension, $m = +1$ “ die Dilatanzgrenze zutreffend geringer als die Bruchfestigkeit.

Das Erfordernis für die eingehendere Untersuchung einer Lastpfad-Abhängigkeit wird jedoch deutlich, wenn statt der Invarianten-Form die Transformation der beiden Dilatanzformeln in die labor-technisch gebräuchliche Darstellung von Differenz-Spannung auf der Dilatanzgrenze $\Delta\sigma_{dil} = (\sigma_{max} - \sigma_{min})$ als Funktion der kleinsten Hauptspannung σ_{min} vorgenommen wird. Die Transformation der Dilatanzgrenzen, Gl. (3.1) und Gl. (3.2), für die Lastpfade „Kompression“ und „Extension“, wie sie für die Verwendung im Falle von Versuchsbedingungen bei zylindrischen Prüfkörpern naheliegend ist, wurde für die Darstellung in Abb. 5.2 durchgeführt. Im Lastpfad „Kompression, $m = -1$ “ ist die Axial-Spannung σ_1 die Maximal-Spannung σ_{max} und wegen der Zylinder-Geometrie wird der Manteldruck $p = \sigma_2 = \sigma_3$ die Minimal-Spannung σ_{min} . Im Falle von „Extension, $m = +1$ “ wird der Manteldruck p_c zur Maximal-Spannung $\sigma_{max} = \sigma_{2,3}$ und die Axial-Spannung zur Minimal-Spannung $\sigma_{min} = \sigma_1$.

Das Ergebnis aus der Transformation auf die Lastpfad-Abhängigkeit vermittelt Abb. 5.2.

Da die Untersuchungen in der Regel im Lastpfad „Kompression“ durchgeführt wurden, folgen die Graphen zu den Dilatanzformeln für „Kompression, $m = -1$ “ notwendig den zugrunde liegenden experimentellen Befunden. Für diesen Lastpfad liegt die konservative Dilatanzgrenze (C & H) gemäß Gl. (3.1) stets unter der Dilatanzgrenze (Go_2003) gemäß Gl. (3.2) und diese unter der Bruchfestigkeit. Für den Lastpfad „Extension, $m = +1$ “ folgt, dass die Dilatanzgrenze gemäß Gl. (3.1) wieder deutlich unter der Kurve für die Bruchfestigkeit liegt, aber die Kurve für die Dilatanzgrenze gemäß Gl. (3.2) einen nicht mehr plausiblen Verlauf aufzeigt.

Infolgedessen liefern Modellberechnungen, wie sie beispielsweise mit dem CDM-Stoffgesetz-System durchgeführt wurden und bei welchen die aus Versuchsergebnissen im Lastpfad „Kompression“ abgeleitete Dilatanzgrenze gemäß Gl. (3.2) verwendet wurde, für Tragelemente wie schlanke Pfeiler zutreffende Ergebnisse zum Einsetzen und Fortschreiten von Dilatanz (HAMPEL 2007). Im Falle einer Belastungssituation, wie sie bei Bohrlöchern oder Strecken besteht, wo also der Lastpfad „Extension“ dominiert, wird die Dilatanz-Entwicklung erheblich unterschätzt, wenn die gegenüber In-situ-Befunden für „Extension“ rechnerisch unplausibel hohe Dilatanzfestigkeit gemäß Gl. (3.2) genutzt wird. Aus diesem Grunde wurde eine CDM-Version für die Vorhersage zum Einsetzen und der Fortentwicklung von Dilatanz für beliebige Spannungszustände hinzugezogen (Anlage 2). Dies ist nach Ausweis der Modellberechnungen für die verschiedenen Lastfälle gelungen, indem die Dilatanzgrenze als Funktion der minimalen Hauptspannung formuliert wurde. Nachfolgend werden wesentliche Details zur Lastpfadabhängigkeit der Dilatanzgrenze zusammengestellt.

Die Deformation verursachende Differenz-Spannung (Effektiv-Spannung, Deviator-Spannung) ist wie folgt definiert

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (5.1)$$

Für den Lastpfad „Kompression, $m = -1$ “ mit $\sigma_{\max} = \sigma_1$ und $\sigma_{\min} = \sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_{2,3}$ folgt

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = \sigma_1 - \sigma_{2,3} \quad (5.2)$$

und für den Lastpfad „Extension, $m = +1$ “ mit $\sigma_{\max} = \sigma_{2,3}$ und $\sigma_{\min} = \sigma_1$ folgt

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = \sigma_{2,3} - \sigma_1 \quad (5.3)$$

Der Lode-Parameter „ m “ zur Beschreibung des Lastpfades ist in allgemeiner Form bei CRISTESCU & HUNSCH (1998) definiert. Für die Diskussion der beiden Lastpfade „Kompression, $m = -1$ “ und „Extension, $m = +1$ “, die für die Zylinder-Geometrie relevant sind und die für eine In-situ-Situation den jeweils extremen Fall repräsentieren, muss davon kein Gebrauch gemacht werden.

In der Formulierung mit Invarianten (Oktaederebenen-Darstellung) gilt für die Oktaeder-Schubspannung τ_o

$$\tau_o = 1/3 \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (5.4)$$

und für die Oktaeder-Normalspannung σ_o

$$\sigma_o = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 \quad (5.5)$$

Da (bleibende) Verformung neben dem volumentreuen Kriechen auch Beiträge enthalten kann, die aus Dilatanz-Prozessen folgen, werden aus Befunden experimenteller Untersuchungen Formulierungen für die Dilatanzgrenze abgeleitet, die empirisch den Spannungszustand definieren, oberhalb dessen Dilatanz-Prozesse wirksam werden.

Bei BGR wurden die beiden mit Gl. (3.1) und Gl. (3.2) bereits genannten Dilatanzformeln entwickelt (Oktaederebenen-Form, vergl. Abb. 5.1):

$$\text{HUNSCHÉ et al. (2003):} \quad \tau_{\text{eff,dil,hglla(1)}} = 2,61248 \cdot \sigma_o^{0,78093} \quad (3.1)$$

$$\text{mit } \tau_{\text{eff,dil(1)}} = \tau_{o,\text{dil(1)}} \cdot \sqrt{3}$$

$$\text{CRISTESCU \& HUNSCHÉ (1998):} \quad \tau_{o,\text{dil(2)}} = -1,697\text{E-}02 \cdot \sigma_o^2 + 0,8996 \cdot \sigma_o \quad (3.2)$$

Dem aus der Diskussion der $\Delta\sigma = f(\sigma_{\text{min}})$ -Abhängigkeit gegenüber Gl. (3.2) abzuleitenden Vorbehalt gegen die bisher genutzten Formulierungen, der zuvor mit Abb. 5.2 begründet wurde, ist im Rahmen von Auftragsarbeit (HAMPEL 2012a) und mit Bezug auf diesbezüglich verfügbare Untersuchungen aus dem BMBF-Verbundprojekt „Stoffgesetzvergleich“ (HAMPEL 2012b) nachgegangen worden. HAMPEL (2012a) hat aus seinen Untersuchungen eine Formulierung für die Dilatanzgrenze abgeleitet, bei der die Effektiv-Spannung auf der Dilatanzgrenze eine Funktion der minimalen Hauptspannung ist. Diese soll für alle Lastpfade gelten und bleibt weiterhin allein eine Funktion des Spannungszustands:

$$\Delta\sigma_{\text{dil,ah}}(\sigma_{\text{min}}) = (a_{\text{dil}} \cdot (\sigma_{\text{min}} + b_{\text{dil}}))^{1/2} \quad (5.6)$$

Daraus folgt mit der Umformung von Gl. (5.4) für $m = -1$ mit $\sigma_1 \geq \sigma_{2,3}$ wie auch für $m = +1$ mit $\sigma_1 \leq \sigma_{2,3}$ gleichermaßen

$$\tau_o = 1/3 \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} = \Delta\sigma \cdot 1/3 \cdot \sqrt{2} \quad (5.7)$$

$$\text{bzw. } \Delta\sigma = \tau_o \cdot 3 / \sqrt{2}$$

und damit gemäß Gl. (5.6)

$$\tau_{o,\text{dil,ah}} = \Delta\sigma_{\text{dil,ah}}(\sigma_{\text{min}}) \cdot 1/3 \cdot \sqrt{2} = [a_{\text{dil}} \cdot (\sigma_{\text{min}} + b_{\text{dil}})]^{1/2} \cdot 1/3 \cdot \sqrt{2} \quad (5.8)$$

Bei der Oktaeder-Normalspannung ist zu beachten, dass aus Gl. (5.5) folgt

$$\sigma_o (m = -1) = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 = (\sigma_1 + 2 \cdot \sigma_{2,3})/3 = (\Delta\sigma + 3 \cdot \sigma_{2,3})/3 \quad (5.9)$$

$$\sigma_o (m = +1) = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 = (2 \cdot \sigma_{2,3} + \sigma_1)/3 = (2 \cdot \Delta\sigma + 3 \cdot \sigma_1)/3 \quad (5.10)$$

und weiter für $(m = -1)$ mit $\sigma_{2,3} = \sigma_{\min}$ bzw. $(m = +1)$ mit $\sigma_1 = \sigma_{\min}$

$$\sigma_{\min} (m = -1) = (3 \cdot \sigma_o - \Delta\sigma) / 3 = (3 \cdot \sigma_o - \tau_o \cdot 3 / \sqrt{2}) / 3 = (\sigma_o - \tau_o / \sqrt{2}) \quad (5.11)$$

$$\sigma_{\min} (m = +1) = (3 \cdot \sigma_o - 2 \cdot \Delta\sigma) / 3 = (3 \cdot \sigma_o - 2 \cdot \tau_o \cdot 3 / \sqrt{2}) / 3 = (\sigma_o - \tau_o \cdot \sqrt{2}) \quad (5.12)$$

Einsetzen von Gl. (5.11) bzw. Gl. (5.12) in Gl. (5.8) liefert die Formulierungen in Form der Invarianten $\tau_{o,dil,ah} = (\sigma_o)$

$$\begin{aligned} \tau_{o,dil,ah} &= \Delta\sigma_{dil,ah}(\sigma_{\min}) \cdot 1/3 \cdot \sqrt{2} = (a_{dil} \cdot (\sigma_{\min} + b_{dil}))^{1/2} \cdot 1/3 \cdot \sqrt{2} \\ &= (a_{dil})^{1/2} \cdot (\sigma_{\min} + b_{dil})^{1/2} \cdot 1/3 \cdot \sqrt{2}, \end{aligned}$$

indem über

$$(\sigma_{\min} + b_{dil})^{1/2} \text{ mit}$$

$$\begin{aligned} m = -1: \quad (\sigma_{\min} + b_{dil})^{1/2} &= [(3 \cdot \sigma_o - \Delta\sigma)/3 + b_{dil}]^{1/2} = [(3 \cdot \sigma_o - 3 \cdot \tau_{dil}/\sqrt{2})/3 + b_{dil}]^{1/2} \\ &= (\sigma_o - \tau_{dil}/\sqrt{2} + b_{dil})^{1/2} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} m = +1: \quad (\sigma_{\min} + b_{dil})^{1/2} &= [(3 \cdot \sigma_o - 2 \cdot \Delta\sigma)/3 + b_{dil}]^{1/2} = [(3 \cdot \sigma_o - 6 \cdot \tau_{dil}/\sqrt{2})/3 + b_{dil}]^{1/2} \\ &= (\sigma_o - \sqrt{2} \cdot \tau_{dil} + b_{dil})^{1/2} \end{aligned}$$

aus den quadratischen Gleichungen als Lösung folgt:

$$m = -1: \quad \tau_{o,dil,ah}(\sigma_o) = -a_{dil}/(9 \cdot \sqrt{2}) \pm [(2 \cdot a_{dil})^{1/2} \cdot (\sigma_o + a_{dil}/36 + b_{dil})^{1/2}]/3 \quad (5.13)$$

$$m = +1: \quad \tau_{o,dil,ah}(\sigma_o) = -2 \cdot a_{dil}/(9 \cdot \sqrt{2}) \pm [(2 \cdot a_{dil})^{1/2} \cdot (\sigma_o + a_{dil}/9 + b_{dil})^{1/2}]/3 \quad (5.14)$$

Sei $\sigma_{\min} = 0$ MPa; $a_{dil} = 53$; $b_{dil} = 0,5$ MPa folgt aus Gl. (5.8) $\tau_{o,dil,ah} = 2,43$ MPa.

Für $m = -1$ wird $\sigma_o = 1,72$ MPa und für $m = +1$ wird $\sigma_o = 3,43$ MPa.

Das Ergebnis aus dieser Rück-Transformation in die Invarianten-Formulierung zeigt Abb. 5.3.

Da im Falle eines Spannungszustands im Dilatanz-Regime sowohl Riss-Bildung als auch Riss-Weitung stattfinden und der Dilatanz-Fortschritt unter Bezugnahme auf die Dilatanzgrenze über das r_v -Konzept beschrieben werden soll (HUNSCHE et al. 2003), muss auch die für das r_v -Konzept empirisch abgeleitete Gleichung neu formuliert werden. Beim r_v -Konzept wird auf Grundlage zahlreicher experimenteller Untersuchungsbefunde bei der BGR davon ausgegangen, dass sowohl während der transienten als auch während der stationären Verformung bei einem Spannungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze die volumetrische Verformungsrate (Dilatanzrate) $d\varepsilon_{vol}/dt$ und die Kriechrate $d\varepsilon_{creep}/dt$ in einem konstanten Verhältnis zueinander stehen, das nur vom Spannungszustand $r_v(\tau_o, \sigma_o)$ nicht aber von der Verformung abhängt (HUNSCHE et al. 2003; HAMPEL 2007; HAMPEL & SCHULZE 2007):

$$r_v(\tau_o, \sigma_o) = d\varepsilon_{vol}/dt / d\varepsilon_{creep}/dt \quad (5.15)$$

Einen Vorschlag für die r_v -Formulierung, die an die aktuellen Befunden aus dem BMBF-Verbundvorhaben empirisch angepasst wurde, hat HAMPEL (2012a) erarbeitet. An dieser Stelle sei auf den in der Anlage 2 beigefügten Bericht aus der Auftragsvergabe verwiesen - und dort auf das fünfte Kapitel „ r_v -Formulierung und Schädigungseinfluss bis zum Bruch“. Demzufolge bleibt das r_v -Konzept im Kern unverändert. Allerdings bedarf es bei BGR weiterer experimenteller Untersuchungen, die sowohl konkret auf eine Lastführung in „Extension“ als auch auf Standort-Material auszurichten sind, um die gegebenenfalls bisher als nicht zu berücksichtigen betrachtete Abhängigkeit von Gefüge-Merkmalen zu ermitteln.

6 Zusammenfassung

Wegen der besonderen Bedeutung von Prozessen, die bei Dilatanz wirksam werden, sind im Rahmen dieses Arbeitspakets experimentelle Untersuchungen durchgeführt worden, bei denen dem Dilatanz-Verhalten von Steinsalz-Material aus dem Erkundungsbergwerk Gorleben nachgegangen wurde. Hierzu lagen bereits Untersuchungen vor (HUNSCHE et al. 2003), allerdings war die Bandbreite in den Aussagen zum Spannungszustand, bei dem Dilatanz-Wirkung einsetzt, so ausgedehnt, dass zur Überprüfung weitere Untersuchungen notwendig wurden. Das dafür zur Verfügung gestellte Material stammt aus dem Steinsalz-Block GoEB1Bo1.2, der im südlichen Teil des West-Querschlags des Erkundungsbergwerkes Gorleben im Streifensalz (z2HS2) gewonnen wurde (Detail-Information bei POPP 2011).

Die Laborversuche bei der BGR und bei dem IfG, Leipzig, als Auftragnehmer für ein gleichartiges Laborprogramm, wurden in Triaxial-Prüfmaschinen an zylindrischen Prüfkörpern im Lastpfad „Kompression“ durchgeführt. Dazu wurde ein Prüfkörper während eines Festigkeitsversuchs mit einem jeweils konstant gehaltenen Manteldruck eingespannt. Die Axial-Belastung erfolgte in Weg-Regelung mit verschiedenen, in einem Einzel-Versuch jeweils konstant gehaltenen Stauchraten. Zur Detektion des Dilatanzbeginns und der Dilatanz-Entwicklung diente die Messung der volumetrischen Verformung.

Die ungleich höheren Aufwand erfordernden Versuche im Lastpfad „Extension“, die zur Untersuchung einer Lastpfadabhängigkeit der Dilatanzgrenze benötigt werden, konnten in diesem Untersuchungsprogramm aus planungstechnischen bzw. Zeitgründen noch nicht begonnen werden.

Die Ergebnisse aus den Versuchen im Lastpfad „Kompression“ bestätigen den bei HUNSCHE et al. (2003) berichteten Sachstand zur Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum. Allerdings wird wieder eine erhebliche Bandbreite gefunden, die Ausdruck ist für den messtechnisch nur unsicher erfassbaren Beginn von volumetrischer Verformung aufgrund des Einsetzens von Mikroriss-Bildung. Hinzukommt, dass in diesem Minimal-Bereich volumetrischer Verformung der quasi-linear-elastische Anstieg der Differenz-Spannung erfolgt (vergl. Abb. 4.1, Abb. 4.2 und Abb. 4.3). Kriechen und schließlich vom Schädigungsfortschritt getragene Verformung sind noch nicht dominant.

Insbesondere im Bereich geringen Manteldrucks kann eine Spannungskonzentration an Gefügestörungen in der halitischen Matrix das Einsetzen von Dilatanz begünstigen. Dies gilt sowohl für das Materialverhalten im Laborversuch als auch unter In-situ-Bedingung in der Nähe von freien Oberflächen mit geringer Minimal-Spannung. Erst mit Anstieg der Normal-Spannung wird die Wirkung von Spannungsspitzen im Gefüge und um potentielle Risskeime zunehmend unterdrückt. Zur Berücksichtigung dessen wird die Dilatanzgrenze stets als „untere Einhüllende“ bzw. sehr konservativ formuliert. Eine Abhängigkeit der

Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum vom Standort einer Steinsalzformation oder einem Feldesteil ist aufgrund der eine Dilatanz auslösenden mikromechanischen Prozesse auszuschließen und wird im Vergleich mit Befunden aus anderen Lokationen auch nicht gefunden.

Zur Diskussion der Lastpfadabhängigkeit der Dilatanzgrenze liegen die Ergebnisse aus HAMPEL 2012a vor. Die bei der BGR aus Versuchen im Kompressionspfad abgeleiteten Formulierungen zur Dilatanzgrenze mit Spannungsinvarianten zeigen bei der Transformation auf den Lastpfad „Extension“, dass sie dann eine unplausibel hohe Dilatanzfestigkeit vorhersagen. Aus diesem Grunde war es das Ziel des Auftrags, für das CDM-Stoffgesetz-System eine Version für beliebige Spannungszustände bereitzustellen. Das Ergebnis ist im Bericht des Auftragnehmers dargestellt, der diesem Bericht in der Anlage 2 beigelegt ist. Die im fünften Kapitel dieses Berichts im Vergleich mit den experimentellen Befunden dargestellte Formulierung aus dem Bericht des Auftragnehmers (vergl. Abb. 4.4 und Abb. 4.5a, b) belegt deren Eignung. Untersuchungen zur Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum für den Lastpfad „Extension“ bleiben aber dennoch erforderlich, insbesondere um für die Schädigungsentwicklung gemäß dem r_v -Konzept (HUNSCH 2003) eine Datenbasis zu schaffen.

Literaturverzeichnis

- CRISTESCU, N. & U. HUNSCHE (1998): Time effects in rock mechanics.- Series: Materials, modelling and computation; 342 pp.; JOHN WILEY & SONS, Chichester (UK).
- FROST, H. J. & M. F. ASHBY (1982): Deformation mechanism maps: the plasticity and creep of metals and ceramics.- Pergamon Press, Oxford.
- HAMPEL, A. (2012a): Weiterentwicklung der Module im CDM-Stoffgesetzsysteem und deren Formulierung für die Verwendung in JIFE.- Abschlussbericht für den Auftraggeber BGR vom 30.09.2012. Bestell-Nr.: 201-4500067224; Vorgang-Nr.: 10048096.
- HAMPEL, A. (2012b): The CDM constitutive model for the mechanical behavior of rock salt: Recent developments and extensions.- In: P. BÉREST, M. GHOREYCHI, F. HADJ-HASSEN & M. TIJANI (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII; Proc. of the Seventh Conf. (Saltmech7), Paris, April 2012: 45-55, CRC Press/Balkema, Leiden (Taylor & Francis Group, London).
- HAMPEL, A. (2007): Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen.- BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zum Teilprojekt 1, Förderkennzeichen 02C1004.
- HAMPEL, A. & O. SCHULZE (2007): The Composite Dilatancy Model: A constitutive model for the mechanical behaviour of rock salt.- In: M. WALLNER, K-H. LUX, W. MINKLEY & H.R. HARDY, JR. (eds.): The Mechanical Behaviour of Salt. Understanding of THMC Processes in Salt. Hannover 2007: 99-107. Taylor & Francis, London.
- HEEMANN, U. & O. SCHULZE (2007): Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen.- BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zum Teilprojekt 2, Förderkennzeichen 02C1014.
- HUNSCHE, U., O. SCHULZE, F. WALTER & I. PLISCHKE (2003): Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein.- BGR-Abschlussbericht zum Arbeitspaket 9G213811.
- POPP, T. (2011): Untersuchungen zur Ermittlung der Dilatanzgrenze an Steinsalz aus der Lokation Gorleben.- IfG-Bericht für den Auftraggeber BGR vom 17.10.2011. Bestell-Vorgang: 201-4500065661; 10046388.

- POPP, T., H. KERN & O. SCHULZE (2002): Permeation and development of dilatancy in rock salt.- In: N.D. CRISTESCU, H.R. HARDY JR. & R.O. SIMIONESCU (eds.), Basic and Applied Salt Mechanics; Proc. of the Fifth Conf. on the Mech. Behavior of Salt, Bukarest 1999; p. 95-124; A.A. Balkema.
- SCHULZE, O. (2007a): Investigations on damage and healing of rock salt. - In: M. WALLNER, K.-H. LUX, W. MINKLEY & H.R. HARDY, JR. (eds.), The Mechanical Behavior of Salt. Understanding of THMC Processes in Salt. Hannover 2007: 33-43. London: Taylor & Francis.
- SCHULZE, O. (2007b): Thermomechanisches und hydraulisches Verhalten von Salzgestein.- BGR- Bericht zum AP 9Y3214080000. März 2007, Tgb. Nr. 11037/06.
- SCHULZE, O., T. POPP & H. KERN (2001): Development of damage and permeability in deforming rock salt.- Engineering Geology 61, 163 - 180. Elsevier, Amsterdam. (Special Issue on Geosciences and Nuclear Waste Disposal. Eds.: Ch. TALBOT & M. LANGER).

Tabellenverzeichnis

Seite

Tab. 4.1: Ergebnisse aus der Untersuchung zur Dilatanzgrenze an Gorleben-Steinsalz, 840 m-Sohle, aus dem Block GoEB1Bo1.2..... 16

Die Tabelle enthält eine detaillierte Auflistung der Versuchsbedingungen und Ergebnisse für verschiedene Dilatanzversuche. Die Spaltenüberschriften sind 'Tab. 4.1' und 'Seite'. Die Zeilenüberschriften beschreiben die Versuchsnummern (z.B. 11035, 11038, 11040, 11041, 11043) und die zugehörigen Versuchsbedingungen wie Stauchrate, Mantel- und Differenzdruck sowie Temperatur. Die Spalte 'Seite' zeigt die jeweilige Seitennummer im Dokument.

Abbildungsverzeichnis

Seite

Abb. 3.1: Zusammenstellung verschiedener Formulierungen für die Dilatanzgrenze zum Lastpfad „Kompression“ (SCHULZE 2007a).....	8
Abb. 3.2: Befunde aus verschiedenen Detektionsverfahren zum Einsetzen von Dilatanz, „Kompression“ (POPP et al. 2002; SCHULZE 2007b).....	9
Abb. 4.1: Triaxial-Festigkeitsversuche (11038 und 11039; vergl. Tab 4.1) zur Ermittlung der Dilatanzgrenze anhand der volumetrischen Verformung (Stauchrate: 1,0E-06 1/s; Manteldruck $p_c = 0,5$ MPa; Temperatur $T = 30$ °C).....	17
Abb. 4.2: Triaxial-Festigkeitsversuche (11040 und 11041; vergl. Tab 4.1) zur Ermittlung der Dilatanzgrenze anhand der volumetrischen Verformung (Stauchrate: ca. 5,0E-08 1/s; Manteldruck $p_c = 0,5$ MPa und 1,0 MPa; Temperatur $T = 30$ °C).....	18
Abb. 4.3: Triaxial-Festigkeitsversuche (11041 und 11043; vergl. Tab 4.1) zur Ermittlung der Dilatanzgrenze anhand der volumetrischen Verformung (Stauchrate: ca. 5,0E-08 1/s; Manteldruck $p_c = 1,0$ MPa und 3,0 MPa; Temperatur $T = 30$ °C).....	19
Abb. 4.4: Ergebnisse zur Bruch- und Dilatanzfestigkeit im Lastpfad „Kompression“ aus Versuchen bei der BGR und beim IfG, Leipzig Nur bei Versuchen mit der Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t \geq 1,0E-07$ 1/s wurde das Maximum in der Differenz-Spannung erreicht. Die Modell-Kurven für die Invarianten-Darstellung folgen aus Gl. (3.1), Gl. (3.2) sowie Gl. (5.13) und Gl. (5.14).....	20
Abb. 4.5a: Ergebnisse zur Bruch- und Dilatanzfestigkeit im Lastpfad „Kompression“ aus Versuchen bei der BGR und dem IfG, Leipzig. Nur bei Versuchen mit der Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t \geq 1,0E-07$ 1/s wurde das Maximum in der Differenz-Spannung erreicht. Die Modell-Kurven für die Differenzspannung als Funktion des Manteldrucks folgen aus SCHULZE et al. (2001) sowie Gl. (5.1).....	21
Abb. 4.5b: Ergebnisse zur Bruch- und Dilatanzfestigkeit im Lastpfad „Kompression“ aus Versuchen bei der BGR und dem IfG, Leipzig. Hinzugefügt sind Ergebnisse aus Untersuchungen an Asse-Speisesalz (z2SP), die bei HEEMANN & SCHULZE (2007) dokumentiert wurden.....	22
Abb. 4.6: Der in Luft über gesättigter NaCl-Lösung angefeuchtete Prüfkörper 12008 (vergl. Tab. 4.1) zeigt während der Vor-Kompaktion, $p_{iso} = 20$ MPa, keine Gas-Durchlässigkeit. Während des Absenkens des isostatischen Drucks setzt Durchströmbarkeit zwischen $p_{iso} = 10$ MPa und $p_{iso} = 4$ MPa vor Erreichen des vorgesehenen Manteldrucks von $p_c = 2$ MPa wieder ein. Aus diesem Grund kann in diesem Versuch trotz Vor-Kompaktion das Messen der Gas-Durchlässigkeit nicht zur Detektion des Dilatanzbeginns genutzt werden.....	23

Seite

Abb. 4.7: Der in Luft über gesättigter NaCl-Lösung angefeuchtete Prüfkörper 09023 (vergl. Tab. 4.1) zeigt während der Vor-Kompaktion, $p_{iso} = 30$ MPa, keine Gas-Durchlässigkeit. Während des Absenkens des isostatischen Drucks setzt bis zum Endwert $p_{iso} = 2$ MPa keine Durchströmbarkeit wieder ein. Der nachfolgende Festigkeitsversuch (Abb. 4.8 und 4.9) wurde dann beim Manteldruck $p_c = 5$ MPa durchgeführt. 24

Abb. 4.8: Bei dem in Luft über gesättigter NaCl-Lösung angefeuchteten und bei $p_{iso} = 30$ MPa vorkompaktierten Prüfkörper 09023 (Asse-Steinsalz, z3OS-Ro; vergl. Tab. 4.1) setzt bis zum Abbruch des Festigkeitsversuchs bei der Differenz-Spannung $\Delta\sigma = 18$ MPa wegen Regler-Störung trotz Erreichens von volumetrischer Dilatanz keine Durchströmbarkeit ein. Stauchrate $\Delta\varepsilon/\Delta t = 5,1E -08$ 1/s. 25

Abb. 4.9: Fortsetzung des Festigkeitsversuchs 09023 (Asse-Steinsalz, z3OS-Ro; vergl. Tab. 4.1) nach Abbruch bei der Differenz-Spannung $\Delta\sigma = 18$ MPa wegen Regler-Störung. Aufgrund von Deformationsverfestigung folgt gleich zu Beginn ein steiler Anstieg in der Differenz-Spannung. Spannungsrelaxation kurz vor Erreichen der Maximal-Spannung. Nach Neustart der Wegrampe setzt trotz Anstiegs in der volumetrischen Verformung weiterhin noch keine Durchströmbarkeit ein. 26

Abb. 4.10: Fortsetzung des Versuchs 09023 (Asse, z3OS-Ro; vergl. Tab. 4.1) als 09023A nach Ausbau und Trocknung. Nach steilem Anstieg der Differenz-Spannung wegen Vor-Verfestigung und weiterem Anstieg bis in das Dilatanzregime zeigen weder volumetrische Verformung noch Durchströmbarkeit ein aus Schädigung, Auflockerung und Ausbildung von Wegsamkeiten resultierendes Dilatanz-Verhalten. 27

Anlageverzeichnis

Anlage 1:

POPP (2001): Auftrag und Bericht zur Dilatanz, GoEB1Bo1.2-Material

ELVIS-Geschäftszeichen: B3.2/B50123-15/2014-0001/001

Anlage 2:

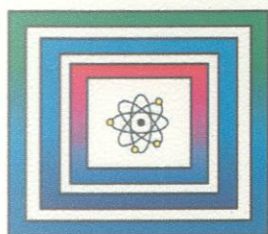
HAMPEL (2012a): Auftrag und Bericht zur Erweiterung der CDM -Module

ELVIS-Geschäftszeichen: B3.2/B50112-08/2014-0002/001

Projekt Gorleben

9GE331400000

Laboruntersuchungen zur Dilatanzgrenze - Anlage 1 -



Ergebnisbericht

B3.2/B50123-15/2014-0001/001

Hannover, Februar 2014

Anlage zu:

0132018



Untersuchungen zur
Ermittlung der Dilatanzgrenze
an Steinsalz
aus der Lokation Gorleben

Auftraggeber: BGR - Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe
Stilleweg 2
30655 Hannover

Bundesanstalt
für Geowissenschaften und Rohstoffe

Archiv

Bestellnummer AG: 201-4500065661
Auftragsnummer AN: B IfG 34/2011

Zu 0132018

Projektbearbeiter: Dr. rer nat. Till Popp

Leipzig, 17.10.2011

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley
Geschäftsführer

INHALTSVERZEICHNIS

1	VERANLASSUNG / UNTERSUCHUNGSPROGRAMM.....	3
2	UNTERSUCHUNGSPROGRAMM UND PRÜFKÖRPERKONDITIONEN.....	4
2.1	Probenmaterial – Herkunft und Probennahme	4
2.2	Prüfkörpervorbereitung	6
3	VERSUCHSTECHNIK ZUR GEWINNUNG DER MATERIALPARAMETER.....	6
3.1	Gesteinsphysikalische Probencharakterisierung	6
3.2	Prüfsystem RBA 2500 / D2000.....	8
4	ERGEBNISSE	10
4.1	Probencharakterisierung.....	10
4.2	Festigkeit und Dilatanz	13
5	ZUSAMMENFASSUNG.....	18
	LITERATUR	19
	ANLAGENVERZEICHNIS.....	20

1 VERANLASSUNG / UNTERSUCHUNGSPROGRAMM

Mit Schreiben vom 16.06.2011 beauftragte die Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe Hannover das Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG) mit der Durchführung von Untersuchungen zur Ermittlung der Dilatanzgrenze von Steinsalz aus der Lokation Gorleben.

Das Moratorium zur Erkundung des Salzstocks Gorleben als mögliches Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle endete am 1. Oktober 2010. Um die Frage zu klären, ob Gorleben ein geeigneter Standort für ein mögliches Endlager ist, wurden die Erkundungsarbeiten danach wieder aufgenommen. Im Rahmen der begleitenden gesteinsmechanischen Untersuchungen kommt der Bestimmung der Lage der Dilatanzgrenze als Bewertungskriterium für Integritätsbetrachtungen im Rahmen von Langzeitsicherheitsanalysen eine besondere Rolle zu.

Das Untersuchungsprogramm umfasste die Durchführung von folgenden Leistungen:

- Probenherstellung mit Ablängen bzw. Herausbohren des Probekörpers und Feinschleifen der Endflächen,
- Triaxialer Druckversuch an zylindrischen Probekörpern in Kompression mit konstanter Axialverformungsrate ($\dot{\epsilon} = 2,5 \cdot 10^{-5}$ 1/s – Standardversuch - bzw. $\dot{\epsilon} = 1,0 \cdot 10^{-7}$ 1/s – langsame Rate) unter Bestimmung der Axialspannung σ_1 und der Volumenverformung $\Delta V/V$ zur Darstellung der Arbeitslinien beider Parameter für die Längsdehnung,
- Fotografische Dokumentation der Probekörper vor und nach Versuchsdurchführung,
- Berichtserstellung (Kurzdarstellung Versuchsmethodik und -ergebnisse)

Insgesamt wurden neun Proben untersucht, wobei unterschiedliche Einspannungen und Verformungsraten realisiert wurden (Tab. 1-1).

Tab. 1-1. Versuchsprogramm

Versuch Ifd. Nr.	Eps-rate [1/s]	σ_3 [MPa]
1	2,5E-05	0,2
2	2,5E-05	0,5
3	2,5E-05	1
4	2,5E-05	2
5	2,5E-05	5
6	2,5E-05	10
7	2,5E-05	24,0
8	1,0E-07	1
9	1,0E-07	2

Grundlage der Versuchsdurchführung bildeten neben den Vorgaben des Auftraggebers die verschiedenen spezifischen Empfehlungen des Arbeitskreises „Versuchstechnik Fels“ der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik (DGG).

Dem IfG wurden durch den AG vier Steinsalzblöcke mit den Abmessungen 0,3 m x 0,3 m x 0,3 m zur Verfügung gestellt, aus denen mittels Herausbohren eines zylindrischen Probenkörpers und Abdrehen Prüfkörper hergestellt wurden.

Im Zeitraum Juli/August 2011 wurden die Untersuchungen durchgeführt. Der vorliegende Laborbericht fasst diese Ergebnisse zusammen.

2 UNTERSUCHUNGSPROGRAMM UND PRÜFKÖRPERKONDITIONEN

2.1 Probenmaterial – Herkunft und Probennahme

Zielstellung war die Untersuchung von repräsentativem Steinsalz, wobei über das Heraussägen einer Großprobe die Gewinnung möglichst schonend erfolgen sollte, um eine Vorschädigung der Proben zu minimieren. Der Probennahmeort liegt im Südostteil des Salzstockes Gorleben, in dem bisher aufgefahrenen Erkundungsfeld EB1 im Bohrort 1.2. Die genaue Lokation sowie lithologisch-petrographische Angaben sind in Tab. 2-1 zusammengefasst.

Tab. 2-1. Probenlokation und litho-stratigraphische Kurzbeschreibung (mdl. Mittlg. Hr. Plischke)

Lokation:	Gorleben 840m-Sohle, Querschlag 1 West, Bohrort 1.2
Stratigraphische Stellung:	z2HS2 (Streifensalz)
Petrographie:	Steinsalz, hellgrau, mittel-grobkristallin, von zerrissenen z.T flockigen Anhydritlinien durchzogen, vereinzelt Carnallit-spots, Einfallen ca. 75-85 gon, Einfallsrichtung generell gegen Norden (380 – 20 gon)

Die Probennahme erfolgte mittels einer Großkettensäge („Schwertfisch“ bzw. Korfmannsäge). Dabei wurde über bis zu 1,50m-tiefe Sägeschnitte ein Gesteinsquader mit ca. 3 m Meter Länge und einer Höhe von ca. 1 m (unterteilt in mehrere Segmente: Probekblock sowie Reservestücke für potentielle Folgeuntersuchungen) aus dem Gebirgsverband herausgesägt (Abb. 2-2). Der Probekblock mit einer Kantenlänge von ca. 1 m und einer Masse von ca. 2,2 Mg wurde unter Verwendung eines hydraulischen Druckkissens von der Rückseite abgebrochen und in die Strecke gezogen. Danach wurde er über die Korfmannsäge in einzelne quaderförmige Teilsegmente von ca. 30 cm x 30 cm Grundfläche und ca. 1 m Länge zerlegt. Anschließend wurden mittels einer Handkettensäge aus den jeweils auf der Seite liegenden

Scheiben orientierte Proben (Würfel – 0,3 m x 0,3 m x 0,3 m) bzw. Quader – ca. 0,1 m x 0,1 m x 0,3 m, senkrecht zur steil einfallenden Salzschichtung) heraus geschnitten (Abb. 2-3).

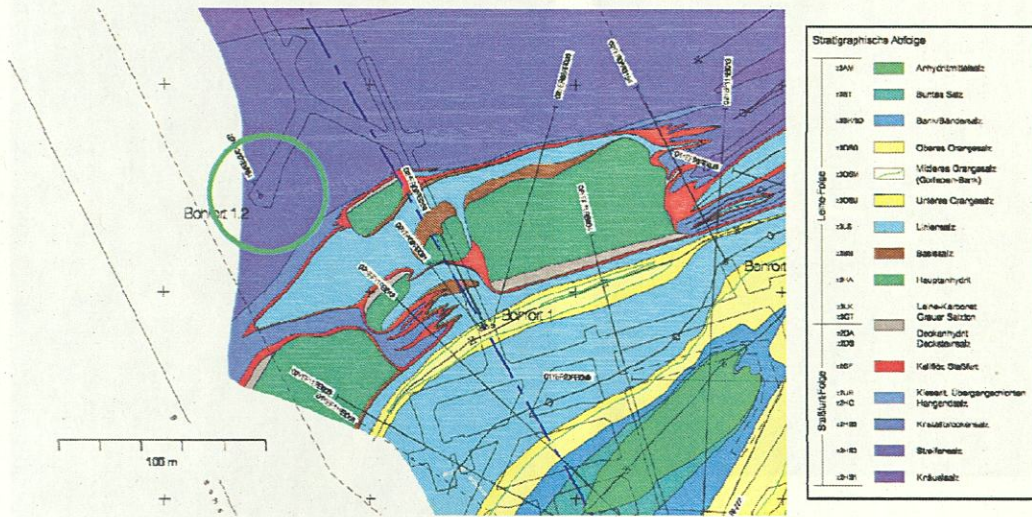


Abb. 2-1. Lage des Probennahmeortes: Gorleben 840m-Sohle, Querschlag 1 West, Bohrort 1.2

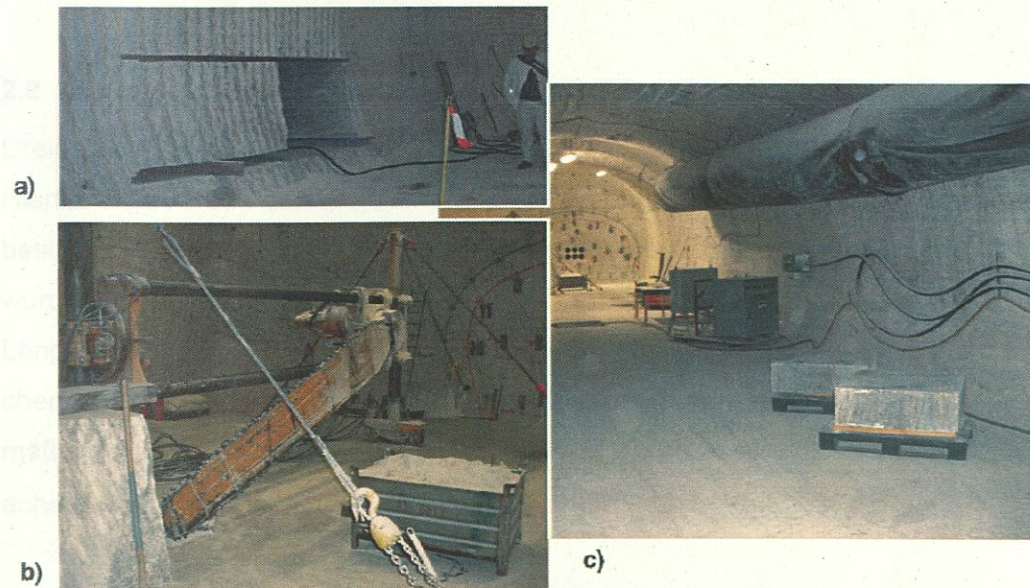


Abb. 2-2. Vorortsituation zur Gewinnung eines Großblocks. a) Probeentnahmeort – Hohlraum nach Herausziehen des Großblocks bzw. Reserveblock; b) „Schwertfischsäge“; c) Blick in den Streckenstummel des Bohrortes 1.2 mit der Probenentnahmestelle sowie den auf Paletten gelagerten Teilblöcken.

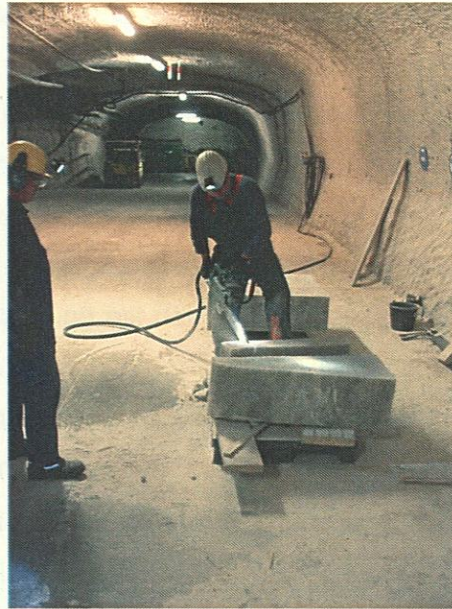


Abb. 2-3. Herstellung der Rohprüfkörper bzw. Probenwürfel. (li.) auf der Seite liegendes Teilsegment des Großblocks mit steilstehender Schichtung. (re.) manuelle Zerlegung des Teilsegments in Rohprüfkörper.

2.2 Prüfkörpervorbereitung

Dreiaxiale Druckversuche werden an geraden kreiszylindrischen Probekörpern durchgeführt. Hierfür wurden aus den angelieferten Würfelproben mittels einer Drehbank über Hartmetallbestückte Streuselkronen unter konstantem Vorschub zylindrische Kernstücke erbohrt. Diese wurden zunächst mittels einer konventionellen Hartgesteinsäge (Fa. CLIPPER) grob auf Länge gebracht, und anschließend in einer Drehbank sowohl längs als auch an den Endflächen geplant. Die Mantelflächen der Probekörper waren danach glatt und frei von Unregelmäßigkeiten. Die Endflächen der Probekörper waren eben und rechtwinklig zur Prüfkörperachse, wobei die Maßhaltigkeit $\pm 0,02$ bis $\pm 0,06$ mm betrug.

3 VERSUCHSTECHNIK ZUR GEWINNUNG DER MATERIALPARAMETER

3.1 Gesteinsphysikalische Probencharakterisierung

Unmittelbar vor Versuchsbeginn erfolgte die Vermessung der Prüfkörper. Die Höhe sowie der Durchmesser der Prüfkörper werden mit einer digitalen Schublehre auf $\pm 0,02$ mm gemessen. Die Masse der Prüfkörper wird mit einem Fehler von $\pm 0,2$ g bestimmt. Davon aus-

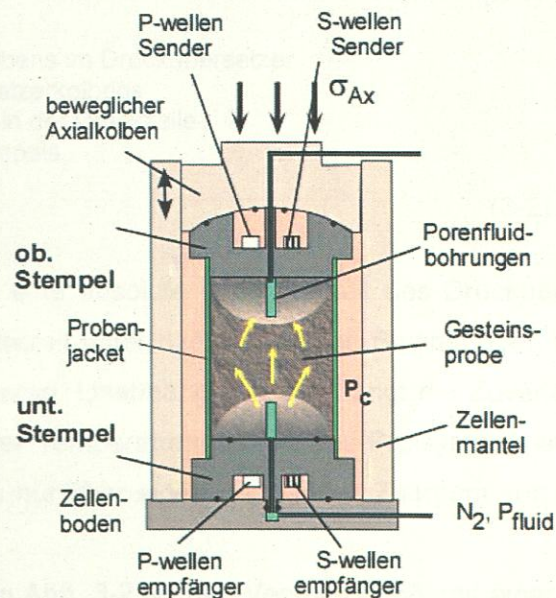
gehend wird die Dichte ρ der zylindrischen Prüfkörper berechnet. Die daraus resultierende Dichte ρ weist einen Fehler von ca. $0,002 \text{ g/cm}^3$ auf.

Die Messung der Ultraschall-Laufzeiten der P- und S-Wellen nach der Durchschallungsmethode dient der Bewertung der vorhandenen Probenintegrität bzgl. Auflockerung sowie der Bestimmung der dynamischen elastischen Konstanten.

Im IfG Leipzig wird für die Laufzeitmessung der Ultraschallgeschwindigkeit das Gerät USD 10 (Hersteller: Krautkramer/Branson) in Verbindung mit den p-Wellengeber und -empfänger B 0,5 y (Senkrechtprüfköpfe: Frequenz 0,5 MHz) eingesetzt. Die Ankopplung der Prüfkörper erfolgt mit einer dünnen Schicht Bienenhonig, der nach der Messung entfernt wird. Die Laufzeitanzeige erfolgt mit einer scheinbaren Genauigkeit von $0,01 \mu\text{s}$. Wegen der Ankopplungsschwierigkeiten an die Prüfkörper beträgt die Genauigkeit der Laufzeitmessung ca. $0,1 \mu\text{s}$ und damit die Genauigkeit der Geschwindigkeit ca. 10 m/s . Aus den P- und S-Wellengeschwindigkeiten v_p und v_s werden die „dynamisch bestimmten“ elastischen Konstanten berechnet (GEBRANDE, H., 1982).



a)



b)

Abb. 3-1. Servohydraulisches Prüfsystem RBA 2500: a) Prüfmaschine im servohydraulischen Gesteinslabor des IfG; b) Druckzelle (Schemazeichnung) zur Simulation triaxialer Spannungs- und Verformungsbedingungen mit gleichzeitiger Durchschallung und Durchströmung bzw. Porendruckkontrolle.

3.2 Prüfsystem RBA 2500 / D2000

Für die Durchführung der dreiaxialen Druckversuche werden im IfG Leipzig zwei servohydraulische Prüfmaschinen (RBA 2500 mit $F_{\max} = 2500$ kN - Hersteller: SCHENK/TREBEL bzw. D2000 mit $F_{\max} = 2000$ kN - Hersteller: GL TEST SYSTEMS) eingesetzt, die auf Grund ihrer Bauweise, der eingesetzten Messmittel und der verwendeten Servotechnik als steife Prüfmaschine der Güteklasse 1 klassifiziert sind.

Mittels einer Druckzelle können routinemäßig triaxiale Festigkeitsuntersuchungen nach dem KARMAN-Prinzip ($\sigma_1 \neq \sigma_2 = \sigma_3$) durchgeführt werden (vgl. Abb. 3-1). Die Axialbelastung bzw. -verformung und der Manteldruck werden jeweils über eine Servohydraulik (oder Schrittmotorbetriebene Spindelpumpe, im Fall der D2000) unabhängig voneinander geregelt.

Der gewünschte Manteldruck ($p_{c-\max} = 100$ MPa) wird entweder durch einen servohydraulisch (RBA 2500) bzw. oder einen Spindelmotor-betriebenen Druckübersetzer erzeugt. Aus der Axialdeformation und der gemessenen Volumenveränderung des lateralen Druckraumes (Kolbenverschiebung des Druckübersetzers) kann bei konstantem Manteldruck die Volumenänderung des Prüfkörpers, im Folgenden als Dilatanz bezeichnet, bestimmt werden:

$$\Delta V = \Delta h \cdot A_{PP} - \Delta S_{PI} \cdot A_{PI} \quad (3-1)$$

mit ΔS_{PI} = axiale Verschiebung des Druckkolbens im Druckübersetzer
 A_{PI} = Querschnittsfläche des Druckübersetzerkolbens
 Δh = Verschiebung des Probenstempels in der Druckzelle
 A_{PP} = Querschnittsfläche des Probenstempels.

$$\varepsilon_V = \frac{\Delta V}{V_0} \quad (3-2)$$

Voraussetzung für die Dilatanzmessung ist eine absolute Leckölfreiheit des Druckübersetzersystems. Sie wird generell über eine Haltezeit unter hydrostatischen Bedingungen von 1 Stunde vor dem Versuchsbeginn nachgewiesen. Unabhängig davon hängt die Zuverlässigkeit der Volumenmessung wesentlich von der Temperaturkonstanz des Prüfsystems ab, die trotz der Klimaregelung des Versuchslabors nur über einen begrenzten Zeitraum von Stunden gewährleistet ist.

Vor allem bei mehrtägigen Versuchen, wie in Abb. 3-2 für den Versuch 435/9 mit einer langsamen Verformungsrate von $1 \cdot 10^{-7}$ 1/s dargestellt, beträgt die Schwankung der Temperatur an der Prüfmaschine im tageszeitlichen Gang maximal $\pm 0,5^\circ\text{C}$, wobei diese Temperaturänderung phasenverschoben mit einer gemessenen Volumenänderung von maximal ca. 0,1% einhergehen kann. Darüber hinaus gibt es kurzzyklische Schwankungen (Periode ca. 1h) mit einer Amplitude von ca. $\pm 0,1^\circ\text{C}$, die aus der Klimaregelung resultieren.

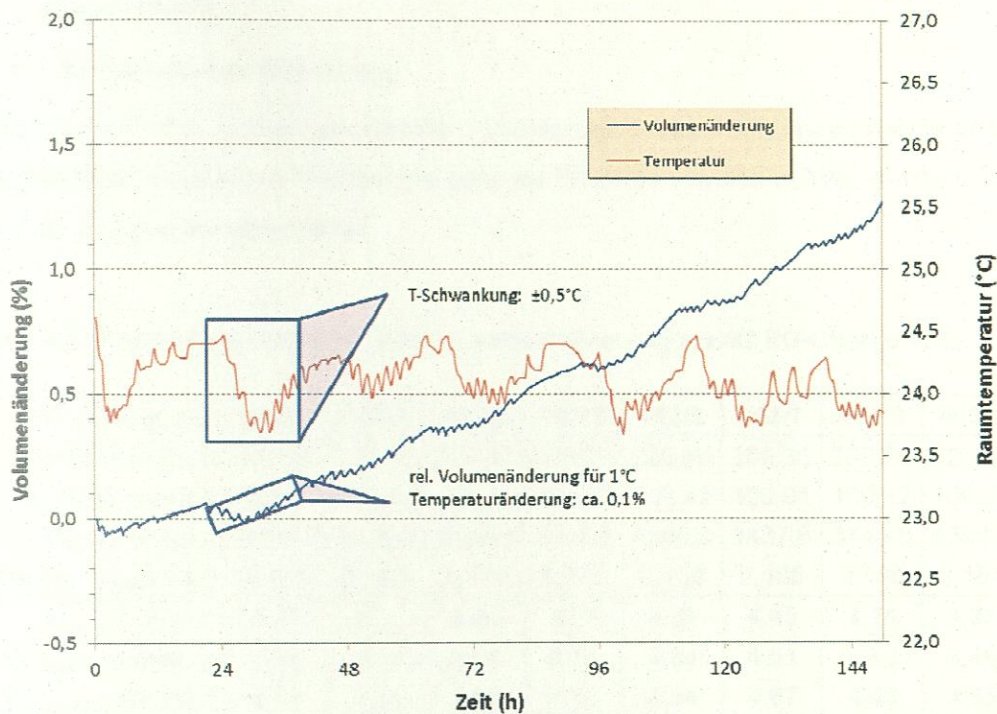


Abb. 3-2. Raumtemperaturschwankungen und deren Einwirkung auf die Volumenmessung. Langzeitverformungsversuch 453/9 (Verformungsrate: $1 \cdot 10^{-7}$ 1/s).

Die Manteldruckmessung erfolgt mit Druckaufnehmern der Genauigkeitsklasse 0.1. Die Axialverformung des Prüfkörpers wird als Verschiebung des Druckstempels, der die Axialbelastung vermittelt, außerhalb der Druckzelle, d.h. nicht am Prüfkörper, als Mittelwert von drei induktiven Wegaufnehmern, die im Winkel von 120° zueinander angeordnet sind, gemessen. Deshalb muss, in allen Fällen bei denen die Eigenverformung des Druckstempels einen wesentlichen Beitrag zur Verformung liefert, eine Korrektur vorgenommen werden.

Die Kraftmessung erfolgt mit einer Kraftmessdose ebenfalls außerhalb der Druckzelle. Bei der Spannungsberechnung wird nach der Empfehlung Nr. 2 und Nr. 16 der DGEG (DGEG, 1979 und DGGT, 1994) bei Triaxialversuchen die Querschnittsänderung infolge der Prüfkörperstauchung berücksichtigt.

4 ERGEBNISSE

4.1 Probencharakterisierung

Die an den Laborproben gemessenen Dichten und Geschwindigkeitswerte sowie die daraus abgeleiteten elastischen Kennwerte sind als Einzelkennwerte in Tab. 4-1 bzw. als Mittelwerte in Tab. 4-2 zusammengefasst.

Tab. 4-1. Probenliste / petrophysikal. Charakterisierung z2HS2 IfG-Charge 453.

IfG - Labor.-Nr.	453/1	453/3	453/4	453/5	453/2	453/7	453/8	453/6	453/9
Höhe h (mm) =	220,54	220,33	220,25	220,34	220,66	200,30	200,20	220,33	200,50
Durchm. (mm) =	109,46	109,47	109,46	109,52	109,42	100,01	100,12	109,57	100,18
Masse M (g) =	4498,8	4498,6	4504,4	4535,8	4500,0	3437,6	3445,0	4530,8	3422,4
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,168	2,169	2,173	2,185	2,169	2,185	2,186	2,181	2,166
$V_{p\text{-axial}}$ (km/s) =	4,42	4,16	4,43	4,35	4,39	4,45	4,14	4,35	4,12
$V_{p\text{-radial: a-c}}$ (km/s) =	4,54	4,43	4,54	4,58	4,54	4,61	4,49	4,49	4,49
$V_{p\text{-radial: b-d}}$ (km/s) =	4,54	4,48	4,60	4,58	4,54	4,67	4,49	4,55	4,49
$V_{s\text{-axial}}$ (km/s) =	2,53	-	2,56	2,50	2,95	2,54	-	2,51	2,32
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -									
E_d =	34,83	-	35,51	34,21	41,13	35,46	-	34,29	29,50
K_d =	23,85	-	23,77	23,24	16,74	24,48	-	23,04	21,18
G_d =	13,86	-	14,19	13,64	18,86	14,09	-	13,69	11,63
ν_d =	0,257	-	0,251	0,255	0,091	0,259	-	0,252	0,268

Tab. 4-2. Mittelwerte gesteinsphysikalischer Probenparameter z2HS2 IfG-Charge 453.

	Mittelwert	Std.-abw.
Dichte ρ (g/cm ³) =	2,18	0,01
V_p (km/s) =	4,54	0,06
V_{sl} (km/s) =	2,56	0,19
Elast. Konstanten (GPa) - axiale Richtung -	Mittelwert	Std.-abw.
E_d =	34,99	3,40
K_d =	22,33	2,67
G_d =	14,28	2,20
ν_d =	0,23	0,06

Die Geschwindigkeiten elastischer Wellen können bereits unter Normalbedingungen (d. h. unabhängig von den physikalischen Einflussfaktoren Druck und Temperatur) sehr stark variieren. Sie hängen sowohl von der mineralogisch/chemischen Zusammensetzung des Matrix-

gefüges (einschließlich möglicher Textur- und Anisotropieeffekte der gesteinsbildenden Minerale) als auch vom Volumenanteil, der Größe und Orientierung von Poren und Rissen sowie der Art der Porenfüllung ab, was integral über die Dichte beschrieben werden kann. Bezüglich des hier relevanten Porenraumes wird vereinfachend zunächst nur die integrale Porosität betrachtet. Sie lässt sich für Steinsalz (hier näherungsweise als Steinsalz mit der Nebenkomponente Anhydrit beschrieben) über die Korrelation von Dichte mit den Ultraschallgeschwindigkeiten abschätzen. Eine allgemeine Formel, die den Anteil der Porosität als Geschwindigkeits-Effekt in einem Gestein berücksichtigt, ist die von WYLLIE (WYLLIE et al., 1956). Sie wird als Zeitmittel-Gleichung beschrieben, da sie auf einer Mittelung der Laufzeiten- und -wege einer Welle durch das Gestein in einem Medium aus ideal abwechselnden Schichten basiert.

Unter Annahme eines nur luftgefüllten Porenraums lautet die WYLLIE-Gleichung:

$$\frac{1}{V_p} = \frac{\phi}{V_{p_{Luft}}} + \frac{1-\phi}{V_{p_{Matrix}}}$$

mit V_p = P-Wellengeschwindigkeit Gesteinsprobe
 $V_{p_{Luft}}$ = Geschwindigkeit der luftgefüllten Porosität
 $V_{p_{Matrix}}$ = Geschwindigkeit der Gesteinsmatrix
 ϕ = Porosität

Tab. 4-3. Geschwindigkeits- und Dichtewerte des Dreikomponenten-Systems Steinsalz-Anhydrit-Luft.

	V_p (km/s)	Dichte (g/cm ³)
Anhydrit	6,05	2,96
Steinsalz	4,52	2,16
Luft	0,33	≈ 0

Unter Annahme obiger Kennwerte sowie eines linearen Zusammenhangs zwischen den Geschwindigkeiten der Mineralgeschwindigkeiten relativ zum Volumenanteil der Festphasen und proportional zur Matrixdichte lässt sich auf Basis der WYLLIE-Gleichung ein Nomo-gramm¹ für die Abhängigkeit der P-Wellengeschwindigkeit von Gesteinsdichte erstellen, in dem zusätzlich Isolinien für unterschiedliche Porositätswerte enthalten sind (Abb. 4-1).

¹ Zentrale Bezugspunkte des Diagramms sind die Endpunkte der reinen Mineralphasen, aus deren Volumenanteilen Dichte- und Geschwindigkeitswerte der rissfreien Mischphasen abgeleitet sind. Ausgehend von diesen Matrixkennwerten verschieben sich mit zunehmender Porosität die Geschwindigkeits/Dichtepaare in Form gekrümmter Kurvenscharen zu kleineren Werten. Wird von einem realistischen Porositätsspektrum bis 10% ausgegangen, hängt die Gesteinsdichte wesentlich vom Volumenverhältnis von Anhydrit und Steinsalz ab, während die P-Wellengeschwindigkeit infolge des großen Geschwindigkeitskontrasts zwischen Luft und der Gesteinsmatrix vor allem durch den Porenraumanteil bestimmt wird (bei Anwesenheit von Salzlösung mit deutlich größerer Wellengeschwindigkeit wäre dieser Effekt reduziert).

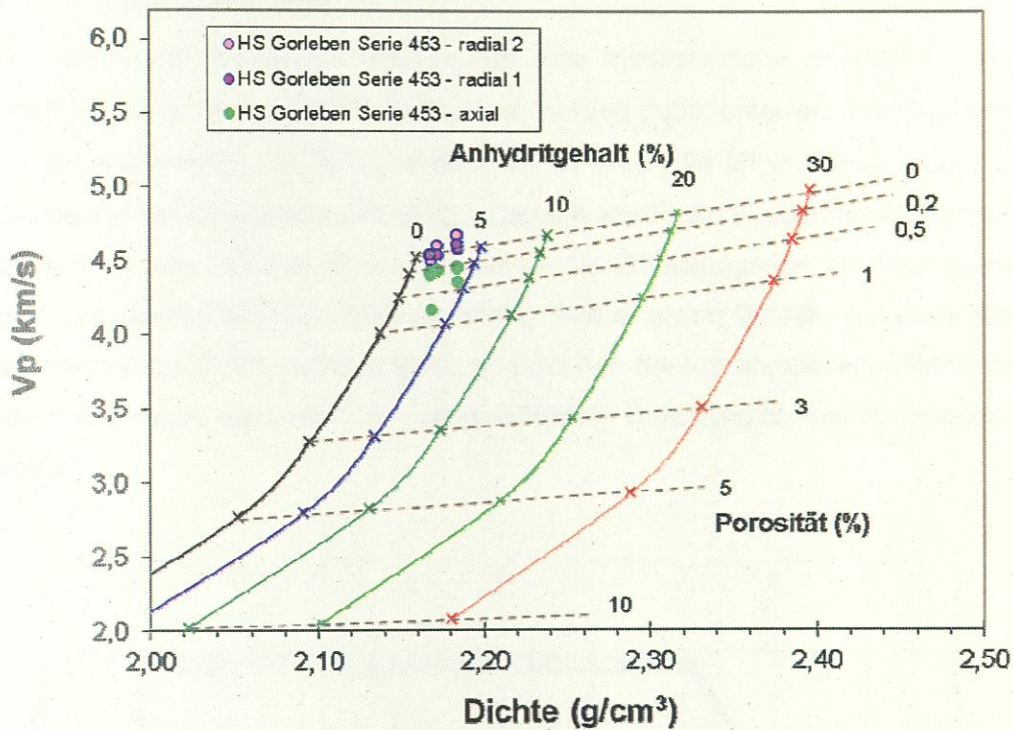


Abb. 4-1. Diagramm zur Abhängigkeit der P-Wellengeschwindigkeiten von der Gesteinsdichte von Anhydrit-führendem Steinsalz mit unterschiedlichen Luftporositäten. Dargestellt sind Geschwindigkeits/Dichtepaare von aus Steinsalzwürfeln erbohrten Zylinderproben für unterschiedliche Messrichtungen.

Es zeigt sich, dass die Probenwerte nur eine geringe Streuung ($2,16$ bis $2,19 \text{ g/cm}^3$) hinsichtlich der Dichte aufweisen, während V_p vor allem richtungsabhängig zwischen $4,1$ und $4,7 \text{ km/s}$ variiert. Die Probenvariabilität resultiert zunächst aus den variablen Anhydritgehalten (bis ca. 5%) und einer inhärenten Auflockerung (bis ca. 1%) infolge der zeitabhängigen Streckenstandzeit (mit Ausbildung einer Auflockerungszone bis zu einer Konturteufe von mindestens 1 m) sowie sekundären Effekten infolge Probengewinnung und -präparation. Die aus dem Diagramm abgeleiteten Eigenschaften (niedrige Anhydritgehalte, geringe Porosität) entsprechen den Ergebnissen, wie sie z.B. für Staßfurt-Steinsalz mit vergleichbaren Anhydritgehalten experimentell bestimmt wurden (z.B. POPP et al., 1999). Ähnlich ordnen sich die in Tab. 4-2 zusammengefassten dynamisch gemessenen elastischen Parameter in den bekannten Datenfundus ein.

4.2 Festigkeit und Dilatanz

Den dreiaxialen Druckversuchen wurde eine hydrostatische Belastung vorangestellt. Die Axialbelastung σ_1 und der Manteldruck σ_3 wurden dabei unter der Bedingung einer konstanten Belastungsrate 0,05 MPa/s erhöht, bis $\sigma_1 \approx \sigma_3 = 24$ MPa. Dieser Zustand wurde für 12 Stunden konstant gehalten (Setzung). Danach wurde die Probenbelastung bis auf den Manteldruck für den TC-Test abgesenkt, wobei die Entlastungsrate zur Verringerung einer entspannungsbedingten Auflockerung deutlich kleiner als im Belastungszyklus war: 3,8 MPa / h (die probenspezifischen Setzungskurven mit den daraus abgeleiteten Rissvolumina werden hier nicht weiter diskutiert). Ein entsprechender Belastungszyklus ist beispielhaft in dargestellt.

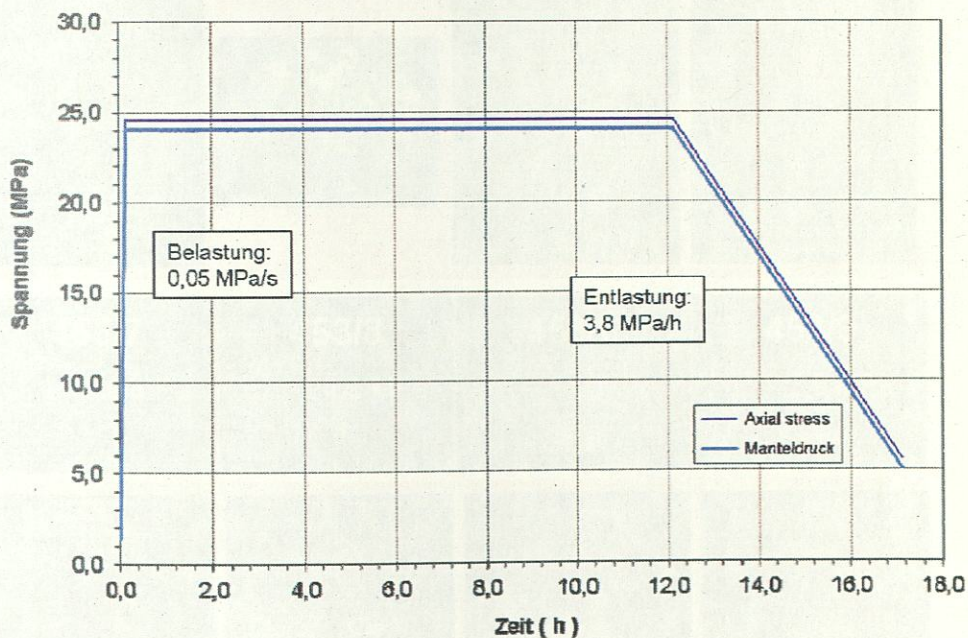


Abb. 4-2. Probenvorkonsolidation (Probe 453/2).

Tab. 4-4. Kenndaten zum Verformungs- und Festigkeitsverhalten sowie der Dilatanz für Hauptsalz der Lokation Gorleben (z2HS2 - IfG-Charge 453).

IfG - Labor.-Nr.	453/1	453/3	453/4	453/5	453/2	453/7	453/8	453/6	453/9
Festigkeit / Dilatanz									
σ_3 (MPa) =	0,2	0,5	1,0	2,0	5,0	10,0	24,0	1,00	2,00
σ_{Dil} (MPa) =	17,35	19,48	18,10	20,06	24,19	33,82	40,32	18,35	15,5
ΔV_{Dil} (%) =	-0,05	-0,09	-0,08	-0,11	-0,07	-0,16	-0,21	-0,07	-
ϵ_{Dil} (%) =	0,14	0,20	0,18	0,26	0,40	1,31	1,98	0,18	-
σ_{Fail} (MPa) =	31,43	32,23	37,01	43,51	54,83	63,56	68,35	34,40	38,68
ΔV_{Fail} (%) =	2,78	2,93	3,25	3,45	2,83	2,75	1,06	2,87	2,70
ϵ_{Fail} (%) =	3,07	3,46	5,00	7,49	13,11	19,35	19,12	5,85	9,51

Hinweis: Bei der Laborprobe 453/9 konnten aufgrund von Raumtemperatureffekten keine zuverlässigen Dilatanzkennwerte bestimmt werden.



Abb. 4-3. Fotodokumentation der untersuchten Steinsalzproben (Hinweis: von der Probe 453/4 liegen infolge Datenverlust keine Probenbilder vor).

Der triaxiale Kompressionsversuch erfolgte für die Mehrzahl der Versuche (Normalversuche) verformungsgeregelt mit einer konstanten Verformungsrate von 9 %/h ($2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$). Die Prüfkraft F der für die triaxiale Einspannung maßgebliche Manteldruck σ_3 und die axiale Verformung Δh (Mittelwert aus drei voneinander unabhängigen Einzelmessungen) wurden während der Prüfung rechentechnisch erfasst und gespeichert.

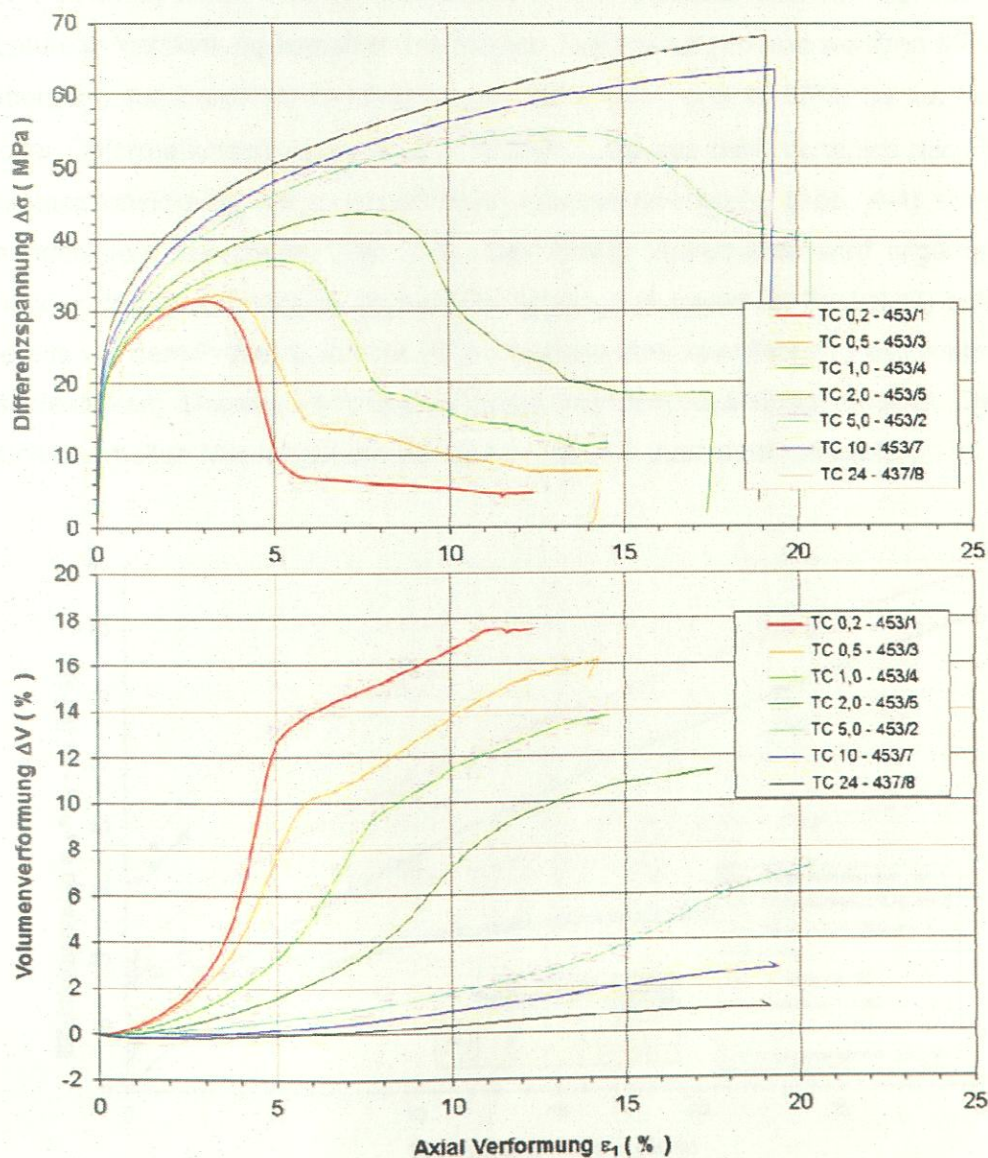


Abb. 4-4. Festigkeits- und Verformungsverhalten von Proben aus dem Hauptsalz Gorleben (z2HS2 – Probenserie IfG 453). (oben) Spannungs-Verformungskurven: σ_{Diff} vs. ϵ_{Ax} . (unten) Dilatanz-Verformungskurven ϵ_V vs. ϵ_{Ax} .

Auf Basis der Messdaten wurden die versuchsrelevanten Parameter Festigkeit und Dilatanz in Abhängigkeit von der Verformung ausgewertet und dargestellt (vgl. Tab. 4-4). Die Einzeldiagramme aller durchgeführten TC-Tests sind in den Anlagen 4.1 – 4.9 zusammengestellt.

Die durchgeführten Laborversuche decken bzgl. der realisierten Manteldruckstufen zwischen 0,2 und 24 MPa ein hinreichend repräsentatives Belastungsspektrum ab. Es umfasst sowohl rupturale Verformungsprozesse bei kleinen Einspannungen von wenigen MPa als auch den Übergang von bruchhaft zu plastisch (σ_{\min} zwischen 5 und 10 MPa) bis zur Dominanz plastischer Deformationsprozesse ($\sigma_{\min} \geq 10$ MPa), wie aus dem Vergleich der Festigkeits- und Dilatanzentwicklung der durchgeführten Festigkeitsversuche (Abb. 4-4) sowie den Verformungsbildern hervorgeht (Abb. 4-3). Das Festigkeitsverhalten wird allgemein von zunehmender Probenverfestigung bis zum Probenbruch (= maximale Festigkeit) beherrscht, wobei bereits vor dem Probenbruch bei Überschreiten eines spezifischen Festigkeitswertes (= Dilatanzfestigkeit) dilatante Verformung (infolge von Mikrorissbildung) einsetzt. Die aus den Versuchen erhaltenen Materialparameter sind in Tab. 4-4 zusammengefasst.

