




**Tragfähigkeitsanalyse des Gesamtsystems der  
Schachtanlage Asse in der Betriebsphase**



**Institut  
für  
Gebirgsmechanik  
GmbH**

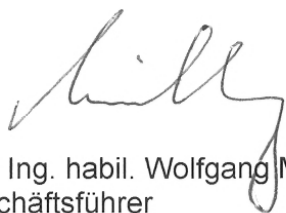


# Tragfähigkeitsanalyse des Gesamtsystems der Schachtanlage Asse in der Betriebsphase

Bericht im Rahmen der LVB II des Rahmenvertrages „Gebirgsmechanische  
Modellierung“

Auftrag Nr. B IfG 19 / 2003, Revision 02

Leipzig, den 06.10.2006



Dr. - Ing. habil. Wolfgang Minkley  
Geschäftsführer



Dr. - Ing. Peter Kamlot  
Projektleiter



## Inhaltsverzeichnis

<b>1.</b>	<b>VERANLASSUNG UND ZIELSTELLUNG .....</b>	<b>4</b>
<b>2.</b>	<b>DARSTELLUNG DER STANDORTBEDINGUNGEN .....</b>	<b>5</b>
<b>3.</b>	<b>BEARBEITUNGSABLAUF .....</b>	<b>8</b>
<b>4.</b>	<b>DARSTELLUNG DER FÜR DIE STOFFGESETZFORMULIERUNG DURCHGEFÜHRTEN LABORVERSUCHE AM LEINESTEINSALZ, CARNALLITIT UND VERSATZ .....</b>	<b>10</b>
<b>4.1</b>	<b>LABORVERSUCHE AM STEINSALZ ZUR ERMITTLUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG BEI GROßEN DEFORMATIONEN, DES ZEITABHÄNGIGEN VERHALTENS SOWIE DES LÖSUNGSEINFLUSSES .....</b>	<b>10</b>
<i>4.1.1</i>	<i>Probenahmeorte und petrographische Kurzbeschreibung.....</i>	<i>10</i>
<i>4.1.2</i>	<i>Ermittlung der Dichten, Durchschallungsgeschwindigkeiten und dynamischen Parameter .....</i>	<i>12</i>
<i>4.1.3</i>	<i>Versuchsaufbau und Versuchstechnik .....</i>	<i>19</i>
<i>4.1.4</i>	<i>Bestimmung der elastischen Konstanten .....</i>	<i>21</i>
<i>4.1.5</i>	<i>Festigkeitsversuche unter konstanter Einspannung bis in den Restfestigkeitsbereich.....</i>	<i>23</i>
<i>4.1.6</i>	<i>Kriechverhalten des intakten und entfestigten Steinsalzes.....</i>	<i>26</i>
<b>4.2</b>	<b>LABORVERSUCHE AM CARNALLITIT ZUR ERMITTLUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG BEI GROßEN DEFORMATIONEN, DES ZEITABHÄNGIGEN VERHALTENS SOWIE DES LÖSUNGSEINFLUSSES .....</b>	<b>27</b>
<i>4.2.1</i>	<i>Probenahmeorte und petrographische Kurzbeschreibung.....</i>	<i>27</i>
<i>4.2.2</i>	<i>Ermittlung der Dichten, Durchschallungsgeschwindigkeiten und dynamischen Parameter .....</i>	<i>29</i>
<i>4.2.3</i>	<i>Bestimmung der elastischen Konstanten .....</i>	<i>34</i>
<i>4.2.4</i>	<i>Festigkeitsverhalten ohne und mit Lösungseinfluss .....</i>	<i>35</i>
<i>4.2.5</i>	<i>Kriechverhalten des intakten und entfestigten Carnallitits.....</i>	<i>38</i>
<b>4.3</b>	<b>LABORVERSUCHE AN DEN IM BERGWERK ASSE EINGEBRACHTEN VERSATZARTEN ZUR ERMITTLUNG DES KOMPAKTIONSVERHALTENS IM TROCKENEN ZUSTAND UND UNTER LÖSUNGSEINFLUSS .....</b>	<b>40</b>
<b>5.</b>	<b>DARLEGUNG UND BEGRÜNDUNG DER IN DEN RECHENMODELLEN VERWENDETEN STOFFANSÄTZE UND MATERIALPARAMETER .....</b>	<b>45</b>
<b>5.1</b>	<b>STOFFANSATZ UND PARAMETER ZUR NACHBILDUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG SOWIE DES KRIECHVERHALTENS VON STEINSALZ .....</b>	<b>45</b>

---

<b>5.2</b>	<b>STOFFANSATZ UND MATERIALPARAMETER ZUR NACHBILDUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG SOWIE DES KRIECHVERHALTENS VON CARNALLIT .....</b>	<b>52</b>
<b>5.3</b>	<b>STOFFANSATZ UND MATERIALPARAMETER ZUR MODELLIERUNG DES VERSATZDRUCKVERHALTENS VOR UND NACH DER SCHUTZFLUIDEINLEITUNG .....</b>	<b>55</b>
<b>5.4</b>	<b>ABLEITUNG DER KENNWERTE FÜR DAS DECKGEBIRGE .....</b>	<b>58</b>
5.4.1	<i>Lithologie der Deckgebirgsschichten .....</i>	58
5.4.2	<i>Richtung der Festigkeitsanisotropien infolge der tektonischen Gliederung sowie des Schichtflächeneinfallens .....</i>	59
5.4.3	<i>Anwendung ingenieurgeologischer Verfahren zur Abminderung von Gesteinsfestigkeiten auf Gebirgsfestigkeiten .....</i>	62
5.4.4	<i>Parameter für die Deckgebirgsmatrix und die Schichtung .....</i>	64
<b>6.</b>	<b>BESCHREIBUNG DES GROßRÄUMIGEN 2D-MODELLS GRUBENGEBAUDE-DECKGEBIRGE UND BERECHNUNG DES GRUNDSPANNUNGSZUSTANDES ...</b>	<b>68</b>
<b>6.1</b>	<b>RICHTUNG DES MODELLSCHNITTES, MODELLGRÖßE UND RANDBEDINGUNGEN.....</b>	<b>68</b>
<b>6.2</b>	<b>STRATIGRAPHIE UND TEKTONIK .....</b>	<b>69</b>
<b>6.3</b>	<b>BERECHNUNG DES GRUNDSPANNUNGSZUSTANDES.....</b>	<b>71</b>
<b>6.4</b>	<b>MODELLIERUNG DER AUFFAHRUNGEN UND DES VERSATZEINBRINGENS ....</b>	<b>73</b>
<b>6.5</b>	<b>MODELL DER LASTANNAHMEN IM DECKGEBIRGE .....</b>	<b>76</b>
<b>7.</b>	<b>BESCHREIBUNG EINES 3D-MODELLS ZUR TRAGFÄHIGKEITSBEWERTUNG... </b>	<b>80</b>
<b>7.1</b>	<b>BEGRÜNDUNG.....</b>	<b>80</b>
<b>7.2</b>	<b>MODELLAUFBAU, RANDBEDINGUNGEN UND VERSATZEINBRINGEN .....</b>	<b>80</b>
<b>8.</b>	<b>DARSTELLUNG UND BEWERTUNG DER GEGENWÄRTIGEN BEANSPRUCHUNGSSITUATION .....</b>	<b>83</b>
<b>8.1</b>	<b>METHODISCHE HERANGEHENSWEISE.....</b>	<b>83</b>
<b>8.2</b>	<b>GEBIRGSMECHANISCHE ENTWICKLUNG IM GESAMTSYSTEM BIS ZUR GEGENWART .....</b>	<b>84</b>
8.2.1	<i>Zweidimensionale Modellrechnungen .....</i>	84

---

---

8.2.2	<i>Dreidimensionale Modellrechnungen</i> .....	87
8.3	<b>BEWERTUNG DER GEGENWÄRTIGEN BEANSPRUCHUNG DER PFEILER UND SCHWEBEN</b> .....	88
8.3.1	<i>Vergleich der berechneten Hauptspannungszustände mit In-situ-Messwerten</i> .....	88
8.3.2	<i>Bewertung der gegenwärtigen plastischen Deformationen</i> .....	90
8.3.3	<i>Bewertung der Stützwirkung der Schwebenringe</i> .....	90
9.	<b>BEWERTUNG DES SCHLIEßUNGSKONZEPTE UND PROGNOSE DER GEBIRGSMCHANISCHEN ENTWICKLUNG BIS ZUM ENDE DER BETRIEBSPHASE</b> .....	93
9.1	<b>BEGRÜNDUNG DER NOTWENDIGKEIT ZUSÄTZLICHER TECHNISCHER MAßNAHMEN INNERHALB DES SCHLIEßUNGSKONZEPTE UND IHRER ZIELSETZUNG</b> .....	93
9.2	<b>FESTLEGUNG DER ZU UNTERSUCHENDEN VARIANTEN DES SCHLIEßUNGSKONZEPTE SOWIE DER WESENTLICHEN EINWIRKUNGEN FÜR BANDBREITENRECHNUNGEN</b> .....	96
9.3	<b>BERECHNUNG UND BEWERTUNG DER VARIANTEN DES SCHLIEßUNGSKONZEPTE ZUR BEGRENZUNG DER DECKGEBIRGSVERSCHIEBUNGSRATEN</b> .....	101
9.4	<b>ÜBERPRÜFUNG DER ERHÖHTEN DECKGEBIRGSVERSCHIEBUNGSRATEN OHNE PNEUMATISCHEN STÜTZDRUCK</b> .....	104
9.5	<b>ANALYSE DES BEANSPRUCHUNGSZUSTANDES ZUM ENDE DER BETRIEBSPHASE</b> .....	106
10.	<b>ZUSAMMENFASSENDE BEWERTUNG UND SCHLUSSFOLGERUNGEN</b> .....	107
	<b>LITERATURVERZEICHNIS</b> .....	112
	<b>ANLAGENVERZEICHNIS</b> .....	117





## 1. Veranlassung und Zielstellung

Das Bergwerk Asse wird nach Bundesberggesetz (BBergG) geschlossen, wobei durch den Unternehmer Vorsorge gegen Gefahren, die sich aus der bergbaulichen Tätigkeit für Leben, Gesundheit und Sachgüter Dritter ergeben könnten, zu treffen ist. Darin muss eingeschlossen sein, dass die geplanten Schließungsmaßnahmen bis zum Ende der Betriebsphase ohne bergbausicherheitliche Risiken für die unter- und übertägige Belegschaft durchgeführt werden können. Weiterhin dürfen die technischen Maßnahmen keine Entwicklungen in der Nachbetriebsphase verursachen, die dem übergeordneten Schutzziel, dem gefahrlosen Abschluss der eingelagerten radioaktiven Abfälle von der Biosphäre, entgegenstehen.

Unter diesen Prämissen wurde von der GSF, FB Asse ein Schließungskonzept [1] entwickelt, dessen konkrete technische Maßnahmen inkl. des Zeitplanes, Stand Juni 2004 in der vorliegenden Arbeit zu bewerten sind. Da das Schließungskonzept entsprechend des sich weiter entwickelnden Kenntnisstandes fortgeschrieben werden kann und die technischen Maßnahmen Grundvarianten repräsentieren, die in der zeitlichen Abfolge und technischen Umsetzung noch optimiert werden können, wurden in [2] darüber hinaus denkbare Modifikationen des Schließungskonzeptes formuliert, deren gebirgsmechanische Konsequenzen gleichfalls untersucht wurden.

Das Ziel des vorliegenden Berichtes im Rahmen der Leistungsvereinbarung II vom 08.07.03 besteht in der gebirgsmechanischen Prüfung der Zulässigkeit der vorgeschlagenen Maßnahmen unter Bezugnahme auf vorliegende Laborversuche, In-situ-Messungen und Modellrechnungen. Bezüglich der Datenbasis werden zusammenfassende Darstellungen verwendet. Die Materialbeschreibungen, Versuchsabläufe, Auswertungen und sonstigen Primärdaten sind in den Basisberichten, die dem Auftraggeber gleichfalls vorliegen, enthalten.

Das Stoffverhalten und die maximal zulässigen Materialbeanspruchungen wurden in Laborversuchen bestimmt und danach mittels der Stoffgesetze in die Rechenmodelle überführt. Die berechneten Modellreaktionen müssen mit den In-situ-Messungen und Beobachtungen übereinstimmen, repräsentieren den Beanspruchungszustand und gestatten im Vergleich mit den maximal zulässigen Beanspruchungen eine Prognose der in der Betriebsphase noch zu erwartenden Reaktionen. Aus der konsequenten Anwendung dieser in der gebirgsmechanischen Bewertung üblichen Vorgehensweise ergibt sich zunächst die

Notwendigkeit der komplexen Bewertung des gegenwärtigen Zustandes, bevor in Prognoserechnungen die Zulässigkeit der in Frage kommenden technischen Maßnahmen analysiert wird.

Die vorliegende Revision 02 beinhaltet im Vergleich zu den Revisionen 00 und 01 eine Detailüberarbeitung mit dem Ziel einer umfangreicheren Begründung der in den Rechenmodellen verwendeten Lastannahmen, Strukturfestlegungen und Stoffansätze. Die Aussagen zur gebirgsmechanischen Bewertung und zu den Schließungsmaßnahmen bleiben unverändert.

## 2. Darstellung der Standortbedingungen

Im Bergwerk Asse wurden entsprechend [4] in den Jahren 1909 bis 1964 die folgenden drei Baufelder für die Mineralgewinnung aufgefahren:

- Carnallitbaufeld an der Nordflanke mit einem Ausbruchsvolumen von ca. 1.000.000 m<sup>3</sup> im Zeitraum von 1909 bis 1925, wobei bereits während der Gewinnung die Hohlräume größtenteils wieder versetzt worden sind.
- Steinsalzbaufeld an der Südflanke (Leine-Steinsalz oder Jüngerer Steinsalz) mit einem Ausbruchsvolumen von ca. 3.400.000 m<sup>3</sup> im Zeitraum von 1916 bis 1964.
- Steinsalzbaufeld im Sattelkern (Steißfurt-Steinsalz oder Älterer Steinsalz) mit einem Ausbruchsvolumen von ca. 440.000 m<sup>3</sup> im Zeitraum von 1927 bis 1963.

Aus Anlage 1 ist ersichtlich, dass das Baufeld im Leine-Steinsalz (Na 3) an der Asse-Südflanke auf Grund seiner Größe für die gebirgsmechanischen Reaktionen des Gesamtsystems bestimmend ist. Bezogen auf den querschlägig zum Streichen des Asse-Sattels erfolgenden Lasteintrag aus dem Deckgebirge der Asse-Südflanke ergibt sich für dieses Baufeld eine gebirgsmechanisch wirksame Baufeldgröße von  $650 \text{ m} \cdot 275 \text{ m} = 178.750 \text{ m}^2$  (vgl. Anlage 2).

Das Baufeld an der Südflanke wurde in der Abbauphase beginnend auf der 750-m-Sohle bis zur 490-m-Sohle aufwärts mit 13 Sohlen und in der Regel 9 Abbauen aufgefahren. Es entstand somit ein rasterartiges Abbau-Pfeiler-Schweben-System mit folgenden gebirgsmechanisch repräsentativen Parametern oberhalb der 700 mS:

---

Kammerbreite (N-S-Richtung):	40 m
Kammerlänge (O-W-Richtung):	60 m
Kammerhöhe:	15 m
Schwebenmächtigkeit:	6 m
Pfeilerbreite:	12 m

Die Pfeiler und Schweben zwischen den Abbaukammern stellen die Tragelemente des Steinsalzbaufeldes an der Südflanke dar. Das Haupttragelement ist der 20 m breite Zentralpfeiler zwischen der Abbaureihe 4 und 5.

Die Pfeiler werden sowohl in querschlägiger als auch in vertikaler Richtung belastet, wobei die Hauptlast querschlägig zum Streichen des Asse-Sattels in die Pfeiler eingetragen wird. Die Vertikallast hat, wie die In-situ-Spannungsmessungen belegen, infolge der lastabtragenden Gewölbewirkung der Struktur des Asse-Sattels nur eine untergeordnete Bedeutung.

In der Wirkrichtung des Hauptlasteintrages in das vergitterte Pfeiler-Schweben-System ergibt sich ein Schlankheitsmaß (Verhältnis der Pfeilerbreite zur Kammerbreite in N-S-Richtung) für die Pfeiler in einem Bereich von 0,3 bis 0,5. Für die Tragelemente (Pfeiler und Schweben) errechnet sich aus der konkreten Auffahrungssituation ein mittlerer Lastfaktor von 2,5.

Das Tragverhalten des Pfeiler-Schweben-Systems an der Südflanke ist über das Tragfähigkeitsverhältnis zu bewerten. Das Tragfähigkeitsverhältnis ist definiert als das Verhältnis von Langzeittragfähigkeit zur Pfeilerbelastung. Die Langzeittragfähigkeit ist eine materialspezifische Belastbarkeitsgrenze, die auf standortspezifischen Untersuchungen basiert und für jedes Tragelement bzw. Tragsystem unter den gegebenen geometrischen Abmessungen ermittelt werden kann. Die Pfeilerbelastung lässt sich aus der querschlägigen Gebirgsspannungskomponente im Deckgebirge an der Südflanke und dem Lastfaktor für das Tragsystem errechnen oder steht aus In-situ-Messungen zum Spannungszustand zur Verfügung.

Auf Basis dieses Vergleiches muss festgestellt werden, dass in der Zeit von 1916 bis 1964 in dem aufgefahrenen Pfeiler-Schweben-System die Pfeilerbelastungen höher als die Langzeittragfähigkeiten waren. Das Tragsystem hat mit Kriechverformungen, plastischen Deformationen sowie lokalen Bruchprozessen auf die eingetragene Gebirgsspannung reagiert und ist dadurch nachgiebig geworden. Gegenwärtig hält der Schädigungsprozess immer noch an und das Abbaufeld an der Südflanke ist demzufolge gebirgsmechanisch als ein nachgiebiges Tragsystem im Grenzzustand zu bewerten. Dieser Befund stimmt mit einschlägigen Erfahrungen aus dem Kali- und Steinsalzbergbau für vergleichbare Abmessungen überein.

Der während der Abbauphase einsetzende Verformungsprozess setzte sich danach im unversetzten Grubengebäude unvermindert fort. Infolge des nachgiebigen Tragverhaltens mit begrenzter Tragfähigkeit wurde in einem Großteil der Tragelemente, insbesondere in den Schweben, das Tragfähigkeitsmaximum überschritten und es setzte Entfestigung ein. Der Lastabtrag erfolgte über das Deckgebirge an der Asse-Südflanke, das seinerseits mit Scherdeformationen in der Gesteinsmatrix und Erhöhungen des Durchtrennungsgrades in tektonisch und lithologisch angelegten Trennflächen auf die Gebirgsspannungsumlagerungen reagierte. Es ist davon auszugehen, dass sich in der Folge lokale hydraulische Drücke aufbauten, die entsprechend des Effektivspannungskonzeptes zu einer Verminderung der Eigentragfähigkeit und damit einer Erhöhung der Mobilität des Deckgebirges führten.

Von 1984 bis 1994 wurden mit dem bei der Auffahrung des Tiefenaufschlusses unterhalb der 775-m-Sohle anfallenden Salz zunächst die Abbaue 1 bis 4 des Westflügels auf der 658-m- und 679-m-Sohle und später durchgängig die Abbaue der 725-m- und 700-m-Sohle versetzt. Der Tiefenaufschluss umfasst alle Grubenbaue unterhalb der 775-m-Sohle und besitzt ca. 240.000 m<sup>3</sup> Ausbruchsvolumen. Er besitzt auf Grund seines sehr geringen Durchbaugrades (einzelne Strecken bzw. Streckenerweiterungen) gebirgsmechanisch für das Gesamtragsystem eine untergeordnete Bedeutung.

Der ablaufende Entfestigungsprozess der Tragelemente im Steinsalzbaufeld an der Asse-Südflanke erforderte aus gebirgsmechanischer Sicht eine vollständige Verfüllung sämtlicher noch offener Abbaue. Im Jahr 1995 begann die aufwärts gerichtete sohlenweise Versatzeinbringung in die Südflanke durch Einblasen von täglich 1.200 t Salz der Halde Ronnenberg unter Zugabe geringer Mengen gesättigter Salzlösung. Bis Anfang des Jahres 2004 wurden alle Abbaue an der Asse-Südflanke mit Haldenversatz versetzt.

Der eingebrachte Versatz führt zu einer Konturstabilisierung der Tragelemente, insbesondere der Pfeiler, die neben der aussteifenden Wirkung der Schweben bzw. Schwebenreste die Pfeilerquerdehnungen behindert. Trotz der Konturstabilisierung der im Versatz eingebetteten Pfeiler schreitet der Entfestigungsprozess fort, wobei mit einer Verzögerung von einigen Jahren auf den versetzten Sohlen jedoch eine Verlangsamung der Pfeilerstauchungen festzustellen ist. Aktuell nehmen die Verformungsraten unterhalb der 511-m-Sohle langsam ab und erreichen Mittelwerte von etwa 3‰ pro Jahr [26].

Das Überschreiten des Tragfähigkeitsmaximums der Pfeiler im Zeitraum von 1985 bis 1991 bewirkte eine Beschleunigung der Pfeilerstauchungen, verbunden mit einem signifikanten Verformungseintrag in das Deckgebirge. Insbesondere sind von diesem Verformungseintrag die südlich der Abbaue vorhandene Steinsalzbarriere (Steinsalzschutzschicht) und der

angrenzende 15 m mächtige Rötanhydrit einschließlich des gesamten Oberen Buntsandsteins beeinflusst.

Die anhaltende Verformung des Tragsystems hat zu Dilatanzen und Schädigungen in der Steinsalzbarriere zwischen dem Grubengebäude an der Asse-Südflanke und dem Oberen Buntsandstein im Bereich der 532-m-/574-m-Sohle und damit zu lokalen Verletzungen der Barrierenintegrität geführt. Mit dem vernetzten Rissystem ist für den seit 1988 beobachteten Salzlösungszutritt ein Fließweg vom Rötanhydrit zum Grubengebäude erklärbar. Die Beobachtungen von Salzlösungszutritten im Bergbau zeigen, dass in der Regel überwiegend Trennflächen hydraulisch wirksam sind, die durch dilatante Verformungen beeinflusst werden. Als Penetrationspfade wirken dabei gebirgsmechanisch entstandene Scherflächen (Scherbänder), die sich am primär vorhandenen Trennflächengefüge orientieren können, oder Trennflächen mit geringen Festigkeiten bzw. leicht löslichem Mineralbestand. Das bedeutet, dass die Salzlösung aus dem Oberen Buntsandstein bevorzugt über die geogen vorhandenen Gefügeelemente oder bergbauinduzierte Trennflächen dem Grubengebäude zutritt. Als bevorzugte Zutrittsstelle ist der Bereich der abbaubedingten starken Reduzierung der Steinsalzschutzschicht gegenüber dem Deckgebirge plausibel.

Auf Grund des hohen Durchbauungsgrades an der Südflanke der Schachtanlage Asse verbinden sich die durch den dilatanten Verformungsprozess entstandenen aufgelockerten Bereiche um die einzelnen Abbaue zu einer zusammenhängenden Auflockerungszone. Die Salzlösung penetriert entsprechend eines hydraulischen Druckgefälles entlang von Trenn- und Bruchflächen in der Auflockerungszone bis in die Grubenbaue. Bevorzugte vertikale Fließbahnen existieren dabei entlang einer Abbaureihe. Durch die weiterhin ablaufenden dilatanten Verformungen im Gesamtsystem verlagern sich die Zutrittsstellen im Grubengebäude auf tiefere Sohlen, können jedoch infolge von Gebirgsspannungsumverlagerungen auch wieder in vormals trocken gefallenem Rissinventaren liegen.

### **3. Bearbeitungsablauf**

Zur Durchführung der Tragfähigkeitsanalyse war es notwendig, resultierend aus der geschilderten Standortsituation, folgenden Bearbeitungsablauf zu wählen:

Die bei der Auffahrung des Abbausystems an der Südflanke realisierten geometrischen Verhältnisse führten horizontal querschlägig zum Tragsystem zu wirkenden Belastungen, die größer als die Langzeitfestigkeit (Belastbarkeit) des Steinsalzes waren. Der sich infolge der Überlastung zeitlich entwickelnde Schädigungsprozess ist im Tragsystem sichtbar und mit

In-situ-Messungen, z.B. der mikroseismischen Überwachung, in der Südflanke und dem unmittelbaren südlichen Deckgebirge nachweisbar.

Zur Untersuchung der unter solchen Bedingungen noch vorhandenen Tragfähigkeiten wurden spezielle Festigkeits- und Kriechversuche am Steinsalz und Carnallit (im Carnallitbaufeld waren mit Spannungssondierungen und Pfeilerinspektionen mittels Bohrlochkamera gleichfalls hohe Schädigungen nachweisbar) bis in den Dilatanz- und Restfestigkeitsbereich durchgeführt. Eine entsprechende Datenbasis für die Modellierung des Dilatanz- und Entfestigungsverhaltens lag noch nicht vor. Da im Rahmen der Schließungsmaßnahmen eine Schutzfluideinleitung geplant ist, wurde auch der Einfluss einer Befeuchtung der Prüfkörper mit hochgesättigter  $MgCl_2$ -Lösung ermittelt.

Das Kompaktionsverhalten des Fremdversatzes (Ronnenbergversatz) vor und nach der Befeuchtung wurde in speziellen Versatzdruckzellen untersucht. Bezüglich der Materialparameter der Deckgebirgsschichten konnte auf das Festigkeitskataster des Auftraggebers [3] Bezug genommen werden.

Das für die rechen-technische Nachweisführung verwendete ebene Vertikalmodell entsprechend des querschlägigen Vertikalschnittes 2 zur Berechnung der großräumigen gebirgsmechanischen Wechselwirkungen zwischen Grubengebäude und Deckgebirge ist repräsentativ für die streichende Ausrichtung des Bergwerkes Asse. Das dreidimensionale Rechenmodell des vergitterten Systems der Pfeiler und Schweben war notwendig, um im Detail den Systemtragwiderstand und insbesondere das Traglastverhalten in der Einleitungsphase des Schutzfluides untersuchen zu können. Die Rechnungen waren auf die Problemstellung gerichtet, welcher Tragwiderstand der Pfeiler und Schweben an der Südflanke gegen den wirkenden Gebirgsdruck (mit einem weitgehend über die Betriebsphase konstanten Restfestigkeitsplateau oder fortschreitender Entfestigung) mit zunehmender Deformation bis zum Ende der Betriebsphase prognostiziert werden kann und welche zusätzliche Einwirkung in der Betriebsphase aus dem Kontakt mit der  $MgCl_2$ -Lösung abzuleiten ist.

Als Materialgesetz für Steinsalz und Carnallit kam ein am IfG Leipzig entwickelter visko-elasto-plastischer Stoffansatz unter Berücksichtigung von Dilatanz, Entfestigung sowie stationären Kriechens zur Anwendung.

Nach der Analyse der gegenwärtigen Beanspruchungssituation bezieht sich die Prognose der gebirgsmechanischen Reaktionen auf die konzipierten Schließungsvarianten, bei deren Bewertung von einer komplexen Wechselwirkung zwischen dem Abbausystem an der Südflanke und dem unmittelbar südlich anstehenden Deckgebirge ausgegangen werden muss.

#### 4. Darstellung der für die Stoffgesetzformulierung durchgeführten Laborversuche am Leinsteinsalz, Carnallit und Versatz

##### 4.1 Laborversuche am Steinsalz zur Ermittlung der Dilatanz und Entfestigung bei großen Deformationen, des zeitabhängigen Verhaltens sowie des Lösungseinflusses

###### 4.1.1 Probenahmeorte und petrographische Kurzbeschreibung

Im Zeitraum ab Anfang 1998 bis Mitte 2003 wurden am IfG Leipzig 4 größere Versuchsserien am Leinsteinsalz Asse durchgeführt. Die Probenahmeorte sind in Tabelle 4.1 angegeben. Sie wurden gemeinsam mit dem Grubengeologen festgelegt und das aufgeschlossene Leinsteinsalz als typisch und repräsentativ autorisiert. Die petrographische Kurzbeschreibung erfolgte jeweils durch den Grubengeologen. Die Kerne wurden möglichst schonend mit Luftspülung erbohrt und danach in Plastikfolie eingeschweißt. Der Transport nach Leipzig erfolgte in Kernkisten.

Tabelle 4.1: Probenahmeorte Leinsteinsalz Asse

Probenahmeort	Versuchszeitraum	Labornummer
Hinterfahung 616 mS, nordöstlich Kammer 1	März 1998	188
616 mS, Pfeiler 5/6 490 mS, Pfeiler 5/6 und 8/9	Oktober 2000	221
511 mS, Kammer 6	Juli 2002	274
490 mS, Kammer 3	April 2003	288

Bezüglich der petrographischen Kurzbeschreibungen liegen folgende Angaben vor:

###### Hinterfahrungsstrecke 616 mS

- Grau-weiß gefärbtes Steinsalz mit eingelagertem Anhydrit. Keine deutlich ausgebildeten und scharf abgegrenzten Anhydritlinien. Die Grenzen zum helleren Steinsalz sind verschwommen.
- Gleichmäßig körnig mit Korngrößen von 3 – 5 mm (homogener Gesamteindruck), z.T. Korngrößen auch > 1 cm. Gut erkennbare Korngrenzen.
- Anhydritkörner sind inter- und intrakristallin enthalten (0,1 bis 0,3 mm groß), überwiegend rechteckig und flachtafelig ausgebildet.

**616 mS, Pfeiler 5/6**

- Bohrung zwischen Kammer 5 und 6 auf 616 mS  
(von der Hinterfahung mit 40° nach SW fallend)
- Farbe weiß, Gefüge feinkristallin und feinkörnig, nicht orientierte Anhydritschnüre
- Korngröße des Halits liegt vorwiegend zwischen 3 und 6 mm, Korngrößen über 1 cm sind selten. Die Anhydritschnüre sind wenig ausgeprägt und z.T. zerrissen. Die Ausrichtung zur Prüfkörperachse liegt zwischen 0 und 30°.

**490 mS, Pfeiler 5/6 und Pfeiler 8/9**

- Bohrung zwischen Kammer 8 und 9 auf 490 m  
(von der Hinterfahung mit 30° nach SW fallend)
- Bohrung zwischen Kammer 5 und 6 auf 490 m  
(von der Hinterfahung mit 40° nach SW fallend)
- Farbe blass bis kräftig orange, mit der Teufe abnehmender Sulfatgehalt, einzelne Sulfatlagen und Polyhalitschlieren, feinkristallin, z.T. mittelkörnig

**511 mS, Kammer 6**

- Kernbohrung 1 in Richtung NE horizontal mit Endteufe von 12,7 m und Kernbohrung 2 in Richtung SW mit 40° ansteigend (damit etwa senkrecht zur Schichtung) mit Endteufe von 12,3 m
- Bohrung 1 bis zu einer Teufe von 2,3 m im orangefarbenen Na<sub>3</sub>γ, bis zu 7,8 m im Na<sub>3</sub>Ro und bis zur Endteufe im gelblich-grauen bis grau-weißen Na<sub>3</sub>γ. Die Bohrung 2 wurde über ihre gesamte Länge im orangefarbenen Na<sub>3</sub>γ angelegt.

**490 mS, Kammer 3**

- Gewinnungsort westlicher Stoß des Abbaus 3 auf der 490-m-Sohle
- Überwiegend weiß bis gelblich gefärbt



#### 4.1.2 Ermittlung der Dichten, Durchschallungsgeschwindigkeiten und dynamischen Parameter

Aus den angelieferten Bohrkernen wurden mittels Kernbohren, Drehen und Stirnen auf einer Drehbank zylindrische Prüfkörper mit einem Höhen/Durchmesser-Verhältnis von 2 bis 2,75 hergestellt. Für die Festigkeitsversuche kamen Durchmesser in Abhängigkeit von der Kernbeschaffenheit von 90 bis 98 mm und bezüglich der Kriechversuche Durchmesser von 40 mm zur Anwendung. Für die Maßhaltigkeit der Prüfkörper nach der Bearbeitung wurden nur Abweichungen kleiner als 0,1 mm toleriert.

Die Dichtebestimmung erfolgte an den hergestellten Prüfkörpern. In den Tabellen 4.2 bis 4.5 sind für die 4 Prüfkörperchargen die entsprechenden Werte angegeben. Mit einer mittleren Dichte im Bereich von 2,15 bis 2,17 g/cm<sup>3</sup> ergibt sich der für Leinsteinsalz typische Streubereich. Den Tabellen können weiterhin die Durchschallungsgeschwindigkeiten parallel ( $v_{PL}$  für Primärwelle in Längsrichtung und  $v_{SL}$  für Sekundärwelle in Längsrichtung) sowie quer zur Prüfkörperlängsachse ( $v_{PQ}$  für Primärwelle in Querrichtung) und die daraus berechneten dynamischen Konstanten entnommen werden. Für die Berechnung kamen folgende Beziehungen zur Anwendung:

$$v_{dyn} = \frac{1 - 2 \left( \frac{V_{SL}}{V_{PL}} \right)^2}{2 \left( 1 - \left( \frac{V_{SL}}{V_{PL}} \right)^2 \right)} \quad (4.1)$$

$$E_{dyn} = 2 \rho (1 + v_{dyn}) V_{SL}^2 \quad (4.2)$$

$$G_{dyn} = \rho \cdot V_{SL}^2 \quad (4.3)$$

$$K_{dyn} = \rho (V_{PL}^2 - 4/3 \cdot V_{SL}^2) \quad (4.4)$$

Tabelle 4.2: Dichten und Longitudinalwellengeschwindigkeiten der Proben 616 mS

<b>Hinterfahrungsstrecke 616 mS</b>		
Probe	Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]	v <sub>PL</sub> [km/s]
As188/T/6/G3	2,148	2,298
As188/T/4/G1	2,163	3,108
As188/T/3/05	2,167	2,859
As188/T/4/13	2,183	3,373
As188/T/3/04	2,173	2,921
As188/T/6/11	2,149	2,470
As188/T/2/03	2,165	2,618
As188/T/6/10	2,149	2,337
As188/T/2/02	2,151	2,351
As188/T/3/07	2,158	2,536
As188/T/2/01	2,167	2,690
As188/T/4/12	2,174	3,186
As188/T/5/09	2,176	3,864
<b>Mittelwert</b>	<b>2,163</b>	<b>2,816</b>
<b>Standardabweichung</b>	<b>0,012</b>	<b>0,466</b>
As188/F/20/G2	2,172	4,206
As188/F/29/G3	2,192	4,257
As188/F/15/03	2,177	4,091
As188/F/01/01	2,175	4,093
As188/F/16/10	2,152	4,011
As188/F/22/07	2,163	4,201
As188/F/1/02	2,160	4,090
As188/F/22/05	2,154	4,090
As188/F/15/04	2,180	4,161
As188/F/16/09	2,162	4,093
As188/F/16/11	2,161	4,064
As188/F/22/06	2,155	4,077
<b>Mittelwert</b>	<b>2,167</b>	<b>4,120</b>
<b>Standardabweichung</b>	<b>0,012</b>	<b>0,071</b>

Die Prüfkörper der Laborserie 188 stammten aus dem trockenen Steinsalz nordöstlich der Kammer 1 (As188/T) und aus dem Bereich einer Feuchtstelle am nordöstliche Stoß der Hinterfahrungsstrecke auf der 616-m-Sohle (As188/F). Die mittlere Dichte der Proben aus der trockenen Bohrung beträgt 2,163 g/cm<sup>3</sup> bei einer Standardabweichung von 0,012 g/cm<sup>3</sup> und die mittlere Durchschallungsgeschwindigkeit der Primärwelle parallel zur Prüfkörperlängsachse 2,816 km/s bei einer Standardabweichung von 0,466 km/s.

Die mittlere Dichte der Proben aus der feuchten Bohrung wurde mit  $2,167 \text{ g/cm}^3$  bei einer Standardabweichung von  $0,012 \text{ g/cm}^3$  und die mittlere Durchschallungsgeschwindigkeit der Primärwelle parallel zur Prüfkörperlängsachse mit  $4,120 \text{ km/s}$  bei einer Standardabweichung von  $0,071 \text{ km/s}$  bestimmt. Eine Ermittlung der Durchschallungsgeschwindigkeiten  $v_{SL}$  für die Sekundärwelle in Längsrichtung sowie von  $v_{PQ}$  der Primärwelle quer zur Prüfkörperlängsachse erfolgte in diesem Projekt nicht. Demzufolge war keine Berechnung der dynamischen elastischen Konstanten möglich.

Die Wassergehalte  $w$  der Prüfkörper aus dem Feuchtbereich nach (4.5) lagen zwischen  $0,3$  und  $0,6 \text{ ‰}$  bei einem Mittelwert von  $0,5 \text{ ‰}$ .

$$w = \frac{m_W}{m_{PT}}$$

mit  $m_W$  = Masse des Wassers

(4.5)

und  $m_{PT}$  = Trockenmasse der Probe

Die mittlere Dichte der Proben aus dem Pfeiler 5/6 der 616 mS und aus den Pfeilern 5/6 und 8/9 der 490 mS beträgt  $2,147 \text{ g/cm}^3$  bei einer Standardabweichung von  $0,006 \text{ g/cm}^3$ . Aus den oben aufgeführten Beziehungen ergeben sich ein dynamischer E-Modul von  $31,24 \text{ GPa}$  mit einer Standardabweichung von  $2,20 \text{ GPa}$  und eine Poissonzahl von  $0,28$  mit einer Standardabweichung von  $0,03$ . Die Berechnung der elastischen Konstanten war nur an den Prüfkörpern möglich, bei denen in Längsrichtung auch die Scherwellengeschwindigkeiten  $v_{SL}$  ermittelt werden konnten. Zu einem großen Teil sind auch bei diesen Proben, vergleichbar zur Tabelle 4.2, die Longitudinalwellengeschwindigkeiten  $v_{PL}$  mit Werten  $\leq 2 \text{ km/s}$  relativ niedrig, was die Existenz der visuell sichtbaren Querrisse bestätigt. Bei Longitudinalwellengeschwindigkeiten  $v_{PL} < 4 \text{ km/s}$  ist beim Steinsalz von Auflockerungen quer zur Prüfkörperlängsachse auszugehen, die im vorliegenden Fall auf den Beanspruchungszustand und lokale Entfestigungen in den sondierten Pfeilern zurückgeführt werden.

Tabelle 4.3: Dichten und elastische Konstanten Pfeiler 5/6 der 616 mS  
sowie Pfeiler 5/6 und 8/9 der 490 mS

Leinsteinsalz Asse, Lab.-Nr. 221								
Dichte, Ultraschallgeschwindigkeiten und dynamische bestimmte elastische Konstanten								
Probe	Dichte	VPL	VPQ	VS	$v_{dyn}$	$K_{dyn}$	$E_{dyn}$	$G_{dyn}$
	[g/cm <sup>3</sup> ]	[km/s]	[km/s]	[km/s]		[GPa]	[GPa]	[GPa]
As221/1	2,143	4,3076	4,3337	2,4804	0,25	22,18	33,01	13,18
As221/10	2,152	4,2799	4,4521	2,5373	0,23	20,94	34,05	13,85
As221/11	2,149	4,3314	4,4944	2,2960	0,30	25,21	29,56	11,33
As221/12	2,152	4,3565	4,4933	2,3370	0,30	25,17	30,51	11,75
As221/13	2,149	4,2702	4,4955	2,2551	0,31	24,61	28,56	10,93
As221/14	2,149	4,3549	4,4944	2,2320	0,32	26,48	28,30	10,70
As221/15	2,144	4,3658	4,4978	2,2756	0,31	26,06	29,17	11,10
As221/17	2,145	4,3923	4,4944	2,3306	0,30	25,85	30,39	11,65
As221/18	2,143	4,3962	4,4966	2,2730	0,32	26,66	29,18	11,07
As221/19	2,147	4,4298	4,5977	2,3308	0,31	26,58	30,52	11,66
As221/2	2,142	4,1884	4,3598	2,4263	0,25	20,77	31,47	12,61
As221/20	2,143	4,3416	4,4444	2,3214	0,30	24,99	30,02	11,55
As221/21	2,138	4,3411	4,4944	2,2559	0,32	25,78	28,61	10,88
As221/23	2,145	3,1271	4,4683	1,6564	0,31	13,13	15,36	5,89
As221/24	2,152	4,1925	4,4737	2,3953	0,26	21,36	31,06	12,35
As221/25	2,136	3,1342	4,3423	1,7109	0,29	12,65	16,10	6,25
As221/26	2,147	4,1898	4,4695	2,3008	0,28	22,54	29,19	11,37
As221/27	2,141	4,2508	4,3056	2,3680	0,28	22,68	30,61	12,00
As221/28	2,156	4,3890	4,4474	2,5123	0,26	23,39	34,20	13,61
As221/29	2,160	4,4885	4,4882	2,5598	0,26	24,64	35,64	14,15
As221/3	2,143	3,8491	4,0213	2,1700	0,27	18,29	25,57	10,09
As221/30	2,147	4,3734	4,5374	2,4924	0,26	23,28	33,59	13,34
As221/31	2,141	2,4993	4,4181	1,4776	0,23	7,14	11,51	4,67
As221/32	2,138	4,4126	4,4994	2,4811	0,27	24,08	33,40	13,16
As221/33	2,152	1,5042	4,4409	0,9700	0,14	2,17	4,63	2,03
As221/34	2,158	3,2141	4,4046	1,7989	0,27	12,98	17,77	6,98
As221/35	2,168	-	4,6055	-	-	-	-	-
As221/36	2,157	-	4,4640	-	-	-	-	-
As221/37	2,160	1,7178	4,4021	1,3987	-0,48	0,74	-	-
As221/38	2,159	-	4,3819	-	-	-	-	-
As221/39	2,157	-	4,2910	-	-	-	-	-
As221/4	2,154	3,3619	4,4597	2,0176	0,22	12,65	21,37	8,77
As221/40	2,162	-	4,4903	-	-	-	-	-
As221/41	2,163	2,4420	4,2778	1,3732	0,27	7,46	10,35	4,08
As221/42	2,159	2,1227	4,5545	1,2700	0,22	5,08	8,50	3,48
As221/43	2,158	-	4,5772	-	-	-	-	-
As221/44	2,161	-	4,4933	-	-	-	-	-
As221/46	2,163	2,5207	4,3722	1,4101	0,27	8,01	10,94	4,30
As221/47	2,141	4,2724	4,4601	2,3293	0,29	23,60	29,94	11,62
As221/48	2,142	3,2517	4,4332	1,7462	0,30	13,94	16,95	6,53
As221/49	2,170	2,8884	4,3838	1,6163	0,27	10,54	14,42	5,67
As221/5	2,153	2,4606	4,4615	1,4682	0,22	6,85	11,36	4,64
As221/50	2,141	-	4,3231	-	-	-	-	-
As221/51	2,163	2,3005	4,1631	2,0783	-1,72	-1,01	-	-
As221/52	2,162	2,1131	4,3712	1,3891	0,12	4,09	9,34	4,17
As221/54	2,175	3,4153	4,3426	2,2874	0,09	10,20	24,89	11,38
As221/6	2,148	2,4698	4,5071	1,4334	0,25	7,22	11,00	4,41
As221/7	2,146	4,4495	4,5126	2,4927	0,27	24,71	33,91	13,34
As221/8	2,149	4,4032	4,4712	2,4887	0,27	23,92	33,69	13,31
As221/9	2,156	3,0895	4,5524	2,1054	0,07	7,84	20,39	9,56
Mittelwert:	2,147	4,3381	4,4701	2,3814	0,28	24,15	31,24	12,20
Standardabw.:	0,006	0,0829	0,0633	0,1035	0,03	1,79	2,20	1,08

Trotz der teilweisen Auflockerung konnte das konzipierte Laborprogramm durchgeführt werden. Die Proben wurden dazu vor den Versuchen über eine Zeitdauer von 1,5 Stunden einer isotropen Belastung von 60 MPa ausgesetzt. An Stichproben konnte nachgewiesen werden, dass dabei die Salzkristalle wieder fest aneinandergespreßt werden und das mittels der Durchschallung angezeigte Rissvolumen verschwindet. Diese Methodik entspricht dem Stand der Technik und ist Bestandteil des Standarduntersuchungsprogramms am IfG Leipzig.

Die mittlere Dichte der Proben aus der Abbaubegleitstrecke im Bereich der Kammer 6 der 511-m-Sohle liegt bei  $2,166 \text{ g/cm}^3$  bei einer Standardabweichung von  $0,003 \text{ g/cm}^3$ . Auch hier zeigen die Longitudinalwellengeschwindigkeiten  $v_{PL} < 4 \text{ km/s}$  eine Auflockerung des Steinsalzes an. Diese wurde wiederum mit einer isotropen Kompaktionsphase bei 60 MPa kompensiert. Die dynamischen elastischen Parameter sind unterdurchschnittlich niedrig und wurden nicht ausgewertet.

Tabelle 4.4: Dichten und elastische Konstanten Kammer 6 der 511mS

Probe	Dichte	$v_{PL}$	$v_{PQ}$	$v_{SL}$	$K_{dyn}$	$E_{dyn}$	$G_{dyn}$	$\nu_{dyn}$
	( $\text{g/cm}^3$ )	( $\text{km/s}$ )	( $\text{km/s}$ )	( $\text{km/s}$ )	(GPa)	(GPa)	(GPa)	(-)
Asse274/01	2,1676	2,0376	4,4274	1,2747	4,30	8,30	3,52	0,18
Asse274/02	2,1688	###	4,3328	###	###	###	###	###
Asse274/03	2,1693	2,0069	4,5600	###	###	###	###	###
Asse274/04	2,1672	1,9675	4,5578	1,1141	4,80	6,80	2,69	0,26
Asse274/05	2,1690	###	4,4567	###	###	###	###	###
Asse274/06	2,1689	###	4,5106	###	###	###	###	###
Asse274/07	2,1689	2,2159	4,4803	1,3206	5,61	9,26	3,78	0,22
Asse274/08	2,1683	###	4,1611	###	###	###	###	###
Asse274/09	2,1643	###	4,2728	###	###	###	###	###
Asse274/10	2,1665	2,2431	4,4732	1,3351	5,75	9,47	3,86	0,23
Asse274/11	2,1627	1,4305	4,2492	###	###	###	###	###
Asse274/12	2,1639	2,1969	4,1899	1,2737	5,76	8,75	3,51	0,25
Asse274/13	2,1642	2,2718	4,2264	1,2622	6,57	8,80	3,45	0,28
Asse274/14	2,1598	###	4,5216	###	###	###	###	###
Asse274/15	2,1661	1,5063	4,5409	###	###	###	###	###

### Bestimmung nicht möglich

Als Bohransatzpunkt für den Kerngewinn auf der 490-m-Sohle in Höhe der Kammer 3 wurde der westliche Stoß des Abbaus 3 festgelegt. Die Kerne wurden sofort einer Eingangsprüfung unterzogen, in dessen Ergebnis die Durchschallungsgeschwindigkeiten ein nicht aufgelockertes Steinsalz auswiesen.

Tabelle 4.5: Dichten und elastische Konstanten Kammer 3 der 490 mS

Probe	Versuch	Dichte	V <sub>PL</sub>	V <sub>PQ</sub>	V <sub>SL</sub>	E <sub>dyn</sub>	K <sub>dyn</sub>	G <sub>dyn</sub>	V <sub>dyn</sub>
		[g/cm <sup>3</sup> ]	[km/s]	[km/s]	[km/s]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[-]
Asse288/03	TCR	2,163	4,539	4,606	2,541	35,52	25,94	13,97	0,272
Asse288/04	TCR	2,168	4,582	4,605	2,571	36,39	26,42	14,32	0,270
Asse288/05	TCR	2,167	4,571	4,657	2,611	37,15	25,58	14,77	0,258
Asse288/06	TCR	2,169	4,576	4,535	2,605	37,09	25,78	14,71	0,260
Asse288/07	TC/tr	2,166	3,667	4,301	2,243	26,16	14,59	10,89	0,201
Asse288/08	TC/tr	2,171	3,673	4,332	2,247	26,32	14,68	10,96	0,201
Asse288/09	TC/tr	2,170	4,071	4,422	2,355	30,05	19,93	12,03	0,249
Asse288/10	TCR/f	2,166	4,187	4,490	2,398	31,29	21,37	12,46	0,256
Asse288/11	TC/f	2,168	4,310	4,473	2,442	32,68	23,04	12,93	0,264
Asse288/12	TC/tr	2,168	4,072	4,386	2,391	30,65	19,42	12,39	0,237
Asse288/13	TCR	2,146	3,938	4,492	2,288	27,98	18,29	11,24	0,245
Asse288/14	TC/tr	2,172	4,236	4,436	2,450	32,56	21,59	13,04	0,249
Asse288/15	TCR	2,165	3,897	4,491	2,324	28,63	17,29	11,69	0,224
Asse288/16	TC/f	2,169	4,073	4,427	2,384	30,56	19,56	12,33	0,240
Asse288/17	TC/tr	2,165	4,260	4,476	2,418	31,96	22,40	12,66	0,262
Asse288/18	TC/f	2,172	4,166	4,428	2,419	31,67	20,75	12,71	0,246
Asse288/19	TC/tr	2,168	4,259	4,468	2,442	32,45	22,11	12,93	0,255
Asse288/20	TC/tr	2,168	4,238	4,494	2,508	33,56	20,74	13,64	0,230
Asse288/21	TC/tr	2,165	4,312	4,470	2,459	32,98	22,80	13,10	0,259
Asse288/22	TCR/f	2,167	4,208	4,406	2,540	33,92	19,73	13,98	0,213
Asse288/23	TC/tr	2,166	4,139	4,441	2,405	31,20	20,39	12,53	0,245
Asse288/25	TC/f	2,165	3,877	4,467	2,375	29,30	16,28	12,21	0,200
Asse288/26	TC	2,165	3,619	4,362	2,090	23,64	15,75	9,46	0,250
Asse288/27	TC/f	2,168	4,263	4,497	2,456	32,74	21,97	13,08	0,252
Asse288/28	TCR/f	2,167	4,005	4,398	2,292	28,61	19,56	11,39	0,256
Asse288/29	TC/f	2,165	4,141	4,439	2,344	30,08	21,27	11,89	0,264
Asse288/30	TC/f	2,167	4,142	4,472	2,373	30,63	20,92	12,20	0,256
Asse288/31	TC/f	2,167	4,026	4,448	2,398	30,53	18,50	12,46	0,225
Asse288/32	TCR/f	2,168	4,140	4,433	2,418	31,47	20,27	12,68	0,241
Asse288/33	TC/f	2,166	4,190	4,478	2,434	31,96	20,92	12,83	0,245
Asse288/34	TC/f	2,168	4,234	4,468	2,402	31,59	22,18	12,51	0,263
Asse288/K10	TCC	2,180	4,468	4,650	2,454	33,73	26,01	13,13	0,284
Asse288/K11	TCC	2,180	4,430	4,650	2,437	33,21	25,52	12,94	0,283
Asse288/K12	TCC	2,182	4,434	4,650	2,456	33,66	25,35	13,16	0,279
Asse288/K13	TCC	2,172	4,506	4,660	2,455	33,75	26,66	13,09	0,289
Asse288/K14	TCC	2,173	4,511	4,660	2,457	33,83	26,72	13,12	0,289
Asse288/K16	TCC	2,172	4,512	4,660	2,458	33,82	26,72	13,12	0,289
Asse288/K17	TCC	2,168	4,385	4,499	2,374	31,58	25,40	12,21	0,293
Asse288/K18	TCC	2,172	4,353	4,570	2,354	31,14	25,09	12,04	0,293
Asse288/K19	TCC	2,167	4,393	4,494	2,367	31,45	25,62	12,14	0,295
Asse288/K20	TCC	2,167	4,265	4,494	2,337	30,42	23,65	11,83	0,286
Asse288/K1	TCC	2,175	4,472	4,578	2,563	35,88	24,44	14,29	0,255
Asse288/K2	TCC	2,168	4,472	4,655	2,584	36,17	24,05	14,47	0,249
Asse288/K3	TCC	2,171	4,465	4,654	2,465	33,80	25,70	13,19	0,281
Asse288/K4	TCC	2,176	4,439	4,577	2,422	32,88	25,84	12,77	0,288
Asse288/K5	TCC	2,173	4,477	4,568	2,566	35,93	24,47	14,31	0,255
Asse288/K6	TCC	2,177	4,471	4,654	2,596	36,54	23,95	14,67	0,246
Asse288/K7	TCC	2,176	4,509	4,574	2,446	33,62	26,89	13,02	0,292
Asse288/K8	TCC	2,180	4,470	4,652	2,456	33,75	26,03	13,14	0,284
Asse288/K9	TCC	2,179	4,504	4,651	2,454	33,82	26,72	13,12	0,289
<b>Mittelwert</b>		<b>2,169</b>	<b>4,263</b>	<b>4,517</b>	<b>2,426</b>	<b>32,206</b>	<b>22,498</b>	<b>12,795</b>	<b>0,258</b>
<b>Stand.-abw.</b>		<b>0,006</b>	<b>0,245</b>	<b>0,099</b>	<b>0,100</b>	<b>2,830</b>	<b>3,424</b>	<b>1,054</b>	<b>0,025</b>

In der Tabelle 4.5 sind die Prüfkörper der Laborserie 288 mit ihren Dichten, Durchschallungsgeschwindigkeiten und daraus berechneten dynamischen Elastizitätsparametern aufgelistet. Der Mittelwert für die Dichte liegt bei  $2,169 \text{ g/cm}^3$  bei einer Standardabweichung von  $0,006 \text{ g/cm}^3$  und für die dynamischen elastischen Parameter wurden  $E = 32,2 \text{ GPa}$ ,  $K = 22,5 \text{ GPa}$  sowie  $\nu = 0,26$  bestimmt.

In Tabelle 4.6 sind in einer gemeinsamen Übersicht alle Mittelwerte und Standardabweichungen der 4 untersuchten Messserien zusammengefasst.

Tabelle 4.6: Zusammenfassung der Dichten und dynamischen Parameter

Messort	Dichte	Dichte	E-Modul	E-Modul	Poissonzahl	Poissonzahl
	[g/cm <sup>3</sup> ] Mittelwert	[g/cm <sup>3</sup> ] Std.abw.	[GPa] Mittelwert	[GPa] Std.abw.	Mittelwert	Std.abw.
Hinterfahung 616 mS	2,16	0,01	-	-	-	-
Pfeiler 5/6, 616 mS Pfeiler 5/6 und 8/9, 490 mS	2,15	0,006	31,2	2,2	0,28	0,03
Kammer 6, 511 mS	2,17	0,003	-	-	-	-
Kammer 3, 490 mS	2,17	0,006	32,2	2,8	0,26	0,03

Die teilweise erheblichen Auflockerungen des Steinsalzes quer zur Prüfkörperlängsachse haben gezeigt, wie wichtig die Durchschallung der Prüfkörper als standardmäßiger Bestandteil der Eingangskontrolle für das Prüfkörpermaterial ist. Trotz der genutzten Kompensationsmöglichkeit der teilweisen Auflockerung in den Proben mittels isotroper Kompaktion wurden überdurchschnittlich aufgelockerte Bohrkern auf dieser Basis ausgesondert. Die im folgenden dargestellten Versuchsergebnisse zeigen, inwieweit noch ein Einfluss der Auflockerung auf die Materialfestigkeiten feststellbar ist.

Die Ableitung der für den verwendeten visko-elasto-plastischen Stoffansatz grundlegenden Spannungs-Deformations-Beziehungen zur Modellierung der vom Manteldruck und der Deformation abhängigen Entfestigung erfolgte auf Basis der Laborserie 288.

### **4.1.3 Versuchsaufbau und Versuchstechnik**

Für die Durchführung der Festigkeits- und Relaxationsversuche einschließlich der Bestimmung der elastischen Konstanten wurde eine servohydraulische Prüfmaschine (Hersteller Schenk/Trebel) verwendet, die in Kraft- und Verformungsregelung betrieben werden kann.

Die triaxialen Festigkeitsuntersuchungen werden mit einer in die Prüfmaschine integrierten Druckzelle durchgeführt. Der erforderliche Manteldruck wird durch einen Druckübersetzer erzeugt. Die Axialbelastung bzw. -verformung und der Manteldruck können unabhängig voneinander geregelt werden. Aus der Axialdeformation und der gemessenen Volumenveränderung des lateralen Druckraumes (Kolbenverschiebung des Druckübersetzers) kann bei konstantem Manteldruck die Volumenveränderung des Prüfkörpers bestimmt werden. Die Manteldruckmessung erfolgt mit einem Druckaufnehmer (Hersteller Hottinger/Baldwin) mit einer Genauigkeit von 0,01 MPa. Die Axialverformung des Prüfkörpers wird als Verschiebung des axialen Druckstempels gemessen und als Mittelwert von drei induktiven Wegaufnehmern, die im Winkel von 120° zueinander angeordnet sind, erfasst.

Bei den Versuchen zur Ermittlung der elastischen Konstanten (E-Modul, Kompressionsmodul) muss die Steifigkeit der Druckstempel in der Triaxialzelle Berücksichtigung finden und die technisch erfassten Werte werden entsprechend korrigiert. Die Kraftmessung erfolgt mit einer Kraftmessdose ebenfalls außerhalb der Druckzelle. Durch eine speziell angepasste Nachverstärkung des Kraftmesssignals kann sie mit einer Genauigkeit von 0,5 % des Endwertes betrieben werden.

Für Relaxationsversuche ist für die vorgesehene Messzeit (bis etwa 22 Stunden) die Konstanz der Messbedingungen erforderlich. Die Prüfmaschine steht in einem klimatisierten Laborraum, in dem die Temperatur auf  $23,5 \pm 0,5^\circ$  konstant gehalten wird. Bei Vorversuchen mit einem Stahlzylinder ( $\varnothing = 95$  mm, Höhe ca. 190 mm) anstelle eines Prüfkörpers wurde überprüft, dass die Optimierung des Regelkreises und die Konstanz der Raumtemperatur ausreichend sind, um über Versuchszeiten bis zu etwa einem Tag eine Last von 1000 kN in Verformungsregelung mit Abweichungen von maximal  $\pm 5$  kN konstant halten zu können ( $\Delta\varepsilon = 3,5 \cdot 10^{-6}$  bzw.  $< 1 \mu\text{m}$ ). Für die untersuchten Salzgesteine mit einem kleineren E-Modul als Stahl (Verhältnis ca. 35:200) bei annähernd gleichen Prüfkörpermaßen bedeutet dies, dass die Lastschwankungen in Verformungsregelung auf ca.  $\pm 1$  kN konstant gehalten werden können.



Allen triaxialen Versuchen wurde eine annähernd hydrostatische Belastung vorangestellt. Dieses Belastungsregime ist dadurch gekennzeichnet, dass die vertikale und laterale Belastung unter der Bedingung  $(d\sigma_1 / dt) = (d\sigma_3 / dt) = 0,1 \text{ MPa/s}$  bis 60 MPa erhöht werden. Dieser Zustand wurde für  $\approx 90 \text{ min}$  konstant belassen. Der hydrostatischen Vorbelastung folgt eine Ent- bzw. Belastung mit  $(d\sigma_1 / dt) = (d\sigma_3 / dt) = 0,1 \text{ MPa/s}$ , bis der für den verformungsgeregelten Versuch festgelegte Manteldruck  $\sigma_3$  erreicht ist. Danach erfolgt die axiale Druckbelastung der Proben bei geregelter Axialverformung.

Die Kriechversuche bei triaxialer Kompression wurden an Prüfkörpern mit einem Durchmesser von ca. 40 mm und einer Höhe von ca. 80 mm durchgeführt. Die Versuchsstände arbeiten nach dem Prinzip der Druckwaage und ermöglichen Axiallasten von maximal 200 kN. Es wurden Druckzellen verwendet, die in einem Druckbereich bis 30 MPa einsetzbar sind. Für die Erfassung der Verformungswerte werden drei zwischen den Druckplatten um je  $120^\circ$  versetzt angebrachte Messuhren abgelesen. Bei einer Ablesegenauigkeit von 0,002 mm erfolgt eine Mittelwertbildung für die Verformung des Prüfkörpers. Die vertikale Belastung des Prüfkörpers im Dauerstandgerät wird mit Hilfe eines geeichten Kraftmessbügels vor Versuchsbeginn bestimmt.

Der Druckstempel der Druckzelle (Stempeldurchmesser = 42 mm) ist größer als der Durchmesser des Prüfkörpers. Die Bestimmung der auf den Prüfkörper wirkenden Axialspannung erfolgt deshalb unter Berücksichtigung der Zusatzlast, die sich aus der Differenz der Querschnitte von Prüfkörper und Stempel und aus der verformungsabhängigen Zunahme der Prüfkörperquerschnitte ergibt. Der Manteldruck in den Druckzellen wird mit einer Genauigkeit  $\pm 1 \%$  über den Versuchszeitraum konstant gehalten.

Die Versuchsdurchführung erfolgt bei Raumtemperatur. Für die Regelung der Raumtemperatur ( $\pm 1 \text{ K}$ ) wird eine handelsübliche Klimaanlage verwendet. Die Prüfkörper werden zum Schutz vor dem Druckmedium Öl mit ölresistenten Gummimanschetten dicht ummantelt.

Nach dem Einbau der Prüfkörper in die Druckzellen wird zunächst ein hydrostatisches Spannungsniveau entsprechend des vorgegebenen Manteldruckes  $\sigma_3$  eingestellt. Nach einer Standzeit von ca. 24 h bei hydrostatischem Druck und konstanter Temperatur erfolgt die Lastaufgabe bis zum vorgegebenen deviatorischen Spannungszustand. Die Änderung der Axialspannung erfolgt dabei mit einer Belastungsrate von  $\dot{\sigma}_1 = 1 - 2 \text{ MPa/min}$ . Die Ablesung der Messwerte unmittelbar vor Beginn der Lastaufgabe liefert für  $t = 0$  den Nullpunkt der Kriechverformung  $\Delta h_{kr}(0)$ . Die Kriechverformung ergibt sich dabei aus dem Mittelwert der drei Messuhren. Während der Kriechversuche werden die Messwerte für

Verformung, Druck und Temperatur im Abstand von 5, 10, 15, 30 und 60 Minuten, dann stündlich und ab dem 2. Versuchstag täglich abgelesen und tabellarisch protokolliert.

Weiterhin erfolgt eine verformungsabhängige Korrektur der vertikalen Belastung, welche die Spannungsabnahme infolge der Prüfkörperquerdehnung kompensiert. Für die Zusatzbelastung wird entsprechend der Empfehlung Nr. 16 des AK 19 (DGGT, 1994) davon ausgegangen, dass die verformungsabhängige Prüfkörperfläche durch den Zusammenhang

$$A(\varepsilon) = A_0 / (1 - \varepsilon)$$

$$\varepsilon = \Delta h_{Kr} / h_0 \quad [\varepsilon] = [-] \quad (4.6)$$

gegeben ist. Die Zusatzlasten werden im Durchschnitt nach etwa 0,25 mm Verformung entsprechend einer Verformungsänderung von  $\Delta\varepsilon \approx 0,3\%$  aufgebracht.

Bezüglich der angewendeten Auswertalgorithmen (z.B. Korrektur der an der Prüfmaschine gemessenen Kraft zur Spannungsberechnung infolge der Prüfkörperdeformation oder wirkender Anteile des Manteldruckes in axialer Richtung beim triaxialen Extensionsversuch) wird auf die Versuchsinstruktionen des IfG verwiesen.

#### **4.1.4 Bestimmung der elastischen Konstanten**

Nach der hydrostatischen Kompaktion werden die elastischen Konstanten YOUNG'scher Modul E, Kompressionsmodul K und  $E/2\nu$  ermittelt. Es wird dabei von der Gültigkeit des HOOK'schen Gesetzes für homogenes und isotropes Material in der folgenden Form ausgegangen:

$$\Delta\varepsilon_1 \cdot E = \Delta\sigma_1 + 2\nu \cdot \Delta\sigma_3 \quad (4.7)$$

Die Größen  $\Delta\varepsilon_1$  und  $\Delta\sigma_1$  sind die Änderungen der Axialverformung bzw. -spannung und  $\Delta\sigma_3 = \Delta p$  ist die durch die Manteldruckänderung  $\Delta p$  im Prüfkörper erzeugte Änderung der zylindersymmetrischen Horizontalspannung. Die elastischen Konstanten werden durch geeignete Spannungsänderungen (Variation der hydrostatischen Beanspruchung  $\Delta\sigma_1 = \Delta\sigma_3$ , Variation des Manteldrucks  $\Delta\sigma_3$ , Variation der Axialspannung  $\Delta\sigma_1$ ) beim Durchfahren von Be- und Entlastungsschleifen bestimmt. Lastungsänderungen werden mit einer Rate von 1 bar/s

durchgeführt. Während dieser Belastungsänderungen darf keine (wesentliche) irreversible Änderung des Rissinventars auftreten.

Aus Gl. (4.7) folgt für den YOUNG'schen Modul  $E$  für  $\Delta\sigma_3 = 0$

$$E = \frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\varepsilon_1} \quad (4.8)$$

Der Kompressionsmodul  $K$  ergibt sich für  $\Delta\sigma_1 = \Delta\sigma_3 = \Delta p$  zu

$$3K = \frac{\Delta\varepsilon_1}{\Delta p} \quad (4.9)$$

wobei die bekannte Beziehung

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (4.10)$$

Anwendung findet.

Bei triaxialen Druckversuchen ist bei der Ermittlung der elastischen Konstanten eine Korrektur erforderlich, welche die elastische Verformung der Stahlteile (z.B. Druckstempel) berücksichtigt, die innerhalb der Messbasis liegen. Zu diesem Zweck werden die Federkonstanten des Prüfkörpers und der Druckzelle berechnet und durch Differenzbildung der Reziprokwerte ein korrigierter Verformungs- oder Elastizitätsmodul ermittelt.

Nach der oben erwähnten Korrektur ließen sich die folgenden Mittelwerte finden. In der Mittelwertbildung wurden neben den quasistatischen Konstanten auch die dynamischen Parameter aus Tabelle 4.6, die tendenziell geringfügig höher liegen, berücksichtigt.

#### Elastische Parameter Leinsteinsalz Asse:

elastischer Kompressionsmodul  $K = 16,66 \text{ GPa}$

elastischer Schermodul  $G = 10 \text{ GPa}$

bzw.

YOUNG'scher Modul  $E = 25 \text{ GPa}$

Poissonzahl  $\nu = 0,25$

#### **4.1.5 Festigkeitsversuche unter konstanter Einspannung bis in den Restfestigkeitsbereich**

Der experimentelle Schwerpunkt der Laborversuche am Leinsteinsalz lag in der Erfassung des Festigkeits- und Verformungsverhaltens im Verformungsbereich jenseits des Tragfähigkeitsmaximums. Dazu wurden die Prüfkörper in weggeregelter Fahrweise der Prüfmaschine bei Manteldrücken bis 3 MPa deformiert. Dieser Untersuchungsbereich repräsentiert, resultierend aus den geometrischen Abmessungen und mittels der Hydrofract- Spannungssondierungen belegt, die minimalen Druckeinspannungen in den Pfeilern. Bei konstantem Manteldruck wurde untersucht, ob sich bei großen Deformationen bis 20 % ein nahezu konstantes Festigkeitsplateau ausbildet oder eine verformungsabhängige Entfestigung eintritt.

Aus Vergleichsgründen wurden auch Versuche mit Manteldrücken  $\sigma_3 > 3$  MPa durchgeführt, bei denen im Deformationsbereich bis 20 % noch keine Entfestigung beobachtet wurde. Solche hohen minimalen Druckeinspannungen sind in den Pfeilern und Schweben der Südflanke nur in Ausnahmefällen zu finden.

Über zwischengeschaltete Relaxationen wurde bei den Festigkeitsversuchen eine Aussage zum Tragwiderstand der Pfeiler und Schweben bei den in situ relevanten Verformungsraten von  $10^{-10} \text{ s}^{-1}$  ( $3 \text{ ‰}$  pro Jahr) abgeleitet.

Das Prüfkörpermaterial wurde, wie bereits oben bzgl. der Laborserie 288 erläutert, in der Kammer 3 der 490-m-Sohle gewonnen. Die gelieferten Bohrkerne wurden vor der Prüfkörperherstellung einer Eingangskontrolle mittels Durchschallung unterzogen und eine Freigabe für die Weiterbearbeitung erfolgte nur für ungeschädigte Kerne. In den Anlagen 3 bis 5 sind typische Prüfkörper vor den Versuchen im Auf- und Durchlicht zu sehen.

In den Anlagen 6 und 7 sind ausgewählte Versuchskurven ( $\sigma_3 = 0,2$  bis 10 MPa) für die Abhängigkeit der Differenzspannung von der Axialverformung  $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$  und der Volumenverformung von der Axialverformung  $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$  dargestellt. Die Verformungsgeschwindigkeit betrug  $\dot{\varepsilon}_1 = 5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ .

Nach Überschreitung des Lastmaximums fällt bei weiterer Verformung die aufnehmbare Spannung wieder ab (Entfestigung). Die Dilatanzkurven steigen in der Versuchsphase des stärksten Festigkeitsverlustes steil an. Bis zur vollständigen Ausbildung der Bruchfläche bzw. von Bruchflächenscharen ist dabei noch nahezu das gesamte Prüfkörpervolumen in die volumetrische Verformung einbezogen. Erreicht die Spannung das Restfestigkeitsniveau,

„knickt“ die Dilatanzkurve ab und setzt sich mit einem nahezu konstanten Anstieg fort. Das bedeutet, dass die Auflockerung im Material zwar weiter zunimmt, diese aber an die Bruchfläche als ausgeprägten Inhomogenitätsbereich gebunden ist, der nunmehr signifikant das Volumenverformungsverhalten bestimmt.

Die stetige Zunahme von  $\varepsilon_v$  ist mit einer voranschreitenden Schädigung verbunden, die vom wirkenden Manteldruck und der realisierten Verformungsrate abhängt. Bei Versuchen mit höheren Manteldrücken ist die Dilatanz im Vergleich zu geringen Manteldrücken bei gleicher Axialverformung deutlich kleiner bzw. die gleichen volumetrischen Verformungen werden erst bei wesentlich größeren axialen Verformungen erreicht.

Bei allen Triaxialversuchen, bei denen sich Restfestigkeitsniveaus ausbildeten ( $\sigma_3 < 3$  MPa), waren diese über einen größeren Verformungsbereich nahezu konstant. Der z. T. auftretende geringe Festigkeitsanstieg in dieser Versuchsphase ist auf einen sich aufbauenden Scherwiderstand durch Aufgleiten auf den Bruchflächen des Prüfkörpers zurückzuführen. Der Betrag der Restfestigkeit und der erreichte Verformungsbereich sind dabei abhängig vom Manteldruck. Wie die Anlagen zeigen, sind schon ab Manteldrücken von 0,2 MPa Restfestigkeitsplateaus bis zu Verformungen von 20 % nachweisbar. In den Anlagen 3 und 4 sind die gebrochenen Prüfkörper nach dem Ausbau zu sehen. Unter einem Manteldruck von 1 MPa wurden Axialverformungen von etwa 20 % bei volumetrischen Auflockerungen von etwa 10 % erreicht.

Einen Vergleich der im weggeregelteten Versuch unter  $\dot{\varepsilon}_1 = 5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  bestimmten Lastmaxima (Spitzenfestigkeiten) mit allen bisher am IfG Leipzig ermittelten Versuchsserien am Leinsteinsalz der Südflanke unterschiedlicher Sohlen zeigt Anlage 8. Der Streubereich ist relativ eng begrenzt.

Der Streubereich der mittels Relaxationsversuchen (Methodik siehe [6]) auf eine In-situ-Deformationsrate von  $\dot{\varepsilon}_1 = 10^{-10} \text{ s}^{-1}$  extrapolierten Differenzspannungen in Abhängigkeit vom Manteldruck in Anlage 9 ist dagegen wesentlich größer. Die Relaxationen wurden generell vor dem Tragfähigkeitsmaximum begonnen und die Differenzspannungen repräsentieren Tragwiderstände, die vom intakten Leinsteinsalz bei einer Deformationsrate von etwa 3 ‰ pro Jahr aufgebaut werden.

Beide Anlagen weisen aus, dass die ursprüngliche Auflockerung des Prüfkörpermaterials der Laborserien 188, 221 und 274 offensichtlich nicht zu signifikant niedrigeren Festigkeiten führt. Die natürliche Materialstreuung überdeckt diesen Effekt und es wird ersichtlich, dass die Festigkeiten der Laborserie 288 an der Untergrenze der Streubereiche liegen. Die mittels dieser Prüfkörpercharge bestimmten Materialparameter für den visko-elasto-plastischen Stoffansatz sind somit konservativ festgelegt.

In den Anlagen 10 und 11 sind ausgewählte Versuchskurven für Manteldrücke  $\sigma_3 = 0,2$  MPa bis 3 MPa für die Abhängigkeit der Differenzspannung von der Axialverformung  $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$  und der Volumenverformung von der Axialverformung  $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$  dargestellt. Im Unterschied zu den in den Anlagen 6 und 7 gezeigten Kurven erfolgte hier im Entfestigungsbereich eine Befeuchtung des Leinsteinsalzes. Die Verformungsgeschwindigkeit der Proben betrug gleichfalls  $5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ .

Die Befeuchtung mit  $\text{MgCl}_2$ -Lösung wurde nahezu drucklos (0,1 – 0,15 MPa) über eine Bohrung von 5 mm Durchmesser nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit bzw. nach dem Erreichen des Restfestigkeitsniveaus vorgenommen. Die Tränkeinrichtung blieb während des weiteren Versuchsablaufes angeschlossen und gewährleistete eine permanente Befeuchtung des sich bildenden Rissinventars. Die Bohrung besitzt keinen signifikanten Einfluss auf den Spannungszustand in den Prüfkörpern. Als Lösung wurde eine Hochsole der deusa GmbH Bleicherode mit einer Dichte von  $1,289 \text{ g/cm}^3$  verwendet. Die Sole enthält 330 g/l  $\text{MgCl}_2$ , 58 g/l KCl, 25 g/l NaCl sowie 26 g/l  $\text{MgSO}_4$  und führt zu keinen Zersetzungserscheinungen, d.h. zu keinen Änderungen des tragenden Querschnittes, im Steinsalz.

Die Spitzen- und Restfestigkeiten liegen im Streubereich der trockenen Versuche. Es ist kein maßgeblicher Einfluss der Durchfeuchtung auf das Spannungs-Verformungsverhalten nachweisbar. Auch unter Kontakt mit  $\text{MgCl}_2$ -Lösung wurden bei allen Versuchen über einen größeren Verformungsbereich Restfestigkeitsniveaus gefunden, die ab Manteldrücken von 0,2 MPa noch bei Verformungen von 20 % vorhanden sind. Die Befeuchtung im Restfestigkeitsbereich führte lediglich zu einer stärkeren Schwankung der Festigkeiten (stick-slip auf den Bruchflächen).

Das Dilatanzverhalten der im Restfestigkeitsbereich befeuchteten Prüfkörper wird durch den Kontakt mit der  $\text{MgCl}_2$ -Lösung nicht beeinflusst.

Das Bruchbild einer unter einem Manteldruck von 2 MPa geprüften Probe nach dem Ausbau ist in Anlage 5 zu sehen. Die Befeuchtung erfolgte im Nachbruchbereich und verursachte kein signifikant abweichendes Bruchbild.

Die Existenz von Restfestigkeitsplateaus bis in den Deformationsbereich von 20 % ist wesentlich für eine Prognose des Tragverhaltens im Abbausystem unter den bis zum Ende der Betriebsphase noch zu erwartenden Deformationen. In Anlage 12 sind für Manteldrücke bis 2 MPa die ermittelten Restfestigkeitsplateaus ohne und mit Befeuchtung mit den erreichten Axialdeformationen für die Laborserien 274 und 288 angegeben.

#### 4.1.6 Kriechverhalten des intakten und entfestigten Steinsalzes

In den Anlagen 13 und 14 sind ausgewählte Verformungs-Zeit-Diagramme der Kriechversuche an trockenem und befeuchtetem Steinsalz im Beanspruchungsbereich vor und nach dem Traglastmaximum dargestellt. Der Entfestigungszustand zur Untersuchung des Kriechverhaltens nach dem Traglastmaximum wurde mit vorgeschalteten triaxialen Versuchen in Deformationsregelung erreicht. Die Kriechbeschleunigung infolge des Befeuchtens ist differenziert und hängt vom Spannungszustand sowie der probenspezifischen Festigkeit ab. Generell erreichen aber die meisten Versuche wieder eine stationäre Kriechphase. Die Versuche liefen teilweise bis zu einem halben Jahr.

Die Auswertung der sekundären Kriechraten kompakter und trockener Steinsalzprüfkörper in Anlage 15 (grüne Farbe für intaktes Steinsalz) bestätigt den aus früheren Untersuchungen bekannten Spannungsexponenten  $n = 5$ , der im Ansatz BGRa als Referenzkriechgesetz für Steinsalz benutzt wird:

$$\dot{\epsilon}_{\text{bgr}} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) (\sigma_{\text{diff}})^n \quad (4.11)$$

Dabei sind

A	=	0,18 d <sup>-1</sup>
n	=	5
Q	=	54 kJ/mol
R	=	8,314 · 10 <sup>-3</sup> kJ/(mol · K)
$\sigma_{\text{diff}}$	=	Spannung in MPa
T	=	Temperatur in Kelvin

Die Funktion ist in Anlage 15 als Gerade dargestellt.

Die Auswertung der Kriechversuche des entfestigten und trockenen Leinsteinsalzes (vor den Kriechversuchen weggeregelt bis in den Restfestigkeitsbereich deformiert) liefert die rot markierten sekundären Kriechraten. Diese wurden bei wesentlich niedrigeren Differenzspannungen erreicht.

In der Anlage sind weiterhin die aus den Relaxationsversuchen für eine Verformungsrate von  $10^{-10} \text{ s}^{-1} = 8,6 \cdot 10^{-6} \text{ d}^{-1}$  extrapolierten Differenzspannungen angegeben. Die Abweichung zu den in den Kriechversuchen für diese Deformationsrate gefundenen Effektivspannungen  $\sigma_{\text{diff}}$

liegt beim entfestigten Steinsalz bei einem mittleren Faktor 4 und beim kompaktem Steinsalz bei einem mittleren Faktor 1,5.

Nach der Erfassung des Dauerstandsverhaltens der Prüfkörper im trockenen Zustand wurde die oben beschriebene  $MgCl_2$ -Lösung zugeführt. Dazu wurde zwischen Gummiummantelung und Mantelfläche des Prüfkörpers eine definierte Menge Lösung ( $2\text{ cm}^3$ ) gegeben und danach der Kriechversuch weitergeführt. Im Ergebnis zeigte sich:

- Der Beschleunigungsfaktor unterliegt relativ großen probenspezifischen Schwankungen.
- Der Beschleunigungsfaktor des intakten und entfestigten Steinsalzes nach der Befeuchtung kann mit einem maximalen Wert von 5 eingegrenzt werden (dünne grüne und rote Linien in Anlage 15).

Insgesamt ergänzen sich die Ergebnisse der Kriech- und Relaxationsversuche zu einer einheitlichen qualitativen und quantitativen Beschreibung des Langzeitverformungsverhaltens von Steinsalz unter trockenen Bedingungen bzw. Feuchtigkeitseinfluss.

## 4.2 Laborversuche am Carnallit zur Ermittlung der Dilatanz und Entfestigung bei großen Deformationen, des zeitabhängigen Verhaltens sowie des Lösungseinflusses

### 4.2.1 Probenahmeorte und petrographische Kurzbeschreibung

Für die Untersuchungen am Carnallit wurden im Bergwerk Asse im Verlauf der letzten Jahre gleichfalls an unterschiedlichen Orten (Tabelle 4.7) Bohrkern mit einem Durchmesser von etwa 100 mm für die Herstellung von Prüfkörpern gewonnen.

Tabelle 4.7: Probegewinnungsorte für Laborversuche am Carnallit

Probenahmeort	Zeitpunkt	Labornummer
Hinterfahung 616 mS, nordöstlich Kammer 2, Horizontalbohrung	November 1997	188
Pfeiler 4/5 West im Carnallitbaufeld, E-Sohle Mit 30° nach NE ansteigende Bohrung	Mai 1999	222
Pfeiler 2/3 West im Carnallitbaufeld, 710-m-Sohle Vertikalbohrung nach oben	November 2001	273
Pfeiler 8/9 Ost im Carnallitbaufeld, 725-m-Sohle Mit 5° nach NE ansteigende Bohrung	März 2004	310



Die Probenahmeorte wurden gemeinsam mit dem Grubengeologen festgelegt und der aufgeschlossene Carnallit als typisch und repräsentativ autorisiert. Die Kerne wurden möglichst schonend mit Luftspülung erbohrt und danach in Plastikfolie eingeschweißt. Der Transport nach Leipzig erfolgte in Kernkisten.