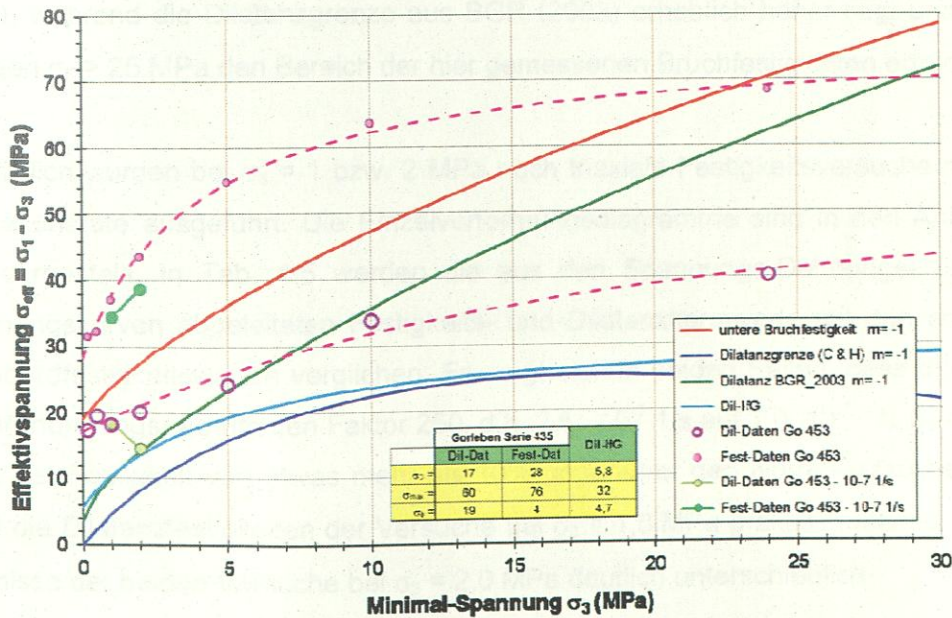


Abb. 4-5. Festigkeits- und Dilatanzwerte für Hauptsalz der Lokation Gorleben (z2HS2 - IfG-Charge 453). Effektivspannung σ_{Diff} vs. kleinste Hauptspannung σ_{\min} bzw. Manteldruck σ_3 . Zusätzlich sind mittlere Festigkeits- und Dilatanzkurven unter Verwendung des MINKLEY-Ansatzes (für Details s. Minkley et al., 2001) dargestellt.

Bei Druckversuchen mit höheren Manteldrücken (≥ 10 MPa) wurde versuchsbedingt (technische Begrenzung maximaler Prüfkörperstauchungen auf ≤ 20 %) kein Axialspannungsmaximum erreicht. Die ausgewiesenen maximalen Differenzspannungen nach Erreichen der Enddeformation von ca. 20 % lagen im Bereich von $(\sigma_{\text{Diff}})_{\text{MAX}} = 60 - 70$ MPa.

Die als Kennwerte aus den Festigkeitsversuchen abgeleitete Maximal- bzw. Dilatanzfestigkeit sind in Abb. 4-5 dargestellt. Es zeigt sich, dass Dilatanz, d.h. eine messbare Volumenvergrößerung infolge von Rissbildung, bei kleinen Einspannungen (hier zwischen $\sigma_3 = 0,2 - 1,0$ MPa) bei Spannungsdeviatoren in der Größenordnung von 18 – 20 MPa einsetzt, wobei die notwendigen Spannungsdeviatoren stark vom Manteldruck abhängen und mit steigendem Druck zunehmen. Bei hohen Einspannungen (hier für $\sigma_{3\text{max}} = 24,0$ MPa) wird ein Niveau von ca. 40 MPa erreicht.

In Abb. 4-5 sind zusätzlich verschiedene Beschreibungen für die Dilatanzgrenze aus der Literatur dargestellt. Auffällig ist das der Ansatz von Cristescu & Hunsche (1998) deutlich niedriger liegt (in etwa vergleichbar mit dem von IfG für die VSG verwendeten Parametrisierung), während die Dilatanzgrenze aus BGR (2003) erheblich höher liegt und bei Einspannungen $\sigma_3 > 25$ MPa den Bereich der hier gemessenen Bruchfestigkeiten erreicht.

Zusätzlich wurden bei $\sigma_3 = 1$ bzw. 2 MPa noch triaxiale Festigkeitsversuche mit kleiner Deformationsrate ausgeführt. Die Einzelverformungsdiagramme sind in den Anlagen 4.8 und 4.9 dargestellt. In Tab. 4-5 werden die aus den Spannungs-Dehnungs- bzw. Volumen-Dehnungskurven abgeleiteten Festigkeits- und Dilatanzkennwerte mit den entsprechenden Standardfestigkeitswerten verglichen. Es zeigt sich in beiden Fällen, dass die Verringerung der Verformungsrate um den Faktor 250, d.h. $2,5 \cdot 10^{-5}$ 1/s auf $1,0 \cdot 10^{-7}$ 1/s zu einer Reduzierung der Festigkeit von etwas mehr als 10% gegenüber den Normalversuchen führt. Während die Dilatanzfestigkeiten der Versuche bei $\sigma_3 = 1,0$ MPa praktisch identisch, sind die Ergebnisse der beiden Versuche bei $\sigma_3 = 2,0$ MPa deutlich unterschiedlich.

Tab. 4-5. Vergleich der aus Triaxialversuchen mit unterschiedlichen Verformungsraten abgeleiteten Kennwerte für die Bruch- und Dilatanzfestigkeit.

	Eps-Rate (1/s)	σ_3 (MPa)	σ_{dil} (MPa)	σ_{fail} (MPa)
453/4	$2,5 \cdot 10^{-5}$	1,0	18,10	37,01
453/6	$1,0 \cdot 10^{-7}$	1,0	18,35	34,40
453/5	$2,5 \cdot 10^{-5}$	2,0	20,06	43,51
453/9	$1,0 \cdot 10^{-7}$	2,0	(14,50)	38,68

Allerdings herrschen bei dem Versuch 453/9 offenbar sehr ungünstige „klimatische“ Bedingungen, d.h., wie aus Anlage 4.9b ersichtlich, ist die entsprechende Messkurve zur Volumenänderung extrem stark verrauscht. In der Konsequenz ist der hier bestimmte Dilatanzwert nicht zuverlässig.

Davon unabhängig wird aufgrund der am IfG vorliegenden Erfahrungen eingeschätzt, dass die Lage der Dilatanzgrenze, d.h. das spannungsinduzierte Einsetzen von Mikrorissbildung mit einer messbaren Volumenzunahme, unabhängig von der Verformungsrate ist, im Gegensatz zur Bruchfestigkeit. Bzgl. der Dilatanzfestigkeit ist aber anzumerken, dass die Gesteinslithologie einen erheblichen Einfluss besitzt.

5 ZUSAMMENFASSUNG

Im Rahmen von weiterführenden gesteinsmechanischen Arbeiten am Steinsalz von der Lokation Gorleben wurde das IfG mit der Durchführung von Festigkeits- und Dilatanzuntersuchungen an 9 Salzgesteinsproben beauftragt. Zielstellung war die Überprüfung früherer Daten zur Lage der Dilatanzgrenze.

Zur Vermeidung sekundärer Effekte (u.a. infolge einer Vorschädigung) wurde das Probenmaterial in Form von Großblöcken sehr schonend gewonnen und auch weiter verarbeitet (Herstellung von qualitativ hochwertigen Prüfkörpern). Der Schädigungszustand der Proben wurde mittels der Ultraschallvermessung überprüft, wobei die Auswertung der P-Wellengeschwindigkeiten in Korrelation mit der Dichte eine maximale Auflockerung der Salzproben bis ca. 1 Vol.-% bei Anhydritgehalten bis ca. 5% ergab. Dies entspricht den Erwartungen unter Berücksichtigung einer Auflockerungszone innerhalb der Hohlraumkontur nach einer Streckenstandzeit von mehr als 10 Jahren.

Im Vorfeld der Festigkeitsuntersuchungen wurden die Proben deshalb über eine hydrostatische Belastung bei 24 MPa über 24 h mit langsamer Entlastung bis auf den Prüfdruck vorkonsolidiert. Anschließend wurden 7 triaxiale Druckversuche an zylindrischen Probenkörpern in Kompression mit konstanter Axialverformungsrate mit $\dot{\epsilon} = 2,5 \cdot 10^{-5} \text{ 1/s}$ (Standardversuch) sowie 2 mit $\dot{\epsilon} = 1,0 \cdot 10^{-7} \text{ 1/s}$ (langsame Rate) durchgeführt. Während die Bruchfestigkeiten der Standardversuche im Variationsspektrum früherer Proben liegen, sind die gemessenen Dilatanzkennwerte generell höher als durch die Cristescu-Hunsche-Dilatanzkurve ausgewiesen wird, wobei letztere den Charakter einer Schädigungsgrenze besitzt, d.h. oberhalb von ihr kann, wie durch Ultraschallmessungen nachgewiesen wurde, lokal Schädigung auftreten,

die noch nicht mit einer makroskopischen Volumendehnung einhergeht. Die hier gemessenen Dilatanzmesswerte liegen aber insbesondere bei höheren Einspannungen deutlich niedriger als die Kennwerte aus BGR (2003).

Die als Erweiterung durchgeführten „langsamen“ Festigkeitsversuche mit $\dot{\epsilon} = 1,0 \cdot 10^{-7}$ 1/s bestätigten die Beobachtung, dass die Gesteinsfestigkeit wesentlich von der Verformungsrate abhängt, wobei hier bei Reduzierung der Verformungsrate um einen Faktor 250 die Festigkeiten um ca. 10% niedriger lagen, als beim Standardversuch. Der Vergleich der Dilatanzkennwerte ergab kein einheitliches Bild, weil bei dem Versuch 453/9 mit $\sigma_3 = 2,0$ MPa die Volumenmesswerte aufgrund von Raumtemperatureffekten stark verrauscht waren und deshalb das Einsetzen von Dilatanz nicht zuverlässig detektiert werden konnte. Bei den beiden Versuchen mit $\sigma_3 = 1,0$ MPa sind die Dilatanzfestigkeiten praktisch identisch, d.h. die Lage der Dilatanzgrenze ist unabhängig von der Verformungsrate, was sich auch mit den Erfahrungen des IfG bzw. älteren Einschätzungen der BGR deckt.

LITERATUR

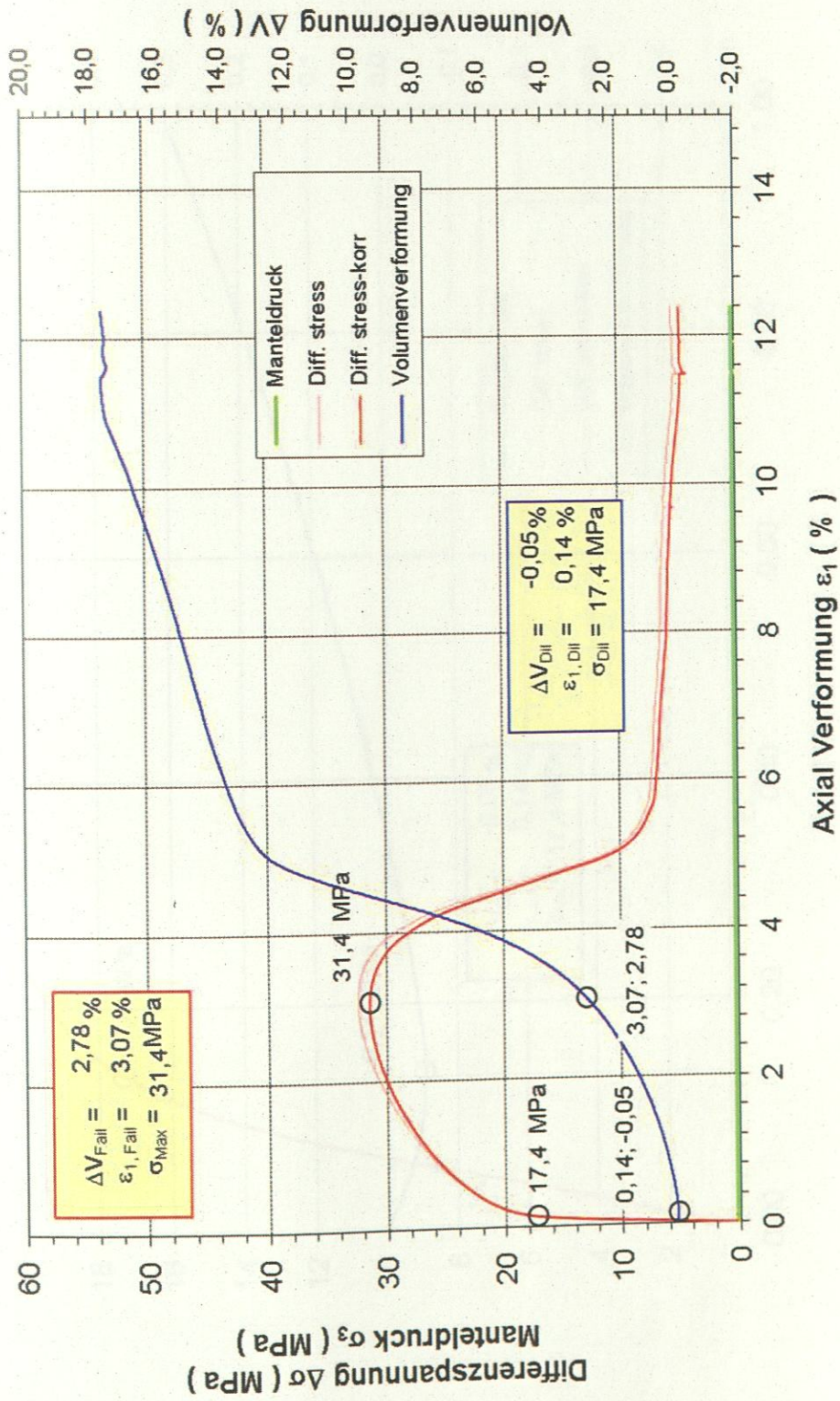
- BGR (2003): Projekt Gorleben - Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein: Abschlussbericht / U. Hunsche ; O. Schulze ; F. Walter. - Hannover, BGR Archiv-Nr. 0123873 - 157 S..
- DGEG (1979): Empfehlung Nr. 2 des AK 19 „Versuchstechnik Fels“ der DGEG (Dreiaxiale Druckversuche).
- DGEG (1987): Empfehlung Nr. 12 des AK 19 „Versuchstechnik Fels“ der Deutschen Gesellschaft für Erd- und Grundbau (Mehrstufigentechnik bei dreiaxialen Druckversuchen und direkten Scherversuchen).
- GEBRANDE, E. H. (1982): LANDOLT-BÖRNSTEIN, Neue Serie, Gruppe V, Bd. 1, Physikalische Eigenschaften der Gesteine (Teilband b), Springer-Verlag.
- MINKLEY, W.; MENZEL, W.; KONIETZKY, H. TE KAMP, L. (2001): A visco-elasto-plastic softening model an its application for solving static and dynamic stability problems in potash mining. Proc. 2nd Int. FLAC Symposium on Numerical Modeling in Geomechanics. Lyon, 29.-31. October, 21 - 27.
- POPP, T., KERN, H. & O. SCHULZE, 1999. Lithologische Variabilität der petrophysikalischen und mineralogisch-gefügekundlichen Eigenschaften des älteren Steinsalzes (z2) aus dem Salzstock Gorleben. Meyniana, Vol. 51, 55-75.
- WYLLIE, M. R. J., GREGORY, A. R. & GARDNER, G. H. F. (1956): Elastic wave velocities in heterogeneous and porous media, Geophysics, 21, 41-70.

ANLAGENVERZEICHNIS

Anlagen 4.1 – 4.9: Triaxiale Mehrstufen-Druckversuche an Hauptsalz der Lokation Gorleben (z2HS2 - IfG-Charge 453: Belastung senkrecht zur Schichtfläche mit $\text{eps-rate} = 2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) - je Versuch zwei Darstellungen:

- a) Spannungsverformungsdiagramm mit Versuchsdaten
- b) Detailausschnitt zur Ableitung der Dilatanzgrenze.

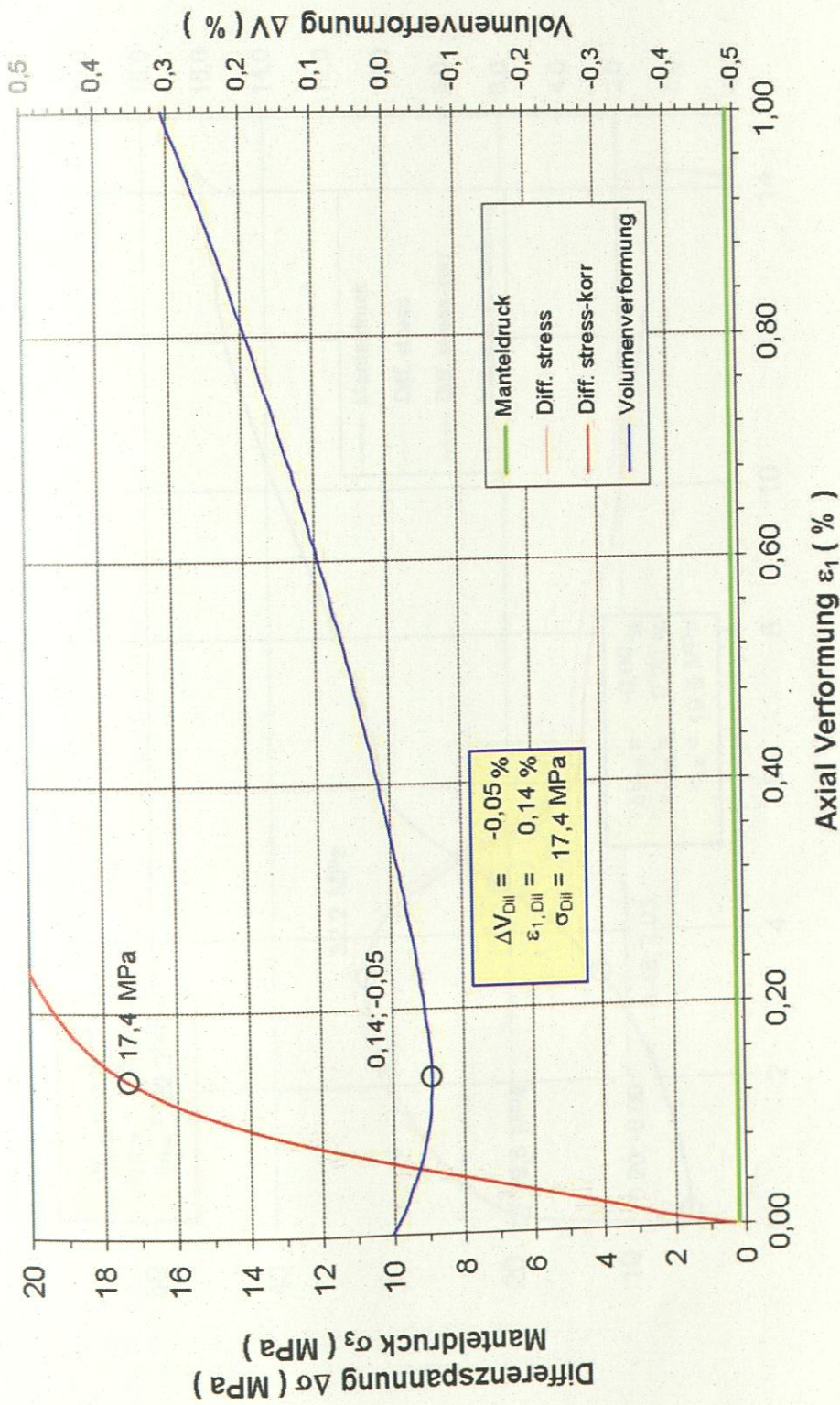
Anlage 4.1	453/1-TC0,2
Anlage 4.2	453/3-TC0,5
Anlage 4.3	453/4-TC1,0
Anlage 4.4	453/5-TC2,0
Anlage 4.5	453/2-TC5,0
Anlage 4.6	453/7-TC10,0
Anlage 4.7	453/8-TC24,0
Anlage 4.8	453/6-TC1,0 - $\text{eps-rate} = 1,0 \cdot 10^{-7} \text{ s}^{-1}$
Anlage 4.9	453/9-TC2,0 - $\text{eps-rate} = 1,0 \cdot 10^{-7} \text{ s}^{-1}$

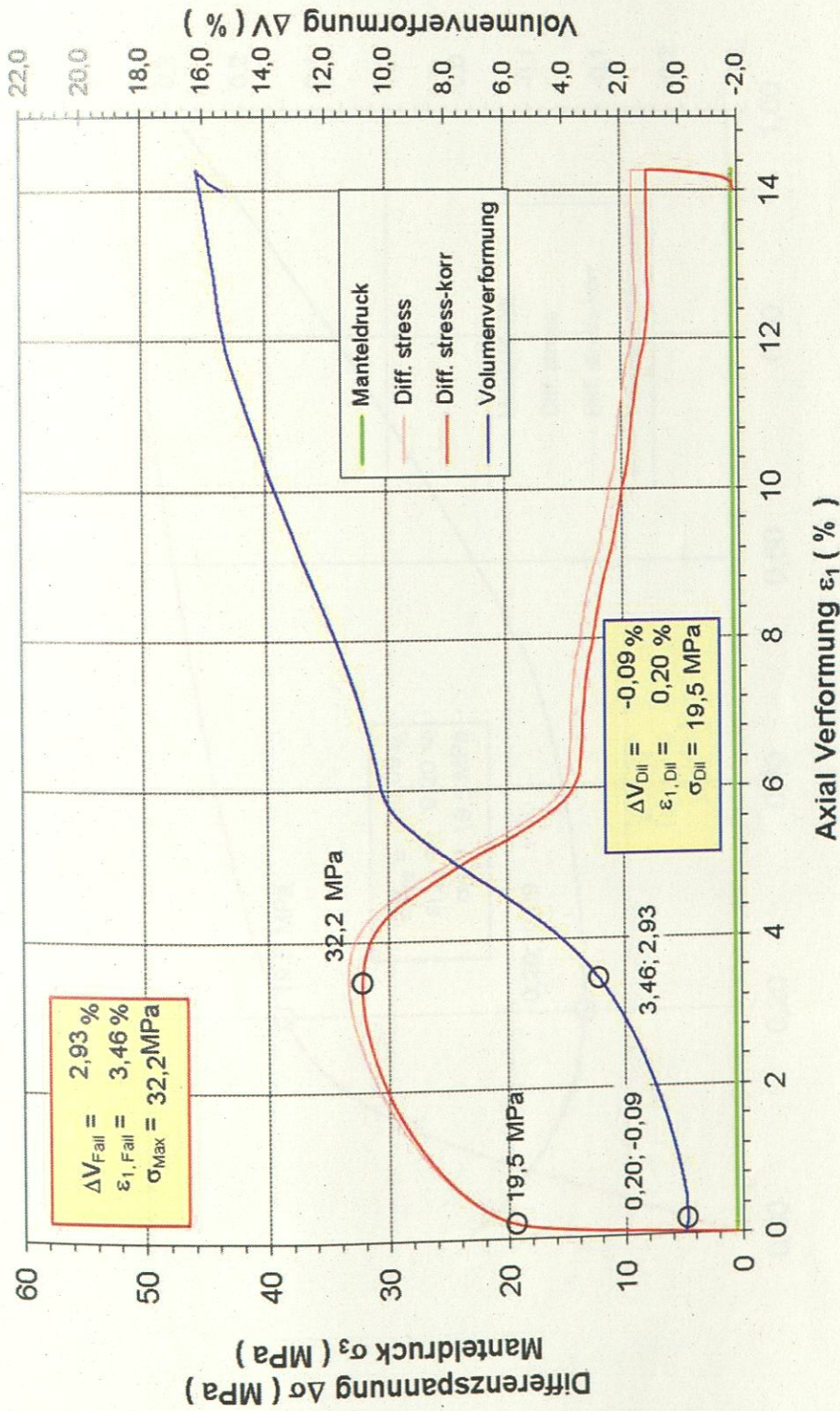


Triaxialer Kompressionsversuch: 453/1 - Überblick

σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1







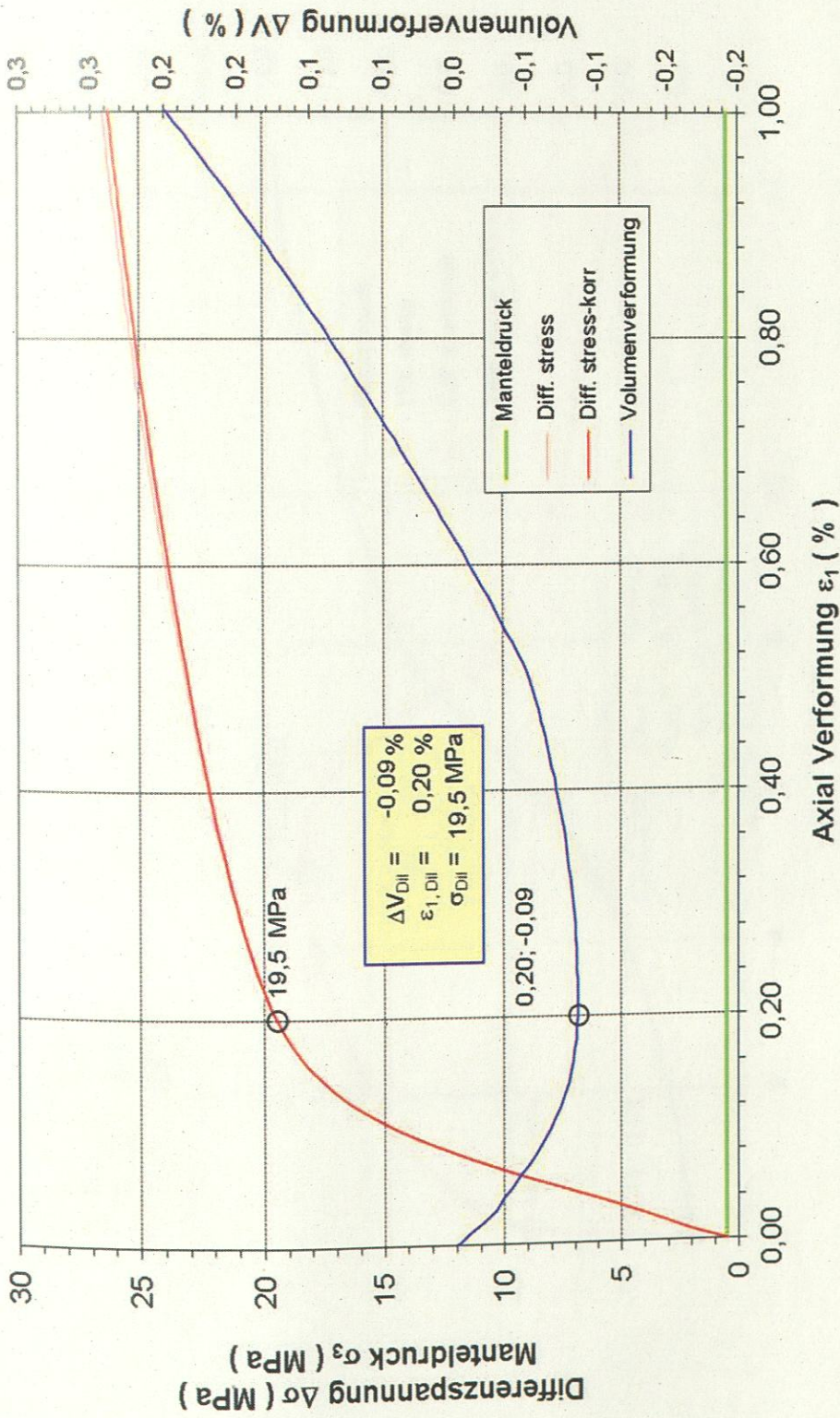
Triaxialer Kompressionsversuch: 453/3 - Überblick

σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1

Institut für Gebirgsmechanik
GmbH Leipzig
2010



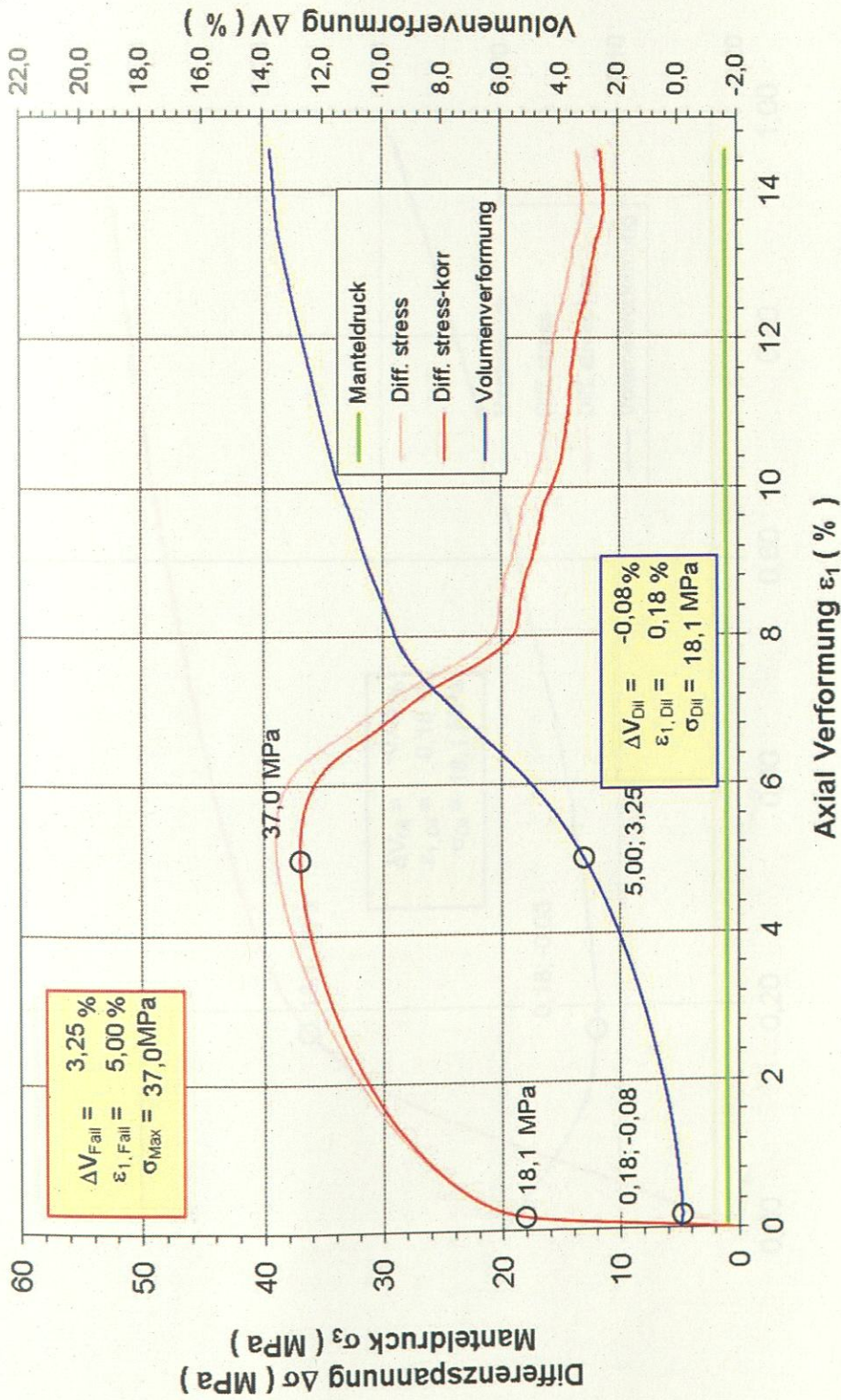
Anlage 4-2a



Triaxialer Kompressionsversuch: 453/3 - Dilatanzgrenze

σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1

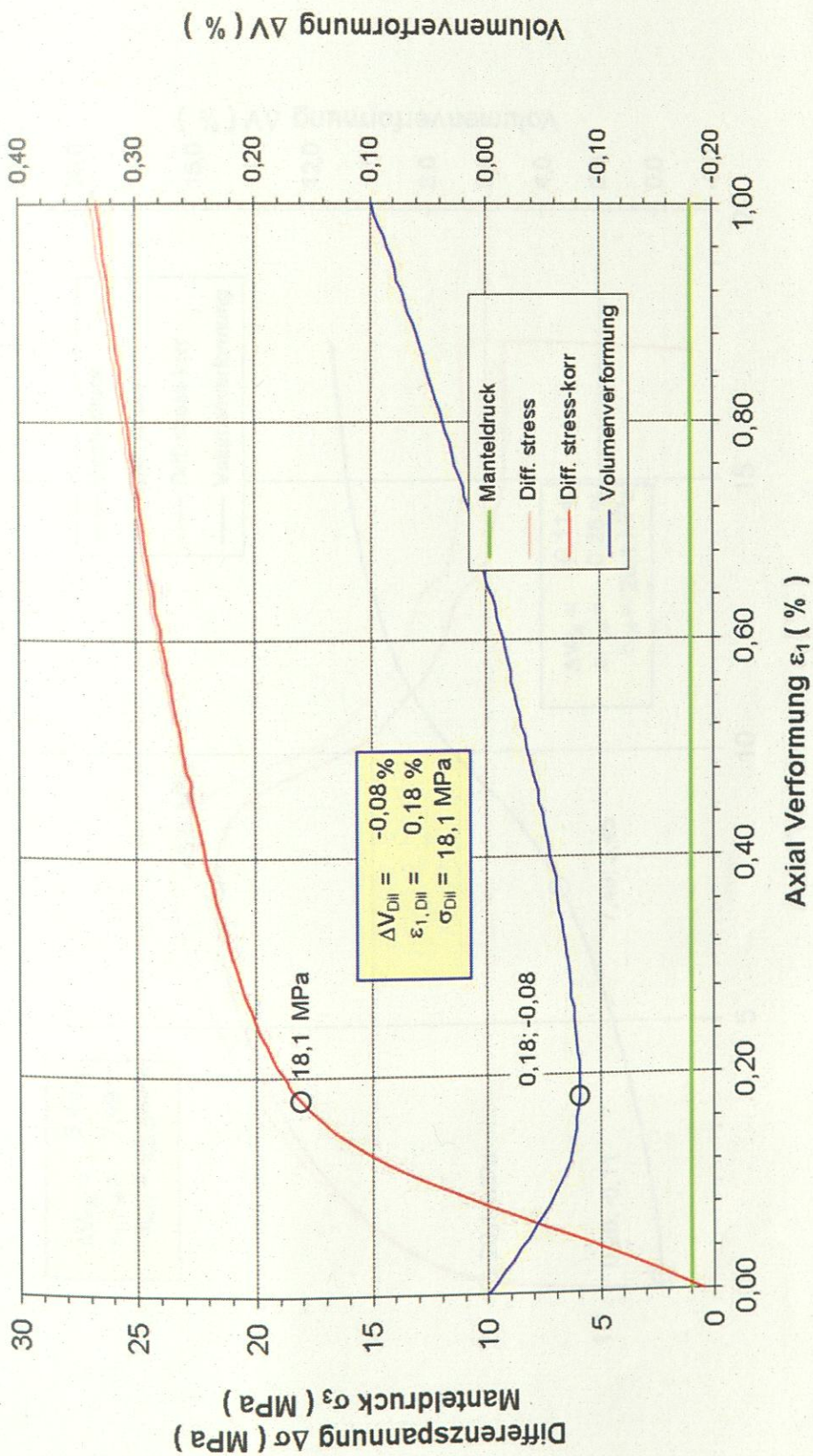




Triaxialer Kompressionsversuch: 453/4 - Überblick

σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1



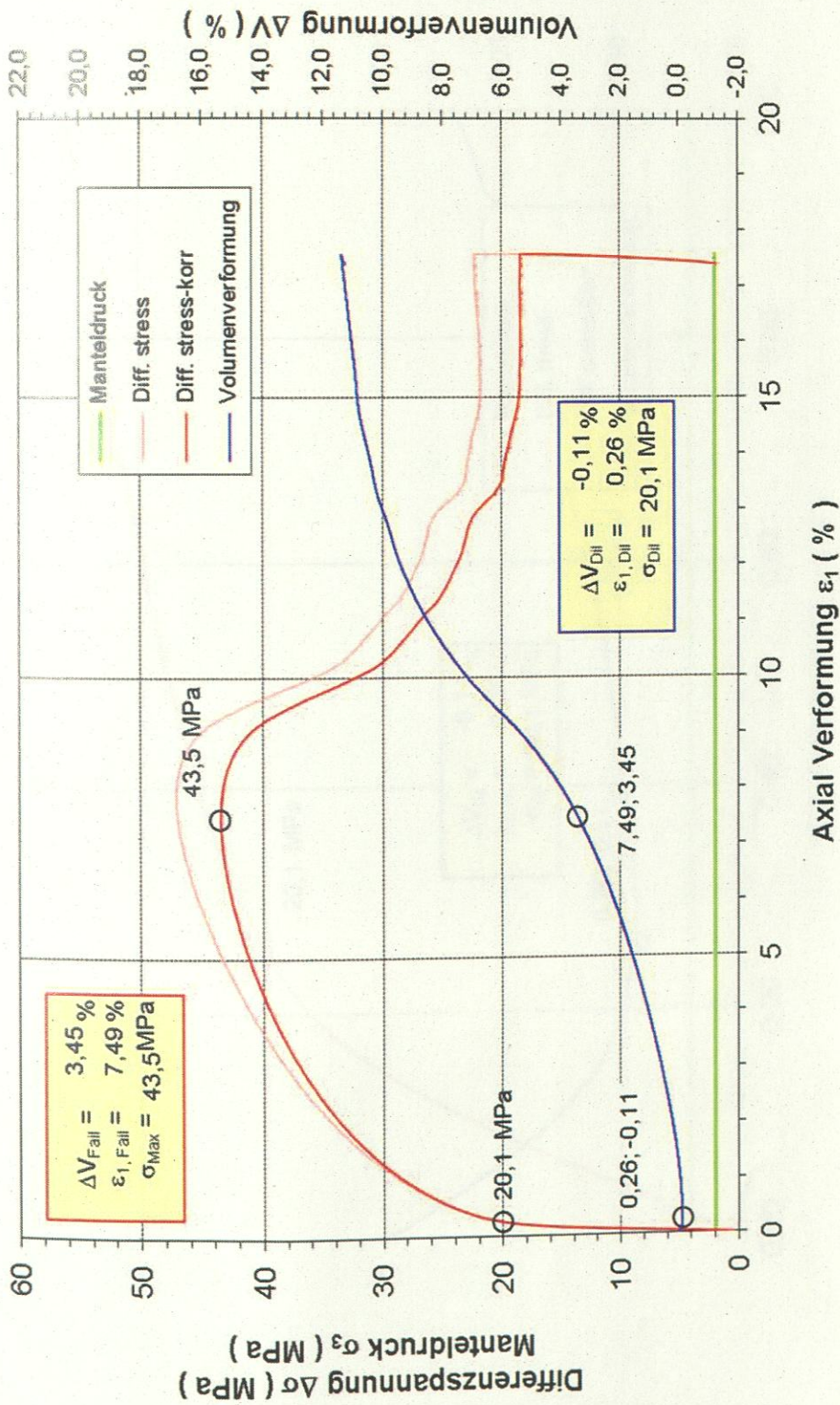


Triaxialer Kompressionsversuch: 453/4 - Dilatanzgrenze

σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1



Institut für Gebirgsmechanik
GmbH Leipzig
2010



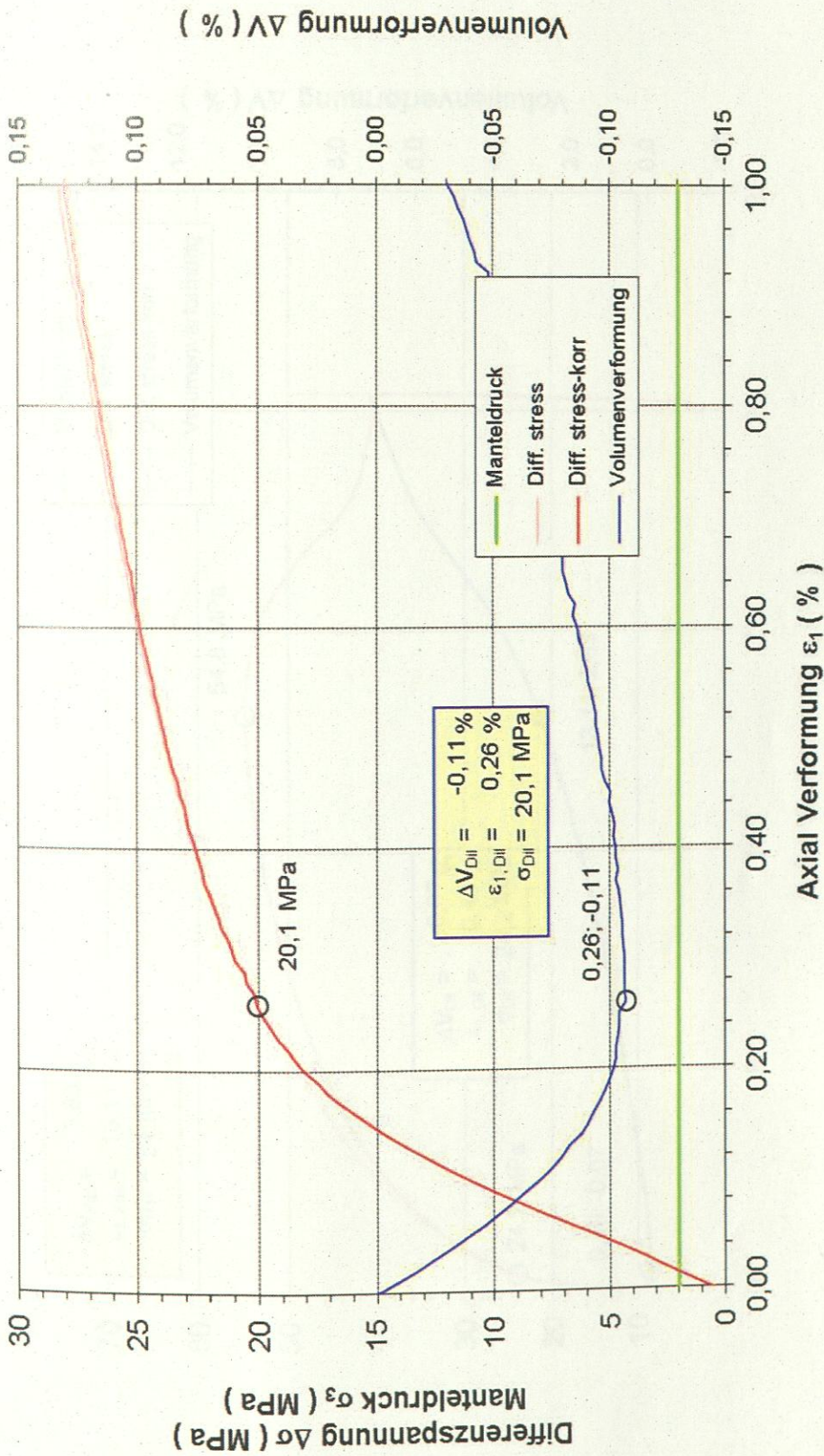
Triaxialer Kompressionsversuch: 453/5 - Überblick

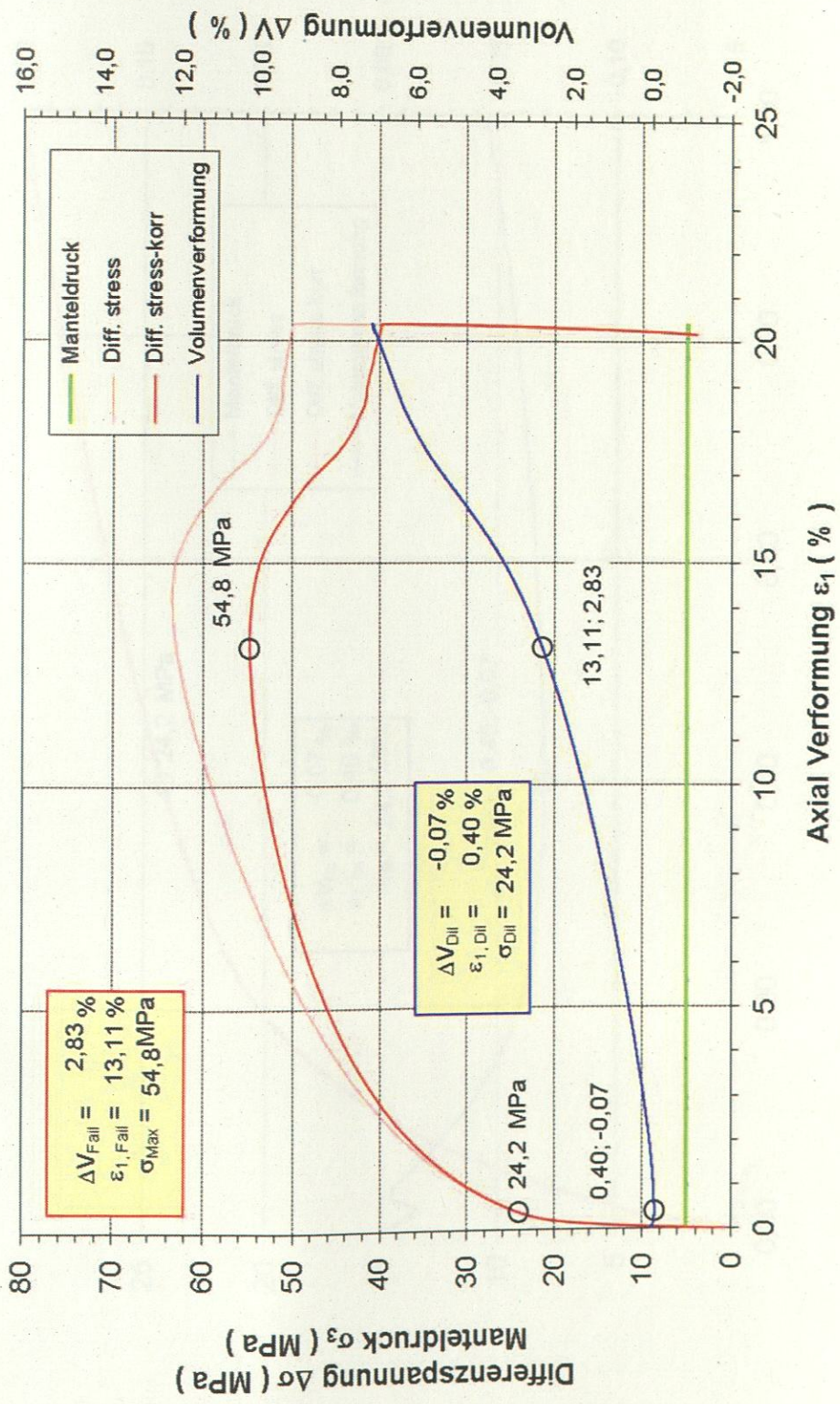
σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1

Anlage 4-4a



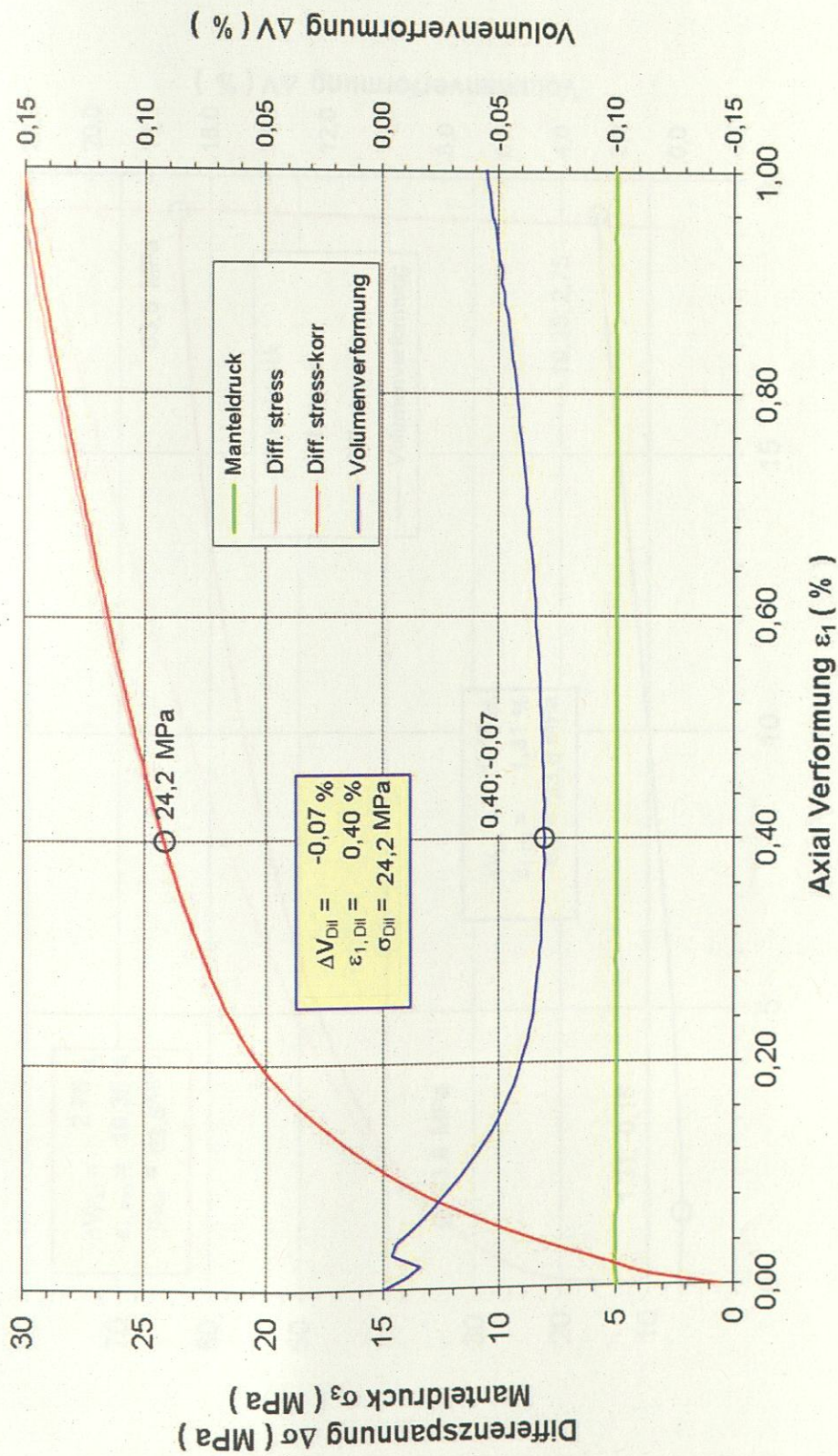
Institut für Gebirgsmechanik
GmbH Leipzig
2010

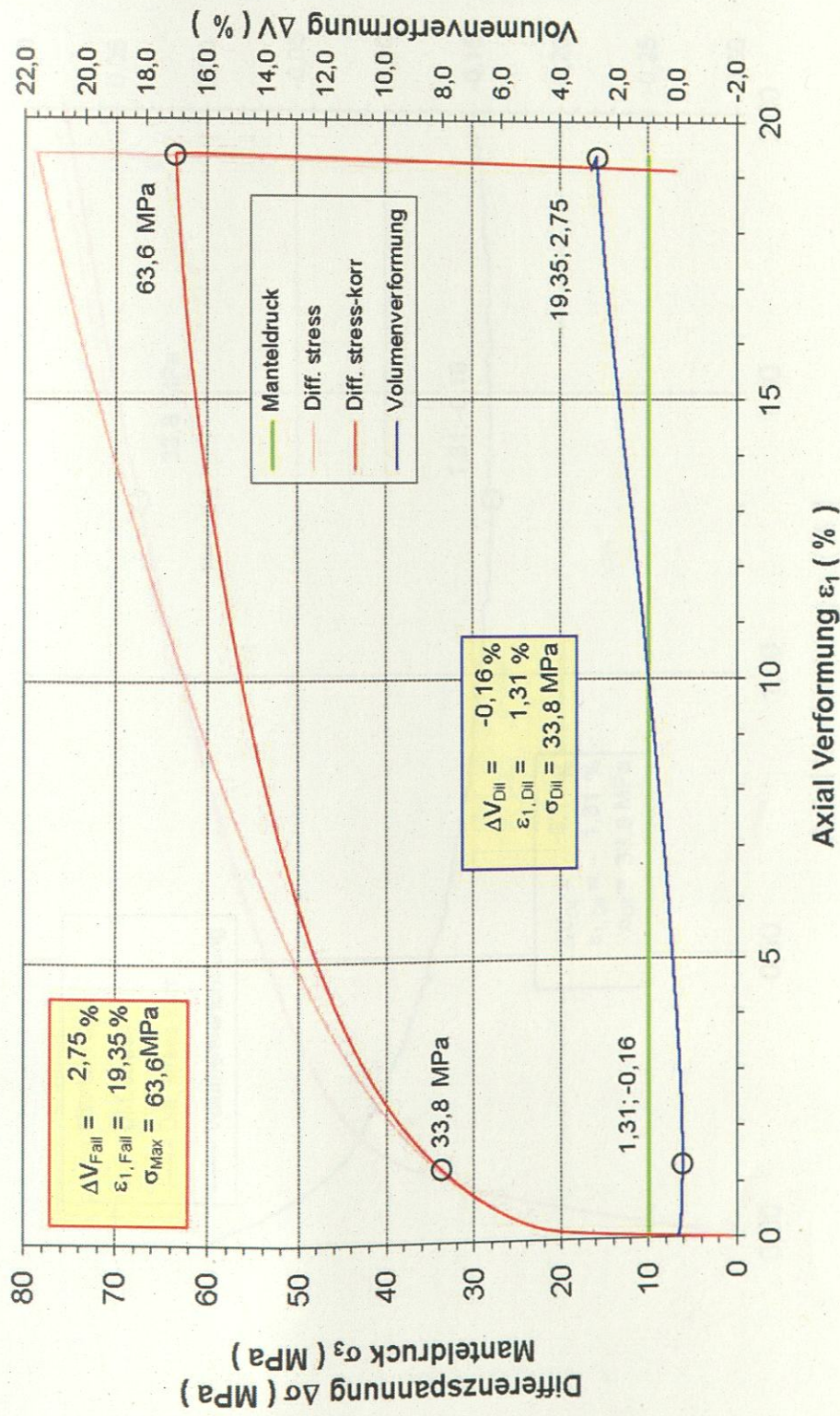


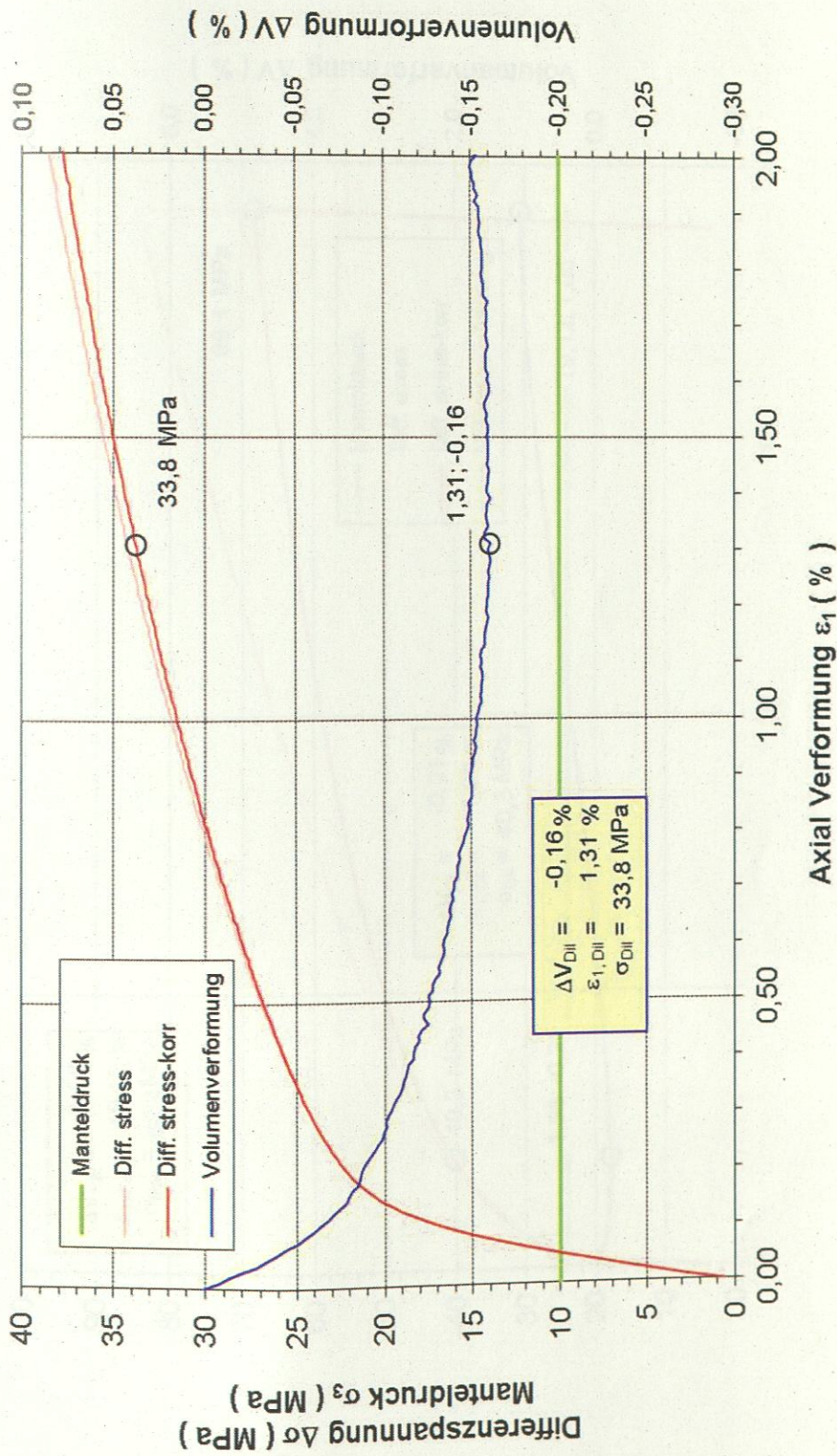


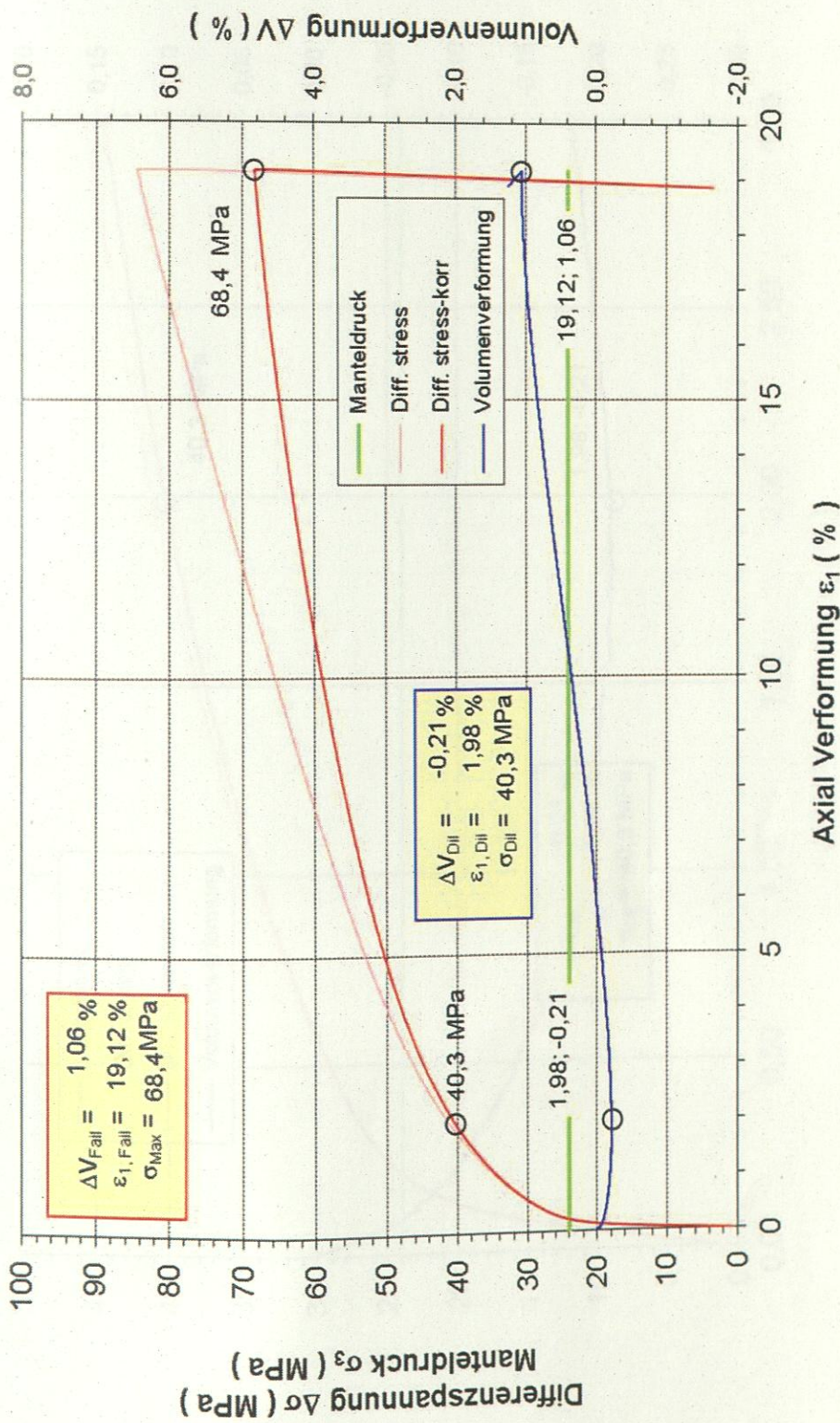
Triaxialer Kompressionsversuch: 453/2 - Überblick

σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1



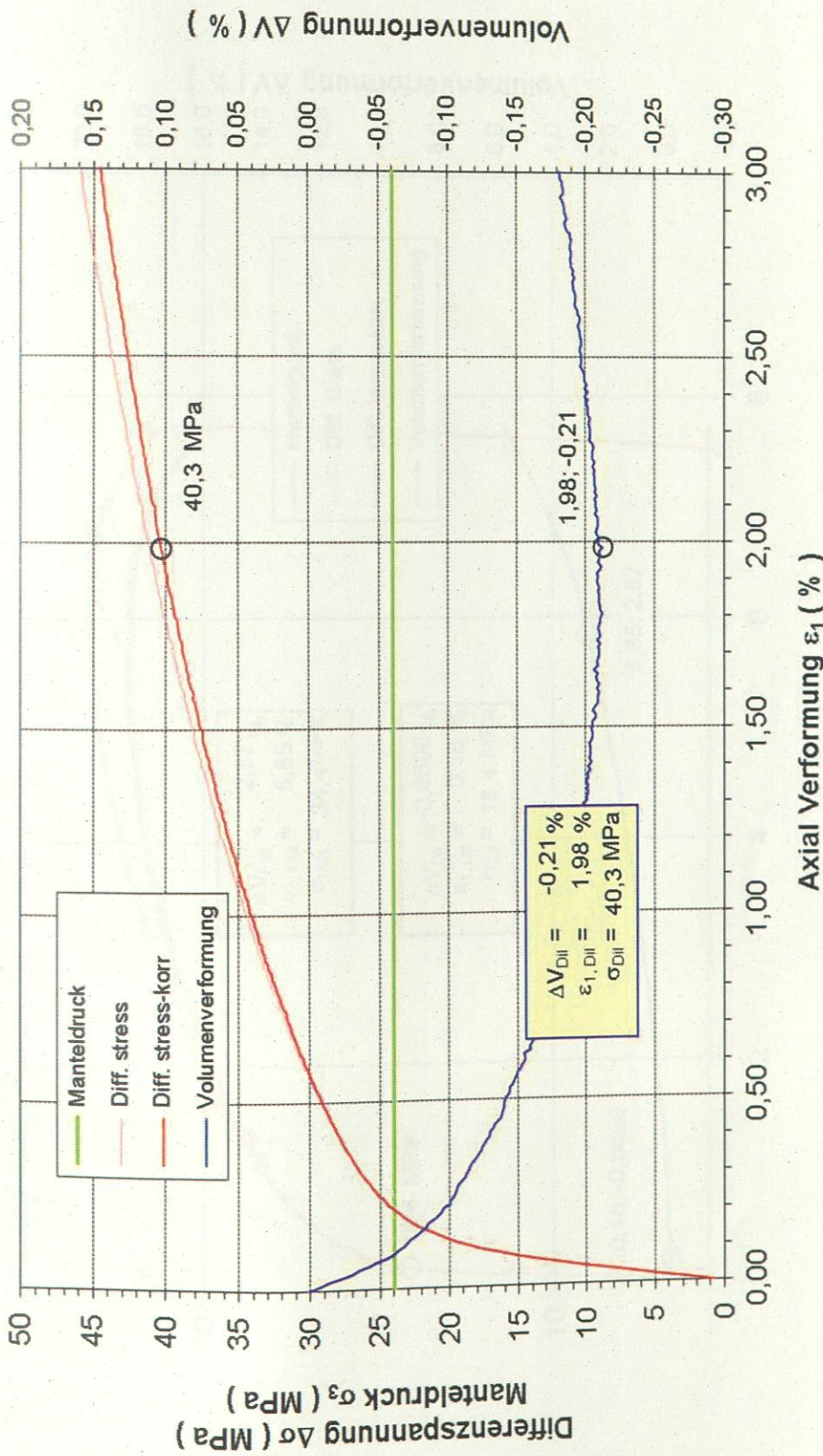


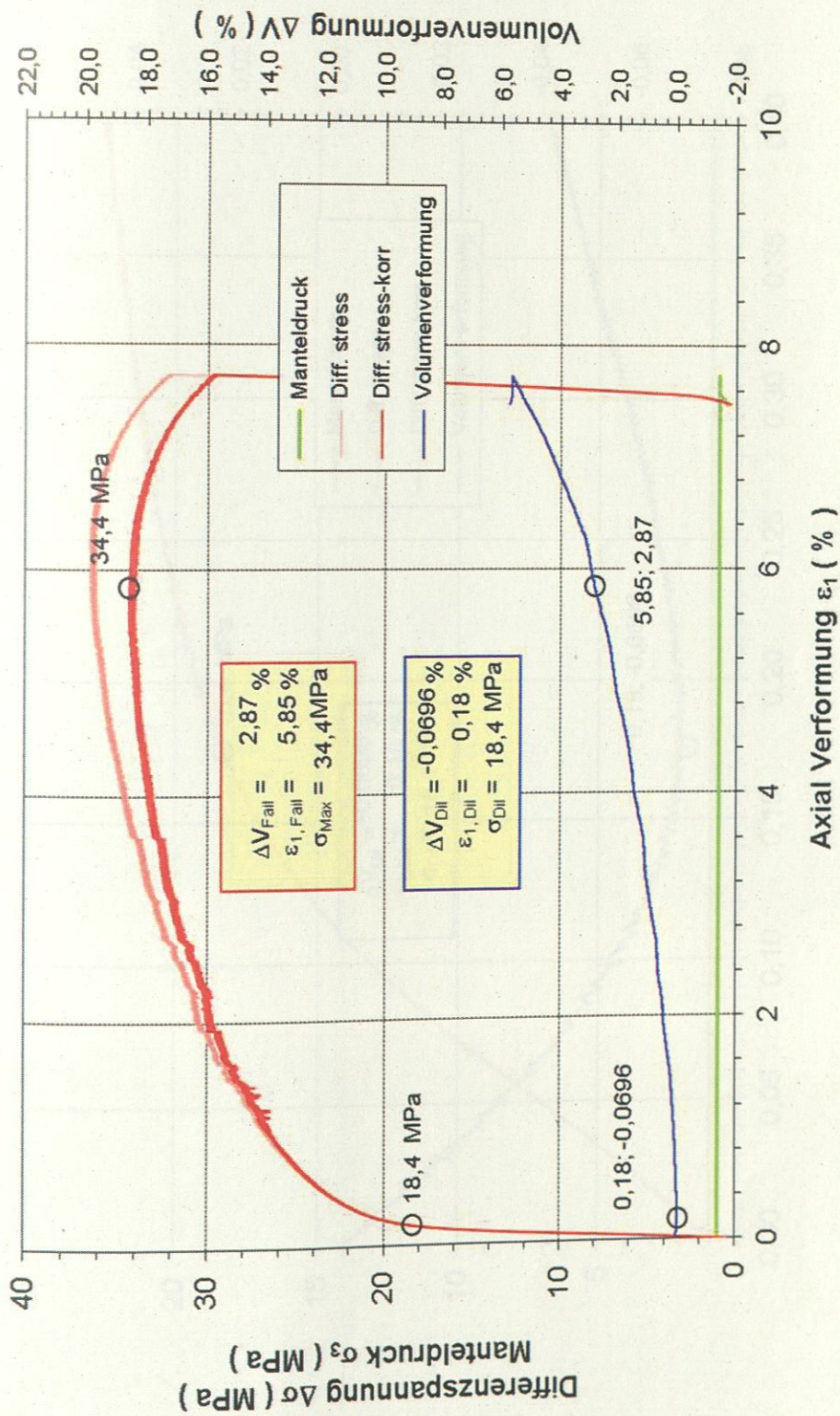




Triaxialer Kompressionsversuch: 453/8 - Überblick

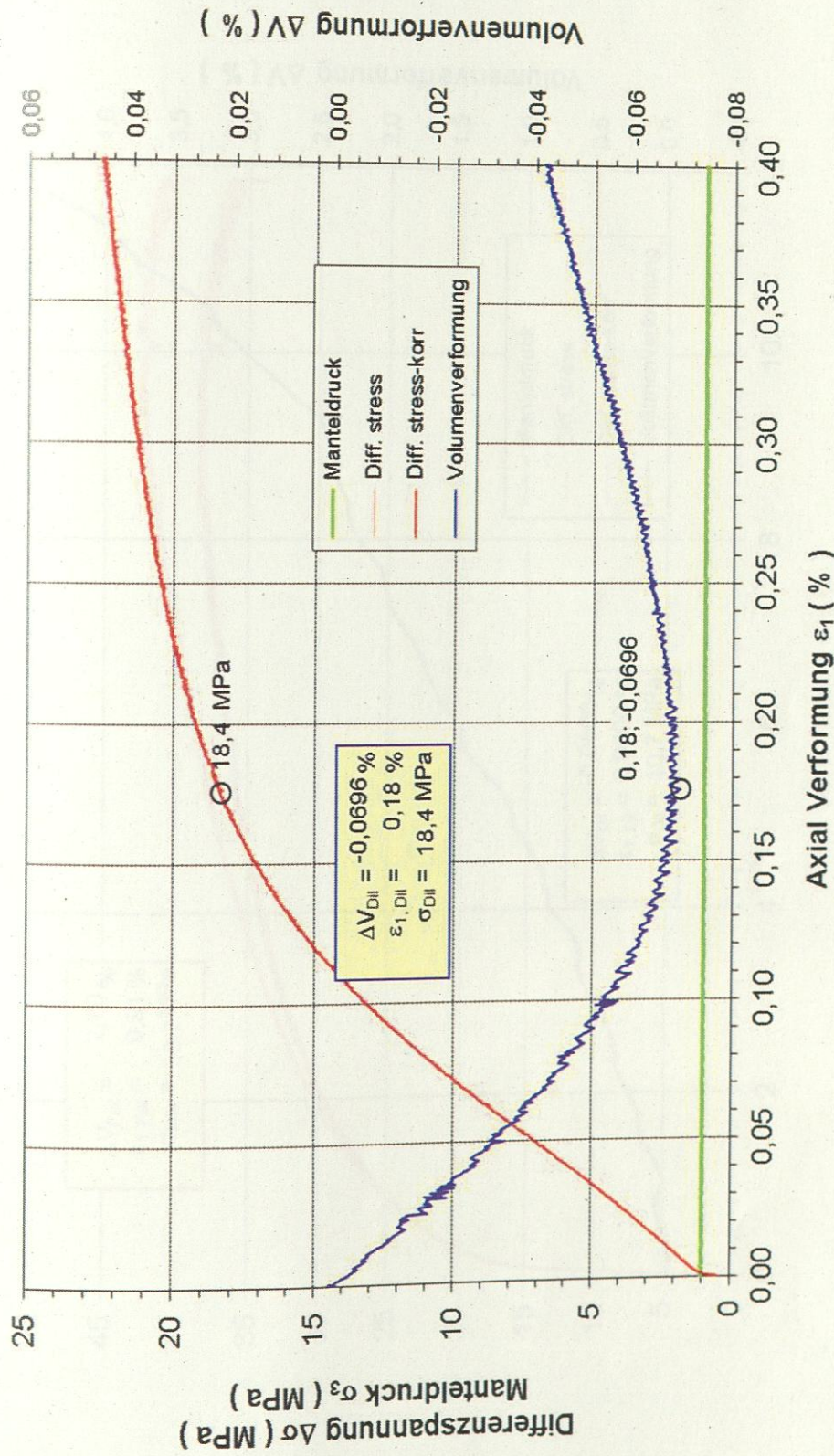
σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1