Bezüglich der petrographischen Kurzbeschreibungen können folgende Angaben gemacht werden:

#### **Hinterfahrungsstrecke 616 mS**

- Trümmercarnallit mit den Hauptbestandteilen Carnallit, Halit und Kieserit
- Inhomogenes Gefüge mit deutlichen Korngrenzen

#### **Pfeiler 4/5 West Carnallitbaufeld**

- Trümmercarnallit mit den Hauptbestandteilen Carnallit, Halit und Kieserit
- Anlösungsspuren an den Carnallitkernen
- Chemische Zusammensetzung mit 52,7% NaCl, 14,9% MgCl<sub>2</sub>, 11,1% KCl, 1,8% CaSO<sub>4</sub>, 1,7% MgSO<sub>4</sub> und 17,6% H<sub>2</sub>O (Carnallitgehalt 40 bis 50 %)
- Rötliche Carnallitmatrix mit Korngrößen von etwa 3 bis 10 mm bei etwa 30 % irregulär verteilter größerer Kristalle. Diese bestehen hauptsächlich aus Kieserit und/oder Halit und repräsentieren Relikte der ursprünglichen Ablagerung, die während der Deformationsprozesse bei der Sattelbildung zerstört wurden.
- Gelblich-rötliche Färbung mit weißen und dunkelgrauen Flecken
- Die Initialporosität ist < 1 ‰ und wird überwiegend von den Rissen entlang der Korngrenzen gebildet. Der ursprüngliche Laugengehalt beträgt < 0,05 Volumenprozent.
- Mikrorisse quer zu Längsachse

#### **Pfeiler 2/3 West Carnallitbaufeld**

- Trümmercarnallit mit den Hauptbestandteilen Carnallit, Halit und Kieserit
- Weiß und dunkelrot gefleckt
- Auswahl der Kernlängen mit guter bis ausgezeichneter Qualität (RQD-Index)

#### **Pfeiler 8/9 Ost Carnallitbaufeld**

- Trümmercarnallit mit den Hauptbestandteilen Carnallit, Halit und Kieserit
- Fein- bis mittelkristalline Halitmatrix
- Carnallit auf Zwickeln oder in unregelmäßig geformten Schlieren

- Flaserige Kieseritlagen, -bänder und -knollen
- Fast vollständiges Fehlen sedimentärer Strukturen
- Überwiegend blass- bis himbeerrot gefärbter Carnallit, höhere Anteile von Ton und Anhydrit bedingen die Graufärbung der Bohrung
- Mittels röntgendiffraktometrischer Untersuchung Feststellung relativ (5 %) großer Mengen an Bischofit, der durch sein hygroskopisches Verhalten innerhalb kurzer Zeit zur Bildung von  $MgCl_2$ -reichen Lösungen führt

#### **4.2.2 Ermittlung der Dichten, Durchschallungsgeschwindigkeiten und dynamischen Parameter**

Aus den angelieferten Bohrkernen wurden mittels Kernbohren, Drehen und Stirnen auf einer Drehbank die zylindrische Prüfkörper mit einem Höhen/Durchmesser-Verhältnis von generell 2 hergestellt. Für die Festigkeitsversuche kamen Durchmesser in Abhängigkeit von der Kernbeschaffenheit von 90 bis 98 mm und bezüglich der Kriechversuche Durchmesser von 40 mm zur Anwendung. Für die Maßhaltigkeit der Prüfkörper nach der Bearbeitung wurden nur Abweichungen kleiner als 0,1 mm toleriert.

Die Dichtebestimmung erfolgte an den hergestellten Prüfkörpern. In den Tabellen 4.8 bis 4.11 sind für die 4 Prüfkörperchargen die entsprechenden Werte angegeben. Mit einer mittleren Dichte im Bereich von 1,84 bis 1,92  $g/cm^3$  ergibt sich der für Trümmercarnallit typische Streubereich. In Anlage 16 ist in einer Gesamtdarstellung die Dichteverteilung der 170 hergestellten zylindrischen Prüfkörper angegeben. Es konnte näherungsweise eine Normalverteilung mit einem Mittelwert von 1,87  $g/cm^3$  gefunden werden.

Den Tabellen können weiterhin die Durchschallungsgeschwindigkeiten parallel ( $v_{PL}$  für Primärwelle in Längsrichtung und  $v_{SL}$  für Sekundärwelle in Längsrichtung) sowie quer zur Prüfkörperlängsachse ( $v_{PQ}$  für Primärwelle in Querrichtung) und die daraus berechneten dynamischen Konstanten entnommen werden. Für die Berechnung kamen die Beziehungen 4.1 bis 4.4 zur Anwendung.

Tabelle 4.8: Dichten und Longitudinalwellengeschwindigkeiten der Proben 616 mS

<b>Hinterfahrungsstrecke 616 mS</b>		
Probe	Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]	V <sub>PL</sub> [km/s]
As188/C/4/01	1,752	3,892
As188/C/4/02	1,843	3,748
As188/C/4/03	1,958	4,092
As188/C/4/04	1,778	3,894
As188/C/4/05	2,038	4,134
As188/C/4/06	1,801	3,898
As188/C/4/07	1,969	4,069
As188/C/4/08	1,969	4,092
As188/C/4/09	1,876	3,801
As188/C/4/10	2,021	4,078
As188/C/4/11	2,068	4,094
As188/C/4/12	1,934	3,916

Die mittlere Dichte beträgt 1,92 g/cm<sup>3</sup> (Standardabweichung 0,11 g/cm<sup>3</sup>) und die mittlere Durchschallungsgeschwindigkeit der Primärwelle parallel zur Prüfkörperlängsachse 3,98 km/s (Standardabweichung 0,13 km/s). Eine Ermittlung der Durchschallungsgeschwindigkeiten v<sub>SL</sub> für die Sekundärwelle in Längsrichtung sowie von v<sub>PQ</sub> der Primärwelle quer zur Prüfkörperlängsachse erfolgte in diesem Projekt nicht. Demzufolge war keine Berechnung der dynamischen elastischen Konstanten möglich.

Tabelle 4.9: Dichten und elastische Konstanten der Proben Pfeiler 4/5 West

Probe	Dichte (g/cm <sup>3</sup> )	V <sub>PL</sub> (km/s)	V <sub>PQ</sub> (km/s)	V <sub>SL</sub> (km/s)	K <sub>dyn</sub> (GPa)	E <sub>dyn</sub> (GPa)	G <sub>dyn</sub> (GPa)	V <sub>dyn</sub> (-)
As222/11	1,911	2,594	4,259	1,57	6,57	11,42	4,72	0,210
As222/12	1,920	-	4,245	-	-	-	-	-
As222/13	1,793	1,913	4,154	1,16	3,34	5,84	2,42	0,208
As222/2/20	1,829	1,975	3,815	-	-	-	-	-
As222/2/21	1,929	2,017	3,947	-	-	-	-	-
As222/2/22f	1,761	-	3,967	-	-	-	-	-
As222/2/23	1,963	3,801	4,098	-	-	-	-	-
As222/2/24	1,991	4,328	4,376	-	-	-	-	-
As222/2/25f	1,816	-	3,847	-	-	-	-	-
As222/2/26f	1,823	-	4,079	-	-	-	-	-
As222/2/27	1,865	4,008	4,264	-	-	-	-	-
As222/2/28	1,988	4,063	4,349	-	-	-	-	-
As222/2/34	1,787	3,872	4,141	-	-	-	-	-
As222/2/35f	1,748	3,710	4,017	-	-	-	-	-
As222/2/41	1,880	-	4,113	-	-	-	-	-
As222/2/42	1,892	-	4,182	-	-	-	-	-
As222/2/43	1,836	-	4,147	-	-	-	-	-
As222/2/44	1,894	-	4,208	-	-	-	-	-
As222/2/64	1,973	2,146	3,814	1,08	6,00	6,17	2,32	0,329
As222/2/65	1,761	-	4,023	-	-	-	-	-
As222/2/67	1,878	2,350	4,175	1,37	5,70	8,72	3,50	0,245
As222/3/10	1,850	-	4,299	-	-	-	-	-
As222/3/14	1,868	-	4,198	-	-	-	-	-
As222/3/18	1,882	2,099	3,943	-	-	-	-	-
As222/3/19f	1,946	3,913	3,847	-	-	-	-	-
As222/3/9	1,886	-	4,158	-	-	-	-	-
As222/5/49	1,959	-	4,451	-	-	-	-	-
As222/5/50	1,842	2,528	4,121	1,47	6,49	9,88	3,96	0,246
As222/5/51	1,897	-	4,461	-	-	-	-	-
As222/6/57	1,831	-	4,024	-	-	-	-	-
As222/6/58	1,914	2,605	4,189	1,58	6,62	11,55	4,78	0,209
As222/6/59	1,774	3,199	4,181	1,61	12,00	12,27	4,61	0,330
As222/6/60	2,002	2,021	4,219	-	-	-	-	-
As222/6/61	1,927	-	4,132	-	-	-	-	-
As222/6/62	1,935	2,351	4,134	1,34	6,03	8,79	3,50	0,257
As222/7/29	1,856	-	-	-	-	-	-	-
As222/7/31	2,103	3,959	4,355	-	-	-	-	-
As222/7/33	1,771	3,867	4,090	-	-	-	-	-
As222/7/37	1,991	4,138	4,391	-	-	-	-	-
As222/7/40	1,857	4,252	4,305	-	-	-	-	-
As222/7/45	1,892	-	4,075	-	-	-	-	-
As222/7/46	2,044	4,418	4,395	2,57	21,92	33,56	13,48	0,245
As222/7/47	1,966	-	4,209	-	-	-	-	-
As222/7/48	1,754	-	4,080	-	-	-	-	-
As222/7/71	1,921	-	4,068	-	-	-	-	-
As222/8/1	1,786	2,510	4,107	1,39	6,63	8,86	3,47	0,277
As222/8/2	1,908	4,301	4,269	2,50	19,43	29,67	11,91	0,245
As222/8/4	2,308	4,361	4,704	2,37	26,60	33,47	12,97	0,290
As222/8/5	1,908	3,415	4,554	1,77	14,30	15,71	5,96	0,317
As222/8/6	1,800	-	4,176	-	-	-	-	-
As222/8/7	2,096	3,920	4,173	2,44	15,61	29,49	12,44	0,185
As222/8/8	1,904	3,884	4,335	2,14	17,06	22,41	8,74	0,281
As222/8/15	2,067	4,020	4,399	-	-	-	-	-
As222/8/16	1,819	4,012	4,399	-	-	-	-	-
As222/8/17	2,005	3,411	4,223	-	-	-	-	-
As222/9/52	1,835	-	4,048	-	-	-	-	-
As222/9/53	1,718	-	4,043	-	-	-	-	-
As222/9/54	1,726	3,000	4,074	1,55	9,97	10,97	4,17	0,317
As222/9/56	1,855	-	4,079	-	-	-	-	-
As222/9/68	2,273	1,964	4,448	1,18	4,52	7,74	3,19	0,214
As222/9/69	1,991	-	4,144	-	-	-	-	-
As222/9/70	1,890	-	4,156	-	-	-	-	-
AS222/AS/K1	1,787	3,814	4,202	-	-	-	-	-
AS222/AS/K10	1,725	-	4,097	-	-	-	-	-
AS222/AS/K2	1,747	-	4,094	-	-	-	-	-
AS222/AS/K3	1,808	4,003	4,201	-	-	-	-	-
AS222/AS/K4	1,802	2,785	4,204	-	-	-	-	-
AS222/AS/K9	1,684	3,639	1,431	-	-	-	-	-

Die mittlere Dichte der Proben aus dem Carnallitfeld, Pfeiler 4/5 West beträgt  $1,89 \text{ g/cm}^3$  mit einer Standardabweichung von  $0,12 \text{ g/cm}^3$ . Aus den oben aufgeführten Beziehungen ergeben sich ein dynamischer E-Modul von  $15,68 \text{ GPa}$  mit einer Standardabweichung von  $9,88 \text{ GPa}$  und eine Poissonzahl von  $0,26$  mit einer Standardabweichung von  $0,05$ . Die Berechnung der elastischen Konstanten war nur an den Prüfkörpern möglich, bei denen in Längsrichtung auch die Scherwellengeschwindigkeiten  $v_{SL}$  ermittelt werden konnten. Zum Teil sind bei diesen Proben die Longitudinalwellengeschwindigkeiten  $v_{PL}$  mit Minimalwerten von  $1,9 \text{ km/s}$  relativ niedrig, was die Existenz der visuell sichtbaren Querrisse bestätigt. Der dynamische E-Modul ist demzufolge sehr klein und besitzt eine überdurchschnittliche Standardabweichung.

Tabelle 4.10: Dichten und elastische Konstanten der Proben Pfeiler 2/3 West

Probe	Dichte (g/cm <sup>3</sup> )	$v_{PL}$ (km/s)	$v_{PQ}$ (km/s)	$v_{SL}$ (km/s)	$K_{dyn}$ (GPa)	$E_{dyn}$ (GPa)	$G_{dyn}$ (GPa)	$v_{dyn}$ (-)
AS273/01	1,856	4,07	4,19	2,30	17,7	24,9	9,8	0,27
AS273/02	1,861	##	4,30	##	##	##	##	##
AS273/03	1,983	4,20	4,41	2,38	19,9	28,5	11,3	0,26
AS273/04	1,931	4,19	4,27	2,29	20,3	26,1	10,1	0,29
AS273/05	1,824	4,08	4,15	2,21	18,5	22,9	8,9	0,29
AS273/06	1,821	4,10	4,19	2,34	17,3	25,2	10,0	0,26
AS273/07	1,868	4,08	4,37	2,31	17,8	25,2	10,0	0,26
AS273/08	1,827	4,09	4,32	2,33	17,2	25,1	10,0	0,26
AS273/09	1,915	##	4,32	##	##	##	##	##
AS273/10	1,881	##	4,18	##	##	##	##	##
AS273/11	1,896	##	4,30	##	##	##	##	##
AS273/12	1,953	##	4,17	##	##	##	##	##
AS273/13 (*)	2,119	##	4,43	##	##	##	##	##
AS273/14 (*)	2,142	3,07	4,42	1,79	11,0	17,1	6,9	0,24
AS273/15 (*)	2,121	##	4,20	##	##	##	##	##
AS273/16	1,866	4,05	4,39	2,34	17,0	25,5	10,2	0,25
AS273/17	1,902	##	4,63	##	##	##	##	##
AS273/18	1,943	##	4,03	##	##	##	##	##
AS273/19	1,985	##	4,23	##	##	##	##	##
AS273/20	2,037	##	4,55	##	##	##	##	##
AS273/K1	1,898	4,10	4,42	2,19	19,8	23,6	9,1	0,30
AS273/K10	1,947	##	4,38	##	##	##	##	##
AS273/K11	1,823	##	3,94	##	##	##	##	##
AS273/K12	1,829	##	4,09	##	##	##	##	##
AS273/K13	1,753	4,02	4,26	2,19	17,1	21,7	8,4	0,29
AS273/K14	1,684	3,81	4,15	2,10	14,5	19,0	7,4	0,28
AS273/K15	1,742	3,87	4,22	2,15	15,3	20,6	8,1	0,28
AS273/K2	1,829	4,10	4,42	2,21	18,8	23,1	8,9	0,30
AS273/K3	1,809	4,03	4,26	2,23	17,3	23,0	9,0	0,28
AS273/K4	1,871	3,82	4,26	2,11	16,2	21,3	8,3	0,28
AS273/K5	1,796	4,02	4,26	2,22	17,2	22,7	8,9	0,28
AS273/K6	1,900	4,02	4,26	2,18	18,6	23,4	9,1	0,29
AS273/K7	1,856	3,82	4,40	2,10	16,1	21,1	8,2	0,28
AS273/K8	1,849	##	4,41	##	##	##	##	##
AS273/K9	1,847	##	4,24	##	##	##	##	##

(\*) - hoher Steinsalzgehalt

## Bestimmung nicht möglich

Die mittlere Dichte der Proben aus dem Carnallitfeld, Pfeiler 2/3 West liegt bei  $1,89 \text{ g/cm}^3$  mit einer Standardabweichung von  $0,10 \text{ g/cm}^3$ . Es ergeben sich ein dynamischer E-Modul

von 23,49 GPa mit einer Standardabweichung von 2,30 GPa und eine Poissonzahl von 0,28 mit einer Standardabweichung von 0,02. Für die Berechnung der elastischen Konstanten wurden nur Prüfkörper mit axialen Durchschallungsgeschwindigkeiten  $v_{PL} > 3,8$  km/s verwendet. Bei niedrigeren Werten muss auch hier von einer Mikrorissbildung ausgegangen werden, die eine Berechnung der elastischen Konstanten verfälschen würde. Bei den Proben ohne Messergebnis war kein Durchgang für die Durchschallung vorhanden.

Tabelle 4.11: Dichten und elastische Konstanten der Proben Pfeiler 8/9 Ost

Probe		Dichte	$v_{PL}$	$v_{PQ}$	$v_{SL}$	$E_{dyn}$	$K_{dyn}$	$G_{dyn}$	$\nu_{dyn}$
		[g/cm <sup>3</sup> ]	[km/s]	[km/s]	[km/s]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[-]
CAs310/KM2/2/G27	TC	1,710	4,077	4,049	2,333	23,4	16,0	9,3	0,257
CAs310/KM2/2/G28	TC	1,716	4,113	4,063	2,354	23,9	16,3	9,5	0,256
CAs310/KM2/2/G29	TC	1,884	4,344	4,233	2,481	29,2	20,1	11,6	0,258
CAs310/KM3/1/G22	TC	1,717	3,797	4,033	2,203	20,8	13,6	8,3	0,246
CAs310/KM4/1/G24	TC	1,942	4,372	4,301	2,527	31,0	20,6	12,4	0,249
CAs310/KM4/1/G26	TC	1,871	4,275	4,139	2,469	28,5	19,0	11,4	0,250
CAs310/KM5/4/G9	TC	1,879	4,091	4,223	2,468	27,8	16,2	11,4	0,214
CAs310/KM8/2/G21	TC	1,842	4,140	4,245	2,390	26,3	17,5	10,5	0,250
CAs310/KM8/3/20	TC	1,837	4,216	4,341	2,448	27,4	18,0	11,0	0,246
CAs310/KM9/5/G23	TC	1,792	4,095	4,234	2,461	26,4	15,6	10,9	0,217
CAs310/KM9/8/K17	TC	1,915	4,307	4,313	2,496	29,8	19,6	11,9	0,247
CAs310/KM3/2/G10	TC+f	1,825	4,033	4,356	2,468	26,7	14,9	11,1	0,201
CAs310/KM3/4/G3	TC+f	1,959	4,261	4,344	2,420	29,0	20,3	11,5	0,262
CAs310/KM3/6/G12	TC+f	1,934	4,302	4,480	2,526	30,5	19,3	12,3	0,237
CAs310/KM5/5/G7	TC+f	1,758	4,029	4,138	2,485	25,9	14,1	10,9	0,193
CAs310/KM6/1/G4	TC+f	1,871	4,321	4,273	2,374	27,1	20,9	10,5	0,284
CAs310/KM6/6/G16	TC+f	1,824	4,076	4,181	2,405	26,0	16,2	10,5	0,233
CAs310/KM6/8/G17	TC+f	1,861	4,316	4,177	2,470	28,5	19,5	11,3	0,257
CAs310/KM7/6/G18	TC+f	1,821	4,345	4,194	2,545	29,2	18,6	11,8	0,239
CAs310/KM8/3/G19	TC+f	1,827	4,163	4,343	2,565	28,7	15,6	12,0	0,194
CAs310/KM9/3/G11	TC+f	1,830	4,143	4,204	2,398	26,3	17,4	10,5	0,248
CAs310/KM9/7/G15	TC+f	1,771	4,015	4,174	2,481	26,0	14,0	10,9	0,191
CAs310/KM1/1/K24	TCC	1,841	3,847	4,295	2,319	24,0	14,0	9,9	0,215
CAs310/KM1/3/K25	TCC	1,853	4,231	4,233	2,485	28,3	17,9	11,4	0,237
CAs310/KM5/2/K27	TCC	1,939	4,108	4,238	2,690				
CAs310/KM5/3/K11	TCC	2,174	4,683	4,305	2,378	32,6	31,3	12,3	0,326
CAs310/KM6/2/K12	TCC	1,822	4,152	4,165	##	##	##	##	##
CAs310/KM6/5/K1	TCC	1,907	4,253	4,195	2,157	23,5	22,7	8,9	0,327
CAs310/KM6/5/K10	TCC	1,890	4,072	4,239	2,261	24,7	18,5	9,7	0,277
CAs310/KM6/5/K2	TCC	1,798	4,030	4,098	2,139	21,4	18,2	8,2	0,304
CAs310/KM6/5/K3	TCC	1,854	4,116	4,194	2,269	24,5	18,7	9,5	0,282
CAs310/KM6/5/K4	TCC	1,824	3,929	4,121	2,200	22,5	16,4	8,8	0,272
CAs310/KM6/5/K5	TCC	1,824	3,966	4,224	2,243	23,2	16,5	9,2	0,265
CAs310/KM6/5/K6	TCC	1,744	3,803	3,997	2,080	19,4	15,2	7,5	0,287
CAs310/KM6/5/K7	TCC	1,866	3,937	4,235	2,093	21,3	18,0	8,2	0,303
CAs310/KM6/5/K8	TCC	1,826	4,178	3,987	2,178	22,7	20,3	8,7	0,313
CAs310/KM6/5/K9	TCC	1,938	4,307	4,307	2,268	26,1	22,7	10,0	0,308
CAs310/KM6/7/K18	TCC	1,763	4,004	4,073	##	##	##	##	##
CAs310/KM7/1/K22	TCC	1,822	4,049	4,131	2,567	28,0	13,9	12,0	0,164
CAs310/KM7/4/K19	TCC	1,808	4,087	4,069	2,663	29,0	13,1	12,8	0,131
CAs310/KM7/5/K23	TCC	1,912	4,232	4,199	##	##	##	##	##
CAs310/KM8/2/K20	TCC	1,847	3,684	4,208	1,955	18,4	15,7	7,1	0,304
CAs310/KM8/4/K13	TCC	1,781	3,996	4,133	##	##	##	##	##
CAs310/KM8/4/K14	TCC	1,832	4,057	4,096	##	##	##	##	##
CAs310/KM8/5/K16	TCC	1,808	4,150	4,105	##	##	##	##	##
CAs310/KM9/1/K15	TCC	1,802	4,115	4,097	##	##	##	##	##
CAs310/KM9/4/K26	TCC	1,785	4,027	4,040	##	##	##	##	##
CAs310/KM9/5/K21	TCC	1,762	3,931	4,038	2,582	26,3	11,6	11,7	0,121
CAs310/KM9/8/K17	TCC	1,798	4,029	4,162	##	##	##	##	##
CAs310/KM2/1/G2	TCR	1,764	3,836	4,258	2,335	23,2	13,1	9,6	0,206
CAs310/KM4/2/G1	TCR	1,840	4,155	4,304	2,458	27,4	16,9	11,1	0,231
CAs310/KM5/5/G5	TCR	1,871	4,301	4,201	2,635	31,2	17,3	13,0	0,199
CAs310/KM9/1/G25	TCR	1,848	4,315	4,264	2,669	31,3	16,9	13,2	0,190
CAs310/KM9/2/G30	TCR	1,776	4,136	4,152	2,364	25,0	17,1	9,9	0,257

Die mittlere Dichte der Prüfkörper aus dem Bereich des Pfeilers 8/9 Ost beträgt  $1,84 \text{ g/cm}^3$  mit einer Standardabweichung von  $0,07 \text{ g/cm}^3$ . Der dynamische E-Modul ergibt sich mit  $26,19 \text{ GPa}$  bei einer Standardabweichung von  $3,41 \text{ GPa}$  und die Poissonzahl mit  $0,24$  bei einer Standardabweichung von  $0,05$ . Für die Berechnung der elastischen Konstanten wurden nur Prüfkörper mit axialen Durchschallungsgeschwindigkeiten  $v_{PL} > 3,8 \text{ km/s}$  verwendet. Bei den Proben ohne Messergebnis war kein Durchgang für die Durchschallung vorhanden.

In Tabelle 4.12 sind die Mittelwerte und Standardabweichungen der untersuchten Messserien zusammengefasst.

Tabelle 4.12: Zusammenfassung der Dichten und dynamischen Parameter

Messort	Dichte	Dichte	E-Modul	E-Modul	Poissonzahl	Poissonzahl
	[ $\text{g/cm}^3$ ] Mittelwert	[ $\text{g/cm}^3$ ] Std.abw.	[GPa] Mittelwert	[GPa] Std.abw.	Mittelwert	Std.abw.
Hinterfahung 616 mS	1,92	0,11	-	-	-	-
Carnallitfeld 4/5 West	1,89	0,12	15,7	9,9	0,26	0,05
Carnallitfeld 2/3 West	1,89	0,10	23,5	2,3	0,28	0,02
Carnallitfeld 8/9 Ost	1,84	0,07	26,2	3,4	0,24	0,05

#### 4.2.3 Bestimmung der elastischen Konstanten

Die Ermittlung der elastischen Konstanten erfolgte analog zum Steinsalz unter Anwendung der Beziehungen 4.7 bis 4.10.

Es ließen sich die in Tabelle 4.13 dargestellten Mittelwerte für die quasistatischen Konstanten finden. Bei den ersten beiden Versuchsserien wurden nur Stichproben ermittelt und auf Grund der geringen Prüfkörperanzahl konnten keine Standardabweichungen angegeben werden.

Tabelle 4.13: Mittels Be- und Entlastung ermittelte elastische Parameter

Messort	E-Modul	E-Modul	Poissonzahl	Poissonzahl
	[GPa] Mittelwert	[GPa] Std.abw.	Mittelwert	Std.abw.
Hinterfahung 616 mS	22,2	-	0,23	-
Carnallititfeld 4/5 West	19,7	-	0,27	-
Carnallititfeld 2/3 West	18,9	2,6	0,35	0,06
Carnallititfeld 8/9 Ost	21,8	3,4	0,26	0,02

#### 4.2.4 Festigkeitsverhalten ohne und mit Lösungseinfluss

Zur Festigkeitsbestimmung wurden uni- und triaxiale Kompressionsversuche (UC und TC) sowie Versuche unter triaxialer Extensionsbeanspruchung (TE) durchgeführt. Die beiden Untersuchungsarten repräsentieren die Extrema tatsächlich auftretender Belastungszustände im Anstehenden, wobei der TC - Zustand (die mittlere Hauptspannung ist gleich der minimalen Spannung) dem Zustand im Kern eines gedrunenen Pfeilers und der TE - Zustand (die mittlere Hauptspannung ist gleich der maximalen Spannung) dem Zustand im Konturbereich einer bergmännischen Auffahrung entspricht.

Entsprechend der konkreten Versuchsplanung wurden bei den uni- und triaxialen Versuchen teilweise Relaxationsphasen (UCR und TCR) zur Ermittlung der Langzeittragfähigkeit eingeschaltet.

Nach der Setzung unter einem allseitig gleichen (hydrostatischen) Spannungszustand in Höhe des Teufendruckes erfolgte die Änderung der hydrostatischen Prüfkörperbeanspruchung bis zum vorgesehenen Manteldruck mit einer Belastungsrate von 0,1 MPa / sec. Danach wurde in weggeregelter Fahrweise bei triaxialer Kompression die Axialspannung bis zum Tragfähigkeitsmaximum erhöht und bei triaxialer Extension die Axialspannung verringert. Die Verformungsrate betrug  $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ . Die Manteldrücke wurden so gewählt, dass eine Zuordnung der Versuchsergebnisse zu den untertägigen Einspannungsbedingungen möglich ist.



In Anlage 17 sind für ausgewählte Versuche der Serie 8/9 Ost exemplarisch die Versuchskurven  $\sigma_{\text{diff}}$  in Abhängigkeit von der Axialverformung  $\varepsilon_1$  für Manteldrücke von 0,2 bis 20 MPa dargestellt. Die Verformungsrate betrug  $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ .

Alle Proben wurden vor den Laborversuchen mindestens 24 Stunden in einem Exsikkator bei einer Luftfeuchtigkeit  $< 10 \%$  getrocknet.

Im Vergleich zum Steinsalz erreicht der Carnallit bei wesentlich geringeren Deformationen die Spitzenfestigkeit und reagiert danach ab Deformationen von 1 bis 3 % bei Manteldrücken bis 20 MPa mit deutlichen Entfestigungen.

Bei den im Carnallitbaufeld aufgefahrenen Pfeilern mit Breiten von 10 m und Höhen von bis zu 40 m ist bei minimalen Druckeinspannungen im Pfeilerkern von wenigen MPa (auch unter Berücksichtigung des Versatzes) und nach Standzeiten von Jahrzehnten demzufolge mit ausgeprägten Entfestigungen zu rechnen. Die Dilatanzen werden entsprechend Anlage 18 mit  $> 10 \%$  eingeschätzt und lassen singuläre Risse und ausgeprägte Scherbänder erwarten. Wesentlich für die Festlegung der Materialparameter ist beim Carnallit die versuchstechnisch nachweisbare Existenz einer Restfestigkeit im Nachbruchbereich, die auch bei den geringen Manteldrücken von 0,5 MPa vorhanden ist.

Der alternierende Festigkeitsverlauf des unter einem Manteldruck von 4 MPa untersuchten Prüfkörpers in Anlage 17 ist auf „stick-slip“ Erscheinungen zurückzuführen, die typisch für Proben mit hohem Carnallitanteil sind. Der rötlich gefärbte Carnallit ist in Anlage 19 im Prüfkörper vor dem Festigkeitsversuch gut zu erkennen. Nach dem Festigkeitsversuch, die Spitzenfestigkeit wurde bei einer Axialdeformation von 1,9 % erreicht, sind im gesamten Prüfkörper die Rissstrukturen, jedoch auch die typische diagonal verlaufende Bruchfläche zu erkennen.

In den Anlagen 20 und 21 sind Versuchskurven für Manteldrücke  $\sigma_3 = 0,2 \text{ MPa}$  bis 10 MPa für die Abhängigkeit der Differenzspannung von der Axialverformung  $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$  und der Volumenverformung von der Axialverformung  $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$  dargestellt. Im Unterschied zu den in den Anlagen 17 und 18 gezeigten Kurven erfolgte hier im Entfestigungsbereich eine Befeuchtung des Trümmern Carnallits. Diese soll die gebirgsmechanischen Reaktionen des Carnallits auf die Schutzfluideinleitung simulieren. Die Verformungsgeschwindigkeit der Proben betrug gleichfalls  $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ .

Die Befeuchtung mit  $\text{MgCl}_2$ -Lösung wurde nahezu drucklos (0,1 MPa) über eine Bohrung von 5 mm Durchmesser nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit vorgenommen. Eine Ausnahme bildete der Versuch mit  $\sigma_3 = 10 \text{ MPa}$ , bei dem es im Verformungsverlauf zu einem

Verschluss der Einleitungsbohrung kam. Der Widerstand wurde mit einem erhöhten Einpressdruck von 0,35 MPa überwunden, der jedoch offensichtlich einen hydraulisch wirksamen Innendruck im Rissystem des Prüfkörpers und damit gemäß dem Effektivspannungskonzept einen Tragfähigkeitsverlust erzeugte.

Die Tränkeinrichtung blieb während des weiteren Versuchsablaufes angeschlossen und gewährleistete eine permanente Befeuchtung des sich bildenden Rissinventars. Als Lösung wurde eine vom Auftraggeber zur Verfügung gestellte Lösung S 30 mit einer Dichte von  $1,307 \text{ g/cm}^3$  und einem Feststoffanteil von 33,04 % verwendet. Die Lösung führte zu keinen Zersetzungserscheinungen am Carnallitit. Mittels eines geometrischen Flächenvergleiches lässt sich nachweisen, dass der Einfluss der Bohrung im Vergleich zur natürlichen Streuung der Prüfkörperfestigkeiten vernachlässigbar ist.

Die Spitzenfestigkeiten liegen im Streubereich der Versuchsserie in Anlage 17. Zum Zeitpunkt der Befeuchtung nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit ist kein signifikanter Einfluss auf das Spannungs-Verformungsverhalten nachweisbar. Auch unter Kontakt mit  $\text{MgCl}_2$ -Lösung wurden bei allen Manteldrücken über einen größeren Verformungsbereich Restfestigkeitsniveaus gefunden, die ab Manteldrücken von 0,2 MPa noch bei Verformungen von 12 % vorhanden sind. Die Befeuchtung führte in der Tendenz jedoch zu niedrigeren Restfestigkeiten.

Das Dilatanzverhalten der im Restfestigkeitsbereich befeuchteten Prüfkörper wird durch den Kontakt mit der  $\text{MgCl}_2$ -Lösung unter Berücksichtigung der Materialstreuung nicht wesentlich beeinflusst.

Eine Gesamtdarstellung der Spitzenfestigkeiten der untersuchten Carnallititprüfkörper zeigt Anlage 22. Neben den oben diskutierten triaxialen Kompaktionsversuchen (TC) sind auch die Resultate uniaxialer Festigkeitsversuche (UC) sowie triaxialer Extensionsversuche (TE) aufgeführt.

In Anlage 22 wird für die Untergrenze des Streubereiches der Festigkeiten ein mittlerer Zusammenhang

$$\sigma_{\text{diff}} = \sigma_{\text{D}} + \frac{(\sigma_{\text{Max}} - \sigma_{\text{D}})}{(\sigma_{\phi} - \sigma_3)} \cdot \sigma_3 \quad (4.12)$$

mit  $\sigma_{\text{D}} = 16 \text{ MPa}$ ,  $\sigma_{\text{Max}} = 85 \text{ MPa}$  und  $\sigma_{\phi} = 8,4 \text{ MPa}$

gefunden.

#### **4.2.5 Kriechverhalten des intakten und entfestigten Carnallitits**

In Anlage 23 sind ausgewählte Verformungs-Zeit-Diagramme der Kriechversuche an trockenem Carnallitit im Vorbruchbereich und in Anlage 24 im Nachbruchbereich dargestellt. Die Prüfkörperbelastungen wurden entsprechend der im Carnallititbaufeld zu erwartenden Spannungszustände festgelegt. Der Entfestigungszustand zur Untersuchung des Kriechverhaltens nach dem Traglastmaximum (Nachbruchbereich) wurde mit vorgeschalteten triaxialen Versuchen in Deformationsregelung erreicht. In der Anlage 23 ist deutlich das sekundäre oder stationäre Kriechen bei geringen Spannungsdifferenzen von dem tertiären Kriechen mit dem sich andeutenden Kriechbruch bei höheren Spannungsdifferenzen zu unterscheiden. Die wirkenden Spannungen in Anlage 24 wurden bewusst niedrig gewählt, um im Untersuchungszeitraum keinen Kriechbruch herbeizuführen.

Die Befeuchtung mit  $MgCl_2$ -Lösung erfolgte nach einer Versuchsdauer von mindestens 50 Tagen. Dazu wurde zwischen Gummiummantelung und Mantelfläche des Prüfkörpers ein Lösungsvolumen von  $2\text{ cm}^3$  gegeben und danach der Kriechversuch weitergeführt. In Anlage 25 ist die deutliche Zunahme der Kriechrate zu erkennen. Die Kriechbeschleunigung war differenziert und hing vom Spannungszustand sowie der probenspezifischen Festigkeit ab. Die Befeuchtung des Carnallitits führte aber bei den meisten Versuchen im Vor- und Nachbruchbereich nach einer unterschiedlichen Zeitdauer zum Kriechbruch.

In den Anlagen 26 und 27 werden diese Feststellungen zum Verhalten von befeuchtetem Carnallitit (Lösungszugabe ab Versuchsbeginn) am Beispiel von Proben der unterschiedlichen Lokationen im Carnallititbaufeld bestätigt. In Abhängigkeit von den wirkenden Spannungen und der Kriechzeit waren die Prüfkörper vor der Lösungszugabe mehr oder weniger geschädigt und versagen größtenteils nach der Zugabe im Versuchszeitraum mit einem Kriechbruch. Nur in Ausnahmefällen wurde auf Grund probenspezifischer Besonderheiten im Mineralgehalt und Gefüge bis zum Versuchsende noch keine Kriechbeschleunigung beobachtet ( $\sigma_1 = 9\text{ MPa}$ ,  $\sigma_3 = 1\text{ MPa}$  und  $\sigma_1 = 14\text{ MPa}$ ,  $\sigma_3 = 2\text{ MPa}$  in Anlage 26). Diese Unterschiede repräsentieren die natürliche Streuung des Stoffverhaltens von Carnallitit.

Die Anlage 28 zeigt in einer doppeltlogarithmischen Darstellung die Abhängigkeit der stationären Kriechrate von der wirkenden Spannungsdifferenz. Es ist zu erkennen, dass die Kriechraten (trocken) des intakten und entfestigten Carnallitits in einem gemeinsamen Streubereich liegen, dessen Untergrenze mit der Exponentialfunktion

$$\dot{\epsilon}_{\text{trocken}} = 2 \cdot 10^{-6} \cdot \exp(0,4 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (4.13)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{trocken}} \text{ in } \text{d}^{-1}$$

angenähert werden kann. Die Kurve liegt höher als der von der BGR für Trümmercarnallitit Asse verwendeten Ansatz:

$$\dot{\epsilon}_{\text{bgr}} = 0,18 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{R \cdot T}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{diff}}}{\sigma^*}\right)^5 + 4,39 \cdot 10^{-7} \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{diff}}}{\sigma^*}\right)^2 \quad (4.14)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{bgr}} \text{ in } \text{d}^{-1}$$

mit

Q	=	54 kJ/mol
R	=	$8,314 \cdot 10^{-3}$ kJ/(mol · K)
$\sigma^*$	=	Normierungsspannung 1 MPa
T	=	Temperatur in Kelvin

Die Befeuchtung des entfestigten und intakten Carnallitits führt zu einer deutlichen Erhöhung der Kriechrate, dessen Obergrenze mit dem Ansatz

$$\dot{\epsilon}_{\text{feucht}} = 1,0 \cdot 10^{-4} \cdot \exp(0,4 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (4.15)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{feucht}} \text{ in } \text{d}^{-1}$$

approximiert werden kann. Dieser Faktor von 50 wird sich unter In-situ-Bedingungen im Carnallititbaufeld nach der Schutzfluideinleitung nur kurzzeitig aufbauen. Die überwiegend entfestigten, mit Rissen und Scherbändern durchzogenen Pfeiler werden sich durch das Feuchtekriechen den Gebirgsspannungen entziehen (die Tragwirkung kann infolge des Schädigungszustandes entsprechend der In-situ-Untersuchungen ohnehin nur noch gering sein) und es kommt zu Spannungumlagerungen auf die Baufeldränder. Weiterhin wird der Altversatz in den Carnallititabbauen mit vergleichsweise geringer Porosität dabei zunehmend am Lastabtrag beteiligt.

#### **4.3 Laborversuche an den im Bergwerk Asse eingebrachten Versatzarten zur Ermittlung des Kompaktionsverhaltens im trockenen Zustand und unter Lösungseinfluss**

Im Forschungsbergwerk Asse wurden die Abbaue im Carnallitbaufeld mit Rückstandsmaterial aus der Verarbeitung (Altversatz) und die Abbaue im Staßfurt- und Leine-Steinsalz mit Auffahrungssalz (Eigenversatz) sowie mit Blasversatz der Halde Ronnenberg (Fremdversatz) verfüllt. Im Zuge der Schließung wird in das Grubengebäude ein Schutzfluid (hochmineralisierte  $MgCl_2$ -Lösung) eingeleitet. Im Einleitungsverlauf ist mit einer Versatzsackung und der Ausbildung eines Firstspaltes zu rechnen. Die Versatzsackung führt zu einer höheren Dichte und damit einem stärkeren seitlichen Ausbauwiderstand. In der Nachbetriebsphase wird der Versatz mit seinem schutzfluiderfüllten Porenraum infolge der Konvergenzprozesse weiter kompaktiert und Schutzfluid aus dem Porenraum ausgepresst.

Zur Untersuchung des Kompaktionsverhaltens (Abhängigkeit der mittleren Versatzspannung von der volumetrischen Verdichtung) im trockenen Zustand und nach der Befeuchtung mit Schutzfluid wurden umfangreiche Laborversuche in einer Versatzdruckzelle mit einem Füllvolumen von ca. 5,3 Liter (Querschnitt  $190\text{ cm}^2$ , Höhe 28 cm) und einer Versatzdruckzelle mit einem maximalen Füllvolumen von 160 l (Querschnitt  $2000\text{ cm}^2$ , Höhe 80 cm) durchgeführt.

Beide Zellen bewirken eine annähernd vollständige Querdehnungsbehinderung. Die sich demzufolge aufbauende Horizontalspannung wird mittels Dehnungsmessstreifen erfasst. Die Zellen sind oben mit Stahldeckeln verschlossen, über welche die vertikale Prüfmaschinenbelastung in weg- oder kraft geregelter Fahrweise eingeleitet wird. In Abhängigkeit von den verwendeten Prüfmaschinen wurden in der kleinen Zelle maximale Vertikalspannungen von 13 MPa und in der großen Zelle von 23 MPa erreicht. Ein Teil dieser eingeleiteten Vertikalspannungen geht durch Reibung zwischen Versatz und Zellenwand verloren. Diese Anteile werden mittels einer Druckzelle am Versatzboden gemessen bzw. analytisch mit der Siloformel berechnet. In den Anlagen 29 und 30 sind die beiden Versatzzellen abgebildet. Das Verhältnis zwischen Durchmesser D und Höhe H von 0,5 bis 0,6 weicht von den in der Bodenmechanik üblichen Oedometerzellen mit einem D/H-Verhältnis von bis zu 6 ab, da mit dem Equipment vorwiegend das Versatzverhalten in den hohen Abbaukammern des Salzbergbaus untersucht werden soll.