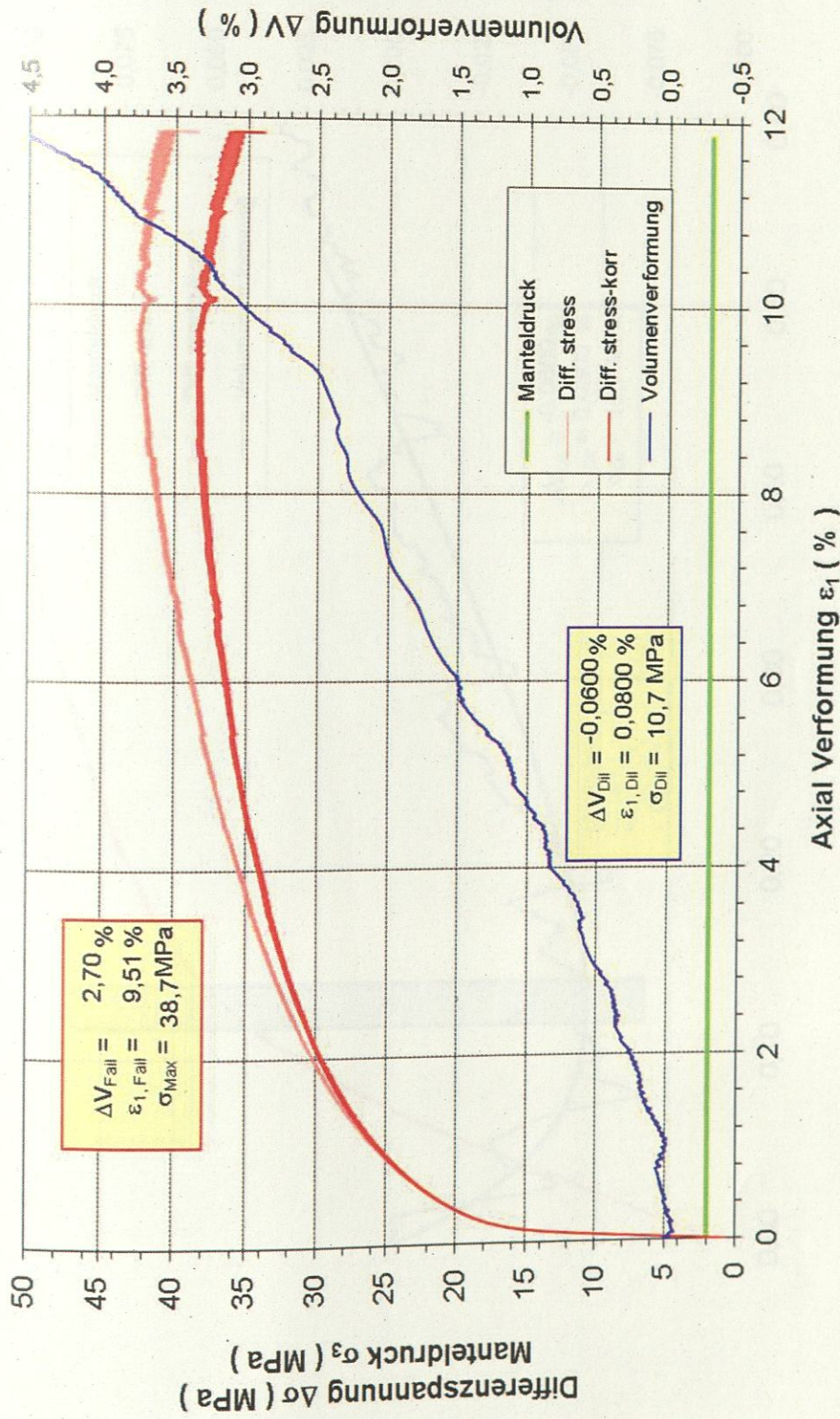


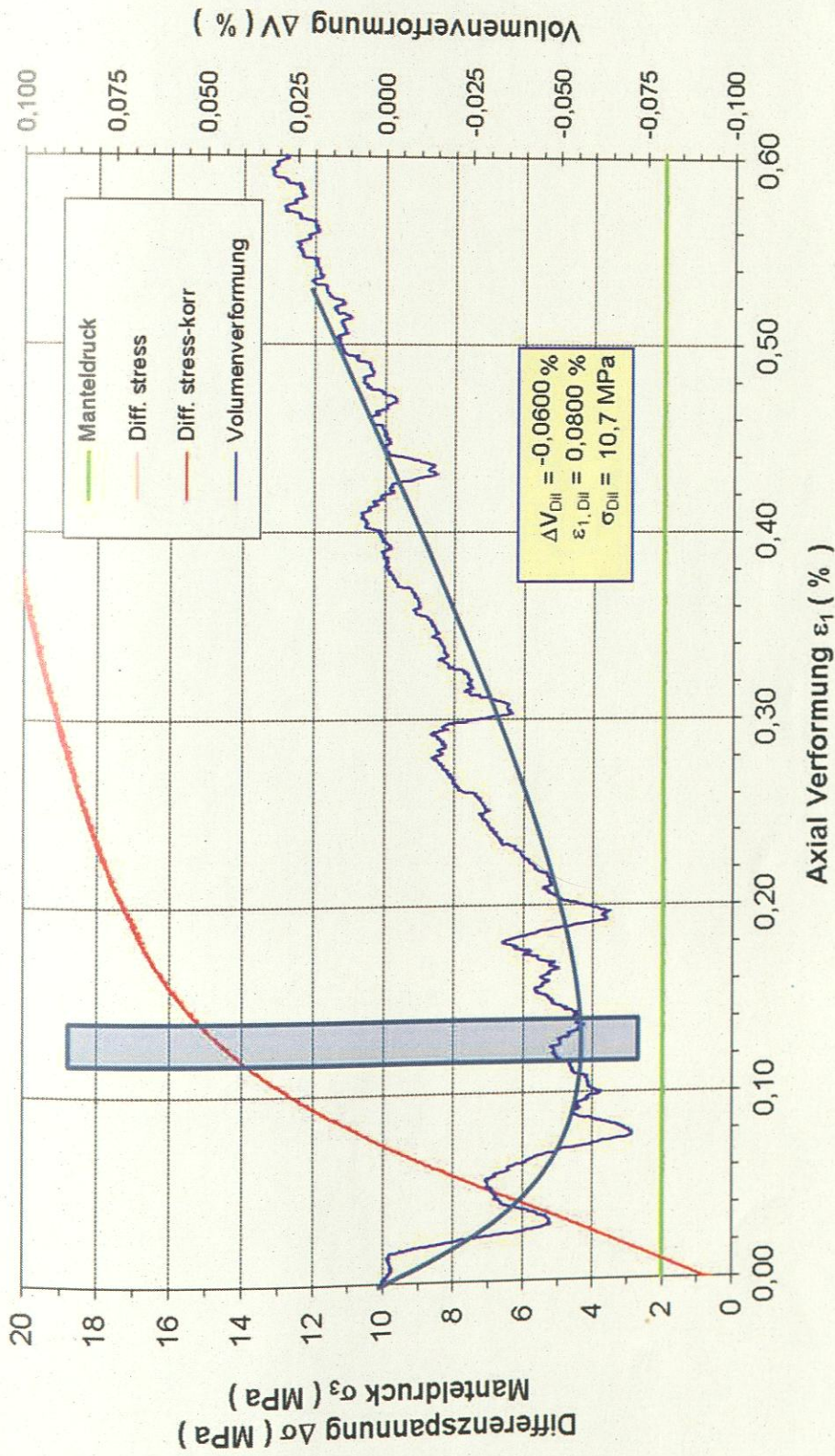


Triaxialer Kompressionsversuch: 453/6 - Überblick

σ_{Diff} und σ_3 sowie $\Delta V/V$ vs. ϵ_1



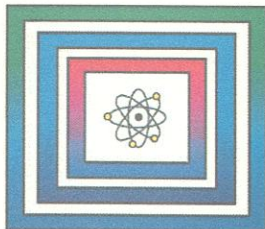




Projekt Gorleben

9GE331400000

Laboruntersuchungen zur Dilatanzgrenze - Anlage 2 -



Ergebnisbericht

B3.2/B50112-08/2014-0002/001

Hannover, Februar 2014

Anlage zu:

0132018



BGR-Auftrag:

Weiterentwicklung der Module im CDM-Stoffgesetzsysteem und deren Formulierung für die Verwendung in JIFE

Abschlussbericht

**Bundesanstalt
für Geowissenschaften und Rohstoffe**

Zu **Archiv**
0132018

Auftragnehmer (AN)
und Autor:

Dr. Andreas Hampel
Grünberger Str. 56, 55129 Mainz
E-Mail: hampel@hampel-consulting.de

Auftraggeber (AG):

Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe
Stilleweg 2, 30655 Hannover

Bestellung Nr. (AG):

201-4500067224

Vorgang Nr. (AG):

10048096

Bestelldatum:

30.08.2011

Auftrag Nr. (AN):

BGR-07

Gesamtlaufzeit:

01.09.2011 – 30.09.2012

Datum des Abschlussberichts: 26.09.2012

6	„Bruchkriterium“ – Modellierung des Kriechbruchs	83
7	Nachbruchverhalten und Restfestigkeit	89
8	Erweiterte Zusammenfassung	98
8.1	Stationäres Kriechen	98
8.2	Transientes Kriechen	99
8.3	Dilatanzgrenze	100
8.4	rV-Formulierung und Schädigungseinfluss bis zum Bruch	100
8.5	„Bruchkriterium“ – Modellierung des Kriechbruchs	101
8.6	Nachbruchverhalten und Restfestigkeit	102
8.7	Resümee	102
9	Literatur	104

Gesamtseitenzahl: 106

1 Einleitung und Veranlassungen

Die Grundlagen der Modellierung des transienten und stationären Kriechens von Steinsalz mit dem CDM-Stoffgesetzsystem liegen im Verbundmodell, das die Einflüsse der Versetzungsgleitung und der resultierenden Verformungsmikrostruktur auf die makroskopische Verformung beschreibt [Vogler, 1992; Hampel et al., 1996; Hampel et al. 1998; Weidinger, 1998; Hampel, 2000; Hampel & Hunsche, 2002]. Es wurde vom AN in Zusammenarbeit mit dem AG auf der Basis einer großen Anzahl von Laborversuchen mit verschiedenen Steinsalztypen weiterentwickelt und bei deren Nachrechnungen auch später im Rahmen des Composite-Dilatanz-Modells vielfach erfolgreich angewendet [Hampel & Schulte, 2007, Hampel, 2012].

1.1 Stationäres Kriechen

Bei Modellberechnungen des AN [Hampel, 2007; Hampel, 2010] von verschiedenen In-situ-Situationen im Rahmen zweier inzwischen abgeschlossener BMBF-Verbundprojekte zum Vergleich von Stoffgesetzen für Steinsalz [Hampel et al., 2007; Hampel et al., 2010] sowie in einem nachfolgenden, aktuell laufenden BMWi-Verbundprojekt hat sich allerdings wiederholt gezeigt, dass mit dem ursprünglichen CDM die Kriechverformungen in der Umgebung untertägiger Hohlräume und daher auch die Konvergenz der Hohlräume zum Teil stark unterschätzt werden. Gleiches gilt für die vom Kriechen abhängige Entwicklung der Dilatanz und Schädigung in aufgelockerten Gesteinsbereichen in der Umgebung der Hohlräume.

Im Rahmen der Verbundprojekte fand der AN heraus, dass die Hauptursache für diese Diskrepanzen in der Unterschätzung der mit dem CDM berechneten stationären Kriechraten bei in-situ-typischen Bedingungen liegt, das heißt bei Umgebungstemperaturen und häufig kleinen Effektivspannungen. Dieser Bereich wurde bei der Entwicklung des Verbundmodells und dessen Weiterentwicklung zum CDM-Stoffgesetzsystem auf der Grundlage von Laborversuchen nicht im Detail betrachtet, weil die zugehörigen stationären Kriechraten unter der Auflösungsgrenze der sicheren Bestimmung im Labor liegen.

Auftragsgegenstand in Pos. 20:

Die beim AG verwendete Version der CDM-Module für das volumentreue Kriechen ist unter besonderer Berücksichtigung der Spannungsempfindlichkeit des Kriechens bei geringer Effektivspannung zu ergänzen (z.B. über die Modifikation der Aktivierungsfläche für Versetzungen).

1.2 Transientes Kriechen

Mit dem neuen, in Pos. 20 entwickelten Ansatz für das stationäre Kriechen und der bisherigen Formulierung zur Modellierung des transienten Kriechens mittels dreier Subkorngrößenfraktionen w_1 , w_2 und w_3 wurden Testnachrechnungen zahlreicher Kriech- und Festigkeitsversuche durchgeführt. Dabei haben sich allerdings Probleme ergeben, die die Bestimmung und daraus folgende Modellierung des Schädigungseinflusses bis zum Bruch und darüber hinaus im Nachbruchbereich, die in den weiteren Positionen 40 bis 60 dieses Auftrags zu überarbeiten waren, erheblich erschwerten. Denn diese Bestimmung erfolgt aus der Differenz (*mismatch*) zwischen einer Modellberechnung nur unter Berücksichti-

1.6 Nachbruchverhalten und Restfestigkeit

Die Modellierung des Nachbruchverhaltens bis zum Erreichen der Restfestigkeit erfolgte im CDM bisher über die Faktorfunktion P_F . Auch sie verursachte allerdings manchmal erhebliche numerische Probleme in Modellberechnungen mit FLAC und JIFE.

Auftragsgegenstand in Pos. 60:

Die den Übergang von der Maximal-Festigkeit auf das Restfestigkeitsniveau beschreibende Stoffgesetzformulierung muss einen stetigen Verlauf haben, so dass die numerische Stabilität in den Modellberechnungen erhalten bleibt. Dies ist vom AN umzusetzen.

Die bisherige Formulierung mit Hilfe der Funktion P_F ist durch eine gleichwertige Formulierung zu ersetzen, die im Einklang mit der Beschreibung des Schädigungseinflusses vor dem Bruch steht und bei Modellberechnungen mit FLAC und JIFE keine numerischen Probleme bereitet.

2 Stationäres Kriechen

2.1 Die Modellierung des Kriechens mit dem ursprünglichen Composite-Dilatanz-Modell (CDM)

Die Modellierung des Kriechens mit dem ursprünglichen CDM wurde zuletzt vom AN in [Hampel & Schulze, 2007] detailliert beschrieben und begründet. Zum besseren Übersicht und zum Vergleich mit der in den nachfolgenden Kapiteln dargestellten weiterentwickelten Form des CDM werden die Ausgangsgleichungen des ursprünglichen Modells hier noch einmal zusammengefasst dargestellt und kurz erläutert.

Ausgangspunkt ist die Orowan-Gleichung [Orowan, 1940] als Bindeglied zwischen der makroskopischen Scherrate $\dot{\gamma}$ und den die Versetzungsbewegung beschreibenden Größen b (Burgersvektor), ρ (mobile Versetzungsdichte) und v (Versetzungsgeschwindigkeit):

$$\frac{d\gamma}{dt} = b \rho v \quad (1)$$

ρ wird im CDM aus numerischen Gründen durch den mittleren Versetzungsabstand r ausgedrückt:

$$\rho = \frac{1}{r^2} \quad (2)$$

Für v hat sich der folgende Ansatz bewährt:

$$v = v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (3)$$

mit v_0 : salztypabhängige Konstante, Q : Aktivierungsenergie, R : universelle Gaskonstante, T : Temperatur, Δa : Aktivierungsfläche der Versetzungsbewegung, σ^* : effektive innere Spannung, $M = 3$: Taylorfaktor für polykristallines Steinsalz, k_B : Boltzmann-Konstante.

Daraus folgt eine zentrale Gleichung des CDM für die transiente und stationäre Kriechrate:

$$\frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{b}{M} \frac{1}{r^2} v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (4)$$

Die verformungsabhängige Entwicklung der Mikrostruktur wird bisher durch die Größen w_1, w_2, w_3 (mittlerer Durchmesser dreier unterschiedlich schnell ihre Größe verändernder Subkornfraktionen), r (mittlerer Versetzungsabstand, s. o.) und a (mittlere Breite des Einflussbereichs erhöhter lokaler Spannung bei den Subkornwänden) charakterisiert. Für sie gibt es parallel zu Gleichung (4) jeweils eine Differentialgleichung des folgenden Typs, wobei S für w_1, w_2, w_3, r und a steht, „ss“ kennzeichnet die Größe im stationären Kriechen (*steady state*):

$$\frac{dS}{dt} = \frac{dS}{d\varepsilon_{cr}} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{S_{ss} - S}{k_S} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (5)$$

Der mittlere Durchmesser w aller Subkörner wird aus den drei Einzelbeiträgen w_1, w_2 und w_3 , die stellvertretend für das gesamte Größenspektrum der Subkörner stehen (s. Kap. 3), über Gewichtsfaktoren $c_{w,i}$ ($i = 1 \dots 3$) berechnet:

$$W = c_{w,1} W_1 + c_{w,2} W_2 + c_{w,3} W_3 \quad (6)$$

Zur Beschreibung der Spannungsabhängigkeit des transienten Kriechens sind die Gewichtsfaktoren $c_{w,i}$ in Abhängigkeit von der Effektivspannung σ_{eff} formuliert:

$$c_{w,1}(\sigma_{\text{eff}}) = \max(0, 1 - c_1 \sigma_{\text{eff}}) \quad (7)$$

$$c_{w,3}(\sigma_{\text{eff}}) = [c_3 \cdot (\sigma_{\text{eff}} - c_2)]^{c_4} \quad \text{für } \sigma_{\text{eff}} > c_2 \quad (8)$$

$$c_{w,3}(\sigma_{\text{eff}}) = 0 \quad \text{sonst}$$

$$c_{w,2}(\sigma_{\text{eff}}) = 1 - c_{w,1}(\sigma_{\text{eff}}) - c_{w,3}(\sigma_{\text{eff}}) \quad (9)$$

mit c_i : salztypabhängige Konstanten, $i = 1 \dots 4$.

Ein unterschiedliches Kriechverhalten verschiedener Salztypen wird im CDM in der Formel für die Aktivierungsfläche Δa über den mittleren Abstand d_p von Teilchen oder teilchenähnlichen Hindernisse (Ausscheidungen, Aggregationen von Fremdatomen in der NaCl-Matrix, p : *particle*) beschrieben, die die Versetzungen bei ihrer Bewegung behindern. Außerdem behindern sich die Versetzungen gegenseitig, welches durch r wie in einer Parallelschaltung von Widerständen ausgedrückt wird:

$$\Delta a = \frac{b}{\frac{1}{d_p} + \frac{1}{r}} \quad (10)$$

Eine weitere entscheidende Größe ist die effektive innere Spannung σ^* , die der durch die Subkornstruktur und Versetzungswechselwirkung modifizierten äußeren Effektivspannung σ_{eff} entspricht und die mobilen Versetzungen lokal in den Subkörnern antreibt:

$$\sigma^* = \begin{cases} \sigma_s - \sigma_{G,r} & \text{für } \sigma_{\text{eff}} \geq \frac{3 \sigma_{G,r}}{2 k_s} \\ \frac{4 \sigma_s^3}{27 \sigma_{G,r}^2} & \text{sonst} \end{cases} \quad (11)$$

Der obere Zweig ist die allgemeine Formulierung, der untere Zweig stellt lediglich bei sehr kleinen Effektivspannungen sicher, dass σ^* für $\sigma_{\text{eff}} \rightarrow 0$ nicht negativ wird. Die lokale Spannung im Subkorninneren σ_s hängt über k_s von der Effektivspannung σ_{eff} ab:

$$\sigma_s = k_s \sigma_{\text{eff}} \quad (12)$$

mit $k_s = \frac{1 - f_h k_h}{1 - f_h} \quad (13)$

Der Faktor k_s beschreibt die lokale Spannungsverminderung in den „weichen“ Bereichen (s : *soft regions*), d. h. im Inneren der Subkörner, während k_h die Spannungserhöhung in den „harten“ Bereichen (h : *hard regions*), d. h. bei den Subkornwänden, ausdrückt. Der Volumenanteil der harten Bereiche f_h wird mit w und a abgeschätzt (Weidinger et al. 1997; Hampel & Hunsche 2002):

$$f_h = \frac{2a}{w} \quad (14)$$

Die Rückspannung der Versetzungen aus den Subkornwänden auf die in den Subkörnern laufenden Versetzungen wird wie folgt beschrieben:

$$\sigma_{G,r} = \frac{\alpha M G b}{r} \quad (15)$$

mit
$$G(T) = 15,000 \text{ MPa} \left(1 - 0.73 \cdot \frac{T[\text{K}] - 300 \text{ K}}{1070 \text{ K}} \right) \quad (16)$$

$\alpha = 0.17$ ist die Versetzungswechselwirkungskonstante, G ist der temperaturabhängige Schubmodul [Frost & Ashby, 1982].

Anmerkung: Bei der Nachrechnung von Laborkriechversuchen mit schlagartiger Reduktion der aufgeprägten Effektivspannung ist nach der Reduktion anstelle von r in Gleichung (15) der stationäre Wert $r_{ss}(T, \sigma_{eff})$ aus Gleichung (18) (s. u.) einzusetzen, da sonst die nach der Reduktion extrem kleine transiente Kriechrate auf absehbare Zeit keine zur Erholung notwendige Verformung hervorbringen würde. Bei In-situ-Berechnungen spielt dieses keine Rolle, so dass hier immer Gleichung (15) verwendet wird.

Zahlreiche experimentelle Untersuchungen der Subkornstrukturen und Versetzungsabstände in natürlichen Steinsalzproben, die im Labor bei unterschiedlichen Effektivspannungen bis in den stationären Bereich verformt worden waren, haben gezeigt, dass die mittlere stationäre Subkorngröße w_{ss} und der mittlere stationäre Versetzungsabstand r_{ss} nur von der Effektivspannung abhängen, siehe Abb. 1 (Weidinger et al., 1997; Hunsche & Hampel, 1999; Hampel & Hunsche, 2002), wobei über den Schubmodul $G(T)$ mit (16) eine leichte Temperaturabhängigkeit eingeht:

$$w_{ss} = w_{ss}(T, \sigma_{eff}) = \min \left(33 \frac{G(T)b}{\sigma_{eff}}, d_K \right) \quad (17)$$

$$r_{ss} = r_{ss}(T, \sigma_{eff}) = \min \left(\frac{G(T)b}{k_{s,ss} \sigma_{eff}}, d_K \right) \quad (18)$$

Mit $f_{h,ss} = 0,07$ und $k_{h,ss} = 3,4$ folgt aus Gleichung (13) $k_{s,ss} = 0,819$ [Hampel, 2000]. Die Korngröße d_K dient nur als numerische Begrenzung bei $\sigma_{eff} \rightarrow 0$, d. h. es wird sinnvollerweise angenommen, dass Subkörner und Versetzungsabstände nicht größer als die Körner selbst werden können. Mit Gleichung (14) folgt dann

$$a_{ss} = a_{ss}(T, \sigma_{eff}) = \frac{1}{2} f_{h,ss} w_{ss}(T, \sigma_{eff}) \quad (19)$$

Strukturuntersuchungen im Licht- und Elektronenmikroskop haben auch gezeigt, dass natürliches Steinsalz unter Tage eine über geologische Zeiträume entstandene stationäre Mikrostruktur aufweist [Carter, Hansen & Senseny, 1982; Vogler, 1992; Weidinger, 1998]. Die an natürlichen Steinsalz-Bohrproben vor einer Verformung im Labor ermittelten Subkorngrößen w_{nat} und Versetzungsabstände r_{nat} , s. Abb. 1, lassen daher mit Gleichung (17) bzw. (18) und der am Bohrort herrschenden Gebirgstemperatur T_{nat} ($\sim 300 \text{ K}$) auf die natürliche Effektivspannung $\sigma_{eff,nat}$ ($\sim 2 \text{ MPa}$) schließen.

Damit erhält man die Anfangswerte für eine Berechnung der verformungsabhängigen Entwicklung der Strukturgrößen von natürlichem Steinsalz mit Gleichung (5) wie folgt:

$$w_0 = w_{ss}(T_{nat}, \sigma_{eff,nat}) \quad (20)$$

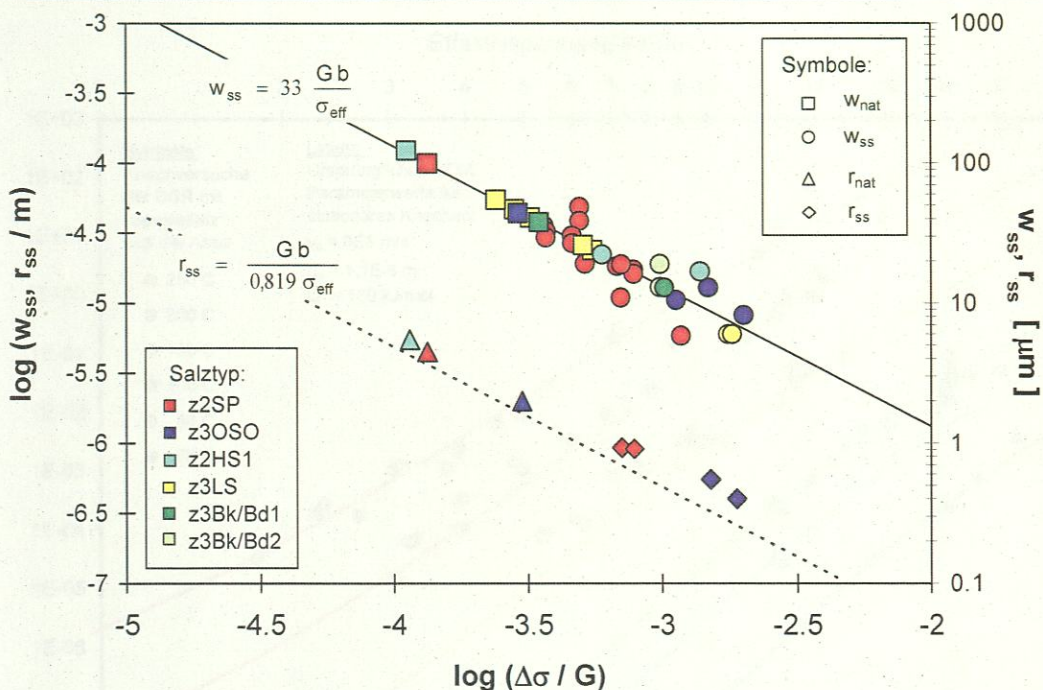


Abb. 1 Die an verschiedenen Salztypen im erbohrten Zustand (Index „nat“) sowie nach Kriechversuchen bei unterschiedlichen Effektivspannungen gemessenen stationären Subkorngrößen w und Versetzungsabstände r (Index „ss“, Symbole) werden mit den CDM-Formeln (17) und (18) gut beschrieben (Linien) [Hampel, 2007].

$$r_0 = r_{ss} (T_{nat}, \sigma_{eff, nat}) \quad (21)$$

$$a_0 = \frac{1}{2} f_{h,ss} w_0 \quad (22)$$

Die Entwicklungen der einzelnen Subkornfraktionen w_1, w_2 und w_3 , müssen nicht notwendigerweise alle mit dem gleichen mittleren Wert w_0 starten. So wurde in der Vergangenheit zum Teil durch Verwendung der folgenden Beziehungen angenommen, dass kleine Subkörner schneller als große mit der Verformung ihre Größe ändern können:

$$w_{1,0} = 0,2 \cdot w_0, \quad w_{2,0} = w_0, \quad w_{3,0} = 10 \cdot w_0 \quad (23)$$

für $k_{w,1} < k_{w,2} < k_{w,3}$ in den zugehörigen Gleichungen vom Typ (5). Mit diesem Ansatz gelangen im ersten Verbundprojekt gute Anpassungen, s. u. zum Beispiel Abb. 3. Im zweiten Verbundprojekt wurde dagegen für Steinsalz der Grube Angersdorf angenommen

$$w_{1,0} = w_{2,0} = w_{3,0} = w_0 \quad (24)$$

(s. u. Abb. 8 für einen Vergleich der Auswirkungen beider Ansätze bei einem Beispiel).

Aus den bisher aufgeführten Gleichungen folgt für den wichtigen Spezialfall des stationären Kriechens die folgende Gleichung:

$$\frac{d\varepsilon_{cr,ss}}{dt} = \frac{k_{s,ss}^2 \sigma_{eff}^2}{MG(T)^2 b} v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a_{ss} (1 - \alpha M) k_{s,ss} \sigma_{eff}}{M k_B T}\right) \quad (25)$$

mit

$$\Delta a_{ss} = \frac{b}{\frac{1}{d_p} + \frac{k_{s,ss} \sigma_{eff}}{G(T) b}} \quad (26)$$

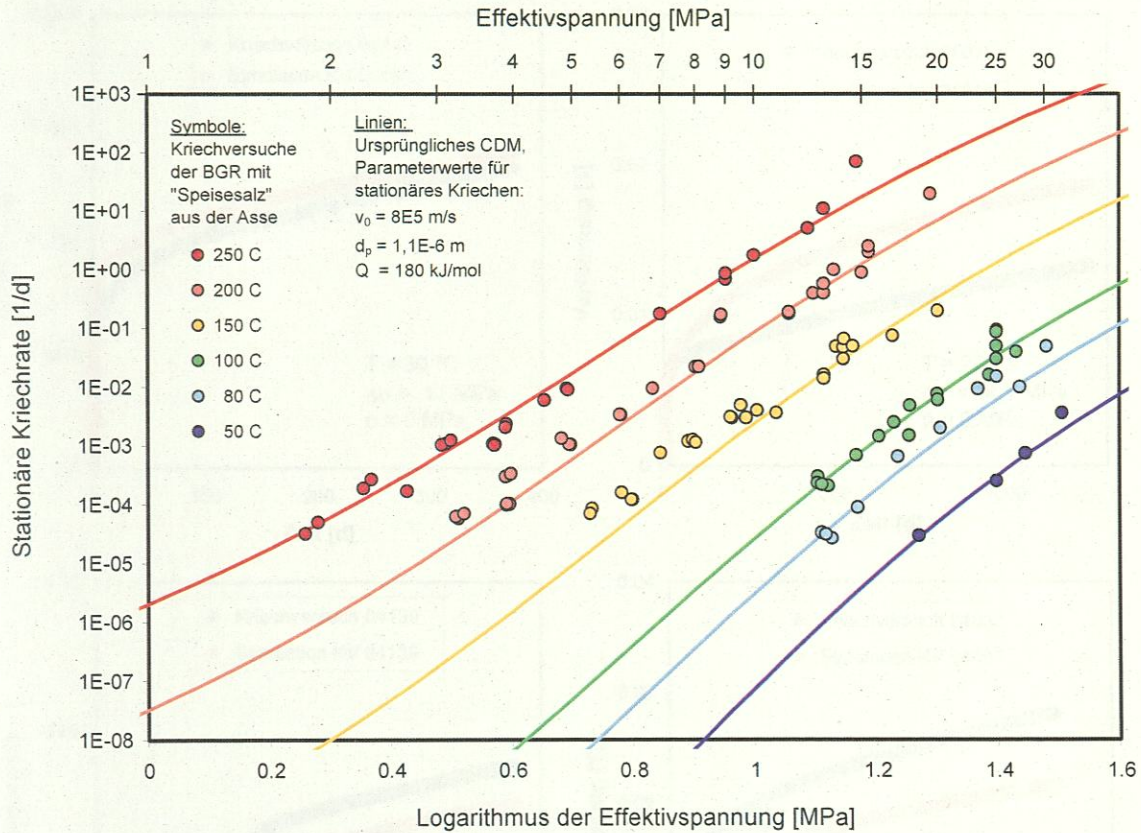


Abb. 2 Die stationären Kriechraten aus einer großen BGR-Kriechversuchsserie mit Asse-Speisesalz (z2SP) von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II (Symbole) wurden doppelt-logarithmisch über der Effektivspannung aufgetragen und mit dem ursprünglichen CDM, Gleichung (25) (Linien), angepasst [Hampel, 2000].

Abb. 2 zeigt, dass Gleichung (25) die in einer großen Kriechversuchsserie mit Asse-Speisesalz (z2SP) von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II im Labor gemessenen stationären Kriechraten im gesamten Messbereich sehr gut beschreibt. Ähnlich gute Anpassungen wurden auch für die Ergebnisse aus anderen Kriechversuchsserien mit verschiedenen Salztypen unterschiedlicher Herkunft erzielt [Hampel, 2000], wobei jeweils nur ein anderer Wert für v_0 und den Hindernisabstand d_p gewählt werden musste. Dieses ist physikalisch sinnvoll, da sich unterschiedliche Salztypen, d. h. Steinsalz aus unterschiedlichen Homogenbereichen mit in sich ähnlichem Verformungsverhalten, durch die Dichte der Versetzungshindernisse, z. B. Mineralausscheidungen, unterscheiden [Hunsche et al., 1996]. Bei der Weiterentwicklung des Stoffgesetzes muss diese physikalische Beschreibung der Unterschiede im Verformungsverhalten verschiedener Salztypen erhalten bleiben.

In Abb. 3 sind exemplarisch sechs Nachrechnungen von Kriechversuchen mit Asse-Speisesalz und unterschiedlichen Belastungsbedingungen gezeigt. Das Besondere ist, dass alle Berechnungen mit einem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp erfolgten, darunter den Werten für die Parameter des stationären Kriechens aus Abb. 2. Jeder einzelne Versuch aus Abb. 3 hätte mit einer individuellen Wahl der Parameterwerte nahezu optimal angenähert werden können. Für die Berechnung untertägiger Strukturen wird allerdings ein einheitlicher Kennwertsatz zur Charakterisierung des jeweils dort vorgefundenen Salztyps benötigt, der für alle möglicherweise auftretenden Randbedingungen gültig ist. Diese hohe Anforderung wird, wie Abb. 3 zeigt, von dem ursprünglichen CDM erfüllt – und muss auch von jeder Weiterentwicklung des Stoffgesetzes erfüllt werden.

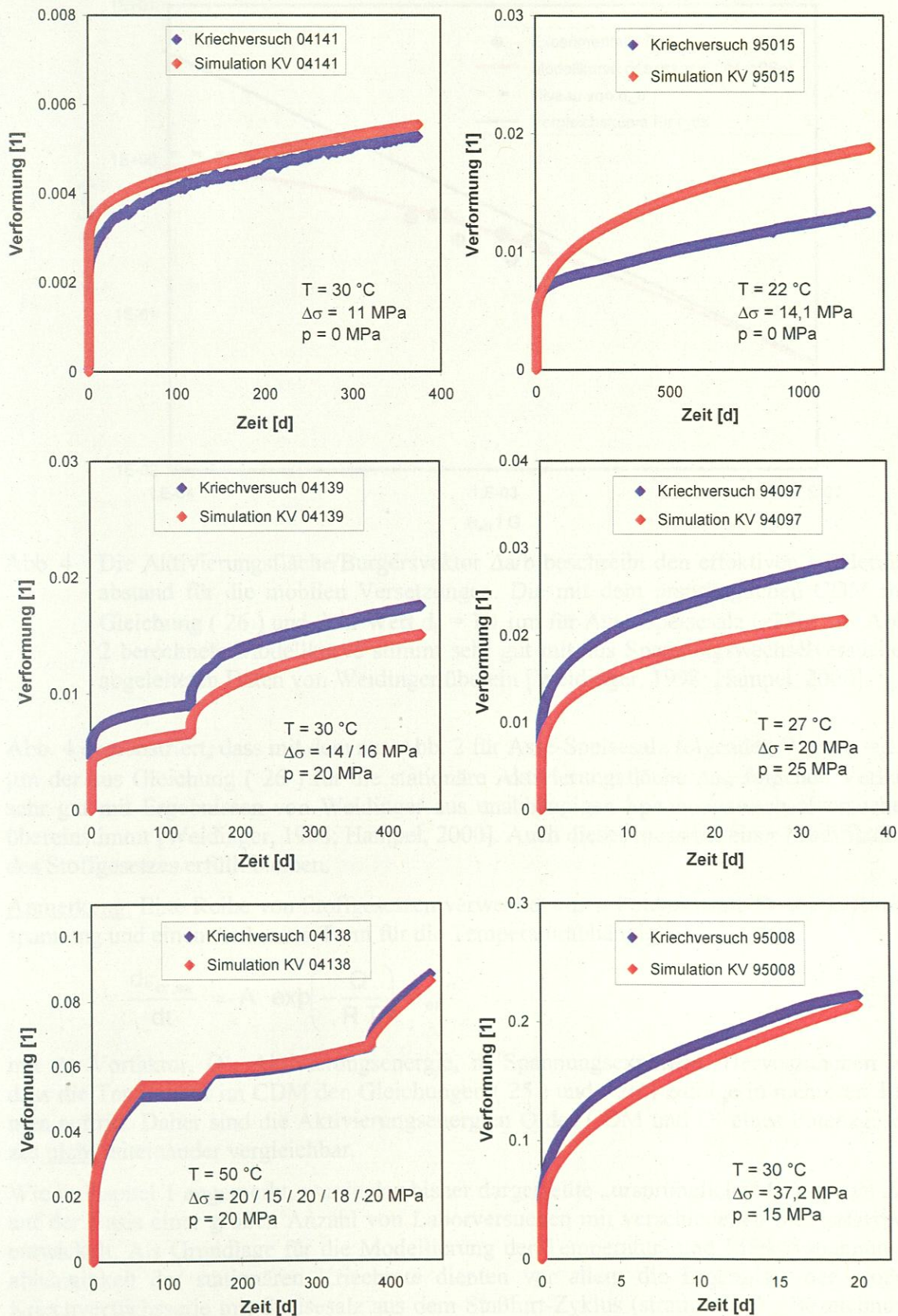


Abb. 3 Sechs repräsentative BGR-Kriechversuche mit Speisesalz (z2SP) von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II (blau) wurden mit dem ursprünglichen CDM und einheitlichen Parameterwerten, darunter denen aus Abb. 2, nachgerechnet (rot) [Hampel, 2007].

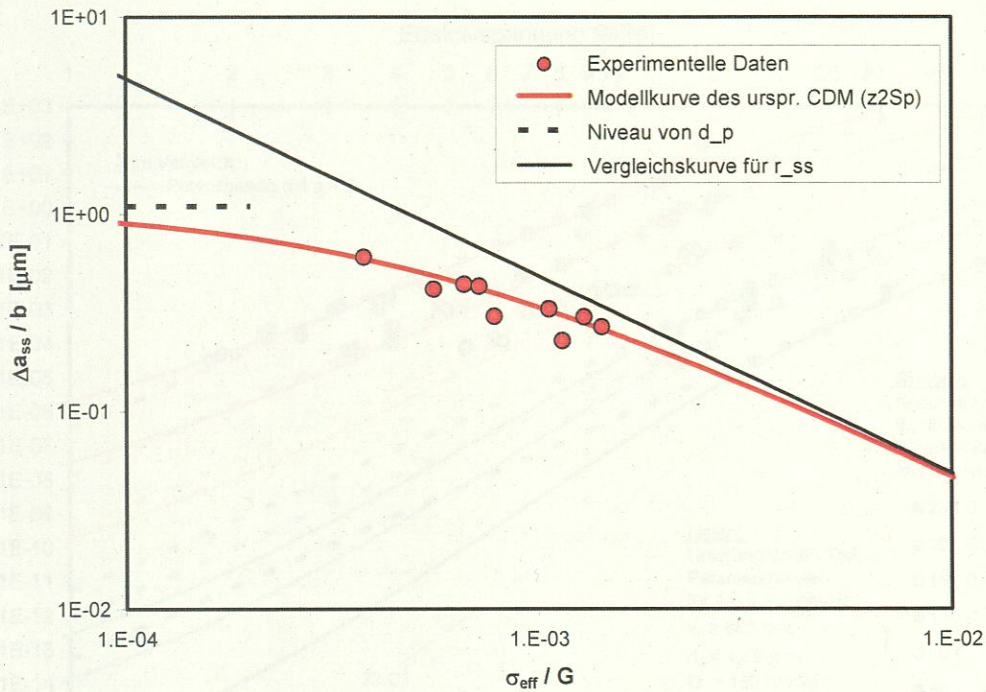


Abb. 4 Die Aktivierungsfläche/Burgersvektor $\Delta a/b$ beschreibt den effektiven Hindernisabstand für die mobilen Versetzungen. Die mit dem ursprünglichen CDM mit Gleichung (26) und dem Wert $d_p = 1,1 \mu\text{m}$ für Asse-Speisesalz (z2Sp) aus Abb. 2 berechnete Modellkurve stimmt sehr gut mit aus Spannungswechselversuchen abgeleiteten Daten von Weidinger überein [Weidinger, 1998; Hampel, 2000].

Abb. 4 demonstriert, dass mit dem aus Abb. 2 für Asse-Speisesalz folgenden Wert $d_p = 1,1 \mu\text{m}$ der aus Gleichung (26) für die stationäre Aktivierungsfläche Δa_{ss} folgende Verlauf sehr gut mit Ergebnissen von Weidinger aus unabhängigen Spannungswechselversuchen übereinstimmt [Weidinger, 1998; Hampel, 2000]. Auch dieses muss bei einer Modifikation des Stoffgesetzes erfüllt bleiben.

Anmerkung: Eine Reihe von Stoffgesetzen verwendet einen Potenzansatz für die Effektivspannung und einen Arrhenius-Term für die Temperaturabhängigkeit:

$$\frac{d\varepsilon_{cr,ss}}{dt} = A \exp\left(-\frac{Q'}{RT}\right) \sigma_{eff}^n \quad (27)$$

mit A: Vorfaktor, Q' : Aktivierungsenergie, n: Spannungsexponent. Hervorzuheben ist, dass die Temperatur im CDM den Gleichungen (25) und (26) zufolge in mehreren Termen auftritt. Daher sind die Aktivierungsenergien Q des CDM und Q' eines Potenzgesetzes nicht miteinander vergleichbar.

Wie in Kapitel 1 angemerkt, wurde das bisher dargestellte „ursprüngliche“ CDM vom AN auf der Basis einer großen Anzahl von Laborversuchen mit verschiedenen Steinsalztypen entwickelt. Als Grundlage für die Modellierung der Temperatur- und Effektivspannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate dienten vor allem die Ergebnisse der großen Kriechversuchsserie mit Speisesalz aus dem Staßfurt-Zyklus (stratigrafische Bezeichnung z2SP) der Schachtanlage Asse II aus Abb. 2. Diese sowie die ähnlichen Versuchsergebnisse an anderen Salztypen aus unterschiedlichen Lokationen werden mit den Gleichungen (25) und (26) im gesamten untersuchten Temperatur- und Effektivspannungsbereich sehr gut wiedergegeben, wobei lediglich die Parameter v_0 und d_p für jeden Salztyp passend zu wählen sind, die Aktivierungsenergie Q blieb bisher stets gleich (180 kJ/mol).

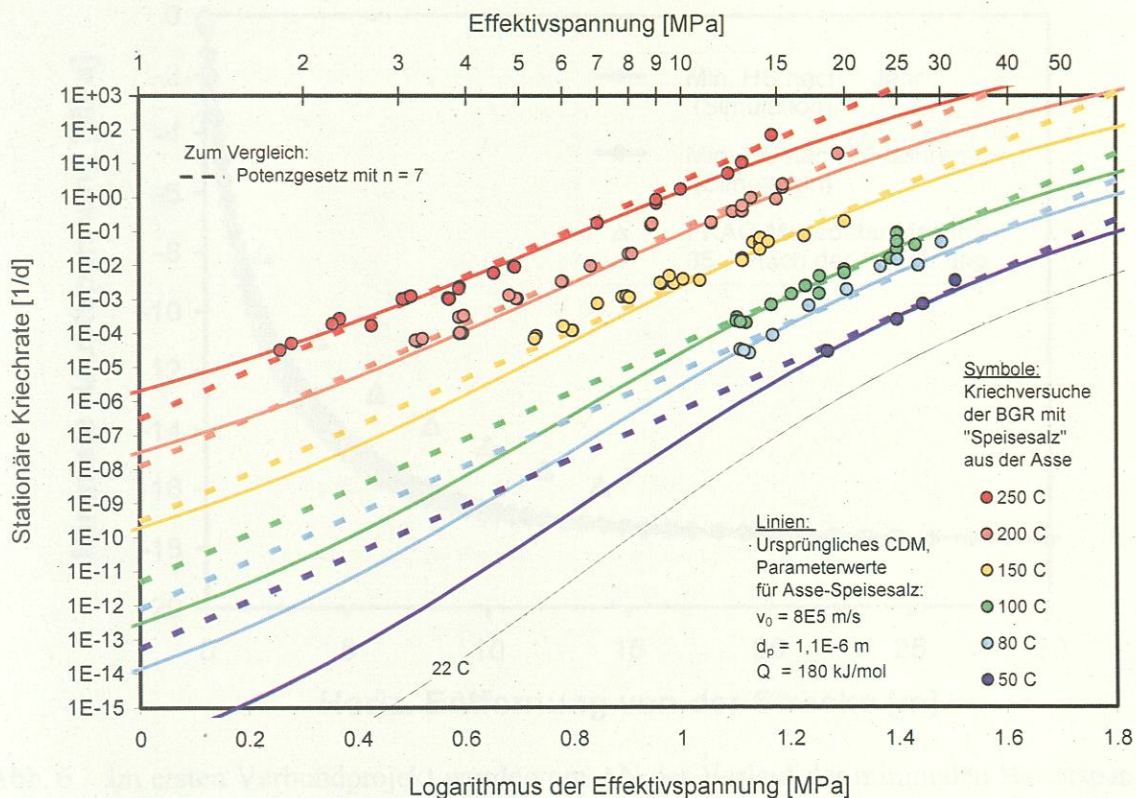


Abb. 5 Darstellung der CDM-Kurven und Messdaten aus Abb. 2 in einem erweiterten Diagramm im Vergleich mit gestrichelten Linien eines Potenzgesetzes mit $n = 7$.

In situ treten allerdings in der Regel, d. h. außer im unmittelbaren Nahfeld untertägiger Hohlräume, kleinere Effektivspannungen unter 10 MPa auf, und die Temperaturen liegen zwischen etwa 25 und 45 °C. Abb. 5 demonstriert, dass bei solchen Bedingungen das ursprüngliche CDM sehr kleine Kriechraten vorhersagt, die deutlich unter den Vorhersagen liegen, die ein Potenzgesetz mit einem Spannungsexponenten von z. B. $n = 7$ liefern würde. Auch ein solcher Potenzansatz wäre Abb. 5 zufolge durchaus mit den Daten der Kriechserie im gesamten untersuchten Intervall der Randbedingungen gut vereinbar.

Die stationären Kriechraten bei typischen In-situ-Bedingungen können im Labor selbst mit Langzeit-Kriechversuchen nicht sicher bestimmt werden, da sie unter der Auflösungsgrenze von etwa $1E-5 \text{ 1/d}$ liegen. Denn zu deren verlässlicher Bestimmung sind selbst bei kleinen Effektivspannungen Gesamtverformungen von mindestens 1 % erforderlich. Bei höheren Spannungen sind sogar deutlich höhere Verformungen zum Erreichen des stationären Kriechens notwendig, da hier der stationäre Zielzustand von der Ausgangsmikrostruktur des erbohrten Materials noch weiter entfernt liegt. Solch hohe Verformungen werden bei Temperaturen unter 50 °C und $\sigma_{\text{eff}} < 10 \text{ MPa}$ in vertretbaren Messzeiten nicht erreicht.

Wichtige Hinweise auf die tatsächliche, für In-situ-Simulationen entscheidende Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate bei in situ typischen Bedingungen können aber Vergleiche von Simulationsergebnissen untertägiger Strukturen mit verlässlichen In-situ-Messergebnissen aus diesen Lokationen liefern.

Abb. 6 bis Abb. 8 zeigen Beispiele für Simulationsergebnisse von Untertagestrukturen, die der AN im ersten bzw. dritten Verbundprojekt mit dem ursprünglichen CDM berechnet hat, im Vergleich mit In-situ-Messdaten. Die Kennwerte der CDM-Parameter für den jeweiligen Salztyp waren zuvor jeweils anhand von Daten aus Laborkriech- und Festigkeitsversuchen mit dem betreffenden Salztyp sorgfältig bestimmt worden.

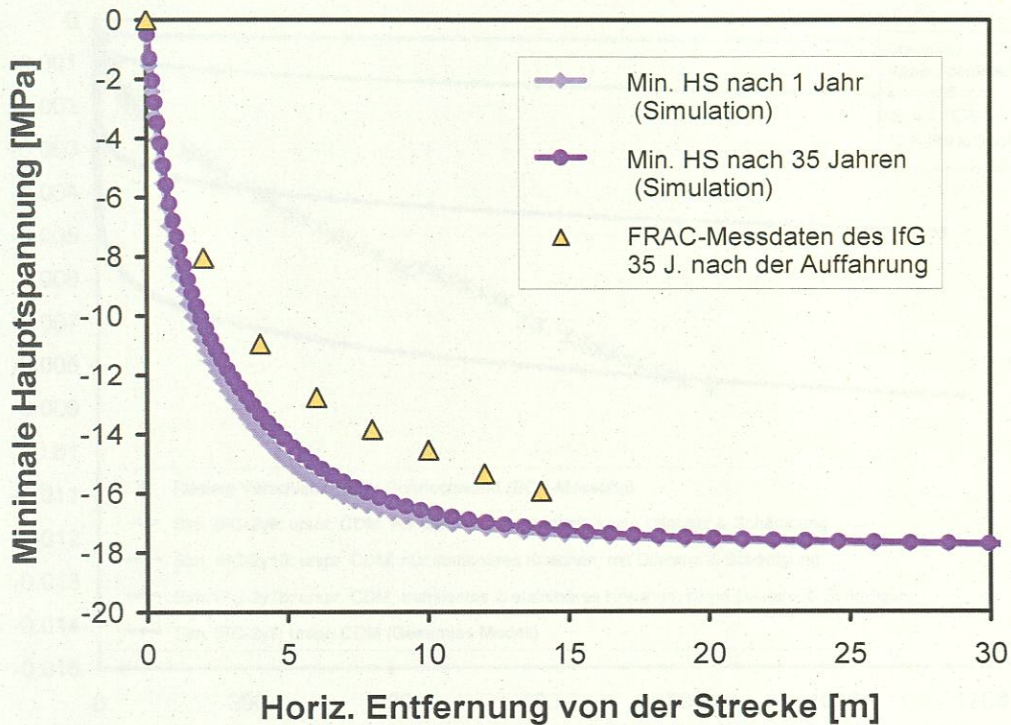


Abb. 6 Im ersten Verbundprojekt wurde vom AN der Verlauf der minimalen Hauptspannung in der Umgebung der horizontalen Blindstrecke EU1 in der Grube Sondershausen zunächst mit dem ursprünglichen CDM und für diesen Salztyp ermittelten Parameterwerten berechnet. Zum Vergleich sind 35 Jahre nach der Auffahrung der Strecke in situ gemessene Daten des IfG eingetragen [Hampel, 2007]. Die Modellkurven geben den gemessenen Verlauf nicht zufrieden stellend wieder.

Für die verschiedenen Simulationen aus Abb. 7 wurden jeweils unterschiedliche CDM-Module an- bzw. abgeschaltet. So kann z. B. durch Einsetzen der stationären Mikrostrukturgrößen w_{ss} , r_{ss} und a_{ss} aus Gleichung (17) bis (19) für die Strukturvariablen w_1 , w_2 , w_3 , r und a in den CDM-Gleichungen eine Berechnung ohne transientes Kriechen simuliert und dadurch dessen Einfluss untersucht werden. Dieses ist ein besonderer Vorteil eines modular aufgebauten Stoffgesetzes.

Nur Kriechen, d. h. eine Berechnung ohne Feuchte-, Dilatanz- und Schädigungseinfluss sowie ohne das Nachbruchverhalten, wurde in den Berechnungen der Abb. 7 durch Setzen der zugehörigen Faktorfunktionen $F_h = \delta_{dam} = P_F = 1$ in der folgenden Gleichung für die Gesamtverformungsrate erreicht:

$$\frac{d\varepsilon_{ges}}{dt} = P_F(\sigma_{okt}, \sigma_{min}, \varepsilon_{ges}) \cdot \delta_{dam}(d_{dam}, \sigma_{min}) \cdot F_h(\Phi, \sigma_{min}, \tau_{okt}) \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (28)$$

P_F beschreibt das Nachbruchverhalten (*post failure*), δ_{dam} den Einfluss von Dilatanz und Schädigung (*damage*, d_{dam} ist der Schädigungsparameter, s. u.), F_h den Einfluss von Feuchtigkeit (*humidity*) auf die Verformung; σ_{okt} und τ_{okt} bezeichnen die Oktaedernormal- bzw. Oktaederschubspannung, σ_{min} die minimale Hauptspannung, Φ die relative Feuchte [Hampel & Schulze, 2007; Hampel, 2012].

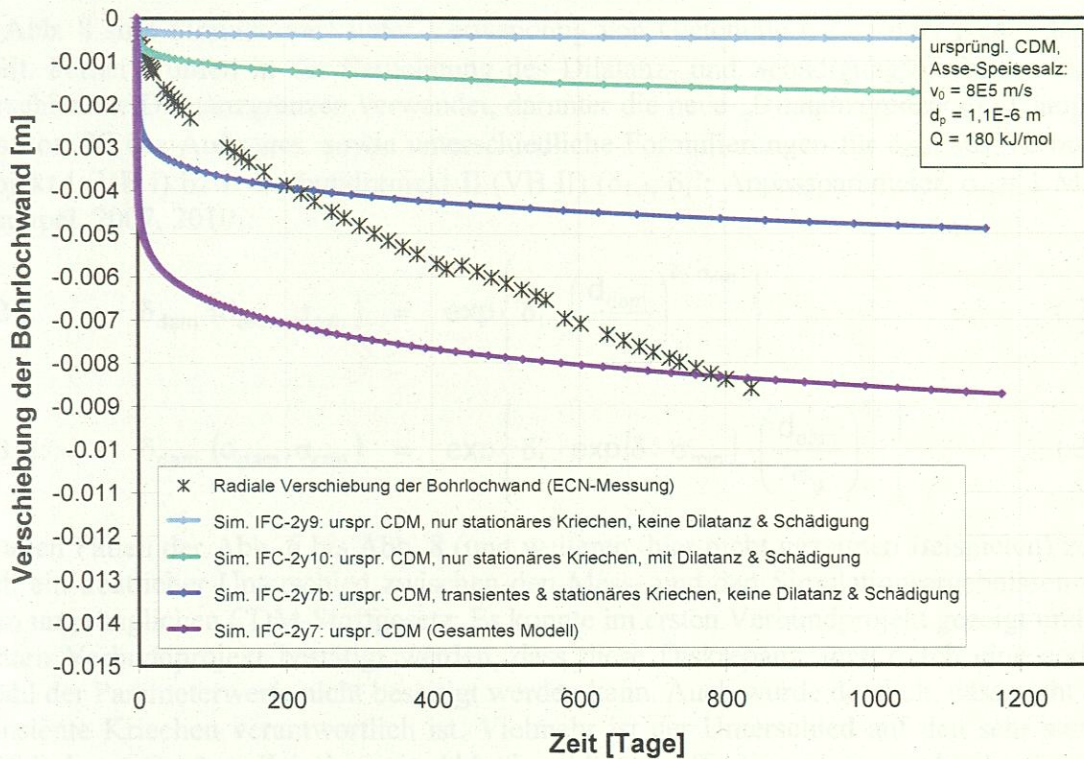


Abb. 7 Verschiedene Simulationen des AN (s. Text) der isothermen Konvergenz (IFC, 42 °C) eines tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II mit dem ursprünglichen CDM im Vergleich mit Messdaten der Netherlands Energy Research Foundation ECN [Doeven, Soullié & Vons, 1983; Lowe & Knowles, 1989].

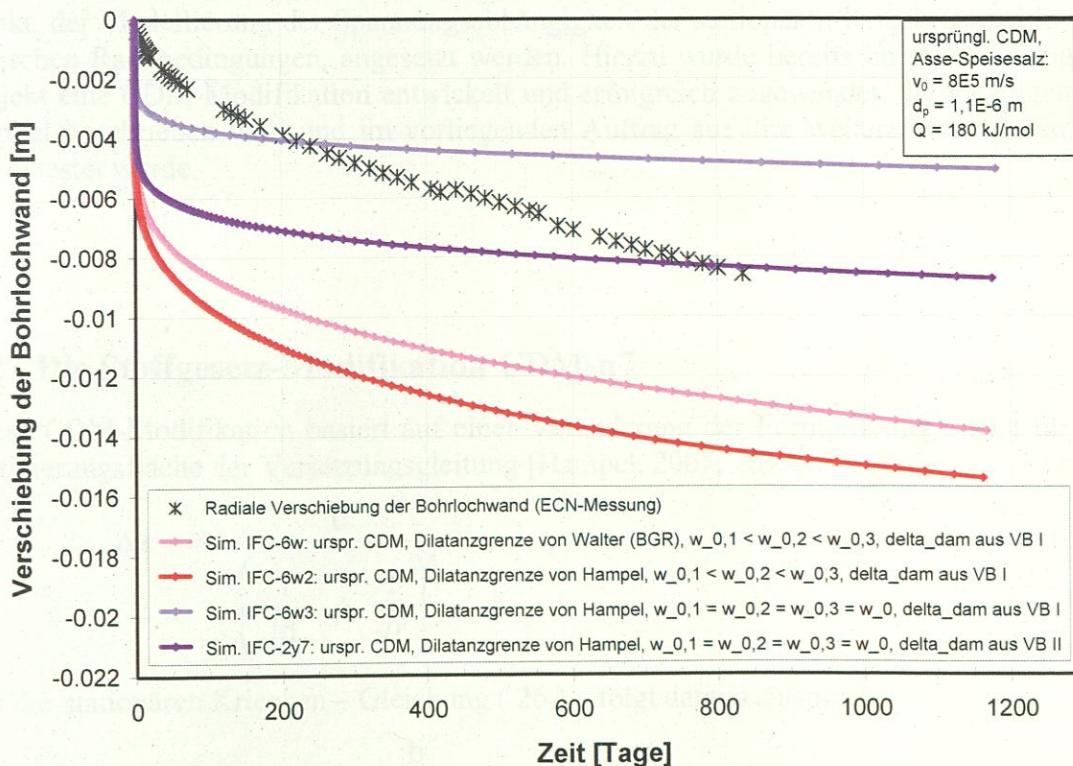


Abb. 8 Weitere Simulationen des AN (s. Text) der isothermen Konvergenz (IFC, 42 °C) eines tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II mit dem ursprünglichen CDM im Vergleich mit Messdaten der Netherlands Energy Research Foundation ECN [Doeven, Soullié & Vons, 1983; Lowe & Knowles, 1989].

In Abb. 8 sind Simulationen unter Verwendung von Gleichung (23) oder (24) dargestellt. Ferner wurden in der Berechnung des Dilatanz- und Schädigungseinflusses (δ_{dam}) verschiedene Dilatanzgrenzen verwendet, darunter die neue „Dilatanzgrenze von Hampel“ aus Pos. 30 des Auftrages, sowie unterschiedliche Formulierungen für δ_{dam} aus Verbundprojekt I (VB I) bzw. Verbundprojekt II (VB II) (δ_{1-3} , δ_1' : Anpassparameter, $\sigma_u = 1 \text{ MPa}$) [Hampel, 2007, 2010]:

$$\text{VB I:} \quad \delta_{\text{dam}} (d_{\text{dam}}, \sigma_{\text{min}}) = \exp \left\{ \delta_1 \cdot \left(\frac{d_{\text{dam}}}{\sigma_u} \right)^{\delta_2 \sigma_{\text{min}}} \right\} \quad (29)$$

$$\text{VB II:} \quad \delta_{\text{dam}} (d_{\text{dam}}, \sigma_{\text{min}}) = \exp \left\{ \delta_1' \cdot \exp \{ \delta_2 \cdot \sigma_{\text{min}} \} \cdot \left(\frac{d_{\text{dam}}}{\sigma_u} \right)^{\delta_3} \right\} \quad (30)$$

In allen Fällen der Abb. 6 bis Abb. 8 (und weiteren, hier nicht gezeigten Beispielen) zeigt sich ein deutlicher Unterschied zwischen den Mess- und den Simulationsergebnissen mit dem ursprünglichen CDM-Stoffgesetz. Es konnte im ersten Verbundprojekt gezeigt und im dritten Verbundprojekt bestätigt werden, dass diese Diskrepanz auch durch eine andere Wahl der Parameterwerte nicht beseitigt werden kann. Auch wurde deutlich, dass nicht das transiente Kriechen verantwortlich ist. Vielmehr ist der Unterschied auf den sehr steilen Abfall der stationären Kriechrate in Abb. 5 zu kleinen Effektivspannungen hin bei In-situ-Temperaturen (Abb. 6 (EU1): $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, Abb. 7 und Abb. 8 (IFC): $T = 42 \text{ }^\circ\text{C}$) zurückzuführen.

Um bessere Übereinstimmungen zwischen den Ergebnissen aus Simulationen untertägiger Strukturen und zugehörigen In-situ-Messdaten zu erzielen, muss demnach an diesem Punkt, der Modellierung der Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate bei in situ typischen Randbedingungen, angesetzt werden. Hierzu wurde bereits im ersten Verbundprojekt eine CDM-Modifikation entwickelt und erfolgreich angewendet, die im folgenden Kapitel beschrieben wird und im vorliegenden Auftrag auf ihre weitere Verwendbarkeit hin getestet wurde.

2.2 Die Stoffgesetz-Modifikation CDM-n7

Diese CDM-Modifikation basiert auf einer Veränderung der Formulierung (10) für die Aktivierungsfläche der Versetzungsgleitung [Hampel, 2007, 2012]:

$$\Delta a = \frac{b}{\left(\frac{1}{\sqrt{d_p}} + \frac{1}{\sqrt{r}} \right)^2} \quad (31)$$

Für das stationären Kriechen – Gleichung (26) – folgt daraus entsprechend

$$\Delta a_{\text{ss}} = \frac{b}{\left(\frac{1}{\sqrt{d_p}} + \sqrt{\frac{k_{s,ss} \sigma_{\text{eff}}}{G(T) b}} \right)^2} \quad (32)$$

Aus den Gleichungen (4) und (25) wird deutlich, dass diese Modifikation auch die Temperaturabhängigkeit der Kriechrate beeinflusst. Deshalb wurde für die Aktivierungsenergie Q anhand der Speisesalz-Kriechserie ein neuer Wert ermittelt: 150 kJ/mol.

Die salztypabhängigen Parameter für das stationäre Kriechen von Asse-Speisesalz folgen aus der in Abb. 9 gezeigten Anpassung: $v_0 = 150$ m/s und $d_p = 8 \mu\text{m}$. Nahe der Raumtemperatur und bei Effektivspannungen unter 20 MPa folgen die Modellkurven dem Verlauf eines Potenzgesetzes mit $n = 7$, daher wird diese Modifikation „CDM-n7“ genannt. Die Abbildung zeigt, dass mit der Modifikation (31) zwischen den Modellkurven und den Messdaten nur zu kleineren Effektivspannungen hin eine gute Übereinstimmung gelingt. Der ermittelte Wert für d_p bewirkt einen $\Delta a_{ss}/b$ -Verlauf in Abb. 10, der ebenfalls im Einklang mit den Daten der Spannungswechselversuche von Weidinger steht. Zu höheren Effektivspannungen hin findet man in Abb. 9 jedoch bei keiner Temperatur eine Übereinstimmung.

Die im vorherigen Kapitel formulierte Anforderung an ein Stoffgesetz und jede Weiterentwicklung, dass sich verschiedene, mit einem Salztyp bei ganz unterschiedlichen Randbedingungen durchgeführte Laborversuche mit einem einheitlichen Kennwertsatz für die Stoffgesetzparameter nachrechnen lassen sollen, wird mit dem CDM-n7 in Abb. 11 nicht ganz so gut erfüllt wie mit dem ursprünglichen CDM in Abb. 3, dennoch gelingt mit diesem Kennwertsatz auch eine gute Nachrechnung des Kriechbruchversuchs in Abb. 12.

Daher wurde vom AN im ersten Verbundprojekt mit dem CDM-n7 und Parameterkennwerten, die für Steinsalz der Grube Sondershausen anhand von Laborversuchsdaten mit

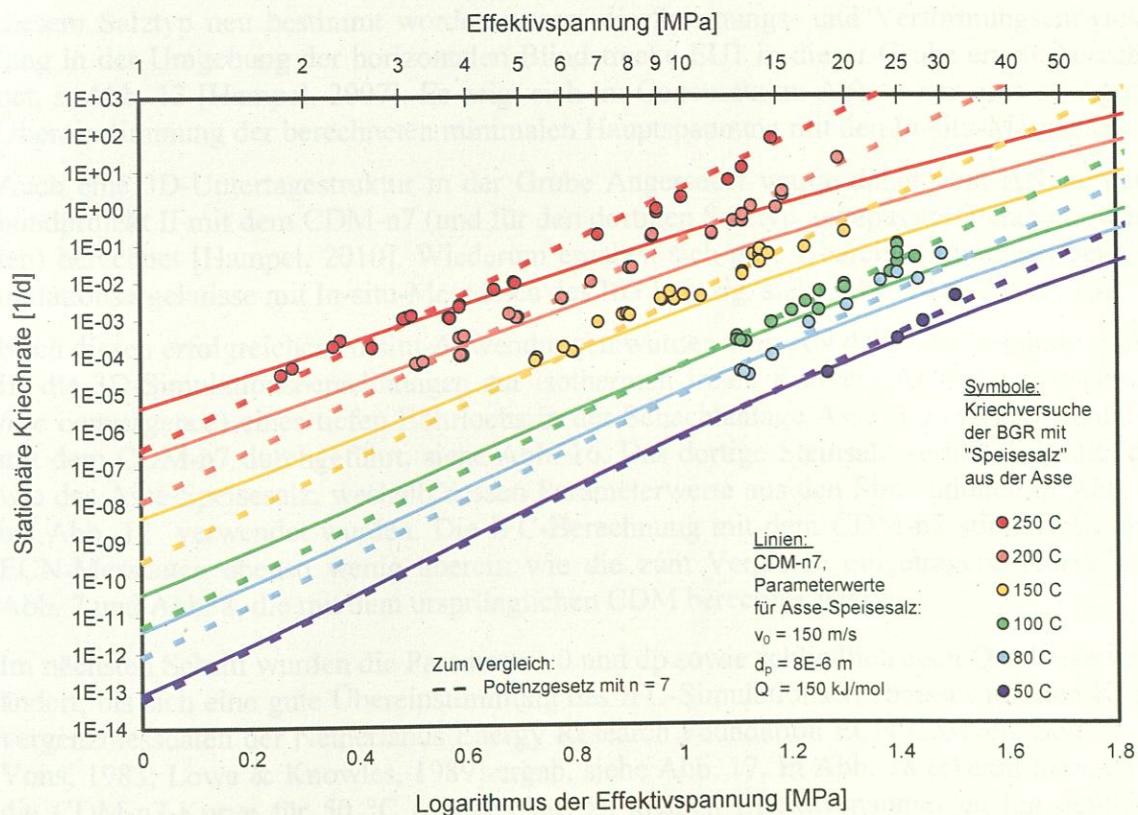


Abb. 9 Vergleich der mit der CDM-n7-Stoffgesetzmodifikation und Parameterwerten für Asse-Speisesalz berechneten stationären Kriechraten (Linien) mit den Ergebnissen der zSP-Kriechversuchsserie (Symbole) und mit Vergleichslinien eines Potenzgesetzes mit Spannungsexponent $n = 7$ (gestrichelt).

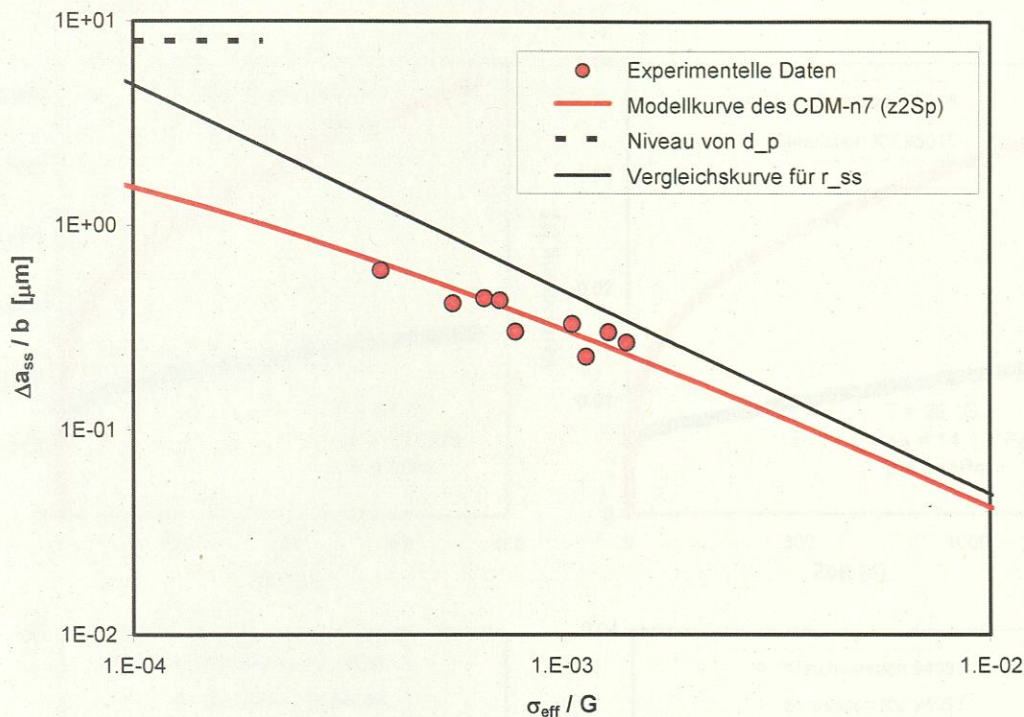


Abb. 10 Die mit Gleichung (32) aus dem CDM-n7 und $d_p = 8 \mu\text{m}$ aus Abb. 9 berechnete Modellkurve für $\Delta a_{\text{ss}}/b$ stimmt ebenfalls sehr gut mit den Daten der Spannungswechselversuche von Weidinger [Weidinger, 1998] überein, vgl. Abb. 4.

diesem Salztyp neu bestimmt worden waren, die Spannungs- und Verformungsentwicklung in der Umgebung der horizontalen Blindstrecke EU1 in dieser Grube erneut berechnet, s. Abb. 13 [Hampel, 2007]. Es zeigt sich im Gegensatz zu Abb. 6 nun eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten minimalen Hauptspannung mit den In-situ-Messdaten.

Auch eine 3D-Untertagestruktur in der Grube Angersdorf wurde daher vom AN in Verbundprojekt II mit dem CDM-n7 (und für den dortigen Salztyp angepassten Parameterwerten) berechnet [Hampel, 2010]. Wiederum ergaben sich gute Übereinstimmungen der Simulationsergebnisse mit In-situ-Messdaten des IfG Leipzig, siehe Abb. 14 und Abb. 15.

Nach diesen erfolgreichen In-situ-Anwendungen wurden vom AN daher in Verbundprojekt III die 3D-Simulationsberechnungen zur isothermen freien Konvergenz (IFC: *isothermal free convergence*) eines tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II zunächst ebenfalls mit dem CDM-n7 durchgeführt, siehe Abb. 16. Das dortige Steinsalz verhält sich ähnlich wie das Asse-Speisesalz, weshalb dessen Parameterwerte aus den Simulationen in Abb. 9 bis Abb. 12 verwendet wurden. Die IFC-Berechnung mit dem CDM-n7 stimmt mit den ECN-Messdaten ebenso wenig überein wie die zum Vergleich eingetragene Kurve aus Abb. 7 und Abb. 8, die mit dem ursprünglichen CDM berechnet wurde.