Die Einbaudichten für den Versatz orientieren sich an den In-situ-Verhältnissen und lassen sich sohlenbezogen als mittlere Dichten vorgeben. Gemäß der Beziehung

$$\phi_0 = 1 - \frac{\rho_0}{\rho_s} \quad (4.16)$$

$\rho_s = \text{Korndichte mit } 2,17 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$

können aus den mittleren Einbaudichten die mittleren sohlenbezogenen Porositäten berechnet werden. Dieser Parameter bestimmt mit weiter voranschreitender Hohlraumkonvergenz wesentlich das Versatzdruckverhalten (je niedriger die Einbauporosität, desto stärker der Versatzdruckaufbau) und wurde vom Auftraggeber in [5] ermittelt.

Zur Simulation der Schutzfluideinleitung in die Proben des Fremdversatzes erfolgte nach einer trockenen Vorkompaktion die nahezu drucklose Lösungszuführung in den Versatzporenraum. Eine Sackung wurde bei diesen Versuchen nicht beobachtet, infolge des Festigkeitsverlustes im Versatzgefüge, insbesondere an den Korngrenzenkontakten, ist jedoch von einem grundsätzlichen Sackungspotenzial auszugehen. Die Kompaktion wurde danach unter drainierten Bedingungen weitergeführt.

Im Rahmen der Versuchsdurchführung (detaillierte Beschreibung in [8]) ist es wesentlich, analog wie beim Salzgestein, das zeitabhängige Verhalten des Versatzes zu berücksichtigen. Die unter den üblichen Kompaktionsgeschwindigkeiten erreichten Versatzspannungen sind wesentlich höher, als sie sich in situ bei Ablauf von Kriech- und Relaxationsprozessen einstellen. Aus diesem Grund wurden im Kompaktionsverlauf Kriech- und Relaxationsphasen bis zu mehreren Tagen eingeschaltet. Die entsprechenden Auswertungsbeziehungen sind am Beispiel des Eigenversatzes in [9] aufgeführt.

In der Anlage 31 ist die Kurve eines exemplarischen Versatzdruckversuches ( $\phi_0 = 33,1 \%$ ) unter einer Kompaktionsrate  $\dot{\epsilon}_v \approx 10^{-6} \text{s}^{-1}$  dem sich aus der Extrapolation auf in situ relevante Raten von  $\dot{\epsilon}_v \approx 10^{-10} \text{s}^{-1}$  ergebenden Versatzdruckverlauf gegenübergestellt.

Der nach einer Versuchsdauer von über einer Woche aus dem Drucktopf ausgepresste Versatzkörper ist in Anlage 32 zu sehen. Aus dem kompakten Versatzkörper wurden mit einer Kernbohrkrone Prüfkörper für Festigkeitsversuche gewonnen. Für minimale Druckeinspannungen  $< 1 \text{ MPa}$  wurden eine Kohäsion von  $2,0 \text{ MPa}$  und ein Winkel der inneren Reibung von  $62^\circ$  und für minimale Druckeinspannungen  $> 1 \text{ MPa}$  eine Kohäsion von  $7,3 \text{ MPa}$  und ein Winkel der inneren Reibung von  $35^\circ$  gefunden.

Die Kerne für die Untersuchungen des Versatzes aus dem Carnallitfeld (Altversatz) stammen aus einer Bohrung, die von der E-Sohle aus unter einem Einfallwinkel von  $45^\circ$  in

die Kammer 4 West gestoßen wurde. Die Bohrung war 40,1 m lang und erreichte im Bohrloch tiefsten wieder den anstehenden Carnallit. Eine zweite Horizontalbohrung mit einer Länge von 57,2 m wurde von der A-Sohle aus in die Kammer 5 Ost gestoßen. Damit liegt aus der gesamten Verfüllhöhe der Abbaukammern aus beiden Flügeln des Carnallitbaufeldes Untersuchungsmaterial vor. Entsprechend der Kernbemusterungen besteht der vor etwa 80 Jahren eingebrachte Fabrikrückstand der Kalisalzaufbereitung (Altversatz) zum größten Teil aus einem hellgrauen bis rötlichen Steinsalz. Die Kerne waren vorwiegend kompakt und homogen. Der Transport an das IfG, eingeschweißt in Folie und verpackt in Kernkisten, führte zu keiner sichtbaren Materialschädigung.

Die Bilder in den Anlagen 33 und 34 vermitteln einen Eindruck von der Zusammensetzung der Prüfkörper. Es wurde Wert darauf gelegt, neben den homogenen Abschnitten der Kernmärsche auch die verunreinigten Partien (Kesselasche, Holz) mit Prüfkörpern zu belegen. An einigen Abschnitten der Bohrkerne waren deutliche Lösungserscheinungen zu erkennen. Aus diesen Abschnitten konnten keine Prüfkörper hergestellt werden. Insgesamt gelang es, aus den Kernmärschen mit langsamer Vorschubgeschwindigkeit auf der Drehbank 21 große Prüfkörper mit einer Höhe von 180 mm und einem Durchmesser von 90 mm herzustellen. Die mittlere Dichte der trockenen Proben lag bei  $1,84 \text{ g/cm}^3$  mit einer Standardabweichung von  $0,07 \text{ g/cm}^3$ .

Das Tragverhalten des Altversatzes wurde in der Triaxialzelle unter einem konstanten Manteldruck untersucht. Zur Unterscheidung der Festigkeit nach einer Befeuchtung mit einer  $\text{MgCl}_2$ -Lösung im Vergleich zum trockenen Zustand erfolgte die Befeuchtung hier in einer gesonderten Charge in einem Exsikkator bei einem Unterdruck  $< 0,1 \text{ bar}$  über einen Zeitraum von 24 Stunden. In dieser Zeit wurde, um die Poren in den Proben zu füllen, dreimal belüftet und erneut evakuiert. Dabei traten nur sehr geringfügige Anlösungen an der Oberfläche einzelner Prüfkörper auf. Es kam eine  $\text{MgCl}_2$ -Lösung (Hochsole) der deusa GmbH mit einer Konzentration von etwa  $330 \text{ g/l MgCl}_2$ ,  $58 \text{ g/l KCl}$ ,  $25 \text{ g/l NaCl}$  und  $26 \text{ g/l MgSO}_4$  sowie einer Dichte von  $1,289 \text{ g/cm}^3$  zur Anwendung. Sie entspricht in ihrer Konzentration näherungsweise einer Q-Lösung.

Nach dem Ausbau der Prüfkörper aus dem Exsikkator und der Gewichtsbestimmung wurden sie sofort in die Gummiummantelung der Triaxialzelle eingebaut. Die mittlere Dichte der befeuchteten Proben lag bei  $1,94 \text{ g/cm}^3$  mit einer Standardabweichung von  $0,05 \text{ g/cm}^3$ .

Die dynamische Poissonzahl aller Prüfkörper ergab sich mit  $\nu_{\text{dyn}} = 0,27$  (Standardabweichung  $0,02$ ) und der dynamische E-Modul mit  $E_{\text{dyn}} = 16,93 \text{ GPa}$  (Standardabweichung  $3,40 \text{ GPa}$ ).

Bei Annahme von Steinsalz mit einer Dichte von  $2,17 \text{ g/cm}^3$  als Hauptmineral des Versatzes ergibt sich mit Gleichung 4.16 eine mittlere Porosität für alle Proben von  $\phi = 15 \%$ . Würde die  $\text{MgCl}_2$  - Lösung mit einer Dichte von  $1,289 \text{ g/cm}^3$  diesen gesamten Porenraum ausfüllen, müsste sich die Dichte nach dem Tränken auf etwa  $2,04 \text{ g/cm}^3$  erhöhen. Mit dem gemessenen Wert von  $1,94 \text{ g/cm}^3$  kann demzufolge nur von einer 50 %igen Sättigung der Prüfkörper ausgegangen werden.

Die nach den Versuchen im trockenen und befeuchteten Zustand ausgebauten Proben sind beispielhaft in den Anlagen 33 und 34 dargestellt. Es sind keine Scherbänder wie beim Steinsalz oder Carnallit zu erkennen. Bei minimalen Druckeinspannungen ab 1 MPa wurde bis zum Versuchsende eine ausschließliche Kompaktion festgestellt.

Die Versuchskurven der Festigkeitsversuche im trockenen und befeuchteten Zustand sind in [7] angegeben und dort ausführlich diskutiert. In der vorliegenden Tragfähigkeitsanalyse des Gesamtsystems ist der Festigkeitsvergleich in Anlage 35 entscheidend, der eine Festigkeit der Altversatzkerne in der Größenordnung von etwa 50 % des Carnallitits ausweist.

Die aus dem befeuchteten Fremdversatz ausgebohrten Versatzkerne (Rohdichte etwa  $1,99$  bis  $2,03 \text{ g/cm}^3$ ) wurden unter Druckeinspannungen  $> 1 \text{ MPa}$  mit einer Kohäsion von  $7,3 \text{ MPa}$  und einem Winkel der inneren Reibung von  $35^\circ$  geprüft (siehe oben). Diese Festigkeit liegt über den Altversatzkernen im Streubereich des Carnallitits und ist auf die höhere Dichte gegenüber dem Altversatz zurückzuführen.

Die gute Übereinstimmung der Kompaktionszustände des Altversatzes mit dem Versatzdruckverhalten des Fremdversatzes bei gleichen Ausgangsporositäten zeigt Anlage 36. Eine solche Feststellung ist hinsichtlich des dominierenden Steinsalzgehaltes im Altversatz plausibel und berechtigt unter Berücksichtigung der Dichte bzw. Ausgangsporosität für die 3 Versatzarten Alt-, Eigen- und Fremdversatz im befeuchteten Zustand den Ansatz vergleichbarer Festigkeiten bzw. Versatzdruckkurven.

Hinsichtlich der Umsetzung des Schließungskonzeptes lässt sich aus den vorliegenden Versuchsergebnissen unter Laborbedingungen ableiten, dass bei Porositäten, die in situ relevanten Bedingungen entsprechen, unmittelbar nach der Schutzfluideinleitung ohne wesentlichen hydrostatischen Druckaufbau von einem luftgefüllten Porenraumanteil am Gesamtvolumen  $\phi_{\text{Luft}}$  von 5 – 8 % ausgegangen werden muss. Dieser luftgefüllte Porenraumanteil war in den Laborversuchen bei einem Fluiddruck von 1 bis 2 bar für das Fluid unzugänglich. Die Gesamtporosität  $\phi_{\text{Gesamt}}$  entspricht dabei der rechnerischen totalen Porosität.



In der praktischen Umsetzung der Schutzfluideinleitung im Grubengebäude ist davon auszugehen, dass die Größe des luftgefüllten Porenanteils wesentlich von der Einleitungsrate und dem hydrostatischen Druck infolge der Überstapelungshöhe abhängt. Es ist zu erwarten, dass mit einem langsameren Lösungsspiegelanstieg ein größerer Porenanteil gesättigt und die darin befindliche Luft verdrängt wird. In Auswertung der Laborversuche sind dabei in den Versatzbereichen mit geringerer Porosität höhere Luftvolumenanteile (bezogen auf den zur Verfügung stehenden Gesamtporenraum) anzunehmen. Mit ansteigender Überstapelungshöhe erhöht sich im jeweiligen Betrachtungsniveau der hydrostatische Druck. Da die Versatzkörper in den Abbauen und Kammern gegenwärtig Versatzspannungen von nur wenigen bar aufweisen, ist bei einem höheren hydrostatischen Druck des Schutzfluides von Festigkeitsverlusten in der Kornmatrix und einem Verlust von Kornbindungskräften entsprechend des Effektivspannungskonzeptes auszugehen. Dabei kann es zu Versatzsackungen kommen. Weiterhin sind erhöhte Permeationen im Versatz zu erwarten und Porenräume, die bei einer drucklosen Fluideinleitung unzugänglich waren (Sackporen), werden gleichfalls gesättigt. Da solche Permeationvorgänge zeitabhängig sind, wird sich der lösungsgefüllte Porenanteil zeitlich vergrößern. Das Schutzfluid dringt infolge des Überdruckes in die luftgefüllten Poren ein und komprimiert bzw. verdrängt die Luft. Bei einer Überstapelung des Versatzkörpers mit luftgefüllten Poren z.B. um 400 m erreicht der hydrostatische Druck bereits ca. 52 bar. Damit wird die Luft, wenn sie nicht entwichen ist, in den Poren auf etwa 2 % des Ausgangsvolumens komprimiert bzw. der luftgefüllte Porenraumanteil verringert sich von  $\phi_{\text{Luft}}$  von 5 – 8 % auf  $\phi_{\text{Luft}}$  von 1 bis 2 %.

Bei der Überwachung des zeitlichen Einleitungsfortschrittes im Grubengebäude ist zu beachten, dass die Fluidpermeation im Versatz zeitabhängig abläuft und es wahrscheinlich auch zu unerwarteten Abfällen des Fluidspiegels bei Anschluss von noch nicht gesättigten Versatzbereichen kommen wird. Ab einer Überstapelungshöhe von 100 m wird erwartet, dass nahezu der gesamte Porenraum lösungserfüllt ist.

Auf Grund der Erfahrungen aus schon gefluteten Salzbergwerken gilt als sicher, dass Hochlagen im Grubengebäude (Kammer- und Streckenfirsten) z.T. luftefüllt bleiben werden. Das geplante Einleitregime für das Schutzfluid sieht daher bis zur 700-m-Sohle eine bereichsweise Auffüllung der durch Strömungsbarrieren unterteilten Bereiche des Grubengebäudes über Bohrungen vor [27]. Oberhalb der 700-m-Sohle beschränkt sich das Grubengebäude im wesentlichen auf die über 10 Sohlen und in 9 Kammerreihen leicht vertikal versetzt übereinander angeordneten Abbaue an der Südflanke, die durch Durchhiebe

und fehlende Schweben direkte Verbindungen untereinander aufweisen. Aufgrund dieser Anordnung ist nur im Bereich der MAW-Kammer (8a 532-m-Sohle) und im oberen Bereich des Grubengebäudes mit größeren luftgefüllten Bereichen zu rechnen. Die dort bzw. in den restlichen Porenräumen im Versatz eingeschlossene Luft wird mit dem steigenden hydrostatischen Druck komprimiert und wirkt gebirgsmechanisch analog stabilisierend wie eine hydraulische Druckrandbedingung.

Im langfristigen Prozess ist in der Nachbetriebsphase eine Permeation im anstehenden Salzgestein zu erwarten.

## **5. Darlegung und Begründung der in den Rechenmodellen verwendeten Stoffansätze und Materialparameter**

### **5.1 Stoffansatz und Parameter zur Nachbildung der Dilatanz und Entfestigung sowie des Kriechverhaltens von Steinsalz**

Wesentlich im Rahmen der hier zu lösenden Problemstellung war die Berücksichtigung einer vom Manteldruck und der Deformation abhängigen Entfestigung nach Überschreitung der Festigkeitsgrenze (strain softening) bei Verknüpfung mit dem Kriechverhalten. Dieser Ansatz ist innerhalb des BMBF-Projektes [10] entwickelt worden.

Das Stoffmodell lässt sich grundsätzlich als Reihenschaltung phänomenologischer Körper beschreiben. Mit den rheonomen (zeitabhängigen) Körpern nach KELVIN und MAXWELL sowie dem skleronomen (zeitunabhängigen) Entfestigungsmodell wird die standzeitbedingte fortschreitende Entfestigung von Tragelementen im Salzgestein modelliert, wobei die Verformungsmechanismen Kriechen, Entfestigung und Dilatanz miteinander verknüpft sind. Dabei wird von folgenden grundlegenden Eigenschaften ausgegangen:

- Die Fließ- bzw. Bruchgrenze ist nichtlinear und von der minimalen Hauptspannung abhängig.
- Die Entfestigung ist verformungs- und spannungsabhängig.
- Bei hoher Einspannung dominiert plastisches Fließen ohne Entfestigung.
- Die Dilatanz ist stark abhängig vom Einspannungszustand.

Für das Fließ- bzw. Bruchkriterium wird ein modifiziertes nichtlineares Versagenskriterium nach MOHR-COULOMB verwendet ( $\sigma_1$  größte und  $\sigma_3$  kleinste Hauptspannung):

$$\sigma_{1B} = \sigma_D + N_\phi \cdot \sigma_3 \quad (5.1)$$

mit

$$N_{\phi} = 1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_{\phi} + \sigma_3} \quad (5.2)$$

bzw.

$$\sigma_{diff,M} = \sigma_D + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_{\phi} + \sigma_3} \sigma_3 \quad (5.3)$$

Dabei sind:

$\sigma_{1B}$	:	Bruchspannung
$\sigma_{diff,M} = \sigma_{1B} - \sigma_3$	:	maximal ertragbare Differenzspannung
$\sigma_D (\varepsilon^P)$	:	uniaxiale Druckfestigkeit
$\sigma_{MAX} (\varepsilon^P)$	:	effektive maximale Festigkeit
$\sigma_{\phi} (\varepsilon^P)$	:	Krümmungsparameter Festigkeitskurve
$\varepsilon^P$	:	plastische Scherverformung

Zwischen Druckfestigkeit  $\sigma_D$ , Zugfestigkeit  $\sigma_Z$ , maximaler effektiver Festigkeit  $\sigma_{MAX}$  und dem Parameter  $\sigma_{\phi}$  zur Beschreibung der Krümmung der Bruchhüllkurve besteht der Zusammenhang:

$$\sigma_{\phi} = \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_Z}{\frac{\sigma_D}{\sigma_Z} - 1} \quad (5.4)$$

Bei hohen Manteldrücken  $\sigma_3$  wächst die Festigkeit nur noch um die Manteldruckerhöhung an, d.h. der Reibungswinkel wird Null und die Festigkeit erreicht ihren maximalen Grenzwert  $\sigma_{MAX}$ .

Aus dem modifizierten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Bruchkriterium Bez. (5.1) folgt als Fließfunktion (Druckspannungen negativ):

$$f_s = \sigma_1 - \sigma_3 + \sigma_D - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_{\phi} - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (5.5)$$

und für das plastische Potential bei Scherversagen unter Ansatz einer nicht assoziierten Fließregel:

$$g_s = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{\text{MAX},\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (5.6)$$

Wird die Fließgrenze überschritten ( $f_s < 0$ ), ergibt sich im Stoffmodell zusätzlich zu der elastischen Verformung eine plastische Verformung. Unter Benutzung der Fließregel folgt für den plastischen inkrementellen Verformungsanteil:

$$\Delta \varepsilon_i^P = \lambda_s \cdot \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_i} \quad i = 1..3 \quad (5.7)$$

Die partielle Differentiation des plastischen Potentials liefert:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_1^P &= \lambda_s \\ \Delta \varepsilon_2^P &= 0 \\ \Delta \varepsilon_3^P &= -\lambda_s \cdot N_\psi \end{aligned} \quad (5.8)$$

mit der Dilatanzfunktion (Druckspannungen negativ)

$$N_\psi = 1 + \frac{(\sigma_{\text{MAX},\psi} - \sigma_D)}{(\sigma_\psi - \sigma_3)^2} \cdot \sigma_\psi \quad (5.9)$$

Für die Volumenänderung folgt aus Bez. (5.8):

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{\text{Vol}}^P &= \Delta \varepsilon_1^P + \Delta \varepsilon_2^P + \Delta \varepsilon_3^P \\ \Delta \varepsilon_{\text{VOL}}^P &= \lambda_s \cdot (1 - N_\psi) \\ \text{bzw.} \\ \Delta \varepsilon_{\text{Vol}}^P &= -\Delta \varepsilon_1^P \cdot (N_\psi - 1) \end{aligned} \quad (5.10)$$

Aus Bez. (5.9) und (5.10) ergibt sich für  $\sigma_3 = 0$ :

$$\frac{\Delta \varepsilon_{\text{VOL},0}^P}{|\Delta \varepsilon_1^P|} = \frac{\sigma_{\text{MAX},\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi} \quad \text{wobei} \quad (5.11)$$

$$\frac{\Delta \varepsilon_{VOL,0}^P}{|\Delta \varepsilon_1^P|} = \tan \beta^0 \quad (5.12)$$

der Anstieg der Volumenverformungs-Kurve  $\varepsilon_{VOL}^P = f(\varepsilon_1^P)$  im Dilatanzbereich bei uniaxialer Belastung ( $\sigma_3 = 0$ ) ist.

Die Dilatanzfunktion kann damit in der Form geschrieben werden (Druckspannungen negativ):

$$N_\psi = 1 + \frac{\sigma_\psi^2}{(\sigma_\psi - \sigma_3)^2} \cdot \tan \beta^0 \quad (5.13)$$

wobei  $\tan \beta^0$  und  $\sigma_\psi$  von der plastischen Verformung  $\varepsilon_1^P$  abhängen. Strebt der Krümmungsparameter der Dilatanzkurve  $\sigma_\psi \rightarrow \infty$ , ergibt sich als Grenzfall der einfache lineare Zusammenhang:

$$N_\psi^L = 1 + \tan \beta \quad (5.14)$$

mit der üblichen Beschreibung der Dilatanz durch einen von der Spannung unabhängigen, konstanten Dilatanzwinkel:

$$\psi = \arcsin \left( \frac{\tan \beta}{2 + \tan \beta} \right) \quad (5.15)$$

Die beiden Dilatanzfunktionen Bez. (5.13) und (5.14) unterscheiden sich durch einen Faktor bzgl.  $\tan \beta$ , der im Fall der nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Plastizität den Anstieg der Volumenverformungs-Kurve mit wachsender Einspannung  $\sigma_3$  und damit den Dilatanzwinkel stark reduziert.

Für die durch Entfestigung und Dilatanz bedingte Reduzierung der elastischen Parameter Schubmodul  $G$  ( $\varepsilon_{VOL}^P$ ) (analog Kompressionsmodul  $K$  ( $\varepsilon_{VOL}^P$ )) wird die empirische Beziehung angesetzt:

$$G(\varepsilon_{VOL}^P) = G_R + \frac{1}{1 + f \cdot \varepsilon_{VOL}^P} \cdot G_0 \quad (5.16)$$

mit

$G_0 = G - G_R$	$G$	-	Schubmodul intaktes Gestein
	$G_R$	-	Schubmodul Gestein mit Restfestigkeitsbereich
	$f$	-	Materialparameter.

Neben den skleronomen Materialeigenschaften besitzen die meisten Salinargesteine rheonome bzw. viskose Eigenschaften, d.h. ihr Verformungs- und Festigkeitsverhalten ist gleichfalls zeitabhängig. Das visko-elasto-plastische Modellkonzept unterscheidet drei Verformungsanteile, deren Summe die Gesamtverformung liefert:

$\varepsilon^K$	:	elastisch nachwirkender Verformungsanteil (KELVIN-Modell: Feder mit parallel geschaltetem viskosem Dämpfer)
$\varepsilon^M$	:	visko-elastischer Verformungsanteil (MAXWELL-Modell: Feder in Reihe mit viskosem Dämpfer)
$\varepsilon^P$	:	plastischer Verformungsanteil (modifiziertes MOHR-COULOMB-Modell mit Entfestigung und Dilatanz).

Das visko-elastische Modell entspricht dem phänomenologischen modellrheologischen Stoffgesetz von BURGERS.

Das durch Kopplung des BURGERS-Kriechmodells mit dem Entfestigungsmodell abgeleitete visko-elasto-plastische Stoffmodell ist in der Lage, das Kriechverhalten einschließlich Kriechbruch zu beschreiben. Das transiente bzw. primäre Kriechen wird durch das KELVIN-Modell mit den Parametern KELVIN-Schubmodul  $G^K$  und KELVIN-Viskosität  $\eta^K$  bestimmt. Der stationäre bzw. sekundäre Kriechanteil folgt aus der MAXWELL-Viskosität  $\eta^M$ . Für die beschleunigte bzw. tertiäre Kriechphase ist der dilatante Entfestigungsmechanismus verantwortlich.

Die Spannungsabhängigkeit der MAXWELL-Viskosität wird über einen Exponentialansatz nach LUX berücksichtigt:

$$\eta^M = \eta_0^M \cdot e^{m \cdot \sigma_v} \quad (5.17)$$

Analoge Ansätze sind für die KELVIN-Viskosität und den KELVIN-Schubmodul üblich.

Das visko-elasto-plastische Stoffgesetz mit Entfestigung und Dilatanz ist im Programm FLAC als DLL-file (dynamic linked libraries) verfügbar und verifiziert ([11]). Weiterhin wurde der Stoffansatz in einem deutschen Verbundprojekt [35] im Vergleich mit Laborversuchskurven

getestet und die Anwendbarkeit auf die speziellen Probleme der Entfestigung und Dilatanz bestätigt.

Bei den numerischen Berechnungen kommen folgende Parameter zur Anwendung:

Elastische Parameter:

elastischer Kompressionsmodul  $K = 16,66 \text{ GPa}$

elastischer Schermodul  $G = 10 \text{ GPa}$

bzw.

YOUNG'scher Modul  $E = 25 \text{ GPa}$

Poissonzahl  $\nu = 0,25$

Dichte  $\rho = 2,17 \text{ g/cm}^3$

Da die in den Anlagen 3 und 4 bzw. 7 und 8 dargestellten Versuchskurven  $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$  sowie  $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$  mit einer Deformationsrate  $5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  und damit im Vergleich mit den untertägigen Belastungsraten etwa 4 Größenordnungen schneller gefahren wurden, muss eine Überführung dieser Kurven in die in situ relevante Deformationsrate vorgenommen werden. Wie die Auswertung der in [6] beschriebenen Relaxationsversuche gezeigt hat, sind die im Laborversuch ermittelten Festigkeitswerte für die Übertragung auf in situ mit einem Faktor von 0,5 bis 0,6 zu beaufschlagen. Ein solcher Faktor ist in der Literatur als Ausnutzungsgrad für vorgegebene bruchfreie Standzeiten des Steinsalzes diskutiert worden und impliziert, dass die langfristig erträglichen Festigkeiten nur etwa halb so groß wie die Laborfestigkeiten sind. Dahinter steht die Modellvorstellung, dass Steinsalz immer nur eine bestimmte plastisch-irreversible Deformationsarbeit aufnehmen kann, ohne seine Festigkeit zu verlieren. Bei kleineren Deformationsraten sind die aufnehmbaren Spannungen kleiner, unter Voraussetzung der gleichen wirkenden plastisch-irreversiblen Deformationsarbeit die aufnehmbaren Deformationen jedoch größer.

In der vorliegenden Arbeit wurde diese Hypothese der spezifischen Dissipationsleistung eines Festkörpers für die Berechnung äquivalenter, in situ relevanter Versuchskurven  $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$  und  $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$  so angewendet, dass der Spannungswert mit dem angegebenen Faktor multipliziert und entsprechend der Energieäquivalenz die größere Deformation zugewiesen wurde. In Anlage 37 sind die sich am Beispiel von Laborversuchen unter einem Manteldruck von 0,2 MPa ergebenden Spannungs-Deformationskurven dargestellt. Methodisch analog erfolgte die Zuordnung der größeren Deformation zur Dilatanz im Betrachtungspunkt. Die

umgerechneten Arbeitslinien wurden in mittleren Typkurven für unterschiedliche Manteldrücke zusammengefasst.

Aus den Typkurven lassen sich für gleiche plastische Deformationen die Differenzspannungen bzw. Dilatanzen in Abhängigkeit vom Manteldruck ableiten und die in den Anlagen 38 und 39 dargestellten Kurven konstruieren. Die folgenden beiden Tabellen geben die entsprechenden Eingabetabellen für den Stoffansatz wieder. Entsprechend der Laborresultate erfolgte keine Differenzierung der Eingabetabellen für trockenes und feuchtes Steinsalz.

Langzeitfestigkeitsparameter in Abhängigkeit der plastischen Deformation  $\varepsilon^p$  (Tabelle 5.1):

$\varepsilon^p$ [%]	$\sigma_D$ [MPa]	$\sigma_{MAX}$ [MPa]	$\sigma_\phi$ [MPa]
0	5,8	32	4,7
2	13	34,5	8
5	16	33	6
7	16	27	1,8
9	13,5	26,8	0,7
11	0	27,5	0,3
15	0	42	2,5
20	0	58	5
25	0	60	5
35	0	90	10

Dilatanzverhalten in Abhängigkeit der plastischen Deformation  $\varepsilon^p$  (Tabelle 5.2):

$\varepsilon^p$ [%]	$\sigma_\psi$	$\tan\beta^0$
2	0,80	0,32
5	1,50	0,28
7	0,70	0,79
9	0,52	1,28
10	0,27	4,30
11	0,32	4,18
12	0,62	2,07
15	1,35	1,13
20	3,00	0,29
35	1,00	0



Die Kriechparameter basieren auf den durchgeführten Versuchen am intakten und entfestigten Steinsalz entsprechend Anlage 15. Für das befeuchtete Steinsalz wurde im konservativen Sinne ein Vorfaktor von 5 gefunden. Bei den beabsichtigten langzeitigen Konvergenzberechnungen bis zum Ende der Betriebsphase soll das Kelvin-Modell für die Abbildung von transienten Deformationsvorgängen (z.B. nach Lastwechseln) ausgeschaltet bleiben. Für das Maxwell-Modell ergeben sich folgende Parameter:

trockenes Steinsalz – ungeschädigt:

Elastischer Schermodul	$G^M = 10 \text{ GPa}$
Maxwell Viskosität	$\eta_0^M = 1,23 \cdot 10^7 \text{ MPa} \cdot \text{d} = 2,95 \cdot 10^8 \text{ MPa} \cdot \text{h}$
Spannungsexponent	$m = 0,25$

trockenes Steinsalz – geschädigt im Restfestigkeitsbereich:

Elastischer Schermodul	$G^M = 10 \text{ GPa}$
Maxwell Viskosität	$\eta_0^M = 1,2 \cdot 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{d} = 2,88 \cdot 10^6 \text{ MPa} \cdot \text{h}$
Spannungsexponent	$m = 0,0$

feuchtes Steinsalz – ungeschädigt:

Elastischer Schermodul	$G^M = 10 \text{ GPa}$
Maxwell Viskosität	$\eta_0^M = 2,46 \cdot 10^6 \text{ MPa} \cdot \text{d} = 5,9 \cdot 10^7 \text{ MPa} \cdot \text{h}$
Spannungsexponent	$m = 0,25$

feuchtes Steinsalz – geschädigt im Restfestigkeitsbereich:

Elastischer Schermodul	$G^M = 10 \text{ GPa}$
Maxwell Viskosität	$\eta_0^M = 2,4 \cdot 10^4 \text{ MPa} \cdot \text{d} = 5,76 \cdot 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{h}$
Spannungsexponent	$m = 0,0$

## 5.2 Stoffansatz und Materialparameter zur Nachbildung der Dilatanz und Entfestigung sowie des Kriechverhaltens von Carnallitit

Wie im Abschnitt 4.2 in Auswertung der Festigkeitsversuche ausgeführt, sind in den Pfeilern des Carnallititbaufeldes Risse und Scherbänder zu erwarten. Dieser Befund entspricht bei den Pfeilerbreiten von 10 m und Abbauhöhen bis 40 m bei minimalen Druckeinspannungen

von wenigen MPa und den langen Standzeiten von Jahrzehnten den bergmännischen Erfahrungen. Demzufolge musste auch für den Carnallitit der oben beschriebene Stoffansatz zur Simulation einer vom Manteldruck und der Deformation abhängigen Entfestigung nach Überschreitung der Festigkeitsgrenze bei Verknüpfung mit dem Kriechverhalten verwendet werden.

In Auswertung der im Abschnitt 4.2 dargelegten Versuche kommen folgende Parameter zur Anwendung:

Elastische Parameter:

elastischer Kompressionsmodul  $K = 20,5 \text{ GPa}$

elastischer Schermodul  $G = 7,4 \text{ GPa}$

bzw.

YOUNG'scher Modul  $E = 19,7 \text{ GPa}$

Poissonzahl  $\nu = 0,34$

Dichte  $\rho = 1,87 \text{ g/cm}^3$

Auf Grund des im Vergleich zum Steinsalz wesentlich ausgeprägteren Entfestigungs- und Dilatanzverhaltens schon ab Deformationen von 1 – 3 % wurde beim Carnallitit keine der äquivalenten plastisch-irreversiblen Deformationsarbeit entsprechende Überführung der Arbeitskurven  $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$  sowie  $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$  auf die in situ relevanten Deformationsraten vorgenommen. Da Carnallitit im Gegensatz zu Steinsalz keine kristallographischen Gleitebenen aufweist, resultiert die inelastische Verformung von Carnallitit hauptsächlich aus ruptueller Deformation, d.h. Zwillingsbildung, Rissbildung und der Verschiebung auf Scherflächen, was in einer Zunahme der Dilatanz mit wachsender Axialverformung dokumentiert ist. Auf Grund der im Carnallitit nicht vorhandenen translativen Gleitebenen, die über weite Deformationsbereiche ein duktileres Materialverhalten oder Deformationsverfestigungen ermöglichen, sowie der Spröbruchempfindlichkeit erscheint eine Anwendung der für das Steinsalz gewählten Energiehypothese nicht statthaft.

Dementsprechend wurden aus den in den Anlagen 17 und 18 dargestellten Laborversuchen ohne Befeuchtung sowie den in den Anlagen 20 und 21 gezeigten Laborversuchen mit Schutzfluidzuführung im Nachbruchbereich gemeinsame Typkurven konstruiert. Dabei erfolgte eine Anpassung der Restfestigkeitsbereiche an die feuchten Versuchskurven.

Die beiden folgenden Tabellen (graphische Darstellung siehe Anlagen 40 und 41) beinhalten die Eingabewerte für die Anwendung des Stoffansatzes auf den Carnallitit.

Festigkeitsparameter in Abhängigkeit der plastischen Deformation  $\varepsilon^p$  (Tabelle 5.3):

$\varepsilon^p$ [%]	$\sigma_D$ [MPa]	$\sigma_{MAX}$ [MPa]	$\sigma_\phi$ [MPa]
0	11,1	85	21,7
0,2	19,0	85	15,0
0,5	18,8	85	9,5
1	10,4	85	5,7
2	1,4	85	4,9
3	0	85	5,8
5	0	85	7,6
10	0	85	11,2

Dilatanzverhalten in Abhängigkeit der plastischen Deformation  $\varepsilon^p$  (Tabelle 5.4):

$\varepsilon^p$ [%]	$\sigma_\psi$	$\tan\beta^0$
0,2	7,8	0,95
0,5	7,1	1,90
1	6,5	2,50
2	6,4	2,30
3	6,9	2,00
5	8,4	1,60
10	11,1	1,00

Die Kriechparameter basieren auf den durchgeführten Versuchen am intakten und entfestigten Carnallitit ohne und mit Befeuchtung. Wie Anlage 28 zeigt, kann die Untergrenze des Streubereiches der trockenen Kriechraten mit einer Beziehung

$$(\dot{\varepsilon})_{\text{trocken}} = 2 \cdot 10^{-6} \cdot \exp(0,4 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (5.18)$$

$$(\dot{\varepsilon})_{\text{trocken}} \text{ in } \text{d}^{-1}$$

und die Obergrenze des Streubereiches der Kriechraten nach Zuführung der  $\text{MgCl}_2$ -Lösung mit der Beziehung

$$(\dot{\epsilon})_{\text{feucht}} = 1,0 \cdot 10^{-4} \cdot \exp(0,4 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (5.19)$$

$$(\dot{\epsilon})_{\text{feucht}} \text{ in } \text{d}^{-1}$$

eingegrenzt werden. Mit einer Kurvenanpassung lassen sich für die beiden Ansätze die folgenden Parameter für das Maxwell-Modell finden (analog zum Steinsalz bleibt bei den beabsichtigten langzeitigen Konvergenzberechnungen bis zum Ende der Betriebsphase das Kelvin-Modell ausgeschaltet):

trockener Carnallit:

Elastischer Schermodul	$G^M = 7,4 \text{ GPa}$
Maxwell Viskosität	$\eta_0^M = 5,79 \cdot 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{d} = 1,39 \cdot 10^7 \text{ MPa} \cdot \text{h}$
Spannungsexponent	$m = 0,16$

Carnallit nach Befeuchtung:

Elastischer Schermodul	$G^M = 7,4 \text{ GPa}$
Maxwell Viskosität	$\eta_0^M = 1,16 \cdot 10^4 \text{ MPa} \cdot \text{d} = 2,78 \cdot 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{h}$
Spannungsexponent	$m = 0,16$

### 5.3 Stoffansatz und Materialparameter zur Modellierung des Versatzdruckverhaltens vor und nach der Schutzfluideinleitung

Die im Abschnitt 4.3 dargestellten Versuche am Fremdversatz gestatten die Festlegung einer mechanischen Zustandsgleichung für den gefluteten Versatz, die das Kompaktionsverhalten und den sich aufbauenden Versatzdruck in Abhängigkeit von der Porosität bei der Schutzfluideinleitung und seiner Restporosität, d. h. seiner maximalen Kompaktierbarkeit wiedergibt:

$$p_v(\phi, \dot{\epsilon}_v) = p_* \cdot \left( \frac{\dot{\epsilon}_v}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{0,125} \cdot \left( \frac{\phi_0 - \phi}{\phi - \phi_R} \right)^{0,5} \quad (5.20)$$

mit  $\phi_R = 2,5 \%$  (Restporosität),  $\dot{\epsilon}_0 = 1,5 \cdot 10^{-14} \text{ sec}^{-1}$  und  $p_* = 1 \text{ MPa}$ .

Die Beziehung ist für das Versatzdruckverhalten aller 3 Versatzarten Altversatz, Eigenversatz und Fremdversatz anwendbar. Da aus dem Altversatz der Carnallititabbau nur Kerne für triaxiale Festigkeitsversuche gewonnen werden konnten, wurden die Wertepaare des Versatzdruckes  $p_v$  und der dabei erreichten Porosität  $\phi$  aus den Versuchen mit konstantem Manteldruck abgeleitet. Es fand gleichfalls eine Befeuchtung mit  $MgCl_2$ -Lösung statt.

In Anlage 42 sind für eine in situ relevante Kompaktionsrate von  $\dot{\epsilon}_v = 1 \cdot 10^{-10} s^{-1}$  sowie sohlenbezogene Ausgangsporositäten nach [5] die entsprechenden Versatzdruckkurven dargestellt. Sie werden im Rechenmodell ab dem Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung auf der jeweiligen Sohle angesetzt. Es wird davon ausgegangen, dass im gefluteten Versatzkörper ein Festigkeitsverlust im Korngefüge eintritt, der eine Sackung und demzufolge eine Vergrößerung des Firstspaltes nach sich zieht. Der stabilisierende Versatzdruck gegen die Hohlraumkonvergenz kann sich erst aufbauen, wenn mit voranschreitenden Kriechprozessen und Deckgebirgsverschiebungen ein Formschluss zwischen Kammerkantur und Versatz stattgefunden hat und eine weitere Kompaktion eintritt. Im Rechenmodell wird die bis zu einem Formschluss notwendige Hohlraumkonvergenz integral (auf die gesamte Sohle bezogen) mit 10 % angesetzt. Die sich im Modell in Abhängigkeit von der Hohlraumkonvergenz  $\epsilon_v$  aufbauenden Versatzdrücke sind in Anlage 43 sohlenbezogen dargestellt.

Eine Absenkung der Einbauporosität  $\phi_0$  im Rahmen von technischen Maßnahmen und das daraus resultierende verbesserte Versatzdruckverhalten kann mit der Beziehung 5.20 einfach abgeschätzt werden. In Anlage 44 sind die Versatzkennlinien der Anlage 43 mit jeweils um 2 % abgesenkten Ausgangsporositäten angegeben. Ohne die Diskussion der technischen Maßnahme „Einleitung eines Pumpversatzes“ vorwegzunehmen, sei am Beispiel der Versatzdruckkurve mit einer Ausgangsporosität von 28 % darauf hingewiesen, dass eine um 2 % verringerte Ausgangsporosität bei einer volumetrischen Kompaktion auf 30 % einen Versatzdruck von 5,9 MPa in Anlage 44 im Vergleich zu 4,7 MPa in Anlage 43 bewirkt.

In Anlage 45 sind die vollständigen Parametersätze für den befeuchteten Versatz angegeben. Zur Modellierung wird im Rechenprogramm FLAC der Stoffansatz „double yield“ (siehe [12]) verwendet. Die Festigkeitsparameter gelten für eine in situ relevante Deformationsrate von etwa 3 ‰ pro Jahr.

Bezüglich des Kompaktionsverhaltens im trockenen Versatz vor der Schutzfluideinleitung kommen die Parametertabellen 5.5 (repräsentativ für den oberen Bereich der Südflanke) und 5.6 (repräsentativ für den unteren Bereich der Südflanke) zur Anwendung.

Eingabetabelle 5.5 für Fremdversatz (trocken):

Volumetrische Deformation $\varepsilon_v$ [ % ]	Versatzdruck $p_v$ [ MPa ]
0	0,0
10	0,2
20	0,7
25	1,2

Eingabetabelle 5.6 für Eigen- bzw. Altversatz (trocken):

Volumetrische Deformation $\varepsilon_v$ [ % ]	Versatzdruck $p_v$ [ MPa ]
0	0
10	3
20	8
25	15

Die trockenen Kompaktionskurven des Fremdversatzes wurden in [37] und die des Eigenversatzes in [9] bestimmt. Die Einbauporositäten betragen 40 % bzw. 35 %.

Im Rechenmodell werden in allen Sohlen im Leinsteinsalz ab der 700-m-Sohle die Parameter des Fremdversatzes und in den Kammern unterhalb der 700-m-Sohle, im Staßfurtsteinsalz und Carnallitit des Eigen- bzw. Altversatzes angesetzt.

Für alle Abbaue im Steinsalz wird bei Versatzeinbau ein Firstspalt von 30 cm angenommen und im Carnallititbaufeld die oberste E-Sohle beim Einbau als unversetzt modelliert. Der Einfluss der Versatzart in den Abbauen auf den gegenwärtig wirkenden Versatzdruck ergibt sich entsprechend [13] als gering. Die Messungen mit Druckmesszellen weisen Versatzdrücke lediglich in Höhe des Eigengewichtes aus.

## 5.4 Ableitung der Kennwerte für das Deckgebirge

### 5.4.1 Lithologie der Deckgebirgsschichten

Das für die gebirgsmechanische Tragfähigkeitsanalyse verwendete Vertikalmodell querschläggig zum Asse-Sattel entsprechend des geologischen Schnittes 2 berücksichtigt folgende Deckgebirgsschichten:

- Unterer und Mittlerer Buntsandstein *su-sm*
- Oberer Buntsandstein *so* mit dem Rötanhydrit *soA1* als separate Schicht
- Unterer bis Oberer Muschelkalk *mu-mo*
- Keuper *k*
- Jura *j*
- Kreide *kr*
- Hutgestein

Aus modellmechanischen Gründen können geringmächtige Gebirgsschichten nicht berücksichtigt und Schichten mit vergleichbaren Festigkeiten müssen zusammengefasst werden.

Zur Begründung der im Rechenmodell verwendeten Parameter wurde zunächst auf Basis von [28] und [29] die lithologische Ausbildung dahingehend ausgewertet, welche gebirgsmechanischen Reaktionen im Deckgebirge infolge der bergbaulich bedingten Gebirgsspannungsumverlagerungen und Verformungsprozesse zu erwarten sind. Die tektonische Beschreibung in [29], insbesondere der Kerne aus der am nächsten zur Südflanke gelegenen Tiefbohrung Remlingen 6, sowie der in [30] beschriebenen Bruchrichtungen im Laborversuch wurde hinsichtlich der im Rechenmodell festzulegenden Anisotropierichtungen analysiert. Mit ingenieurgeologischen Verfahren entsprechend [31] und [32] ist es auf dieser Basis möglich, die im Festigkeitskataster [3] aufgeführten Gesteinsfestigkeiten der Laborversuche in die infolge des lokalen Durchtrennungsgrades niedrigeren Gebirgsfestigkeiten abzumindern und mit den entsprechenden Anisotropierichtungen vorzugeben.

In [29] ist ausgeführt, dass an der Nordflanke des Asse-Sattels ein normaler, konkordanter Übergang aus dem Zechstein in den Buntsandstein existiert. An der Südflanke, deren gebirgsmechanische Reaktivität einen Schwerpunkt der Modellrechnungen bildet, ist eine Schichtlücke nachgewiesen, an der auf das Zechstein unmittelbar der Obere Buntsandstein folgt.

An der Südflanke fallen die Schichten im Teufenniveau des Bergwerkes mit 60 bis 70° nach SW und an der Nordflanke mit 40 bis 50° nach NE ein.

In allen Gebirgsschichten sind Kalksteine, Tonsteine und Mergelsteine eingelagert, die auf Grund ihrer geringen Festigkeit bei der Aufwölbung des Asse-Sattels im Mesozoikum mehr oder weniger bruchhaft reagiert haben. Die Rissflächen sind im eingespannten Gebirge überwiegend zusammengepresst und mineralisiert, können sich bei einer Freilegung, z.B. durch Bohrungen, aber wieder bevorzugt öffnen. In den Tiefbohrungen an der Südflanke wurde ein entsprechend hoher Durchtrennungsgrad der Bohrkerne aus diesen Bereichen gefunden. Bezüglich der Festigkeitsversuche besteht hier das Problem, dass diese gering festen Partien nicht mit intakten Bohrkernen belegt werden können. Weiterhin hat in den Jahrzehnten seit dem Kerngewinn bis zu den gesteinsmechanischen Versuchen der letzten Jahre besonders an den Tonsteinen ein zeitlicher Verwitterungsprozess stattgefunden und es konnten keine Prüfkörper mehr hergestellt werden. Bei einer sich daraus ergebenden Selektion der festen und intakten Bohrkern zur Probenherstellung für die Parameterermittlung der oben aufgeführten z.T. zusammengefassten Gebirgsschichten wird demzufolge die integrale Festigkeit überschätzt.

#### ***5.4.2 Richtung der Festigkeitsanisotropien infolge der tektonischen Gliederung sowie des Schichtflächeneinfallens***

Auf Grund der Erkenntnisse der Mitte der 80er Jahre gestoßenen Erkundungsbohrungen Remlingen 5 bis 9 steht fest, dass die Asse-Struktur vor allem durch eine herzyn streichende Scheitelstörung geprägt ist, welche die Nord- von der Südflanke trennt. Durch die halokinetische Herauswölbung in der Kreidezeit wurde das Deckgebirge nach [29] hauptsächlich gedehnt, durch Einengungstektonik während der subherzynen Phase weiter aufgerichtet und zusammengeschoben. Schließlich bewirkten Ablaugungsvorgänge an den Salinaren des Zechsteins, des Oberen Buntsandsteins und des Mittleren Muschelkalks ein Nachsacken der Deckgebirgsschichten. Es bildete sich über dem Salzspiegel und dem Hutgestein des Asse-Sattels eine grabenartige Begleitstörung nördlich der Scheitelstörung. Über dem Top der Salzstruktur befindet sich daher eine Zone stark beanspruchter und gegeneinander verkippter Schollen aus dem Unteren Buntsandstein.

In [29] sind bezüglich der Bohrkernanalyse der Remlingen 6, diese befindet sich in einer südwestlichen Entfernung von nur 200 m zum Grubengebäude im geologischen Schnitt 2, folgende Angaben zur Tektonik zu finden:



Mittlerer Keuper *km* (Befunde stammen aus Remlingen 5)

- zahlreiche mit Sulfat verheilte Klüfte (flach antithetisch und synthetisch)
- teilweise mürbes, plastisch weiches Kernmaterial
- flach nach NE einfallende Trennflächen

Unterer Keuper *ku*

- in der schwach verfestigten Wechselfolge von Ton-, Schluff- und Feinsandsteinen wiederholt zahlreiche plastische, weiche und feuchte Kernabschnitte feststellbar
- Tonsteine sind spröde und neigen zu blättrigem Zerfall
- oftmals zerrissenes und brekziöses Schichtungsgefüge
- oberflächennah tektonisch bedingte Riss- und Fugenbildung

Oberer Muschelkalk *mo*

- unruhige, gestörte und lokal plastisch-brekziöse Schichtverhältnisse
- in 102,2 m Teufe flach nach SW einfallende Brekzienzone
- in 144,2 m Teufe mit 15° nach NE einfallende Verwerfung
- in unregelmäßiger Verteilung parallel und senkrecht zur Schichtung Drucksuturen
- antithetische Klüftigkeit mit 3 bis 6 Klüften/m, selten 10 Klüfte/m
- hauptsächlich mit Kalzit verheilte bankrechte Klüfte, untergeordnet auch geöffnete Schichtfugen

Mittlerer Muschelkalk *mm*

- im oberen Bereich gewellte und zerrissene Schichtung sowie ausgeprägte Klüftigkeit
- flach antithetische und steil synthetische sulfatverheilte Kluftscharen, auch mineralisierte Schichtfugen
- deutliche Störung im unteren Teil mit antithetischem Einfallen und unregelmäßigen tongefüllten Bruchspalten, Spülungsabriss mit notwendiger Kluftzementation
- vollkommen zerwirktes und verwachsenes Schichtgefüge im Rückstandsgebirge des *mm* mit stark wechselnder Klüftigkeit von 0 bis 50 Klüften/m

Unterer Muschelkalk *mu*

- im oberen Bereich gewellte und zerrissene Schichtung
- zahlreiche, z.T. offene und antithetische Klüfte und aufgeplatzte Schichtfugen, erneut Spülungsabriss zwischen 470 und 479 m Teufe
- Scherfläche mit anschließender plastischer Brekzienzone bei 470 m Teufe

- flach nach SW einfallender Störungsbereich mit Fugenfüllungen aus Ton, Kalksteinbrekzie und Gips zwischen 475 und 476 m Teufe
- offene Scherfläche und aufgeplatzte Schichtfugen mit konsolidiertem kataklastischem Gefüge in 478 bis 479 m Teufe, Spülungsabriss
- offene synthetische und antithetische Klufscharen mit 10 bis 15 Klüften/m, lokale Spitzenwerte > 50 Klüfte/m

#### Oberer Buntsandstein so

- infolge der tonig-mergeligen Ausbildung geringer ausgeprägtes bruchhaftes Verhalten
- Klufthäufigkeit 3 bis 10 Klüfte/m, mit Sulfat oder Mergelstein verheilt

Die Spülungsverluste in der Bohrung summierten sich auf etwa 1.370 m<sup>3</sup>. Die hydraulische Leitfähigkeit der einzelnen Gebirgsschichten ist dabei sehr unterschiedlich und entsprechend [28] als Folge von Geringleitern (Aquitarde) und Leitern (Aquifere) aufzufassen.

Die Kluffanalysen und hydrologischen Befunde der Bohrung Remlingen 6 vermitteln den Eindruck eines in der geologischen Geschichte stark beanspruchten unmittelbaren Deckgebirges, dem bei bergbaulichen Überzugswirkungen aus dem Grubengebäude geringe Steifigkeiten und infolge des hohen Durchtrennungsgrades auch geringe Gebirgsfestigkeiten zuzuordnen sind.

Die Kluffanalyse aller Remlingen-Tiefbohrungen ergab ein stark ausgeprägtes Maximum antithetischer Klüfte mit einem Einfallen von etwa 30° nach NE. Sie waren jedoch sehr oft gefüllt und wieder fest verwachsen.

In [30] ist bezüglich der Festigkeitsversuche an den untersuchten Ton-, Mergel-, Kalk- und Sandsteinen der Tiefbohrungen ausgeführt, dass diese sehr unterschiedlich ausgebildet sind und eine ausgeprägte Schichtung aufweisen. Die Schichtung ist durch Materialwechsel und Ablösungen an den Schichtflächen erkennbar. Zum Teil sind Schichtfugen vorhanden oder Tone in den Schichtebenen angereichert. Besonders bei den Wellenkalken haben auch Kalkkonkretionen und Zementationen zur Verbindung der Schichtfugen beigetragen. Die Bruchflächen lagen bevorzugt parallel zu den Schichtflächen orientiert und waren bei tonigem Schichtbelag glatt bzw. bei Schichtflächen ohne Zwischenmittel rau.

Da in Auswertung dieser Befunde nicht beurteilt werden kann, ob das gebirgsmechanische Verformungsverhalten der Deckgebirgsschichten bevorzugt durch die Mikroklüftigkeit mit

einem ausgeprägte Maximum antithetischer Klüfte oder den synthetisch ausgerichteten Schwächeflächen parallel zur Schichtung bestimmt wird, wurden in den Modellrechnungen am IfG beide Festigkeitsanisotropien untersucht. In dem Rechenmodell, welches der gebirgsmechanischen Tragfähigkeitsanalyse zugrunde liegt, sind die Schwächeflächen als „verschmierte“ Festigkeitsanisotropie (ubiquitous joints) bankparallel (parallel zur Schichtung) festgelegt und in begleitenden dreidimensionalen Modellrechnungen wurde die gebirgsmechanische Wirksamkeit einer bankrechten Ausrichtung (senkrecht zur Schichtung) analysiert. Die gebirgsmechanischen Auswirkungen dieser Festlegungen werden nachfolgend diskutiert.

Die Darstellung der anhand der Kluffanalyse von der Grubengeologie des Bergwerkes Asse konstruierten Großklüfte als weiträumiges strukturgeologisches Merkmal im querschlägigen Schnitt 2 folgt im Abschnitt 6.

#### **5.4.3 Anwendung ingenieurgeologischer Verfahren zur Abminderung von Gesteinsfestigkeiten auf Gebirgsfestigkeiten**

Entsprechend [31] weist das Gebirge im allgemeinen, da es Gefügeschwächeflächen wie Klüfte und Verwerfungen enthält, eine geringere Verbandsfestigkeit als die es bildenden Gesteine auf. Es wurde gefunden, dass Bohrlöcher parallel zur Schichtung oft eine viel höhere Intaktheit der Kerne als quer dazu aufweisen.

Die Stabilität von Hohlräumen im geklüfteten Gebirge wird durch Faktoren wie z.B. die

- Festigkeit des Gesteinsmaterials
- Kluffhäufigkeit
- Trennflächenfestigkeit
- Einspannung im Gebirge
- Anwesenheit von Wasser oder Salzlösungen

beeinflusst. Das Bergwerk Asse wurde zwar nicht im geklüfteten Gebirge aufgefahren, die Mächtigkeit der Steinsalzbarriere auf den oberen Sohlen zum Rötanhydrit beträgt aber nur wenige Meter, so dass von einer gegenseitigen Beeinflussung der gebirgsmechanischen Reaktionen ausgegangen werden muss. Diese Reaktionen (lokale Festigkeitsüberschreitungen) im Bergwerk einschließlich der Steinsalzbarriere und im südlichen Deckgebirge werden mittels der „Mikroseismischen Überwachung der Schachtanlage Asse“ [19] nachgewiesen.

Die Gefügeschwächeflächen lassen sich mit Gefügeklassifikationsmethoden berücksichtigen, von denen das Q-System nach Barton und Mitarbeitern, das Geomechanische Klassifikationssystem von Bieniawski und die Bergbau-Gebirgs-Klassifikation von Laubscher die gebräuchlichsten sind (Literaturstellen in [31]).

Allen Methoden ist eigen, dass sie auf Basis der Felsblockgröße oder der Zerlegung eines Kernmarsches, der Gesteinsfestigkeit, der Festigkeit und Beschaffenheit der Trennflächen (Anzahl, Abstand, Durchtrennungsgrad, Rauigkeit), der minimalen Druckeinspannung im Gebirge sowie diverser Reduktionsfaktoren, z.B. infolge der Wasserwirkung, eine Bewertung des Gebirges vornehmen, wobei die Kombinationen der Einflussfaktoren bei den einzelnen Klassifikationen variieren. Bei der Anwendung ist sehr viel Erfahrung, Verständnis der den Gebirgszustand beeinflussenden mechanischen und hydraulischen Einwirkungen sowie Kenntnis der sich aus der Beurteilung ergebenden technischen Maßnahmen notwendig. Diese empirischen Methoden haben sich in der praktischen Anwendung im Bergbau und Bauwesen bewährt und erlauben eine standortspezifische Bewertung des Gebirgszustandes.

Eine beispielhafte Berechnung der Reduktionsfaktoren des Q-Systems gemäß den im letzten Abschnitt aufgeführten Bohrkernbeschreibungen führte zu einem Faktor von 0,001 als Maßzahl für extrem schlechten Fels. Dabei ist aber nicht bekannt, in welchem Maße die Reduktionsfaktoren in Festigkeitsparameter der Stoffgesetze für das Deckgebirge übernommen werden können.

Zahlenmäßige Abminderungen der Kohäsion und des Reibungswinkels in Abhängigkeit vom geschilderten Durchtrennungsgrad konnten unter Recherche von [32] in Anwendung des Festigkeitskriteriums nach Hoek-Brown vorgenommen werden und führten beispielsweise bei Gesteinsparametern des Rötanhydrits von Kohäsion 5 MPa und Reibungswinkel 35 Grad (Mittelwerte aus [3]) zu Parametern des Gebirgsverbandes von Kohäsion 0,3 MPa und Reibungswinkel 22 Grad.

Daraus ergibt sich, dass infolge des lokalen Durchtrennungsgrades im unmittelbaren südlichen Deckgebirge eine signifikante Abminderung der Gesteinsfestigkeiten, die eine Selektion der festen und intakten Bohrkernre repräsentieren, gerechtfertigt ist. Diese Abminderung wird auf Grund der unvollständigen Datenlage nicht vorab festgelegt, sondern in unterschiedlichen Sensitivitätsstudien der Rechenmodelle bis zur Übereinstimmung der Rechenergebnisse mit den in situ gemessenen Deckgebirgsverschiebungen und Tagesoberflächenabsenkungen vorgenommen.

#### **5.4.4 Parameter für die Deckgebirgsmatrix und die Schichtung**

Die Deckgebirgsschichten des Buntsandsteins und Muschelkalks werden mit einem bilinearen transversalisotropen elasto-plastischen Stoffansatz modelliert. Die Bilinearität der Festigkeiten (siehe Anlage 46) wurde in Auswertung der Gesteinsparameter in [3] eingeführt, um in Abhängigkeit von der minimalen Druckeinspannung unterschiedliche Festigkeitsparameter vorgeben zu können. Die Ermittlung der Festigkeitsparameter Kohäsion  $c$  und Winkel der inneren Reibung  $\phi$  erfolgte mit Hilfe von Triaxialversuchen und direkten Scherversuchen.

Da im Festigkeitskataster der GSF neben den Parametern für die Spitzenfestigkeit auch die Parameter für die Restfestigkeit nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit angegeben sind, konnten für das zweidimensionale Deckgebirgsmodell die Restfestigkeitsparameter aus den Triaxialversuchen für die Gebirgsmatrix angesetzt und die aus den direkten Scherversuchen abgeleiteten Restfestigkeitsparameter zur Modellierung des Schichtgefüges (verminderte Festigkeit aufgrund einer allgegenwärtigen parallel zur Schichtung orientierten Klüftigkeit) verwendet werden (Begründung im Abschnitt 5.4.2). Die Werte sind in den Tabellen 5.7 bis 5.10 aufgeführt. Alle Parameter beinhalten ggf. Abminderungen der Gesteinsfestigkeit auf die Verbandsfestigkeit infolge des lokalen Durchtrennungsgrades, wobei die Abminderung nicht formal, sondern im Rahmen von Sensitivitätsstudien mit dem Ziel einer möglichst guten Übereinstimmung der Rechenergebnisse mit den In-situ-Messwerten erfolgte. Insbesondere die Kohäsionen von 0 für den Buntsandstein und Muschelkalk bei minimalen Druckeinspannungen  $< 7,5$  MPa (Rötanhydrit  $< 4$  MPa) repräsentieren die im Abschnitt 5.4.2 geschilderten Bohrkernbefunde. Bei dem geogenen Durchtrennungsgrad, der eine hohe gebirgsmechanische Beanspruchung bei der Sattelauffaltung ausweist, und den bis zur Gegenwart infolge des nachgiebig gebauten Abbausystems an der Südflanke eingetragenen Deckgebirgsverformungen ist die Verwendung von Restfestigkeiten gut begründet.

Da die Untersuchungen entsprechend [3] nur bei Manteldrücken bis zu einer Einspannung von  $\sigma_3 \geq 7,5$  MPa (so2-so4, mu-mo, su) bzw.  $\sigma_3 \geq 4$  MPa (so1A) durchgeführt wurden, werden die aus dem Kataster abgeleiteten Festigkeitsparameter im Modell ebenfalls nur bei entsprechenden Einspannungszuständen angesetzt, d.h. im Bereich  $\sigma_3 > 7,5$  MPa bzw.  $\sigma_3 > 4$  MPa. Im unteren Einspannungsbereich wird eine Bruchgerade unter der Annahme festgelegt, dass für den angesetzten Restfestigkeitsbereich das Material mit dem geschilderten hohen Durchtrennungsgrad keine Kohäsion mehr besitzt.

Tabelle 5.7: Restfestigkeitsparameter für Rötanhydrit so1A (c in MPa und  $\phi$  in Grad)

Einspannung	Gebirgsmatrix		Schichtung	
	Kohäsion c	Reibungswinkel $\phi$	Kohäsion $c_j$	Reibungswinkel $\phi_j$
$\sigma_3 < 4$ MPa	0,0	47,3	0,0	30,0
$\sigma_3 > 4$ MPa	3,0	35,0	0,3	28,0

Tabelle 5.8: Restfestigkeitsparameter für Oberen Buntsandstein so2-so4  
(c in MPa und  $\phi$  in Grad)

Einspannung	Gebirgsmatrix		Schichtung	
	Kohäsion c	Reibungswinkel $\phi$	Kohäsion $c_j$	Reibungswinkel $\phi_j$
$\sigma_3 < 7,5$ MPa	0,0	33,0	0,0	25,9
$\sigma_3 > 7,5$ MPa	0,0	33,0	0,2	25,0

Tabelle 5.9: Restfestigkeitsparameter Unterer und Mittlerer Buntsandstein su-sm  
(c in MPa,  $\phi$  in Grad)

Einspannung	Gebirgsmatrix		Schichtung	
	Kohäsion c	Reibungswinkel $\phi$	Kohäsion $c_j$	Reibungswinkel $\phi_j$
$\sigma_3 < 7,5$ MPa	0,0	41,6	0,0	22,8
$\sigma_3 > 7,5$ MPa	3,5	32,0	1,0	18,0

Tabelle 5.10: Restfestigkeitsparameter für Muschelkalk (c in MPa und  $\phi$  in Grad)

Einspannung	Gebirgsmatrix		Schichtung	
	Kohäsion c	Reibungswinkel $\phi$	Kohäsion $c_j$	Reibungswinkel $\phi_j$
$\sigma_3 < 7,5$ MPa	0,0	48,0	0,0	27,5
$\sigma_3 > 7,5$ MPa	6,5	34,0	1,3	22,0

In Anlage 46 sind die Festigkeitsgeraden der Gebirgsmatrix bzw. des Schichtgefüges graphisch dargestellt.

Die Festigkeiten der diskreten Trennflächen (Großklüfte) gemäß dem tektonischen Modell des Auftraggebers werden mit  $c = 0$  und  $\phi = 28$  Grad vorgegeben. Diese Parameter ergeben sich als Mittelwerte aus [3].

Die Dichten der Deckgebirgsschichten, Poissonzahlen sowie Elastizitätsmoduln stammen gleichfalls aus [3]. In den folgenden Tabellen sind für die einzelnen Schichten die Parameterober- und untergrenzen sowie die Modellwerte aufgeführt.

Da die Poissonzahlen einen wesentlichen Einfluss auf die sich infolge der verhinderten Querdehnung aufbauenden Horizontalspannungen besitzen, erfolgte in Tabelle 5.12 eine zusätzliche Berücksichtigung der Literaturquelle [14].

Tabelle 5.11: Dichte der Deckgebirgsschichten ( $\rho$  in  $\text{g/cm}^3$ )

<b>Schicht</b>	<b>Laboruntersuchungen</b>		<b>FLAC 2D Modell</b>
	<i>Min</i>	<i>Max</i>	
<b>so1A</b>	2,6	2,93	2,75
<b>so2</b>	2,64	2,64	2,5
<b>so3</b>	2,35	2,41	
<b>so4</b>	2,4	2,83	
<b>su/sm</b>	2,29	2,4	2,34
<b>Mu</b>	2,3	2,66	2,39
<b>Mm</b>	2,23	2,74	
<b>mmNa</b>	2,12	2,22	
<b>mmRes</b>	2,24	2,4	
<b>mo1</b>	2,29	2,55	
<b>mo2</b>	2,39	2,55	

Tabelle 5.12: Poissonzahl  $\nu$  (\* Berücksichtigung von [14])

<b>Schicht</b>	<b>Laboruntersuchungen</b>		<b>FLAC 2D Modell*</b>
	<i>Min</i>	<i>Max</i>	
<b>so1A</b>	0,19	0,19	0,30
<b>so2</b>	-	-	0,30
<b>so3</b>	-	-	
<b>so4</b>	0,151	0,209	
<b>su/sm</b>	0,13	0,3	0,30
<b>Mu</b>	0,23	0,25	0,25
<b>Mm</b>	0,2	0,3	
<b>mmNa</b>	0,22	0,28	
<b>mmRes</b>	0,28	0,34	
<b>mo1</b>	0,19	0,29	
<b>mo2</b>	0,21	0,21	

Tabelle 5.13: Elastizitätsmodul der Deckgebirgsgesteine (E in GPa)

Schicht	Laboruntersuchungen		FLAC 2D Modell
	Min	Max	
so1A	8,34	21,34	15,0
so2	-	-	23,7
so3	-	-	
so4	14,87	32,99	
su/sm	-	-	23,7
mu	24,65	33,09	26,9
mm	10	33,22	
mmNa	-	-	
mmRes	14,25	37,85	
mo1	21,36	36,44	
mo2	23,22	34,52	

Die Festigkeitsparameter, Dichten, Poissonzahlen sowie Elastizitätsmoduln der Deckgebirgsschichten in größerer Entfernung vom Grubengebäude konnten aus den umfangreichen Arbeiten in [15] und [16] entnommen werden. Für die Gebirgsfestigkeiten wurde ein linearer Ansatz gewählt und zwischen der Gebirgsmatrix und dem Schichtgefüge differenziert.

Tabelle 5.14: Gebirgsfestigkeiten Keuper, Jura, Kreide, Hutgestein (c in MPa und  $\phi$  in Grad)

Schicht	Gebirgsmatrix		Schichtung	
	Kohäsion c	Reibungswinkel $\phi$	Kohäsion $c_j$	Reibungswinkel $\phi_j$
Keuper	10,0	35,0	3,0	31,0
Jura	10,0	35,0	3,0	31,0
Kreide	10,0	35,0	3,0	31,0
Hutgestein	2,2	25,0	1,0	23,0

Tabelle 5.15: Dichte ( $\rho$  in  $\text{g/cm}^3$ ), Poissonzahl  $\nu$  und Elastizitätsmodul (E in GPa)

Schicht	Dichte	Poissonzahl	Elastizitätsmodul
Keuper	2,35	0,25	24,0
Jura	2,35	0,25	24,0
Kreide	2,35	0,25	24,0
Hutgestein	2,34	0,25	7,0



## **6. Beschreibung des großräumigen 2D-Modells Grubengebäude-Deckgebirge und Berechnung des Grundspannungszustandes**

### **6.1 Richtung des Modellschnittes, Modellgröße und Randbedingungen**

Der Asse-Sattel ist ca. 7 km lang und 2 km breit und streicht in Richtung WNW-ESE. Die Südflanke fällt mit 70° nach SSW ein. Die Abbausohlen an der Südflanke besitzen eine streichende Länge von ca. 620 m und die Abbaukammern eine querschlägige Erstreckung von im Mittel 40 m. Insgesamt sind von der 750-m-Sohle bis zur 490-m-Sohle 13 Abbausohlen aufgefahren. Die Pfeiler zwischen den maximal 60 m langen Abbaukammern besitzen in streichender Richtung mit 12 m in sieben Fällen und mit 20 m im Fall des Pfeilers zwischen den Kammerreihen 4 und 5 relativ geringe Breiten. Die Kammerhöhen betragen 15 m und die Schweben sind 6 m mächtig.

Entsprechend der Ausrichtung des Sattels und Abbausystems bietet sich für das ebene Modell ein Vertikalschnitt in querschlägiger Richtung, analog dem vom Auftraggeber zur Verfügung gestellten geologischen Schnitt 2, an.

Bei Vorgabe des ebenen Deformationszustandes werden senkrecht zur Modellebene keine Verschiebungen zugelassen und die entsprechenden Spannungen ergeben sich aus dem Stoffverhalten über eine verhinderte Querdehnung. Ein solches Modell ist zulässig, wenn alle Modellelemente quer zur Modellebene eine wesentlich größere Erstreckung (theoretisch unendlich) als in der Modellebene besitzen. Neben den geologischen Schichten und Abbaukammern sind diese Voraussetzungen für die streichenden Trennflächen näherungsweise gleichfalls gegeben. Querstörungen liegen parallel zur Modellebene und lassen sich in dem zweidimensionalen Modell nicht berücksichtigen.

Die Modellgröße orientiert sich an Voruntersuchungen, die in [15] zum Grundspannungszustand durchgeführt wurden. Darin wurde ausgeführt, dass die Modellgröße einen erheblichen Einfluss auf den primären Spannungs-Verformungszustand besitzt. Insbesondere bei der Berücksichtigung unterschiedlicher stoffbezogener Wichten wurden Verschiebungsbilder ermittelt, die bei kleineren Modellabmessungen, als im folgenden verwendet, nicht plausibel waren. So sind in [15] Rotationsbewegungen der südlichen Deckgebirgsschichten berechnet worden, die ihre Ursache in einer zu geringen Modellabmessung hatten. Infolge des Dichteunterschiedes zwischen Deckgebirge und Salinar steigt das Salz auf und hebt das Deckgebirge im sattelnahen Bereich an bzw. verbiegt die Deckgebirgsschichten im sattelnahen Bereich. Bei zu gering gewählten horizontalen Modellabmessungen wird ein Abklingen der Biegung zum Modellrand hin verhindert. In der Folge entsteht eine Rotation seitlich der Flanken.

Auch der Ansatz von Verschiebungsrandbedingungen zwecks der Realisierung eines Massenflusses in Richtung Salzstock ergab keine plausiblen Ergebnisse. Erst mit einer Verbreiterung des Modells auf 6300 m konnte ein den Erfahrungen entsprechender Anfangsspannungszustand berechnet werden.

Aufbauend auf [15] wurden für die durchzuführenden numerischen Berechnungen Modellabmessungen entsprechend Anlage 39 mit einer Breite von 6300 m festgelegt. Das Modell ist bis in eine Tiefe von -2250 m NN vernetzt. Die gesamte Modellhöhe variiert infolge der gegebenen Topographie zwischen 2400 m und 2460 m. Die Modellränder liegen entsprechend [12] ausreichend weit weg vom Bewertungsbereich im Abbaubereich und unmittelbaren Deckgebirge.

Der Koordinatenursprung wird im Modell in vertikaler Richtung (y-Richtung) auf 0 m NN gelegt. In horizontaler Richtung (x-Richtung) bildet der Schacht 2 den Nullpunkt.

Das Modell besteht aus über 15.000 Elementen. In der Umgebung der zu schaffenden Hohlräume wurde eine Verdichtung der Netzabstände von weniger als 2 m erreicht.

Die vertikalen Modellränder sind horizontal und die Modellbasis ist vertikal fixiert („Topfmodell“). Die Modelloberkante ist frei beweglich.

Weiterhin ist im Modell eine mit der Teufe zunehmende Temperatur vorgegeben. Der verwendete Gradient beträgt 0,02 K/m. Damit ergibt sich, ausgehend von einer Temperatur an der Tagesoberfläche von 291 K (18°C), im mittleren Abbaubereich eine Temperatur von 304 K (31°C, bezogen auf die 637 mS). Das teufenabhängige Temperaturfeld wird in der Modellrechnung für die temperaturabhängigen Kriechansätze verwendet.

## 6.2 Stratigraphie und Tektonik

In der vorliegenden Modellierung ist es wesentlich, die offensichtlich vorhandene Mobilität des Deckgebirges mit entsprechenden strukturellen Elementen grundsätzlich zu ermöglichen. Neben der diskutierten Festigkeitsanisotropie parallel zum Schichteinfallen sind im Deckgebirge auch weitreichende Störungszonen angelegt. Diese werden als diskrete Klüfte (Trennflächen) abgebildet und stützen sich auf die vom Auftraggeber autorisierte geologische Beschreibung des Störungs- bzw. Großklufsystems im Bereich des Asse-Sattels.

Entsprechend dieser Vorgaben wurden, wie in Anlage 47 dargestellt, die über Kohäsion und Reibungswinkel verbundenen Klufkörper diskretisiert und im Bereich der Südflanke in das

Deckgebirge integriert. Die Klufufer der Klufkörper sind elasto-plastisch über eine Normal- und eine Schersteifigkeit miteinander verbunden. Die Variation von Kohäsion, Reibungswinkel und Zugfestigkeit ermöglicht es, das Festigkeitsverhalten der Klüfte im Modell zu untersuchen. Auf diese Weise können Verschiebungen von Klufkörpern zueinander sowie Ablösevorgänge und neue Klufkörperkontakte simuliert werden.

Der stratigraphische Aufbau ist gleichfalls in Anlage 47 dargestellt. Der Untere und Mittlere Buntsandstein sowie der Untere bis Obere Muschelkalk wurden zu jeweils einer Schicht mit mittleren (gewichteter Mittelwert) stoffphysikalischen Parametern zusammengefasst. Diese Vorgehensweise ist auf Grund der geringen Unterschiede der Stoffparameter sowie der Erfahrung, dass die Reaktionen an Trennflächen die ermittelten Steifigkeits- und Festigkeitsunterschiede überlagern, gerechtfertigt.

Die Festigkeitsanisotropie parallel zum Einfallen der Schichten (bankparallel) lässt sich mittels des kleintektonischen Befundes der Bohrkerne aus den Untersuchungsbohrungen im Deckgebirge sowie gesteinsmechanischer Untersuchungen in [30] belegen. Grundsätzlich wäre auch eine bankrechte Richtung einer „verschmierten“ Festigkeitsabminderung infolge der Salzstockhebung gerechtfertigt. In den bisher vorliegenden begleitenden dreidimensionalen Sensitivitätsrechnungen [36] wurden beide Vorzugsrichtungen hinsichtlich ihrer gebirgsmechanischen Wirksamkeit untersucht, aber keine eindeutigen Belege für oder gegen eine der beiden Richtungen gefunden. Die Wechselwirkungen zwischen dem Grubengebäude und Deckgebirge sind sehr komplex und die einzelnen Einflüsse schwer zu identifizieren. In Würdigung der Befunde im Abschnitt 5.4.2 wird die bankparallele Anisotropie auf Grund der stärkeren Ausprägung und des nahezu allgegenwärtigen Auftretens in der gebirgsmechanischen Reaktivität als besser begründet angesehen. Die bankrechte Bewegungsmöglichkeit des Deckgebirges ist durch die Großklüfte gegeben und wird mit den hydraulischen Lastannahmen (siehe Kapitel 6.5) erzeugt.

Im Bereich des Salzstockes wird zwischen dem Carnallitit und Steinsalz unterschieden. Dabei erfolgt im Modell (siehe Anlage 48) auf Grund der geringen Unterschiede im gesteinsmechanischen Verhalten nach [3] keine Trennung zwischen Älterem Steinsalz Na<sub>2</sub>, Jüngerem Steinsalz Na<sub>3</sub> und Allersteinsalz Na<sub>4</sub>. Die abbaunahen Bereiche im Steinsalz werden mit einem visko-elasto-plastischen Stoffansatz beschrieben. Dieser Ansatz bildet das skleronome Verformungsverhalten mit einem Entfestigungsmodell und das rheonome Verformungsverhalten des Salzgebirges mit Hilfe eines Burgers-Körpers ab. Bereiche des Steinsalzgebirges, die in größerer Entfernung vom Hohlraum liegen, werden mit dem temperaturabhängigen Kriechansatz für sekundäres Kriechen BGRa modelliert.

Im Salinar befindliche Ton- und Anhydritschichten werden in der Modellierung nicht gesondert berücksichtigt, da die Schichtmächtigkeiten für das großräumige Modell zu gering sind.

### **6.3 Berechnung des Grundspannungszustandes**

Der Grundspannungszustand repräsentiert den Ausgangszustand des zu untersuchenden Hohlraumproblems und besitzt damit eine wesentliche Bedeutung für die bei der Modellierung der bergmännischen Hohlraumauffahrungen, des Versatzeinbringens und der Schließungsmaßnahmen initiierten Verformungen und Spannungen. Bei der vorhandenen Sattelstruktur ist voranzusetzen, dass sich der ursprüngliche homogene Grundspannungsaufbau nach der Ablagerung entsprechend der Wichte und Mächtigkeit der Gesteinsschichten verändert hat. Im Rechenmodell kann zwar nicht die geologische Geschichte des Standortes mit den einhergehenden Spannungsänderungen, Festigkeitsüberschreitungen und der Bildung von tektonischen Elementen nachvollzogen werden, der Modell-Ausgangszustand muss aber diese Geschichte in seiner gebirgsmechanischen Reaktivität beinhalten und abbilden.

Nach der initialen Vorgabe eines aus der Wichte und Teufe der Schichten resultierenden Spannungszustandes ist es in einer zeitaufwendigen Rechnung notwendig, unter Einschaltung der Kriechansätze im Salinar eine „Modellsetzung“ zu berechnen, während der ein Spannungsausgleich zwischen dem kriechfähigen Salinar und dem elasto-plastisch reagierenden Deckgebirge simuliert wird. Zu Beginn der Berechnung werden alle modellierten Kontaktflächen im Großluftsystem „verklebt“, so dass sich diese Trennflächen wie ein Kontinuum verhalten. Im Rechnungsablauf kommt es zu einem Ausgleichsprozess und mit dem Erreichen konstanter Spannungsdifferenzen und gleichbleibender Verschiebungsraten im Salzstock werden diese Kontakte geöffnet, so dass Normal- und Scherbewegungen auf den Trennflächen möglich sind. Anschließend wird die Berechnung fortgeführt, bis die aus der Aktivierung der Trennflächen resultierende Anregung des Modells wieder vollständig ausgeglichen ist. Die „Aktivierung“ der Trennflächen ist modellmechanisch zur Erreichung eines ausgeglichenen Grundspannungszustandes notwendig und besitzt keine festigkeits- oder integritätswirksame Bedeutung für die spätere Standsicherheitsanalyse. Gleichfalls werden alle im Rechenmodell generierten plastischen Deformationen eliminiert. Diese waren an die modellmechanischen Ausgleichsprozesse gebunden und besitzen keinen Einfluss auf die sekundären Spannungs- und Verformungsfelder der Hohlraumschaffung.

Nach einer modellierten Standzeit von 1 Million Jahren zeigt sich eine nahezu konstante Spannungsdifferenz im Salzstock von  $\sigma_{\text{diff}} < 1$  MPa. Die mittlere Rate des Salzaufstieges beträgt noch ca.  $7 \cdot 10^{-5}$  mm/a. Die Größe dieser Rate ist maßgeblich von den Modellrandbedingungen, wie z.B. Teufenlage der Salinarbasis sowie Abstand der Modellränder, abhängig und repräsentiert einen Gleichgewichtszustand im Modell, nicht aber halokinetische Prozesse.

In den Anlagen 49 bis 51 sind die entsprechenden Bilder der maximalen und minimalen Hauptspannungen  $\sigma_1$  und  $\sigma_3$ , der Vertikal- und Horizontalspannungen  $\sigma_y$  und  $\sigma_x$  sowie der in streichender Richtung quer zur Modellebene wirkenden Horizontalspannung  $\sigma_z$  (diese ist beim ebenen Deformationszustand gleichfalls eine Hauptspannung) dargestellt. Infolge der Dichteunterschiede zwischen Salinar und Deckgebirge setzt ein Salzaufstieg ein (siehe Anlage 50 unten) und insbesondere die querschlägigen Horizontalspannungen im südlichen Deckgebirge im Oberen Buntsandstein und Muschelkalk werden infolge des höheren Seitendruckes im Salinar angehoben ( $\sigma_x = 10$  bis  $20$  MPa auf  $\sigma_x = 20$  bis  $30$  MPa). Der Spannungszustand im Deckgebirge wird deshalb weitreichend bis zu den Modellrändern verändert. Mit der Erhöhung der Horizontalspannungen im südlichen Deckgebirge im Oberen Buntsandstein und Muschelkalk kommt es auch zu einer Steigerung der Vertikalspannung in diesem Bereich (Anlage 50 oben).

Der Muschelkalk verhält sich steif und zieht Spannungen auf sich. Infolge eingetragener Biegebeanspruchungen, die sich durch das Aufsteigen des Salzes erklären lassen, werden im Modell (Anlage 50 unten) erhöhte Horizontalspannungen von  $\sigma_x = 40$  bis  $50$  MPa, diese entsprechen der maximalen Hauptspannung in Anlage 49 oben, berechnet.