Im nächsten Schritt wurden die Parameter v_0 und d_p sowie schließlich auch Q solange verändert, bis sich eine gute Übereinstimmung des IFC-Simulationsergebnisses mit den Konvergenzmessdaten der Netherlands Energy Research Foundation ECN [Doeven, Soullié & Vons, 1983; Lowe & Knowles, 1989] ergab, siehe Abb. 17. In Abb. 18 erkennt man, dass die CDM-n7-Kurve für $50 \text{ }^\circ\text{C}$ (dunkelblau) zu kleinen Effektivspannungen hin deutlich über der gestrichelten Linie eines Potenzgesetzes mit einem Spannungsexponenten $n = 7$ liegt. Sie nähert sich vielmehr einem Potenzgesetz mit $n = 3$ an. Auch in Abb. 19 zeigt sich nun überhaupt keine Übereinstimmung mehr im Verlauf von $\Delta a_{\text{ss}}/b$. Gleiches gilt für die Versuchsnachrechnungen in Abb. 20.

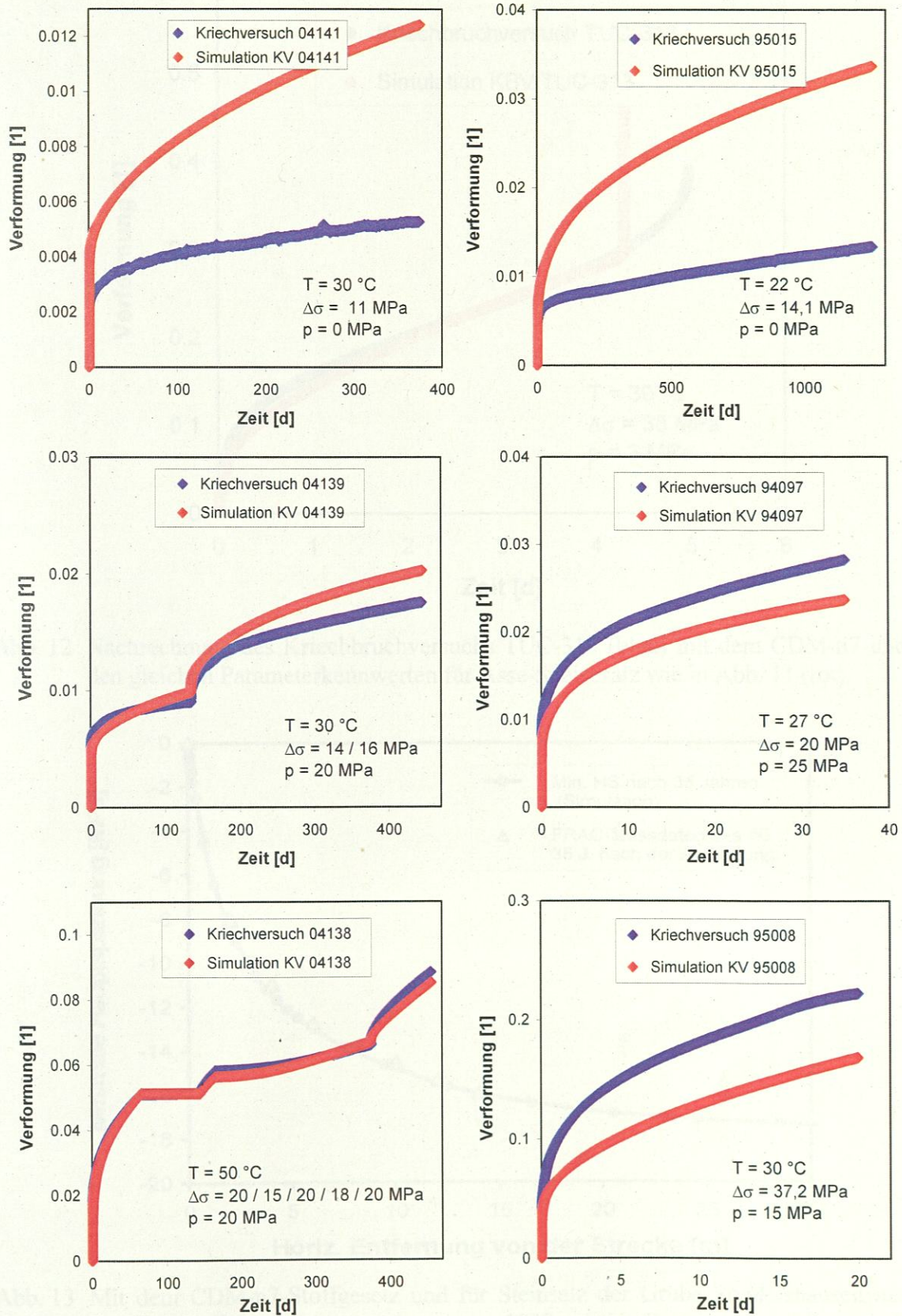


Abb. 11 Die sechs repräsentativen Kriechversuche mit Asse-Speisesalz (z2SP) aus Abb. 3 (blau) wurden hier mit dem CDM-n7 und einheitlichen Parameterwerten (u. a. denen aus Abb. 9) nachgerechnet (rot).

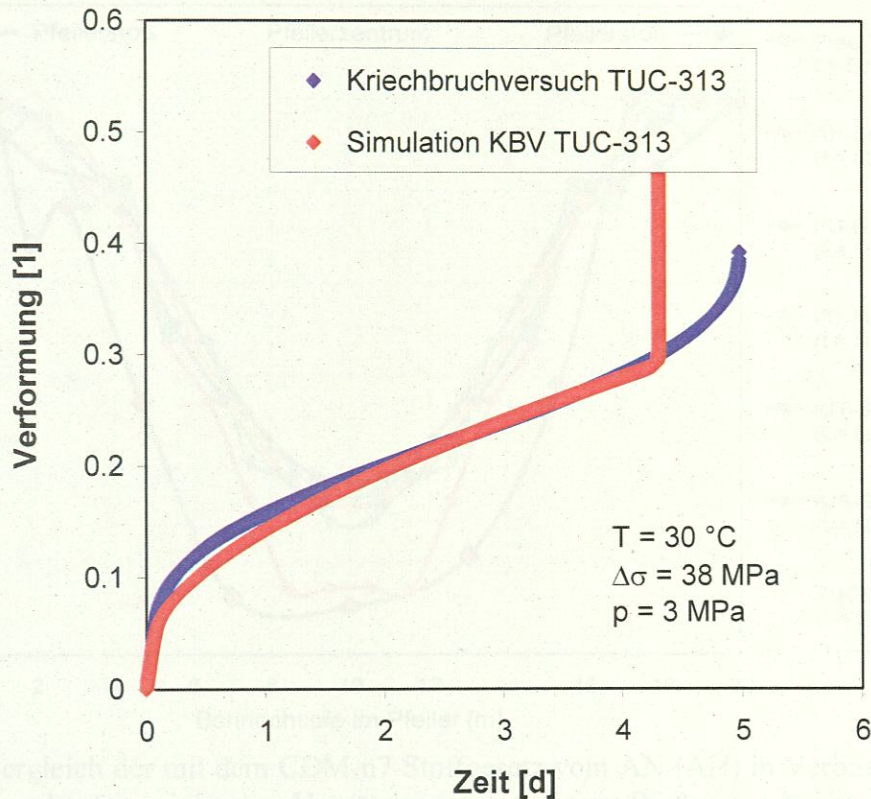


Abb. 12 Nachrechnung des Kriechbruchversuchs TUC-313 (blau) mit dem CDM-n7 und den gleichen Parameterkennwerten für Asse-Speisesalz wie in Abb. 11 (rot).

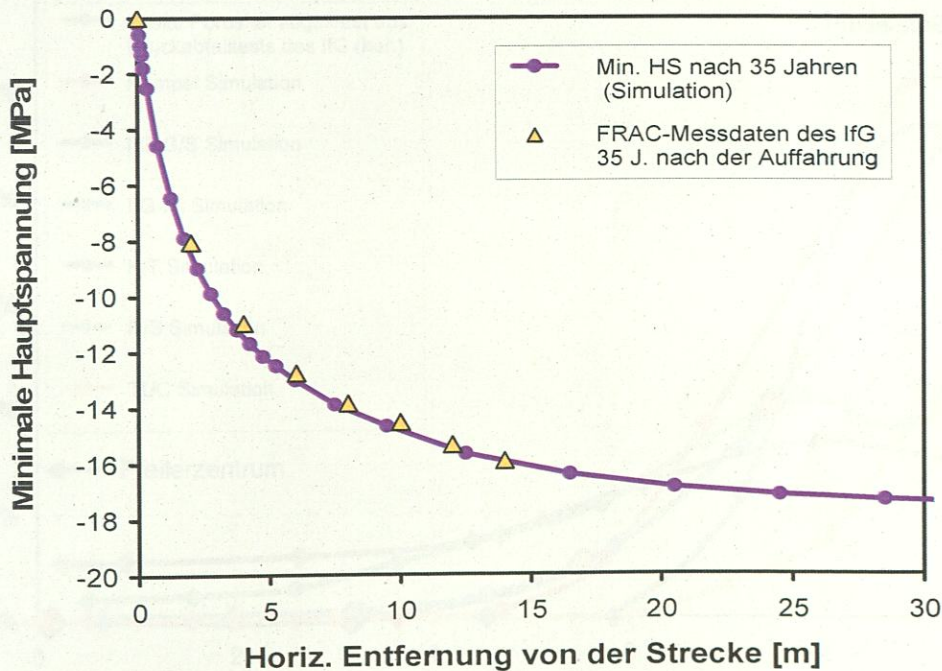


Abb. 13 Mit dem CDM-n7-Stoffgesetz und für Steinsalz der Grube Sondershausen neu bestimmten Parameterwerten (u. a. $v_0 = 1000$ m/s im Ggs. zum Asse-Speisesalz aus Abb. 9) in Verbundprojekt I vom AN berechneter Verlauf der minimalen Hauptspannung in der Umgebung der horizontalen Blindstrecke EU1 in der Grube Sondershausen, vgl. Abb. 6 [Hampel, 2007].

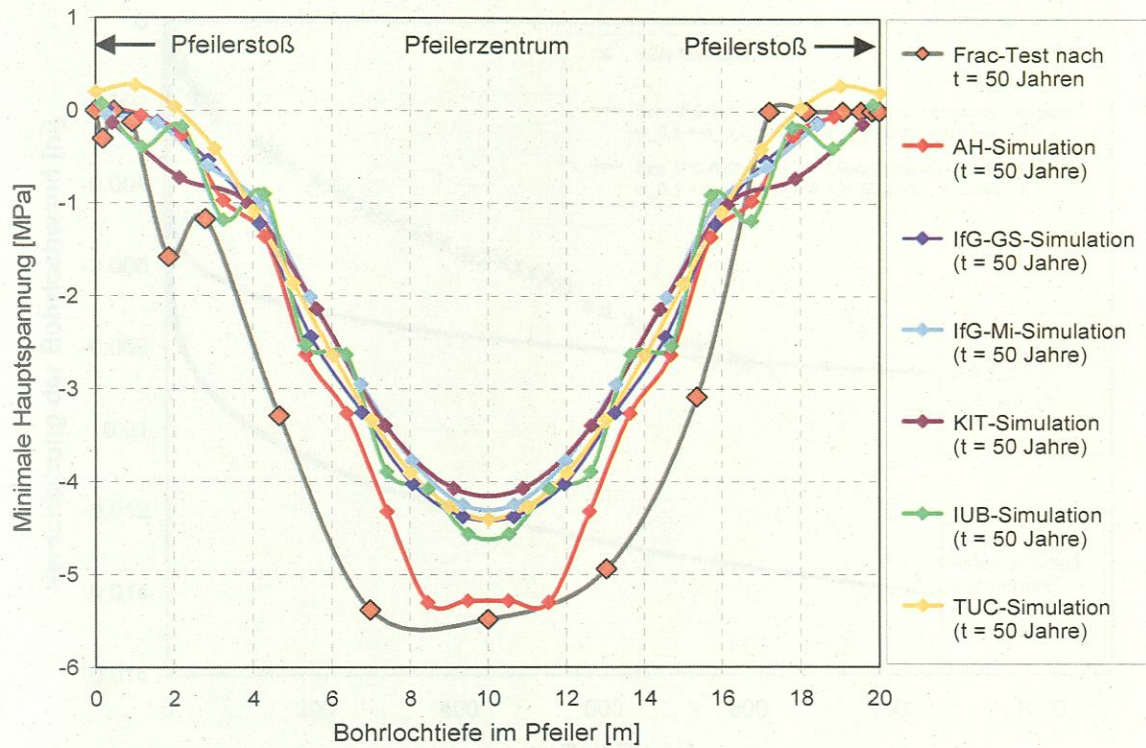


Abb. 14 Vergleich der mit dem CDM-n7-Stoffgesetz vom AN (AH) in Verbundprojekt II berechneten minimalen Hauptspannung in einem Pfeiler der Grube Angersdorf mit Ergebnissen der Projektpartner und In-situ-Fracdaten des IfG [Hampel et al., 2010; Salzer et al. 2012; Hampel et al., 2012].

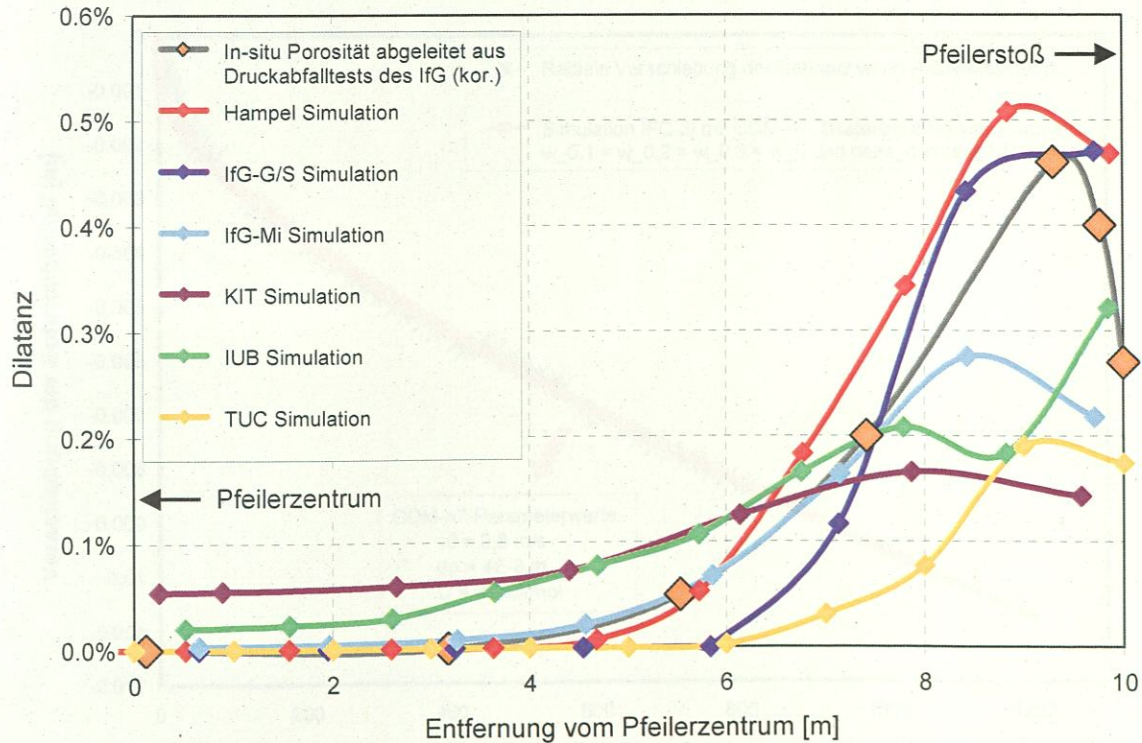


Abb. 15 Vergleich der mit dem CDM-n7-Stoffgesetz vom AN in Verbundprojekt II berechneten Dilatanz (rot) in einem halben Pfeiler der Grube Angersdorf mit Ergebnissen der Projektpartner und In-situ-Messdaten des IfG (orange/grau) [Hampel et al., 2010; Salzer et al. 2012; Hampel et al., 2012].

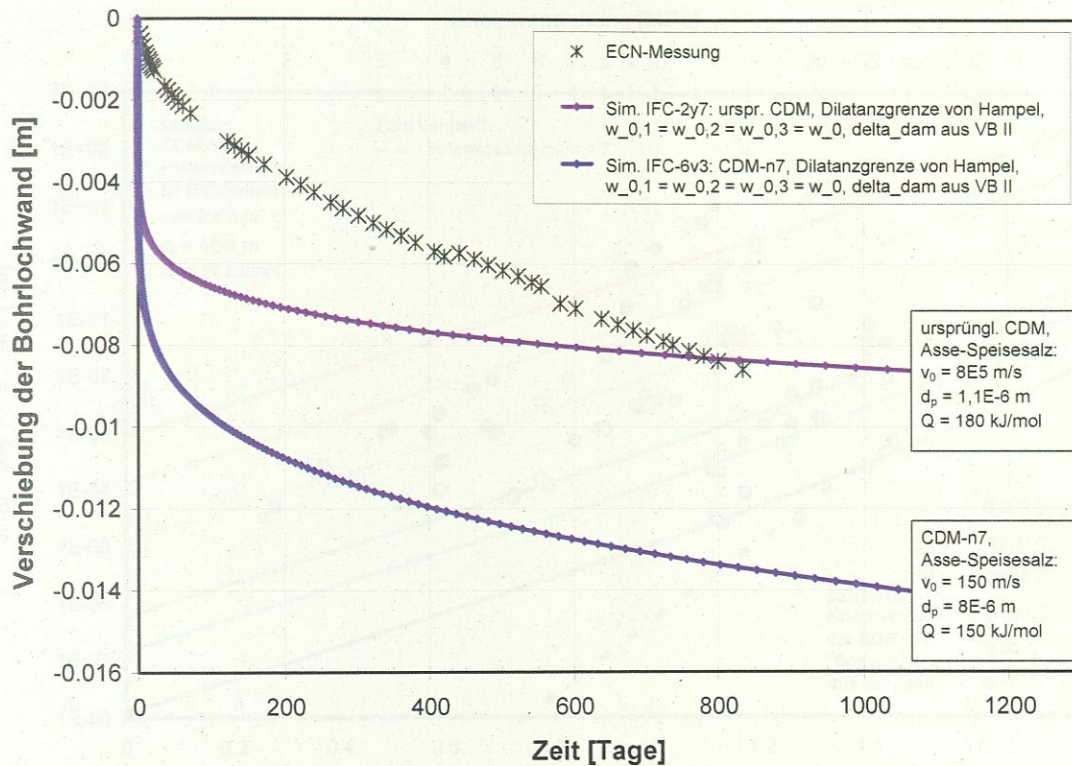


Abb. 16 Simulation der isotherme Konvergenz (IFC, 42 °C) eines tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II mit dem Stoffgesetz CDM-n7 und angepassten Parameterwerten im Vergleich mit Messdaten der Netherlands Energy Research Foundation ECN [Doeven, Soullié & Vons, 1983; Lowe & Knowles, 1989], vgl. Abb. 7.

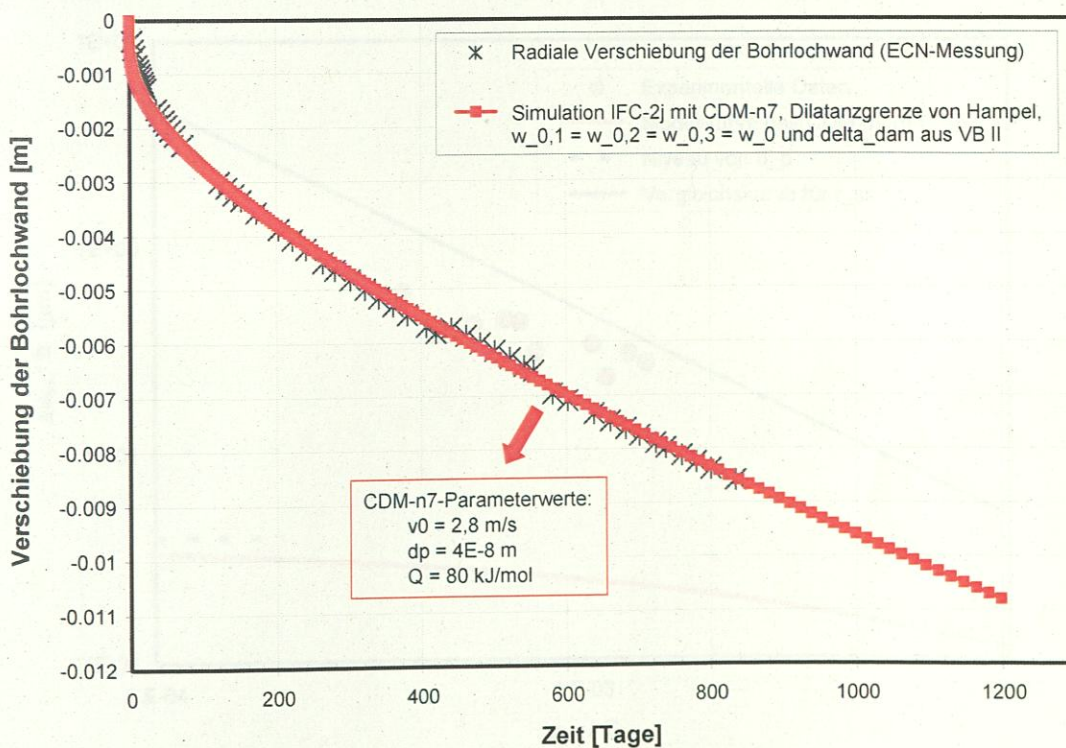


Abb. 17 Simulation der isotherme Konvergenz (IFC, 42 °C) eines tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II mit dem Stoffgesetz CDM-n7 und veränderten Parameterwerten im Vergleich mit Messdaten der Netherlands Energy Research Foundation ECN [Doeven, Soullié & Vons, 1983; Lowe & Knowles, 1989].

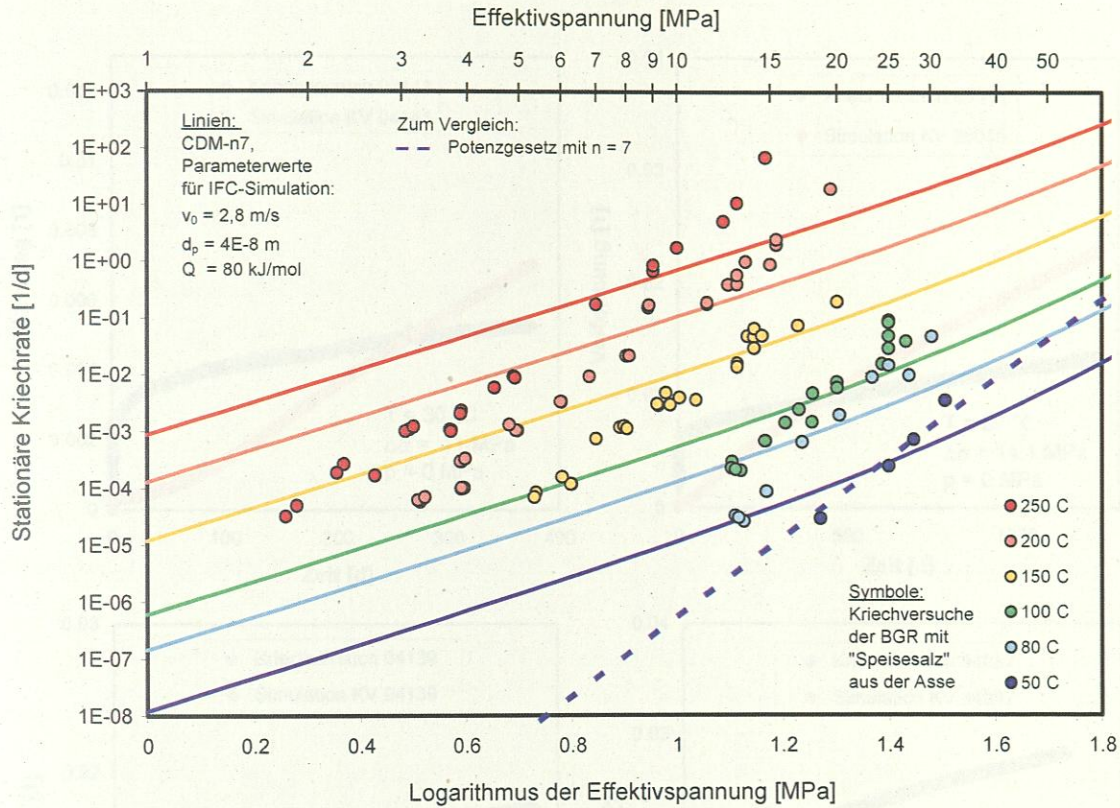


Abb. 18 Mit den Parameterwerten der IFC-Simulation aus Abb. 17 berechnete CDM-n7-Kurven im Vergleich mit den Daten der Kriechserie mit Asse-Speisesalz und einem Potenzgesetz mit $n = 7$ für 50 °C (blau gestrichelt).

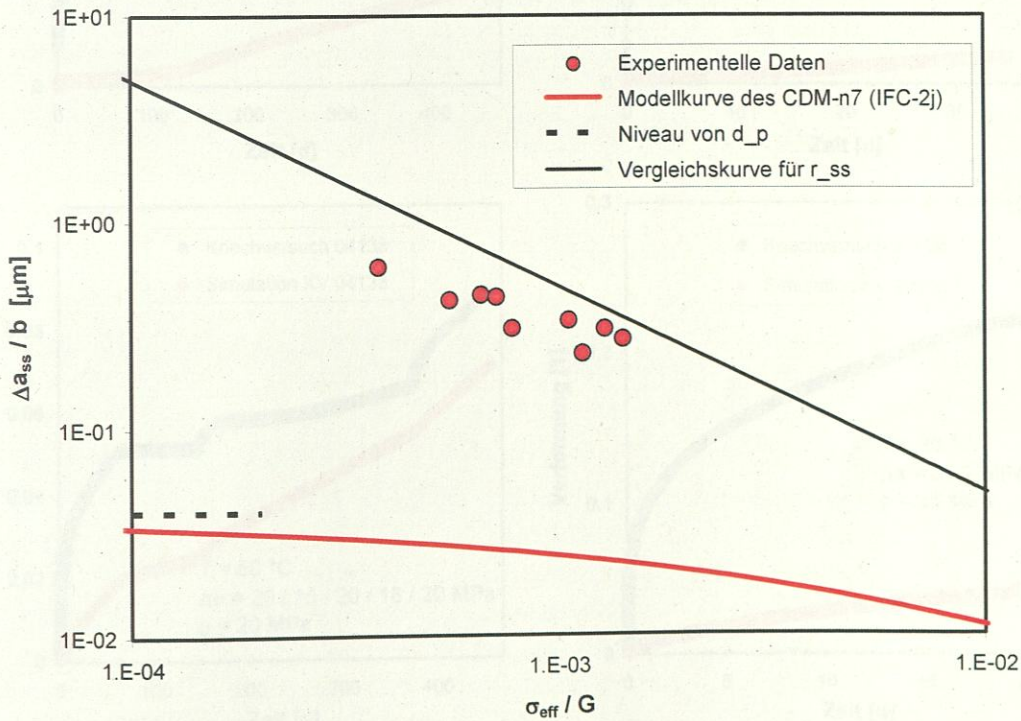


Abb. 19 Die mit Gleichung (32) aus dem CDM-n7 und $d_p = 0,04 \mu\text{m}$ aus Abb. 17 und Abb. 18 berechnete Modellkurve für $\Delta a_{ss}/b$ passt nicht zu den Daten der Spannungswechselversuche von Weidinger [Weidinger, 1998], vgl. Abb. 4 und Abb. 10.

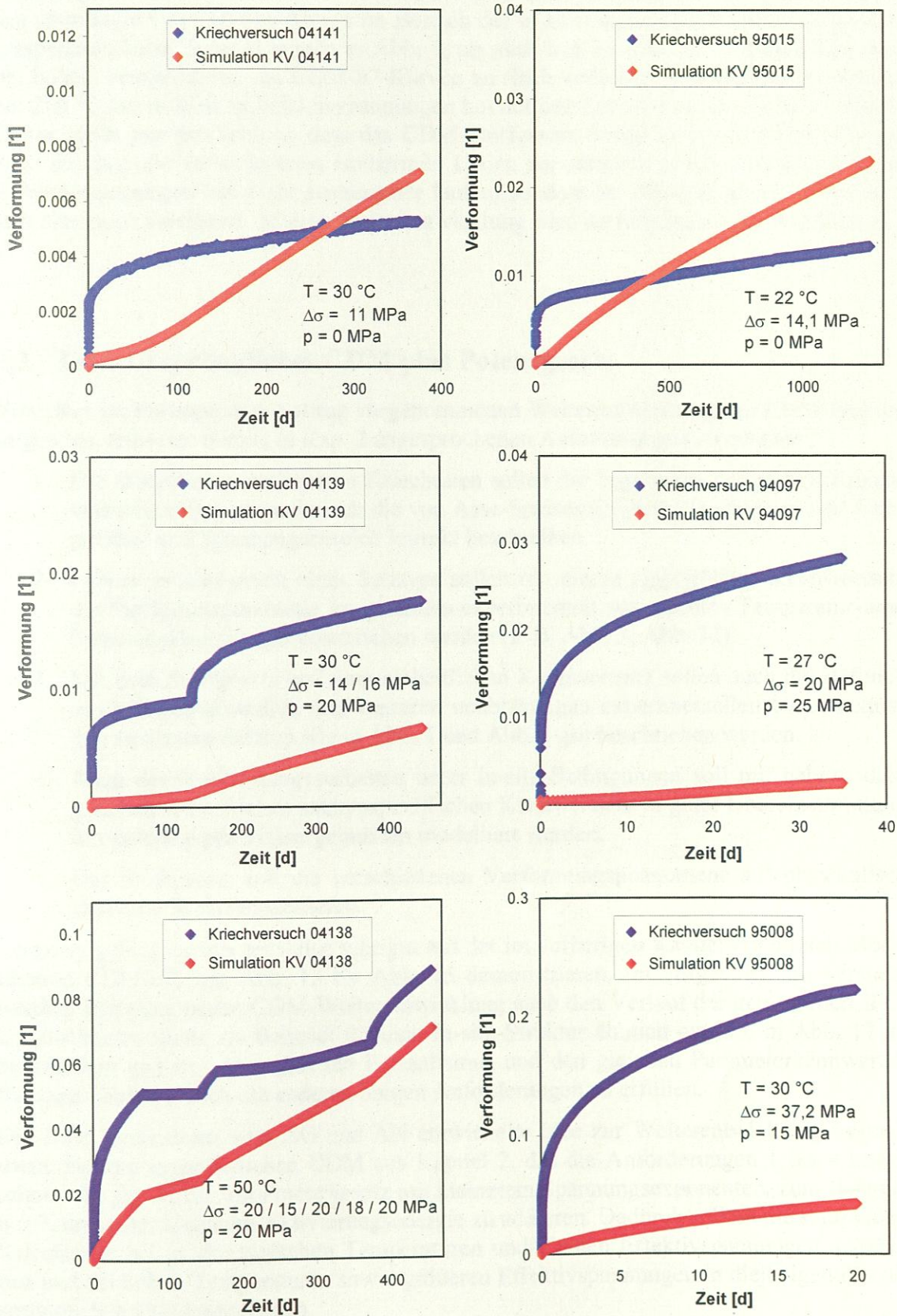


Abb. 20 Die sechs repräsentativen Kriechversuche mit Asse-Speisesalz (z2SP) aus Abb. 3 (blau) wurden hier mit dem CDM-n7 und den veränderten Parameterwerten aus der IFC-Simulation in Abb. 17 nachgerechnet (rot)

Allerdings wird auch hier in Abb. 18 wieder die Tendenz bestätigt, dass der steile Verlauf des ursprünglichen CDM in Abb. 5 im Bereich der In-situ-Bedingungen nicht der Realität entsprechen kann. Sowohl bereits in Abb. 9, als auch nun in Abb. 18 wird deutlich, dass bei hohen Temperaturen die CDM-n7-Kurven zu flach verlaufen. Die Messdaten wurden bei 250 °C bis zu kleinen Effektivspannungen hin mit den Laborversuchen sicher ermittelt. Daher bleibt nur der Schluss, dass das CDM-Stoffgesetz erneut zu modifizieren ist, und zwar so, dass die verschiedenen isothermen Linien der stationären Kriechrate zu kleinen Effektivspannungen hin nicht auseinander laufen, sondern ihr Abstand gleich bleibt oder sich eher noch verringert. So eine Weiterentwicklung wird im folgenden Kapitel erläutert.

2.3 Test: Ursprüngliches CDM plus Potenzgesetz

Von einer im vorliegenden Auftrag vorgenommenen Weiterentwicklung des CDM sind die folgenden, teilweise bereits in Kap. 2 angesprochenen Anforderungen zu erfüllen:

1. Die modellierten stationären Kriechraten sollen die Ergebnisse der großen Kriechversuchsserien, exemplarisch die von Asse-Speisesalz (Abb. 2), im gesamten Temperatur- und Spannungsbereich korrekt beschreiben.
2. Laborversuchskurven eines Salztyps sollen mit einem einheitlichen Kennwertsatz der Stoffgesetzparameter im gesamten experimentell untersuchten Temperatur- und Spannungsbereich gut beschrieben werden (z. B. Abb. 3, Abb. 12).
3. Mit dem Stoffgesetz und dem einheitlichen Kennwertsatz sollen auch die Befunde aus mikrostrukturellen und weiteren unabhängigen experimentellen Untersuchungen an diesem Salztyp wie in Abb. 1 und Abb. 4 gut beschrieben werden.
4. Auch das Verformungsverhalten unter In-situ-Bedingungen soll mit nahezu dem gleichen einheitlichen salztypspezifischen Kennwertsatz in guter Übereinstimmung mit untertägigen Messergebnissen modelliert werden.
5. Das Stoffgesetz soll die verschiedenen Verformungsphänomene auf physikalisch sinnvolle Weise modellieren.

Letzteres gelang bereits teilweise sehr gut mit der im vorherigen Kapitel erläuterten Modifikation CDM-n7, wie Abb. 13 bis Abb. 15 demonstrieren. Im Folgenden soll versucht werden, mit einer neuen CDM-Weiterentwicklung auch den Verlauf der gemessenen IFC-Bohrlochkonvergenz als Beispiel für eine In-situ-Struktur ähnlich gut wie in Abb. 17 zu beschreiben und mit dem gleichen Formalismus und den gleichen Parameterkennwerten für diesen Salztyp auch die anderen obigen Anforderungen zu erfüllen.

Die erste, gemeinsam vom AG und AN entwickelte Idee zur Weiterentwicklung bestand darin, zu dem ursprünglichen CDM aus Kapitel 2, das die Anforderungen 1 bis 4 bisher schon sehr gut erfüllt, ein Potenzgesetz mit kleinerem Spannungsexponenten, zum Beispiel $n = 3$, und einer kleineren Aktivierungsenergie zu addieren. Dadurch sollten die stationären Kriechraten bei in situ typischen Temperaturen und kleinen Effektivspannungen angehoben und bei hohen Temperaturen sowie größeren Effektivspannungen in diejenigen des ursprünglichen CDM einmünden.

Ein solcher additiver Zusatzterm zu Gleichung (4) ist durch Gleichung (27) auf Seite 14 gegeben. Die Anpassung an die Daten der Speisesalz-Kriechserie ergibt $A = 0,01 \text{ 1/d}$, $Q' = 38 \text{ kJ/mol}$ und $n = 3$. Die beiden Einzelbeiträge und deren Summe ist in Abb. 21 eingezeichnet, letztere beschreibt die stationären Kriechraten von Asse-Speisesalz sehr gut.

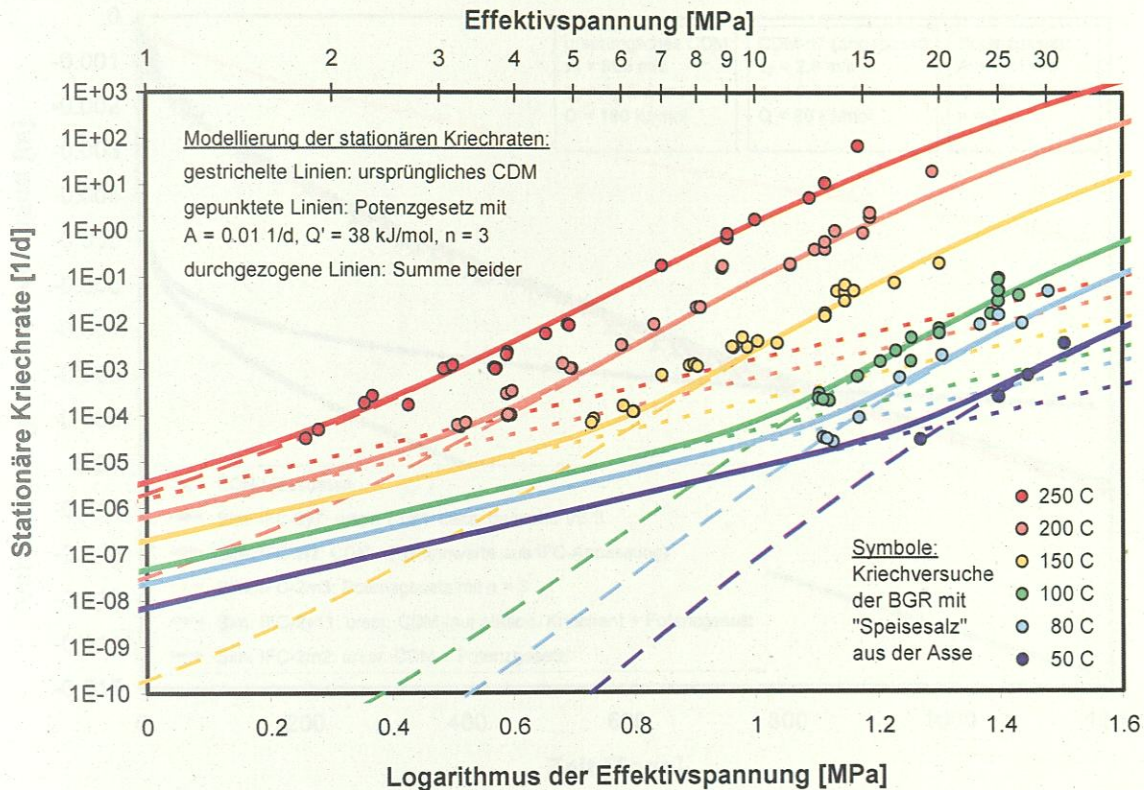


Abb. 21 Kurven des ursprünglichen CDM (gestrichelt), eines Potenzgesetzes mit $n = 3$ (gepunktet) und der Summe aus beiden (durchgezogen) im Vergleich mit den Daten der großen Kriechversuchsserie mit Asse-Speisesalz (Symbole).

Die Anwendung dieses kombinierten Ansatzes führt bei der IFC-Simulation allerdings zu einer deutlichen Überschätzung der Bohrlochkonvergenz, wie Abb. 22 zeigt. Bei Berücksichtigung nur des stationären Kriechens werden die ECN-Messdaten gut beschrieben. Mit Berücksichtigung des transienten Kriechens konnten dagegen keine Parameterwerte gefunden werden, die sowohl eine Anpassung der stationären Speisesalz-Kriechdaten in Abb. 21, als auch der IFC-Bohrlochkonvergenz in Abb. 22 ermöglichen.

Die Weiterentwicklung des CDM muss demnach in jedem Falle, d. h. sowohl mit, als auch ohne Kombination mit einem Potenzgesetz, eine Änderung der ursprünglichen Formulierung aus Kapitel 2 einschließen. Wie bei der CDM-n7-Modifikation aus Kap. 2.2 sollte dabei der ursprüngliche CDM-Formalismus als Ausgangspunkt gewählt und eine möglichst geringe Änderung der ursprünglichen Gleichungen aus Kapitel 2 angestrebt werden, da das ursprüngliche CDM die verschiedenen Phänomene der Steinsalzverformung in vielen Bereichen seit langem bereits sehr gut beschreibt.

Bei der Suche nach einer neuen Formulierung wurden zahlreiche, an verschiedenen Stellen veränderte und/oder ergänzte Ansätze mit und ohne Kombination mit einem Potenzgesetz getestet. Dabei wurden jeweils im Wechsel

- die modellierten stationären Kriechraten an die Daten der Versuchsserie mit Asse-Speisesalz angepasst und daraus Kennwerte der Stoffgesetzparameter für das stationäre Kriechen ermittelt (analog z. B. zu Abb. 2),
- die resultierenden Verläufe der stationären Aktivierungsfläche $\Delta a_{ss}/b$ berechnet und mit den Daten der Spannungswechselversuche verglichen (wie z. B. in Abb. 4),

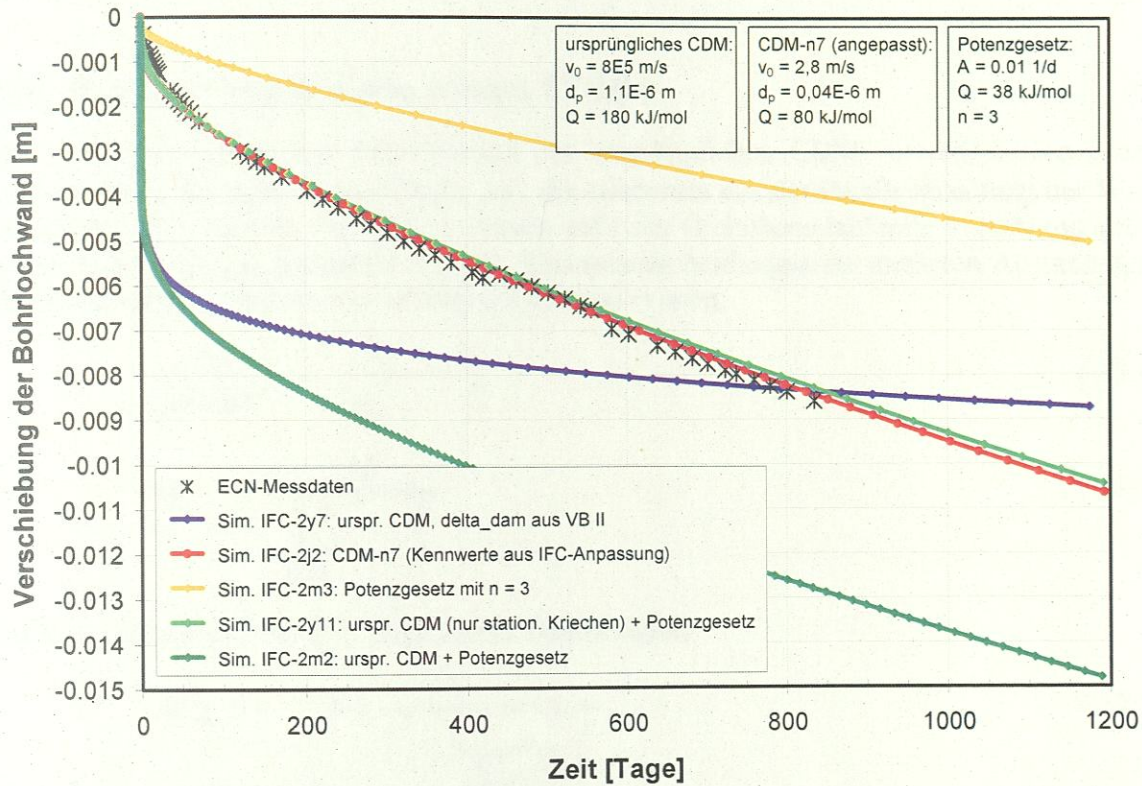


Abb. 22 Verschiedene Simulationen der isothermen Konvergenz eines tiefen Bohrlochs in der Schachanlage Asse II mit dem ursprünglichen CDM (vgl. Abb. 7) und einem zusätzlichen Potenzgesetz (s. Abb. 21) im Vergleich mit ECN-Messdaten.

- die sieben Speisesalz-Kriechversuche exemplarisch nachgerechnet, mit den Versuchsdaten verglichen (siehe z. B. Abb. 3 und Abb. 12) und dabei durch sukzessive Veränderungen einheitliche Kennwerte der Stoffgesetzparameter für das transiente Kriechen ermittelt, mit denen alle Modellkurven den zugehörigen Messdaten möglichst nahe kommen,
- mit diesem einheitlichen Kennwertsatz die IFC-Bohrlochkonvergenzen nachgerechnet und mit den ECN-Messdaten verglichen (wie z. B. in Abb. 17).

Insgesamt wurde dieser Zyklus mit immer neuen Modifikationen in jeweils mehr als 50 Berechnungen mit Excel, Mathcad und FLAC3D durchgeführt. Dabei kristallisierte sich heraus, dass ein Eingriff in die Formulierung der die Versetzungen antreibenden effektiven inneren Spannung σ^* aus Gleichung (11) die bisherige erfolgreiche Beschreibung des transienten Kriechens von Steinsalz zerstören würde, da hier die für das transiente Kriechen maßgebliche Evolution von w (und a) über die Beziehungen (12) bis (14) eingeht. Die Erfolge mit dem ursprünglichen CDM bleiben dagegen am besten erhalten, wenn

1. die Modifikation in der Formel der Aktivierungsfläche ansetzt (ähnlich CDM-n7),
2. eine Kombination mit einem Potenzgesetz mit geringem Spannungsexponenten (z. B. $n = 3$) erfolgt, weil dieser Ansatz dadurch erst bei geringeren stationären Kriechraten den aus dem CDM folgenden Verlauf beeinflusst und dennoch bei kleinen Effektivspannungen eine nennenswerte Erhöhung der stationären Kriechrate bewirkt.

2.4 Der neue kombinierte Ansatz CCDM

Die notwendig gewordene Modifikation des ursprünglichen CDM verwendet eine neue Formulierung der Aktivierungsfläche $\Delta a'$, die wiederum aus der Parallelschaltung der Widerstände folgt, die eine im Subkorninneren auf einer Gleitebene laufende Versetzung aufgrund teilchenartiger Hindernisse (z. B. Mineralausscheidungen im mittleren Abstand d_p) und aufgrund der anderen Versetzungen (Abstand r) spürt:

$$\frac{1}{(\Delta a'/b)^2} = \frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r^2} \quad (33)$$

$$\Rightarrow \Delta a' = \frac{b}{\sqrt{\frac{1}{d_p^2} + \frac{1}{r^2}}} \quad (34)$$

Für das stationären Kriechen folgt daraus entsprechend

$$\Delta a'_{ss} = \frac{b}{\sqrt{\frac{1}{d_p^2} + \left(\frac{k_{s,ss} \sigma_{eff}}{G(T)b}\right)^2}} \quad (35)$$

Der vollständige kombinierte Ansatz besteht aus dem in Kap. 2 dargestellten ursprünglichen CDM, in dem nun die Aktivierungsfläche $\Delta a'$ aus Gleichung (34) anstelle von (10) verwendet wird (daher CDM'), sowie additiv einem Potenzgesetz. Für dieses neue kombinierte CDM-Stoffgesetz wird zur Unterscheidung von den bisherigen Versionen CDM und CDM-n7 im Folgenden der Name „*Combined Composite Dilatancy Model*“ (CCDM) verwendet:

$$\frac{d\varepsilon_{cr}^{CCDM}}{dt} = \frac{d\varepsilon_{cr}^{CDM'}}{dt} + \frac{d\varepsilon_{cr}^{Potenzgesetz}}{dt} \quad (36)$$

mit
$$\frac{d\varepsilon_{cr}^{CDM'}}{dt} = \frac{b}{M} \frac{1}{r^2} v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a' \sigma^*}{M k_B T}\right) \quad (37)$$

und
$$\frac{d\varepsilon_{cr}^{Potenzgesetz}}{dt} = A \exp\left(-\frac{Q'}{RT}\right) \sigma_{eff}^n \quad (38)$$

mit A: Vorfaktor, Q': Aktivierungsenergie, n: Spannungsexponent.

Zunächst galt es zu prüfen, ob bei der Berechnung der verformungsabhängigen Mikrostrukturevolution nach Gleichung (5), die die Modellierung des transienten Kriechens bestimmt, die gesamte Kriechverformung ε_{cr}^{CCDM} aus (36) oder nur der Beitrag $\varepsilon_{cr}^{CDM'}$ aus (37) zu berücksichtigen ist. Abb. 23 zeigt dazu zwei IFC-Simulationen, in denen die Wirkung beider Fälle untersucht wurde (die Parameterkennwerte waren hier noch nicht zur Beschreibung der gemessenen Bohrlochkonvergenz optimiert). Man sieht, dass der Verformungsbeitrag des Potenzgesetzes aus (38) zumindest in diesem Beispiel fast keine Auswirkung hat und daher die Entwicklung von w , r und a in (5) nicht separat nur auf dem Beitrag $\varepsilon_{cr}^{CDM'}$ aus (37) beruhen muss.

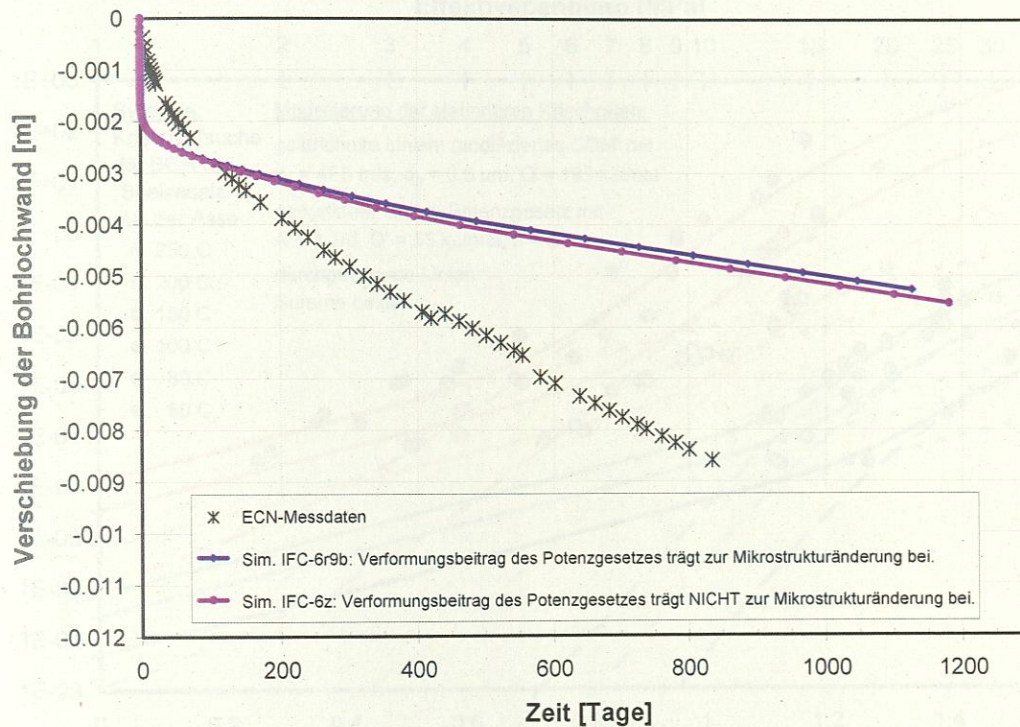


Abb. 23 Zwei Simulationen der IFC-Bohrlochkonvergenz mit dem neuen CCDM (und nicht optimierten Kennwerten) zeigen, dass der Verformungsbeitrag aus dem Potenzgesetz die Entwicklung der Mikrostrukturparameter w_1 , w_2 , w_3 , r und a zumindest in diesem Beispiel kaum beeinflusst.

Abb. 24 zeigt die Anpassung der stationären Kriechraten des neuen CCDM-Stoffgesetzes aus Gleichung (36) an die Daten der Speisesalz-Kriechserie zusammen mit den Einzelbeiträgen aus den Gleichungen (37) und (38). Die sehr gute Übereinstimmung des kombinierten CCDM-Ansatzes (durchgezogene Linien) im gesamten Messbereich bedeutet, dass die erste Anforderung an die Weiterentwicklung von Seite 27 erfüllt ist. Die folgenden Parameterwerte wurden dabei ermittelt: $v_0 = 4E6$ m/s, $d_p = 0,6$ μ m, $Q = 195$ kJ/mol, $A = 4$ 1/d, $Q' = 55$ kJ/mol, $n = 3$.

Abb. 25 belegt, dass der modellierte Verlauf der Aktivierungsfläche mit diesem Kennwert für d_p in (35) sehr gut die Daten aus den Spannungswechselversuchen beschreibt, wodurch die dritte Anforderung von Seite 27 erfüllt ist.

Die zweite Forderung, dass sich die als Beispiele ausgewählten Kriechversuche mit Asse-Speisesalz mit dem neuen CCDM und einem einheitlichen Kennwertsatz – darunter denen für das stationäre Kriechen aus Abb. 24 – nachrechnen lassen, wird mit Abb. 26 überprüft. Bei der Berechnung der Modellkurven wurde bereits die in Kapitel 3 eingeführte modifizierte Modellierung des transienten Kriechens verwendet. Berücksichtigt man die übliche natürliche, d. h. auf mikrostrukturellen Unterschieden der individuellen Proben beruhende Streuung der Ergebnisse aus Kriechversuchen, so kann eine gute Übereinstimmung der Modell- mit den Messkurven festgestellt werden.

Die Überprüfung der Forderung 4 von Seite 27, mit diesem einheitlichen Kennwertsatz auch die ECN-Messdaten der isothermen Bohrlochkonvergenz möglichst gut wiederzugeben, bedarf einer Nachjustierung des Vorfaktors A des Potenzgesetzes, siehe Abb. 27. Mit dem Wert $A = 13,5$ 1/d gelingt eine hervorragende Nachrechnung der In-situ-Messdaten.

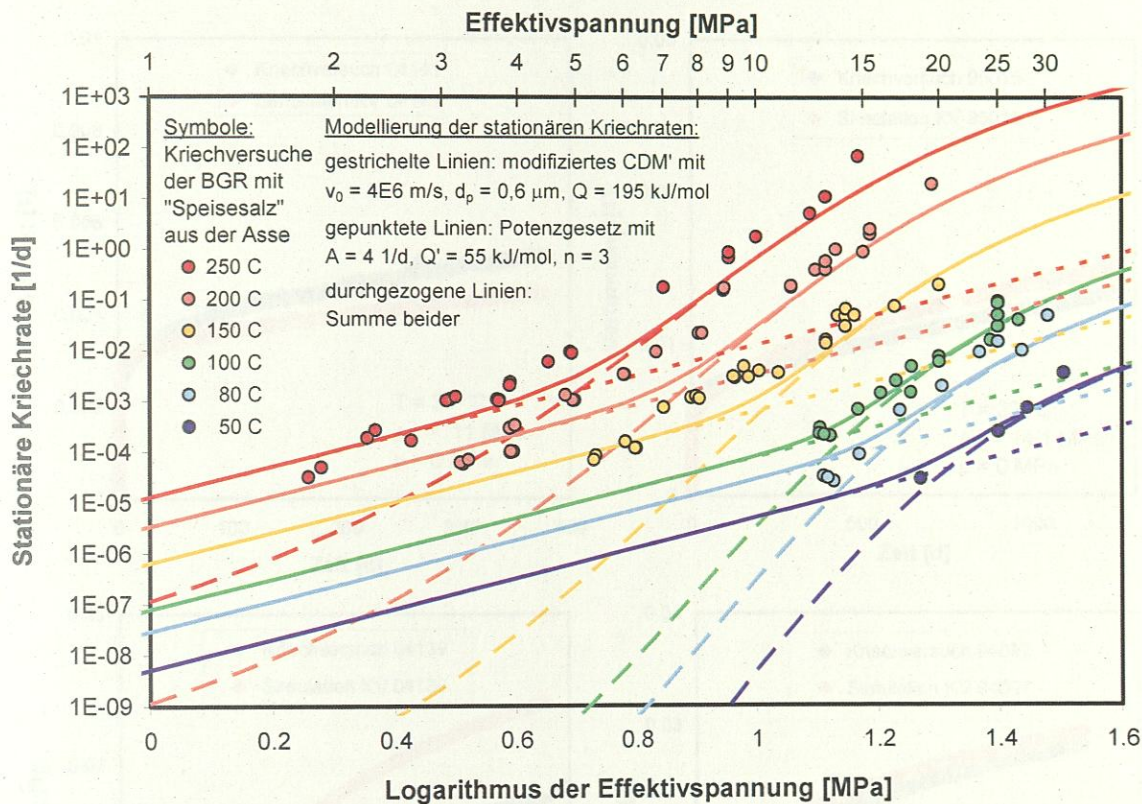


Abb. 24 Kurven des modifizierten CDM' (gestrichelt), eines Potenzgesetzes mit $n = 3$ (gepunktet) und der Summe aus beiden (durchgezogen) im Vergleich mit den Daten der großen Kriechversuchsserie mit Asse-Speisesalz (Symbole).

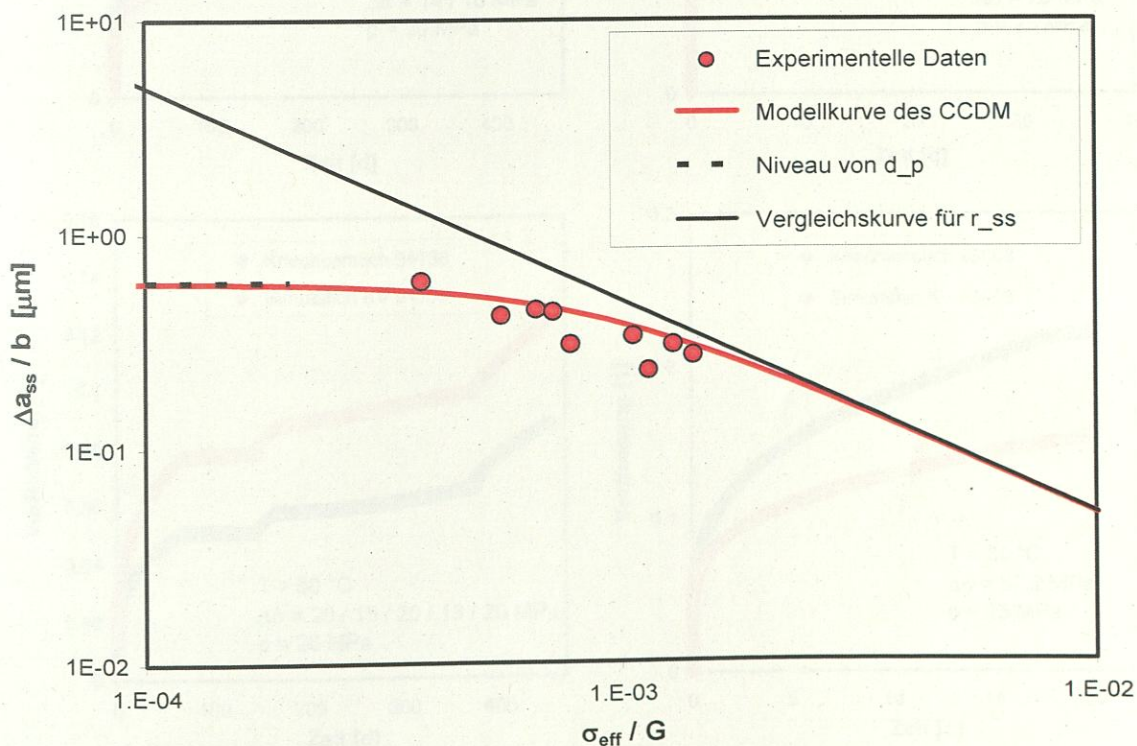


Abb. 25 Die mit Gleichung (35) und $d_p = 0,6 \mu\text{m}$ aus Abb. 24 berechnete Modellkurve für $\Delta a_{ss}/b$ stimmt ebenfalls sehr gut mit den Daten der Spannungswechselversuche von Weidinger [Weidinger, 1998] überein, vgl. Abb. 4.

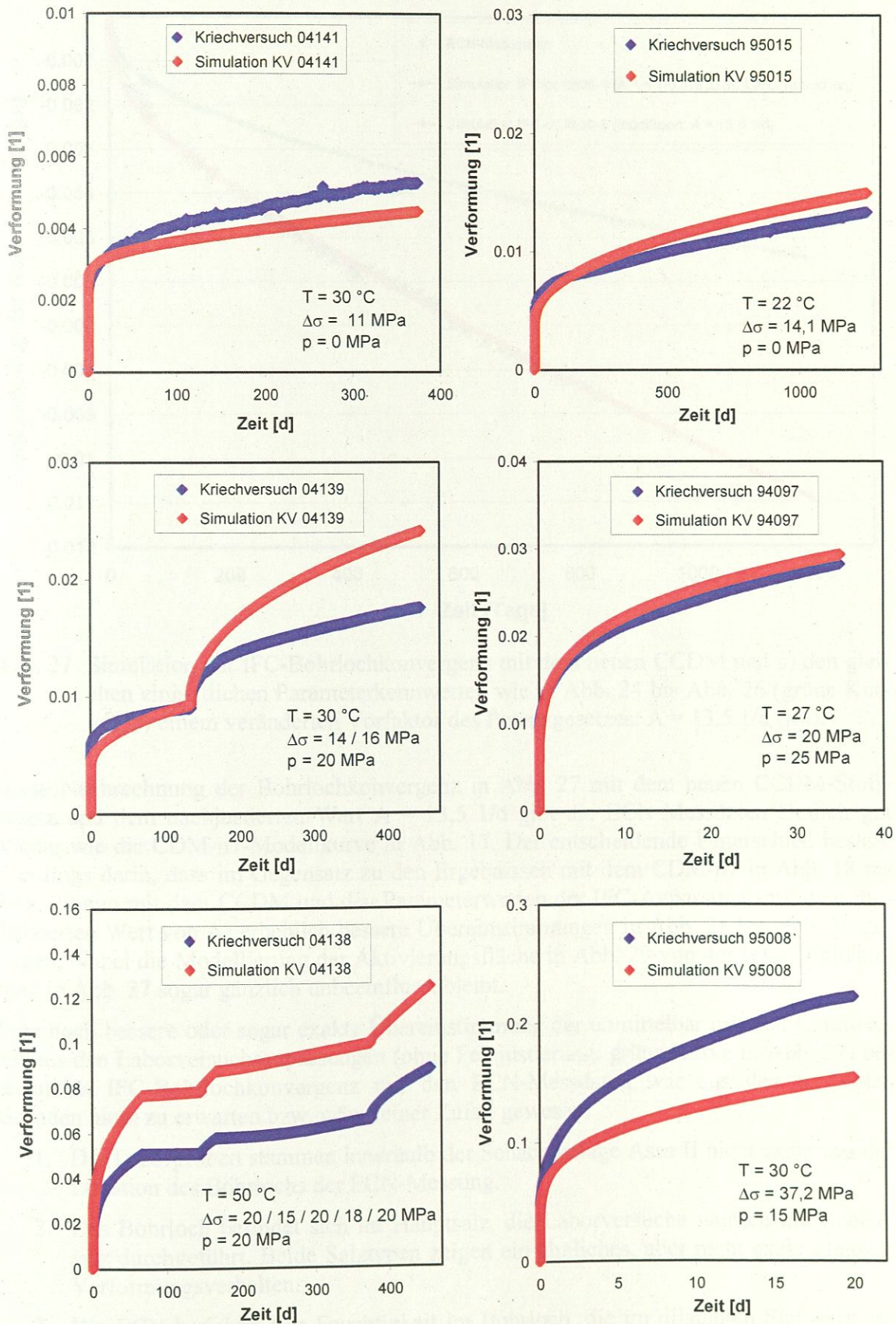


Abb. 26 Die sechs repräsentativen Kriechversuche mit Asse-Speisesalz (z2SP) aus Abb. 3 (blau) wurden hier mit dem neuen CCDM und einem einheitlichen Kennwertsatz der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp nachgerechnet (rot)

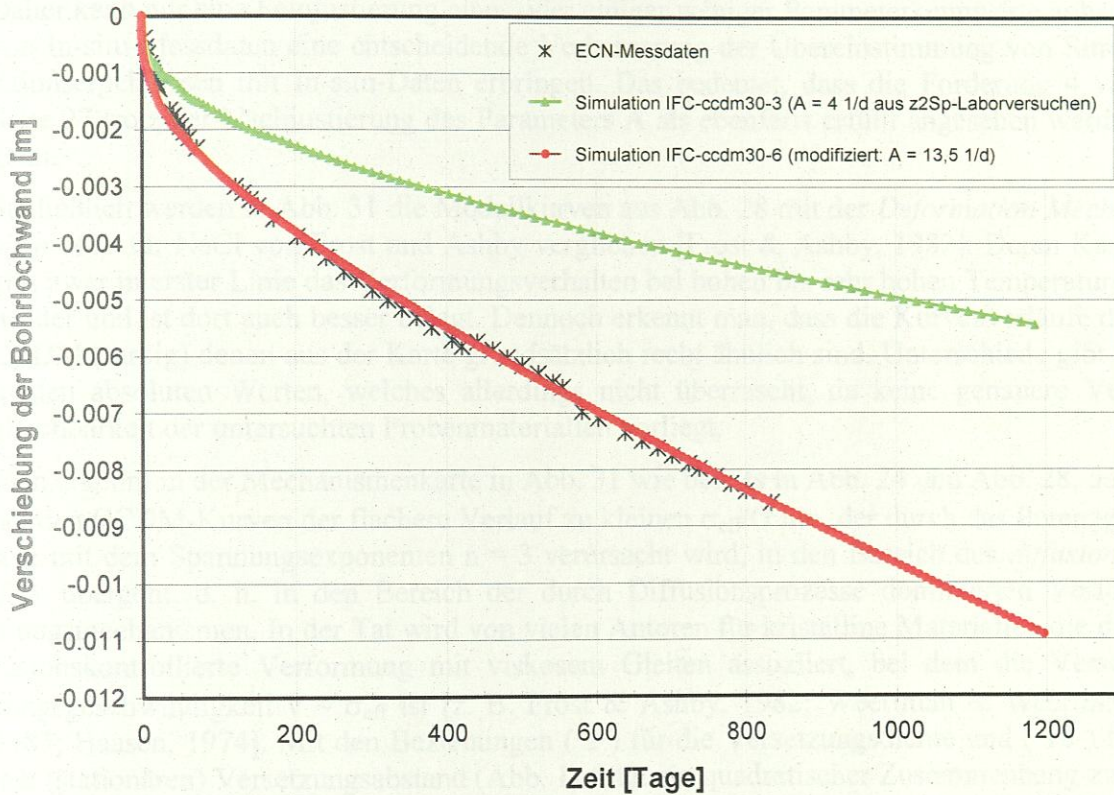


Abb. 27 Simulation der IFC-Bohrlochkonvergenz mit dem neuen CCDM und a) den gleichen einheitlichen Parameterkennwerten wie in Abb. 24 bis Abb. 26 (grüne Kurve), b) einem veränderten Vorfaktor des Potenzgesetzes: $A = 13,5 \text{ 1/d}$ (rot).

Diese Nachrechnung der Bohrlochkonvergenz in Abb. 27 mit dem neuen CCDM-Stoffgesetz und dem nachjustierten Wert $A = 13,5 \text{ 1/d}$ gibt die ECN-Messdaten ähnlich gut wieder wie die CDM-n7-Modellkurve in Abb. 17. Der entscheidende Unterschied besteht allerdings darin, dass im Gegensatz zu den Ergebnissen mit dem CDM-n7 in Abb. 18 bis Abb. 20 nun mit dem CCDM und den Parameterwerten der IFC-Anpassung (mit dem modifizierten Wert von A) erheblich bessere Übereinstimmungen in Abb. 28 bis Abb. 30 gelingen, wobei die Modellierung der Aktivierungsfläche in Abb. 29 von der IFC-Feinjustierung in Abb. 27 sogar gänzlich unbeeinflusst bleibt.

Eine noch bessere oder sogar exakte Übereinstimmung der unmittelbar mit den Kennwerten aus den Laborversuchsanpassungen (ohne Feinjustierung, grüne Kurve in Abb. 27) berechneten IFC-Bohrlochkonvergenz mit den ECN-Messdaten war aus den folgenden Gründen nicht zu erwarten bzw. wäre reiner Zufall gewesen:

1. Die Laborproben stammen innerhalb der SchachanlageASSE II nicht exakt aus der Lokation des Bohrlochs der ECN-Messung.
2. Das Bohrloch befindet sich im Hauptsalz, die Laborversuche wurden mit Speisesalz durchgeführt. Beide Salztypen zeigen ein ähnliches, aber nicht exakt gleiches Verformungsverhalten.
3. Die ECN berichtet von Feuchtigkeit im Bohrloch, die im dilatanten Steinsalz unmittelbar an der Bohrlochkontur eine Erhöhung der Kriechrate bewirkt.
4. Die Primärspannungszustand am Ort der IFC-Messung war nicht bekannt, die angesetzte Anfangsspannung von 24 MPa ist lediglich eine Annahme.

Daher kann nur eine Feinjustierung eines oder einiger weniger Parameterkennwerte anhand von In-situ-Messdaten eine entscheidende Verbesserung der Übereinstimmung von Simulationsergebnissen mit In-situ-Daten erbringen. Das bedeutet, dass die Forderung 4 von Seite 27 trotz der Nachjustierung des Parameters A als ebenfalls erfüllt angesehen werden kann.

Schließlich werden in Abb. 31 die Modellkurven aus Abb. 28 mit der *Deformation Mechanism Map* für NaCl von Frost und Ashby verglichen [Frost & Ashby, 1982]. Deren Karte gibt zwar in erster Linie das Verformungsverhalten bei hohen bis sehr hohen Temperaturen wieder und ist dort auch besser belegt. Dennoch erkennt man, dass die Kurvenverläufe des CCDM (farbig) denen aus der Karte grundsätzlich recht ähnlich sind. Unterschiede gibt es in den absoluten Werten, welches allerdings nicht überrascht, da keine genauere Vergleichbarkeit der untersuchten Probenmaterialien vorliegt.

Man erkennt in der Mechanismenkarte in Abb. 31 wie bereits in Abb. 24 und Abb. 28, dass bei den CCDM-Kurven der flachere Verlauf zu kleinen σ_{eff}/G hin, der durch das Potenzgesetz mit dem Spannungsexponenten $n = 3$ verursacht wird, in den Bereich des *diffusional flow* übergeht, d. h. in den Bereich der durch Diffusionsprozesse dominierten Verformungsmechanismen. In der Tat wird von vielen Autoren für kristalline Materialien die diffusionskontrollierte Verformung mit viskosem Gleiten assoziiert, bei dem die Versetzungsgeschwindigkeit $v \sim \sigma_{\text{eff}}$ ist [z. B. Frost & Ashby, 1982; Weertman & Weertman, 1983; Haasen, 1974]. Mit den Beziehungen (2) für die Versetzungsdichte und (18) für den (stationären) Versetzungsabstand (Abb. 1) folgt ein quadratischer Zusammenhang zwischen der (stationären) Versetzungsdichte und der Effektivspannung. Damit ergibt sich aus der Orowan-Gleichung (1) für einen viskosen Verformungsprozess:

$$\frac{d\varepsilon_{\text{cr}}}{dt} = \frac{b}{M} \rho v \sim \frac{b}{M} \sigma_{\text{eff}}^2 \cdot \sigma_{\text{eff}} \sim \sigma_{\text{eff}}^3 \quad (39)$$

Aus diesem Grund wird der Exponent $n = 3$ bei Vorliegen viskoser Gleitung auch als „natürlicher“ Spannungsexponent bezeichnet, da er sich ganz zwanglos ohne weitere Annahmen z. B. über den Ort und Prozess der Versetzungserzeugung ergibt [Weertman & Weertman, 1983]. Er wird auch bei der Hochtemperaturverformung von vielen Metalllegierungen gefunden, bei denen ebenfalls viskose Versetzungsgleitung dominiert.

Über den Verlauf der Grenze zwischen dem Diffusionskriechen und dem bei Frost & Ashby mit „*power law creep (L. T. creep: low temperature creep)*“ gekennzeichneten Bereich gibt die Mechanismenkarte bei tieferen Temperaturen keine verlässliche Auskunft. Man kann aber annehmen, dass die Grenze sich mit sinkender Temperatur zu höheren Spannungen hin verschiebt, da bei geringen bis sehr geringen Kriechraten die langsamen diffusionskontrollierten Prozesse zu immer höheren Effektivspannungen hin Einfluss auf das Verformungsverhalten haben dürften.

Der Vergleich mit der Mechanismenkarte und der gefundene Spannungsexponent $n = 3$ zeigen, dass die Erweiterung des CDM zum CCDM physikalisch sinnvoll und daher mit dem Grundprinzip dieses Stoffgesetzes vereinbar ist. Somit ist auch in dieser Hinsicht die letzte Forderung (Nr. 5) von Seite 27 erfüllt.