Die untere Abbildung in Anlage 51 zeigt die Spannungsdifferenzen zwischen  $\sigma_1$  und  $\sigma_3$  nach der Ausgleichsrechnung, die bis zu einer Modellzeit von  $10^6$  Jahren geführt wurde. Die Spannungsdifferenzen im Sattel liegen zwischen  $0$  und  $2,5$  MPa. Im biegesteifen Muschelkalk werden dagegen Spannungsdifferenzen bis in einen Bereich von  $12,5$  bis  $15$  MPa ausgewiesen.

In Anlage 52 wurden für ausgewählte und typische Bereiche des Rechenmodells im Übergang vom Salinar zum südlichen Deckgebirge (linkes Bild), im nördlichen Bereich des Salzstockes (mittleres Bild) und im unteren Teil der Südflanke (rechtes Bild) die Hauptspannungsrichtungen als Hauptspannungskreuze in der Modellebene quer zum Sattel dargestellt. Die Hauptspannungskreuze liegen jeweils im Elementmittelpunkt des Modellnetzes und die Richtung von  $\sigma_{\text{max}}$  wird mittels der längeren Achse angezeigt. Die Achsenrichtungen repräsentieren die Hauptspannungstrajektorien und stehen senkrecht aufeinander.

Die mittels der Pfeile in Anlage 50 unten skizzierte Aufstiegsrichtung des Salinars auf Grund der geringeren Dichte und orientiert am Schichtflächeneinfallen des Postsalinars beeinflusst auch die Hauptspannungsrichtungen im Salinar. Die Spannungsdifferenzen sind jedoch kleiner als 2,5 MPa (Anlage 51 unten) und es ist keine deutliche Unterscheidung von  $\sigma_{\max}$  und  $\sigma_{\min}$  möglich. Im rechten Bild der Anlage 52 ist an der Elementierung des Modellnetzes zu erkennen, wo später die 725- und 750-m-Sohle aufgefahren werden.

Diese Ausrichtung der Trajektorien ohne deutliche Differenzen in den Beträgen ist auch im oberen Teil des Salzsattels zu finden (linkes Bild). In den elasto-plastischen Deckgebirgsschichten des Oberen Buntsandsteins erfolgt jedoch eine andersartige Orientierung am Schichtflächeneinfallen und  $\sigma_{\max}$  verläuft erkennbar bankparallel. Im unmittelbaren südlichen Deckgebirge fällt  $\sigma_{\max}$  relativ steil mit etwa  $70^\circ$  ein und  $\sigma_{\min}$  ist etwa  $20^\circ$  aus der Horizontalrichtung ausgelenkt. Dieser Befund stimmt sehr gut mit ingenieurgeologischen Auswertungen der Bohrkerne der übertägigen Remlingen-Bohrungen in [38] überein. Dort wurde ausgesagt, dass die Vertikalspannung in flacheren Teufen keine Hauptspannung ist, sondern die Orientierung der maximalen Hauptspannung offensichtlich vom Schichteinfallen beeinflusst wird.

Im Übergangsbereich des Salzsattels zum Hutbereich und zum nördlichen Deckgebirge (mittleres Bild) deutet sich bereits im Salinar eine ansteigende Hauptspannungsdifferenz mit einer subhorizontalen Ausrichtung von  $\sigma_{\min}$  an. In Unteren Buntsandstein und insbesondere im Hutbereich ist die Minimalspannung  $\sigma_{\min}$  stark abgesenkt und die Hauptspannungsdifferenzen übersteigen im Hutbereich Beträge von 7,5 MPa (Anlage 51 unten). Diese subhorizontale Entlastung ist auf eine Dehnungsbeanspruchung zurückzuführen, die erdgeschichtlich auch zur Anlage der steil stehenden Scheitelstörungen geführt hat.

Wie bereits ausgeführt, ist es mit den Modellrechnungen nicht möglich und nicht beabsichtigt, den diapirartigen Salzaufstieg mit der Veränderung der Spannungsverhältnisse und der tektonischen Gliederung im Postsalinar nachzurechnen. Diese Entwicklung ist jedoch im Grundspannungszustand sowie dem lithologischen und tektonischen Aufbau des Deckgebirges abgebildet und wird die Verformungsprozesse und Spannungsverhältnisse bei der Auffahrung des Bergwerkes maßgeblich beeinflussen.

#### **6.4 Modellierung der Auffahrungen und des Versatzeinbringens**

Die zeitliche und räumliche Auffahrung der Kammern im Leinsteinsalz der Südflanke sowie im Carnallitit und Staßfurtsteinsalz wurde durch Wegnahme der entsprechenden Elemente

im Modellnetz realisiert. Wie bereits ausgeführt, muss im ebenen Modell vorausgesetzt werden, dass der Schnitt auch repräsentativ für die Verhältnisse östlich und westlich der Schnittebene (in streichender Richtung) ist. Entsprechend der geometrischen Abmessungen der Abbausohlen an der Südflanke kann von einer relativ zur querschlägigen Länge dominierenden Erstreckung in streichender Richtung von ca. 620 m ausgegangen werden. Die Modellierung der Auffahrung der Abbaukammern sowie der Versatztätigkeit erfolgt sohlenbezogen entsprechend der Angaben im Risswerk bzw. des Auftraggebers. Im 2D-Modell werden folgende Parameter umgesetzt:

- Kammerhöhe (außer 750 mS): 15 m
- Schwebenmächtigkeit oberhalb der 700 mS: 6 m
- Schwebenmächtigkeit zwischen der 700 mS und der 725 mS: 8,5 m
- Schwebenmächtigkeit zwischen der 725 mS und der 750 mS: 14 m
- Kammerhöhe der 750 mS im Na3: 10 m

Die querschlägigen Kammerbreiten wurden aus dem Schnitt 2 entnommen und variieren sohlenspezifisch. Es wurden die in Tabelle 6.1 aufgeführten Mittelwerte verwendet:

Tabelle 6.1: Querschlägige Breiten der Abbausohlen

<b>Sohle [mS]</b>	<b>Kammerbreite [m]</b>
750	26
725	30
700	40
679	28
658	28
637	29
616	39
595	43
574	46
553	46
532	52
511	44

Die Abbaupfeiler können in dem ebenen Vertikalmodell nicht abgebildet werden. Ihre Stützwirkung wird indirekt als Spannungsrandbedingung normal so zu den Schweben

simuliert, dass näherungsweise der Systemtragwiderstand erhalten bleibt. Daraus ergibt sich jedoch ein Tragwiderstand nur in horizontaler Richtung ohne Lastabtrag der vertikalen Spannungskomponenten aus dem Deckgebirge und es sind vergrößerte Vertikalanteile der Deckgebirgsverschiebungen zu erwarten. Die Modellüberprüfung erfolgte deshalb anhand der Beträge der Verschiebungsvektoren.

Wie in Anlage 53 aufgeführt, wurden die Zeitpunkte der Sohlenauffahrungen sowie des Versatzeinbringens wie folgt festgelegt (gewichtet nach dem Schwerpunkt der Aktivitäten):

Tabelle 6.2: Auffahrungs- und Versatzzeitpunkte

<b>Sohle</b>	<b>Zeitpunkt der Auffahrung (gemittelt)</b>	<b>Zeitpunkt des Versetzens (gemittelt)</b>
511	1962	2003
532	1958	2002
553	1955	2001
574	1952	2000
595	1949	1999
616	1945	1998
637	1942	1997
658	1939	1992
679	1933	1991
700	1928	1993
725	1926	1989
750 (Na3)	1920	1981
750 (Na2)	1930	1982
775(Na2)	1946	1983

Bis zum Einbringen des Eigenversatzes aus den Auffahrungen des Tiefenaufschlusses bzw. des Fremdversatzes wurden die Abbausohlen mit freier Konvergenz berechnet und danach entsprechend der betrieblichen Vorgaben versetzt.



## 6.5 Modell der Lastannahmen im Deckgebirge

Mit dem oben beschriebenen Rechenmodell unter Einbeziehung der dargelegten Stoffansätze und Materialparameter wurden in den zurückliegenden 10 Jahren eine Vielzahl von Fallstudien mit dem Ziel einer möglichst guten Übereinstimmung der berechneten Verschiebungen, Spannungen und gebirgsmechanischen Reaktionen mit den In-situ-Messwerten durchgeführt [33]. Grundsätzlich hat sich gezeigt, dass mit dem Modell eines steifen Deckgebirges ohne tektonische Elemente infolge der Kriecheigenschaften des Salzgesteins im Sattelnern systematisch größere Verschiebungsanteile aus nördlicher Richtung berechnet werden. Tatsächlich stammen etwa 80 % der Gesamtstauchung aus der südlichen Richtung [17], so dass ein solches Modell nicht den Standortbedingungen entsprechen kann und das Hauptaugenmerk auf eine Verringerung der Steifigkeit des südlichen Deckgebirges gerichtet werden muss.

Der Vergleich der Rechenergebnisse mit

- den querschlägigen Horizontalverschiebungen
- den Pfeilerstauchungen
- den Vertikalverschiebungen
- der Grenze zwischen Hebung und Senkung im Grubengebäude
- den Spannungsmessungen im Anstehenden und Versatz sowie
- den Tagesoberflächensenkungen

ergab, dass die Festlegung eines elasto-plastischen Materialverhaltens mit der Vorgabe von auf die Verbandsfestigkeit abgeminderten Festigkeiten aus den Laborversuchen sowie die Diskretisierung der Großklüfte allein nicht ausreichten, die In-situ-Messwerte, insbesondere die Erhöhung der Deckgebirgsverschiebungsraten ab Mitte der 80er Jahre, nachzuvollziehen. Eine Simulation der Streckenauffahrungen im Tiefenaufschluss in den 80er Jahren ließ keinen Einfluss auf das Deformationsverhalten der Südflanke erkennen und die Modellierung von Entfestigungs- und Bruchprozessen in den Tragelementen der Südflanke ist im 2D-Modell entsprechend ihrer räumlichen Auswirkungen nicht möglich. Die für die lange Standzeit ohne Versatz zu schwach dimensionierten Tragelemente bilden zwar die eigentliche Ursache für die gebirgsmechanischen Vorgänge an der Südflanke und ihre nachlassende Tragwirkung besitzt einen wesentlichen Einfluss auf die Erhöhung der Deckgebirgsverschiebungsraten, die erhöhte Mobilität im unmittelbaren südlichen Deckgebirge lässt sich jedoch nur mit einer Reduktion der Eigentragfähigkeit im Deckgebirge nachvollziehen. Dies wird durch die im folgenden beschriebenen gebirgsmechanischen Modellvorstellungen umgesetzt.

Das Deckgebirge besitzt zumindest lokal in unmittelbarer Nähe zum Bergwerk entsprechend der ingenieurgeologischen Befunde einen hohen Durchtrennungsgrad mit geringen Gebirgsfestigkeiten. Infolge der triaxialen Einspannung im Gebirge sind die Trennflächen zusammengepresst (überwiegend auch mineralisiert) und der effektive Porenraum in den Trennflächen ist gering. Gemäß den hydraulischen Modellannahmen wird von einer Sättigung der interkonnektiven Transportpfade in den Trennflächen und Porenräume in der Gesteinsmatrix mit Deckgebirgslösung ausgegangen. Da mit dem nachlassenden Tragwiderstand im Abbausystem der Südflanke durch Kriechbrüche und Entfestigung ein zusätzlicher Lastabtrag auf das unmittelbare Deckgebirge verbunden ist, muss bei der geringen Gebirgsfestigkeit von einer schrittweisen Öffnung der geschlossenen und mineralisierten Trennflächen und damit einer Erhöhung des effektiven Porenraumes ausgegangen werden. In der logischen Konsequenz ergibt sich ein Zusammenhang zwischen dem effektiv wirksamen Durchtrennungsgrad und der mechanischen Wirkung der Deckgebirgslösung im Gebirge. Es wird vorausgesetzt, dass der Lastabtrag auf das unmittelbare Deckgebirge, verbunden mit einer Entspannung und Bewegung in Richtung Südflanke, eine Öffnung der Trennflächen und eine weitere Erhöhung des effektiven Durchtrennungsgrades nach sich zieht. Die hydraulisch-mechanischen Konsequenzen sind plausibel, wenn man sich eine einzelne Trennfläche vorstellt, in der ein Lösungsdruck wirkt (tatsächlich sind Trennflächen in unterschiedlichen Raumrichtungen angelegt und untereinander verbunden): Solange wie noch Materialbrücken existieren, kann der Lösungsdruck nur partiell auf der Oberfläche wirken und die resultierende Kraftwirkung ist verringert. Die Trennfläche wird noch teilweise über die Materialbrücken zusammengehalten. Mit steigendem effektivem Durchtrennungsgrad erhöhen sich die resultierende Kraftwirkung und damit die hydraulisch bedingte mechanische Beanspruchung des Gebirges. Es kommt zur weiteren Öffnung ursprünglich nur angelegter und noch geschlossener Klüfte, teilweise auch zur Neubildung von Rissen, und damit zu einer Verringerung des Zusammenhaltes und der Eigentrugfähigkeit der Gebirgsschichten.

Das Ansteigen des effektiven Durchtrennungsgrades bzw. der Verlust von lastabtragenden Materialbrücken erhöht die Fläche, auf der ein Lösungsdruck wirken kann. Bei einem effektiven Durchtrennungsgrad  $\ll 1$  bzw. einer geringen effektiven Porosität im Gebirge (Summe aus interkonnektivem Porenraum in den Trennflächen und in der Gesteinsmatrix) können entsprechend dieser Hypothese auch schon vorher eine vollständige Sättigung vorliegen und ein hydraulischer Druck entsprechend der anstehenden Gradienten wirken, die Wirkung des hydraulischen Druckes ist jedoch noch vernachlässigbar klein. Das bedeutet, das Deckgebirge kann auch vor der Auffahrung des Bergwerkes schon fluidgefüllte Poren und Klüfte besitzen und muss nicht vollständig „trocken“ sein. Unter diesen Modellannahmen muss für die in den 80er Jahren einsetzende hydraulische Wirkung kein Zuflussweg

nachgewiesen werden, sondern es werden, eine ständige Sättigung und nachfließende Deckgebirgslösung vorausgesetzt, nur die mechanisch am stärksten beanspruchten Deckgebirgsbereiche mit hydraulischen Drücken beaufschlagt.

Für FLAC wurde ein Unterprogramm geschrieben, welches fortlaufend im Berechnungsablauf die im Deckgebirge erreichten Scherdeformationen abfragt und bei Erreichen des aus dem Laborversuch bekannten kritischen Betrages eigenständig Fluiddrücke in Höhe des hydraulischen Gradienten initialisiert. Dabei ist es jedoch notwendig, die hydraulischen Drücke allmählich in Abhängigkeit von der erreichten Materialschädigung aufzubauen. In Bezug auf den effektiven Durchtrennungsgrad von Klüften oder in Scherbändern wird die Wichtung des Fluiddruckes über einen „Wirkfaktor für strukturelle Integrität WF“ gesteuert. Der Wirkfaktor wird in Rückrechnungen bestimmt und der angesetzte Fluiddruck bewirkt eine Mobilitätserhöhung. Diese Mobilität impliziert zusätzlich die im 2D-Modell nicht abzubildenden Querstörungen im Nahbereich des Bergwerks, aber auch Einflüsse der zweidimensionalen Modellierung (eine Bruchzone mit dem dort wirkenden Fluiddruck ist im theoretisch unendlichen 2D-Modell normal zur Modellebene überbewertet). Der Wirkfaktor für strukturelle Integrität kann nur integral verwendet werden, eine Quantifizierung der einzelnen Bestandteile ist nicht möglich. Er ist nur über Rückrechnungen zu identifizieren, da seine Größe von den sich ausbildenden bergbaulichen Spannungs- und Deformationsfeldern im Deckgebirge abhängt, die zunächst nicht bekannt sind. Während der Rechnungen wurde ein Wirkfaktor für die strukturelle Integrität zwischen 0,6 und 1 verwendet.

Im Rechenmodell kommt es Mitte der 80er Jahre im Oberen Buntsandstein, insbesondere im Rötanhydrit, zu den beschriebenen Festigkeitsüberschreitungen der angesetzten Laborwerte, in deren Folge die hydraulischen Drücke mit einem Initialisierungsbefehl eingeschrieben werden. Das bewirkt eine Verringerung von Scherwiderständen in der Gebirgsmatrix bzw. von Reibungswiderständen auf Trennflächen und damit insgesamt eine Absenkung der Eigentragfähigkeit. Daraus resultiert eine zusätzliche auf die Südflanke gerichtete bankrechte Spannungskomponente, die zu einer Beschleunigung der Deckgebirgsverschiebungsraten in der gemessenen Größenordnung führt.

Die beschriebene Modellierung basiert auf Methoden der Ingenieur- bzw. Strukturgeologie und steht im Einklang mit den beobachteten gebirgsmechanischen Erscheinungen. Die berechneten Festigkeitsüberschreitungen im Rötanhydrit liegen in den gleichen Bereichen im südlichen Deckgebirge, in denen auch eine verstärkte mikroseismische Aktivität lokalisierbar ist [19]. Weiterhin sind Entfestigungserscheinungen und Auflockerungen in der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge in dem Bereich der oberen Abbausohlen nachweisbar,  
Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig; Friederikenstraße 60; 04279 Leipzig; Tel/(Fax): 0341/33600-(0/308)

wo die Deckgebirgslösung auf lokalen Trenn- und Bruchflächen in Richtung Grubengebäude penetriert.

Vergleichbare Modellkonzepte sind entsprechend Anlage 54 auch in anderen geowissenschaftlichen Anwendungsbereichen üblich. Insbesondere bei der Rückrechnung des Bergrutsches über dem Vajont-Stausee 1963 in den Italienischen Alpen hatte sich entsprechend der Ausführungen in [34] gezeigt, dass eine modellmechanische Erklärung nur mit der Wirkung des Wassers in den sich entfestigenden und den Zusammenhalt verlierenden Klüften und der lokal brechenden Gebirgsmatrix geliefert werden konnte. Ohne die hydraulische Wirkung wären nicht plausible fiktive Reibungswinkel von 3 bis 6° zur Erklärung des Bergrutsches notwendig gewesen. In Analogie zu den vom IfG verwendeten Modellvorstellungen wird geschlossen, dass „der Druck des freien Kluftwassers nur an den durchgerissenen Kluftflächen angreift“ (1. Abschnitt, Seite 694) und der vollständigen Durchtrennung „der Zusammenhalt der Gesteinsmasse, die Verbandsfestigkeit, entgegensteht“ (1. Abschnitt, Seite 694). Der Autor spricht von einem gleichzeitigen Auftreten von Scherwiderständen im Felsmaterial (Gesteinsmatrix) und Reibungswiderständen auf Klüften und er geht von einer Bildung sekundärer Bruchflächen aus. Die Reibungswiderstände auf Klüften können sich zeitabhängig in Abhängigkeit von der Rauigkeit und dem Kluftwassereinfluss ändern und von einem Haft- über einen Gleit- bis zu einem Restreibungswert abbauen (1. Abschnitt, Seite 477). Die Annahme einer Kohäsion von Null gilt „gewiss, soweit sich die Gleitung auf vorhandenen Trennflächen (Schichtflächen) ereignet“ (1. Abschnitt, Seite 481). Insgesamt ist die Bezeichnung „Risszone ein wenig irreführend, weil man beim Wort Riss an Neubrüche denkt. Solche kommen tatsächlich vor; überwiegend aber sind es Öffnungen und Verschiebungen an vorhandenen Klüften und Spaltbarkeitsflächen, welche zur Bildung gelockerter und aufgerissener Gebirgszonen geführt haben“ (2. Abschnitt, Seite 451). Mittels Piezometermessungen konnte die direkte Korrelation zwischen Kluftöffnung und steigendem Wasserdruck im Gründungsfelsen einer Talsperre nachgewiesen werden (2. Abschnitt, Seite 466).

Bezüglich des sich bildenden Bruches führte Müller-Salzburg aus, dass man auch bei einem scheinbaren Gleichgewichtszustand der angreifenden Kräfte zu den inneren Widerständen nicht von stabilen Verhältnissen sprechen kann. Infolge von Belastungsausgleichsprozessen mit dem benachbarten Gebirge und deformations- bzw. zeitabhängiger Entfestigung kann das System zum Zusammenbruch kommen, ohne dass weitere äußere Kräfte hinzugeführt werden. Dabei können auch hydraulisch-mechanische Wechselwirkungen in Form der Durchlässigkeitserhöhung und Verringerung des Strömungsdruckes in sich entfestigenden Gebirgsbereichen und des Aufbaus von Strömungsdrücken in benachbarten, noch nicht entfestigten Bereichen eine Rolle spielen (1. Abschnitt, Seite 549).

## **7. Beschreibung eines 3D-Modells zur Tragfähigkeitsbewertung**

### **7.1 Begründung**

Die dreidimensionalen Modellrechnungen waren erforderlich, da in den oben beschriebenen zweidimensionalen Modellen entsprechend Schnitt 2 durch das Grubengebäude und Deckgebirge keine Pfeiler abgebildet werden können. Die Pfeilertragwirkung besitzt innerhalb der Betriebsphase bei der Schutzfluideinleitung jedoch eine erhebliche Bedeutung, da bei einem Festigkeitsverlust bzw. einer Kriechbeschleunigung mit einer Aktivierung der Deckgebirgsverschiebungen gerechnet werden muss.

Das Ziel der dreidimensionalen Modellrechnungen für den Teufenbereich der 511 mS bis zur 574 mS war, zu untersuchen, welcher Tragwiderstand der Pfeiler und Schweben an der Südflanke gegen die wirkenden Gebirgsspannungen (mit einem weitgehend über die Betriebsphase konstanten Restfestigkeitsplateau oder fortschreitender Entfestigung) mit zunehmender Deformation bis zum Ende der Betriebsphase prognostiziert werden kann.

Im gewählten Teufenbereich ist auf Grund der geringen Mächtigkeit und der hohen Scherspannungen der Beanspruchungsschwerpunkt der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge lokalisiert bzw. befindet sich das gegenwärtige und bis zum Ende der Betriebsphase erwartete Maximum der Pfeilerstauchungsraten.

### **7.2 Modellaufbau, Randbedingungen und Versatzeinbringen**

Für die Untersuchungen wurde das in Anlage 55 und 56 dargestellten numerischen Modell verwendet, wobei es für die beauftragte Stabilitätsuntersuchung des Tragsystems ausreichend war, das Deckgebirge in einem Stoffbereich zusammenzufassen. Die geologische Situation ist dadurch gekennzeichnet, dass sich die Abbaue den mit ca. 70° steil nach Süden einfallenden Schichten des Oberen Buntsandsteins bis auf ca. 8 m nähern. Die Deckgebirgsreaktionen werden als aus dem 2D-Modell abgeleitete Randbedingung vorgegeben.

Das Modell bildet folgende mittleren Abbauparameter ab:

Kammerbreite (N-S-Richtung):	40 m
Kammerlänge (O-W-Richtung):	60 m
Kammerhöhe:	15 m
Schwebenmächtigkeit:	6 m
Pfeilerbreite:	12 m

Im numerischen Modell wird in N-S-Richtung die volle Kammerbreite vernetzt. In der Modelltiefe (O-W-Richtung, streichend) wird jeweils die halbe Kammerlänge mit 30 m und die halbe Pfeilerbreite mit 6 m modelliert, so dass das Modell eine Gesamttiefe von 36 m besitzt. Die Position des gewählten Modellausschnittes im Grubengebäude soll dem querschlägigen Schnitt 2 entsprechen.

Bezüglich des Koordinatensystems wurde folgende Orientierung gewählt:

- Die Horizontalkoordinate  $x$  verläuft in N-S-Richtung und entspricht der Koordinatendarstellung im bekannten Schnitt 2.
- Die Vertikalkoordinate  $z$  bezeichnet das Teufenniveau, so dass Analogie zur Nomenklatur der Abbausohlen besteht.
- Die Horizontalkoordinate  $y$  kennzeichnet die Modelltiefe.
- Der Koordinatenursprung liegt bei  $x = 0$  (Schacht 2),  $y = 0$  (streichende Kammermitte) sowie  $z = 0$  (Tagesoberfläche).

Die Modellbasis wird von der Mitte der Schweben zwischen der 595 mS und der 574 mS bei  $z = -577$  m gebildet. Die obere Modellgrenze wurde in eine Teufe von  $z = -400$  m gelegt. Das Modell besitzt eine querschlägige Gesamterstreckung von insgesamt 380 m, wobei der nördliche Modellrand nahe der Nordflanke des Salzstockes liegt. Die Modellerstreckung wurde so groß gewählt, um auch weiträumige Spannungsumlagerungen im südlichen und nördlichen Anstehenden berechnen zu können.

Der Zeitraum der Untersuchungen erstreckt sich von der Auffahrung der 574 mS im Jahr 1952 bis zum Ende der Betriebsphase, bevor sich der hydraulische Kontakt mit der Deckgebirgslösung einstellt.

Die Auffahrung der einzelnen Abbaukammern erfolgt mittels Elemententnahme zu folgenden Zeitpunkten:

574 mS	=>	1952
553 mS	=>	1955
532 mS	=>	1958
511 mS	=>	1962

Am nördlichen Modellrand sowie an der Modellbasis werden im gesamten Berechnungszeitraum keine Normalverschiebungen zu den Modellendflächen zugelassen.

Der Untersuchungszeitraum wird für die Berechnung in zwei Abschnitte untergliedert, die sich in ihren mechanischen Randbedingungen (siehe Anlage 57) unterscheiden:

- 1952-1983**
- vorwiegend bruchlose Deformationen im Deckgebirge und in den Tragelementen im Steinsalz
  - horizontale Spannungsrandbedingung am südlichen Modellrand entsprechend des Grundspannungszustandes mit  $\sigma_{xx} = 8,76 \text{ MPa}$  ( $z = -400 \text{ m}$ ) bis  $\sigma_{xx} = 12,63 \text{ MPa}$  ( $z = -577 \text{ m}$ )
  - vertikale Spannungsrandbedingung als Flächennormallast mit  $p = 8,76 \text{ MPa}$  auf die obere Modellbegrenzung (Grundspannungszustand)
- 1983-2015**
- Brucherscheinungen im Deckgebirge, Tragelemente im Steinsalz befinden sich partiell im Restfestigkeitsbereich (Schweben gefallen)
  - Zusatzlasten aus dem Deckgebirge werden durch horizontale und vertikale Verschiebungsraten entsprechend der In-situ-Beobachtung simuliert mit  $\dot{v}_{xx} = 0$  ( $z = -400 \text{ m}$ )... $150 \frac{\text{mm}}{\text{a}}$  ( $z = -577 \text{ m}$ )      $\dot{v}_{zz} = 30 \frac{\text{mm}}{\text{a}}$
  - vertikale Spannungsrandbedingung als Flächennormallast mit  $p = 8,76 \text{ MPa}$  an der oberen Modellbegrenzung im Bereich des Salinars bleibt erhalten.

Die Kammern werden nach folgendem zeitlichen Ablauf im Modell versetzt:

Jahr 2000	=>	Versatz 574 mS
Jahr 2001	=>	Versatz 553 mS
Jahr 2002	=>	Versatz 532 mS
Jahr 2003	=>	Versatz 511 mS

Dieser Zeitablauf entspricht näherungsweise der bergbaulichen Versatzstätigkeit. In der Modellierung wird angenommen, dass der Versatz in diesem Teufenbereich in den nächsten Jahren bis zum Ende der Betriebsphase keinen signifikanten gebirgsmechanisch wirksamen Versatzdruck infolge seiner Kompaktion aufbauen wird. Diese Annahme begründet sich aus den Laboruntersuchungen sowie den untertägigen Versatzdruckmessungen in [13]. Im Modell wird demzufolge nur das die Pfeilerkontur stabilisierende Eigengewicht des eingebrachten Versatzes berücksichtigt. Diese geringe Versatzwirkung kann im Modell vereinfacht über einen Innendruck modelliert werden, der auf die Kammerstöße und die Kammersohle, nicht aber auf die Kammerfirste wirkt. Der Versatzdruck ergibt sich aus der

Versatzhöhe (entspricht bei Vollversatz der Kammerhöhe) und der Versatzdichte  $\rho_V = 1,27$  t/m<sup>3</sup> mit:

$$\begin{aligned}\sigma_{V, \text{vert}} &= h_V \cdot \rho_V \cdot g && \text{Versatzdruck (vertikal)} \\ \sigma_{V, \text{horiz}} &= \lambda \cdot \sigma_{V, \text{vert}} \quad \text{mit } \lambda = 0,5 && \text{Versatzdruck (horizontal)}\end{aligned}$$

Der angesetzte Seitendruckbeiwert  $\lambda = 0,5$  lässt sich gleichfalls aus den am IfG Leipzig durchgeführten standortspezifischen Untersuchungen zum Versatzverhalten ableiten (z.B. [9]).

Die Verschiebungsrandbedingungen des 3D-Modells repräsentieren die gegenwärtige Beanspruchungssituation entsprechend [26]. Das Modell ist nicht für eine Analyse der Wechselwirkungen mit dem Deckgebirge, sondern lediglich zur Untersuchung der Reaktivität des Abbausystems in der unmittelbaren Betriebsphase bis zur Schutzfluideinleitung geeignet und wurde auch nur dafür konzipiert.

## 8. Darstellung und Bewertung der gegenwärtigen Beanspruchungssituation

### 8.1 Methodische Herangehensweise

Die verwendeten Stoffansätze für Steinsalz und Carnallit mit Modellierung einer deformations- und minimalspannungsabhängigen Ver- und Entfestigung, für das Deckgebirge mit minimalspannungsabhängigen Festigkeitsgrenzen und für den Versatz mit einem porositätsabhängigen Versatzdruckaufbau lassen für alle Modellbereiche nur Spannungszustände zu, die entsprechend der Laborversuche unter den In-situ-Bedingungen, d.h. den in situ relevanten Deformationsraten, erträglich sind. Die Bewertung ist somit permanenter Bestandteil des Berechnungsprozesses. Die im Labor ermittelten Grenzwerte können (bei zusätzlicher Berücksichtigung, soweit vorhanden, des rheonomen Materialverhaltens) nicht überschritten werden, d.h. unzulässige Spannungszustände können nicht auftreten. Eine Berechnung hoher Zugspannungen oberhalb der Zulässigkeitsgrenze, wie sie z.B. bei Verwendung eines stationären Kriechansatzes denkbar wäre, ist nicht möglich. Als Deformationsgrenzwert wird bei der fortlaufenden Prüfung der berechneten Spannungs- und Deformationszustände der im Labor und in Anwendung der plastischen Deformationsarbeit gefundene Deformationsbereich verwendet.



Diese Verfahrensweise impliziert für das Salinar, das Bereiche der Pfeiler und Schweben (bzw. auch die gesamten Pfeiler und Schweben) bis in den Nachbruchbereich „gefahren“ werden können und im Ergebnis der Lastausgleichsprozesse innerhalb der Tragelemente der integrale Resttragwiderstand berechnet wird. Vom Rechenprogramm wird fortlaufend unter Berücksichtigung der voranschreitenden plastischen Deformation und der aktuellen minimalen Druckeinspannung die Festigkeitsgrenze angepasst. Entsprechend der im Abschnitt 5 dargelegten Stoffeigenschaften werden somit in den Modellelementen bis zur Spitzenfestigkeit zu- und nach der Überschreitung abnehmende Tragfähigkeitsverläufe bzw. konstante Resttragfähigkeiten simuliert.

Die Festigkeitsbewertung erfolgt im Rechenprogramm FLAC grundsätzlich auf Basis der effektiven Spannungen. Die im Salzgestein, Deckgebirge und Versatz initialisierten Fluiddrücke werden automatisch berücksichtigt. Im Ergebnis erhöht sich bezüglich der lokalen Spannungszustände die Ausnutzung der Festigkeit bzw. bei schon erreichten Festigkeitsgrenzen kommt es zu zusätzlichen plastischen Deformationen.

## **8.2 Gebirgsmechanische Entwicklung im Gesamtsystem bis zur Gegenwart**

### **8.2.1 Zweidimensionale Modellrechnungen**

Nach der Berechnung des Grundspannungszustandes (siehe Kapitel 6) wurde entsprechend Anlage 53 die Abbaugeschichte und Versatztätigkeit modelliert. Da das zweidimensionale Rechenmodell für die Bewertung der gebirgsmechanischen Beanspruchungen und für die Prognose der bis zum Ende der Betriebsphase in Abhängigkeit von den technischen Maßnahmen zu erwartenden Reaktionen verwendet werden soll, ist es unabdingbar, möglichst umfassend die berechneten Spannungen und Verschiebungen mit In-situ-Messwerten zu vergleichen und das Modell zu bestätigen.

Als vorrangige Vergleichswerte für die Verschiebungen der Südflanke bzw. des Sattelkerns aus nördlicher Richtung wurden die seit 1981 dokumentierten Polygonmesspunkte im Bereich der 700 mS und der 553 mS aus [17] verwendet. In Anlage 58 ist für die Deckgebirgsverschiebungen die gute Übereinstimmung der Messwerte mit den Rechenergebnissen ausgewiesen. Wie bereits ausgeführt, liegt der Verschiebungsanteil aus südlicher Richtung bei etwa 80 % der Gesamtstauchung. Auch dieses Verhältnis kann in Anlage 59 bestätigt werden.

Zur Klärung, ob gebirgsmechanische Vorgänge im AbbauhORIZONT, wie das in situ beobachtete Versagen der Schweben, ausreichen, um das gemessene Verschiebungsverhalten nachzubilden, wurde in [6] eine Voruntersuchung durchgeführt, in der ab dem Jahr 1983 die Schwebenbrüche im Modell durch Löschen der entsprechenden Elemente vorgegeben wurden. Im Ergebnis dieser Berechnung ergibt sich zwar eine Zunahme der Pfeilerstauchung, die aber durch eine größere Verschiebungsgeschwindigkeit des Nordstoßes gekennzeichnet ist. Das widerspricht dem In-situ-Beobachtungsbefund mit einer überwiegenden Verschiebungskomponente aus Süden. Mitte der 80er Jahre trat nicht nur eine Konvergenzbeschleunigung ein, gleichzeitig kam der Hauptanteil der Verschiebungen nicht mehr aus Norden, sondern wurde durch die Verschiebung des südlichen Deckgebirges beigetragen. Die Verschiebungsbeschleunigung ist demzufolge aus dem Versagen der Schweben allein nicht zu erklären.

Die Dominanz des Verschiebungsanteils aus südlicher Richtung ist nur mit Festigkeitsüberschreitungen und daraus folgenden plastischen Deformationen im Deckgebirge zu begründen. Ohne eine solche Simulation würden die Kriechdeformationen im Carnallitit und Steinsalz des Sattelkerns überwiegen. Ab Mitte der 80er Jahre entstanden im Deckgebirge Bruch- und Scherzonen, in denen Flüssigkeitsdrücke mechanisch wirksam wurden. Mit fortschreitender Konvergenz des Abbausystems an der Südflanke weiteten sich diese Bruch- und Scherzonen aus, so dass der Fluiddruck in zunehmendem Maße die Eigentragfähigkeit des Deckgebirges verringerte und zu einer zusätzlichen Belastung der Tragelemente im Tragsystem an der Südflanke führte. Im Ergebnis umfangreicher Fallstudien wurde damit ein physikalisch plausibles Modell zur Nachbildung der Standortdaten gefunden.

In den Anlagen 60 und 61 sind die Scherdeformationen im Deckgebirge und Grubengebäude sowie die mit einem Fluiddruck beaufschlagten Deckgebirgsbereiche im Jahr 2004 dargestellt. In Anlage 60 ist zu erkennen, dass die erhöhten Scherdeformationen im Deckgebirge (Scherdeformationen > 12 %) eine Gleitfläche mit Gewölbewirkung über dem Steinsalzfeld der Südflanke ausweisen. Die auftretenden Scherdeformationen im Oberen Buntsandstein (insbesondere im Rötanhydrit) und an der Schichtgrenze zum Unteren Muschelkalk begründen entsprechend der dargelegten Modellierung die in Anlage 61 gezeigten lokalen Initialisierungen von hydraulischen Drücken mit unterschiedlichen Wirkfaktoren. Es ist bemerkenswert, dass die angelegten tektonischen Trennflächen der Großklüfte die Scherbänder nur unwesentlich in ihrer Lage beeinflussen. Die Lage der Scherbänder wird vorrangig vom Verschiebungsfeld in Hohlraumrichtung und den daraus resultierenden Festigkeitsüberschreitungen verursacht.

Die Lokalität der Scherbeanspruchungen im Deckgebirge und der Steinsalzbarriere lässt sich sehr gut mit den Bereichen erhöhter seismischer Aktivität entsprechend [19] bestätigen. Die Symbole in Anlage 62 repräsentieren Magnituden von -3 bis -1.

Die vom Rechenprogramm FLAC verwendeten plastischen Indikatoren zur Anzeige der aktuellen oder zurückliegenden Überschreitung der Scher- und Zugfestigkeiten in der Gesteinsmatrix und im Schichtungsgefüge (ubiquitous joints) in Anlage 63 belegen im südlichen Deckgebirge bis in eine Entfernung von 100 m vom Abbausystem Festigkeitsüberschreitungen. Das bedeutet, in diesen Deckgebirgsbereichen sind nur noch begrenzte Festigkeitsreserven vorhanden und bei einem Tragfähigkeitsabfall im Tragsystem im Rahmen der Schutzfluideinleitung könnten nur geringe zusätzliche Lastanteile übernommen werden.

Die erhöhten Scherdeformationen in der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge in der Höhe des Firstbereiches der 511 mS sowie südlich der 679 mS bis 750 mS in Anlage 60 sind in ihren gebirgsmechanischen Konsequenzen unterschiedlich zu bewerten: In Höhe des Firstbereiches der 511 mS existiert auf Grund der Durchbiegung der Südflanke und der geringen Mächtigkeit der Steinsalzbarriere ein Beanspruchungszustand, aus dem Festigkeitsüberschreitungen und Integritätsverluste abgeleitet werden müssen. In diesem Teufenbereich ist in lokalen Rissen oder Rissystemen die Übertrittszone der Deckgebirgslösungen in das Grubengebäude lokalisiert. Die Scherdeformationen von etwa 2 bis 4 % im Teufenbereich 679 mS bis 750 mS im wesentlich mächtigeren Steinsalz lassen dahingegen lediglich auf gering höhere Durchlässigkeiten der Steinsalzbarriere ohne Festigkeits- und Integritätsverlust schließen.

Die Volumendilatanz in Anlage 64 bestätigen modellmechanisch einen naheliegenden Integritätsverlust im Teufenniveau der 511 mS sowie nur geringfügig erhöhte Permeabilitäten im Bereich der 679 mS bis 750 mS. Im Vergleich mit einer einschlägigen Literaturangabe in [18] kann für den unteren Teufenbereich bei den gegebenen minimalen Druckeinspannungen von 2 bis 3 MPa aus einer volumetrischen Dilatanz von 0,2 ‰ eine nur unbedeutende Verringerung der primären Dichtheit des Steinsalzes abgeleitet werden.

Die in den Schweben berechneten Scherdeformationen stimmen sehr gut mit den visuellen Befunden zu Schwebenaufblätterungen und –brüchen an der Südflanke überein.

Die Isoflächenbilder der maximalen und minimalen Druckeinspannung (totale Spannungen) zum Zeitpunkt 2004 in den Anlagen 65 und 66 zeigen eine Entlastung  $\sigma_{\max}$  auf 2,5 bis 7,5 MPa und  $\sigma_{\min}$  auf 2,0 bis 5,0 MPa des unmittelbaren südlichen Deckgebirges bis in eine horizontale Entfernung von etwa 150 m. Erst in dieser Entfernung vom Grubengebäude kann

sich das südliche Widerlager des Stützgewölbes im Deckgebirge wieder aufbauen. Bis dahin ist eine erhöhte Mobilität des Deckgebirges vorhanden. Im Ergebnis der viskosen und plastischen Deformationen im Abbausystem ist es bis zur Gegenwart zu Gebirgsspannungsumlagerungen (Lastabtrag) auf das benachbarte südliche Deckgebirge gekommen. Dieses hat unter der Wirkung anstehender Deckgebirgslösungen gleichfalls mit lokalen Festigkeitsüberschreitungen in geologisch angelegten Trennflächen bzw. mit der Ausbildung von Scherbändern in den Schichten des Oberen Buntsandsteins reagiert, was zu einer Verringerung der Eigentragfähigkeit im die Südflanke überspannenden Deckgebirgsgewölbe und damit zu einer höheren Belastung des Abbausystems führte. Es ist deshalb von einem komplexen Tragsystem Grubengebäude – Deckgebirge auszugehen, dessen Wechselwirkungen auch wesentlich den Konvergenzprozeß bis in die Nachbetriebsphase bestimmen werden.

Die verringerte minimale Druckeinspannung konnte im Grubengebäude in einer Vielzahl von Spannungssondierungen nachgewiesen werden. In der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge besitzt diese abgesenkte minimale Druckeinspannung, wie später noch zu diskutieren ist, Konsequenzen hinsichtlich des Minimalspannungskriteriums.

Der im Rechenmodell ausgewiesene Versatzdruckaufbau in Anlage 67 stimmt gleichfalls mit den In-situ-Messungen entsprechend [13] überein.

### **8.2.2 Dreidimensionale Modellrechnungen**

Als Vergleichsgröße für die Gültigkeit des dreidimensionalen Rechenmodells diene die horizontale Nord-Südverschiebung eines Punktes  $P_1$  an der südlichen Baufeldgrenze im Teufenniveau  $z(P_1) = 556$  m (Anlage 68). Die berechnete horizontale Verschiebung im Punkt  $P_1$  wird in Anlage 68 mit der In-situ-Verschiebung des Polygonpunktes 553001 ab 1980 verglichen. Die Übereinstimmung ist gut.

Die berechnete horizontale Pfeilerstauchung für den Gesamtzeitraum ab 1950 liegt im Jahr 2003 bei etwas mehr als 8% und die horizontale Konvergenz in der Mitte der Abbaukammer beträgt ca. 10%.

Die in der Anlage weiterhin ausgewiesenen Deformationsraten ab 1980 belegen gleichfalls eine gute Übereinstimmung des Modellergebnisses mit der markscheiderisch dokumentierten Situation im Bereich der 553 mS bis zum gegenwärtigen Zeitpunkt.

Die Entwicklung eines Schwebenbruches ist in Anlage 69 dargestellt. Modellelemente mit großen plastischen Deformationen verursachen auf Grund der Elementverzerrung

numerische Instabilitäten. Von solchen plastischen Deformationen sind im wesentlichen Schwebenelemente im Verlauf des Durchbiegens bzw. Abscherens der Schweben betroffen. In situ würden sich derart beanspruchte Bereiche in Form eines Firstbruches aus dem Gesteinsverband herauslösen. Da mit dem verwendeten Kontinuumsmodell das Herauslösen einzelner Elemente aus dem Gesteinsverband nicht automatisch umgesetzt werden kann, werden Kriterien festgelegt, mittels derer ein manuelles Eliminieren einzelner Elemente begründbar ist. Dies betrifft Elemente mit plastischen Deformationen  $\varepsilon_{pl} > 10\%$  infolge Scher- oder Zugversagens sowie benachbarte Elemente, die durch das Löschen freigelegt worden sind (Anlage 69).

Dieses Vorgehen bezieht sich nur auf Schwebenelemente, die sich in Form eines Firstfalles aus dem Gesteinsverband lösen können. In der Umsetzung wird so ein Schwebendurchbruch modelliert, der sich über einen Zeitraum von mehreren Jahren von unten durch die Schweben durcharbeitet.

### **8.3 Bewertung der gegenwärtigen Beanspruchung der Pfeiler und Schweben**

#### **8.3.1 Vergleich der berechneten Hauptspannungszustände mit In-situ-Messwerten**

In den Anlagen 70 bis 72 sind die im dreidimensionalen Modell der 511 mS bis 574 mS berechneten maximalen Hauptspannungen  $\sigma_1$  und minimalen Hauptspannungen  $\sigma_3$  dargestellt. Der Modellaufbau und die für die Gegenwart an den Modellrändern vorgegebenen Randbedingungen sind in den Anlagen 55 bis 57 aufgeführt. Aus südlicher Richtung wirkt abgeleitet aus [26] als Obergrenze für den Teufenbereich eine konstante Horizontalverschiebungsrate von 150 mm/a und vertikal im Deckgebirge eine Verschiebungsrate von 30 mm/a bzw. im Salinar eine Auflast von 8,76 MPa. Die Modellbasis und der nördliche Rand sind in Normalenrichtung festgehalten. Senkrecht zur Sohle und den Stößen in den Kammern wurde eine Randspannung in Höhe des Versatzeigengewichtes initialisiert. Die Schwebenkerne sind gemäß der oben beschriebenen Methodik entfernt worden. Dieser Befund ist identisch mit der tatsächlichen Situation im Bergwerk.

Die Anlagen gestatten einen Blick von oben in nordwestlicher Richtung auf das Modell, wobei die Modelloberkante jeweils bei einer Teufe von 566,5 m (Anlage 70), von 556 m (Anlage 71) und 545,5 m (Anlage 72) horizontal freigelegt ist. In den Anlagen ist zu erkennen, dass die Schwebenmächtigkeiten von 6 m mit 10 Elementebenen und die Halbpfeiler (Breite 6 m) mit 12 Elementen relativ fein diskretisiert sind.

In den Spannungsbildern ist deutlich die querdehnungsbehindernde und damit spannungserhöhende Funktion der noch vorhandenen Schwebenringe zu erkennen. Die

Maximalspannung  $\sigma_1$  im Pfeilerkern liegt in halber Kammerhöhe zwischen 15 und 18 MPa und überschreitet in halber Schwebenhöhe 21 MPa. In den gleichen Bereichen sind in halber Kammerhöhe Minimalspannungen  $\sigma_3$  von 0 bis 1 MPa und in halber Schwebenhöhe von 2 bis 4 MPa nachzuweisen.

Zur Bestätigung der berechneten Minimalspannung soll eine vom IfG mittels Hydrofracmessung und integrierter Rissortung ([20]) durchgeführte Minimalspannungs-sondierung herangezogen werden: Die Bohrung 1/616 (siehe Anlage 73) mit einer Länge von 50 m wurde von der Hinterfahrungsstrecke aus mit einem Anstiegswinkel von 33 Grad in Richtung SSW in streichender Pfeilermitte gestoßen. Sie durchteufte damit die in den Anlagen 70 bis 72 modellierten und berechneten Steinsalzbereiche (bei dem überwiegend regelmäßigen Abbauraster sind die Teufenabweichungen unerheblich). Die Ergebnisdarstellung in Anlage 74 zeigt minimale Druckeinspannungen von 2 bis 4 MPa nördlich der Schweben 595/616 mS, nicht mehr nachweisbare Einspannungen in halber Kammerhöhe der Schweben 595 mS und wieder auf 5 bis 6 MPa ansteigende minimale Einspannungen in der Schweben 574/595 mS. Solche Spannungsbeträge sind in den Anlagen 70 und 71 in den genannten Zonen tatsächlich ausgewiesen.

Die wieder ansteigende minimale Druckeinspannung in der Schweben am südlichen Baufeldrand auf 5 bis 6 MPa ist mit einer Drehung der Hydrofrac-Rissebenen verbunden. Die horizontale Ausrichtung der Rissebenen zeigt eine horizontale Stützwirkung der Schwebenringe an, die größer als die vertikal wirkende Minimalspannung ist. Dagegen repräsentiert die vertikale Risslage in halber Kammerhöhe eine horizontale Wirkrichtung von  $\sigma_3$ . Diese Resultate bestätigen die vorhandenen Erfahrungen zur Größe und Richtung der minimalen Druckeinspannungen in Abbausystemen im Salzgestein und weisen die gebirgsmechanisch bedeutsame Stützfunktion der noch vorhandenen Schwebenreste aus.

Zur Bestätigung des Betrages der maximalen Hauptspannung  $\sigma_1$  standen die Ergebnisse der Spannungsmonitorstationen aus [21] zu Verfügung. In Anlage 75 ist beispielhaft der Normalspannungsverlauf der Druckgeber im Teufenbereich 514 m Pfeiler 5/6 dargestellt. Der horizontal querschlägige Betrag von 15 MPa ist repräsentativ für eine größere Anzahl von Druckgebern in Pfeilermitte in halber Kammer- und Schwebenhöhe und stimmt gleichfalls sehr gut mit den Rechenergebnissen in den Anlagen 70 bis 72 überein.

### **8.3.2 Bewertung der gegenwärtigen plastischen Deformationen**

Die Anlagen 76 bis 78 zeigen die nach Überschreitung der Festigkeitsgrenze im Rechenmodell ermittelten plastischen Deformationen in den analogen Teufen von 566,5 m (Anlage 76), von 556 m (Anlage 77) und 545,5 m (Anlage 78) mit den horizontalen Schnittebenen. Die beiden Zeitstände 2004 und 2010 sollen die gebirgsmechanische Entwicklung von der Gegenwart bis etwa 3 Jahre vor Beginn der Schließungsmaßnahmen auf den Sohlen 574 m bis 511 m noch ohne Überzugswirkungen aus den tieferen Sohlen repräsentieren. Die Rechenmodelle sind dabei nicht in der Lage, die Deformationszustände für eine konkrete Jahreszahl auszuweisen, sondern zeigen vielmehr die gegenwärtig und in den nächsten Jahren in den Tragelementen zu erwartenden Beanspruchungen.

Es ist ersichtlich, dass im Pfeiler in halber Kammerhöhe ohne die Stützwirkung der Schwebenringe die plastischen Deformationen 6 bis 10 % erreichen (Anlagen 76 und 78), die in den nächsten Jahren in lokalen Bereichen auf über 21 % ansteigen können. Entsprechend dem Parametersatz für das Stoffmodell in Anlage 38 ist bei nahezu nicht vorhandenen minimalen Druckeinspannungen ab plastischen Deformationen von 11 % von einer vollständigen Entfestigung auszugehen. Diese Pfeilerbereiche befinden sich demzufolge gegenwärtig kurz vor der Entfestigung und werden gegenwärtig sowie in den nächsten Jahren zunehmend von lokalen Rissystemen durchzogen sein. Die Anlagen 79 und 80 bestätigen diese Aussage anhand der Aufnahmen einer Bohrlochkamera im Pfeiler zwischen den Abbaukammern 3 und 4 auf der 658-m-Sohle. Solche Risse in den Pfeilern stellen keine Ausnahmesituation dar, sondern sind entsprechend der GSF-Dokumentation [39] weit verbreitet.

Die Beanspruchungssituation in halber Schwebenhöhe in Anlage 77 kann dagegen bei plastischen Deformationen  $< 3\%$  und minimalen Druckeinspannungen von 2 bis 4 MPa als unproblematisch gekennzeichnet werden. Dieser Befund weist auf die erhebliche gebirgsmechanische Wirkung der Schwebenringe hin.

### **8.3.3 Bewertung der Stützwirkung der Schwebenringe**

In den folgenden Ausführungen soll in dem 3D-Modell der 511 bis 574 mS untersucht werden, welche gebirgsmechanischen Auswirkungen bei einem vollständigen Bruch der noch stabilisierenden Schwebenringe als theoretische Fallstudie zu erwarten sind. Die Bedeutung der Stützwirkung der Schwebenreste ist zwar bereits nachgewiesen, nicht jedoch die Auswirkungen, wenn diese verloren geht. In den Rechnungen erfolgt noch keine

Simulation der Schutzfluidwirkung, sondern die Analyse bezieht sich auf die gegenwärtige Beanspruchungssituation bzw. auf die unmittelbare Entwicklung in den nächsten Jahren bis zur Schutzfluideinleitung ab der 679-m-Sohle im Jahr 2011. Die weiterhin konstant gelassene Deckgebirgsverschiebungsrate von 150 mm/a am südlichen Modellrand repräsentiert dabei eine konservative Beanspruchungsbedingung, die für die unmittelbar zukünftige gebirgsmechanische Entwicklung überschätzt ist. Tatsächlich ist in dem modellierten Teufenbereich infolge der Versatzwirkung eine deutlich degressive Tendenz der Deckgebirgsverschiebungsraten festzustellen. Unter Prognose einer auch zukünftig degressiven Tendenz, wie gegenwärtig betragsmäßig in dieser Teufe festgestellt, würde sich der gleiche Deformationszuwachs des Abbausystems der Südflanke etwa 2 Jahre später ergeben. Unter der Voraussetzung weiterhin trockener Baufeldbedingungen (keine Beschleunigungen der Kriech- und Entfestigungsprozesse an der Südflanke infolge unerkannt zutretender Deckgebirgslösungen) und ohne signifikante dynamische Anregungen aus dem Deckgebirge wäre die Zunahme der Schädigung im Tragsystem in einer um etwa 2 Jahre verlängerten „trockenen“ Betriebsphase bis zur Schutzfluideinleitung ab der 679-m-Sohle im Jahr 2013 identisch zur hier vorgelegten Tragfähigkeitsanalyse. Diese Prognose stellt eine Abschätzung dar und wird in der 3D-Tragfähigkeitsanalyse in [36] näher untersucht und begründet.

Zunächst sind in den Anlagen 81 bis 83 die im Pfeilermodell mit Schwebenringen in Abhängigkeit von der plastischen Deformation und Minimalspannung  $\sigma_3$  erreichten Festigkeiten (Parameter siehe Anlage 38)

$$\sigma_{1,Max} = f(\sigma_3, \varepsilon_{pl}) = \sigma_D(\varepsilon_{pl}) + \frac{\sigma_{MAX}(\varepsilon_{pl}) - \sigma_D(\varepsilon_{pl})}{\sigma_\phi(\varepsilon_{pl}) + \sigma_3} \cdot \sigma_3 + \sigma_3 \quad (8.1)$$

dargestellt. Die Anlagen repräsentieren die Teufen von 566,5 m (Anlage 81), 556 m (Anlage 82) und 545,5 m (Anlage 83) mit den horizontalen Schnittebenen in halber Kammer- bzw. Schwebenhöhe. Die in Pfeilermitte für das Jahr 2004 ausgewiesenen Festigkeiten von 15 bis 18 MPa in halber Kammerhöhe und > 18 MPa in halber Schwebenhöhe sind identisch mit den Maximalspannungen  $\sigma_1$  in den Anlagen 70 bis 72. Dieser Befund belegt, dass sich die wirkenden Maximalspannungen im Grenzzustand, d.h. auf der Festigkeitsgrenze, befinden. In den nächsten Jahren bis 2010 bleiben in Schwebenmitte diese Festigkeiten erhalten. In halber Kammerhöhe muss jedoch, wie in Auswertung der plastischen Deformationen geschlussfolgert, von einer vollständigen Entfestigung in lokalen Pfeilerbereichen (rote Zonen in den Anlagen 81 und 83) ausgegangen werden.



Die Festigkeiten in den Schwebenelementen liegen vorwiegend im Bereich von 15 bis 18 MPa. Der Vergleich mit den wirkenden Maximalspannungen in den Anlagen 70 bis 72 zeigt, dass diese mit 3 bis 9 MPa offensichtlich durch Belastungsumverlagerungen im System und Kriechprozesse deutlich unter die Festigkeitsgrenze gefallen sind. Die infolge der Plastifizierung erreichten Materialschädigungen bleiben dabei erhalten.

Die gebirgsmechanisch positive Stützwirkung der Schwebenreste bis zum Jahr 2010 ist in Anlage 84 zu erkennen. Im Abbausystem mit einer Breite von 72 m und einer Höhe von 21 m ( $A_{\text{Sys}} = 1512 \text{ m}^2$ ) mit Tragflächenanteilen  $A_{\text{Trag}} = 612 \text{ m}^2$  bleibt der Systemtragwiderstand von 11,5 bis 12,0 MPa erhalten. Trotz der lokalen Entfestigungen in den Pfeilern und einer zunehmenden Rissbildung gewährleisten die Schwebenreste im Zusammenhang mit der Versatzwirkung demzufolge bis zur Schutzfluideinleitung oberhalb der 700-m-Sohle einen nicht abfallenden Resttragwiderstand.

Die gebirgsmechanische Entwicklung ohne Schwebenreste ist in den Anlagen 85 bis 87 belegt. Etwa Mitte der 90er Jahre wurden im Modell alle noch vorhandenen Schwebenelemente entfernt und die Rechnung ohne weitere Änderungen zum obigen Rechenfall weitergeführt. Gegenwärtig und in den nächsten Jahren ist in allen Pfeilerbereichen mit deutlichen Entfestigungen (rote Bereiche) zu rechnen. Diese sind nicht mehr an lokale Risse oder Rissysteme gebunden, sondern erfassen nahezu die gesamte streichende Pfeilerbreite (Anlage 87).

Die Konsequenzen hinsichtlich des integralen Tragverhaltens von der Gegenwart bis 2010 sind in Anlage 88 aufgezeigt. Der Tragwiderstand der Schwebe ist nicht mehr vorhanden und der Systemtragwiderstand würde in den nächsten Jahren noch vor einer Schutzfluideinleitung auf etwa 3,5 MPa fallen. Da im Deckgebirge in Auswertung der Anlage 63 nur noch begrenzte Festigkeitsreserven ausgewiesen werden und auch im Abbausystem keine Tragreserven existieren, muss diese Entwicklung als unzulässig bewertet werden. Das bedeutet, die gegenwärtig noch stabilisierenden und im Versatz eingebetteten Schwebenreste sind entscheidend für den Erhalt der Resttragfähigkeit in den nächsten Jahren und dürfen im Rahmen der Vorbereitung der Schließung des Bergwerkes Asse in ihrer Stützwirkung nicht beeinträchtigt werden.

## **9. Bewertung des Schließungskonzeptes und Prognose der gebirgsmechanischen Entwicklung bis zum Ende der Betriebsphase**

### **9.1 Begründung der Notwendigkeit zusätzlicher technischer Maßnahmen innerhalb des Schließungskonzeptes und ihrer Zielsetzung**

Mit der Umsetzung des Schließungskonzeptes soll in der Nachbetriebsphase ein gebirgsmechanisch stabiler Zustand erreicht werden, der die Grundlage für die Einhaltung der im Kapitel 1 genannten Schutzziele bildet. Bis zum Erreichen des stabilen Endzustandes müssen die folgenden gebirgsmechanisch relevanten Phasen gesehen werden:

#### Betriebsphase bis zur Schutzfluideinleitung

Als Folge der abgelaufenen Entfestigungsvorgänge insbesondere in den schwach dimensionierten Schweben und der Konturentfestigung in den Pfeilern hat sich das Stabilitätsverhalten im Bereich des steilstehenden Abbausystems der Südflanke in Richtung auf einen Grenzzustand hin bewegt, gekennzeichnet durch Zunahme der Konvergenzgeschwindigkeit ab Mitte der 80er Jahre und der Verschiebungsrate des Deckgebirges, was letztendlich zum Integritätsverlust der gering mächtigen Steinsalzbarriere im oberen Bereich des Grubengebäudes und damit zum Einsetzen des Lösungszutrittes geführt hat.

Einer progressiven Entwicklung der Entfestigungsvorgänge ist durch Einbringen des Salzversatzes begegnet worden, der trotz seiner gegenwärtig noch relativ geringen Stützwirkung zu einer Konturstabilisierung beiträgt und die Einspannung der Pfeiler auf einem Resttragniveau hält. Die gebirgsmechanisch positiven Auswirkungen des Versatzes zeichnen sich in den aktuell vorliegenden Pfeilerstauchungsraten mit degressiver Tendenz ab.

#### Betriebsphase während der Schutzfluideinleitung

Bevor das Tragsystem auf Grund der Wirkung des vollen hydrostatischen Stützdruckes in der Nachbetriebsphase den stabilen Zustand erreicht, ist nicht auszuschließen, dass es in der Einleitungsphase einen als labil zu kennzeichnenden Zustand mit den nachfolgend beschriebenen Merkmalen durchläuft:

- Mit der Durchfeuchtung des Salzgesteins, welche im Bereich der entfestigten, dilatanten Konturzonen einsetzt, wird ein als Feuchtekriechen bekannter Verformungsmechanismus wirksam, der zu einer Beschleunigung des Konvergenzprozesses führt, wie er in Laborversuchen und bei der Flutung von

Salzbergwerken zu beobachten ist. Das heißt, in den durchfeuchteten Bereichen sinkt der Widerstand im Tragsystem ab und die noch trockenen Bereiche, in denen noch kein Fluid-Stützdruck wirksam ist, geraten unter zusätzliche Beanspruchung. Dieser Mechanismus ist durch eine erhöhte mikroakustische Emission oberhalb des Flutungsspiegels in Salzbergwerken belegt.

- Ein weiterer, sich auf die Stabilität negativ auswirkender, Mechanismus ist ein teilweiser Stützkraftentzug im Versatz. Versuche in Bohrlöchern auf der Asse und verformungsgeregelte Versatzdruckversuche an der BGR haben gezeigt, dass bei Befeuchtung der Versatzwiderstand abfällt und Sackungen von etwa 10 % im Versatz eintreten können.

Im Zusammenwirken von Feuchtekiechen und Stützkraftverlust im Versatz sind weitere Schwebenbrüche und Kriechbruchvorgänge an Tragelementen nicht auszuschließen, auf die das System mit Konvergenzsprüngen reagieren kann.

Als gebirgsmechanische Reaktion in der Einleitungsphase wird dabei weniger die Gefahr eines vollständigen Kollapses der Abbaue der Südflanke der Asse gesehen, als vielmehr eine Zunahme der Wahrscheinlichkeit für lokal begrenzte Bruchvorgänge, die im ungünstigsten Fall Auswirkungen auf die Zuflusssituationen haben können.

Zwei Mechanismen sind dabei in Betracht zu ziehen:

- Das Versagen von Tragstrukturen im Grubengebäude mit Auswirkungen auf den Einspannungszustand in der geschädigten Steinsalzbarriere sowie
- stick-slip-artige Gleitbewegungen an Trennflächen im Deckgebirge, z.T. auch ausgelöst infolge Festigkeitsüberschreitungen durch hydraulische Drücke, mit seismischer Energiefreisetzung.

Zum erstgenannten Mechanismus ist anzumerken, dass die vorliegenden Berechnungen zur Tragfähigkeitsanalyse belegen, dass die Stabilität signifikant von den Schweben und Schwebenresten abhängt, welche wie eine Aussteifung die Pfeiler in ihrer Querverformung behindern und bei deren Wegfall plötzlich sehr schlanke Pfeiler entstehen, was zu einer zunehmend labilen Reaktion des Tragsystems führt. Derartige Bruchvorgänge könnten kritische Spannungsumlagerungen zur Folge haben und weitere Schädigungen in der Salinarbarriere hervorrufen. Eine wesentliche Einflussgröße, von welcher die Gefügeschädigung von Steinsalz abhängt, ist dabei die Verformungsgeschwindigkeit. Die stärksten Beanspruchungen und Schädigungsauswirkungen auf geologische Salinarbarrieren entstehen bei dynamischen Belastungsvorgängen, wenn die viskosen Gesteinseigenschaften nicht wirksam sind ([22]). Bei entsprechender Intensität induzierter

Gebirgsbewegungen wird der kontinuierliche Verformungsprozess von Konvergenzsprüngen begleitet. Die Wahrscheinlichkeit für ein Auftreten derartiger Erscheinungen in situ ist gegeben, wenn es in der Einleitungsphase zu einem teilweisen Stützkraftverlust im Versatz und zu lokalen Kriechbruchvorgängen kommt.

Der zweitgenannte Mechanismus steht im Zusammenhang mit einem geschwindigkeitsabhängigen Scherversagen an Trennflächen im Gebirge. Es ist bekannt, dass ein Auftreten stick-slip-artiger Gleitbewegungen an Gesteinstrennflächen u.a. von der Verschiebungsgeschwindigkeit abhängt ([23]). Bei Annahme derartiger dynamischer Beanspruchungen im Deckgebirge der Asse können Auswirkungen auf Fließwege nicht ausgeschlossen werden. Die Besorgnisse gelten grundsätzlich für den Fall einer erheblichen Aktivierung der Gebirgsbewegungen in der Phase der Schutzfluideinleitung.

Diese skizzierten Unwägbarkeiten während der Einleitungsphase stellen ein Risiko auf dem Weg zu einem gebirgsmechanisch stabilen Zustand in der Nachbetriebsphase dar und es ist zu überprüfen, inwieweit dieses Risiko durch zusätzliche bergtechnische Maßnahmen in erforderlichem Maße abzubauen ist und abgebaut werden kann.

Gebirgsmechanische Zielsetzung zusätzlicher technischer Maßnahmen muss dabei sein, den gegenwärtigen Zustand hinsichtlich der Konvergenz- und Verschiebungsgeschwindigkeit im Bereich der Südflanke der Asse während der Einleitungsphase aufrechtzuerhalten bzw. degressiv zu gestalten und keine Aktivierung zuzulassen.

Bei einer Aktivierung, d. h. bei einem Abweichen vom derzeitigen Zustand und der bisher vorliegenden Erfahrungsgrundlage ist das zukünftige Systemverhalten nicht mehr sicher prognostizierbar. Es existieren derzeit keine Bewertungskriterien zur Beurteilung, ab wann ein Qualitätssprung zu erwarten ist. In Anwendung der gebräuchlichen Bewertungskriterien in der Salzmechanik (z.B. Arbeitskreis 3.1 der DGGT) sind bereits gegenwärtig in den Tragelementen und der Barriere zum Deckgebirge ein Grenzzustand bzgl. der Stabilität sowie ein lokaler Integritätsverlust zu konstatieren. Für die Einleitungsphase des Schutzfluides kann z. B. mit dem Dilatanzkriterium und Minimalspannungskriterium keine belastbare gebirgsmechanische Unterscheidung in noch zulässige oder unzulässige Zustände in Folge der eintretenden Deckgebirgsverschiebungsraten abgeleitet werden. Das Tragsystem wird sich während der Einleitungsphase ohne zusätzliche stabilisierende Maßnahmen weiter im Grenzzustand bewegen.

Die zusätzlichen technischen Maßnahmen zur Stabilisierung während der Einleitungsphase müssen sich daran messen lassen, inwieweit sie die gebirgsmechanischen Zielsetzungen

- Beibehaltung bzw. degressiver Verlauf der Deckgebirgsverschiebungsraten und
- Blockierung dynamischer Reaktionen

gewährleisten können. Als Qualitätsmaßstab ist demzufolge zu fordern, dass die technischen Maßnahmen zu einer Verbesserung oder zumindest Beibehaltung der gebirgsmechanischen Situation beitragen. Im Rahmen der begleitenden gebirgsmechanischen Begutachtung müssen die Gebirgsreaktionen messtechnisch erfasst und auf dieser Grundlage Vorgaben zum technischen und zeitlichen Ablauf der Schließungsmaßnahmen festgelegt werden.

## **9.2 Festlegung der zu untersuchenden Varianten des Schließungskonzeptes sowie der wesentlichen Einwirkungen für Bandbreitenrechnungen**

Es ist vorgesehen, beginnend mit dem Jahr 2004, in das Bergwerk Asse ein Schutzfluid ( $\text{MgCl}_2$ -Lösung) einzuleiten. Der zeitliche Ablauf ist im Schließungskonzept [1] festgelegt, welches in Abhängigkeit vom aktuellen Kenntnisstand zur Durchführbarkeit, Wirksamkeit und Genehmigungsfähigkeit der geplanten technischen Maßnahmen fortgeschrieben wird. Im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit soll bzgl. der technischen Maßnahmen zur sicheren Durchführung der Schließungsarbeiten oberhalb der 700-m-Sohle des Bergwerkes Asse eine gebirgsmechanische Stellungnahme abgegeben werden. Die Einleitung eines Schutzfluides (hoch konzentrierte  $\text{MgCl}_2$ -Lösung) wird dabei als entscheidender Bestandteil des Schließungskonzeptes zur Gewährleistung eines langfristig stabilen Endverwahrungszustandes mit infolge der hydraulischen Stützwirkung abklingenden Deformationen im Grubengebäude und Deckgebirge, verhinderten Lösungsvorgängen im Carnallitit sowie aus chemischen und hydraulischen Gesichtspunkten zur Erreichung des Schutzzieles angesehen.

In Absprache mit dem Auftraggeber wurden entsprechend [2] folgende Rechenfälle als denkbare Modifikationen des Schließungskonzeptes untersucht:

- Rechenfall A: Ende der Betriebsphase 2013 ohne Unterbrechung der Fluideinleitung nach Überstapelung der 700-m-Sohle zum Bau der Schachtabdichtungen bzw. ohne sonstige zusätzliche Maßnahmen
- Rechenfall B: Ende der Betriebsphase 2014 mit Unterbrechung der Fluideinleitung nach Überstapelung der 700-m-Sohle zum Bau der Schachtabdichtungen, Einletrate danach  $1500 \text{ m}^3/\text{d}$
- Rechenfall C: Ende der Betriebsphase 2013 mit Unterbrechung der Fluideinleitung nach Überstapelung der 700-m-Sohle zum Bau der Schachtabdichtungen, Einletrate danach  $3000 \text{ m}^3/\text{d}$
- Rechenfall D: Analog Rechenfall B, jedoch Einleitung eines Pumpversatzes

- Rechenfall E: Analog Rechenfall B, jedoch ab Mitte 2011 Initialisierung eines pneumatischen Stützdruckes von 1 MPa

Ein weiterer, hier nicht dargestellter, Rechenfall untersucht die gebirgsmechanischen Konsequenzen einer verlängerten „trockenen“ Betriebsphase bis zur Schutzfluideinleitung entsprechend [41]. Die Resultate sind in [36] enthalten.

Das Schutzfluid stapelt sich in die noch offenen Resthohlräume bzw. die Versatzporen ein, wobei von einem Vollversatz der Abbaue mit einem geringen Firstspalt von weniger als 30 cm ausgegangen wird.

Die Schutzfluideinleitung im Tiefenaufschluss wird nicht simuliert. Bei der Modellierung der Auffahrung hatte sich kein Einfluss der Hohlräumwirkung der Einzelstrecken auf die gebirgsmechanischen Reaktionen an der Südflanke gezeigt, so dass auch das Versetzen und die Lösungseinleitung als nicht signifikant für diesen Bewertungsbereich angesehen werden.

Das Hohlräumvolumen sowie die Versatzporositäten werden entsprechend [5] sohlenspezifisch angesetzt. Es ist dabei zu beachten, dass die Volumina über den gesamten Berechnungszeitraum der Konvergenz unterliegen, so dass sich die Anfangsvolumina kontinuierlich reduzieren.

Während der Schutzfluideinleitung berechnet sich der Fluiddruck im Modell nach folgender Beziehung:

$$p_L = \gamma_L \cdot Z \quad (9.1)$$

wobei in Abhängigkeit von der hydraulischen Höhe der  $MgCl_2$ -Lösung entsprechend der Vorgabe der GSF ein Standlaugendruck im Grubengebäude von 12,68 kPa/m angesetzt wurde. Nach der vollständigen Schutzfluideinleitung wird in den hier vorliegenden Modellrechnungen noch kein hydraulischer Druckausgleich mit den Deckgebirgslösungen berücksichtigt.

Durch die Einleitung einer  $MgCl_2$ -Lösung wird das Salzgestein in der Hohlräumumgebung durchfeuchtet. Wie tief das Fluid in das anstehende Salzgestein eindringen kann, ist abhängig vom wirkenden hydraulischen Druck, der Permeabilität und der zur Verfügung stehenden Zeit. In Zonen mit großer Permeabilität, z.B. in stark aufgelockerten Bereichen, Bruchzonen, Rissen und Versatzbereichen, ist von einer zügigen Durchfeuchtung auszugehen, die sich unmittelbar nach der Fluidfüllung eines entsprechenden Teufenniveaus

einstellt. Die Durchfeuchtung geringer permeabler Bereiche dauert dagegen länger und findet erst im Anschluss an die Einleitung auf der jeweiligen Sohle statt.

In der Modellrechnung erfolgte auf Grundlage mechanischer Kriterien eine Unterteilung der Einwirktiefe im Anstehenden in eine maximale und minimale Ausdehnung. Das daraus resultierende Festigkeits- und Konvergenzverhalten im Grubengebäude beeinflusst die Bandbreite der Deckgebirgsverschiebungen.

*Folgende Kriterien werden für die maximale Ausdehnung der Feuchtezone geprüft und die Durchfeuchtung initialisiert, sobald eines der Kriterien verletzt ist (zeitabhängige Prozesse werden vorweggenommen):*

- Minimalspannungskriterium => Durchfeuchtung, wenn der angreifende Fluiddruck größer als die kleinste Hauptspannung ist  $p_L > \sigma_3$ .
- Dilatanzkriterium => Durchfeuchtung, wenn dilatante Auflockerungen eingetreten sind  $\varepsilon_{V,PL} > 0$ .
- Deformationskriterium => Durchfeuchtung, wenn die maximale Bruchdeformation überschritten ist:  $\varepsilon_1 > \varepsilon_{1,Max} = f(\sigma_3)$ , wobei  $\varepsilon_{1,Max} = f(\sigma_3)$  die Deformation ist, die sich beim Erreichen der Spitzenfestigkeit im Triaxialversuch einstellt.
- Zugbruchkriterium => Durchfeuchtung, wenn in der Belastungsgeschichte durch Zugversagen hervorgerufene plastische Deformationen  $\varepsilon_{Z,pl} > 1\%$  im Gebirgsэлемент akkumuliert sind.
- Alle Versatzbereiche, die unterhalb des Einleitungsniveaus liegen, werden grundsätzlich als durchfeuchtet angenommen.

*Folgende Kriterien werden für die minimale Ausdehnung der Feuchtezone geprüft und die Durchfeuchtung umgesetzt, sobald eines der Kriterien verletzt ist (keine Zeitabhängigkeit):*

- Dilatanzkriterium => Durchfeuchtung, wenn deformationsbedingte dilatante Auflockerungen zu einer deutlich erhöhten Durchlässigkeit führen  $\varepsilon_{V,pl} > 1\%$ .
- Deformationskriterium => Durchfeuchtung, wenn die maximale Bruchdeformation überschritten ist:  $\varepsilon_1 > \varepsilon_{1,Max} = f(\sigma_3)$ , wobei  $\varepsilon_{1,Max} = f(\sigma_3)$  die Deformation ist, die sich beim Erreichen der Spitzenfestigkeit im Triaxialversuch einstellt.
- Zugbruchkriterium => Durchfeuchtung, wenn in der Belastungsgeschichte durch Zugversagen hervorgerufene plastische Deformationen  $\varepsilon_{Z,pl} > 1\%$  im Gebirgsэлемент akkumuliert sind.

- Alle Versatzbereiche, die unterhalb des Einleitungsniveaus liegen, werden grundsätzlich als durchfeuchtet angenommen.

Die maximale Ausdehnung der Durchfeuchtung in der Hohlraumumgebung repräsentiert die Modellvorstellung, dass zeitgleich mit dem Anstehen der Lösung an der Hohlraumkontur die Fluidwirkung überall dort instantan wirkt, wo die mechanischen Bedingungen für eine Durchströmung bzw. Migration von Lösung gegeben sind. Die tatsächlich gegebene Zeitabhängigkeit (ggf. Permeation in Jahrzehnten oder Jahrhunderten) wird instantan umgesetzt. Die minimale Ausdehnung der Durchfeuchtung in der Hohlraumumgebung repräsentiert die sofortige Feuchtwirkung in Bereichen mit großer Permeabilität, d.h. in Bruchzonen und vernetzten Rissbereichen.

In den Steinsalz- und Carnallitbereichen mit maximaler oder minimaler Fluidpermeation verstärkt sich das Kriechen mit den im Abschnitt 5 begründeten Beschleunigungsfaktoren.

Im Stoffansatz für den Versatz wird auf die Materialparameter des feuchten Versatzes gemäß der Laborversuche umgeschaltet. Dabei wird davon ausgegangen, dass es im gefluteten Versatzkörper zu einem Festigkeitsverlust im Korngefüge, einer Sackung und demzufolge einer Vergrößerung des Firstspaltes kommt. Der stabilisierende Versatzdruck gegen die Hohlraumkonvergenz kann sich erst aufbauen, wenn mit voranschreitenden Kriechprozessen und Deckgebirgsverschiebungen ein Formschluss zwischen Kammerkontur und Versatz stattgefunden hat und eine weitere Kompaktion eintritt. Im Rechenmodell wird die bis zu einem Formschluss notwendige Hohlraumkonvergenz integral (auf die gesamte Sohle bezogen) mit 10 % angesetzt.

In allen fluidbeeinflussten Stoffbereichen des Rechenmodells einschließlich des Versatzes wird ein hydraulischer Druck entsprechend Gleichung 9.1 ohne Abminderung initialisiert. Infolge der Anwendung des Effektivspannungskonzeptes im Rechenprogramm FLAC führt das zur Erhöhung der Festigkeitsausnutzung oder, wo die Festigkeitsgrenze schon erreicht ist, zu verstärkten plastischen Deformationen.

Gebirgsmechanisch positiv wirkt sich der infolge der Überstapelungshöhe einstellende hydraulische Druck aus.

Wie bereits ausgeführt, ist im Bereich der Südflanke des Bergwerkes Asse von einer gebirgsmechanischen Wechselwirkung zwischen dem Abbausystem und unmittelbaren Deckgebirge auszugehen. Der infolge von Kriech- und Bruchprozessen im Salinar stattgefundenen Lastabtrag über das Deckgebirge hat auch dort zu Festigkeitsüberschreitungen geführt und im Kapitel 8 wurde geschlussfolgert, dass in den beeinflussten Deckgebirgsbereichen nur noch begrenzte Festigkeitsreserven vorhanden sind und bei der



Schutzfluideinleitung nur noch geringe zusätzliche Lastanteile übernommen werden können. Die in den Modellrechnungen bis zur Gegenwart verwendeten „Wirkfaktoren für strukturelle Integrität“ wurden so vorgegeben, dass eine möglichst gute Übereinstimmung der Rechenergebnisse mit den In-situ-Messwerten erzielt werden konnte. Für Prognoserechnungen muss die Entscheidung gefällt werden, ob bei den während der Schutzfluideinleitung zu erwartenden Beschleunigungen der Deckgebirgsverschiebungen die Wirkfaktoren in den fluidbeeinflussten Bereichen unverändert bleiben oder auch auf einen theoretischen Maximalwert von 1 gesetzt werden. In Anbetracht der hohen gebirgsmechanischen Beanspruchung des Deckgebirges (siehe als Beleg Anlage 62 „Mikroseismik“) und der bisher markscheiderisch nachgewiesenen hohen Mobilität (das Deckgebirge ist den Konvergenzen im Grubengebäude unmittelbar gefolgt und die querschlägige Verschiebungsmulde vor der Südflanke wird fast vollständig an die Tagesoberfläche übertragen) wird für die beabsichtigte Sensitivitätsanalyse auch eine nicht auszuschließende Obergrenze der Wirkfaktoren von 1 gewählt.

Zur Berücksichtigung dieser wesentlichsten Einwirkungen auf das Systemverhalten basiert zur Berechnung einer möglichst abdeckenden Bandbreite in der Prognose die Festlegung der Ober- und Untergrenzen auf folgenden Kriterien:

- Einwirktiefe des Schutzfluides in das anstehende Steinsalz: Festlegung entsprechend einer Überschreitung des Minimalspannungskriteriums, des Dilatanzkriteriums sowie der Bruchdeformation und der durch Zug verursachten plastischen Deformation. Die **maximale** Ausdehnung der Durchfeuchtung in der Hohlraumumgebung repräsentiert die Modellvorstellung, dass zeitgleich mit dem Anstehen der Lösung an der Hohlraumkontur die Fluidwirkung überall dort instantan wirkt, wo die mechanischen Bedingungen für eine Durchströmung bzw. Migration von Lösung gegeben sind. Die tatsächlich gegebene z.T. erhebliche Zeitdauer der Permeation bleibt im konservativen Sinne unberücksichtigt.  
Die **minimale** Ausdehnung der Durchfeuchtung in der Hohlraumumgebung repräsentiert die sofortige Feuchtwirkung in Bereichen mit großer Permeabilität, d.h. in Bruchzonen und vernetzten Rissbereichen.
- Wirkfaktor der strukturellen Integrität in den während der Einleitung neu dazukommenden fluiddruckbeaufschlagten Deckgebirgsbereichen: Fortschreibung der bis zur Gegenwart mittels Modellanpassung an die Deckgebirgsverschiebungen gefundenen Wirkfaktoren als **Minimalwirkung** bzw. Simulation mit 100 % als

**Maximalwirkung** zur Untersuchung der Bandbreitenobergrenze hydraulisch-mechanischer Wirkungen infolge einer Beanspruchungszunahme während der Schutzfluideinleitung.

### **9.3 Berechnung und Bewertung der Varianten des Schließungskonzeptes zur Begrenzung der Deckgebirgsverschiebungsraten**

In den Anlagen 89 bis 92 sind die Deckgebirgsverschiebungen und Verschiebungsraten im Bereich der 553 mS sowie der 700 mS dargestellt. In Abstimmung mit dem Auftraggeber wurden alle Rechenfälle A bis E mit der Obergrenze denkbarer Einwirkungen (hydraulischer Wirkfaktor von 1 im Deckgebirge, maximale Einwirktiefe des Schutzfluides im Grubengebäude) und die Rechenfälle B, D und E mit der Untergrenze denkbarer Einwirkungen (unveränderter hydraulischer Wirkfaktor im Deckgebirge, minimale Einwirktiefe des Schutzfluides im Grubengebäude) berechnet. Weitere Rechenfälle einer verlängerten Betriebsphase bis zur Schutzfluideinleitung gemäß [41] werden in [36] analysiert.