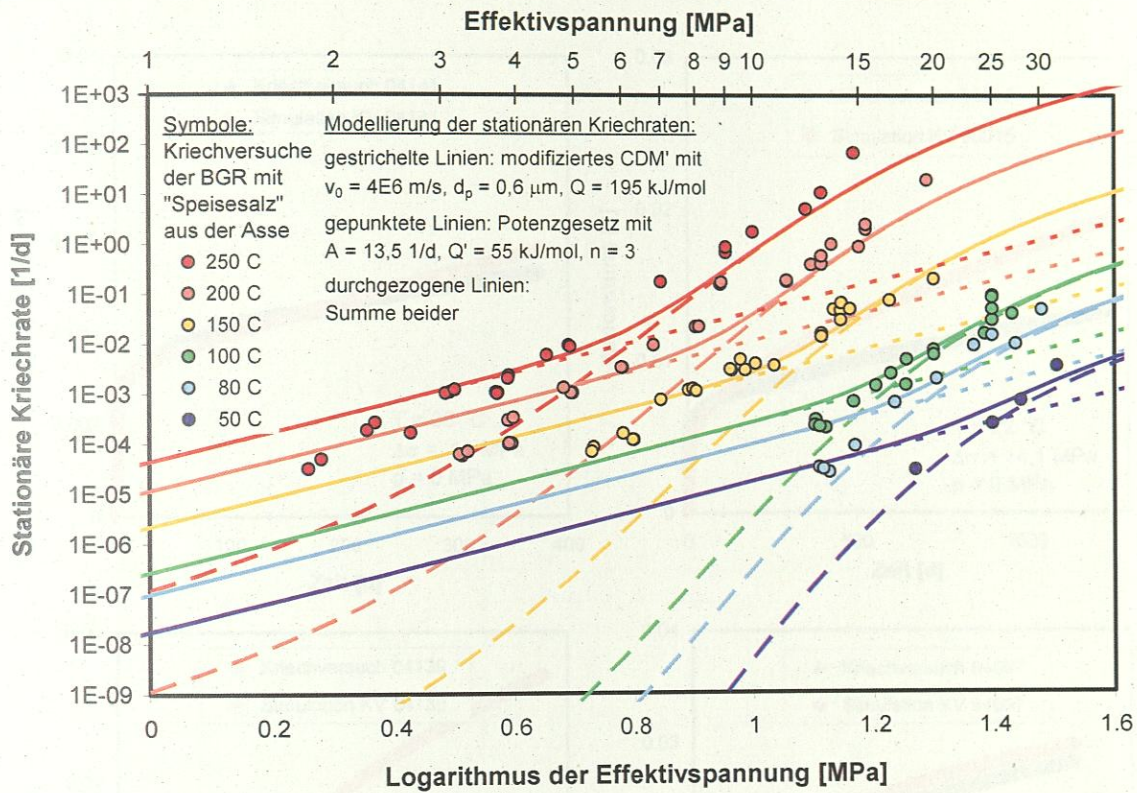


Abb. 28 Im Unterschied zu Abb. 24 wurde hier der Wert $A = 13,5$ 1/d aus der IFC-Feinjustierung in Abb. 27 verwendet. Daher ist die Übereinstimmung zu kleinen Effektivspannungen hin nicht ganz so gut.

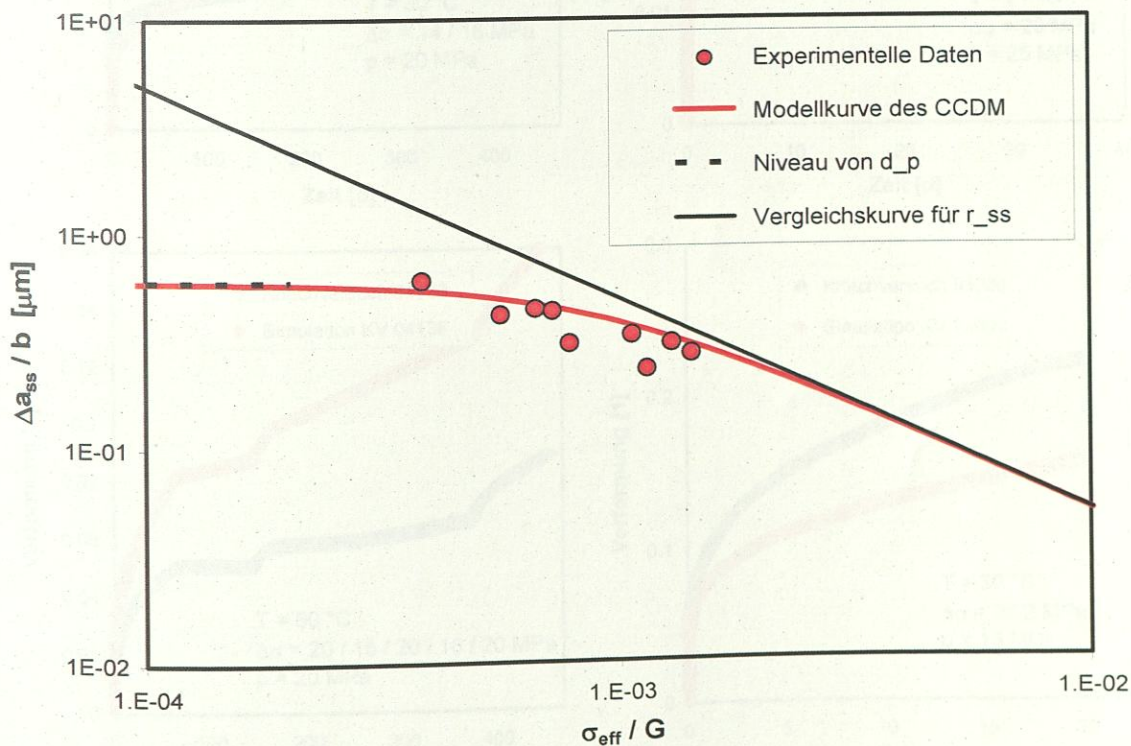


Abb. 29 Der Wert $A = 13,5$ 1/d aus der IFC-Anpassung in Abb. 27 hat keinen Einfluss auf die Modellkurve für $\Delta a_{ss}/b$, sie hängt nur von d_p ab und ist daher die gleiche wie in Abb. 25.

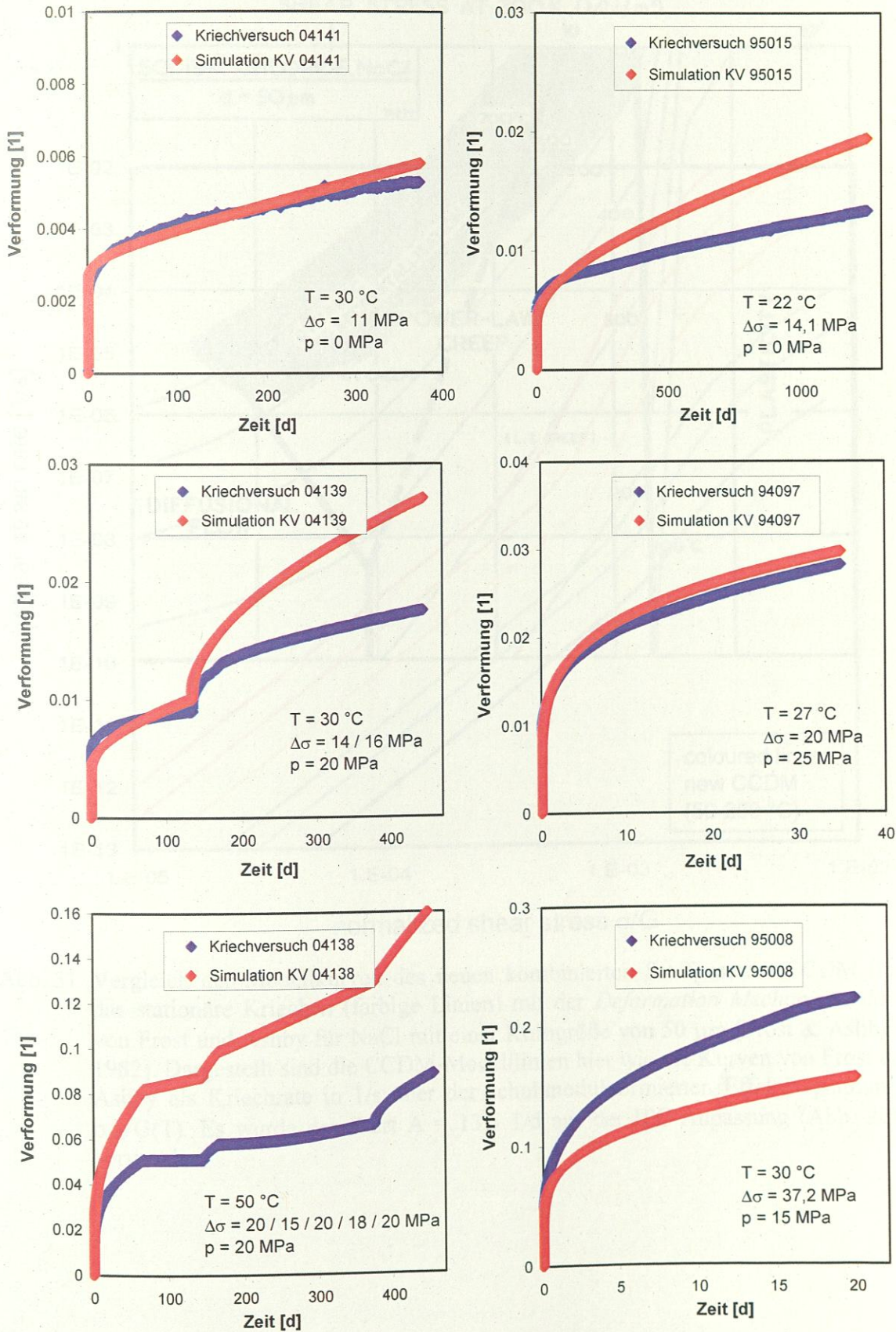


Abb. 30 Die sechs repräsentativen Kriechversuche mit Asse-Speisesalz (z2SP) aus Abb. 3 (blau) werden mit dem CCDM auch mit dem Parameter $A = 13,5\text{ 1/d}$ aus der IFC-Anpassung in Abb. 27 noch relativ gut wiedergegeben (rot), vgl. Abb. 26.

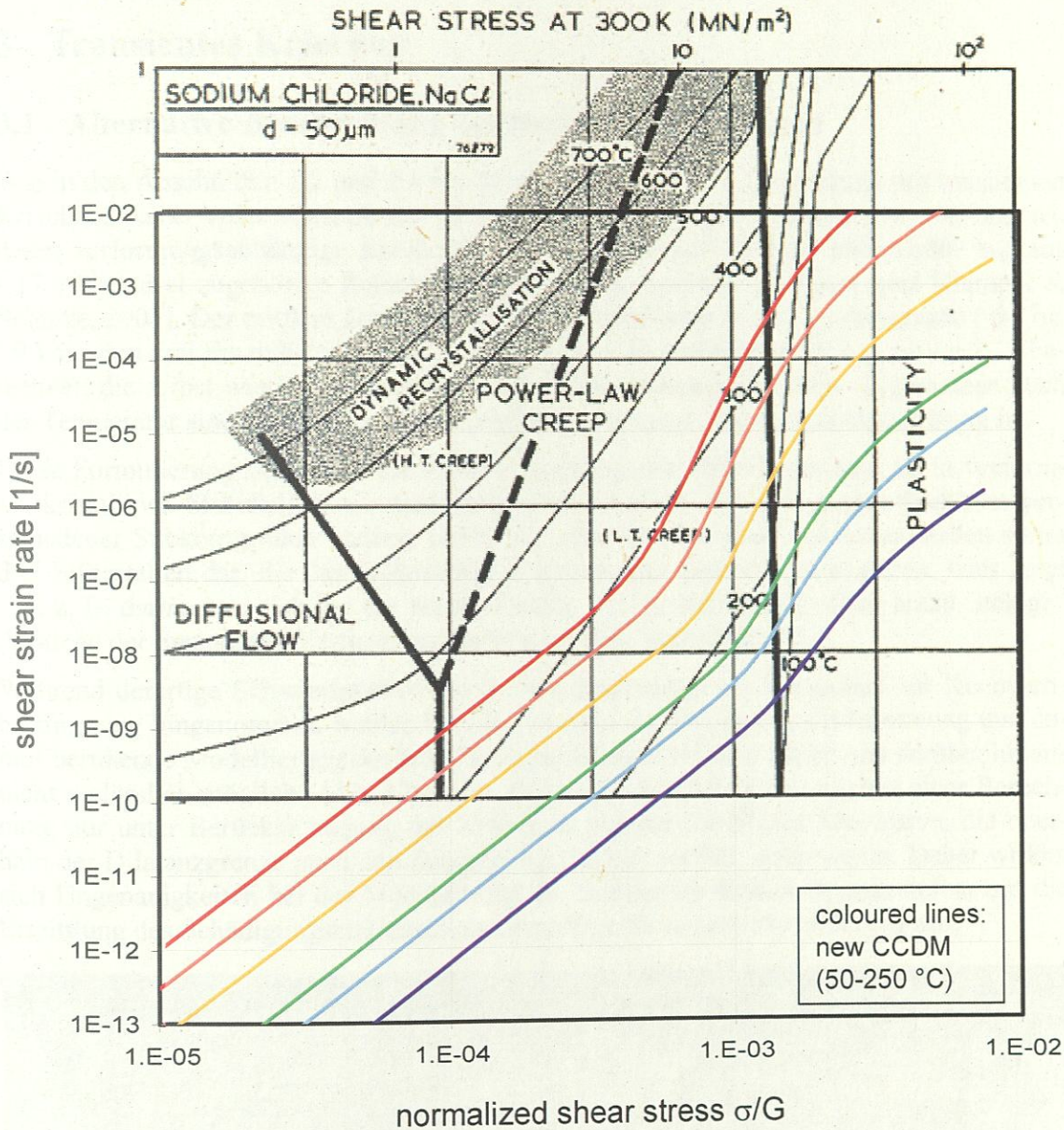


Abb. 31 Vergleich der Modellkurven des neuen kombinierten Stoffgesetzes CCDM für das stationäre Kriechen (farbige Linien) mit der *Deformation Mechanism Map* von Frost und Ashby für NaCl mit einer Korngröße von 50 μm [Frost & Ashby, 1982]. Dargestellt sind die CCDM-Modelllinien hier wie die Kurven von Frost & Ashby als Kriechrate in 1/s über der schubmodulnormierten Effektivspannung $\sigma_{\text{eff}}/G(T)$. Es wurde der Wert $A = 13,5 \text{ 1/d}$ aus der IFC-Anpassung (Abb. 27) verwendet.

3 Transientes Kriechen

3.1 Alternative Beschreibung des transienten Kriechens

Wie in den Abschnitten 1.2 und 2.1 beschrieben, erfolgte die Modellierung des transienten Kriechens bisher unter anderem mit Hilfe dreier Subkorngrößenfraktionen w_1 , w_2 und w_3 , deren verformungsabhängige Entwicklung in Richtung auf die stationäre Größe w_{ss} aus (17) über drei zugehörige Ratenkonstanten k_{w1} , k_{w2} und k_{w3} gesteuert wird [Hampel & Schulze, 2007]. Der mittlere Durchmesser w aller Subkörner in (14) wird gemäß (6) bis (9) aus den drei Einzelbeiträgen w_1 , w_2 und w_3 über Gewichtungsfaktoren $c_{w,i}$ mit $i = 1...3$ berechnet, die selbst wiederum Funktionen der Effektivspannung und im Allgemeinen auch der Temperatur sind, da das transiente Kriechen spannungs- und temperaturabhängig ist.

Diese Formulierung beschreibt die Realität allerdings nur näherungsweise, da in verformten kristallinen Materialien wie dem natürlichen Steinsalz stets ein ganzes Spektrum verschiedener Subkorngrößen vorliegt (Abb. 32, Abb. 34). Die drei Fraktionen stellen somit drei Stützstellen dar, die das vollständige Spektrum nur grob charakterisieren. Dies zeigt sich z. B. darin, dass sich bei der Nachrechnung von Festigkeitsversuchen leicht „eckige“ Anstiege der Spannungs-Verformungskurven ergeben, siehe Abb. 33.

Während derartige Schwierigkeiten bei der Nachrechnung von Versuchen zur Kennwertbestimmung hingenommen werden können, machen sie die genauere Bestimmung und darauf beruhende Modellierung des Schädigungseinflusses bis zum Bruch und darüber hinaus nicht verlässlich möglich (Abb. 33). Denn dazu wird die Differenz zwischen einer Berechnung nur unter Berücksichtigung des Kriechens und der jeweiligen Messkurve, die oberhalb der Dilatanzgrenze auch den Schädigungseinfluss enthält, ausgewertet. Daher wirken sich Ungenauigkeiten bei der Modellierung des transienten Kriechens unmittelbar auf die Ermittlung des Schädigungseinflusses als Grundlage für dessen Modellierung aus.

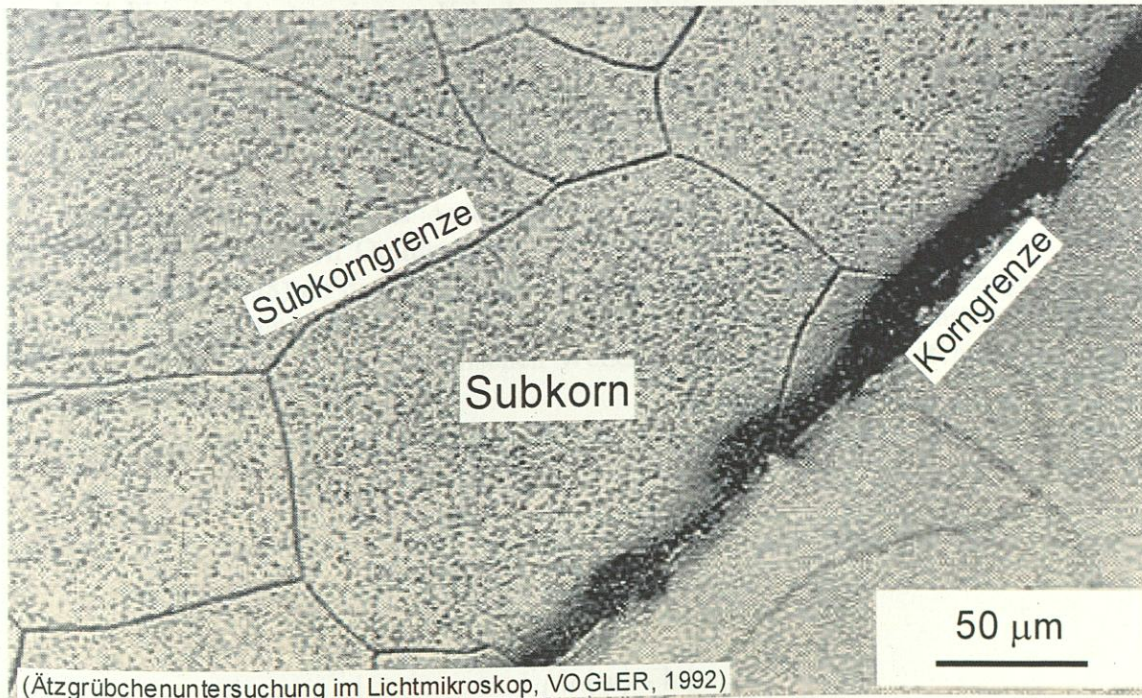


Abb. 32 Subkornstruktur von natürlichem Steinsalz (Speisesalz z2SP von der 800-m-Sohle der Schachanlage Asse II) im erbohrten Zustand, d.h. vor einer Verformung im Labor. Die Probe wurden chemisch poliert [Vogler, 1992].

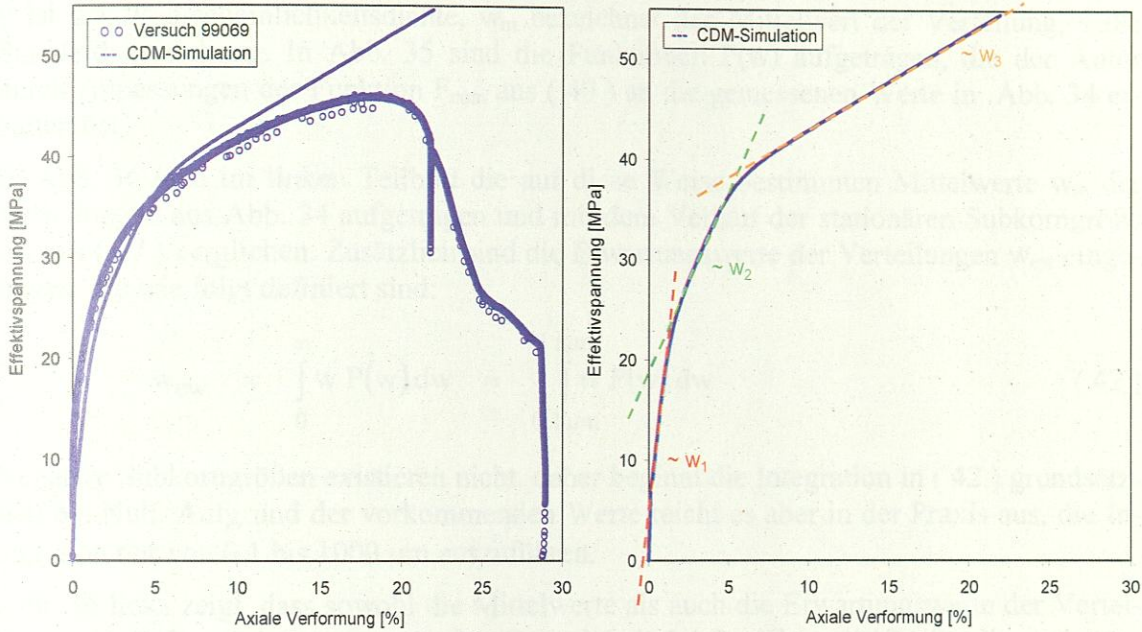


Abb. 33 Beispielsimulation des Festigkeitsversuchs 99069 mit Asse-Speisesalz (z2SP, T = 30 °C, p = 2.5 MPa, dε/dt = 1E-5 1/s) mit dem bisherigen Composite-Dilatanz-Modell mit drei Subkorngrößenklassen w₁, w₂ und w₃. Im rechten Bild sind deutlich die zugehörigen drei annähernd linearen Abschnitte erkennbar. Die Messkurve im linken Bild wird von der Modellkurve zum Teil unter- und zum Teil überschritten, so dass sich kein auf die Schädigungswirkung zurückzuführender, entfestigender, d. h. spannungsvermindernder Einfluss aus der Differenz (*mismatch*) zwischen der Modell- und Messkurve verlässlich ermitteln lässt.

Aus diesem Grund hat der Autor als Vorarbeit zu den Auftragspositionen 40 bis 60 auch die Modellierung des transienten Kriechens überarbeiten müssen. Dabei hat er auf eigene Arbeiten aus einem früheren Auftrag des AG aus dem Jahre 2005 zurückgreifen können, in denen er die Möglichkeit der Modellierung des transienten Kriechens unter Berücksichtigung einer kontinuierlichen Subkorngrößenverteilung anstelle der drei diskreten Subkornfraktionen untersucht hatte [Hampel, 2005].

Bei dieser Arbeit hatte sich der Autor auf lichtmikroskopische Untersuchungen des Subkorngrößenspektrums von Orangesalz aus dem Salzstock Gorleben von Schmidt (1995) und Weidinger (1998) an der Universität Erlangen-Nürnberg gestützt, die festgestellt hatten, dass das Spektrum sowohl vor als auch nach einer Verformung von natürlichem Steinsalz im Labor wie bei vielen metallischen Werkstoffen einer logarithmischen Normalverteilung entspricht, siehe Abb. 34.

Die kumulierten Häufigkeiten F_{cum} der vorkommenden Subkorngrößen in Abb. 34 hat der Autor mit der folgenden Funktion beschrieben:

$$F_{cum}(w) = \int_0^w P(w') dw' \quad (40)$$

mit

$$P(w) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} s w} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(w) - \ln(w_m)}{s} \right)^2 \right\} \quad (41)$$

P ist die Wahrscheinlichkeitsdichte, w_m bezeichnet den Mittelwert der Verteilung, s die Standardabweichung. In Abb. 35 sind die Funktionen $P(w)$ aufgetragen, die der Autor durch Anpassungen der Funktion F_{cum} aus (40) an die gemessenen Werte in Abb. 34 erhalten hat.

In Abb. 36 sind im linken Teilbild die auf diese Weise bestimmten Mittelwerte w_m der Verteilungen aus Abb. 34 aufgetragen und mit dem Verlauf der stationären Subkorngröße w_{ss} aus (17) verglichen. Zusätzlich sind die Erwartungswerte der Verteilungen w_{ew} eingetragen, die wie folgt definiert sind:

$$w_{ew} = \int_0^{\infty} w P(w) dw \approx \int_{0.1 \mu m}^{1 \text{ mm}} w P(w) dw \quad (42)$$

Negative Subkorngrößen existieren nicht, daher beginnt die Integration in (42) grundsätzlich bei Null. Aufgrund der vorkommenden Werte reicht es aber in der Praxis aus, die Integration nur von 0.1 bis 1000 μm auszuführen.

Abb. 36 links zeigt, dass sowohl die Mittelwerte als auch die Erwartungswerte der Verteilungen im Rahmen der zu erwartenden Genauigkeit der Beziehung (17) für die stationäre Subkorngröße gehorchen. Die Standardabweichung s zeigt im rechten Teilbild von Abb. 36 dagegen keine eindeutige Spannungsabhängigkeit. Allerdings muss man beachten, dass lediglich vier Proben untersucht wurden, aus denen man keine statistische Aussage ableiten kann.

Mathematisch ist eine Normalverteilung durch die Angabe des Erwartungswertes und der Standardabweichung eindeutig festgelegt. Das bedeutet, dass anstelle der aufwendigen Integration in (40) und (41) das vollständige Subkorngrößenspektrum mit dem CDM auch durch Beschreibung des Erwartungswertes und der Streuung berücksichtigt werden kann. Auf dieser Grundlage konnte der Autor mit zahlreichen Nachrechnungen von Kriech- und Festigkeitsversuchen in seiner Arbeit in 2005 belegen, dass das transiente Kriechen von natürlichem Steinsalz auch erfolgreich modelliert wird, wenn die verformungsabhängige Entwicklung des Erwartungs- oder Mittelwertes (zur Vereinfachung wird im Folgenden nur „ w “ geschrieben) in Richtung auf die stationäre Größe w_{ss} aus (17) und eine konstante Standardabweichung von 0,7 (vgl. Abb. 36 rechts) verwendet wird. In der Evolutionsgleichung für w vom Typ der Gleichung (5)

$$\frac{dw}{dt} = \frac{dw}{d\varepsilon_{cr}} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = \frac{w_{ss} - w}{k_w(T, \sigma_{eff}, \varepsilon_{cr})} \cdot \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} \quad (43)$$

ist die Größe k_w nun allerdings durch eine temperatur-, effektivspannungs- und dehnungsabhängige(!) Ratenkonstante zu ersetzen: $k_w(T, \sigma_{eff}, \varepsilon_{cr})$. Dafür wird im Vergleich zur früheren Modellierung mit drei Subkorngrößenfraktionen nun nicht nur eine geringere Anzahl von Parametern benötigt, sondern es resultieren auch gleichmäßiger gekrümmte Kurven, welche die Bestimmung des Schädigungseinflusses vereinfachen bzw. überhaupt erst verlässlich ermöglichen, siehe Abb. 37.

Der leicht stufenförmige Anstieg der Spannungs-Verformungskurve war bei der Nachrechnung von Festigkeitsversuchen auch früher schon häufiger aufgetreten, hatte sich aber bei Versuchsnachrechnungen zur Kennwertbestimmung nicht so gravierend ausgewirkt, weshalb die Formulierung mit den drei Subkorngrößenfraktionen aus Zeitgründen nie auf die neue Modellierung umgestellt wurde.

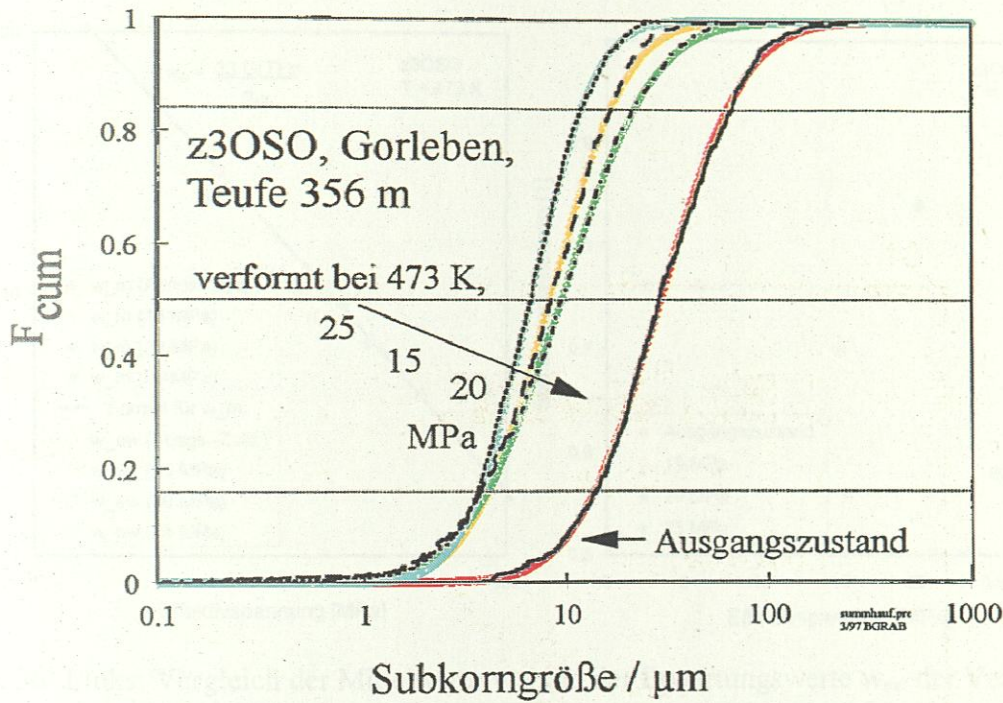


Abb. 34 Darstellung der kumulierten Häufigkeiten der Subkorndurchmesser von Orangesalz (z3OSO) aus dem Salzstock Gorleben, gemessen im Lichtmikroskop von Schmidt (1995) und Weidinger (1998) (schwarze Linien). Neben einer Probe im erbohrten Ausgangszustand wurden auch Proben untersucht, die in Kriechversuchen bei 473 K und 15, 20 und 25 MPa Differenzspannung bis in das stationäre Kriechen hinein verformt worden waren. Die farbigen Linien geben die mit der im Text angegebenen Funktion für die logarithmische Normalverteilung nachgerechneten Verläufe wieder, siehe Abb. 35.

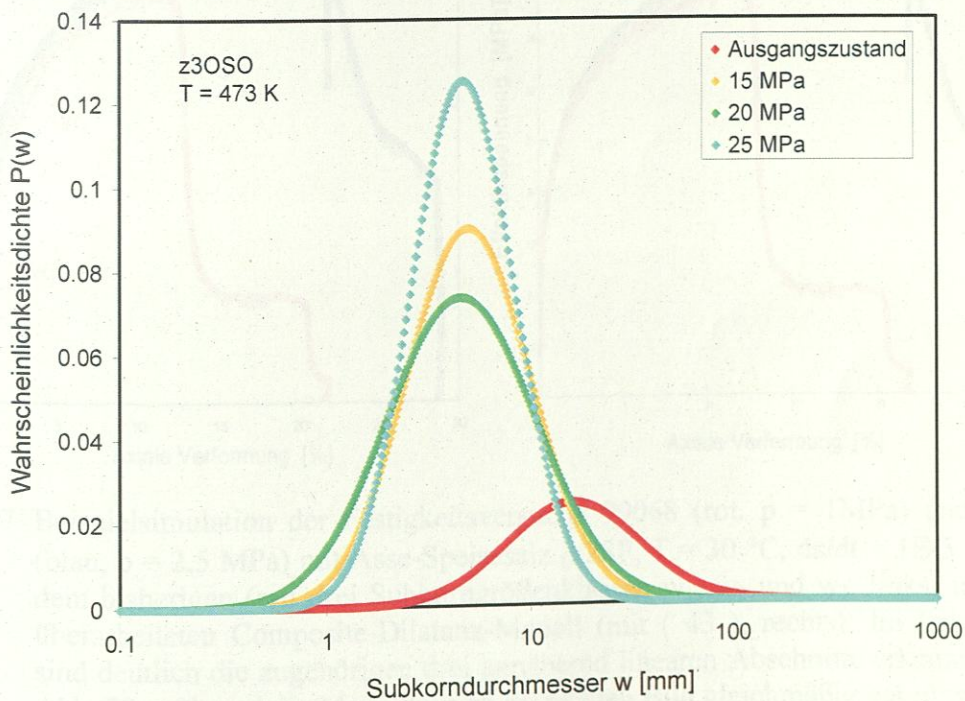


Abb. 35 Wahrscheinlichkeitsdichten der SubkorngroÙen $P(w)$, die in Abb. 34 durch Anpassungen der Funktionen der logarithmischen Normalverteilung an die Messdaten berechnet wurden.

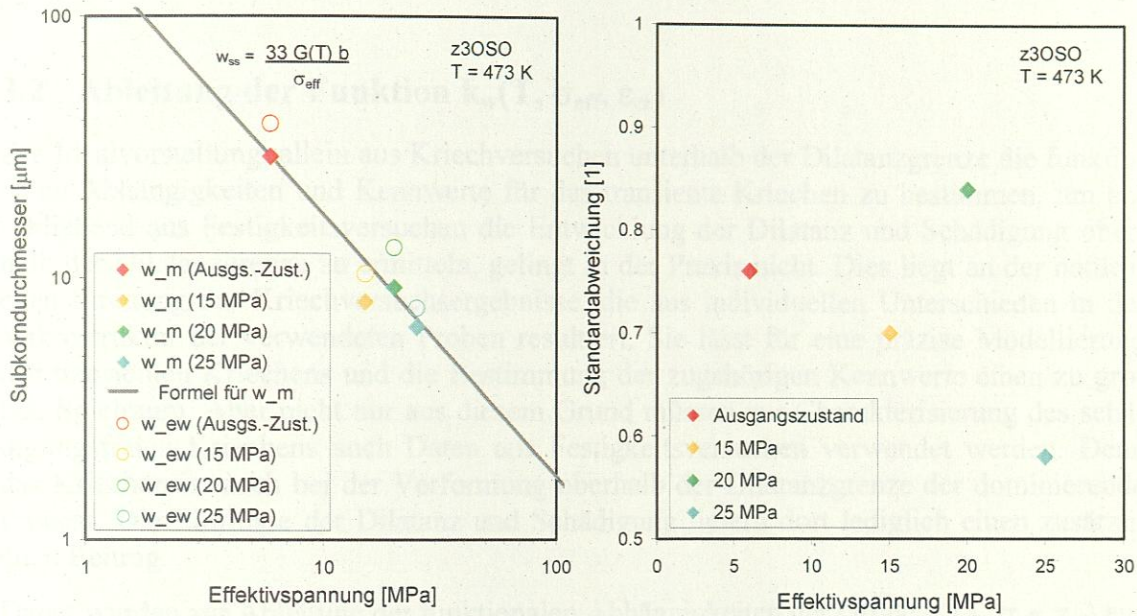


Abb. 36 Links: Vergleich der Mittelwerte w_m und der Erwartungswerte w_{ew} der Verteilungen aus Abb. 35 mit der Funktion der stationären Subkorngrößen w_{ss} aus (17) (graue Linie). Rechts: Die Breite (Standardabweichung s) der Verteilungen weist hinsichtlich der Spannungsabhängigkeit keinen eindeutigen Trend auf.

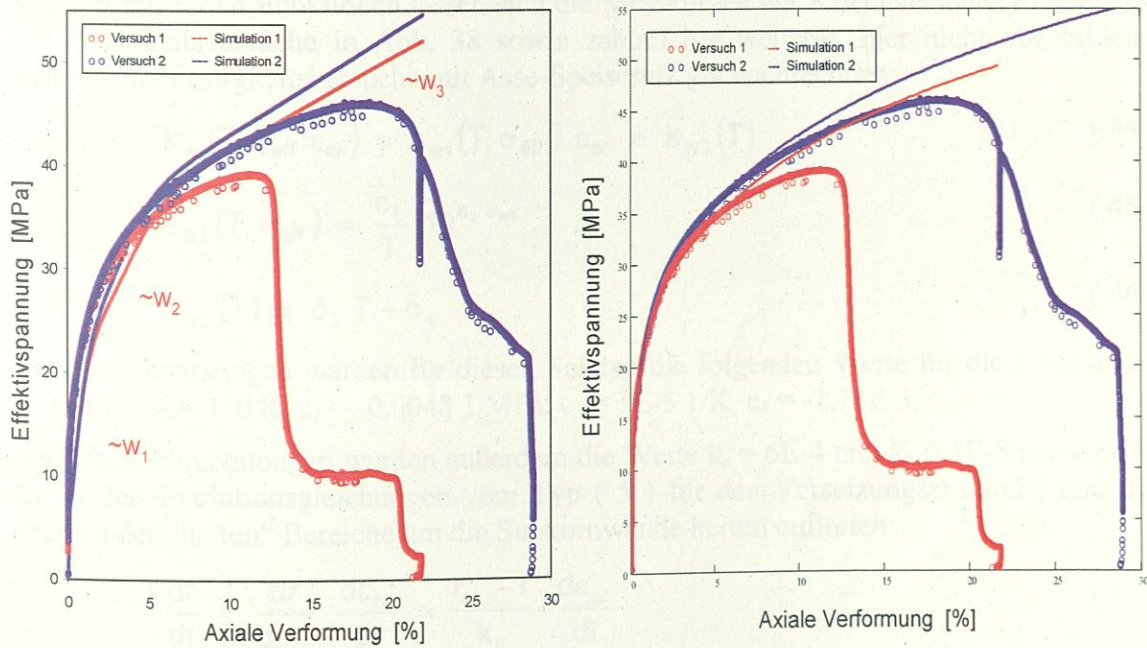


Abb. 37 Beispielsimulation der Festigkeitsversuche 99068 (rot, $p = 1 \text{ MPa}$) und 99069 (blau, $p = 2,5 \text{ MPa}$) mit Asse-Speisesalz (z2SP, $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $d\varepsilon/dt = 1\text{E-}5 \text{ 1/s}$) mit dem bisherigen (mit drei Subkorngrößenklassen w_1 , w_2 und w_3 , links) und dem überarbeiteten Composite-Dilatanz-Modell (mit (43), rechts). Im linken Bild sind deutlich die zugehörigen drei annähernd linearen Abschnitte erkennbar, vgl. Abb. 33, während die Modellkurven im rechten Bild gleichmäßig gekrümmt sind. Beide CDM-Berechnungen berücksichtigten nur das Kriechen. Aus der Differenz zwischen Modell- und zugehöriger Messkurve im linken Bild lässt sich der oberhalb der Dilatanzgrenze zunehmende Schädigungseinfluss ermitteln.

3.2 Ableitung der Funktion $k_w(T, \sigma_{\text{eff}}, \varepsilon_{\text{cr}})$

Die Idealvorstellung, allein aus Kriechversuchen unterhalb der Dilatanzgrenze die funktionalen Abhängigkeiten und Kennwerte für das transiente Kriechen zu bestimmen, um anschließend aus Festigkeitsversuchen die Entwicklung der Dilatanz und Schädigung oberhalb der Dilatanzgrenze zu ermitteln, gelingt in der Praxis nicht. Dies liegt an der natürlichen Streuung der Kriechversuchsergebnisse, die aus individuellen Unterschieden in der Mikrostruktur der verwendeten Proben resultiert. Sie lässt für eine präzise Modellierung des transienten Kriechens und die Bestimmung der zugehörigen Kennwerte einen zu großen Spielraum. Aber nicht nur aus diesem Grund müssen zur Charakterisierung des schädigungsfreien Kriechens auch Daten aus Festigkeitsversuchen verwendet werden. Denn das Kriechen ist auch bei der Verformung oberhalb der Dilatanzgrenze der dominierende Prozess. Die Einflüsse der Dilatanz und Schädigung liefern dort lediglich einen zusätzlichen Beitrag.

Daher wurden zur Ableitung der funktionalen Abhängigkeiten der Größe $k_w(T, \sigma_{\text{eff}}, \varepsilon_{\text{cr}})$ aus (43), die die Rate der verformungsabhängigen Entwicklung der mittleren Subkorngröße w bestimmt, zahlreiche Laborversuche mit Asse-Speisesalz nachgerechnet, die bei verschiedenen Temperaturen, Manteldrücken und Axialdrücken (in Kriechversuchen) bzw. mit der Verformungsrate $1\text{E-}5$ 1/s (in Festigkeitsversuchen) vom AG und dem IfG Leipzig durchgeführt worden waren.

Mit den folgenden Funktionen lassen sich die Messkurven der Kriechversuche in Abb. 26, der Festigkeitsversuche in Abb. 38 sowie zahlreicher weiterer, hier nicht abgebildeter Kriech- und Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz gut nachrechnen:

$$k_w(T, \sigma_{\text{eff}}, \varepsilon_{\text{cr}}) = k_{w1}(T, \sigma_{\text{eff}}) \varepsilon_{\text{cr}} + k_{w2}(T) \quad (44)$$

mit
$$k_{w1}(T, \sigma_{\text{eff}}) = \frac{c_1}{T} \cdot 10^{c_2 \sigma_{\text{eff}}} \quad (45)$$

und
$$k_{w2}(T) = c_3 T + c_4 \quad (46)$$

Bei den Anpassungen wurden für diesen Salztyp die folgenden Werte für die Konstanten bestimmt: $c_1 = 350$ K, $c_2 = -0,0048$ 1/MPa, $c_3 = 1\text{E-}5$ 1/K, $c_4 = -1,73\text{E-}3$.

Bei den Nachrechnungen wurden außerdem die Werte $k_r = 6\text{E-}4$ und $k_a = 1\text{E-}8$ verwendet, die in den Evolutionsgleichungen vom Typ (5) für den Versetzungsabstand r und die Breite a der „harten“ Bereiche um die Subkornwände herum auftreten:

$$\frac{dr}{dt} = \frac{dr}{d\varepsilon_{\text{cr}}} \cdot \frac{d\varepsilon_{\text{cr}}}{dt} = \frac{r_{\text{ss}} - r}{k_r} \cdot \frac{d\varepsilon_{\text{cr}}}{dt} \quad (47)$$

$$\frac{da}{dt} = \frac{da}{d\varepsilon_{\text{cr}}} \cdot \frac{d\varepsilon_{\text{cr}}}{dt} = \frac{a_{\text{ss}} - a}{k_a} \cdot \frac{d\varepsilon_{\text{cr}}}{dt} \quad (48)$$

Die stationären Größen w_{ss} in (43), r_{ss} in (47) und a_{ss} in (48) sind durch die Beziehungen (17) bis (19) gegeben, siehe auch Abb. 1.

Mit der Umstellung der Modellierung des transienten Kriechens wurde die Grundlage für die nachfolgende Ermittlung und Modellierung des Schädigungseinflusses und die Beschreibung der Verformung und Entfestigung im Nachbruchbereich geschaffen.

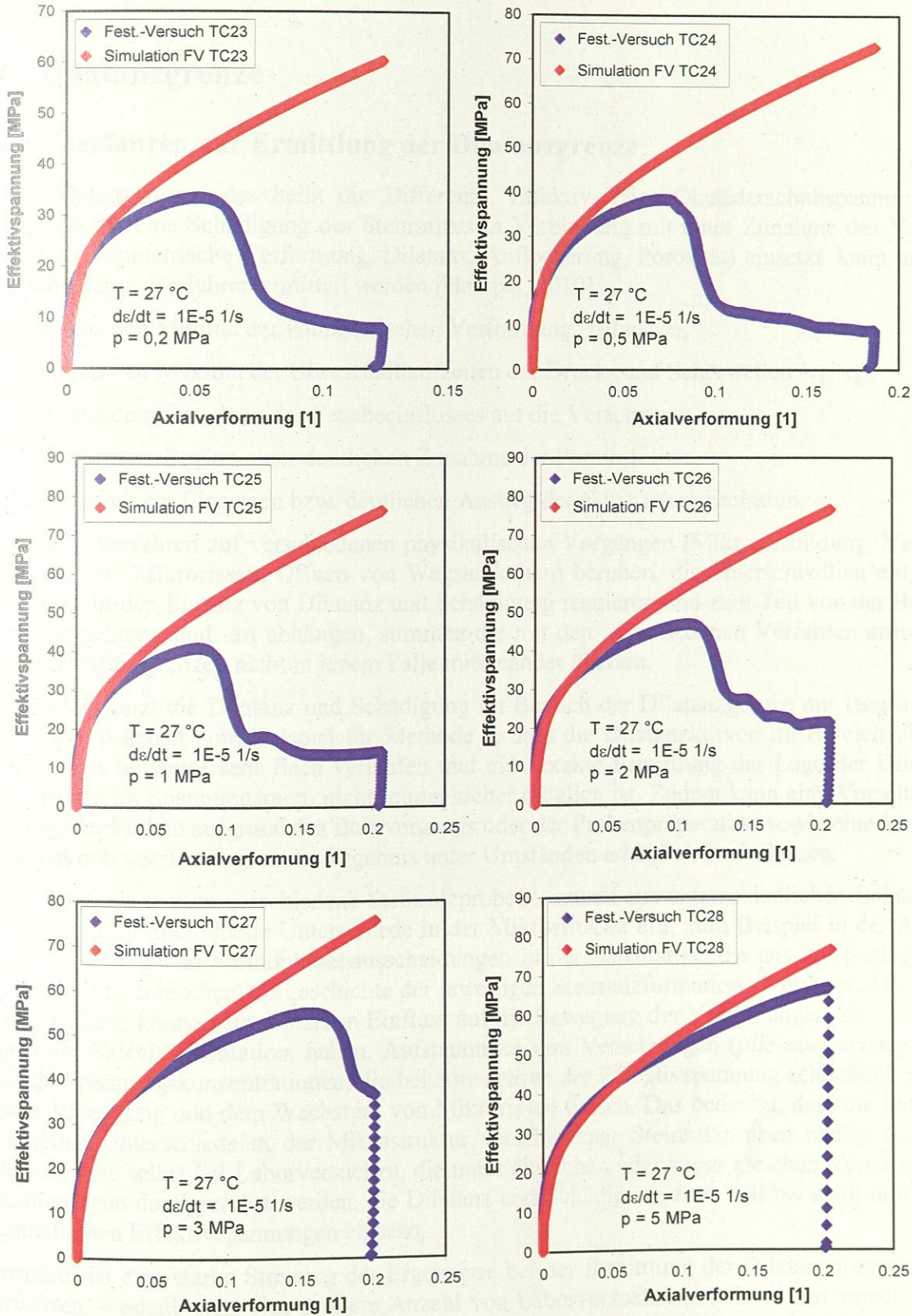


Abb. 38 Sechs Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz (z2SP) und verschiedenen Manteldrücken p (blau) wurden hier mit dem neuen CDM und dem gleichen einheitlichen Kennwertsatz der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp wie in Abb. 26 unter Berücksichtigung nur des Kriechens nachgerechnet (rot). Aus der jeweiligen Differenz lässt sich der Schädigungseinfluss ermitteln.

4 Dilatanzgrenze

4.1 Verfahren zur Ermittlung der Dilatanzgrenze

Die Dilatanzgrenze, das heißt die Differenz-, Effektiv- oder Oktaederschubspannung, oberhalb der eine Schädigung des Steinsalzes in Verbindung mit einer Zunahme des Volumens (volumetrische Verformung, Dilatanz, Auflockerung, Porosität) einsetzt, kann mit verschiedenen Verfahren ermittelt werden [Hampel, 2010]:

- a) aus den Minima der volumetrischen Verformung (Dilatanz),
- b) aus den Maxima der Ultraschalllaufzeiten der Druck- und Scherwellen (v_p , v_s),
- c) aus dem Einsetzen des Feuchteeinflusses auf die Verformung,
- d) aus dem Beginn einer deutlichen Zunahme der Permeabilität,
- e) aus einem Einsetzen bzw. deutlichen Anstieg der akustischen Emission.

Da diese Verfahren auf verschiedenen physikalischen Vorgängen (Mikrorissbildung, Vernetzung von Mikrorissen, Öffnen von Wegsamkeiten) beruhen, die unterschiedlich empfindlich auf den Einsatz von Dilatanz und Schädigung reagieren und zum Teil von der Belastungsrichtung und -art abhängen, stimmen die mit den verschiedenen Verfahren ermittelten Dilatanzgrenzen nicht in jedem Falle miteinander überein.

Außerdem setzt die Dilatanz und Schädigung im Bereich der Dilatanzgrenze nur langsam ein. Dies bedeutet zum Beispiel für Methode a, dass die Dilatanzkurven im Bereich des Minimums teilweise sehr flach verlaufen und eine exakte Ermittlung der Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum nicht immer sicher möglich ist. Zudem kann eine Vorschädigung der Proben aufgrund des Bohrvorgangs oder der Probenpräparation sowie eine Vorkompaktion vor Testbeginn das Ergebnis unter Umständen erheblich beeinflussen.

Des Weiteren weisen verschiedene Steinsalzproben – zumal aus unterschiedlichen Lokationen – häufig individuelle Unterschiede in der Mikrostruktur auf, zum Beispiel in der Art und Verteilung von Fremdphasenausscheidungen in der Salzmatrix, die aus der geologischen und tektonischen Vorgeschichte der jeweiligen Steinsalzformation resultieren. Diese Unterschiede können einen starken Einfluss auf die Bewegung der Versetzungen, den Trägern der Kriechdeformation, haben. Aufstauungen von Versetzungen (*pile-ups*) erzeugen lokale Spannungskonzentrationen, die bei Anwachsen der Effektivspannung schließlich zu einer Erzeugung und dem Wachstum von Mikrorissen führen. Das bedeutet, dass die individuellen Unterschiede in der Mikrostruktur verschiedener Steinsalzproben häufig dazu führen, dass selbst bei Laborversuchen, die unter ähnlichen oder sogar gleichen Versuchsbedingungen durchgeführt werden, die Dilatanz und Schädigung zum Teil bei stark unterschiedlichen Effektivspannungen einsetzt.

Insofern ist eine starke Streuung der Ergebnisse bei der Ermittlung der Dilatanzgrenze zu erwarten, weshalb stets eine größere Anzahl von Laborversuchsergebnissen mit verschiedenen Salztypen aus unterschiedlichen Lokationen für deren Bestimmung herangezogen und verglichen werden sollte.

4.2 Die neue Formulierung der Dilatanzgrenze

Im Rahmen des Verbundprojektes II hat der AN eine neue Dilatanzgrenze für Steinsalz formuliert [Hampel, 2010], da die bisher verwendeten Beziehungen nach Cristescu und Hunsche [Cristescu & Hunsche, 1996, 1998] und Walter [Hunsche et al., 2003] keine gute Beschreibung der Ergebnisse aus Modellberechnungen von In-situ-Situationen lieferten und die Dilatanzgrenze einen entscheidenden Einfluss auf Berechnungsergebnisse in der Auflockerungszone hat.

Der AN wertete dazu Ergebnisse aus Festigkeitsversuchen seiner Projektpartner IfG Leipzig und TU Clausthal aus [Hampel, 2010], in denen diese bei konstant aufgeprägter Verformungsrate die volumetrische Verformung (Dilatanz) gemessen hatten [Günther et al., 2010; Wolters et al., 2010]. Diese Auswertung wird zur besseren Übersicht und zum Vergleich in Abschnitt 4.3.1 noch einmal dokumentiert.

Die folgende neue Formulierung des AN [Hampel, 2010] beschreibt in etwa die untere Grenze der Effektivspannungen, bei denen in den Festigkeitsversuchen mit Steinsalz der Grube Angersdorf bei der jeweiligen minimalen Hauptspannung σ_{\min} die Dilatanz eingesetzt hat:

$$\sigma_{\text{eff, Dil}}(\sigma_{\min}) = \sigma_{\text{Dil}}(\sigma_{\min}) = \sqrt{a_{\text{Dil}} \cdot (\sigma_{\min} + b_{\text{Dil}})} \quad (49)$$

mit $\sigma_{\min} \geq -b_{\text{Dil}}$, $a_{\text{Dil}} = 53 \text{ MPa}$, $b_{\text{Dil}} = 0,5 \text{ MPa}$ für Steinsalz aus dem untersuchten Bereich der Grube Angersdorf. Bei triaxialen Verformungsversuchen im Labor entspricht σ_{\min} dem Manteldruck $p = \sigma_3$ und die Effektivspannung der Differenzspannung $\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_3$.

Umgeformt in die Oktaederspannungen ergibt sich

$$\tau_{\text{okt, Dil}}(\sigma_{\min}) = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{a_{\text{Dil}} \cdot (\sigma_{\min} + b_{\text{Dil}})} \quad (50)$$

bzw.

$$\tau_{\text{okt, Dil}}(\sigma_{\text{okt}}) = \frac{-a_{\text{Dil}}}{9 \cdot \sqrt{2}} + \frac{\sqrt{2 a_{\text{Dil}}}}{3} \cdot \sqrt{\sigma_{\text{okt}} + \frac{a_{\text{Dil}}}{36} + b_{\text{Dil}}} \quad (51)$$

Diese Dilatanzgrenzenformulierung spiegelt auch die Erfahrung des AN aus Auswertungen zahlreicher Kriechversuche wider, dass bei einaxialen Versuchen oder triaxialen Versuchen mit kleinen Manteldrücken bis zu höheren Verformungen hin praktisch keine makroskopische Dilatanz und Schädigung beobachtet wird, solange die Effektivspannung klein ist. Mit den angegebenen Werten für a_{Dil} und b_{Dil} ergibt sich für $\sigma_3 = 0 \text{ MPa}$ ein Wert von $\sigma_{\text{Dil}} \approx 5 \text{ MPa}$. Die neue Dilatanzgrenze geht im Spannungsdiagramm demnach nicht durch den Koordinatenursprung.

Da die neue Formulierung (49) die Abhängigkeit der Effektivspannung bei der Dilatanzgrenze σ_{Dil} von der minimalen Hauptspannung σ_{\min} enthält, gilt sie nicht nur für den Lastfall „Kompression“ mit $m = -1$, sondern auch für andere Lastfälle, z. B. für Extension ($m = +1$).

Im vorliegenden Auftrag wurde geprüft, ob die neue Dilatanzgrenze auch auf andere Salztypen und unterschiedliche Lokationen anwendbar ist. Dazu wurden eine Reihe von dem AN vorliegenden Laborversuchsergebnissen ausgewertet (Kap. 4.3) und mit der neuen Formulierung (49) in Kap. 4.4 verglichen.

4.3 Übersicht über die verwendeten Versuchsdaten

4.3.1 Steinsalz aus der Grube Angersdorf

Bereits zu Beginn des zweiten Verbundprojektes lagen Ergebnisse aus früheren Laborversuchen des IfG Leipzig mit Leine-Steinsalz aus der Grube Angersdorf vor (in den nachfolgenden Diagrammen mit „alt“ bezeichnet), die in dem Projekt durch weitere Kriech- und Festigkeitsversuche in den Laboren des IfG und der TU Clausthal (TUC) ergänzt wurden („neu“) [Günther et al., 2010; Wolters et al., 2010].

Die Versuchsergebnisse sind in den folgenden Tabellen und Abbildungen dargestellt. Zur Ermittlung der Lage der Dilatanzgrenze im Spannungsraum wurde jeweils das Minimum der über der Differenzspannung (Effektivspannung) aufgetragenen volumetrischen Verformung (Dilatanz) ausgewertet.

Die Ergebnisse dieser Auswertungen werden in Kap. 4.4 mit der neuen Formulierung der Dilatanzgrenze (49) verglichen.

Probennummer	Spannung σ (MPa)	Dehnung ϵ (%)	Zeit t (h)	Temperatur T (K)
10073_10	1,06	23	2,50	293
10073_11	0,45	23	2,50	293
10073_12	0,51	23	2,50	293
10073_13	1,06	23	2,50	293
10073_14	0,23	23	2,50	293
10073_15	2,15	23	2,50	293
10073_16	1,50	23	2,50	293
10073_17	1,13	23	2,50	293
10073_18	1,81	23	2,50	293
10073_19	1,16	23	2,50	293
10073_20	2,57	23	2,50	293
10073_21	1,56	23	2,50	293
10073_22	0,43	23	2,50	293
10073_23	0,32	23	2,50	293
10073_24	0,43	23	2,50	293

Abb. 1: Laborfestigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Steinsalz der Grube Angersdorf und zwei weiteren Verformungsstadien von 2,50-4 h und 7,50-5 h (aus Günther et al., 2010).

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

Tab. 1 **Laborfestigkeitsversuche** des IfG Leipzig mit Steinsalz der Grube Angersdorf und zwei axialen Verformungsraten von $2,5E-4$ 1/s und $2,5E-5$ 1/s [Günther et al., 2010; Hampel, 2010].

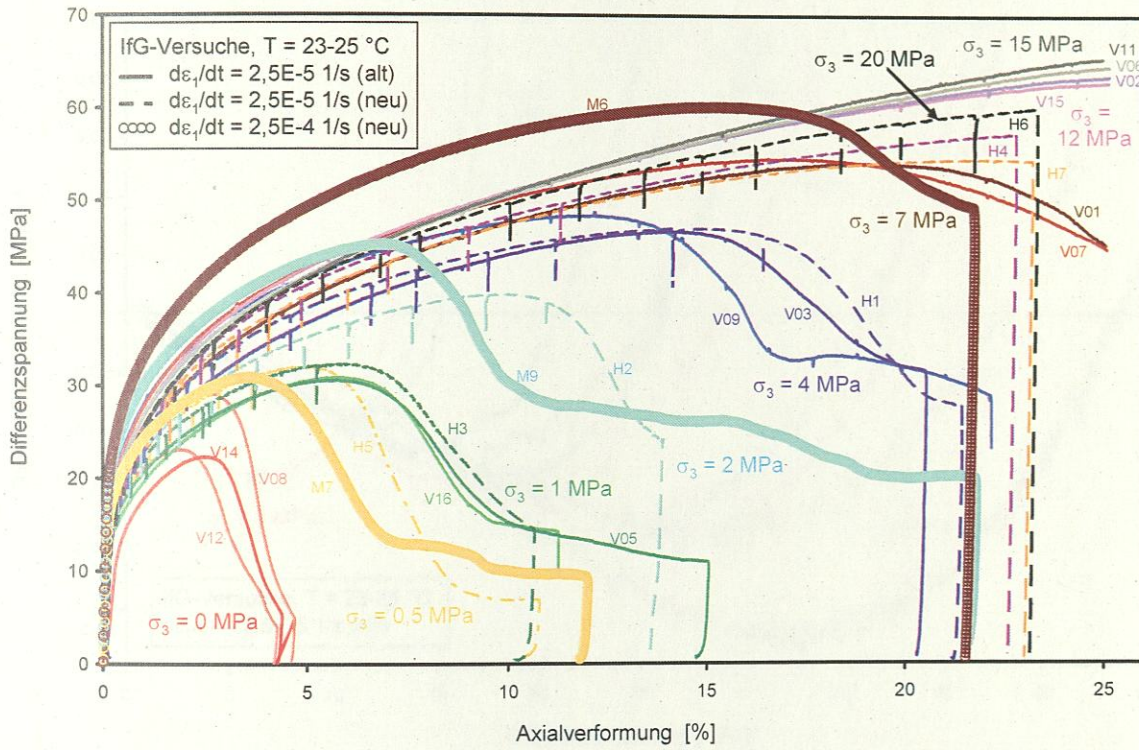


Abb. 39 Festigkeitsversuche des IfG mit Steinsalz der Grube Angersdorf und Verformungsraten von $2,5E-4$ 1/s und $2,5E-5$ 1/s, siehe Tab. 1 [Hampel, 2010].

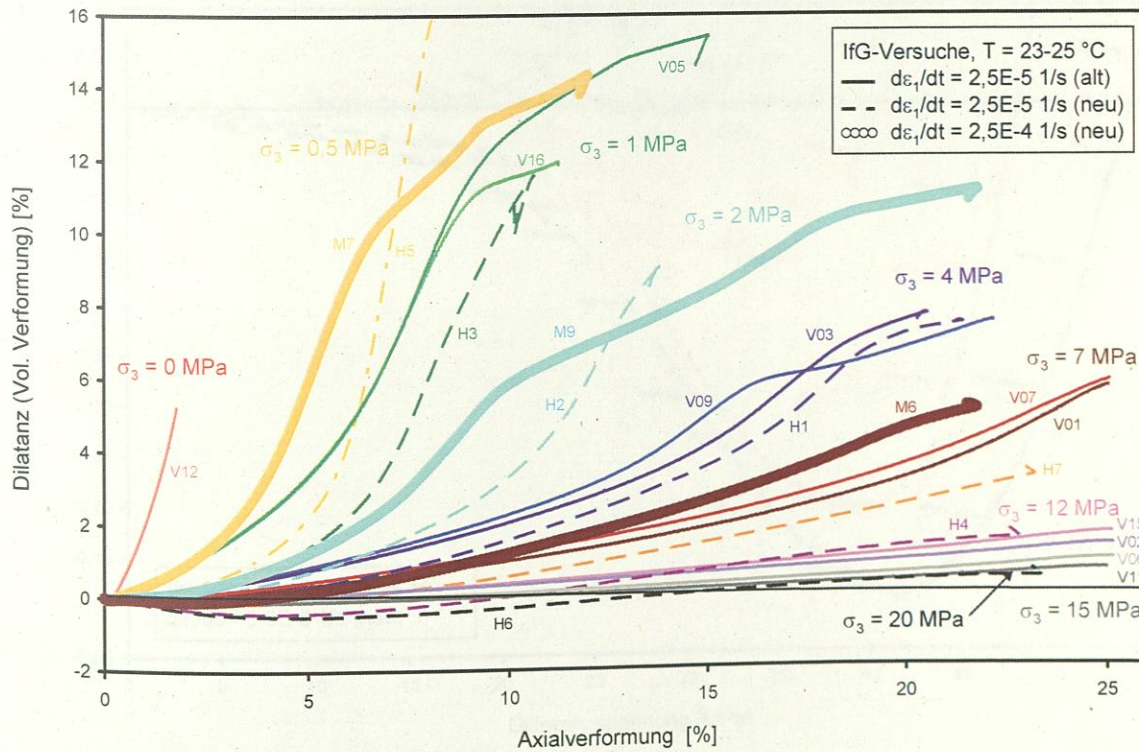


Abb. 40 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen mit Verformungsraten von $2,5E-4$ 1/s und $2,5E-5$ 1/s aus Abb. 39 [Hampel, 2010].

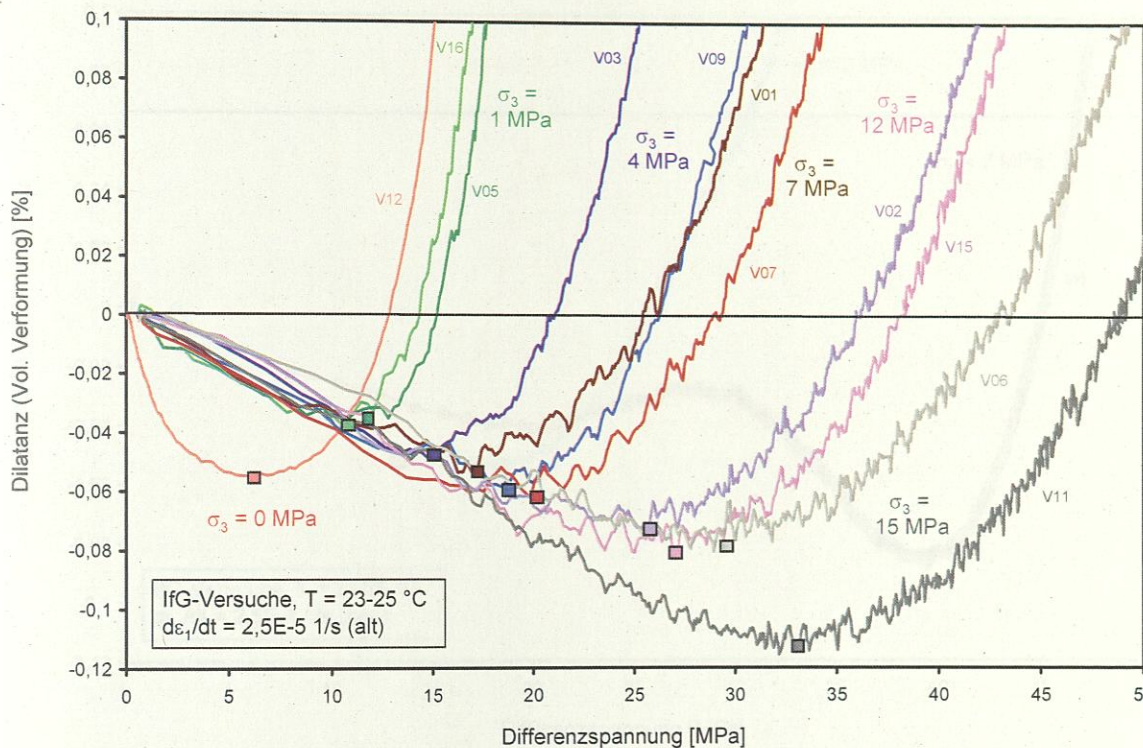


Abb. 41 Dilatanz über der Differenzspannung in einem Teil der Festigkeitsversuche mit einer Verformungsrate von $2,5E-5$ 1/s aus Tab. 1. Das minimale Volumen (Quadrate) markiert das Überschreiten der Dilatanzgrenze [Hampel, 2010].

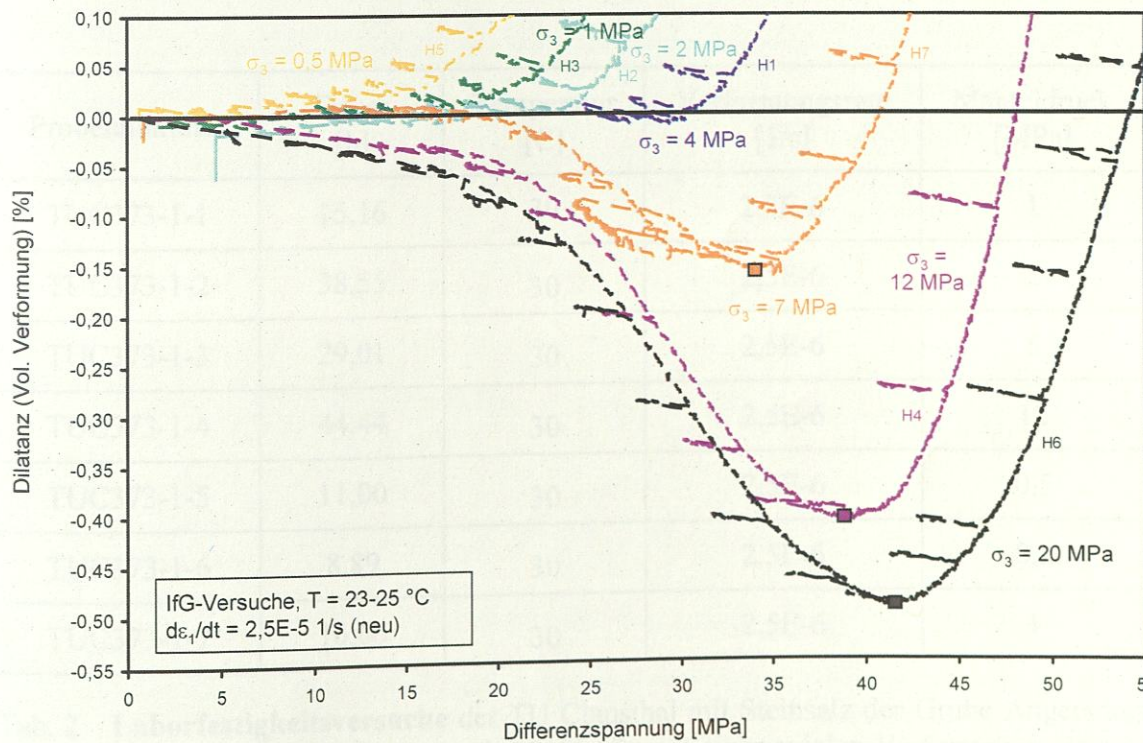


Abb. 42 Dilatanz über der Differenzspannung in weiteren Festigkeitsversuchen mit einer Verformungsrate von $2,5E-5$ 1/s aus Tab. 1 [Hampel, 2010].

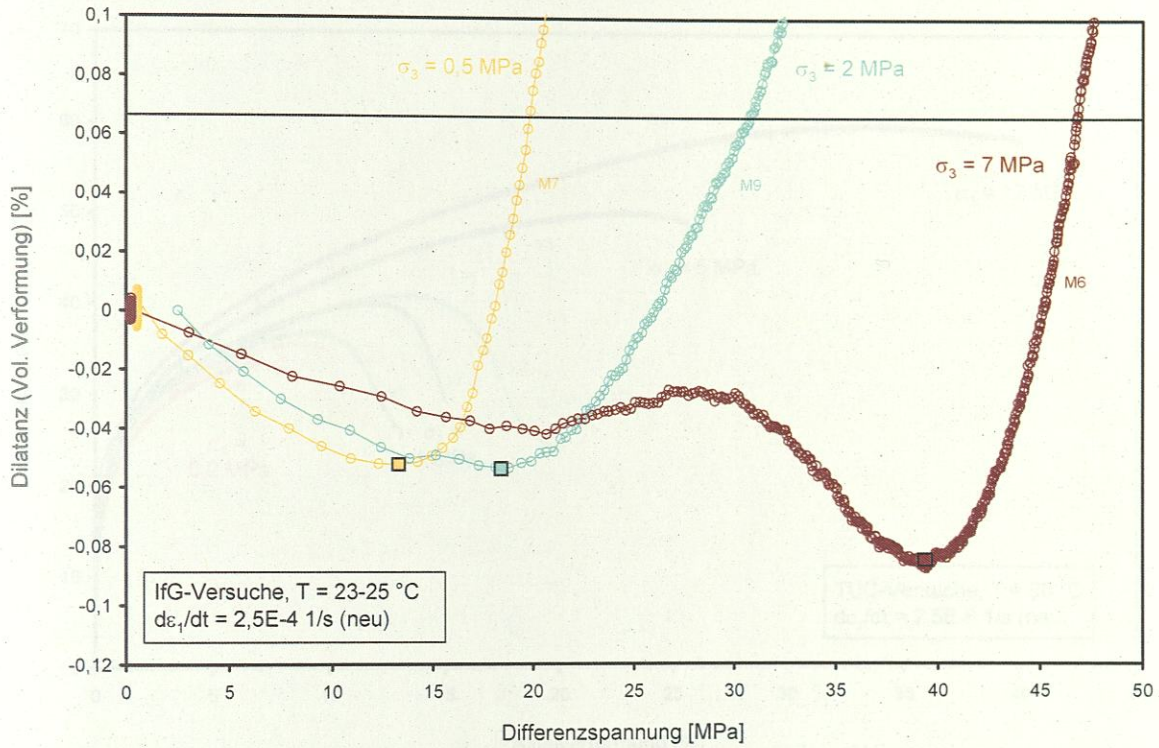


Abb. 43 Dilatanz über der Differenzspannung in den Festigkeitsversuchen mit einer Verformungsrate von $2,5E-4 \text{ 1/s}$ aus Tab. 1 [Hampel, 2010].

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

Tab. 2 **Laborfestigkeitsversuche** der TU Clausthal mit Steinsalz der Grube Angersdorf [Wolters et al., 2010; Hampel, 2010], die mit einer axialen Verformungsrate von $2,5E-6 \text{ 1/s}$ durchgeführt wurden. Die Proben 1-1 bis 1-6 waren bei 30 °C mit 60 MPa 6 Stunden lang hydrostatisch vorkompaktiert worden, bei Probe 1-7 lauteten die Bedingungen dagegen 30 °C , 25 MPa und 1 Tag.

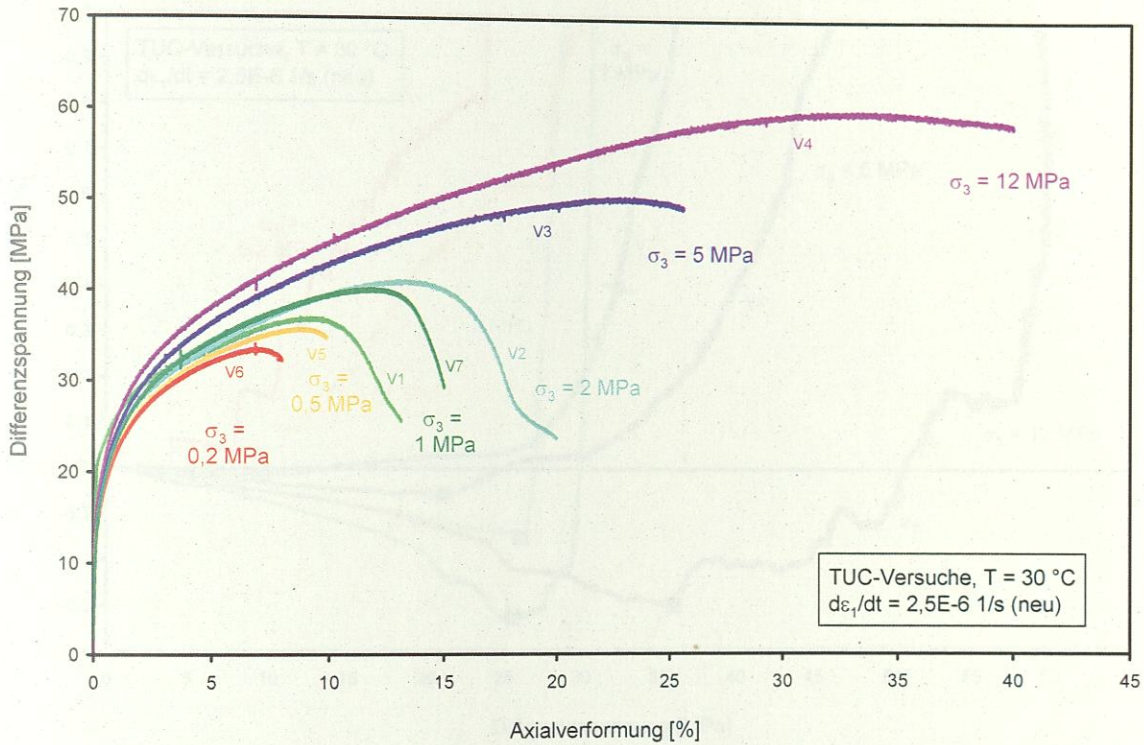


Abb. 44 Festigkeitsversuche der TUC mit Steinsalz der Grube Angersdorf und einer Verformungsrate von $2,5E-6$ 1/s, siehe Tab. 2 [Hampel, 2010].

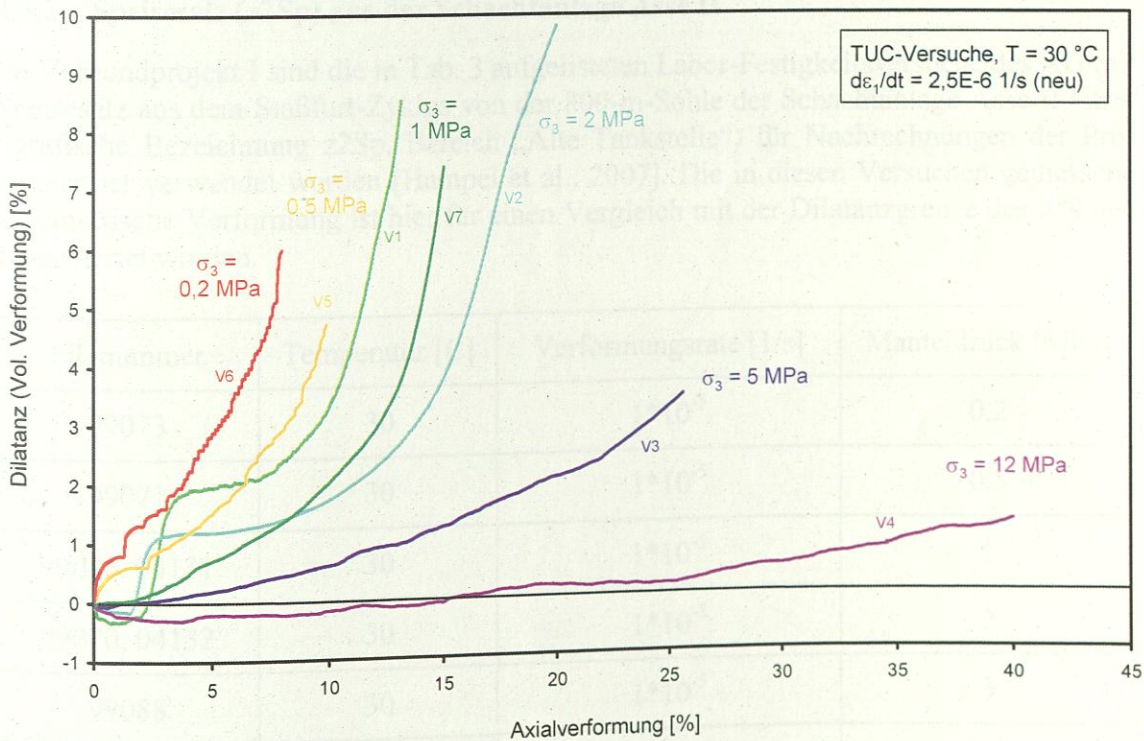


Abb. 45 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen mit einer Verformungsrate von $2,5E-6$ 1/s aus Abb. 44 [Hampel, 2010].

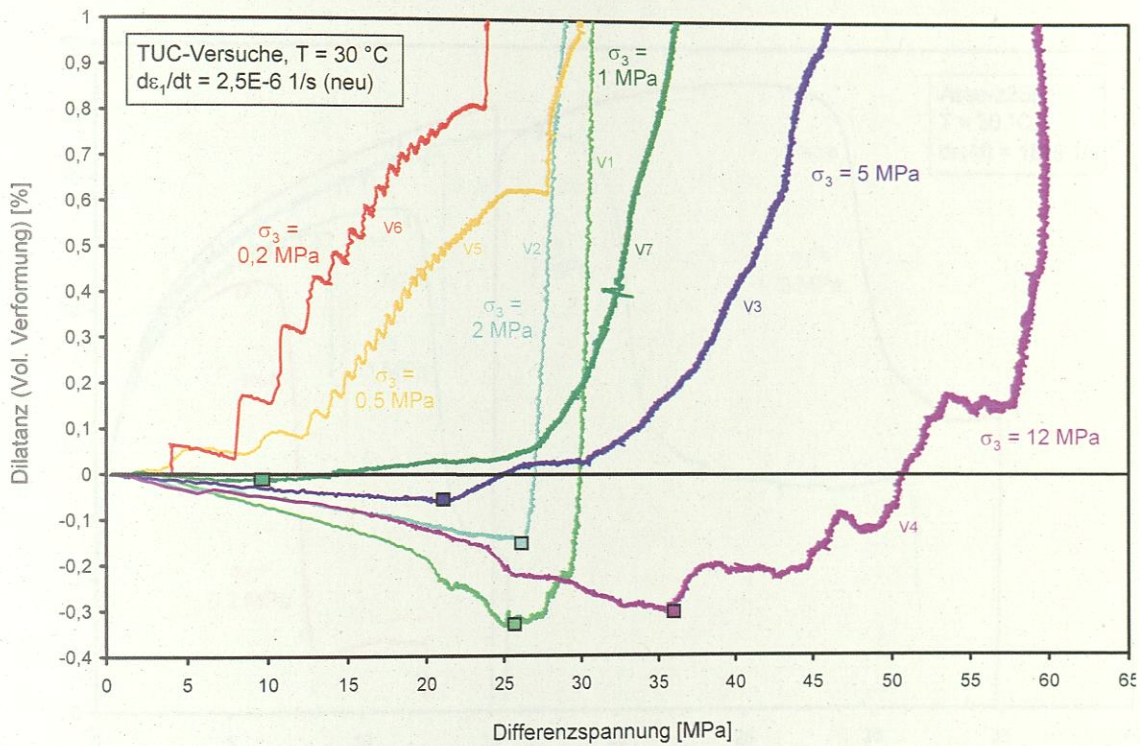


Abb. 46 Dilatanz über der Differenzspannung in den Festigkeitsversuchen mit einer Verformungsrate von $2,6E-6$ 1/s aus Tab. 2 [Hampel, 2010].

4.3.2 Speisesalz (z2Sp) aus der SchachanlageASSE II

Im Verbundprojekt I sind die in Tab. 3 aufgelisteten Labor-Festigkeitsversuche des AG mit Speisesalz aus dem Staßfurt-Zyklus von der 800-m-Sohle der SchachanlageASSE II (stratigrafische Bezeichnung z2Sp, Bereich „Alte Tankstelle“) für Nachrechnungen der Projektpartner verwendet worden [Hampel et al., 2007]. Die in diesen Versuchen gemessene volumetrische Verformung ist hier für einen Vergleich mit der Dilatanzgrenze des AN neu ausgewertet worden.

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. 3 Festigkeitsversuche des AG mit Asse-Speisesalz (z2Sp) aus Verbundprojekt I.

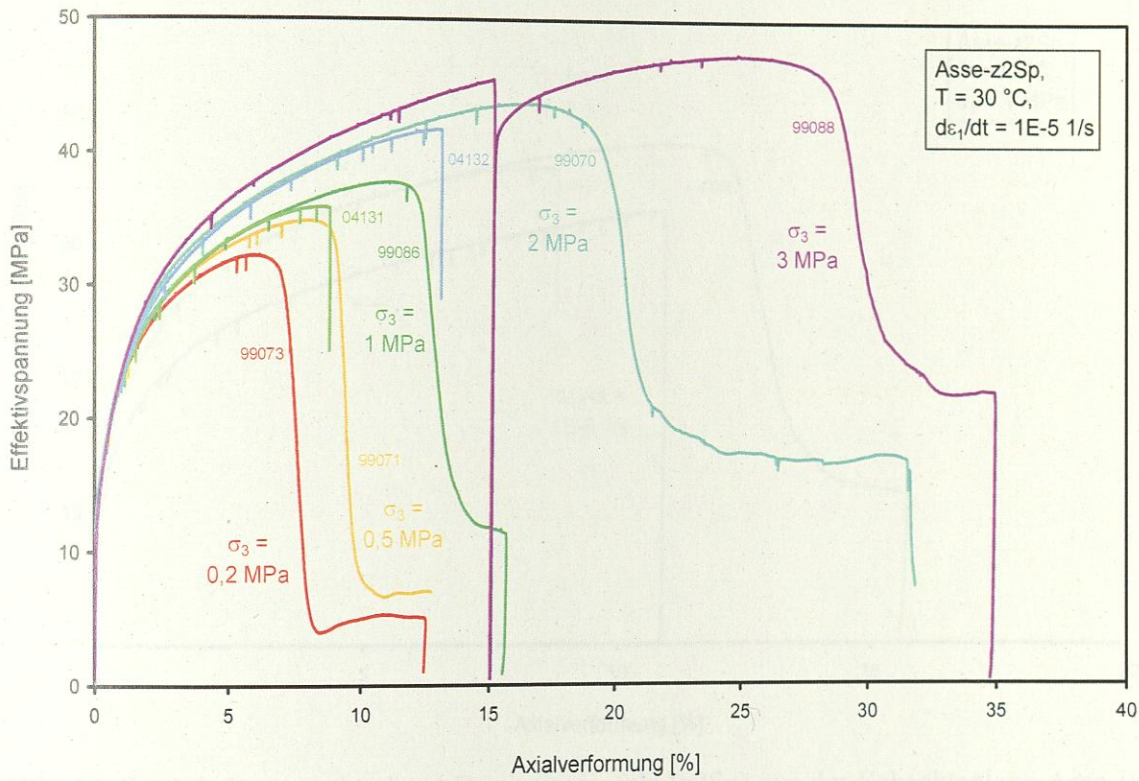


Abb. 47 Festigkeitsversuche des AG mit Speisesalz (z2Sp) aus der Schachanlage Asse II und einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s, siehe Tab. 3 [Hampel, 2007].

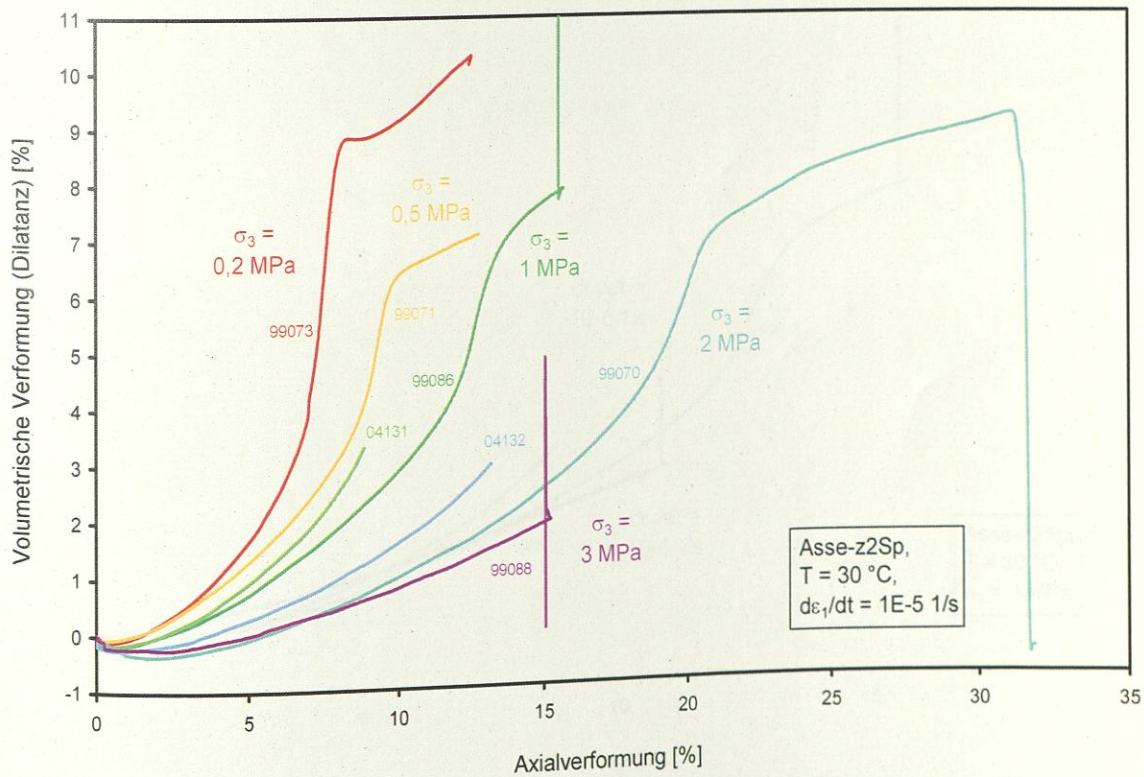


Abb. 48 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen aus Abb. 47 [Hampel, 2007].

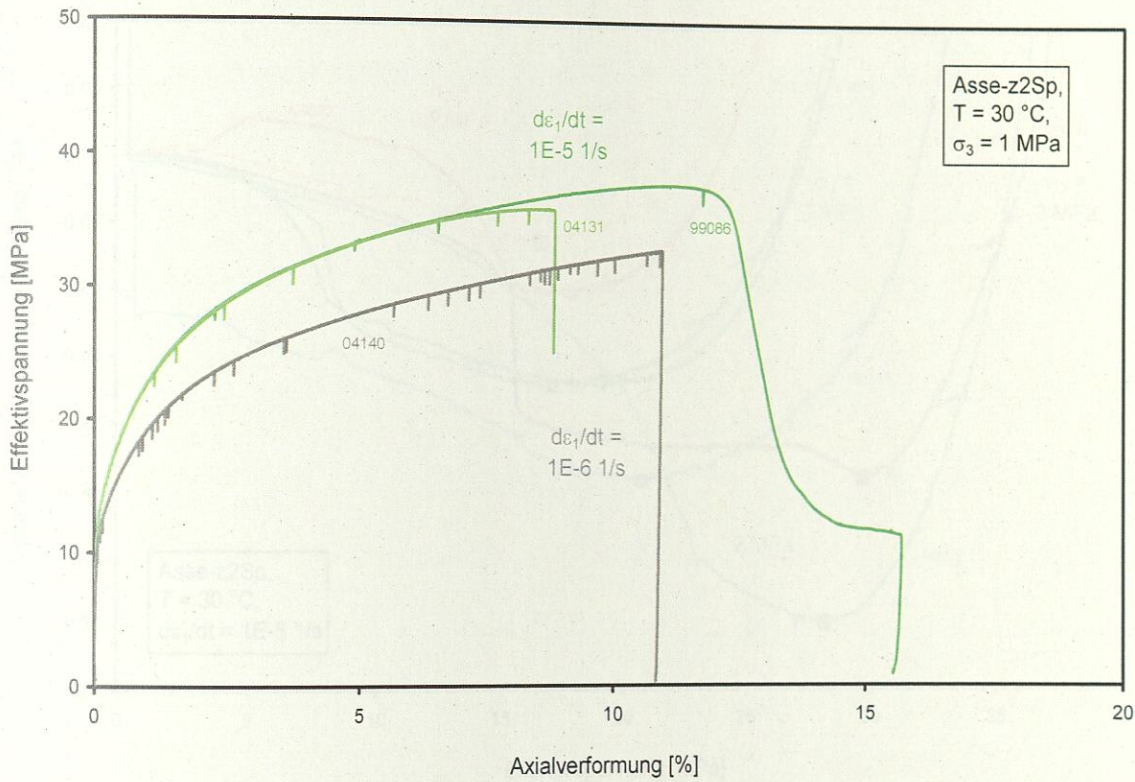


Abb. 49 Festigkeitsversuche des AG mit Speisesalz (z2Sp) aus der Schachanlage Asse II und zwei Verformungsraten von $1E-5$ 1/s und $1E-6$ 1/s bei $\sigma_3 = 1$ MPa, siehe Tab. 3 [Hampel, 2007].

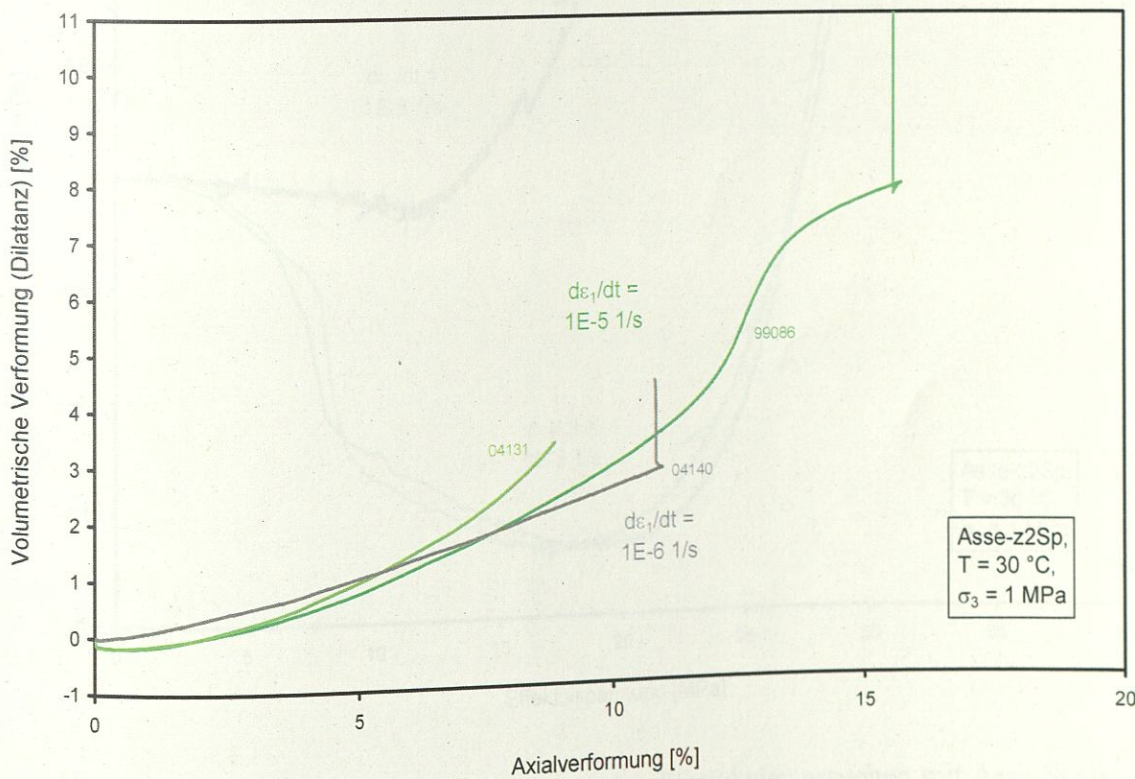


Abb. 50 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen aus Abb. 49 [Hampel, 2007].

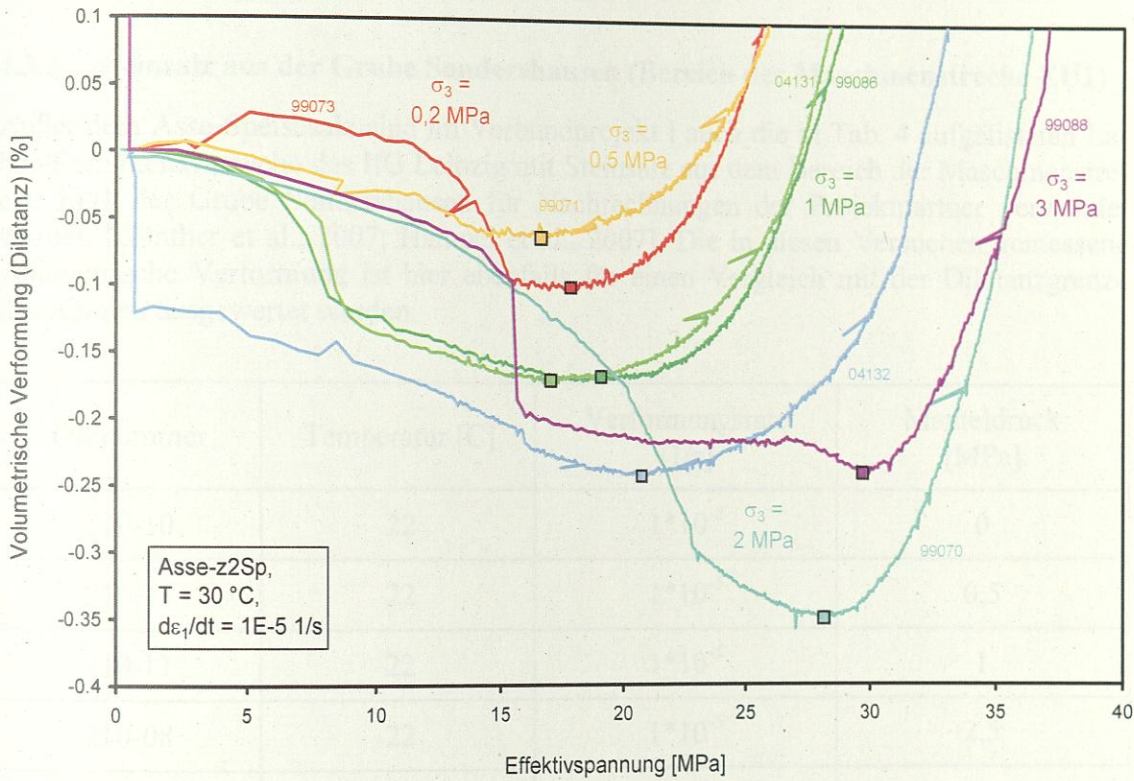


Abb. 51 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Asse-Speisesalz und einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s aus Tab. 3.

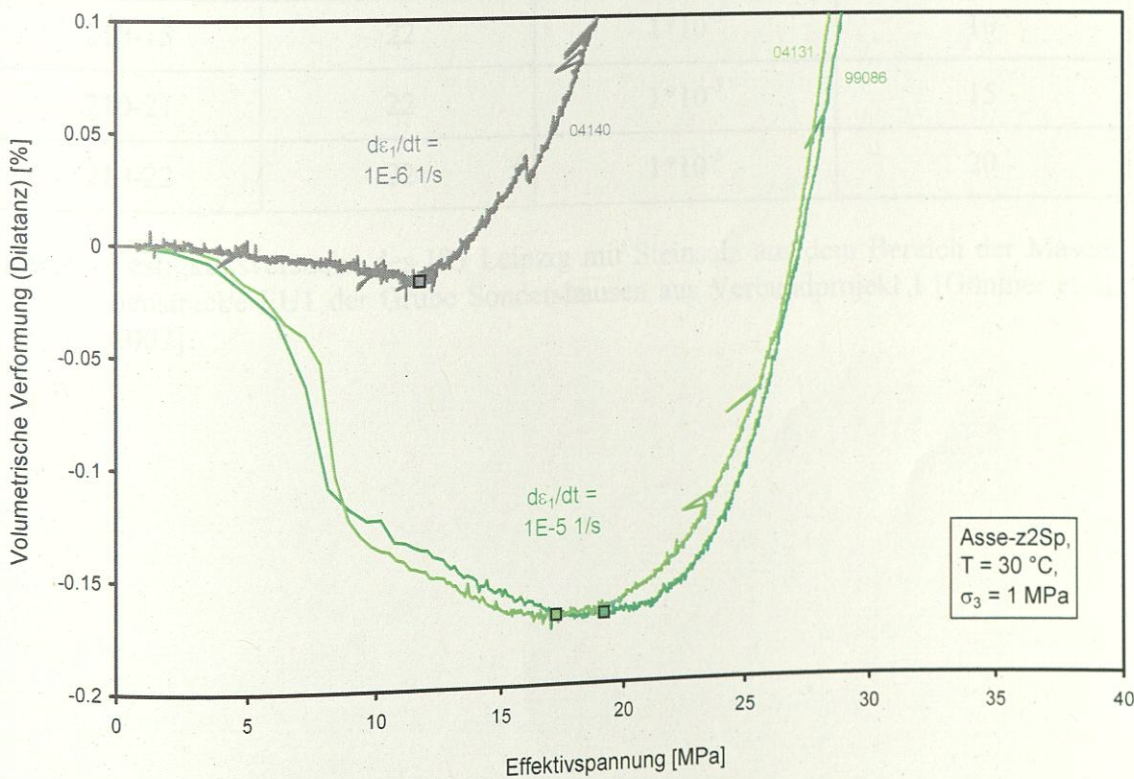


Abb. 52 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Asse-Speisesalz und zwei Verformungsraten bei $\sigma_3 = 1$ MPa aus Tab. 3.

4.3.3 Steinsalz aus der Grube Sondershausen (Bereich der Maschinenstrecke EU1)

Außer dem Asse-Speisesalz sind im Verbundprojekt I auch die in Tab. 4 aufgelisteten Labor-Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Steinsalz aus dem Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen für Nachrechnungen der Projektpartner verwendet worden [Günther et al., 2007; Hampel et al., 2007]. Die in diesen Versuchen gemessene volumetrische Verformung ist hier ebenfalls für einen Vergleich mit der Dilatanzgrenze des AN neu ausgewertet worden.

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. 4 Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Steinsalz aus dem Bereich der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen aus Verbundprojekt I [Günther et al., 2007].

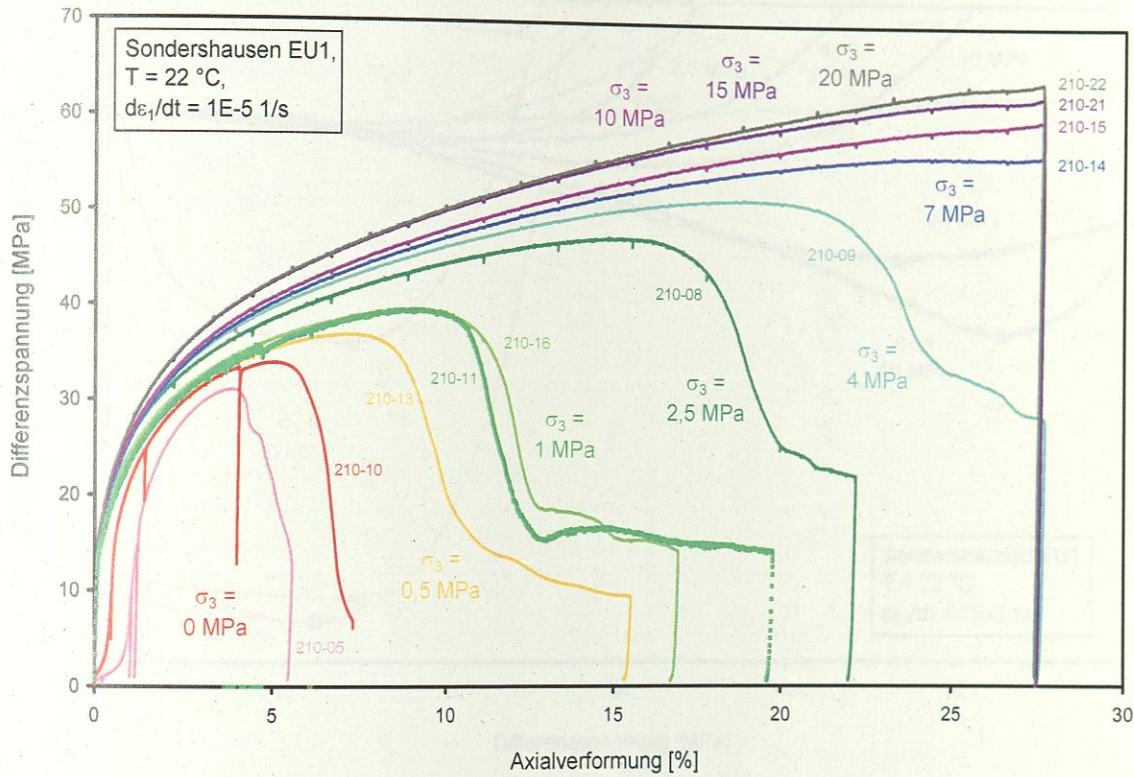


Abb. 53 Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Steinsalz aus der Umgebung der Strecke EU1 der Grube Sondershausen und einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s, siehe Tab. 4 [Günther et al., 2007; Hampel, 2007].

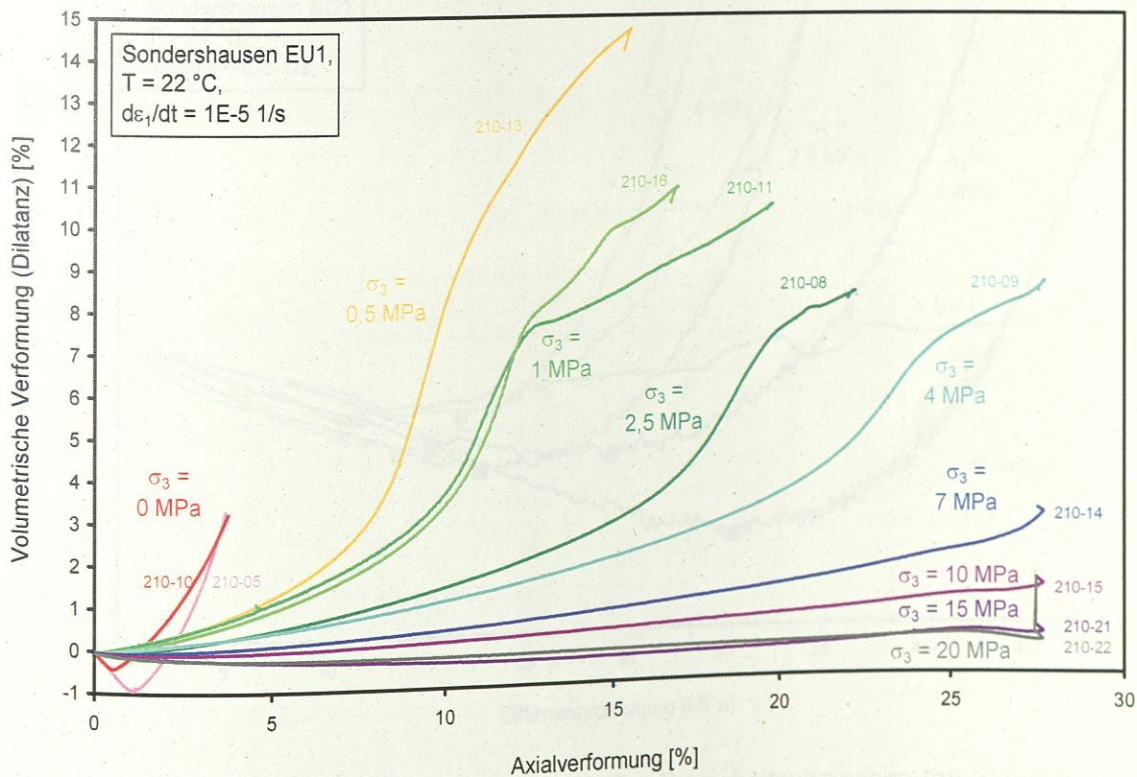


Abb. 54 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen aus Abb. 53 [Hampel, 2007].

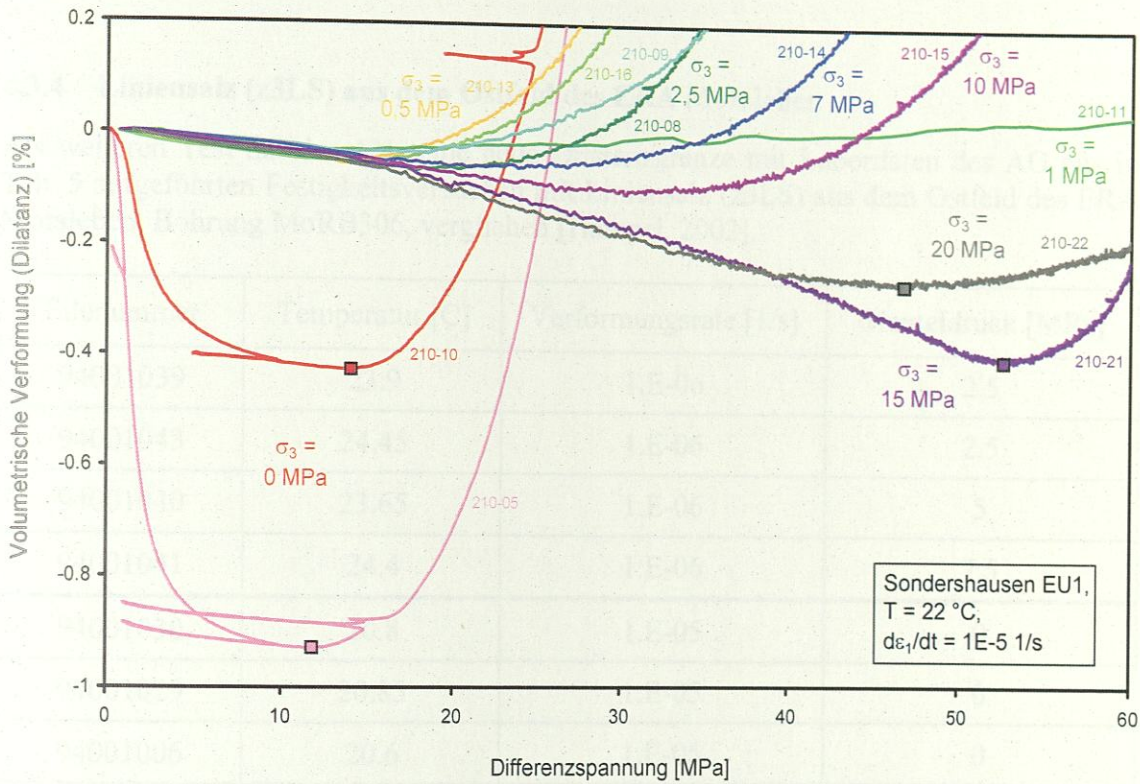


Abb. 55 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Steinsalz aus der Grube Sondershausen und einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s aus Tab. 4 (Teil 1).

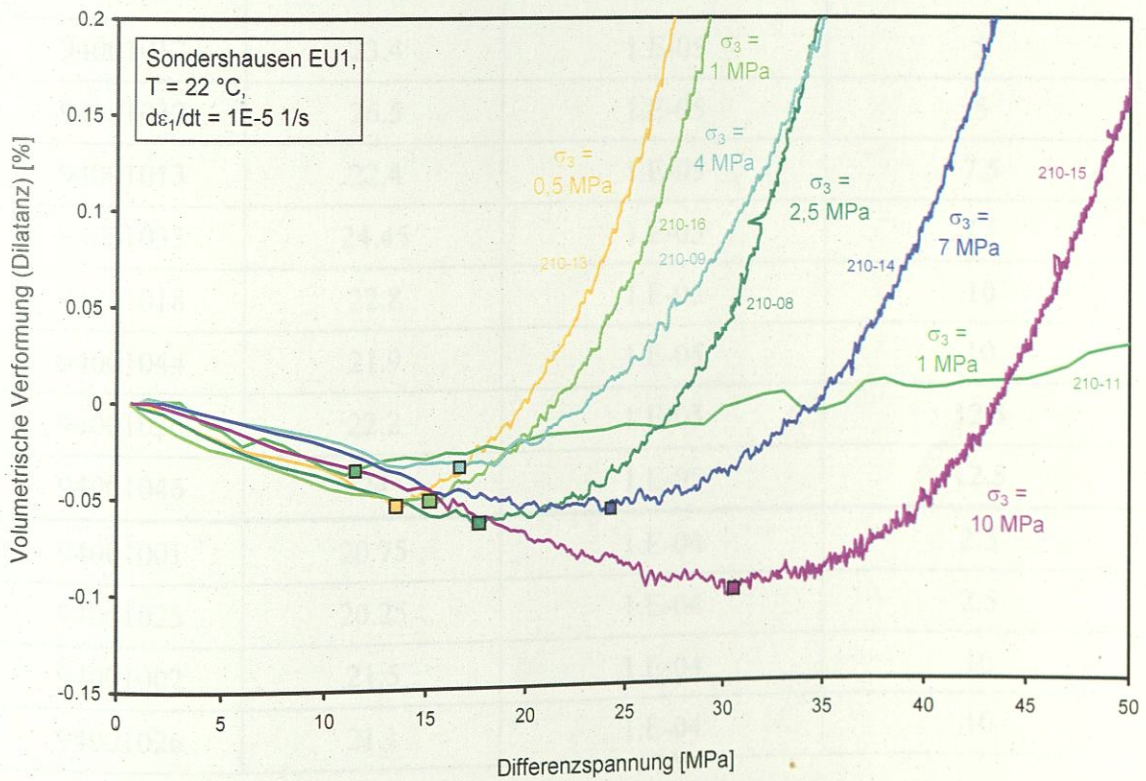


Abb. 56 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Steinsalz aus der Grube Sondershausen und einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s aus Tab. 4 (Teil 2).

4.3.4 Liniensalz (z3LS) aus dem Ostfeld des ERA Morsleben

Als weiteren Test hat der AN seine neue Dilatanzgrenze mit Labordaten des AG aus in Tab. 5 aufgeführten Festigkeitsversuchen mit Liniensalz (z3LS) aus dem Ostfeld des ERA Morsleben, Bohrung MoRB306, verglichen [Hampel, 2002].

Filenummer	Temperatur [C]	Verformungsrate [1/s]	Manteldruck [MPa]
94001039	23.9	1.E-06	2.5
94001043	24.45	1.E-06	2.5
94001040	23.65	1.E-06	5
94001041	24.4	1.E-06	7.5
94001030	20.8	1.E-05	0
94001029	20.85	1.E-05	0
94001006	20.6	1.E-05	0
94001005	20.55	1.E-05	0
94001003	21.7	1.E-05	2.5
94001027	22.5	1.E-05	2.5
94001012	23.4	1.E-05	5
94001032	26.5	1.E-05	5
94001013	22.4	1.E-05	7.5
94001033	24.45	1.E-05	7.5
94001018	22.8	1.E-05	10
94001044	21.9	1.E-05	10
94001036	22.2	1.E-05	12.5
94001046	24	1.E-05	12.5
94001001	20.75	1.E-04	2.5
94001025	20.25	1.E-04	2.5
94001002	21.5	1.E-04	10
94001026	21.1	1.E-04	10

Tab. 5 Festigkeitsversuche des AG mit Liniensalz (z3LS) aus dem Ostfeld des ERA Morsleben, Bohrung MoRB306 [Hampel, 2002].

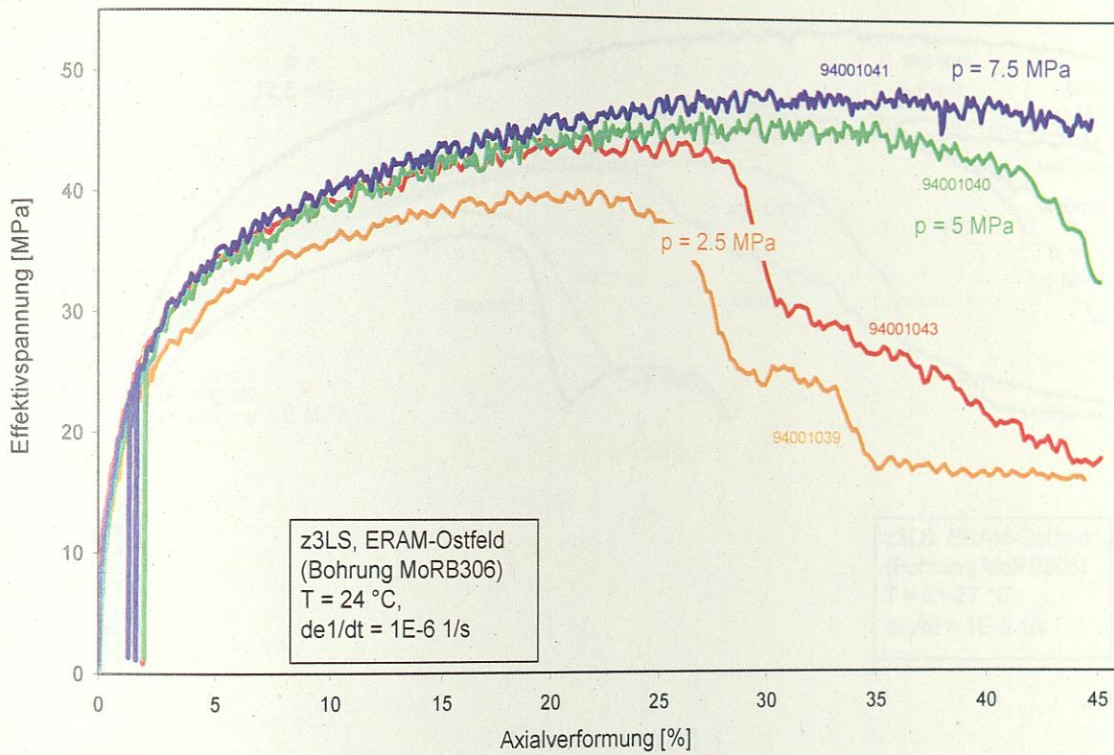


Abb. 57 Festigkeitsversuche des AG mit Liniensalz (z3LS) aus dem Ostfeld des ERA Morsleben, Bohrung MoRB306, und einer Verformungsrate von $1E-6$ 1/s [Hampe, 2002], siehe Tab. 5.

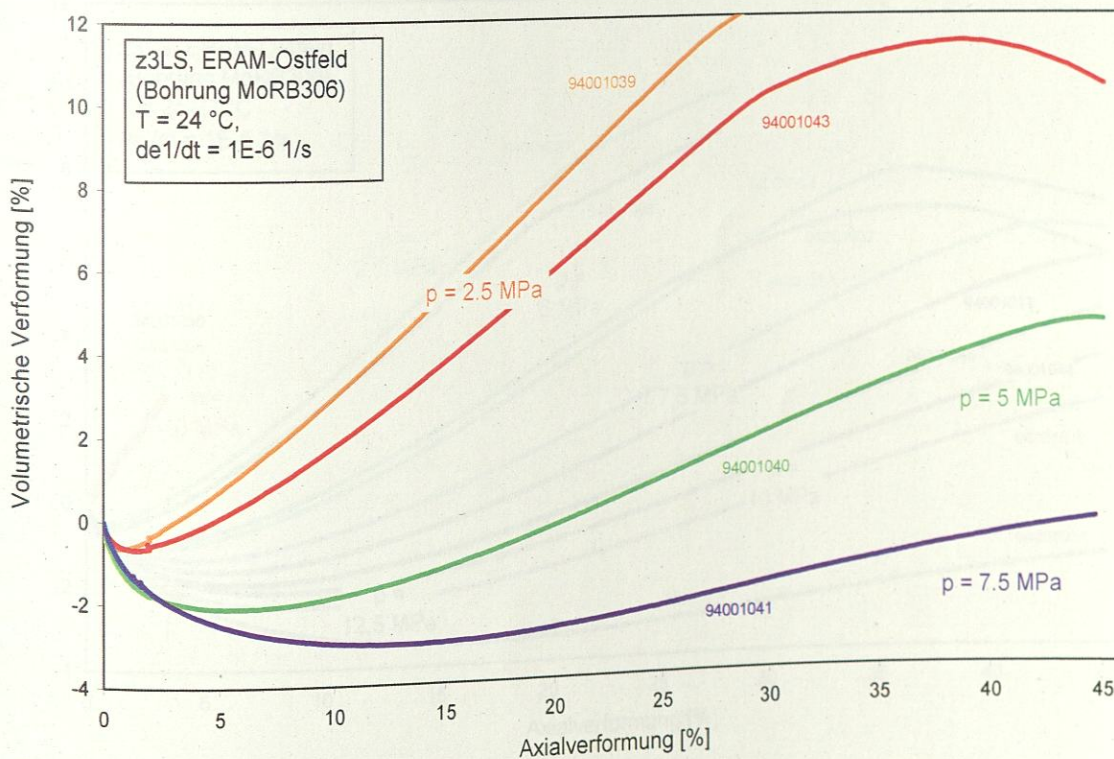


Abb. 58 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen aus Abb. 57.

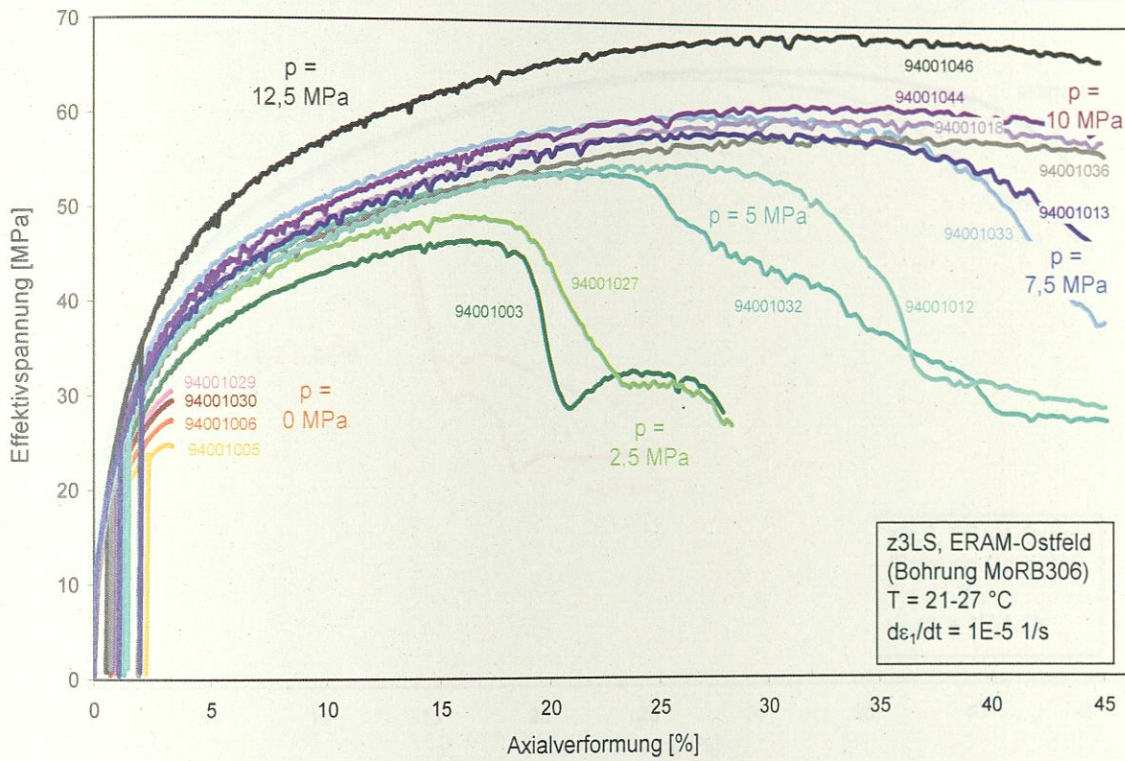


Abb. 59 Festigkeitsversuche des AG mit Liniensalz (z3LS) aus dem Ostfeld des ERA Morsleben, Bohrung MoRB306, und einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s [Hampe, 2002], siehe Tab. 5.

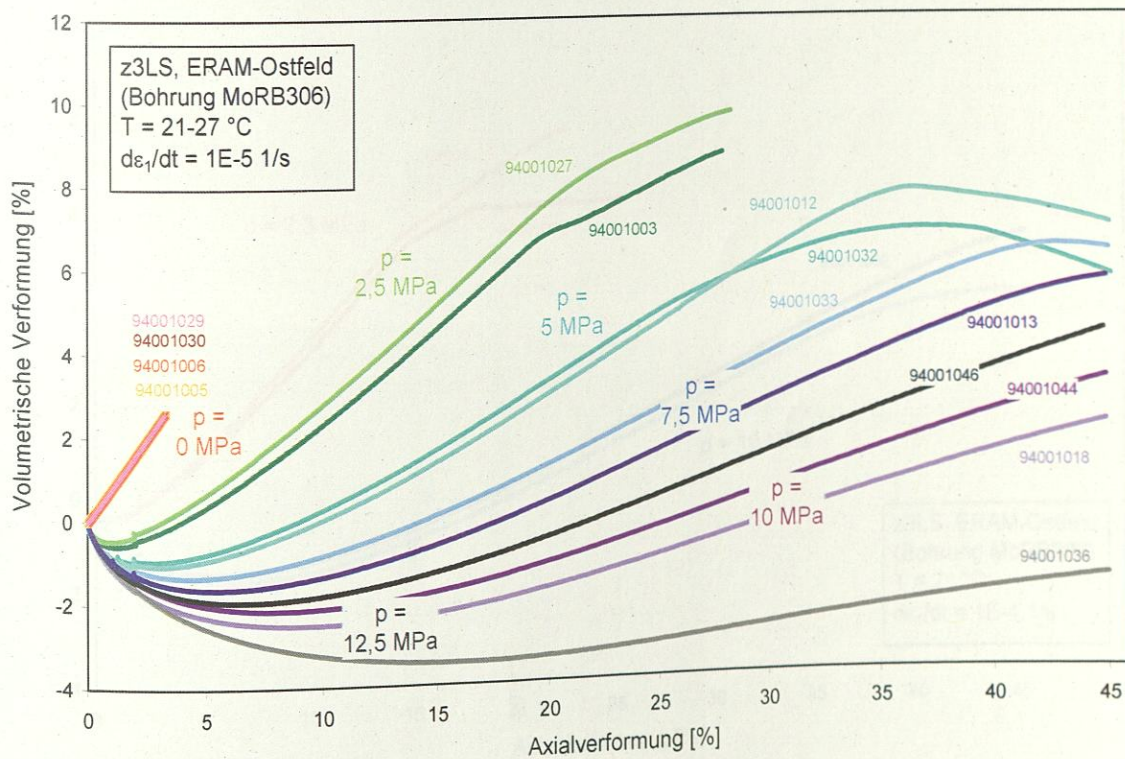


Abb. 60 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen aus Abb. 59.

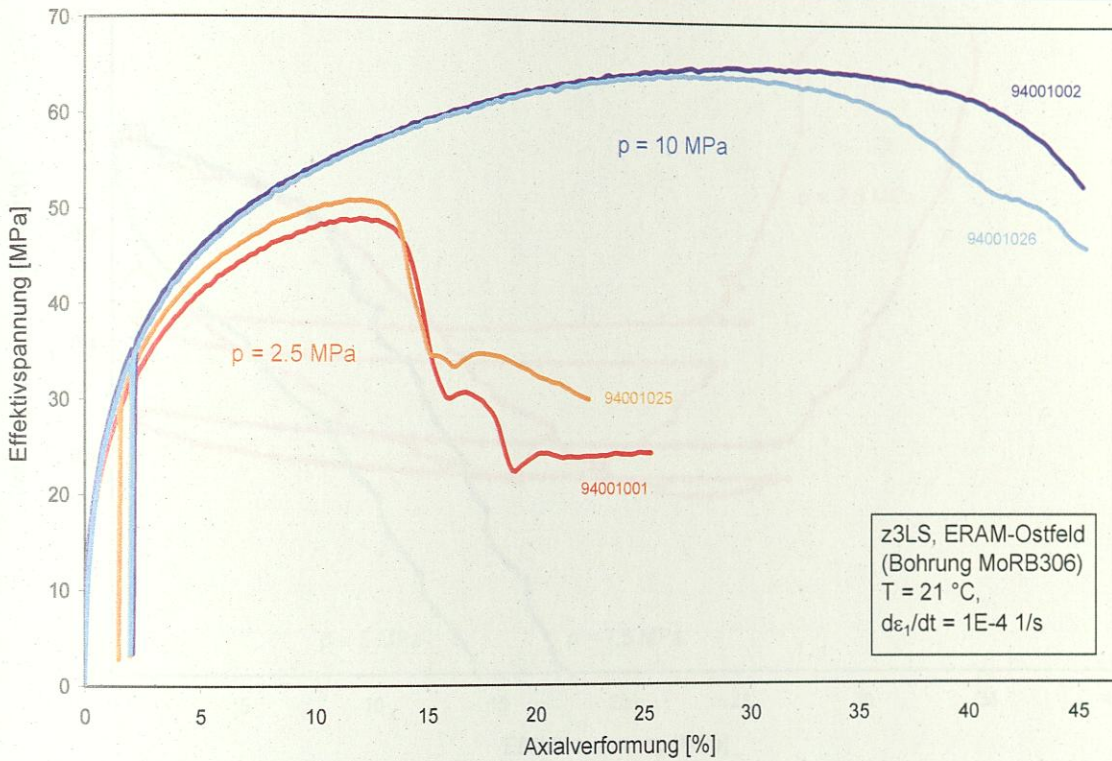


Abb. 61 Festigkeitsversuche des AG mit Liniensalz (z3LS) aus dem Ostfeld des ERA Morsleben, Bohrung MoRB306, und einer Verformungsrate von $1\text{E-}4 \text{ 1/s}$ [Hampel, 2002], siehe Tab. 5.

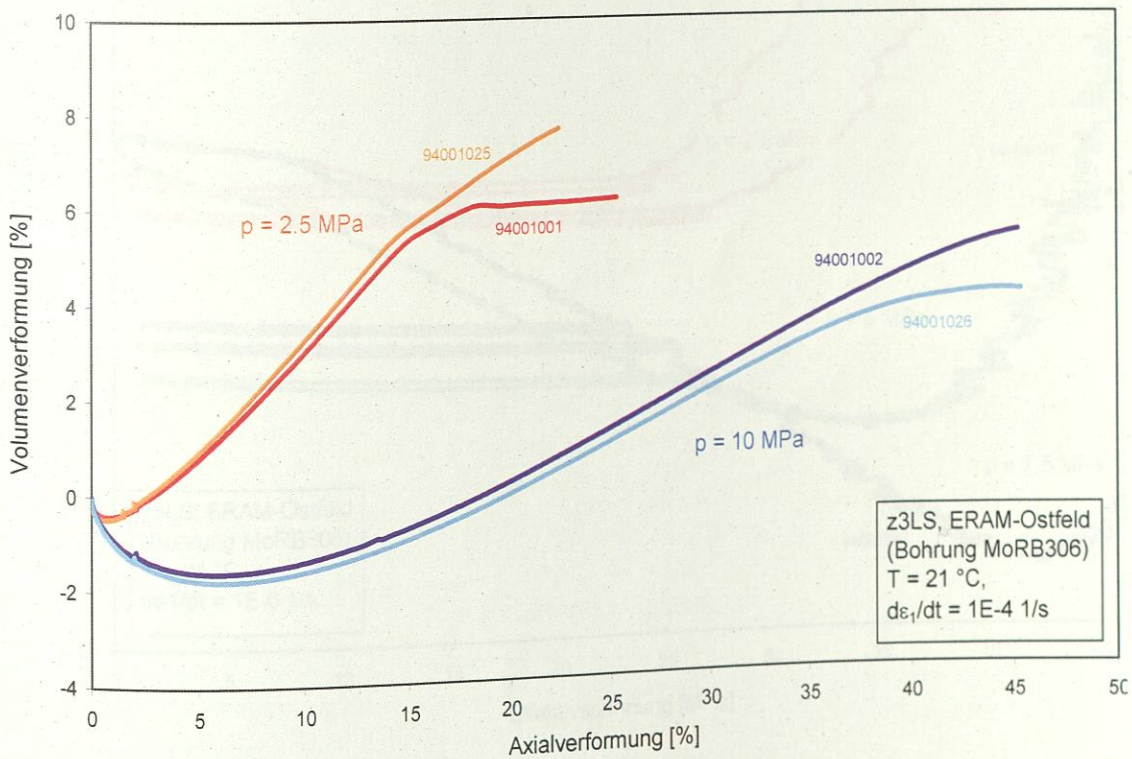


Abb. 62 Dilatanzentwicklung in den Festigkeitsversuchen aus Abb. 61.

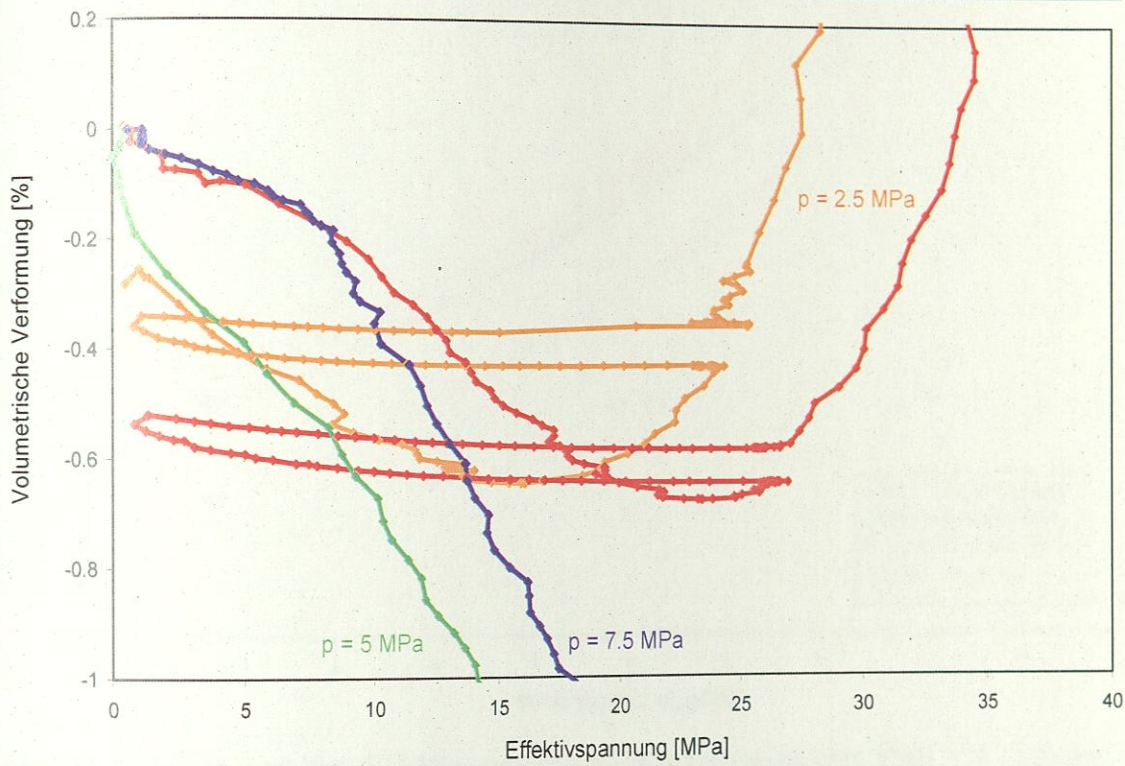


Abb. 63 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Liniensalz aus dem Ostfeld des ERA Morsleben und einer Verformungsrate von $1\text{E-}6 \text{ 1/s}$ aus Tab. 5, Teil 1.

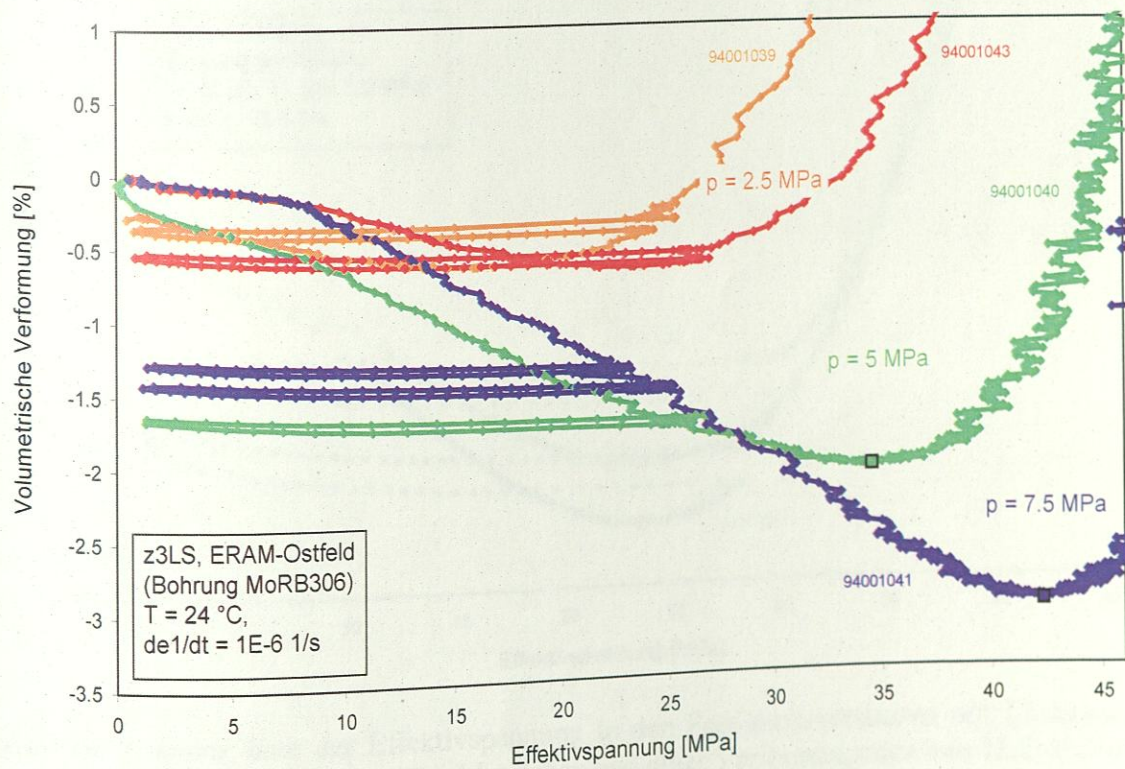


Abb. 64 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Liniensalz aus dem Ostfeld des ERA Morsleben und einer Verformungsrate von $1\text{E-}6 \text{ 1/s}$ aus Tab. 5, Teil 2.

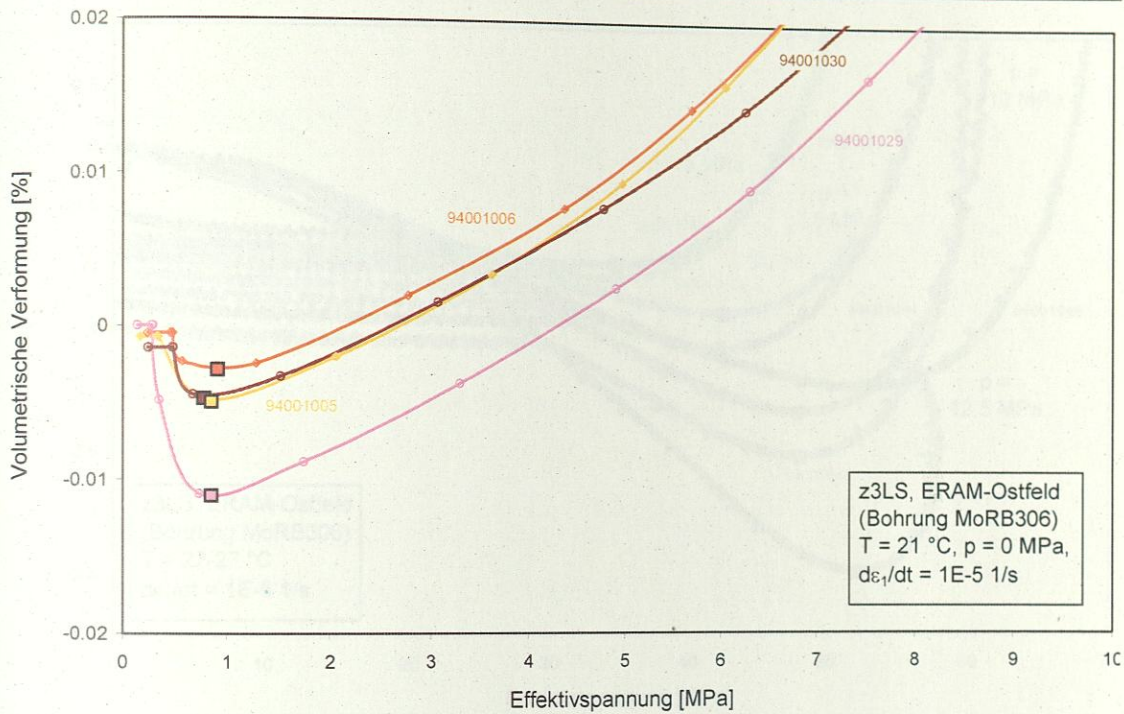


Abb. 65 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Liniensalz aus dem Ostfeld des ERA Morsleben und einer Verformungsrate von $1\text{E-}5\text{ 1/s}$ aus Tab. 5, Teil 1.

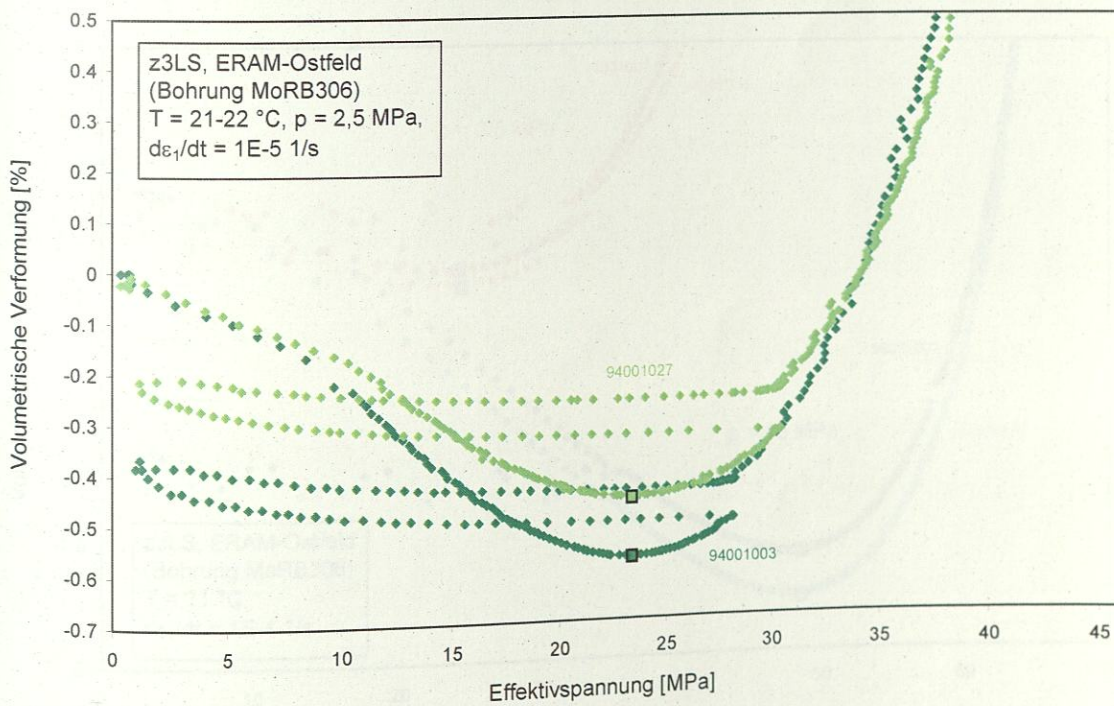


Abb. 66 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Liniensalz aus dem Ostfeld des ERA Morsleben und einer Verformungsrate von $1\text{E-}5\text{ 1/s}$ aus Tab. 5, Teil 2.

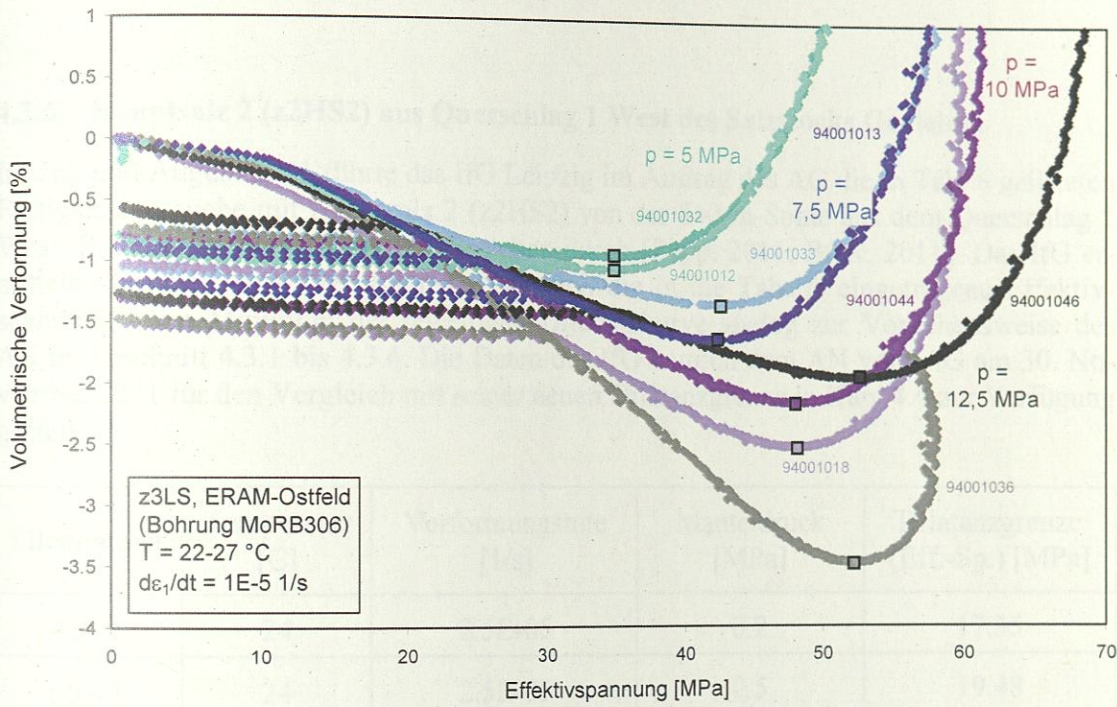


Abb. 67 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Liniensalz aus dem Ostfeld des ERA Morsleben und einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s aus Tab. 5, Teil 3.

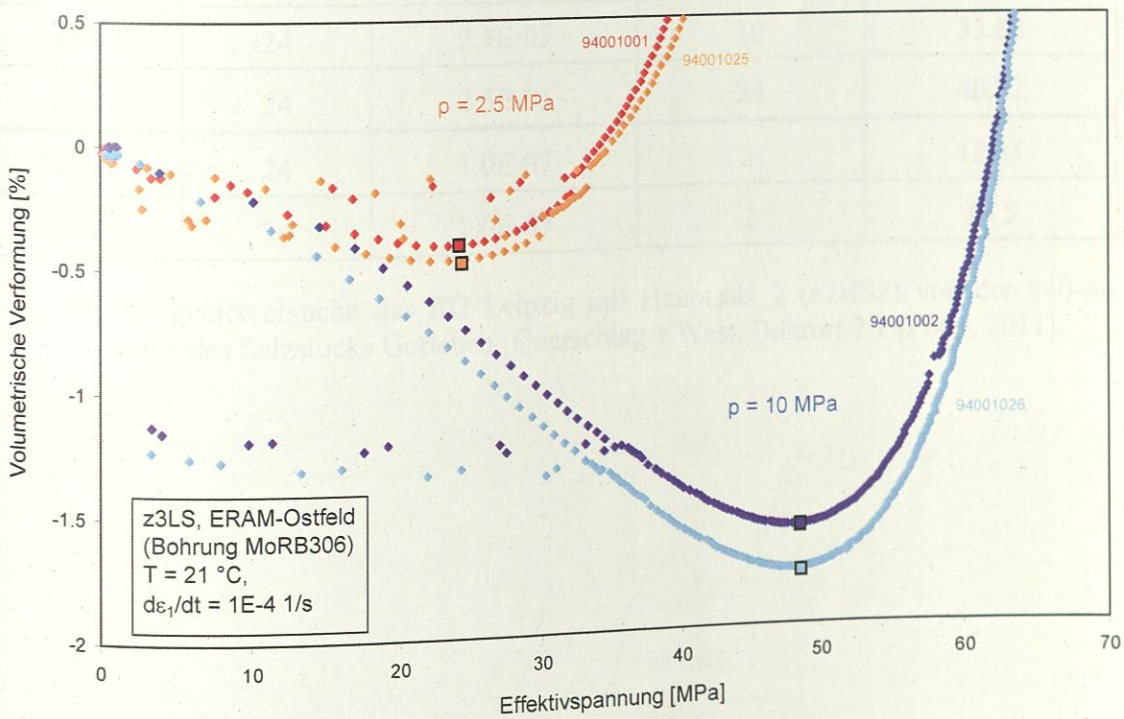


Abb. 68 Dilatanz über der Effektivspannung in den Festigkeitsversuchen mit Liniensalz aus dem Ostfeld des ERA Morsleben und einer Verformungsrate von $1E-4$ 1/s aus Tab. 5.

4.3.5 Hauptsalz 2 (z2HS2) aus Querschlag 1 West des Salzstocks Gorleben

Im Juli und August 2011 führte das IfG Leipzig im Auftrag des AG die in Tab. 6 gelisteten Festigkeitsversuche mit Hauptsalz 2 (z2HS2) von der 840-m-Sohle aus dem Querschlag 1 West, Bohrrort 2.1, des Salzstocks Gorleben durch [Popp, 2011; BGR, 2011]. Das IfG ermittelte aus den Messdaten für jeden Versuch die in die Tabelle eingetragene Effektivspannung beim Minimum der jeweiligen Dilatanzkurve analog zur Vorgehensweise des AN in Abschnitt 4.3.1 bis 4.3.4. Die Daten des IfG wurden dem AN vom AG am 30. November 2011 für den Vergleich mit seiner neuen Dilatanzgrenze in Kap. 4.4 zur Verfügung gestellt.

Filenummer	Temperatur [C]	Verformungsrate [1/s]	Manteldruck [MPa]	Dilatanzgrenze (Eff.-Sp.) [MPa]
453/1	24	2.5E-05	0.2	17.35
453/3	24	2.5E-05	0.5	19.48
453/4	24	2.5E-05	1	18.1
453/5	24	2.5E-05	2	20.06
453/2	24	2.5E-05	5	24.19
453/7	24	2.5E-05	10	33.82
453/8	24	2.5E-05	24	40.32
453/6	24	1.0E-07	1	18.35
453/9	24	1.0E-07	2	14.5

Tab. 6 Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Hauptsalz 2 (z2HS2) von der 840-m-Sohle des Salzstocks Gorleben (Querschlag 1 West, Bohrrort 2.1 [Popp, 2011].

4.3.6 Versuchsdaten aus anderen Verfahren zur Bestimmung der Dilatanzgrenze

Wie in Kap. 3 beschrieben, kann die Dilatanzgrenze außer über das Minimum der gemessenen Dilatanzkurven auch mit anderen Verfahren ermittelt werden. Dem AN lagen hierzu Daten des AG vor [BGR, 2011].

Versuchsnummer	Herkunft	Salztyp (Stratigr.)	Temperatur [C]	Versuchsführung	Manteldruck [MPa]
85	Asse	z2Sp	60	KV	10.1
86	Asse	z2Sp	60	KV	10.1
90	Asse	z2Sp	22	FV: $1 \cdot 10^{-6}$ - $1 \cdot 10^{-8}$ 1/s	0.1
96	Go 1002	z2HS3	22	FV: $5 \cdot 10^{-5}$ 1/s	5
97	Go 1002	z2HS3	22	FV: $1 \cdot 10^{-5}$ 1/s	5
98	Go 1002	z2HS3	22	FV: $1 \cdot 10^{-5}$ 1/s	20
99	Go 1002	z2HS1	22	FV: $1 \cdot 10^{-5}$ 1/s	5
100	Go 1002	z2HS2	22	FV: $1 \cdot 10^{-5}$ 1/s	5
101	Go 1002	z2HG	22	FV: $1 \cdot 10^{-5}$ 1/s	5
103	MoRB306	z2HG	22	FV: $1 \cdot 10^{-5}$ 1/s	30
104	MoRB306	z2HS3	22	KV	10
105	MoRB306	z2HG	22	FV: $1 \cdot 10^{-5}$ 1/s	20
108	MoRB306	z2HS3	22	KV / EV	10
109	Go1002	z2HS	22	KV	10
110	MoRB306	z2HG	22	KV	5
832	MoRB317	z3OS	22	ET: Anstieg der Axiallast mit konstanter Rate (2 MPa / 10 min)	12
831	MoRB317	z3OS	22		25
824	MoRB317	z3OS	22		50
823	MoRB317	z3OS	22		75
825	MoRB317	z3OS	22		100

Tab. 7 Laborversuche des IfG Leipzig und des AG mit verschiedenen Salztypen aus unterschiedlichen Lokationen. Versuchsführungen: FV: Festigkeitsversuch mit konstant aufgeprägter axialer Verformungsrate, KV: Kriechversuch, EV: Extensionsversuch, ET: Versuche mit Würfelproben in der Echt-Triaxial-Zelle des AG [BGR, 2011].

Versuchsnummer	Herkunft	Salztyp (Stratigr.)	Temperatur [C]	Verformungsrate [1/s]	Manteldruck [MPa]
125	GoEB1 RB038/04/04/01	z3OSU	29.7	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	6.0
126	GoEB1 RB038/06/06/05	z3OSU	30.2	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	2.0
127	GoEB1 RB038/02/02/01	z3OSU	60.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	6.0
128	GoEB1 RB038/08/08/02	z3OSU	59.5	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	2.0
129	GoEB1 RB039/004/004/05	z3OSO	k. A.	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	6.0
132	GoEB1 RB038/01/01/04	z3OSO	60.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	6.1
133	GoEB1 RB038/02/02/07	z3OSU	60.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	15.0
135	Mo RB306/107/090/06	z2HG	30.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	5.0
136	GoEB1 RB210/019/019/01	z2HS2	30.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	10.0
137	GoEB1 RB210/026/026/04	z2HS2	30.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	10.0
140	GoEB1 RB210/010/010/05	z2HS2	30.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	5.1
141	GoEB1 RB210/025/025/07	z2HS2	30.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	6.0
142	GoEB1 RB210/010/010/03	z2HS2	22.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	0.1
144	Go1002/007/096/05	z2HS1	22.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	2.0
145	Go1002/016/260/06	z2HS2	22.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	6.0
146	Go1005/013/230/03	z2HS2	22.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	5.0
148	Mo RB306/117/100/01	z2HS3	22.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	10.0
151	Go1002/005/062/02	z2HS1	22.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	5.0
152	Go1002/007/087/02	z2HS1	22.0	$1 \cdot 10^{-5} - 1 \cdot 10^{-7}$	5.0

Tab. 8 Laborfestigkeitsversuche des IfG Leipzig und des AG mit verschiedenen Salztypen aus dem Salzstock Gorleben (Go) bzw. dem ERA Morsleben (Mo) [BGR, 2011].

Versuchs- bezeichnung	Herkunft	Salztyp (Stratigr.)	Temperatur [C]	Effektiv- spannung [MPa]	Manteldruck [MPa] bei Beginn des Feuchteinflusses
BGR 14.1	Go5001, 882-m-Sohle	z3OSO	50	14,1	4,5 ± 1
BGR 16.1	Go5001, 882-m-Sohle	z3OSO	50	16,1	5 ± 2
BGR 21.1	Go5001, 882-m-Sohle	z3OSO	50	21,1	13 ± 2
WIPP	Waste Isolation Pilot Plant (USA)	WIPP- Steinsalz	25	25	8 ± 2

Tab. 9 Laborfeuchteversuche mit Steinsalz aus dem Salzstock Gorleben bzw. der Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) in New Mexico (USA). Die Versuche wurden vom AG bei konstanter Effektivspannung und schrittweise vermindertem Manteldruck durchgeführt [BGR, 2011], siehe Abb. 69.

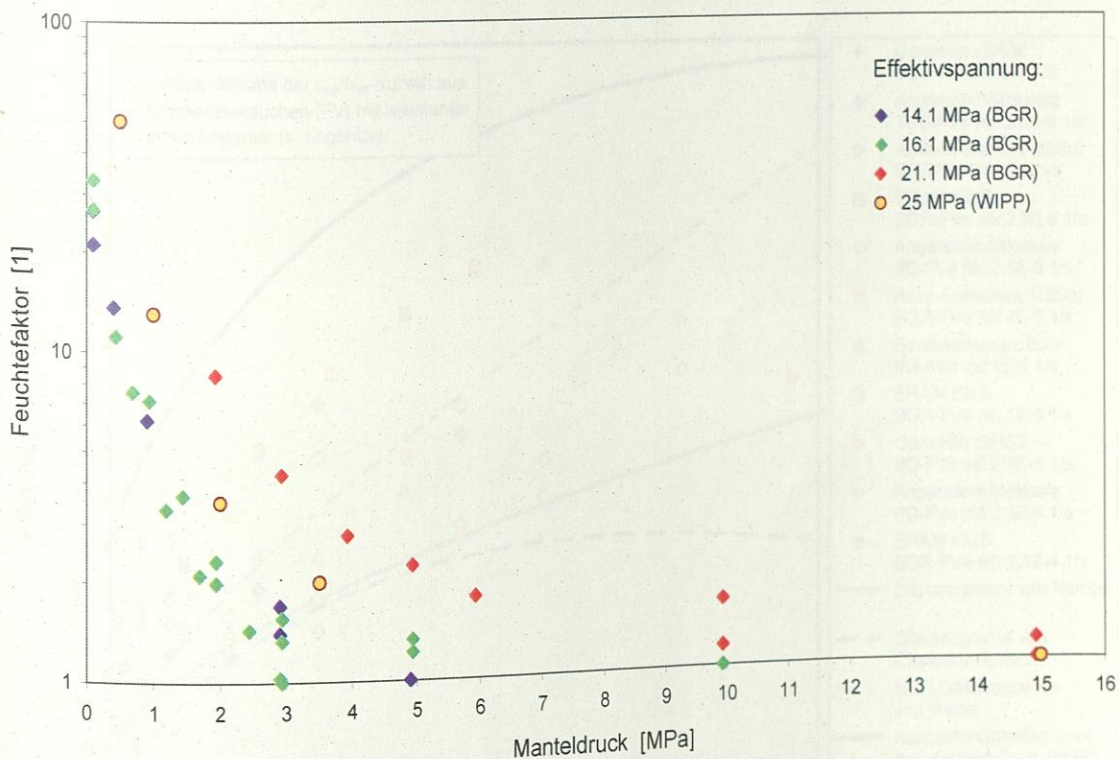


Abb. 69 Laborfeuchteversuche des AG (aus ca. 1993) mit Steinsalz aus Gorleben und aus der WIPP bei konstanter Effektivspannung und schrittweise reduziertem Manteldruck, siehe Tab. 9. Aufgetragen ist der Feuchtefaktor, d. h. die Erhöhung der Kriechrate durch Feuchtigkeit gegenüber einem Versuch mit trockenem Steinsalz [BGR, 2011].

4.4 Überprüfung der neuen Dilatanzgrenze mit Laborversuchsergebnissen zu verschiedenen Steinsalztypen und Lokationen

Zur Ableitung der neuen Formulierung der Dilatanzgrenze wurden Versuchsergebnisse für Steinsalz der Grube Angersdorf aus Verbundprojekt II (Abschnitt 4.3.1) zugrunde gelegt. Im vorliegenden Auftrag galt es zu prüfen, ob die Formulierung auch auf andere Salztypen und Lokationen angewendet werden kann, d. h. ob sie allgemein bei Modellberechnungen der Umgebung untertägiger Hohlräume den Einsatz der Dilatanz und Schädigung in den sich ausbildenden Auflockerungszonen korrekt beschreibt. Dazu sind in Abb. 70 die Spannungsbedingungen der Minima der Dilatanzkurven aller untersuchten Salztypen aus Kap. 4.3.1 bis 4.3.5 eingetragen.

Dabei wird zunächst die in Kap. 4.1 begründete große Streuung der Ergebnisse sichtbar. Man erkennt aber dennoch, dass die zum Vergleich eingetragene Dilatanzgrenze von Cristescu und Hunsche bei kleinen und großen minimalen Hauptspannungen (Manteldrücken) zu tief liegt, dass hingegen zum Teil bereits unter der Dilatanzgrenze von Walter Dilatanz und Schädigung gefunden wird und diese Grenze damit zu hoch liegt, um den Einsatz der Auflockerung bei einer Berechnung korrekt zu erfassen.

Lediglich beim Liniensalz (z3LS) aus dem ERA Morsleben wurde in vier einaxialen Festigkeitsversuchen ($\sigma_{\min} = 0$ MPa) bereits ab einer Effektivspannung von etwa 1 MPa ein Anstieg der Dilatanz gefunden, siehe Abb. 65. Dieser ist jedoch äußerst gering: Bis $\sigma_{\text{eff}} = 5$ MPa steigt die volumetrische Verformung lediglich um etwa 0,2 ‰ an, so dass dieser Be-

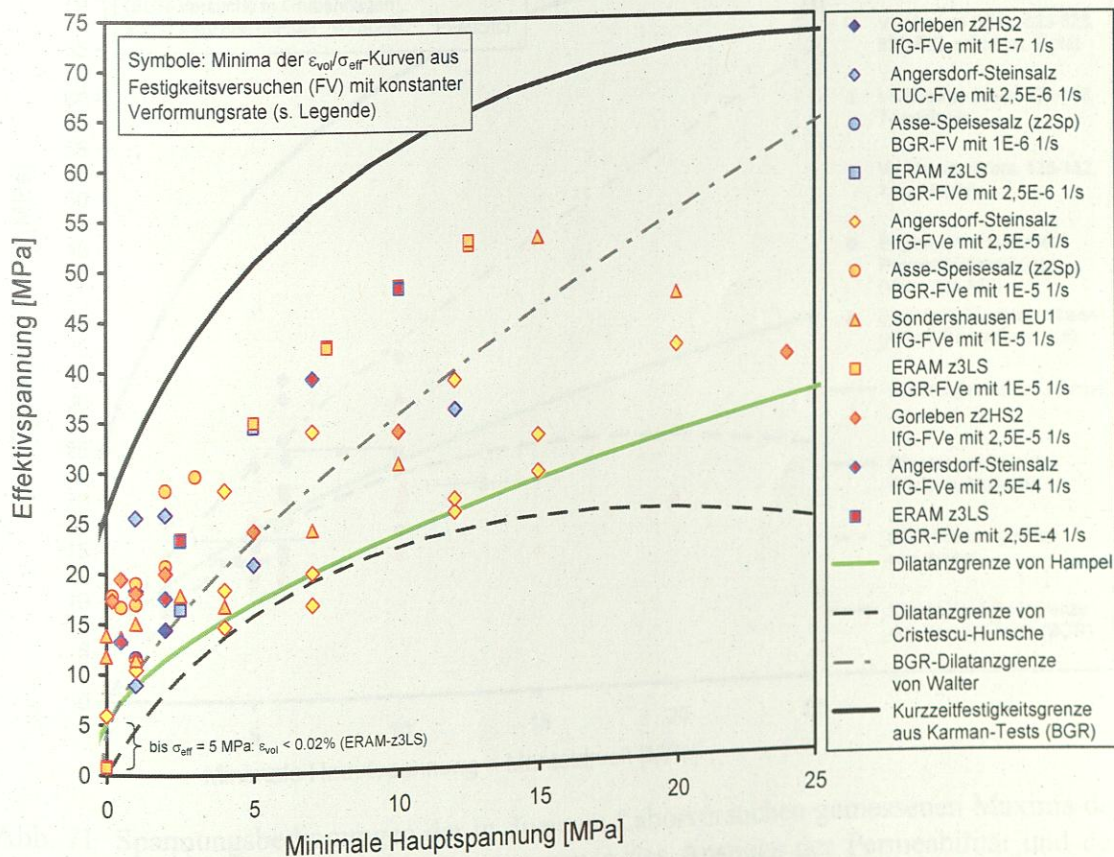


Abb. 70 Spannungsbedingungen der Minima der Dilatanzkurven aus Kap. 4.3.1 bis 4.3.5. Zum Vergleich sind die Festigkeitsgrenze des AG aus Karman-Tests (mit Asse-Speisesalz) sowie zwei weitere Dilatanzgrenzen eingezeichnet.

fund hier nicht als signifikant für ein allgemeines Einsetzen einer nennenswerten Dilatanz unter etwa 5 MPa Effektivspannung und damit für eine Ungültigkeit der neuen Formulierung bei sehr kleinen σ_{\min} (< 1 MPa) gewertet wird.

In Abb. 71 sind die Ergebnisse der übrigen Messmethoden aus Abschnitt 4.3.6 mit Steinsalz aus verschiedenen Lokationen – in erster Linie aus dem Salzstock Gorleben und dem ERA Morsleben – eingetragen. Die Daten des Permeabilitätsanstiegs liegen alle oberhalb der neuen Dilatanzgrenze des AN. Dieses ist von großer Bedeutung, da eine Dilatanzgrenze auch zum Beispiel für Modellberechnungen zur Dichtigkeit des Steinsalzes um Verschlussbauwerke herum wichtig ist.

Die Daten zum Einsatz des Feuchteinflusses bei Reduktion des Manteldrucks liegt in Abb. 71 im Bereich der Dilatanzgrenze. Die Fehlerbalken sollen andeuten, dass aus den Kurven in Abb. 69 die Grenze nicht schärfer lokalisiert werden kann.

Maxima der Ultraschallgeschwindigkeiten der Scher- und Druckwellen findet man in Abb. 71 als Einzige zum Teil deutlich unter allen eingetragenen Dilatanzgrenzen, sogar unter der relativ tief liegenden Grenze nach Cristescu und Hunsche. Hierbei ist allerdings zu beachten, dass die Ultraschalllaufzeiten empfindlich von der Mikrostruktur und Textur der jeweiligen Steinsalzprobe abhängen, z. B. dem Anteil und der Verteilung von Fremdphasenausscheidungen sowie bereits vorhandenen, ggf. anisotrop verteilten Poren und Mikrorissen. Daher werden derartige Messungen häufig zur generellen Probencharakterisierung vor Beginn eines Verformungsversuches eingesetzt, z. B. zur Untersuchung der Proben-

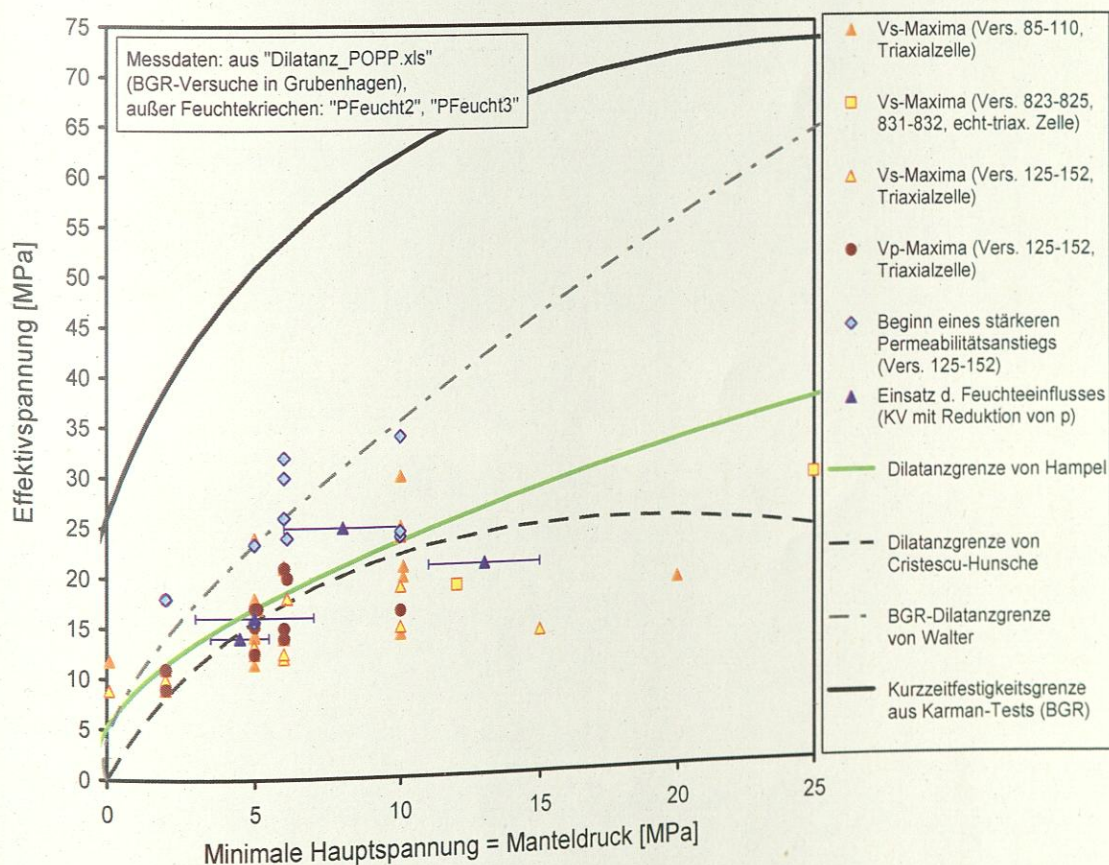


Abb. 71 Spannungsbedingungen der in diversen Laborversuchen gemessenen Maxima der Druck- und Scherwellen (v_p , v_s) sowie des Anstiegs der Permeabilität und des Feuchteinflusses auf die Verformung [BGR, 2011] im Vergleich mit der neuen Dilatanzgrenze des AN. Ferner sind die Festigkeitsgrenze des AG aus Karman-Tests (mit Asse-Speisesalz) sowie zwei weitere Dilatanzgrenzen eingezeichnet.

homogenität oder einer eventuellen Vorschädigung sowie zur Bestimmung der Gesteinsdichte und der dynamischen elastischen Konstanten. Eine auf der Grundlage dieser Messungen abgeleitete Dilatanzgrenze würde allerdings deutlich zu tief liegen, weil sich die Entstehung einzelner, isolierter, für die Beeinflussung der Ultraschalllaufzeiten geeignet orientierter Mikrorisse noch nicht auf die makroskopisch sichtbare Zunahme der volumetrischen Verformung und Schädigung auswirkt, die mit der Dilatanzgrenze beschrieben werden soll. Eine mit Hilfe der Scher- und Druckwellen ermittelte „Schädigungsuntergrenze“ entspricht demnach nicht der Dilatanzgrenze, die zur Berechnung der Entstehung und Ausbreitung der Auflockerungszone gesucht wird.

Das mit dem Schädigungszustand, nicht aber mit der Schädigungsmenge (Hanses, Schulze, 2001; Puschke, 2007; Hartung, 2010; Hanses & Schulze, 2011)

$$\frac{dV}{dV_0} = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (52)$$

Das mit dem Schädigungszustand, nicht aber mit der Schädigungsmenge (Hanses, Schulze, 2001; Puschke, 2007; Hartung, 2010; Hanses & Schulze, 2011)

$$\sigma_{11}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (53)$$

$$\sigma_{33}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (54)$$

Das mit dem Schädigungszustand, nicht aber mit der Schädigungsmenge (Hanses, Schulze, 2001; Puschke, 2007; Hartung, 2010; Hanses & Schulze, 2011)

$$\sigma_{11}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (55)$$

$$\sigma_{33}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (56)$$

Das mit dem Schädigungszustand, nicht aber mit der Schädigungsmenge (Hanses, Schulze, 2001; Puschke, 2007; Hartung, 2010; Hanses & Schulze, 2011)

$$\sigma_{11}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (57)$$

$$\sigma_{33}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (58)$$

Das mit dem Schädigungszustand, nicht aber mit der Schädigungsmenge (Hanses, Schulze, 2001; Puschke, 2007; Hartung, 2010; Hanses & Schulze, 2011)

$$\sigma_{11}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (59)$$

$$\sigma_{33}(\sigma_{11}, \sigma_{33}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{33}} \right)^2 \quad (60)$$

Das mit dem Schädigungszustand, nicht aber mit der Schädigungsmenge (Hanses, Schulze, 2001; Puschke, 2007; Hartung, 2010; Hanses & Schulze, 2011)

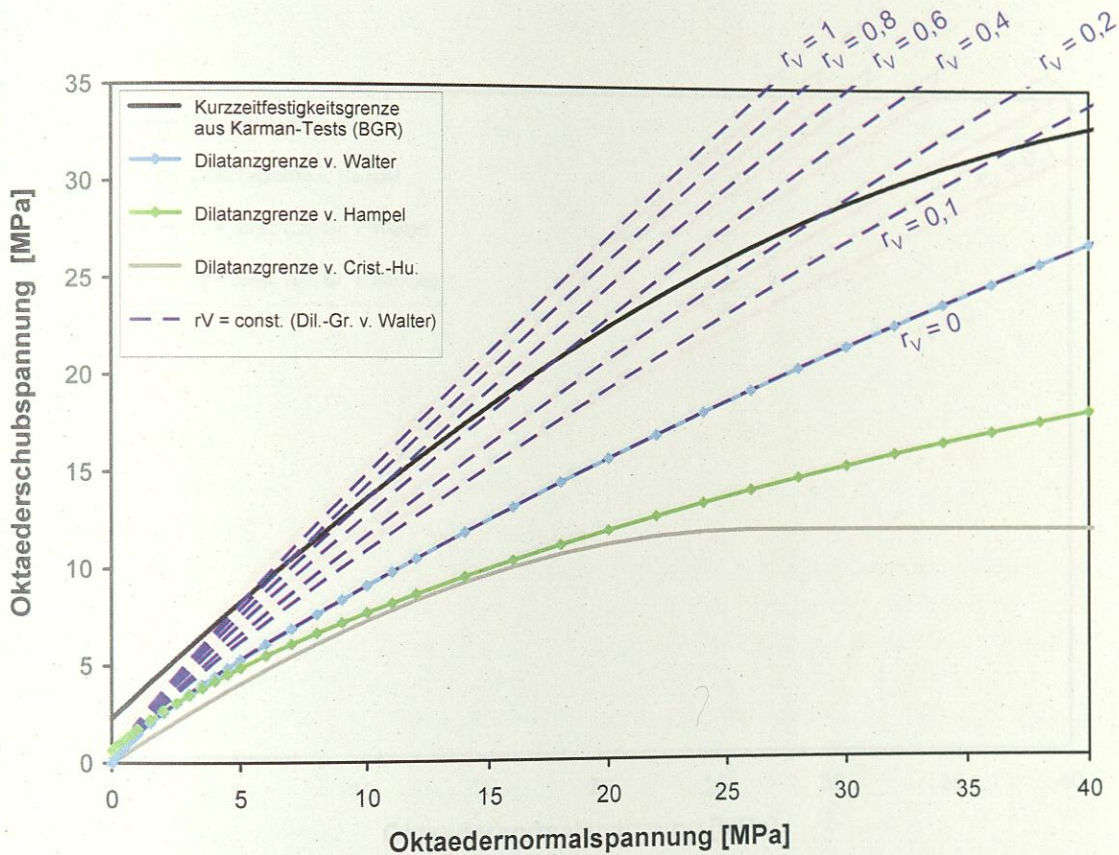


Abb. 72 Isolinien mit konstanten r_v -Werten nach Gleichung (57) (dunkelblau gestrichelt), das heißt bezogen auf die Dilatanzgrenze von Walter (hellblau), im Vergleich mit verschiedenen Dilatanzgrenzen und einer Kurzzeitfestigkeitsgrenze.

Wie in Kap. 4 dargelegt, wird allerdings im Allgemeinen bereits deutlich unter dieser Dilatanzgrenze von Walter ein nennenswerter Einsatz der Dilatanz und Schädigung beobachtet. Daher hat der Autor die neue Dilatanzgrenze aus (49) bzw. (51) entwickelt, siehe Kap. 4.2. Diese wirkt sich auch auf die r_v -Formulierung aus. Bei der Ableitung der neuen r_v -Funktion wurde angestrebt, dass sie die bisherigen, vom AG experimentell ermittelten Isolinien möglichst im gesamten Spannungsbereich annähert – außer natürlich bei sehr kleinen r_v -Werten nahe der Dilatanzgrenze. Die neue Funktion, die diese Anforderung erfüllt, siehe Abb. 73, lautet wie folgt [Hampel, 2012]:

$$r_v(\sigma_{\text{okt}}, \tau_{\text{okt}}) = 2,5 \cdot \left[\frac{\tau_{\text{okt}} - \tau_{\text{okt, Dil}}(\sigma_{\text{okt}})}{\sigma_{\text{okt}}} \right]^3 \quad \text{für } \tau_{\text{okt}} > \tau_{\text{okt, Dil}} \quad (57)$$

$$r_v(\sigma_{\text{okt}}, \tau_{\text{okt}}) = 0 \quad \text{sonst}$$

wobei $\tau_{\text{okt, Dil}}$ nun die neue Dilatanzgrenze des Autors aus (51) bezeichnet. Mit den Beziehungen

$$\sigma_{\text{okt}} = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{3} + \sigma_{\text{min}} \quad \text{und} \quad \tau_{\text{okt}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sigma_{\text{eff}} \quad (58)$$

und Gleichung (49) für die Dilatanzgrenze geht (57) in die folgende gleichwertige Formel über:

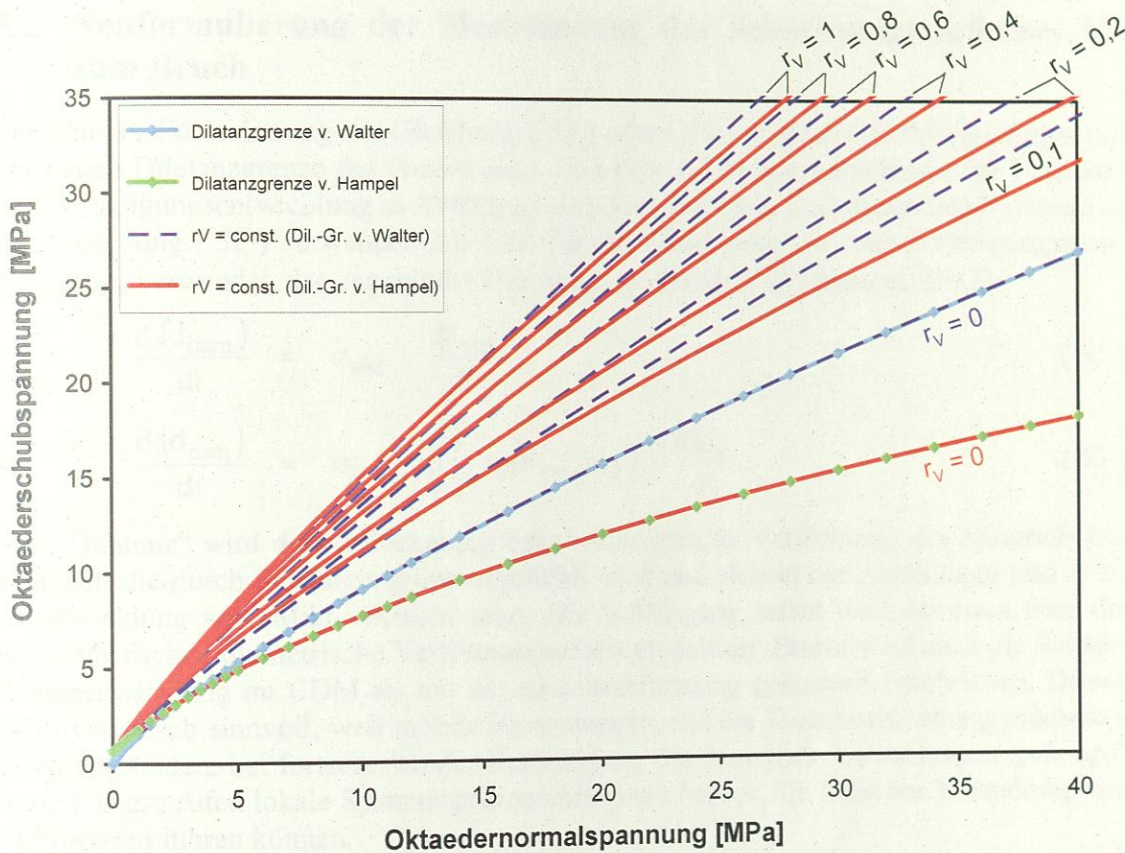


Abb. 73 Isolinen mit konstanten r_v -Werten nach Gleichung (60) (rot), das heißt bezogen auf die Dilatanzgrenze des Autors (grün), im Vergleich mit den r_v -Isolinien aus Abb. 72 (dunkelblau), die auf der Dilatanzgrenze von Walter (hellblau) beruhen.

$$r_v(\sigma_{\text{eff}}, \sigma_{\text{min}}) = 5 \sqrt{2} \cdot \left[\frac{\sigma_{\text{eff}} - \sigma_{\text{eff, Dil}}(\sigma_{\text{min}})}{\sigma_{\text{eff}} + 3 \sigma_{\text{min}}} \right]^3 \quad \text{für } \sigma_{\text{eff}} > \sigma_{\text{eff, Dil}} \quad (59)$$

$$r_v(\sigma_{\text{eff}}, \sigma_{\text{min}}) = 0 \quad \text{sonst}$$

Die Isolinen für konstante r_v mit der neuen Dilatanzgrenze des Autors erhält man durch Umstellung der Gleichung (57) analog zu (56):

$$\tau_{\text{okt}} = \sigma_{\text{okt}} \cdot \left(\frac{r_v}{2,5} \right)^{\frac{1}{3}} + \tau_{\text{okt, Dil}}(\sigma_{\text{okt}}) \quad (60)$$

Abb. 73 belegt, dass bereits bei $r_v \geq 0,1$ die neuen r_v -Werte im Spannungsraum nahe bei den alten Isolinien liegen. Dieses bleibt bis zu hohen Werten wie $r_v = 1$ erhalten, wobei man sich Abb. 72 zufolge bei $r_v = 1$ bereits deutlich über der Kurzzeitfestigkeitsgrenze befindet.

5.2 Neuformulierung der Modellierung des Schädigungseinflusses bis zum Bruch

Die neue r_v -Formulierung aus Gleichung (57) oder (59) wird im CCDM zusammen mit der neuen Dilatanzgrenze des Autors aus (51) bzw. (49) zur Berechnung der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung in Abhängigkeit vom transienten und stationären Kriechen in der Beziehung (52) verwendet. Als Maß für die Schädigung wird der Schädigungsparameter d_{dam} verwendet, der eng mit der Dilatanz ϵ_{vol} verknüpft ist [Hampel, 2012]:

$$\frac{d(d_{dam})}{dt} = \sigma_{okt} \cdot \frac{d\epsilon_{vol}}{dt} \quad (61)$$

$$\Rightarrow \frac{d(d_{dam})}{dt} = \sigma_{okt} \cdot \sqrt{\frac{3}{2}} r_v(\sigma_{okt}, \tau_{okt}) \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} \quad (62)$$

Mit „Dilatanz“ wird die Auflockerung oder volumetrische Verformung des Materials bezeichnet, die durch Schädigung hervorgerufen wird und sich in der Ausbildung und Weiterentwicklung von (Mikro-)Rissen zeigt. Die Schädigung selbst wird demnach über die nicht-elastische volumetrische Verformungsarbeit modelliert. Damit wird auch die Schädigungsentwicklung im CDM als mit der Kriechverformung gekoppelt beschrieben. Dieses ist physikalisch sinnvoll, weil mobile Versetzungen, die die Kriechverformung mikroskopisch begründen, bei fortschreitender Verfestigung des Materials Aufstauungen (*pile-ups*) bilden. Diese rufen lokale Spannungskonzentrationen hervor, die lokal zur Entstehung von Mikrorissen führen können.

Dilatanz und Schädigung des Steinsalzes werden oberhalb der Dilatanzgrenze aber nicht nur durch die fortschreitende Kriechverformung hervorgerufen, Sie bewirken ihrerseits auch eine Erhöhung der resultierenden Gesamtverformungsrate. Dadurch reduziert sich die Tragfähigkeit des Materials, welches der zunehmenden Entfestigung durch Schädigung entspricht. Dieser Prozess führt schließlich zum makroskopischen (Kriech-)Bruch.

Diese Dilatanz- und Schädigungswirkung auf die Gesamtverformungsrate wurde im CDM im Vorbruchbereich (VB) bisher analog zu dem Feuchteinfluss auf die Verformung (28) über eine Faktorfunktion δ_{dam} modelliert (F_h beschreibt den Feuchteinfluss):

$$\frac{d\epsilon_{ges, VB}}{dt} = \delta_{dam}(d_{dam}, \sigma_{min}) \cdot F_h(\Phi, \sigma_{min}, \tau_{okt}) \cdot \frac{d\epsilon_{cr}}{dt} \quad (63)$$

Für δ_{dam} wurden aufgrund unterschiedlicher Versuchsdaten verschiedene empirische Formulierungen verwendet:

$$\delta_{dam}(d_{dam}, \sigma_{min}) = \exp \left\{ \delta_1 \cdot \left(\frac{d_{dam}}{\sigma_u} \right)^{\delta_2 \sigma_{min}} \right\} \quad [\text{Hampel, 2007}] \quad (64)$$

$$\text{oder} \quad \delta_{dam}(\sigma_{min}, d_{dam}) = \exp \left\{ \delta'_1 \exp\{\delta'_2 \sigma_{min}\} \left(\frac{d_{dam}}{\sigma_u} \right)^{\delta'_3} \right\} \quad [\text{Hampel, 2012}] \quad (65)$$

σ_{min} bezeichnet wiederum die minimale Hauptspannung (in Laborversuchen: Manteldruck p), δ_1 , δ_2 , δ'_1 , δ'_2 und, δ'_3 sind vom Salztyp abhängige Anpassparameter, $\sigma_u = 1$ MPa. Diese Formulierungen verursachten allerdings manchmal numerische Probleme in Modellberechnungen mit FLAC und JIFE, wenn δ_{dam} große Werte annahm. Es wurde daher im vorliegenden Auftrag nach einer alternativen Möglichkeit gesucht, oberhalb der Dila-

tanzgrenze den Dilatanz- und Schädigungseinfluss auf die Verformung zu modellieren. In der folgenden Formulierung wird die effektive innere Spannung σ^* im Argument des Sinus-Hyperbolicus aus (4) schädigungsabhängig beeinflusst:

$$\frac{d\varepsilon_{\text{ges, VB}}}{dt} = F_h \cdot \frac{b}{M} \frac{1}{r^2} v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a}{M k_B T} \cdot \frac{\sigma^*}{1 - D_{\text{dam}}}\right) \quad (66)$$

Unterhalb der Dilatanzgrenze ist der Parameter für den Schädigungseinfluss $D_{\text{dam}} = 0$, außerdem gilt hier $F_h = 1$. Gleichung (66) ist hier also identisch mit (4). Oberhalb der Dilatanzgrenze wächst D_{dam} mit zunehmender Schädigung an, wobei diese im Vorbruchbereich auf der Entstehung und dem Wachstum von Mikrorissen beruht. Daher hängt D_{dam} vom Schädigungsparameter d_{dam} ab:

$$D_{\text{dam}}(T, \sigma_{\text{min}}, d_{\text{dam}}) = \sqrt{c_D(T, \sigma_{\text{min}}) \cdot d_{\text{dam}}} \quad (67)$$

mit

$$c_D(T, \sigma_{\text{min}}) = c_{D1} \exp\left(-\frac{\sigma_{\text{min}}}{c_{D2} - c_{D3} T}\right) \quad (68)$$

c_{D1} , c_{D2} und c_{D3} sind vom Salztyp abhängige Parameter. Sollte bei großen T der Nenner in (68) Null oder negativ werden, soll $c_D = 0$ gelten, welches $D_{\text{dam}} = 0$ zur Folge hat. Dieser Übergang ist stetig, da D_{dam} mit steigender Temperatur wie auch mit steigender minimaler Hauptspannung immer kleiner wird, welches physikalisch sinnvoll ist.

Wie in Kap. 3 beschrieben, wird der Einfluss der Dilatanz und Schädigung auf das Verformungsverhalten aus der Differenz (*mismatch*) zwischen der Berechnung des Anstiegs der Spannungs-Verformungskurve in einem Festigkeitsversuch nur unter Berücksichtigung des Kriechens und der jeweiligen Messkurve ermittelt, die oberhalb der Dilatanzgrenze auch den Schädigungseinfluss enthält. Daher wurden die Formeln (67) und (68) durch die Auswertung einer Reihe von Festigkeitsversuchen entwickelt, die vom Verbundprojektpartner des AN, IfG Leipzig, mit Asse-Speisesalz bei verschiedenen Temperaturen und mit unterschiedlichen Manteldrücken durchgeführt worden waren.

Die Nachrechnung der IfG-Festigkeitsversuche bei 27 °C nur unter Berücksichtigung des transienten und stationären Kriechens wurden bereits in Abb. 38 gezeigt. Außerdem wurden weitere IfG-Versuche bei 60 °C und 100 °C nachgerechnet. Dabei musste stets beachtet werden, dass neben den Spannungs-Verformungskurven auch die in den Versuchen gemessene Zunahme der Dilatanz möglichst zutreffend wiedergegeben wird.

Abb. 74 bis Abb. 76 zeigen exemplarisch die Nachrechnungen der sechs Festigkeitsversuche bei 27 °C aus Abb. 38 sowie die Modellierung eines weiteren Versuchs bei 27 °C mit einem erheblich höheren Manteldruck von 20 MPa. Hier wurde nun auch die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung gemäß (52), (59), (61) bzw. (62) sowie deren Einfluss auf die Verformung gemäß (66) bis (68) berücksichtigt. Berücksichtigt man die natürliche Streuung der Versuchsergebnisse vor allem bei der Dilatanzmessung, so kann die Modellierung der Verformungseinflüsse oberhalb der (neuen) Dilatanzgrenze bis zum Bruch als zutreffend bezeichnet werden.

Da D_{dam} nur kleine Werte annimmt, sollten keine numerischen Probleme mehr auftreten. Bei einer Testrechnung mit FLAC3D traten keine Schwierigkeiten auf. Da D_{dam} in Gleichung (66) allerdings in einer Differenz im Nenner steht, dieser prinzipiell also Null werden könnte, sollte bei der Implementation von (67) in einen Rechencode sicherheitshalber eine Begrenzung auf einen großen Wert vorgenommen werden:

$$D_{\text{dam}} = 0,8 \quad \text{für} \quad \sqrt{c_D(T, \sigma_{\text{min}}) \cdot d_{\text{dam}}} > 0,8 \quad (69)$$

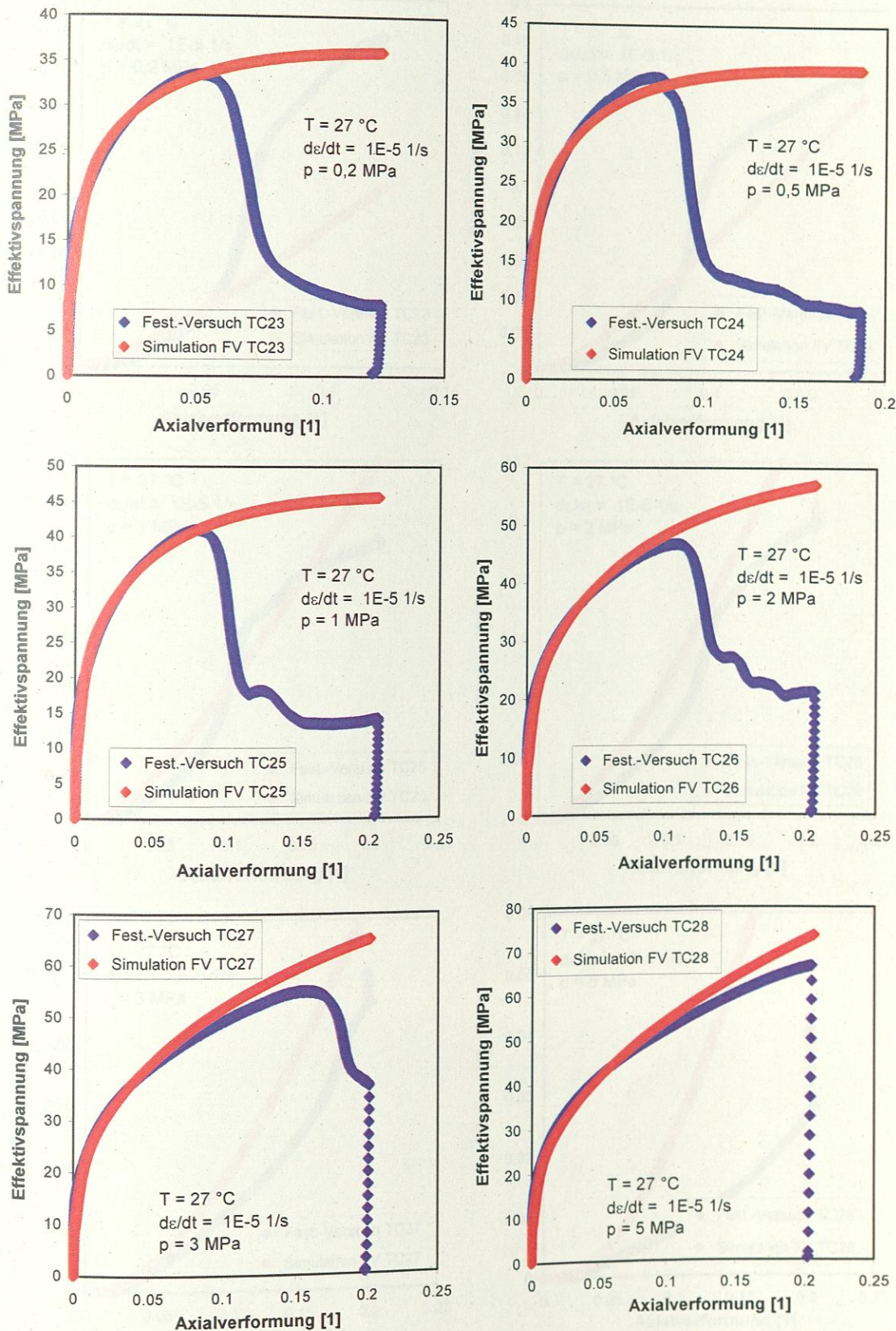


Abb. 74 Sechs Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz (z2SP) und verschiedenen Manteldrücken p (blau) wurden hier mit dem neuen CDM und dem gleichen einheitlichen Kennwertsatz der Stoffgesetzparameter für diesen Salztyp wie in Abb. 26 und Abb. 38 nachgerechnet (rot), allerdings nun unter Berücksichtigung des Dilatanz- und Schädigungseinflusses aus (67) und (68).

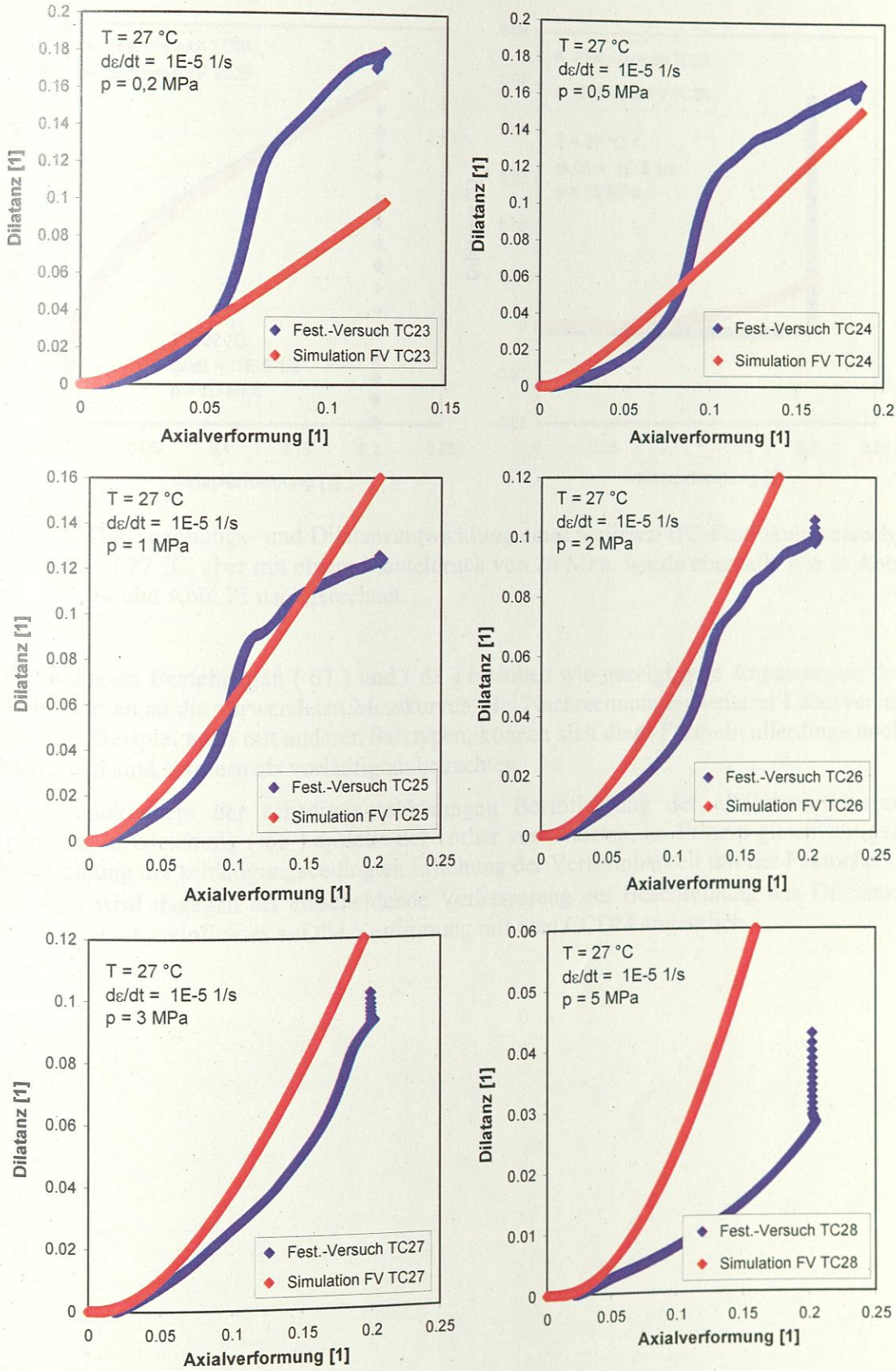


Abb. 75 Vergleich der berechneten und gemessenen Dilatanzentwicklung in den sechs Festigkeitsversuchen aus Abb. 74.

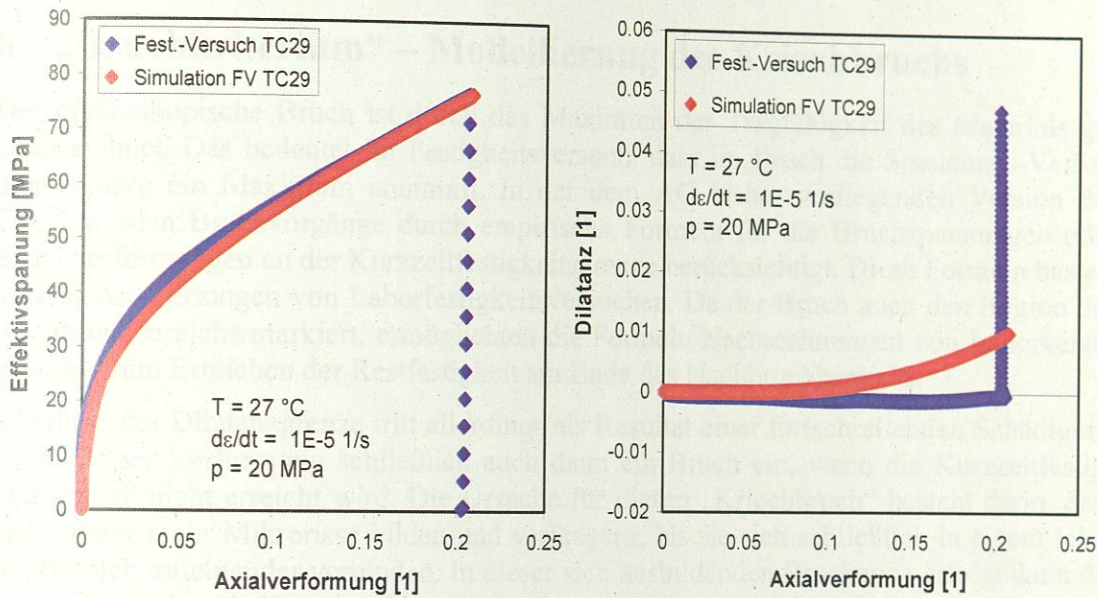


Abb. 76 Die Spannungs- und Dilatanzentwicklung eines weiteren IfG-Festigkeitsversuchs bei 27 °C, aber mit einem Manteldruck von 20 MPa, wurde ebenfalls wie in Abb. 74 und Abb. 75 nachgerechnet.

Die konkreten Beziehungen (67) und (68) erlauben wie gezeigt gute Anpassungen der Modellkurven an die verwendeten Messkurven. Bei Nachrechnungen weiterer Laborversuche, zum Beispiel auch mit anderen Salztypen, können sich diese Formeln allerdings noch ändern und sind insofern als vorläufig zu betrachten.

Das Grundkonzept der schädigungsabhängigen Beeinflussung der effektiven inneren Spannung in Gleichung (66) anstelle der vorher verwendeten, im Prinzip gleichwertigen Beschreibung der schädigungsbedingten Erhöhung der Verformbarkeit mit der Faktorfunktion δ_{dam} wird dagegen als entscheidende Verbesserung der Beschreibung des Dilatanz- und Schädigungseinflusses auf die Verformung mit dem CCDM angesehen.

6 „Bruchkriterium“ – Modellierung des Kriechbruchs

Der makroskopische Bruch ist durch das Maximum der Tragfähigkeit des Materials gekennzeichnet. Das bedeutet im Festigkeitsversuch, dass im Bruch die Spannungs-Verformungskurve ein Maximum annimmt. In der dem AG bisher vorliegenden Version des CDM wurden Bruchvorgänge durch empirische Formeln für die Bruchspannungen oder Bruchverformungen an der Kurzzeitfestigkeitsgrenze berücksichtigt. Diese Formeln basierten auf Auswertungen von Laborfestigkeitsversuchen. Da der Bruch auch den Beginn des Nachbruchbereichs markiert, ermöglichten die Formeln Nachrechnungen von Laborversuchen bis zum Erreichen der Restfestigkeit am Ende des Nachbruchbereichs.

Oberhalb der Dilatanzgrenze tritt allerdings als Resultat einer fortschreitenden Schädigung nach einiger Verformung schließlich auch dann ein Bruch ein, wenn die Kurzzeitfestigkeitsgrenze nicht erreicht wird. Die Ursache für diesen „Kriechbruch“ besteht darin, dass sich immer mehr Mikrorisse bilden und verlängern, bis sie sich schließlich in einem lokalen Bereich miteinander verbinden. In dieser sich ausbildenden Bruchzone erfolgt dann die makroskopische Abscherung.

Für den Kriechbruch existierte allerdings noch keine Beschreibung in der CDM-Version des AG. Auch in der Stoffgesetzversion, mit der sich der Autor am ersten und zunächst auch am zweiten Verbundprojekt beteiligte, war die Modellierung des Kriechbruchs nicht enthalten. Dadurch wurden zum Beispiel bei Modellberechnungen des Autors im zweiten Verbundprojekt viel zu hohe Tragfähigkeiten einer hoch belasteten Pfeilerstruktur berechnet, weil die hohen Effektivspannungen bei der Kurzzeitfestigkeitsgrenze nicht erreicht wurden und daher in der Berechnung kein Bruch eintrat [Hampel, 2010].

Die Kurzzeitfestigkeitsgrenze ist insgesamt nur ein Spezialfall des allgemeinen Kriechbruchs. Sie markiert die obere Spannungsgrenze, oberhalb der sich das Material so schnell verformt und Schädigung akkumuliert, dass es in der Regel bereits nach sehr kurzer Zeit versagt, weil lokale Spannungskonzentrationen durch Kriechverformung (Versetzungsbewegungen) nicht schnell genug umgelagert und dadurch lokal vermindert werden können.

Um im zweiten Verbundprojekt die hoch belastete Pfeilerstruktur dennoch korrekt berechnen zu können, entwickelte der Autor auf der Basis der ihm zur Verfügung stehenden Laborversuchsergebnisse mit Steinsalz der Grube Angersdorf eine vorläufige Beziehung zur Beschreibung des Kriechbruchs mit dem CDM [Hampel, 2010]. Dazu wurde aus den Versuchsdaten die Verformungsarbeit W_D ab dem Überschreiten der (neuen) Dilatanzgrenze des Autors aus (49) wie folgt berechnet:

$$W_D(\sigma_{\text{eff}}, \sigma_{\text{min}}, \varepsilon) = \int_{\text{Dil.-Gr.}}^{\varepsilon} (\sigma_{\text{eff}} - \sigma_{\text{eff, Dil}}(\sigma_{\text{min}})) d\varepsilon \quad (70)$$

Im vorliegenden Auftrag wertete der Autor die neu zur Verfügung stehenden Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz aus dem dritten Verbundprojekt aus, die mit einer Verformungsrate von $1E-5$ 1/s bei drei verschiedenen Temperaturen (27, 60, 100 °C) durchgeföhrt wurden. Die Versuche wurden mit jeweils verschiedenen Manteldrücken (0,2, 0,5, 1, 2, 3, 5 und 20 MPa) durchgeföhrt worden waren. Außerdem wurden die Festigkeitsversuche des AG mit Asse-Speisesalz aus dem ersten Verbundprojekt berücksichtigt. Die Ergebnisse sind in Abb. 77 bis Abb. 79 dargestellt.

Föhrt man, wie in der Skizze in Abb. 80 gezeigt, die Integration in (70) bis zum Bruch aus, erhält man W_{DF} , die Deformationsarbeit über der Dilatanzgrenze bis zum Bruch:

$$W_{DF}(\sigma_{eff}, \sigma_{min}, \epsilon) = \int_{Dil.-Gr.}^{Bruch} (\sigma_{eff} - \sigma_{eff, Dil}(\sigma_{min})) d\epsilon \quad (71)$$

Für die Versuche aus Abb. 77 bis Abb. 79 sind die Ergebnisse in Abb. 81 aufgetragen. Die Daten werden durch die folgende, sehr einfache Gleichung beschrieben, die in Abb. 81 die rot eingezeichnete Gerade liefert:

$$W_{Dcf}^{z2Sp}(\sigma_{min}) = 1 + \sigma_{min} \quad (72)$$

W_{Dcf}^{z2Sp} ist die für die Modellierung des Kriechbruchs (cf: *creep failure*) mit dem CCDM im Asse-Speisesalz wichtige Funktion. Eine Temperaturabhängigkeit der W_{DF} -Daten in Abb. 81 ist nicht erkennbar.

Die im zweiten Verbundprojekt vom Autor ausgewerteten Festigkeitsversuche der Verbundprojektpartner TU Clausthal [Wolters et al., 2010] und IfG Leipzig [Günther et al., 2010] mit Steinsalz aus der Grube Angersdorf lieferten für die Verformungsarbeit W_{DF} aus (71) die in Abb. 82 eingetragenen Ergebnisse, die mit den dort eingezeichneten Kurven für die jeweilige Verformungsrate angenähert wurden. Diese Kurven lassen sich gemeinsam durch die folgende Funktion W_{Dcf}^{Ang} beschreiben [Hampel, 2010]:

$$W_{Dcf}^{Ang}(\sigma_{min}, \dot{\epsilon}) = W_2(\dot{\epsilon}) - \frac{W_2(\dot{\epsilon}) - W_1(\dot{\epsilon})}{1 + \omega_1 \sigma_{min}} \quad (73)$$

mit $W_1(\dot{\epsilon}) = \sigma_u \cdot (\omega_2 \cdot \dot{\epsilon})^{\omega_3}$ und $W_2(\dot{\epsilon}) = \sigma_u \cdot (\omega_4 \cdot \dot{\epsilon})^{\omega_5}$

ω_1 bis ω_5 sind Anpassparameter, $\sigma_u = 1$ MPa.

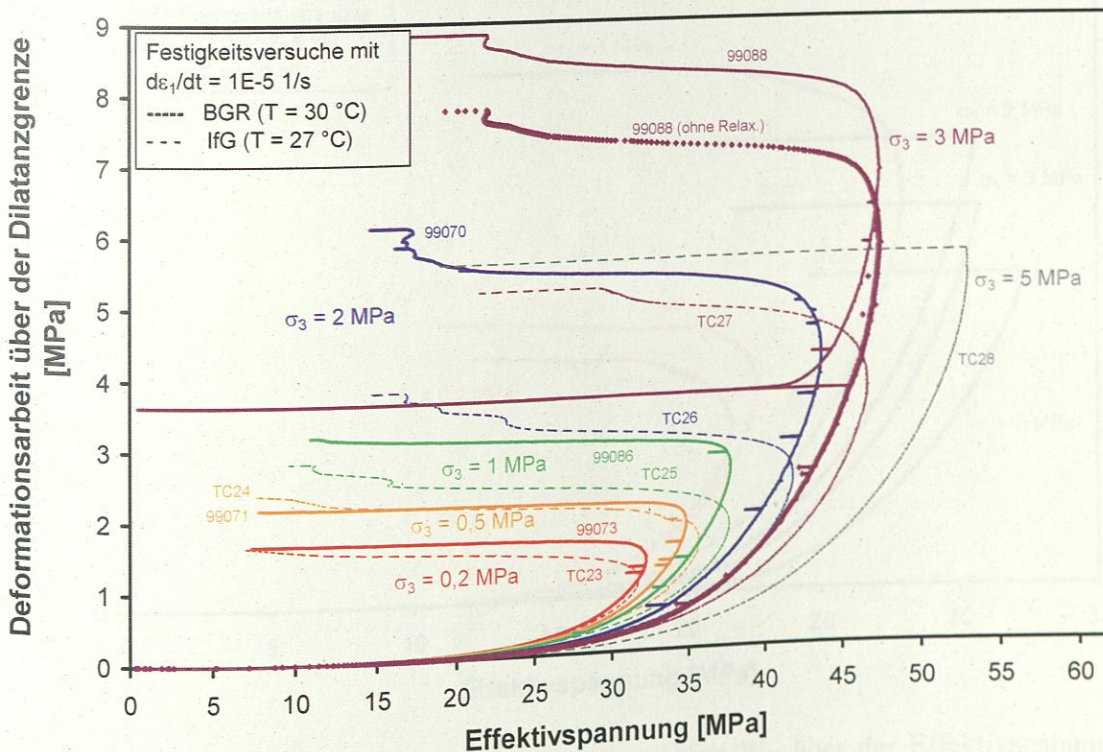


Abb. 77 Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze W_D über der Effektivspannung berechnet mit Gleichung (70) für die Festigkeitsversuche der BGR und des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz bei 27 bzw. 30 °C.

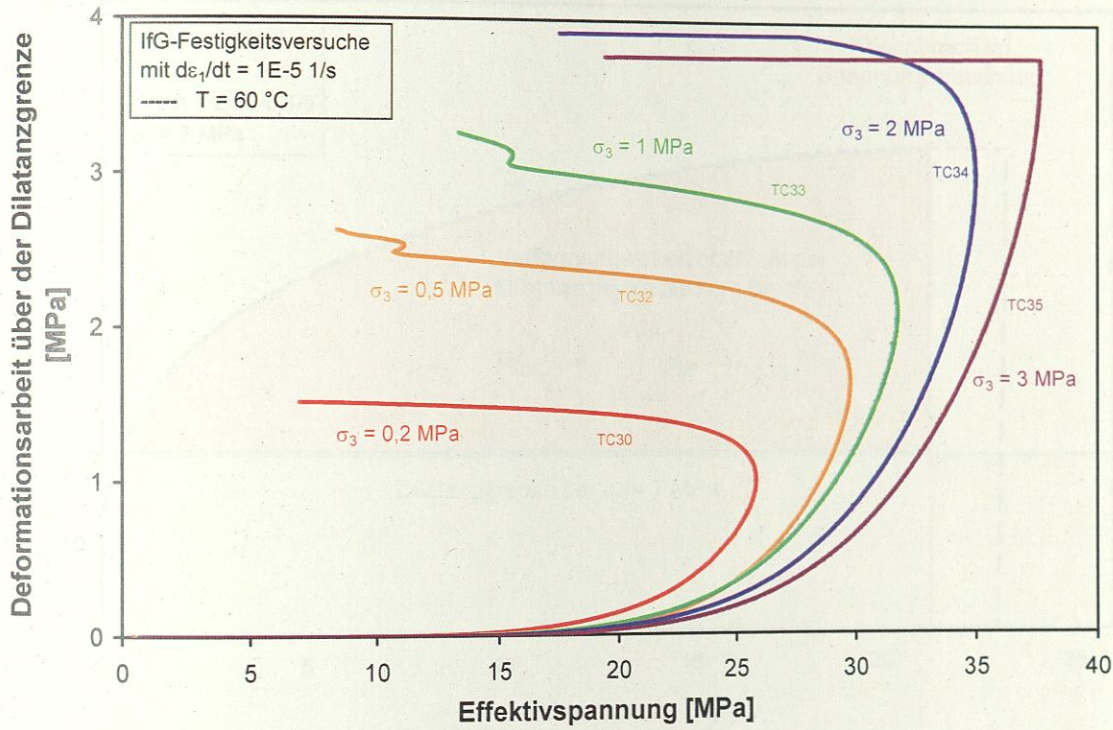


Abb. 78 Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze W_D über der Effektivspannung berechnet mit Gleichung (70) für die Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz bei 60 °C.

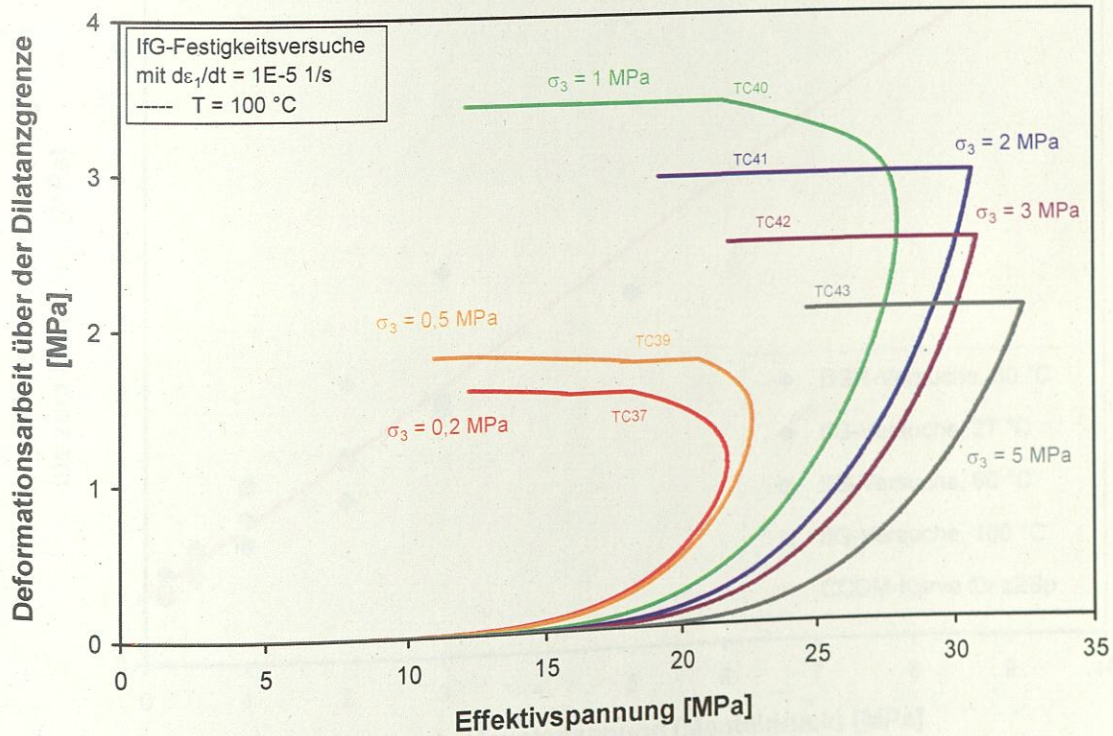


Abb. 79 Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze W_D über der Effektivspannung berechnet mit Gleichung (70) für die Festigkeitsversuche des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz bei 100 °C.

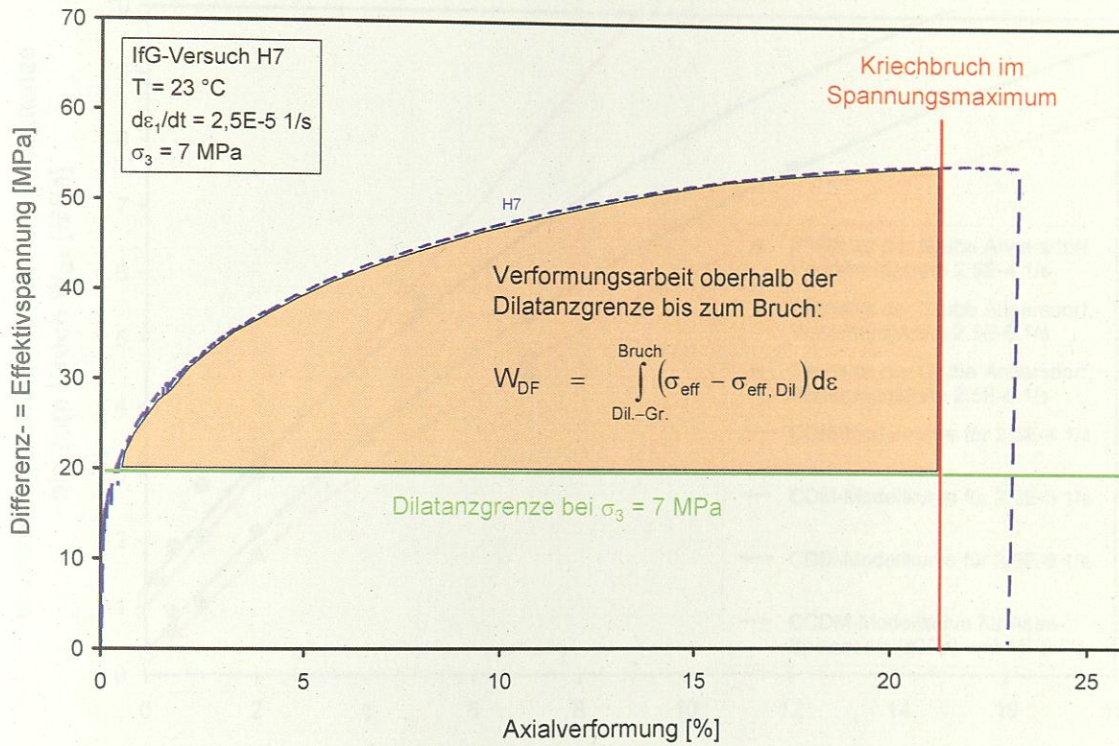


Abb. 80 Schematische Darstellung zur Berechnung der Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze bis zum Bruch W_{DF} .

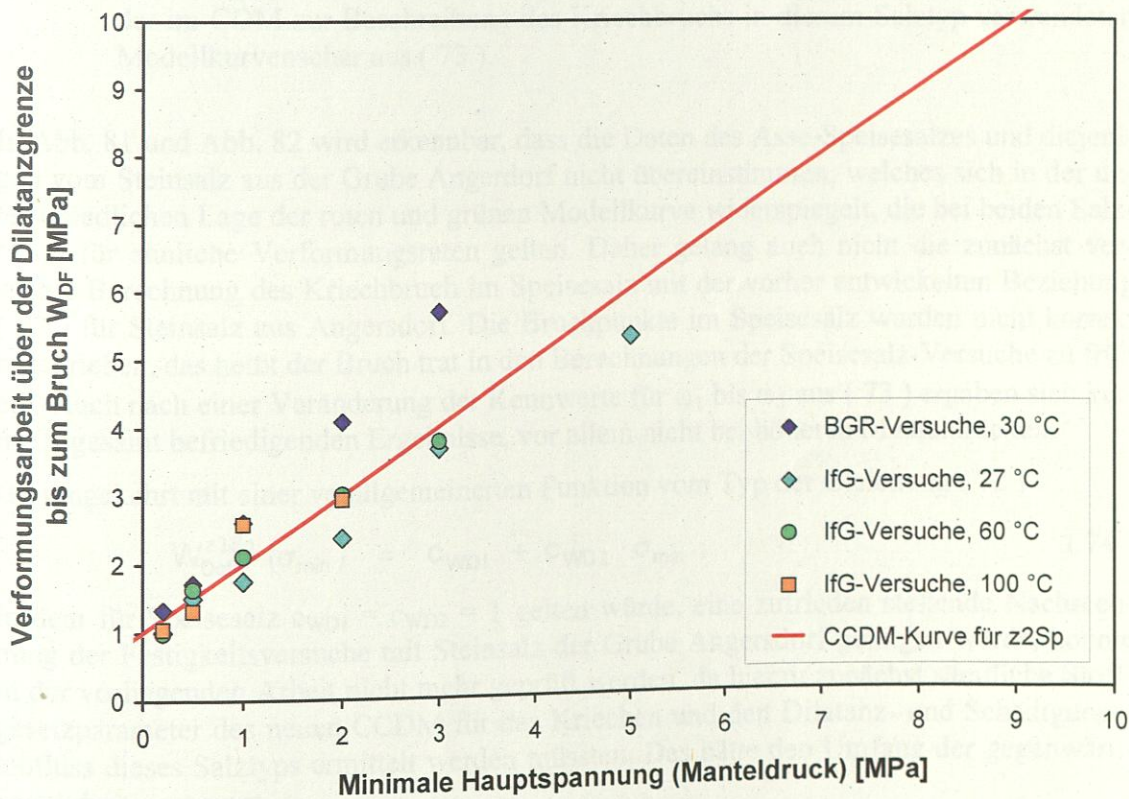


Abb. 81 Berechnete Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze bis zum Bruch W_{DF} aus den Festigkeitsversuchen der Abb. 77 bis Abb. 79 im Vergleich mit der im CCDM zur Beschreibung des Kriechbruchs im Asse-Speisesalz verwendeten Modellkurve (72).

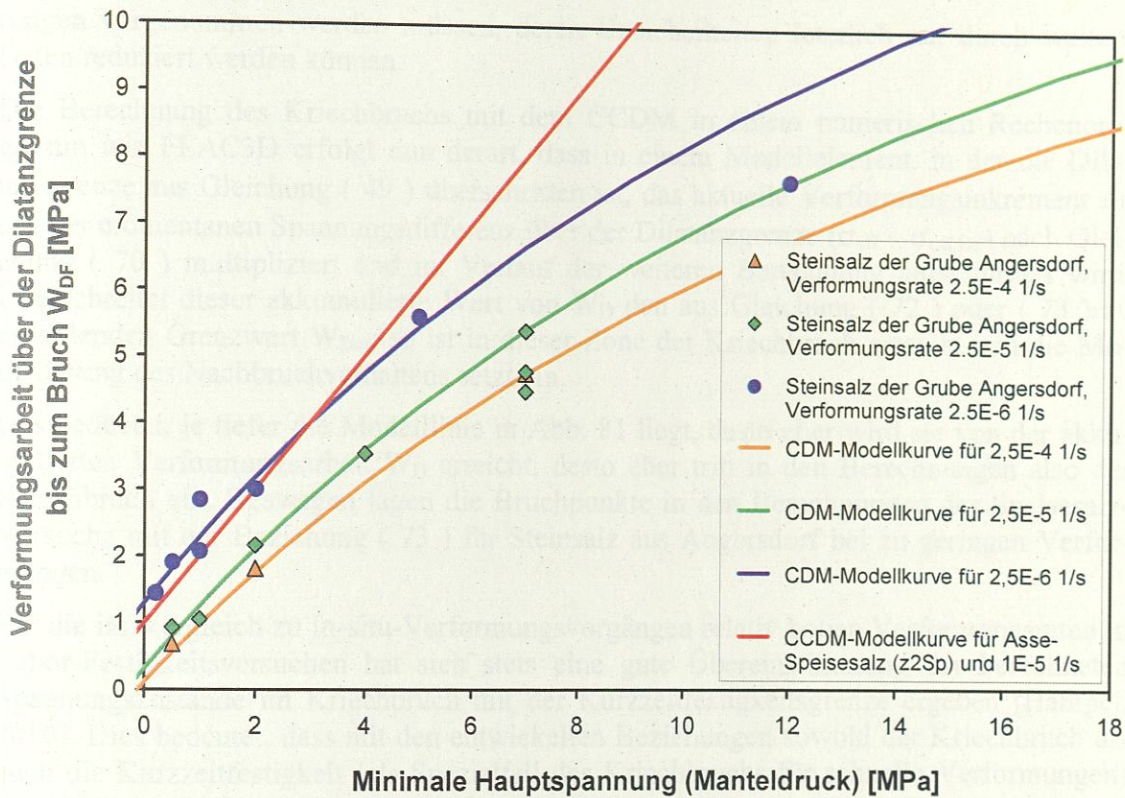


Abb. 82 Berechnete Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze bis zum Bruch W_{DF} aus Festigkeitsversuchen mit Steinsalz der Grube Angersdorf im Vergleich mit der im CDM zur Beschreibung des Kriechbruchs in diesem Salztyp verwendeten Modellkurvenschar aus (73).

In Abb. 81 und Abb. 82 wird erkennbar, dass die Daten des Asse-Speisesalzes und diejenigen vom Steinsalz aus der Grube Angersdorf nicht übereinstimmen, welches sich in der unterschiedlichen Lage der roten und grünen Modellkurve widerspiegelt, die bei beiden Salztypen für ähnliche Verformungsraten gelten. Daher gelang auch nicht die zunächst versuchte Berechnung des Kriechbruchs im Speisesalz mit der vorher entwickelten Beziehung (73) für Steinsalz aus Angersdorf. Die Bruchpunkte im Speisesalz wurden nicht korrekt beschrieben, das heißt der Bruch trat in den Berechnungen der Speisesalz-Versuche zu früh ein. Auch nach einer Veränderung der Kennwerte für ω_1 bis ω_5 aus (73) ergaben sich keine insgesamt befriedigenden Ergebnisse, vor allem nicht bei höheren Manteldrücken.

Ob umgekehrt mit einer verallgemeinerten Funktion vom Typ der Gleichung (72)

$$W_{Dcf}^{z2Sp}(\sigma_{min}) = c_{WD1} + c_{WD2} \cdot \sigma_{min}, \quad (74)$$

in dem für Speisesalz $c_{WD1} = c_{WD2} = 1$ gelten würde, eine zufrieden stellende Nachrechnung der Festigkeitsversuche mit Steinsalz der Grube Angersdorf gelingen würde, konnte in der vorliegenden Arbeit nicht mehr geprüft werden, da hierzu zunächst sämtliche Stoffgesetzparameter des neuen CCDM für das Kriechen und den Dilatanz- und Schädigungseinfluss dieses Salztyps ermittelt werden müssten. Das hätte den Umfang der gegenwärtigen Arbeit gesprengt.

Außerdem müssten Versuchsdaten von weiteren Salztypen und Lokationen ausgewertet werden, da einzelne Versuchsproben vom mittleren Verhalten eines Salztyps individuell immer etwas abweichen können und daher bei der Entwicklung der Formeln stets Nähe-

runge vorgenommen werden müssen, deren Unsicherheiten letztlich nur durch weitere Daten reduziert werden können.

Die Berechnung des Kriechbruchs mit dem CCDM in einem numerischen Rechenprogramm wie FLAC3D erfolgt nun derart, dass in einem Modellelement, in der die Dilatanzgrenze aus Gleichung (49) überschritten ist, das aktuelle Verformungsinkrement $\Delta \epsilon$ mit der momentanen Spannungsdifferenz über der Dilatanzgrenze ($\sigma_{\text{eff}} - \sigma_{\text{eff,Dil}}$) nach Gleichung (70) multipliziert und im Verlauf der weiteren Berechnung aufsummiert wird. Überschreitet dieser akkumulierte Wert von W_D den aus Gleichung (72) oder (73) zu erwartenden Grenzwert $W_{D\text{cf}}$, so ist in dieser Zone der Kriechbruch erreicht und die Modellierung des Nachbruchverhaltens setzt ein.

Das bedeutet, je tiefer die Modelllinie in Abb. 81 liegt, desto eher wird sie von der akkumulierten Verformungsarbeit W_D erreicht, desto eher tritt in den Berechnungen also der Kriechbruch ein. Deswegen lagen die Bruchpunkte in den Berechnungen der Speisesalz-Versuche mit der Beziehung (73) für Steinsalz aus Angersdorf bei zu geringen Verformungen.

Für die im Vergleich zu In-situ-Verformungsvorgängen relativ hohen Verformungsraten in Labor-Festigkeitsversuchen hat sich stets eine gute Übereinstimmung der berechneten Spannungszustände im Kriechbruch mit der Kurzzeitfestigkeitsgrenze ergeben [Hampel, 2010]. Dies bedeutet, dass mit den entwickelten Beziehungen sowohl der Kriechbruch als auch die Kurzzeitfestigkeit (als Spezialfall des Kriechbruchs für schnelle Verformungen) korrekt beschrieben wird.

7 Nachbruchverhalten und Restfestigkeit

Die Modellierung des Nachbruchverhaltens einschließlich der Annäherung an das Restfestigkeitsniveau erfolgte im CDM bisher über die Faktorfunktion P_F analog zur bisherigen Beschreibung der Dilatanz- und Schädigungswirkung auf die Gesamtverformungsrate mit δ_{dam} und dem Feuchteinfluss mit F_h , siehe Gleichung (28) auf Seite 16. Vor allem diese Formulierung verursachte manchmal erhebliche numerische Probleme in Modellberechnungen mit FLAC und JIFE, wenn zur Beschreibung der starken Entfestigung im Nachbruchbereich die Erhöhung der Verformbarkeit nur durch extrem große Werte von P_F zu erreichen war. Bei numerisch bedingten Spannungsschwankungen innerhalb der Stoffgesetziteration konnte es dann sogar zu Programmabstürzen kommen.

Daher wurde im vorliegenden Auftrag eine Beschreibung des Nachbruchverhaltens im Einklang mit der Modellierung der Dilatanz- und Schädigungswirkung aus Kap. 5.2 vorgenommen. Die allgemeine Formulierung von (66) auf Seite 79 lautet daher wie folgt:

$$\frac{d\varepsilon_{\text{ges.}}}{dt} = F_h \cdot \frac{b}{M} \frac{1}{r^2} v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh\left(\frac{b \Delta a}{M k_B T} \cdot \frac{\sigma^*}{1-D}\right) \quad (75)$$

Der gesamte Schädigungseinfluss D setzt sich dabei aus zwei Beiträgen im Vor- und Nachbruchbereich zusammen:

$$D = D_{\text{dam}} + D_{\text{cz}} \quad (76)$$

D_{dam} beschreibt, siehe Kap. 5.2, die Wirkung der Mikrorisse ab dem Überschreiten der Dilatanzgrenze, und zwar insgesamt bis zum Erreichen der Restfestigkeit, das heißt über den Bruch hinaus. D_{cz} steht für die zusätzliche starke Entfestigung des Materials aufgrund der Ausbildung einer Bruchzone (*cz: crack zone*) durch lokales Verbinden der Mikrorisse und der Abscherung in ihr. Letztere kommt zum Halten, wenn die Effektivspannung stark abgesunken ist und die Kohäsion der Bruchflächen wieder zunimmt. Das Restfestigkeitsniveau wird häufig nahe der Dilatanzgrenze beobachtet.

Da D in (75) im Argument des Sinus-Hyperbolicus steht, haben bereits kleine Änderungen von D große Auswirkungen auf die Gesamtverformungsrate, so dass mit dem Übergang der Beschreibung des Nachbruchverhaltens von P_F auf D_{cz} das Problem der großen Zahlenwerte nicht mehr auftritt. Es gilt aber auch hier das auf Seite 79 Gesagte: Da in Gleichung (75) D in einer Differenz im Nenner steht, dieser prinzipiell also Null werden könnte, sollte bei der Implementation von (77) in einen Rechencode sicherheitshalber eine Begrenzung auf einen großen Wert vorgenommen werden, vergleiche mit (69):

$$D = 0,8 \quad \text{für } D_{\text{dam}} + D_{\text{cz}} > 0,8 \quad (77)$$

Eine erste konkrete empirische Formulierung für D_{cz} wurde wiederum durch Nachrechnungen der IfG-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz und drei verschiedenen Temperaturen aus Verbundprojekt III entwickelt, darunter denen aus Abb. 74 bis Abb. 76. Sie lautet

$$D_{\text{cz}}(\sigma_{\text{min}}, \Delta d_{\text{dam}}) = (c_{\text{czl}} \cdot \Delta d_{\text{dam}})^2 \quad (78)$$

$$\Delta d_{\text{dam}} = \sigma_{\text{okt}} \cdot \Delta \varepsilon_{\text{vol}} \quad (79)$$

$$\Delta\varepsilon_{\text{vol}}(\sigma_{\text{min}}, W_D - W_{Dcf}) = \left[c_{cz2} \cdot \exp\left\{-\left(\frac{\sigma_{\text{min}}}{c_{cz3}}\right)^{\frac{1}{4}}\right\} \cdot (W_D - W_{Dcf}) \right]^2 \quad (80)$$

Mit steigender minimaler Hauptspannung σ_{min} (höherem Manteldruck in Laborversuchen) wird demnach der berechnete Effektivspannungsabfall im Nachbruchbereich flacher – im Einklang mit den Messungen. Die Differenz $W_D - W_{Dcf}$ in (80) bewirkt, dass ab dem (Kriech-)Bruch die zusätzliche volumetrische Verformung $\Delta\varepsilon_{\text{vol}}$ anwächst, welches ein Anwachsen der Entfestigung nach dem Bruch widerspiegelt. Diese Zusatzterme im Nachbruchbereich (79) und (80) sind bei der Berechnung der gesamten Dilatanz und Schädigung zu berücksichtigen:

$$\varepsilon_{\text{vol, ges}} = \varepsilon_{\text{vol}} + \Delta\varepsilon_{\text{vol}} \quad (81)$$

$$d_{\text{dam, ges}} = d_{\text{dam}} + \Delta d_{\text{dam}} \quad (82)$$

Der Vorteil der Formulierungen (78) bis (80) besteht darin, dass mit den Anpassparametern c_{cz1} bzw. c_{cz2} und c_{cz3} das Anwachsen der Dilatanz im Nachbruchbereich getrennt von deren Wirkung auf die Gesamtverformungsrate gesteuert werden kann. Bei der Kennwertbestimmung für diese Parameter werden demnach zunächst die Zahlenwerte für c_{cz2} und c_{cz3} durch Anpassung der Modellkurven an die gemessenen volumetrischen Verformungen ermittelt. Anschließend wird c_{cz1} solange verändert, bis die modellierten Spannungs-Verformungskurven die gemessenen Effektivspannungsabfälle im Nachbruchbereich möglichst gut wiedergeben.

Die Differenz $W_D - W_{Dcf}$ in (80) bewirkt auch, dass bei einem Unterschreiten der Dilatanzgrenze ε_{vol} und d_{dam} und daher D_{cz} nicht weiter anwachsen, weil W_D von der Differenz der Effektivspannung zur Dilatanzgrenze abhängt und daher nur oberhalb der Dilatanzgrenze größer als Null ist. Deswegen pendelt sich die Effektivspannung im Nachbruchbereich entsprechend den Beobachtungen schließlich in der Nähe des Niveaus der Dilatanzgrenze ein.

Die Ergebnisse der nun komplett möglichen Nachrechnungen der IfG-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz und drei verschiedenen Temperaturen sowie verschiedenen Manteldrücken zeigen Abb. 83 bis Abb. 85 (Spannungs-Verformungskurven), Abb. 86 bis Abb. 88 (Dilatanzentwicklung) sowie Abb. 89 (Versuche mit Manteldruck 20 MPa). Sämtliche Berechnungen erfolgten wiederum mit dem einheitlichen Kennwertsatz für das Asse-Speisesalz.

Die Proben der IfG-Laborversuche aus Abb. 83 bis Abb. 89 stammen innerhalb der Schachanlage Asse II nicht aus dem gleichen Bereich wie diejenigen der BGR-Versuche z. B. der großen Kriechserie aus Abb. 2 und der Kriechversuche aus Abb. 3. Die IfG-Proben zeigen daher vor allem bei höheren Temperaturen und Effektivspannungen ein etwas anderes Kriechverhalten, wie aus weiteren, nicht in diesem Bericht dargestellten Versuchsdaten zu ersehen ist. Die Kennwerte des stationären Kriechens wurden aber anhand der Daten der großen BGR-Versuchsserie ermittelt, siehe Abb. 24. Dies erklärt die Abweichungen der Modellkurven von den Messdaten bei den Nachrechnungen der IfG-Festigkeitsversuche bei 100 °C und Manteldrücken ab 1 MPa mit dem einheitlichen Kennwertsatz in Abb. 85, Abb. 88 und Abb. 89 unten.

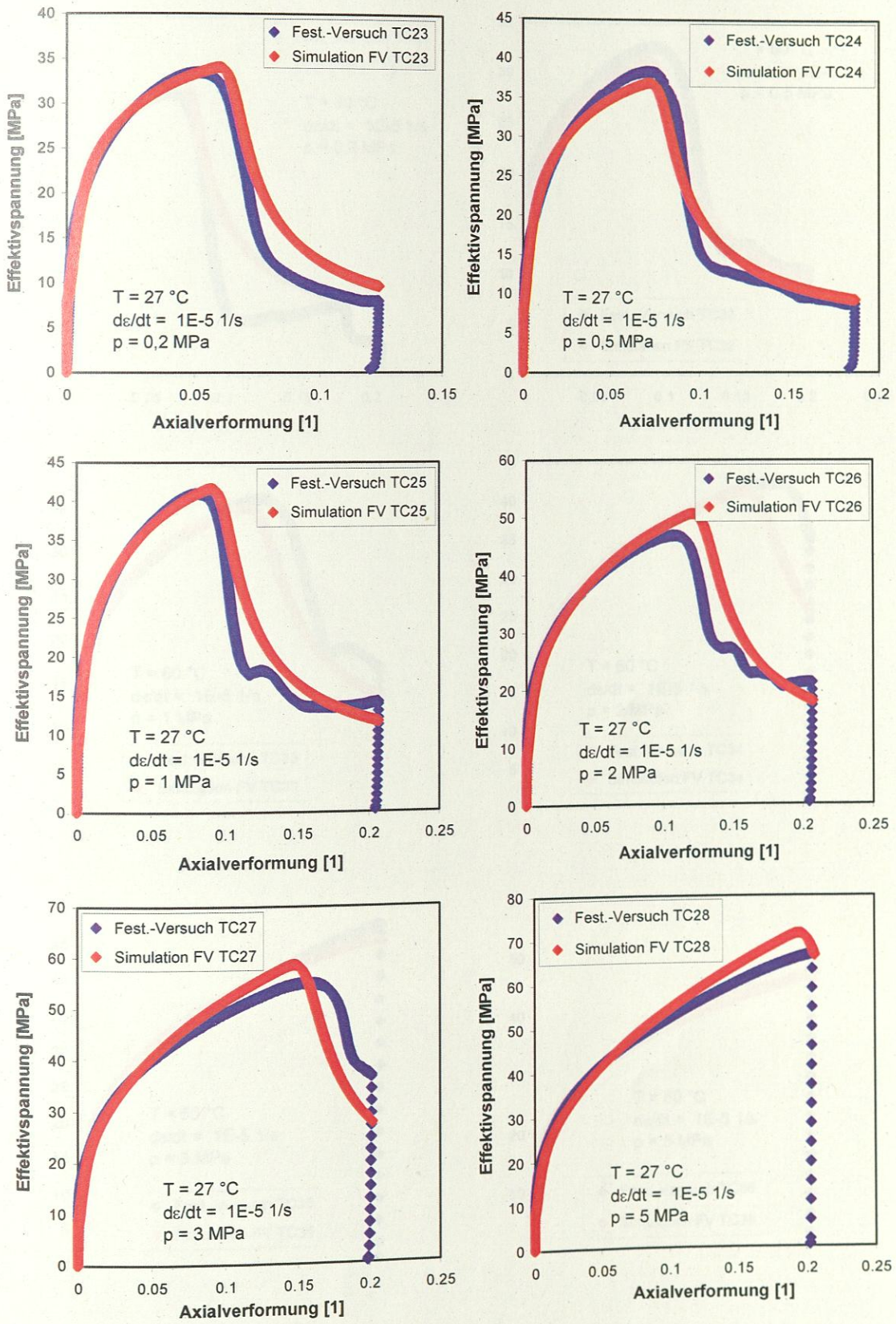


Abb. 83 Komplettre Nachrechnungen (rot) von sechs Festigkeitsversuchen des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz (z2SP) bei 27 °C und verschiedenen Manteldrücken p (blau) mit dem neuen CCDM und dem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.

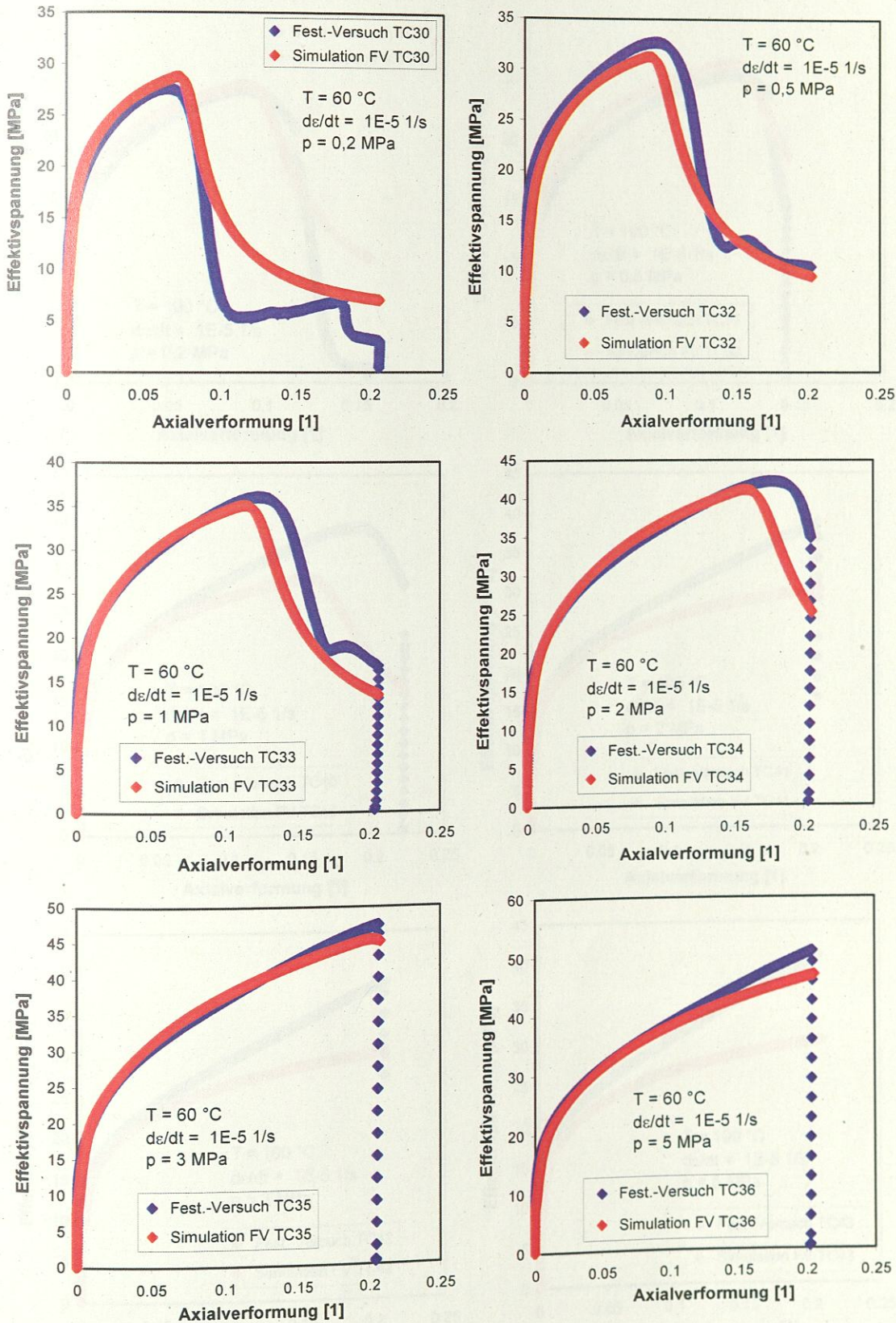


Abb. 84 Komplette Nachrechnungen (rot) von sechs Festigkeitsversuchen des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz (z2SP) bei 60 °C und verschiedenen Manteldrücken p (blau) mit dem neuen CCDM und dem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.

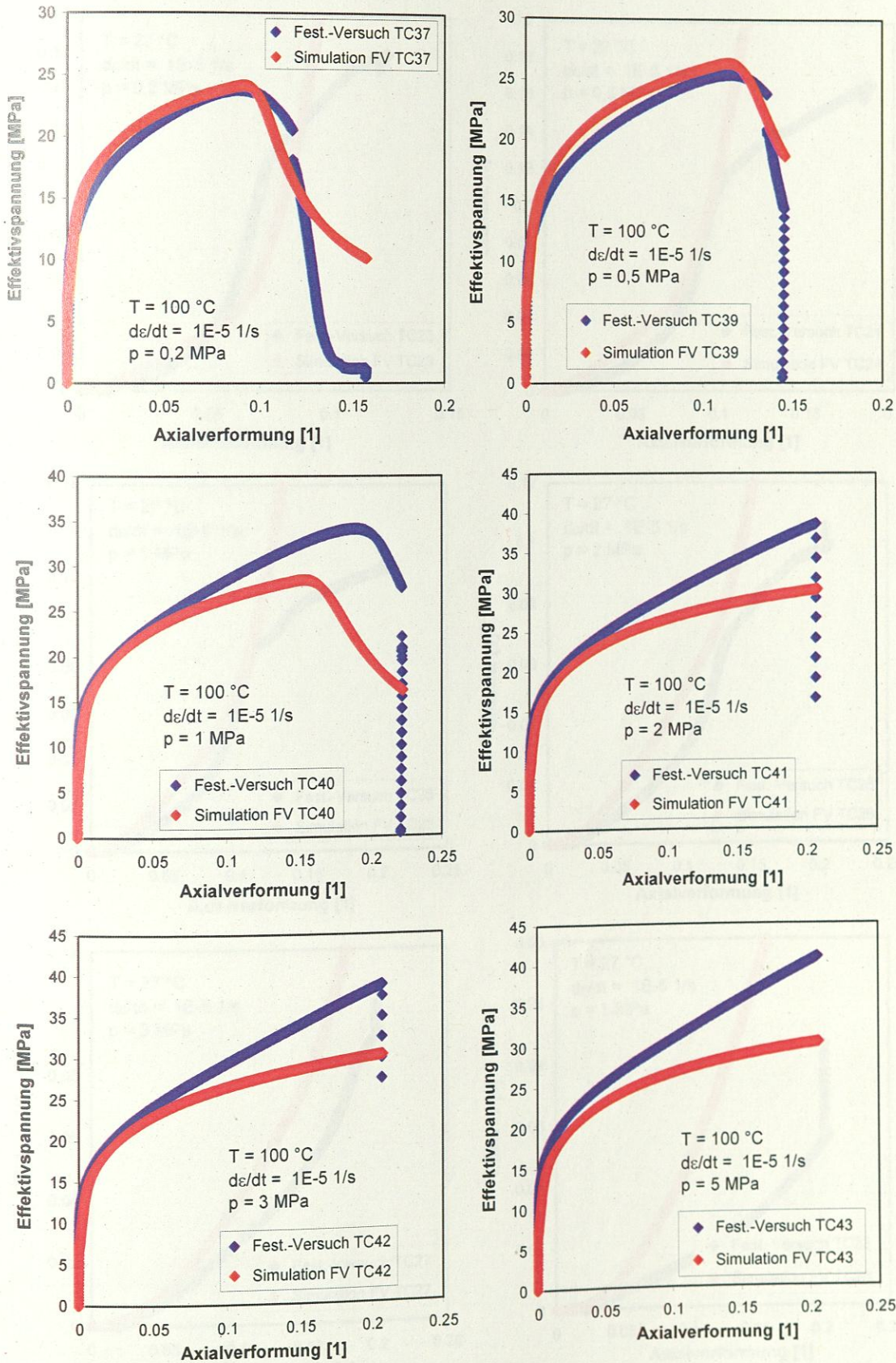


Abb. 85 Komplettrechnerungen (rot) von sechs Festigkeitsversuchen des IfG Leipzig mit Asse-Speisesalz (z2SP) bei 100 °C und verschiedenen Manteldrücken (blau) mit dem neuen CCDM und dem einheitlichen Kennwertsatz für diesen Salztyp.

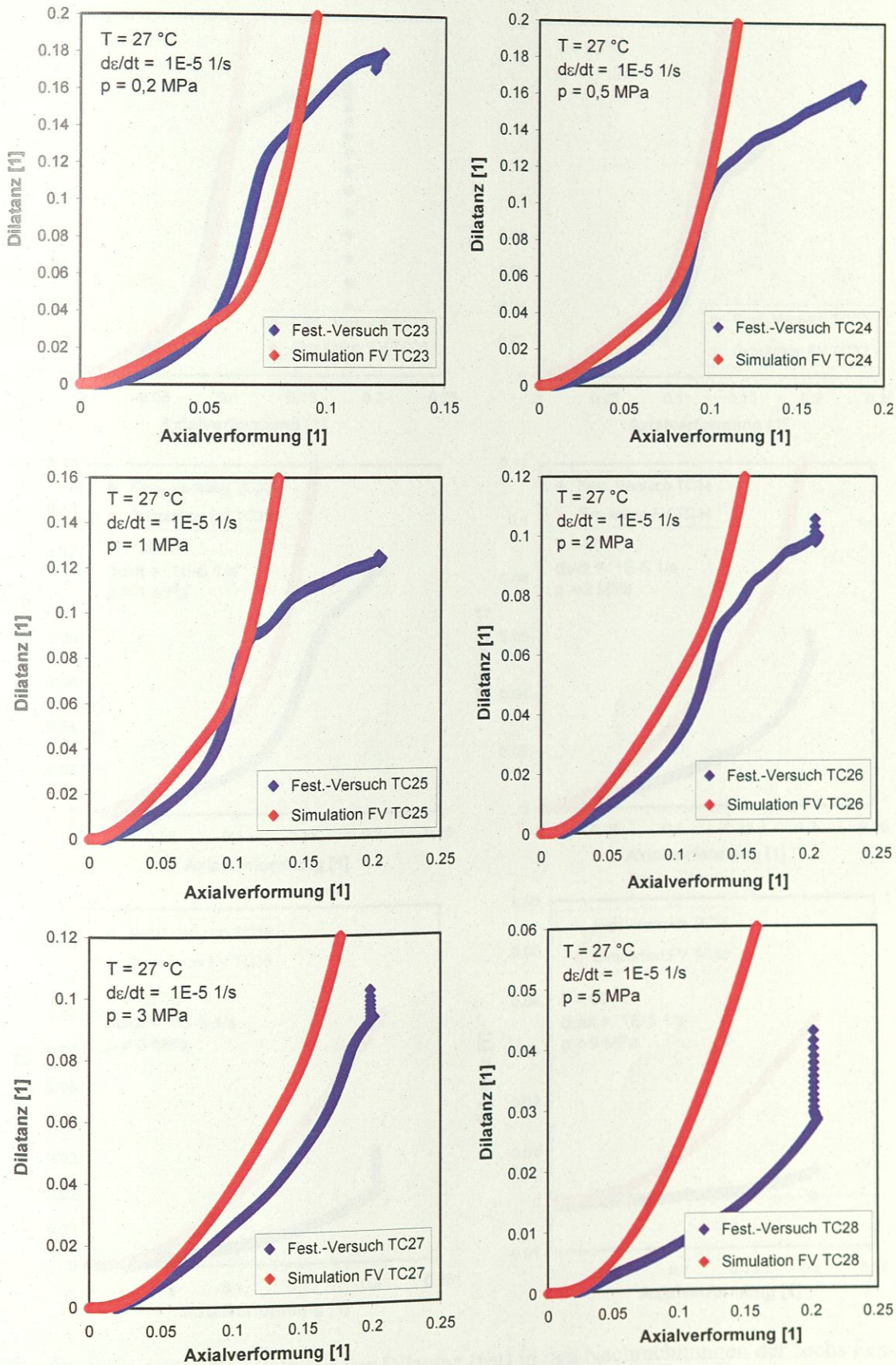


Abb. 86 Berechnete Entwicklung der Dilatanz (rot) in den Nachrechnungen der sechs Festigkeitsversuche des IfG Leipzig bei 27 °C aus Abb. 83 mit dem neuen CCDM und dem einheitlichen Kennwertsatz fürASSE-Speisesalz.

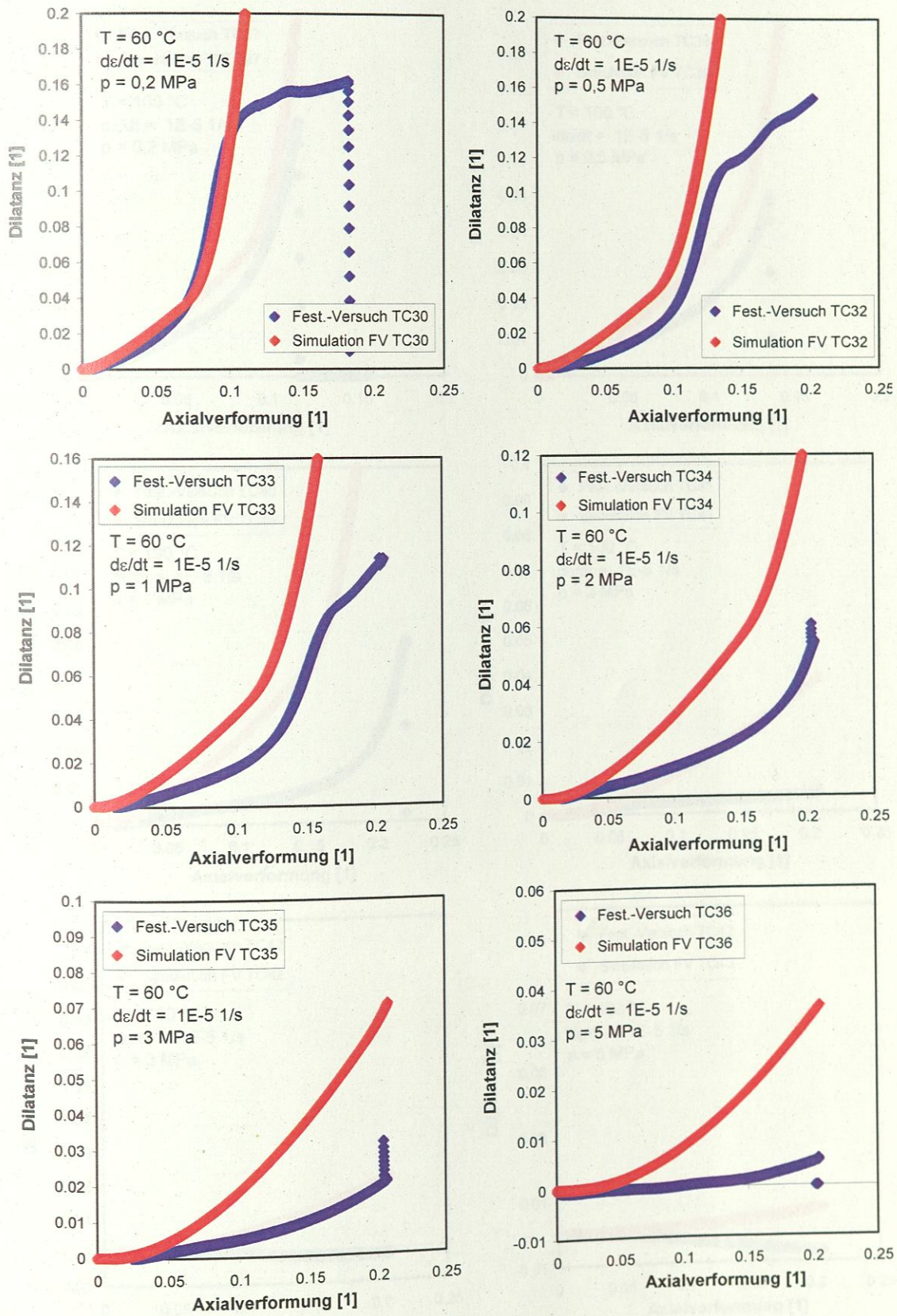


Abb. 87 Berechnete Entwicklung der Dilatanz (rot) in den Nachrechnungen der sechs Festigkeitsversuche des IfG Leipzig bei 60 °C aus Abb. 83 mit dem neuen CDM und dem einheitlichen Kennwertsatz für Asse-Speisesalz.

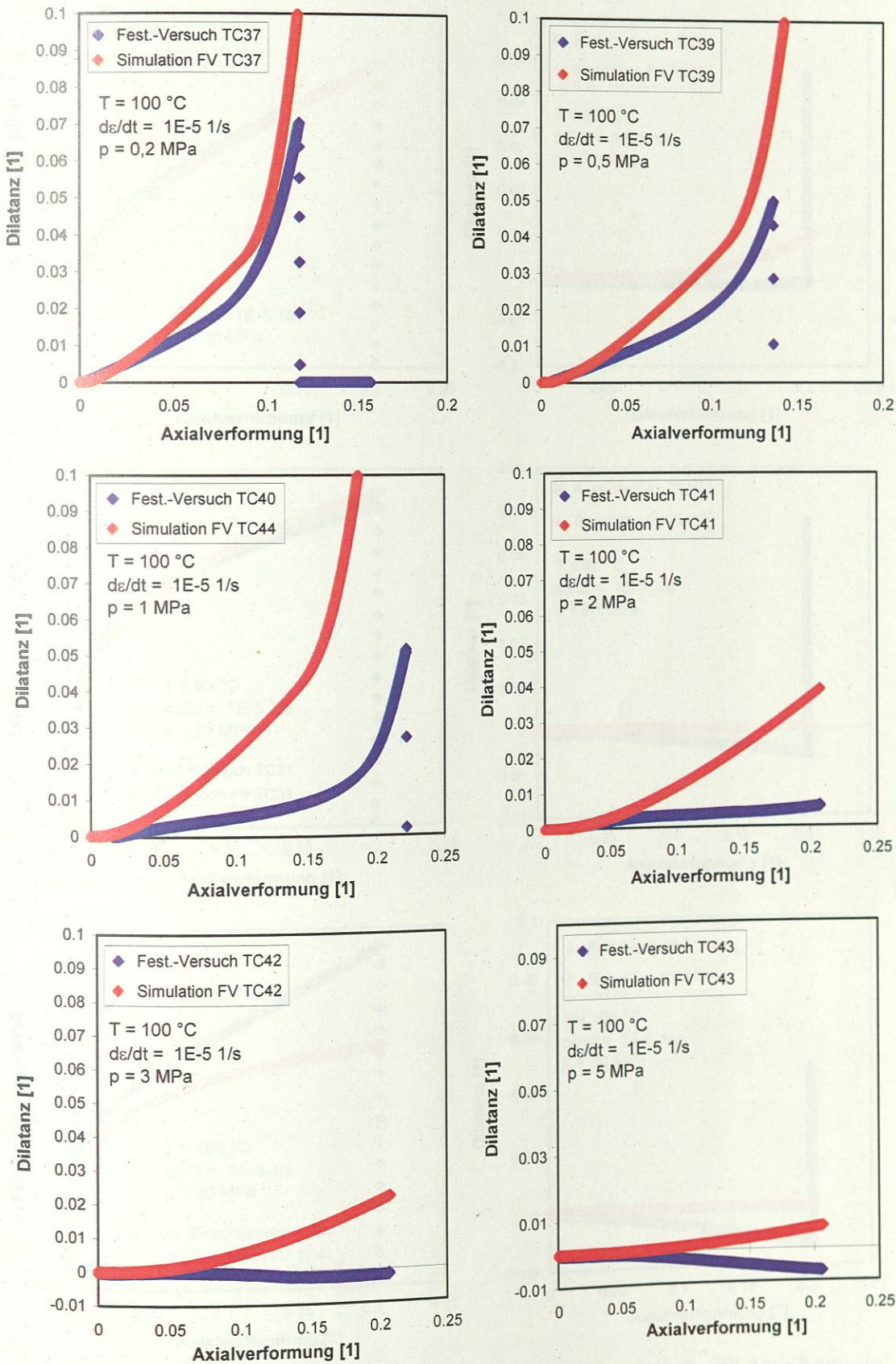


Abb. 88 Berechnete Entwicklung der Dilatanz (rot) in den Nachrechnungen der sechs Festigkeitsversuche des IfG Leipzig bei 100 °C aus Abb. 83 mit dem neuen CDM und dem einheitlichen Kennwertsatz für Asse-Speisesalz.

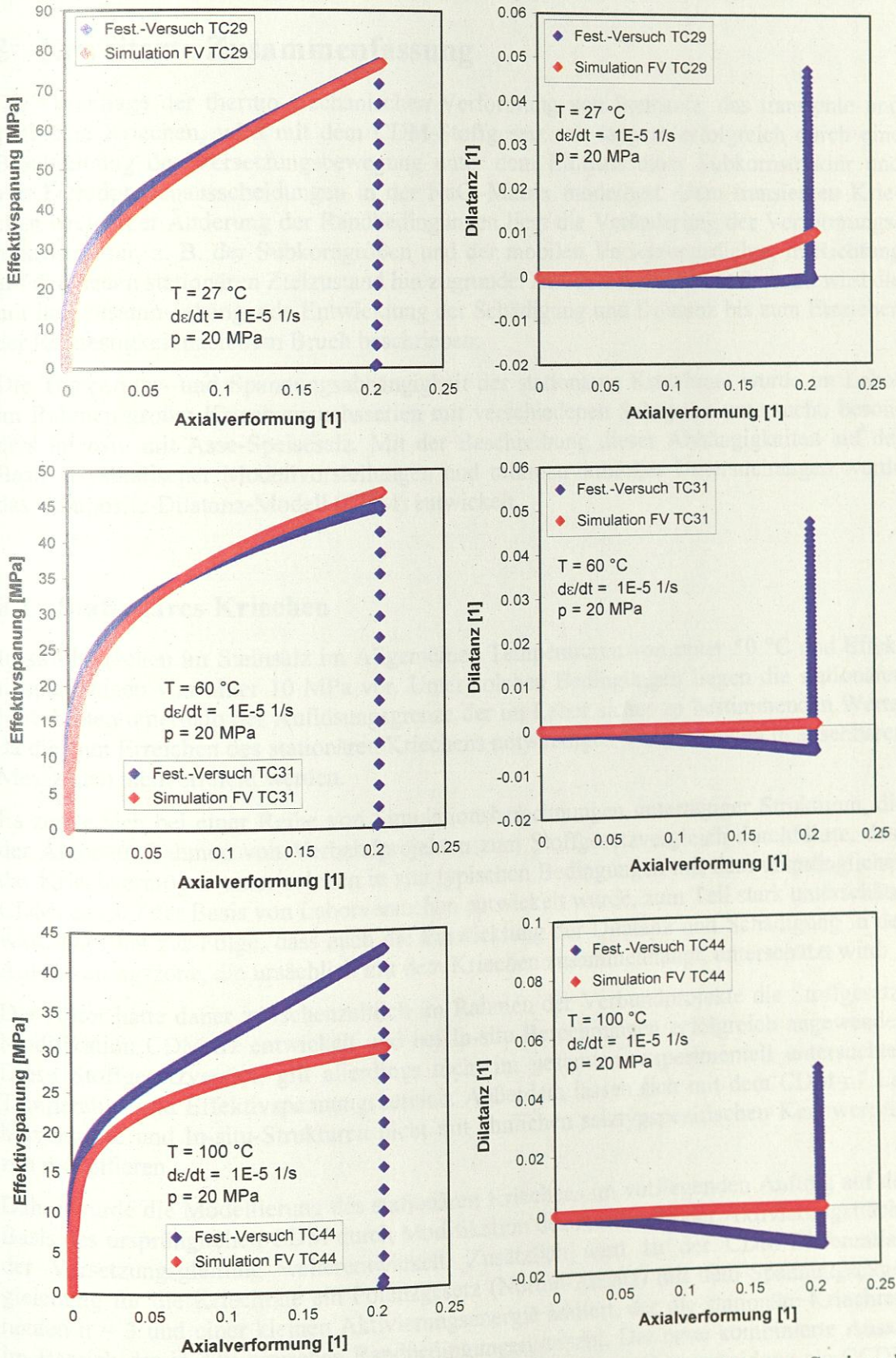


Abb. 89 Mit dem neuen CCDM und dem einheitlichen Kennwertsatz für Asse-Speisesalz berechnete Spannungs-Verformungskurve und Entwicklung der Dilatanz (rot) in den Nachrechnungen dreier Festigkeitsversuche des IfG Leipzig bei 27, 60 und 100 °C mit dem Manteldruck 20 MPa (blau).

8 Erweiterte Zusammenfassung

Die Grundlage der thermo-mechanischen Verformung von Steinsalz, das transiente und stationäre Kriechen, wird mit dem CDM-Stoffgesetz seit langem erfolgreich durch eine Beschreibung der Versetzungsbewegung unter dem Einfluss einer Subkornstruktur und von Fremdphasenausscheidungen in der NaCl-Matrix modelliert. Dem transienten Kriechen nach einer Änderung der Randbedingungen liegt die Veränderung der Verformungsmikrostruktur, z. B. der Subkorngrößen und der mobilen Versetzungsdichte, in Richtung auf den neuen stationären Zielzustand hin zugrunde. Auf dem Kriechen aufbauend wird die mit ihm zusammenhängende Entwicklung der Schädigung und Dilatanz bis zum Erreichen der Restfestigkeit nach dem Bruch beschrieben.

Die Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate wurde im Labor im Rahmen großer Kriechversuchsserien mit verschiedenen Salztypen untersucht, besonders intensiv mit Asse-Speisesalz. Mit der Beschreibung dieser Abhängigkeiten auf der Basis physikalischer Modellvorstellungen und mikrostruktureller Untersuchungen wurde das Composite-Dilatanz-Modell (CDM) entwickelt.

8.1 Stationäres Kriechen

In situ herrschen im Steinsalz im Allgemeinen Temperaturen von unter 50 °C und Effektivspannungen von unter 10 MPa vor. Unter solchen Bedingungen liegen die stationären Kriechraten unterhalb der Auflösungsgrenze der im Labor sicher zu bestimmenden Werte, da die zum Erreichen des stationären Kriechens notwendigen Verformungen in absehbaren Messzeiten nicht erreicht werden.

Es zeigte sich bei einer Reihe von Simulationsberechnungen untertägiger Strukturen, die der Autor im Rahmen von Verbundprojekten zum Stoffgesetzvergleich durchführte, dass das Kriechvermögen unter solchen in situ typischen Bedingungen mit dem ursprünglichen CDM, das auf der Basis von Laborversuchen entwickelt wurde, zum Teil stark unterschätzt wird. Dies hat zur Folge, dass auch die Entwicklung der Dilatanz und Schädigung in der Auflockerungszone, die ursächlich mit dem Kriechen zusammenhängt, unterschätzt wird.

Der Autor hatte daher zwischenzeitlich im Rahmen der Verbundprojekte die Stoffgesetz-Modifikation CDM-n7 entwickelt und bei In-situ-Berechnungen erfolgreich angewendet. Diese Stoffgesetzversion gilt allerdings nicht im gesamten, experimentell untersuchten Temperatur- und Effektivspannungsbereich. Außerdem lassen sich mit dem CDM-n7 Laborversuche und In-situ-Strukturen nicht mit ähnlichen salztypspezifischen Kennwertsätzen modellieren.

Daher wurde die Modellierung des stationären Kriechens im vorliegenden Auftrag auf der Basis des ursprünglichen CDM durch Modifikation des Ausdrucks der Aktivierungsfläche der Versetzungsgleitung weiterentwickelt. Zusätzlich wird zu der CDM-Differentialgleichung für die Kriechrate ein Potenzgesetz (Norton-Ansatz) mit dem Spannungsexponenten $n = 3$ und einer kleinen Aktivierungsenergie addiert, der die stationäre Kriechrate im Bereich der in situ typischen Randbedingungen anhebt. Der neue kombinierte Ansatz aus modifiziertem CDM und Potenzgesetz wird zur besseren Unterscheidung als CCDM (*Combined Composite Dilatancy Model*) bezeichnet.

Mit einem Potenzansatz mit $n = 3$ wird häufig das stationäre Kriechen kristalliner Materialien beschrieben, bei dem diffusionskontrollierte Verformungsprozesse dominieren. In der Tat zeigt ein Vergleich der mit dem neuen Formalismus modellierten stationären Kriechraten mit der Karte der Deformationsmechanismen von Frost und Ashby für NaCl qualitative Übereinstimmungen. In dem Bereich niedriger Effektivspannungen, in dem der Potenzansatz gegenüber dem CDM-Term überwiegt herrscht laut Frost und Ashby tatsächlich *diffusional flow* vor. Dies spricht dafür, dass die für den Bereich der in situ relevanten Randbedingungen vorgenommene CDM-Erweiterung physikalisch sinnvoll ist.

8.2 Transientes Kriechen

Die Modellierung des transienten Kriechens erfolgte bisher im Wesentlichen mit Hilfe einer Beschreibung der verformungsabhängigen Entwicklung dreier Subkorngrößenfraktionen w_1 , w_2 und w_3 in Richtung auf die stationäre Größe w_{ss} hin. Diese Formulierung beschreibt die Realität allerdings nur näherungsweise, da in verformten kristallinen Materialien wie dem natürlichen Steinsalz stets ein ganzes Spektrum verschiedener Subkorngrößen vorliegt.

Die Näherung mittels dreier Fraktionen führt bei der Nachrechnung von Festigkeitsversuchen zu leicht „eckigen“ Anstiegen der Spannungs-Verformungskurven, die keine genauere Bestimmung und daraus folgende verlässliche Modellierung des Schädigungseinflusses bis zum Bruch und darüber hinaus erlaubt. Denn dazu wird die Differenz zwischen einer Berechnung nur unter Berücksichtigung des Kriechens und der jeweiligen Messkurve ausgewertet, die oberhalb der Dilatanzgrenze auch den Schädigungseinfluss enthält. Ungenauigkeiten bei der Modellierung des transienten Kriechens wirken sich damit unmittelbar auf die Ermittlung des Schädigungseinflusses als Grundlage für dessen Modellierung aus.

Aus diesem Grund hat der Autor als Vorarbeit zu den weiteren Positionen dieses Auftrages zur Modellierung des Schädigungseinflusses und des Nachbruchverhaltens auch die Modellierung des transienten Kriechens überarbeiten müssen. Dabei hat er auf eigene Arbeiten aus einem früheren Auftrag des AG aus dem Jahre 2005 aufbauen können, in denen er die Möglichkeit der Modellierung des transienten Kriechens unter Berücksichtigung einer kontinuierlichen Subkorngrößenverteilung anstelle der drei diskreten Subkornfraktionen untersucht hatte. Daraus folgte, dass das Spektrum auch dadurch berücksichtigt werden kann, dass in der bisherigen Evolutionsgleichung für die Subkorngröße eine temperatur-, effektivspannungs- und nun auch dehnungsabhängige(!) Ratenkonstante verwendet wird.

Zahlreiche Versuchsnachrechnungen haben gezeigt, dass eine präzise Modellierung des transienten Kriechens und die Bestimmung der zugehörigen Kennwerte nicht allein aus Kriechversuchsdaten möglich ist. Dies liegt an der nicht unerheblichen natürlichen Streuung der Kriechversuchsergebnisse, die aus individuellen Unterschieden in der Mikrostruktur der verwendeten Proben resultiert. Daher müssen zur Charakterisierung des schädigungsfreien Kriechens auch Daten aus Festigkeitsversuchen verwendet werden. Dies ist auch deswegen geboten, weil auch bei der Verformung oberhalb der Dilatanzgrenze das Kriechen der dominierende Prozess ist. Die Einflüsse der Dilatanz und Schädigung liefern dort lediglich einen zusätzlichen Beitrag.

Nach der Umstellung der Modellierung des transienten Kriechens resultieren nun bei der Nachrechnung von Festigkeitsversuchen gleichmäßig gekrümmte Kurven, welche die Bestimmung des Schädigungseinflusses zuverlässiger ermöglichen. Damit wurde die Grundlage für die nachfolgende Ermittlung und Modellierung des Schädigungseinflusses und der Entfestigung im Vor- und Nachbruchbereich geschaffen.

8.3 Dilatanzgrenze

In zwei Verbundprojekten zum Vergleich von Stoffgesetzen für Steinsalz hat der Autor bei Modellberechnungen unterschiedlicher In-situ-Situationen festgestellt, dass mit den bisher beim AG verwendeten Dilatanzgrenzen von Cristescu und Hunsche und von Walter keine zutreffende Beschreibung der Auflockerung geschädigter Gesteinsbereiche gelingt. Insbesondere hat sich sowohl bei Simulationsberechnungen von In-situ-Strukturen als auch bei der Auswertung zahlreicher Laborversuche gezeigt, dass häufig bereits deutlich unter der Dilatanzgrenze von Walter ein merklicher Anstieg der Dilatanz und Schädigung auftritt.

Aus diesem Grund hat der Autor auf der Basis von Laboruntersuchungen des IfG Leipzig und der TU Clausthal mit Steinsalz der Grube Angersdorf eine besser zutreffende Formulierung der Dilatanzgrenze entwickelt, die nur von der minimalen Hauptspannung abhängt. Diese Formulierung gilt daher auch für andere Belastungsgeometrien, zum Beispiel den Lastpfad „Extension“.

Im Rahmen der Arbeiten des vorliegenden Auftrags wurde nachgewiesen, dass die neue Formulierung des Autors auch auf andere Salztypen und Lokationen angewendet werden kann, so dass sie allgemein bei Modellberechnungen die Spannungsbedingungen für den Einsatz der Dilatanz und Schädigung in den sich ausbildenden Auflockerungszonen in der Umgebung untertägiger Hohlräume korrekt beschreibt.

Die neue Formulierung („Dilatanzgrenze von Hampel“) wurde vom Autor bereits in 3D-Modellberechnungen mit dem CDM-Stoffgesetzsystem in FLAC3D im Verbundprojekt II erfolgreich angewendet. Es zeigte sich dabei eine gute Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse mit In-situ-Messdaten.

8.4 r_V -Formulierung und Schädigungseinfluss bis zum Bruch

Die spannungsabhängige Funktion r_V beschreibt den physikalischen Zusammenhang der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung mit dem transienten und stationären Kriechen. Im CDM tritt sie daher als Faktorfunktion zwischen der volumetrischen Verformungsrate und der Kriechrate auf. Gemäß dem r_V -Konzept ist die Schädigungsentwicklung im Dilatanzregime abhängig von der Differenz zwischen Oktaeder-Schubspannung und Dilatanzfestigkeit oder gleichwertig von der Differenz zwischen der aktuellen Effektivspannung und der bei gleicher minimaler Hauptspannung vorliegenden Effektivspannung auf der Dilatanzgrenze. Dieses Konzept wird im CDM seit längerem zur Berechnung der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung erfolgreich angewendet. Die bisherige Formulierung bezog sich auf die bisher beim AG genutzte Dilatanzgrenze von Walter.

Als Folge der Einführung der neuen Dilatanzgrenze des Autors war daher auch die r_V -Funktion zu überarbeiten. Bei deren Ableitung wurde angestrebt, dass sie die bisherigen, vom AG experimentell ermittelten Linien gleicher r_V -Werte im Oktaederspannungsdiagramm möglichst im gesamten Spannungsbereich annähert – außer bei sehr kleinen r_V -Werten, da $r_V = 0$ die jeweils verwendete Dilatanzgrenze beschreibt. Die neue Funktion erfüllt diese Anforderung bis über die Kurzzeitfestigkeitsgrenze hinaus.

Schädigung und Dilatanz sind eng miteinander verknüpft, weil sie beide auf der Ausbildung und Weiterentwicklung von Mikrorissen beruhen. Als Maß für die Schädigung wird daher im CDM wie auch im CCDM der Parameter d_{dam} als nicht-elastische volumetrische Verformungsarbeit modelliert, die dadurch ebenfalls mit der Kriechverformung gekoppelt

ist. Dieses ist physikalisch sinnvoll, weil mobile Versetzungen, die die Kriechverformung mikroskopisch begründen, bei fortschreitender Verfestigung des Materials Aufstauungen (*pile-ups*) bilden. Diese rufen lokale Spannungskonzentrationen hervor, die lokal zur Entstehung von Mikrorissen führen können.

Dilatanz und Schädigung bewirken ihrerseits aber auch eine Erhöhung der Gesamtverformungsrate, wodurch sich die Tragfähigkeit des Materials reduziert. Die zunehmende Entfestigung durch Schädigung führt schließlich zum makroskopischen Kriechbruch. Die Dilatanz- und Schädigungswirkung wurde bisher im CDM im Vorbruchbereich analog zum Feuchteinfluss über eine Faktorfunktion δ_{dam} modelliert, die in FLAC oder JIFE allerdings zum Teil numerische Probleme verursachte.

Im vorliegenden Auftrag wurde daher die Beschreibung der Dilatanz- und Schädigungswirkung durch eine schädigungsabhängige Beeinflussung der effektiven inneren Spannung σ^* im Argument des Sinus-Hyperbolicus umgestellt. Unterhalb der Dilatanzgrenze hat der neue Parameter für den Schädigungseinfluss D_{dam} den Wert Null, oberhalb wächst D_{dam} mit der zunehmenden Entstehung und dem Wachstum von Mikrorissen an. Daher hängt der Einfluss D_{dam} vom Schädigungsparameter d_{dam} ab. Die konkrete Funktion und Kennwerte für die Parameter wurden anhand von Nachrechnungen einer Reihe von Festigkeitsversuchen mit Asse-Speisesalz aus der Differenz zwischen einer Berechnung nur unter Berücksichtigung des Kriechens und der jeweiligen Messkurve, die oberhalb der Dilatanzgrenze auch den Schädigungseinfluss enthält, ausgewertet (siehe oben).

8.5 „Bruchkriterium“ – Modellierung des Kriechbruchs

Der makroskopische Bruch ist durch das Überschreiten der maximalen Tragfähigkeit des Materials gekennzeichnet. Im Festigkeitsversuch wird er daher durch ein Maximum der Spannungs-Verformungskurve sichtbar. In der bisher dem AG vorliegenden Version des CDM wurden Bruchvorgänge durch empirische Formeln für die Bruchspannungen oder Bruchverformungen an der Kurzzeitfestigkeitsgrenze berücksichtigt.

Oberhalb der Dilatanzgrenze tritt allerdings auch unterhalb der Kurzzeitfestigkeitsgrenze nach einiger Verformung schließlich ein Kriechbruch als Resultat einer fortschreitenden Schädigung ein. Die Ursache für diesen „Kriechbruch“ besteht darin, dass sich immer mehr Mikrorisse bilden und verlängern, bis sie sich schließlich in einem lokalen Bereich miteinander verbinden. In dieser sich ausbildenden Bruchzone erfolgt dann die makroskopische Abscherung. Hierfür existierte allerdings in der CDM-Version des AG bisher keine Beschreibung.

Daher wurde vom Autor eine Modellierung des Kriechbruchs entwickelt, die auf der Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze bis zum Bruch beruht. Die Berechnung des Kriechbruchs mit dem CCDM in einem numerischen Rechenprogramm erfolgt nun derart, dass, sobald die Dilatanzgrenze überschritten ist, das aktuelle Verformungsinkrement in einem Modellelement mit der momentanen Spannungsdifferenz über der Dilatanzgrenze multipliziert und im Verlauf der weiteren Berechnung aufsummiert wird. Überschreitet dieser akkumulierte Wert einen durch eine Formel gegebenen Grenzwert, so ist der Kriechbruch erreicht und die Modellierung des Nachbruchverhaltens setzt ein.

Die neue Formulierung wurde sowohl bei der Berechnung von Untertagestrukturen als auch bei Nachrechnungen von Laborversuchen erfolgreich angewendet. Für die im Vergleich zu In-situ-Verformungsvorgängen relativ hohen Verformungsraten in Laborfestigkeitsversuchen hat sich dabei eine gute Übereinstimmung der berechneten Spannungszu-

stände im Kriechbruch mit der Kurzzeitfestigkeitsgrenze ergeben. Dies bedeutet, dass mit den entwickelten Beziehungen sowohl der Kriechbruch als auch die Kurzzeitfestigkeit (als Spezialfall des Kriechbruchs für schnelle Verformungen) korrekt beschrieben wird.

8.6 Nachbruchverhalten und Restfestigkeit

Die Modellierung des Nachbruchverhaltens einschließlich der Annäherung an das Restfestigkeitsniveau erfolgte im CDM bislang über die Faktorfunktion P_F analog zur bisherigen Beschreibung der Dilatanz- und Schädigungswirkung mit δ_{dam} und dem Feuchteinfluss mit F_h . Vor allem diese Formulierung verursachte manchmal erhebliche numerische Probleme in Modellberechnungen mit FLAC und JIFE, da die Erhöhung der Verformbarkeit zur Beschreibung der starken Entfestigung im Nachbruchbereich nur durch sehr große Werte von P_F zu erreichen war. Bei numerisch bedingten Spannungsschwankungen innerhalb der Stoffgesetziteration konnte es dann sogar zu Programmabstürzen kommen.

Daher wurde im vorliegenden Auftrag eine Beschreibung des Nachbruchverhaltens analog zur neuen Modellierung der Dilatanz- und Schädigungswirkung durch eine schädigungsbedingte Beeinflussung der effektiven inneren Spannung σ^* im Argument des Sinus-Hyperbolicus vorgenommen. Der gesamte Schädigungseinfluss D im Vor- und Nachbruchbereich setzt sich somit aus zwei Beiträgen zusammen: D_{dam} beschreibt die Wirkung der Mikrorisse ab dem Überschreiten der Dilatanzgrenze (siehe oben), und zwar über den Bruch hinaus bis zum Erreichen der Restfestigkeit. D_{cz} steht für die zusätzliche starke Entfestigung nach dem Bruch aufgrund der Ausbildung einer Bruchzone (*crack zone*) durch lokales Verbinden der Mikrorisse und die Abscherung in ihr. Letztere kommt zum Halten, wenn die Effektivspannung stark abgesunken ist und die Kohäsion der Bruchflächen wieder zunimmt. Das Restfestigkeitsniveau wird häufig nahe der Dilatanzgrenze beobachtet.

Eine konkrete empirische Formulierung für D_{cz} wurde wiederum durch Nachrechnungen der IfG-Festigkeitsversuche mit Asse-Speisesalz bei drei verschiedenen Temperaturen aus Verbundprojekt III entwickelt. Sie enthält die minimale Hauptspannung und die Differenz der akkumulierten Verformungsarbeit oberhalb der Dilatanzgrenze zu deren Wert im Bruch (siehe oben). Nach dem Bruch resultieren aufgrund der Abscherung in der Bruchzone Zusatzbeiträge zur Dilatanz und Schädigung.

Bei einem erneuten Unterschreiten der Dilatanzgrenze nach dem Bruch wächst D_{cz} nicht weiter an, weil die akkumulierte Verformungsarbeit nur oberhalb der Dilatanzgrenze größer als Null ist. Deswegen pendelt sich die Effektivspannung im Nachbruchbereich schließlich wie beobachtet automatisch in der Nähe des Niveaus der Dilatanzgrenze ein.

8.7 Resümee

Insgesamt wurde in diesem Auftrag das stationäre und das transiente Kriechen, die Formulierung der Dilatanzgrenze, der rV -Funktion zur Berechnung der Dilatanz- und Schädigungsentwicklung, deren Einfluss auf die Gesamtverformung, der Kriechbruch und das Nachbruchverhalten einschließlich der Annäherung an das Restfestigkeitsniveau überarbeitet. Die Gültigkeit der neuen Beschreibungen wurde durch Nachrechnungen zahlreicher Kriech- und Festigkeitsversuche bei verschiedenen Temperaturen, Manteldrücken und Effektivspannungen nachgewiesen. Außerdem haben sich die Formulierungen bei Modellberechnungen des Autors mit FLAC3D im Rahmen von Verbundprojekten zum Vergleich von Stoffgesetzen für Steinsalz bewährt.

In der vorliegenden Arbeit wurde gezeigt, dass das neue CCDM die hohen Anforderungen an ein modernes Stoffgesetz erfüllt:

1. Das Stoffgesetz modelliert die relevanten Verformungsphänomene im Steinsalz auf physikalisch sinnvolle Weise.
2. Die modellierten stationären Kriechraten beschreiben die Ergebnisse der großen Kriechversuchsserien im gesamten Temperatur- und Spannungsbereich korrekt.
3. Alle Laborversuchskurven zu einem Steinsalztyp werden mit einem einheitlichen Kennwertsatz der Stoffgesetzparameter im gesamten experimentell untersuchten Temperatur- und Spannungsbereich erfolgreich nachgerechnet.
4. Das Stoffgesetz beschreibt mit dem einheitlichen Kennwertsatz auch die Befunde aus mikrostrukturellen und weiteren unabhängigen experimentellen Untersuchungen dieses Salztyps korrekt.
5. Um das Verformungsverhalten unter In-situ-Bedingungen in guter Übereinstimmung mit untertägigen Messergebnissen zu modellieren, ist lediglich eine Feinjustierung eines oder einiger weniger Parameter notwendig. Alle übrigen Kennwerte können direkt aus den Laborversuchsanpassungen übernommen werden.

9 Literatur

zu Verbundprojekt I:

A. Hampel, O. Schulze, U. Heemann, F. Zetsche, R.-M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, Z. Hou, R. Wolters, U. Düsterloh, D. Zapf, R. Rokahr & A. Pudewills (2007): *Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen*. – Abschlussbericht (Synthesebericht + Einzelberichte) zum BMBF-Verbundprojekt (FKZ 02C1004-02C1054), Projektträger Karlsruhe im Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE).

A. Hampel (2007): *Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen*. – BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zu Teilvorhaben 1, Förderkennzeichen 02C1004.

R.-M. Günther, W. Minkley & K. Salzer (2007): *Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen*. – BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zu Teilvorhaben 3, Förderkennzeichen 02C1024.

zu Verbundprojekt II:

A. Hampel, R.-M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, A. Pudewills, B. Leuger, D. Zapf, R. Rokahr, K. Herchen, R. Wolters & U. Düsterloh (2010): *Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz*. – Abschlussbericht (Synthesebericht + Einzelberichte) zum BMBF-Verbundprojekt (FKZ 02C1577-02C1617), Projektträger Karlsruhe im Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE).

A. Hampel (2010): *Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz*. – BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zu Teilvorhaben 1, Förderkennzeichen 02C1577.

A. Hampel, K. Salzer, R.-M. Günther, W. Minkley, A. Pudewills, B. Leuger, D. Zapf, K. Staudtmeister, R. Rokahr, K. Herchen, R. Wolters & K.-H. Lux (2012): *Joint projects on the comparison of constitutive models for the mechanical behavior of rock salt. II. Overview of the models and results of 3-D benchmark calculations*. – In: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen & M. Tijani (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Salt VII*; Proc. of the Seventh Conf. (Saltmech7), Paris, April 2012, S. 231-240, CRC Press/Balkema, Leiden (Taylor & Francis Group, London).

R.-M. Günther, W. Minkley, K. Salzer, T. Popp, M. Wiedemann & D. Weise (2010): *Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz*. – BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zu Teilvorhaben 2, Förderkennzeichen 02C1587.

K. Salzer, R.-M. Günther, W. Minkley, T. Popp, M. Wiedemann, A. Hampel, A. Pudewills, B. Leuger, D. Zapf, K. Staudtmeister, R. Rokahr, K. Herchen, R. Wolters & K.-H. Lux (2012): *Joint projects on the comparison of constitutive models for the mechanical behavior of rock salt. I. Overview of the projects, reference mine for 3-D benchmark calculations, in-situ measurements and laboratory tests*. – In: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-

Hassen & M. Tijani (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII; Proc. of the Seventh Conf. (Saltmech7), Paris, April 2012, S. 221-230, CRC Press/Balkema, Leiden (Taylor & Francis Group, London).

R. Wolters, K. Herchen, U. Düsterloh & K.-H. Lux (2010): *Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz*. – BMBF-Verbundprojekt, Ergebnisbericht zu Teilvorhaben 5, Förderkennzeichen 02C1617.

sonstige Quellen:

BGR (2011): Die Daten und Informationen wurden dem AN vom AG zur Verfügung gestellt.

N. C. Carter, F. D. Hansen & P. E. Senseny (1982): *Stress magnitudes in natural rock salt*. – J. Geophys. Res., Bd. 87, S. 9289-9300.

N. Cristescu & U. Hunsche (1996): *A comprehensive constitutive equation for rock salt: determination and application*. – In: M. Ghoreychi, P. Berest, H.R. Hardy, Jr., & M. Langer (Hrsg.): *The Mechanical Behaviour of Salt*, Proceedings of the 3rd Conference, Palaiseau, 1993, S. 191-205, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld.

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

I. Doeven, P. P. Soullié & L. H. Vons (1983): *Convergence measurements in the dry-drilled 300 m borehole in the Asse-II saltmine*. – European Applied Research Reports - Nuclear Science and Technology section, Vol. 5 (2), 267-324, Harwood Acad. Publ.

P. Haasen (1974): *Physikalische Metallkunde*. – 379 S. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg.

A. Hampel (2000): *Weiterentwicklung des Verbundmodells zur Beschreibung der rissfreien Verformung von Salzgestein*. – Abschlussbericht zum BGR-Auftrag Nr. 2-712658, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, 162 S.

A. Hampel (2002): *Durchführung einer Modellierung der Entwicklung der Verformung, der Schädigung und des Bruchmusters in Verformungsversuchen am Steinsalz*. – Abschlussbericht zum BGR-Auftrag Nr. 201011019, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, 220 S.

A. Hampel (2005): *Modellierung des transienten Kriechens mit einer kontinuierlichen Subkorngößenverteilung im Rahmen des CDM-Stoffgesetzsystems*. – Abschlussbericht zum BGR-Auftrag Nr. 201-4500023763, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, 99 S.

A. Hampel (2012): *The CDM constitutive model for the mechanical behavior of rock salt: Recent developments and extensions*. – In: P. Bérest, M. Ghoreychi, F. Hadj-Hassen & M. Tijani (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Salt VII*; Proc. of the Seventh Conf. (Saltmech7), Paris, April 2012, S. 45-55, CRC Press/Balkema, Leiden (Taylor & Francis Group, London).

A. Hampel & U. Hunsche (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*, Proceedings of the 5th Conference on the Mechanical Behavior of Salt (MECASALT 5), Bukarest, 1999, S. 193-207, Swets & Zeitlinger (A.A. Balkema Publishers), Lisse.

- A. Hampel, U. Hunsche, I. Plischke & O. Schulze (1996): *Thermomechanisches Verhalten von Salzgesteinen*. – Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben, BMBF-Förderkennzeichen 02E85420, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, Archiv-Nr. 114 805.
- A. Hampel, U. Hunsche, P. Weidinger & W. Blum (1998): *Description of the creep of rock salt with the composite model - II. Steady-state creep*. – In: M. Aubertin & H.R. Hardy, Jr. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt, Proc. of the 4th Conference (MECASALT IV)*, Montréal, Juni 1996, S. 287-299, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld.
- A. Hampel & O. Schulze (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, S. 99-107, Taylor & Francis (Balkema), London.
- U. Hunsche & A. Hampel (1999): *Rock salt – the mechanical properties of the host rock material for a radioactive waste repository*. – *Engineering Geology* 52: 271-291. Amsterdam: Elsevier Science Publishers.
- U. Hunsche, G. Mingerzahn & O. Schulze (1996): *The influence of textural parameters and mineralogical composition on the creep behaviour of rock salt*. – In: M. Ghoreychi, P. Bérest, H.R. Hardy, Jr., & M. Langer (Hrsg.): *The Mechanical Behaviour of Salt, Proceedings of the 3rd Conference, Palaiseau, 1993*, S. 143-151, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld.
- U. Hunsche, O. Schulze, F. Walter & I. Plischke (2003): *Projekt Gorleben 9G2138110000 – Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein*. – Abschlussbericht, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, Tagebuch-Nr. 11766/03, 157 S.
- M. J. S. Lowe & N. C. Knowles (1989): *COSA II: Further benchmark exercises to compare geomechanical computer codes for salt*. – Final report. Contract No. FI 1W/0054/UK, ISBN 92-825-9943-4m, Catalogue No. CD-NA-12135-EN-C (EUR 12135 EN), 408 S., Commission of the European Communities, Office for Official Publ., Luxembourg.
- Orowan, E. (1940): *Problems of plastic gliding*. – *Proc. Phys. Soc.*, Bd. 52, S. 8-22.
- T. Popp (2011): *Untersuchungen zur Ermittlung der Dilatanzgrenze an Steinsalz aus der Lokation Gorleben*. – Laborbericht (Entwurf vom 17.10.2011, Stand: 30.11.2011) zum BGR-Auftrag Nr. 201-4500065661, IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig.
- S. Vogler (1992): *Kinetik der plastischen Verformung von natürlichem Steinsalz und ihre quantitative Beschreibung mit dem Verbundmodell*. – Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 150 S.
- J. Weertman & J. R. Weertman (1983): *Mechanical properties, strongly temperature-dependent*. – In: R. W. Cahn & P. Haasen (Hrsg.): *Physical Metallurgy*. 3. Auflage, S. 1310-1340. Elsevier Science Publ.
- P. Weidinger (1998): *Verformungsverhalten natürlicher Steinsalze – Experimentelle Ermittlung und mikrostrukturell begründete Modellierung*. – Dissertation D29, Universität Erlangen-Nürnberg, 164 S., Shaker Verlag, Aachen.
- P. Weidinger, A. Hampel, W. Blum, & U. Hunsche (1997): *Creep behaviour of natural rock salt and its description with the composite model*. – *Materials Science and Engineering* A234-236: 646-648.