Die in den Anlagen 89 und 91 auftretenden Konvergenzsprünge resultieren aus der Berücksichtigung des dynamischen Systemverhaltens. Das bedeutet, die sich im Rechenmodell ergebenden Spannungsakkumulationen (diese repräsentieren die sich im Verlauf der Einleitung ändernden Randbedingungen) können sich im dynamischen Rechenmodus abbauen. Solche Reaktionen sind während der Schutzfluideinleitung infolge des Feuchte kriechens, der Versatzdrucksackung und der Festigkeitsverringerng zu erwarten.

In Anwendung der oben formulierten Bewertungskriterien für die Zulässigkeit der technischen Maßnahmen

- degressiver Verlauf der Deckgebirgsverschiebungsraten bzw. als Mindestforderung Aufrechterhaltung der Raten und
- Blockierung dynamischer Reaktionen

liegen folgende Ergebnisse vor:

- Es ist eine eindeutige Favorisierung des Rechenfalles E (ab Mitte 2011 pneumatischer Stützdruck von 1 MPa) abzuleiten. Nur mit dieser technischen Maßnahme sind die Bewertungskriterien einzuhalten. Die kurzzeitige Erhöhung der Deckgebirgsverschiebungsraten auf 450 mm/a in beiden Teufenbereichen bei maximalen Einwirkungen geschieht vor dem Druckluftaufbau, der laut

Schließungskonzept von Mai bis September 2011 terminiert ist. Die Berechnung der Einwirkungsuntergrenze schließt jegliche Erhöhung der Verschiebungsraten aus und führt zu einem deutlich degressiven Verlauf.

- In der Reihenfolge der Verschiebungsratenaktivierung unmittelbar folgend werden die Untergrenzen der Rechenfälle B (Einletrate 1500 m<sup>3</sup>/d bis 2014) und D (zusätzlicher Pumpversatz) auf der 700 mS mit maximal 225 mm/a und 150 mm/a sowie auf der 553 mS mit maximal 650 mm/a und 425 mm/a ausgewiesen. Diese verlassen mit Steigerungsfaktoren von 2 bis 3 (700 mS) bzw. 2,5 bis 3,8 (553 mS) gegenüber den gegenwärtigen Raten bereits deutlich den bisherigen Erfahrungskorridor gemessener Deckgebirgsverschiebungsraten und erfüllen nicht mehr die formulierte Mindestforderung nach einer Beibehaltung.
- Eine Verdopplung der Einletrate auf 3000 m<sup>3</sup>/d im Rechenfall C (Obergrenze) zeigt infolge der sich schneller akkumulierenden Spannungen und daraus resultierenden Konvergenzsprünge die stärksten Erhöhungen in den Deckgebirgsverschiebungsraten mit Faktoren von 6 auf der 553 mS und etwa 9 auf der 700 mS. Die positiven Auswirkungen auf die Verschiebungen (Anlagen 89 und 91) hinsichtlich der Verkürzung der Einleitzeit sind dagegen gering.

Der Vorteil der pneumatischen Stützung gegenüber einer deformationsabhängigen (und dadurch mit weiteren Gebirgsschädigungen verbundenen) Versatzstützung liegt in der alle Hohlräume erreichenden, sofortigen und allseitig gleichmäßigen Stützwirkung. Eine vor der Schutzfluideinleitung vorauslaufende Versatzverdichtung ist zum Zeitpunkt der technischen Maßnahme dagegen mit Versatzdrücken verbunden, die lediglich aus dem Eigengewicht resultieren. Erst mit weiterlaufender volumetrischer Kompaktion kommt die technisch realisierte geringere Versatzporosität in Form eines stärkeren Versatzdruckanstieges zum Tragen. Dieser Deformationsprozess ist jedoch zeitabhängig und verursacht weitere deformationsabhängige Entfestigungen und Schädigungen im Tragsystem und der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge.

Der pneumatische Überdruck erhöht die statische und dynamische Systemstabilität ([24]). Zur Erreichung einer ausreichenden Stabilisierung kann ein Mindestdruck vorgegeben werden, der sich technisch einfach überprüfen lässt. Voraussetzung ist jedoch ein gasdichter Verschluss der Schächte vor der pneumatischen Druckbeaufschlagung, d.h. es wird sich keine Belegschaft mehr im Bergwerk befinden.

Die mannlose Einleitung des Schutzfluides oberhalb der 700 mS wird als entscheidender Bestandteil des Schließungskonzeptes erachtet, da zumindest in der Nachbarschaft der

gerade verspülten Kammern mit Entfestigungs- und Bruchprozessen zu rechnen ist, deren Auswirkungen auf die Bergbausicherheit nur schwer einschätzbar sind. Vor den bereits mit Schutzfluid gefüllten Sohlen wird sich an der Südflanke oberhalb der 700-m-Sohle in vertikaler Richtung nach oben eine gebirgsmechanische Aktivierungsfront mit verstärkten Konvergenz- und Bruchprozessen ausbilden, in der sich aus Sicherheitsgründen keine Belegschaft mehr aufhalten sollte.

In den fluidgefüllten Risszonen des Salzlösungszutritts ist eine Verringerung der Schüttungsmenge infolge des aufgebauten Gegendruckes zu erwarten.

Ein Abströmen der Druckluft aus dem Grubengebäude in die salzlösungsgefüllten Rissysteme, in denen entsprechend der hydraulischen Modelle der hydrostatische Druck über dem der Druckluft liegt, ist entsprechend [25] und [40] nicht möglich. Pneumatische Frac-Vorgänge und Rissbildungen, in deren Folge die Barrierenintegrität signifikant verschlechtert wird, sind bei den gegebenen Gebirgsspannungen und Festigkeiten auszuschließen.

Wie die praktischen Beispiele in Anlage 93 zeigen, ist die Erzeugung eines pneumatischen Überdruckes in der genannten Größenordnung Stand der Technik. Bei der Untergrundspeicherung von Gas in Kavernen werden wesentlich höhere Gasdrücke beherrscht. Große Gaskavernen und zur Gasspeicherung benutzte abgeworfene Kohlebergwerke weisen vergleichbare oder größere Hohlraumvolumina wie das Grubengebäude der Asse oberhalb der 700-m-Sohle an der Südflanke auf.

Die DCP-Speicherkaverne Schönebeck, in der vermutlich Hochsoluten im Kaliflöz Staßfurt bis zum Hauptanhydrit bzw. Auslaugungsrückstand stattgefunden haben, wird unter einem pneumatischen Innendruck von ca. 45 bar bergbehördlich genehmigt endverwahrt.

Auf der Grundlage der durchgeführten Berechnungen sowie vorliegenden praktischen Erfahrungen zum Betrieb von Druckluft- und Gasspeichern in Bergbaubetrieben erscheint unter Berücksichtigung einer zusätzlichen Sicherheitsreserve ein technischer Zielparameter für den Stützdruck von etwa 15 bar als zweckmäßig, um das Tragsystem sowie das Deckgebirge soweit zu stabilisieren, dass eine Zunahme der Deckgebirgsverschiebungsraten während der Schutzfluideinleitung gegenüber dem heutigen Niveau verhindert werden kann. Zur Umsetzung dieser Maßnahme ist es notwendig, einen technischen Ausführungsplan (Festlegung der Einleitungsorte für die Druckluft, Temperatureffekte, Kompressorenleistungen, u.a.) zu erstellen.

Der Pumpversatz kann einer möglichst vollständigen Versatzfüllung der Abbaue zur Verminderung des für den Nuklidtransportprozess zur Verfügung stehenden Hohlraumes sowie des Konvergenzprozesses in der Nachbetriebsphase dienen. Weiterhin wird die

oberhalb des Pumpversatzes liegende Schweben (Schwebenreste) von unten gestützt. Der die Kammern weitgehend ausfüllende Blasversatz wird durch diese Maßnahme nicht entscheidend ertüchtigt, d.h. es sind keine wesentlich erhöhten Widerstände des Versatzkörpers während der Lösungseinleitung zu erwarten.

Bei selektivem Nachversetzen der Resthohlräume mit einem Pumpversatz sollte technisch sichergestellt werden, dass die zur Gewährleistung der Pumpfähigkeit verwendete Salzlösung im Versatz verbleibt und nicht in die Pfeiler eindringen kann.

Aus gebirgsmechanischer Sicht ist festzustellen, dass allein durch Verpumpen von Resthohlräumen (Firstspalten, Zwickel) das Qualitätsziel nicht zu erreichen ist. Wenn keine gebirgsmechanische Schädigung durch ein Feuchtekriechen oder zusätzliche Bruchprozesse initiiert werden, besitzt der Pumpversatz in der Kombination mit der obigen Maßnahme jedoch eine positive Wirkung.

Eine Verdopplung der Einleitrates auf 3000 m<sup>3</sup>/d und eine damit verbundenen Verkürzung der Einleitungszeit um ein Jahr bringt hinsichtlich der Deckgebirgsverschiebungen keine nennenswerten Verbesserungen und wird infolge der sich schneller akkumulierenden Spannungen und daraus resultierenden Konvergenzsprünge nicht empfohlen.

#### **9.4 Überprüfung der erhöhten Deckgebirgsverschiebungsraten ohne pneumatischen Stützdruck**

In einem abschließenden Untersuchungsschritt wurde wieder auf das schon im Kapitel 8.3 verwendete 3D-Modell der 511- bis 574-m-Sohle zurückgegriffen. Mit diesem Modell besteht die Untersuchungsmöglichkeit der gebirgsmechanischen Reaktionen der Pfeiler und Schweben im Verformungsmaximum der Südflanke, während die gebirgsmechanischen Reaktionen im Deckgebirge infolge der Belastungsumverlagerungen nicht abgebildet werden können. Es ist lediglich möglich, mit unterschiedlichen Deckgebirgsverschiebungsraten dessen Reaktivität zu simulieren. Es soll jetzt überprüft werden, ob die im 2D-Modell ohne pneumatischen Stützdruck berechnete maximale Erhöhung der Deckgebirgsverschiebungsraten bis zu 1 m/a zum Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung auch im 3D-Modell ermittelt wird. Mit dem Modell soll das integrale Systemverhalten bis zum Ende der Betriebsphase untersucht werden, wobei keine Wechselwirkung mit dem Deckgebirge erfolgt, d.h., die Verschiebungsraten bleiben unbeeinflusst. In dem 3D-Modell ist neben der Versatzdruckwirkung in Höhe des Eigengewichtes gleichfalls das komplexe Stoffverhalten des Steinsalzes unter den gegebenen Standortbedingungen, bestehend aus den skleronomen Anteilen mit Modellierung der Entfestigung und Dilatanz und den rheonomen

Anteilen integriert. Weiterhin wirkt der Standlaugendruck entsprechend des zeitlichen Ablaufes in [1].

Der im Teufenniveau 553 m in Anlage 94 bis Mitte 2011 berechnete mittlere Systemwiderstand mit etwa 11,5 MPa bei einer als Randbedingung wirkenden Deckgebirgsverschiebungsrate von 150 mm/a (siehe obige Ausführungen) schließt zeitlich an die Anlage 84 an. Die Tragwiderstände der 574-m-Sohle in Anlage 95 unter der gleichen Randbedingung sind geringfügig höher. Im Modell besteht hinsichtlich der konstanten Tragwiderstände Konsistenz zwischen dem Systemwiderstand, resultierend aus der Restfestigkeit des skleronomen und dem Deformationswiderstand des viskosen (rheonomen) Stoffansatzanteils, sowie der Verschiebungsrate des Deckgebirges.

Ab Mitte 2011 (Zeitpunkt entsprechend Einleitungskonzept) wird im Modell die Wirkung des Schutzfluides angenommen und der rheonome Kriechanteil mit einem Faktor 5 versehen. Im Ergebnis kommt es bei einer weiterhin konstanten Deckgebirgsverschiebungsrate von 150 mm/a zu einem Abfall des Systemwiderstandes (die Tragelemente weichen der Beanspruchung mit verstärkten Kriechdeformationen aus). Dieser Abfall wäre in situ zu erwarten, wenn im Deckgebirge Festigkeitsreserven zur Aufnahme dieser Spannungen existieren würden. Da das Deckgebirge aber konservativ (Obergrenze der Deckgebirgsmobilität) nicht in der Lage ist, diese Spannungsanteile zu übernehmen und die Südflanke als Traggewölbe zu überspannen (groß- und kleintektonische Gliederung, bisher nahezu vollständige Übertragung der untertägigen Verschiebung an die Tagesoberfläche, hydraulische Wirkungen), entspricht dieses Modellergebnis nicht der Standortsituation und es wird in unterschiedlichen Fallstudien die Deckgebirgsverschiebungsrate gesucht, unter der wieder Konsistenz zwischen dem Systemwiderstand, resultierend aus der Restfestigkeit und dem viskosen Deformationswiderstand (jetzt mit geringerer Viskosität), und der Verschiebungsrate des Deckgebirges besteht. Unter der Befeuchtungswirkung ist dies bei einer Verschiebungsrate von etwa 1 m/a der Fall. Daraus ist zu schlussfolgern, dass unter der Modellannahme eines „mobilen“ und vollständig auf der Südflanke aufliegenden Deckgebirges das verstärkte Kriechvermögen infolge Befeuchtung zu einer Deckgebirgsverschiebungsrate in dieser Größenordnung führen wird. Die Obergrenze der Verschiebungsberechnung des 2D-Modells ist damit bestätigt.

Der Grenzfall eines sich nicht selbst tragenden, sondern auf der Südflanke aufliegenden Deckgebirges kann nach allen bisherigen Beobachtungen der Standortüberwachung (Übertragungsfaktor bis übertage von 90 %, Mikroseismik im Oberen Buntsandstein) nicht

ausgeschlossen werden und ist nach Auffassung des IfG in einer Sensitivitätsberechnung als zu besorgende Reaktion darzustellen.

Ein weiteres wesentliches Resultat der 3D-Modellrechnungen besteht in dem Nachweis der Resttragfähigkeiten bis zur vollständigen Einleitung des Schutzfluides in das Bergwerk. Der im Labor und in Anwendung der äquivalenten plastischen Deformationsarbeit (Kapitel 5) gefundene und belegte Deformationsbereich wird nicht überschritten.

### **9.5 Analyse des Beanspruchungszustandes zum Ende der Betriebsphase**

Die Anlagen 96 bis 98 zeigen die im 2D-Modell berechneten gebirgsmechanischen Zustände im Grubengebäude und Deckgebirge nach Abschluss der Betriebsphase im Jahr 2014, die sich unter den maximalen Deckgebirgsverschiebungsraten der Rechenfälle A bis E einstellen. Das Schutzfluid ist bis zur Firste der 490-m-Sohle eingestapelt und es ist noch keine hydraulische Anbindung an die Deckgebirgslösungen eingetreten.

Die unterschiedlichen Einwirktiefen entsprechend der im Abschnitt 9.2 angeführten Bewertungskriterien sind in Anlage 96 dargestellt. In der kurzzeitigen Reaktion unmittelbar nach vollständiger Einleitung des Schutzfluides ist danach ein „hydraulischer Kurzschluss“ zu den Deckgebirgslösungen zu erwarten, jedoch keine hydraulische Verbindung über die Steinsalzbarriere auf den tieferen Sohlen.

Langzeitig sind in der Nachbetriebsphase in der gesamten Steinsalzbarriere gegen das Deckgebirge langsam ablaufende Fluidpermeationen nicht auszuschließen.

In den Anlagen 97 und 98 sind im Vergleich zu den Anlagen 60 und 64 die fortgeschrittene Schädigung und in Anlage 99 im Vergleich zu Anlage 61 die fluiddruckbeaufschlagten Deckgebirgsbereiche zum Ende der Betriebsphase dargestellt. Die lokale Ausdehnung der Deckgebirgsbereiche mit Scherdeformationen  $> 10\%$  hat sich nicht signifikant verändert. Das gilt gleichfalls für die Zonen mit hydraulischer Druckinitialisierung.

Bezüglich der erhöhten Scherdeformationen in der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge in der Höhe des Firstbereiches der 511 mS sowie südlich der 679 mS bis 750 mS bleiben die im Abschnitt 8 getroffenen Aussagen bestehen. Die Volumendilatanz in Anlage 98 bestätigen modellmechanisch einen naheliegenden Integritätsverlust im Teufenniveau der 511 mS sowie geringfügig erhöhte Permeabilitäten im Bereich der 679 mS bis 750 mS. Im Vergleich mit [18] kann für den unteren Teufenbereich bei den gegebenen minimalen

Druckeinspannungen von 2 bis 3 MPa aus einer volumetrischen Dilatanz von 0,6 ‰ eine Permeabilität von etwa  $10^{-19}$  m<sup>2</sup> abgeleitet werden.

## 10. Zusammenfassende Bewertung und Schlussfolgerungen

Die vorgelegten gebirgsmechanischen 2D- und 3D-Modellrechnungen auf Basis von speziellen Laborversuchen bis in den Restfestigkeitsbereich bzw. unter Befeuchtung mit einer MgCl<sub>2</sub>-Lösung und weiterentwickelten Stoffgesetzen zur Simulation der Entfestigung und Dilatanz ohne und mit Lösungseinfluss haben in Übereinstimmung mit dem gegebenen In-situ-Zustand gezeigt, dass im Bergwerk Asse von einem nachgiebigen Abbausystem an der Südflanke mit entfestigten Schweben und Pfeilern auszugehen ist. Es haben im erheblichen Maße Gebirgsspannungsumverlagerungen, verbunden mit einem Lastabtrag auf das benachbarte südliche Deckgebirge, stattgefunden. Dieses hat unter der Wirkung anstehender Deckgebirgslösungen mit lokalen Festigkeitsüberschreitungen in geologisch angelegten Trennflächen bzw. mit der Ausbildung von Scherbändern im Gebirge reagiert. Die Festigkeitsverluste verringerten die Eigentragfähigkeit im die Südflanke überspannenden Deckgebirgsgewölbe und verursachten wiederum eine höhere Beanspruchung des Abbausystems sowie seit Mitte der 80er Jahre verstärkte Deckgebirgsverschiebungen. Es ist deshalb von einem komplexen Tragsystem Grubengebäude-Deckgebirge auszugehen, dessen Stützwirkung auch wesentlich die in der Betriebsphase noch zu erwartenden gebirgsmechanischen Reaktionen bestimmen wird.

Auf Basis hydraulischer Lastannahmen in lokalen, mechanisch überbeanspruchten Deckgebirgsbereichen ab Mitte der 80er Jahre, die zu einer erhöhten Mobilität führten, gelang es in den Modellrechnungen, die gemessenen und den Konvergenzprozeß dominierenden Deckgebirgsverschiebungen aus südlicher Richtung nachzuvollziehen. Ohne die erhöhte Mobilität des unmittelbaren südlichen Deckgebirges infolge mechanischer Überbeanspruchungen würden die Modelle infolge des Kriechverhaltens im Salzgestein einen größeren Verschiebungsanteil aus nördlicher Richtung ausweisen.

Das verwendete 2D-Modell entsprechend Schnitt 2 ist geeignet, die komplexen Reaktionen und Wechselwirkungen am Standort Asse physikalisch plausibel und in Übereinstimmung mit den In-situ-Messungen abzubilden und Prognosen zu ermöglichen.

Die bei der Auffahrung der Pfeiler und Schweben an der Südflanke infolge der geometrischen Verhältnisse zwischen Systemfläche und Pfeiler/Schwebenfläche realisierten Lastfaktoren von etwa 2,5 führten horizontal querschlägig zum Tragsystem zu wirkenden



Spannungen, die größer als die Langzeitfestigkeit waren. Entsprechend der aus den Laborversuchen bekannten Festigkeiten konnten die Tragelemente nur zeitlich begrenzt diesen Beanspruchungen widerstehen und reagierten zunächst mit Kriechdeformationen, bis die mit den dilatanten plastischen Verformungen ansteigenden Schädigungen im Steinsalzgefüge zu deutlichen Entfestigungen führten. Infolge der zu gering bemessenen Steinsalzbarriere gegen das Deckgebirge kam es zu einem Lastabtrag über dem südlichen Deckgebirge mit den oben beschriebenen Auswirkungen.

Einer progressiven Entwicklung der Entfestigungsvorgänge ist durch Einbringen des Salzversatzes begegnet worden, der trotz seiner gegenwärtig noch relativ geringen Stützwirkung zu einer Konturstabilisierung beiträgt und den Tragwiderstand der Pfeiler auf einem Resttragniveau hält. Die gebirgsmechanisch positiven Auswirkungen des Versatzes zeichnen sich in den aktuell vorliegenden Pfeilerstauchungsraten mit degressiver Tendenz ab. Es ist wesentlich, diese Stützwirkung des Versatzes bis zur Schutzfluideinleitung zu erhalten.

Die Fallstudien zur Wirksamkeit der Schwebenringe in den 3D-Modellen zeigen einerseits die für den Erhalt der Resttragfähigkeit bis zum Ende der Betriebsphase entscheidende Stützwirkung, andererseits jedoch auch die hohe Sensitivität des Tragsystems im voranschreitenden Bruchprozess. Auch die querdehnungsbehindernde Wirkung der Schwebenringe sollte mit zusätzlichen technischen Maßnahmen nicht beeinträchtigt werden.

Zur Einleitung einer gesättigten  $MgCl_2$  - Lösung als Schutzfluid wird im Rahmen der Schließungsmaßnahmen keine Alternative gesehen. Damit kommt es zu keiner zusätzlichen Hohlräumerschaffung infolge Carnallitersetzung und die stabilisierende Wirkung des hydrostatischen Innendruckes behindert den weiter voranschreitenden Entfestigungsprozess im Tragsystem und Deckgebirge. Nur mit dem Schutzfluid kann ein langfristig stabiler Endverwahrungszustand mit harmonisch degressiven und prognostizierbaren Konvergenzprozessen erreicht werden, dessen Simulation in den Nuklidausbreitungsrechnungen in der Nachbetriebsphase eine Grundlage für die Erreichung des Schutzzieles bildet.

Mit der Schutzfluideinleitung ist im entfestigten Tragsystem der Südflanke jedoch mit einem Feuchtekriechen, verstärkten Bruchprozessen, Versatzwiderstandsabfall und erhöhten Deckgebirgsverschiebungsraten zu rechnen. Bevor das Tragsystem am Ende der Betriebsphase auf Grund des vollen hydrostatischen Stützdruckes den stabilen Zustand erreicht, würde es ohne zusätzliche Stabilisierungsmaßnahmen in der Einleitungsphase

einen als labil zu kennzeichnenden Zustand durchlaufen. Dies könnte zu lokal begrenzten Bruchvorgängen mit, im ungünstigsten Fall, Auswirkungen auf die Zuflusssituationen führen. Um solche Auswirkungen zu vermeiden, müssen an die Schließungsmaßnahmen folgende Anforderungen gestellt werden:

- Gleichbleibender bzw. degressiver Verlauf der Deckgebirgsverschiebungsraten und
- Blockierung dynamischer Reaktionen.

Die Bewertung unterschiedlicher Varianten des Schließungskonzeptes gemäß dem Zeitplan in [1] mit unteren und oberen Grenzen für die hydraulischen Wirkfaktoren im Deckgebirge sowie für die Einwirktiefen der Lösung in das Anstehende führt zur Feststellung, dass nur die Initialisierung eines pneumatischen Stützdruckes ab Mitte 2011 die genannten Anforderungen erfüllen kann. In den Anlagen 100 und 101 sind die unterschiedlichen Prognosebereiche der Deckgebirgsverschiebungsraten für die 553 mS und die 700 mS für diese Variante noch einmal getrennt von den anderen Rechenfällen dargestellt. Im Unterschied zu den Anlagen 90 und 92 wurden die berechneten Raten nicht halbjährlich, sondern auf ein Jahr gemittelt angegeben. Der Spitzenwert von etwa 450 mm/a für beide Sohlen als singulärer Punkt mit einem starken Abfall unmittelbar danach reduziert sich deshalb auf einen Spitzenwert von etwa 260 mm/a für beide Sohlen. Die kurzzeitigen Konvergenzsprünge von 450 mm/a resultieren aus der Berücksichtigung des dynamischen Systemverhaltens. Das bedeutet, die sich im Rechenmodell ergebenden Spannungsakkumulationen können sich im dynamischen Rechenmodus abbauen. Solche Reaktionen sind während der Schutzfluideinleitung infolge des Feuchte kriechens, der Versatzdrucksackung und der Festigkeitsverringerung zu erwarten. Für eine Prognose des Systemverhaltens wird es als ausreichend betrachtet, mittlere Jahresraten anzugeben und keine kurzzeitigen Konvergenzsprünge zu verwenden.

Mit dem Druckluftaufbau, der laut Schließungskonzept (Stand Juni 2004) von Mai bis September 2011 terminiert ist, werden die Raten bei Berechnung der Einwirkungsobergrenze signifikant verringert und fallen danach mit steigender Höhe des Lösungsspiegels im Grubengebäude weiter ab. Die Obergrenze des bisherigen Erfahrungskorridors der Deckgebirgsverschiebungsraten wird nur marginal überschritten. Nach der vollständigen Schutzfluideinleitung bis zur Firste der 490-m-Sohle im Frühjahr 2014 kommen die Deckgebirgsverschiebungen im Rechenmodell praktisch zum Stillstand.

Die Berechnung der Einwirkungsuntergrenze weist eine Verhinderung jeglicher Erhöhungen der Verschiebungsraten aus und führt zu einem deutlich degressiven Verlauf. Der Prognosebereich der zu erwartenden Deckgebirgsreaktionen liegt zwischen beiden Rechnungen, wobei beide Ergebnisse gleichwertig sind.

Bei dem Druckluftaufbau oberhalb der 700-m-Sohle in einem Nachweisbereich von 1,0 bis 1,5 MPa müssen die Schächte druckdicht verschlossen sein und die Grubenbelegschaft ist bei der damit notwendigen weiteren mannlosen Fluideinleitung keinen bergbausicherheitlichen Gefahren durch beschleunigte Deformations- und Bruchprozesse mehr ausgesetzt.

Bis zur Druckluftherzeugung kann die Einleitung eines Pumpversatzes, wenn keine gebirgsmechanischen Schädigungen durch ein Feuchtekriechen oder zusätzliche Bruchprozesse initiiert werden, begleitend empfohlen werden.

Eine Verdopplung der Einletrate auf 3000 m<sup>3</sup>/d und eine damit verbundene Verkürzung der Einleitungszeit um ein Jahr bringt hinsichtlich der Verminderung der Deckgebirgsverschiebungsraten keine nennenswerten Vorteile und wird infolge der sich schneller akkumulierenden Spannungen und daraus resultierender Konvergenzsprünge nur in Verbindung mit dem pneumatischen Stützdruck empfohlen.

In den Prognoserechnungen zur Bewertung unterschiedlicher Varianten des Schließungskonzeptes wurde in Bandbreitenrechnungen die Modellsensitivität hinsichtlich der hydraulischen Wirkfaktoren im Deckgebirge sowie bezüglich der Einwirkiefen der Lösung im Anstehenden untersucht. In den Modellrechnungen hatte sich gezeigt, dass beide Einwirkungen entscheidend die Eigentragfähigkeit und Mobilität des Deckgebirges bzw. das Kriech- und Festigkeitsverhalten in der Umgebung der Abbaue bestimmen. Da in den Rechenmodellen die Stoffparameter bzgl. der Festigkeit und Deformationsfähigkeit konservativ festgelegt wurden (Restfestigkeit im einaxialen Spannungszustand ab einer plastischen Deformation von 11 % gleich Null, Beschleunigungsfaktor beim Feuchtekriechen als einhüllende Obergrenze der Laborversuche, Versatzsackung bei Befeuchtung um 10 %, starke Abminderung der Gesteins- auf Gebirgsfestigkeiten im Deckgebirge) wird gemäß dem gegenwärtigen Wissensstand eingeschätzt, dass die berechnete Obergrenze der Deckgebirgsverschiebungsraten abdeckend ist und die Untergrenze auch noch niedriger liegen könnte. Das vorgenommene „Expert Judgement“ bzw. die vorhandenen Konservativitäten sollten gegenwärtig ausreichend sein, da eine Modellüberprüfung anhand der tatsächlichen Gebirgsreaktionen, gebirgsmechanischen Modellfortschritte und technischen Handlungsoptionen im Verlauf der Schutzfluideinleitung ohnehin notwendig ist.

Die Erhöhung der Deckgebirgsverschiebungsraten hängt im wesentlichen von der Eigentragfähigkeit bzw. Mobilität in den Schichten des Oberen Buntsandsteins in der hydraulischen Wechselwirkung mit den Deckgebirgslösungen (bzw. ihren Druckwirkungen) ab und kann nur in dem berechneten Streubereich ausgewiesen werden. Mit der Untergrenze wird modelliert, dass die fallenden Tragwiderstände im Abbausystem bei der

---

Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig; Friederikenstraße 60; 04279 Leipzig; Tel/(Fax): 0341/33600-(0/308)

Lösungseinleitung vom Deckgebirge aufgenommen werden können und in Anwendung der Obergrenze wird von einem aktiven Gebirgsdruck, d.h., einem auf der Südflanke aufliegenden Deckgebirge ohne einen wesentlichen Lastabtrag ausgegangen, das den Verformungen im Grubengebäude unmittelbar folgt. Ein solches Verhalten war Mitte der 80er Jahre mit dem Anstieg der Deckgebirgsverschiebungsraten bereits nachweisbar.

Im Rahmen der zukünftigen begleitenden gebirgsmechanischen Begutachtung werden die Gebirgsreaktionen messtechnisch überwacht und mit den Prognosewerten verglichen. Einer sich bei der Messung andeutenden Verletzung der oben genannten gebirgsmechanischen Anforderungen, die angesichts der Obergrenze des Prognosekorridors vor der Drucklufferzeugung nicht auszuschließen ist, kann mit einer Änderung des Einleitregimes (z.B. keine vollständige Schutzfluideinleitung in die 700-m-Sohle) und mit einem unmittelbar nach dem Schließen der Schächte aufgebrachten pneumatischen Stützdruck begegnet werden.

Bezüglich einer Ausdehnung der Betriebsphase bis zum Beginn der Schutzfluideinleitung oberhalb der 700-m-Sohle entsprechend [41] ist festzustellen, dass eine Verlängerung einerseits zu einer weiteren Versatzdruckerhöhung und damit Stützung der Pfeiler führen wird, andererseits sich aber mit den weiteren Deckgebirgsverschiebungen die Bruchprozesse im Tragsystem fortsetzen werden. Bei der Schutzfluideinleitung kann es dadurch zu einer stärkeren Systemreaktion und einem größeren Versatzdruckabfall kommen. Inwieweit diese Reaktionen mit einem pneumatischen Stützdruck kompensiert werden können, ist durch weiterführende Untersuchungen in [36] aufzuzeigen.

Grundsätzlich ist von einer zunehmenden Sensitivität des Tragsystems auszugehen, da mit den weiteren Deckgebirgsverschiebungen in der trockenen Betriebsphase auch mit einer zunehmenden Schädigung der Pfeiler (die Bruchzonen sind mittels der Bohrlochkamerabemusterungen in den Pfeilern deutlich zu sehen) sowie brechenden Schwebenringen zu rechnen ist. Die prognostische Analyse des zu erwartenden gebirgsmechanischen Verhaltens der Tragelemente auf Basis der vorliegenden Zustandsbeobachtungen sowie der Messergebnisse der geotechnischen Überwachung belegt, dass die Schließungsmaßnahmen im Bergwerk Asse so zügig wie technisch verantwortbar durchgeführt werden sollten, wobei aber auch die Grundlagen und Randbedingungen für eine belastbare Sicherheitsanalyse für die Nachbetriebsphase zu schaffen sind.

## Literaturverzeichnis

- [1] Herleitung und Beschreibung des Konzepts zur Schließung der Schachtanlage Asse, Revision 04, interne Unterlage FB Asse, 14. 07. 2005
- [2] Auftragsschreiben zur Erstellung einer „Gebirgsmechanischen Stellungnahme zur sicheren Durchführung der Schließungsarbeiten im Bergwerk Asse oberhalb der 700-m-Sohle“, 26.04.04, Projekt Langzeitsicherheit Asse
- [3] Zhang, C.: Kataster der gesteinsmechanischen Parameter für den Standort Asse, Band I Text, Band II Anlagen, FB Asse, April 2000
- [4] Stockmann, N., Hensel, G.: Geotechnisches Kontroll- und Überwachungssystem zur Gewährleistung der Sicherheit der Schachtanlage Asse, GSF Forschungszentrum für Umwelt und Gesundheit, Schachtanlage Asse, Bereich Markscheiderei, 4. Geokinematischer Tag, Freiberg 2003
- [5] Ermittlung des Volumens der Resthohlräume für das Einbringen eines Schutzfluides, Projekt Langzeitsicherheit FB Asse, Stand Mai 2003
- [6] Laborversuche und dreidimensionale Modellrechnungen zur Tragfähigkeitsentwicklung in der Betriebsphase, Abschlußbericht an die GSF, FB Asse, IfG Leipzig, 11.04.2003
- [7] Tragfähigkeitsbewertung des Carnallititbaufeldes der Schachtanlage Asse, Abschlußbericht an die GSF, FB Asse, IfG Leipzig, 26.07.2005
- [8] Kompaktionsverhalten und mechanische Eigenschaften des mit Schutzfluid gefluteten und komprimierten Ronnenbergversatzes, Teilbericht zur Leistungsvereinbarung IV, IfG Leipzig, 23.04.2004
- [9] Investigation of Stress State and Rock-Mechanical Behaviour of Backfill and Host Rock in Dependence on Temperature (BAMBUS-II Project), IfG Leipzig, December 2003

- 
- [10] Minkley, W.: Untersuchungen (Stoffgesetz-Entwicklung, Modellierung) zum Sprödbruchverhalten von Carnallitit und seine Auswirkungen auf die Langzeitsicherheit von UTD, BMBF-Förderkennzeichen 02 C 0264, Projektstatusgespräch 15./16. Mai in Leipzig, Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE Nr. 7, 2001
- [11] Minkley, W., et al.: A visco-elasto-plastic softening model and its application for solving static and dynamic stability problems in potash mining, Proc. 2<sup>nd</sup> Int. FLAC Symposium Lyon, 29 - 31 October 2001
- [12] Fast Lagrangian Analysis of Continua, Manual FLAC 4.0, Itasca Consulting Group, Minneapolis, Minnesota, 2000
- [13] Gärtner, G., Stockmann, N.: Versatzdruckmessungen im Steinsalzbaufeld an der Asse-Südflanke, Stand September 2003, Arbeitsbericht Nr. 1/2003 des Teilbereiches Standortüberwachung
- [14] Röckel, T.: Der Spannungszustand in der Erdkruste am Beispiel der Tiefbohrungen des KTB-Programms, Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 1996
- [15] Duddeck, H., u.a.: Geomechanische Berechnungen zum Standsicherheitsnachweis für das Bergwerksgebäude im Salzstock Asse, Bericht 1-3, TU Braunschweig, Institut für Statik, 1990
- [16] BGR: Gebirgsmechanisches Gutachten zur Stabilität der Abbaue der Schachtanlage Asse II, 2. Fortschreibung, Hannover, 1993
- [17] Gebirgsbeobachtung 2005, GSF, FB Asse, Fortlaufende Dokumentation der Markscheiderei
- [18] Popp, T.: Transporteigenschaften von Steinsalz – Modellierung der Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung, Meyniana, 54, Seite 113-129, Kiel, Oktober 2002
- [19] Fricke, H.: Mikroseismische Überwachung der Schachtanlage Asse 2005, Arbeitsbericht des Teilbereiches Standortüberwachung, GSF, Februar 2006

- 
- [20] Kamlot, P., u.a.: Untersuchung der Barrierenwirksamkeit des Gesteinsverbandes Steinsalz/Anhydrit/Salzton (BARITON), Abschlußbericht IfG Leipzig, BMBF-Förderkennzeichen 02 E 8755, August 1999
- [21] Gärtner, G., Stockmann, N.: Ergebnisse der Spannungsmessungen in Tragelementen des Grubengebäudes der Schachtanlage Asse, 7. Zwischenbericht, Arbeitsbericht des Bereiches Markscheiderei, TB Standortüberwachung, Januar 2006
- [22] Minkley, W.: Geomechanische Bewertung geologischer Barrieren, Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE. Nr. 8, 193 – 206, 2003
- [23] Cao, T. et Aki, K.: Seismicity Simulation with a Rate- and State-Dependent Friction Law, Pageoph, Vol. 124 No. 3, 487 – 513, 1986
- [24] Minkley, W., Menzel, W.: Geomechanische Problemstellungen bei der Nachnutzung großvolumiger Kaligruben zur Hochdruckspeicherung von Gas. Erdöl Erdgas Kohle, Heft 6, Jg. 111, 260 – 265, 1995
- [25] Zusätzlich erforderliche technische Maßnahmen zu Schließung der Schachtanlage Asse II, Stellungnahme der Firma Colenco Power Engineering AG, Baden, Schweiz, Verfasser Dr. Georg Resele, 07.06.2004
- [26] Hensel, G.: 110. Zwischenbericht zu den Deformationsmessungen, Markscheiderei – Schachtanlage Asse, GSF FB Asse, August 2006
- [27] Teichmann, L., u.a.: Schutzfluidkonzept, GSF FB Asse, 13.07.2005
- [28] Zusammenfassung der geologischen Grundlagen für die Langzeitsicherheitsbewertung der Schachtanlage Asse II, Bericht der ERCOSPLAN Ingenieurgesellschaft Geotechnik und Bergbau mbH, Erfurt unter Mitwirkung von Dr. H.-J. Franzke, Clausthal-Zellerfeld und Dr. A. Schwandt, Erfurt, Projektnummer EGB 03-003, Juni 2004
- [29] Klarr, K., u.a.: Erstellung von Tiefbohrungen auf der Südwestflanke der Asse, GSF-Bericht 36/90, Institut für Tieflagerung, Braunschweig, September 1990

- 
- [30] Walter, F., Wallmüller, R.: Beiträge zur Mechanik des Deckgebirges der Asse-Südflanke, GSF-Bericht 2/94, Institut für Tief Lagerung, Braunschweig, 1994
- [31] Stacey, T. R., Page, C. H. : Practical Handbook for Underground Rock Mechanics, Series on Rock and Soil Mechanics, Vol. 12, Trans. Tech. Publications, Clausthal-Zellerfeld 1986
- [32] Hoek, E.: Strength of Rock and Rock Masses, Extract from a book entitled „Support of Underground Excavations in Hard Rock“, Authors Hoek, E., Kaiser, P.K., Bawden, W.F.
- [33] Modellierung der Betriebsphase des Bergwerkes Asse sowie der gebirgsmechanischen Erscheinungen im Deckgebirge, Bericht an das GSF Forschungsbergwerk Asse im Rahmen des Teils 9 des Nachtrages Nr. 2 zur HU/HFU Bau, IfG Leipzig, Juni 1999
- [34] Müller-Salzburg, L., Fecker, E.: Der Felsbau, Zweiter Band, Teil A: Felsbau über Tage, 2. Teil, Gründungen, Wasserkraftanlagen (1. und 2. Abschnitt), Ferdinand Enke Verlag Stuttgart, 1992
- [35] Verbundprojekt: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen, Teilvorhaben 3, Abschließender Einzelbericht des IfG Leipzig, August 2006
- [36] Dreidimensionale gebirgsmechanische Modellrechnungen zur Standsicherheitsanalyse des Bergwerkes Asse, Abschlußbericht LVB VIII, IfG Leipzig, in Erarbeitung
- [37] Untersuchung der gebirgsmechanischen Wirksamkeit von Versatzmaterial der Halde Ronnenberg in den Steinsalzabbauen der Südflanke des Assesattels, Abschlußbericht an das GSF-Forschungsbergwerk Asse, IfG, 30.04.1999
- [38] Lempp, Ch., Röckel, Th.: Bericht über die Ermittlung des Spannungszustandes im Deckgebirge des Assesattels, Martin-Luther-Universität Halle, Februar 1998
- [39] 7. Bericht über visuelle Beobachtungen in den Pfeilern, fortlaufender Bericht der GSF, Februar 2006



- 
- [40] Deckgebirgsmodellierung Phase IV – Grundwasserbewegung im Deckgebirge des Standortes Asse, Schlussbericht 3331/71 der Firma Colenco Power Engineering AG, Baden, Schweiz, Verfasser A. Poller, Dr. G. Resele, Dr. J. Poppei, 08.09.2006
- [41] Herleitung und Beschreibung des Konzepts zur Schließung der Schachtanlage Asse, Revision 05, interne Unterlage FB Asse, 02. 10. 2006

## Anlagenverzeichnis

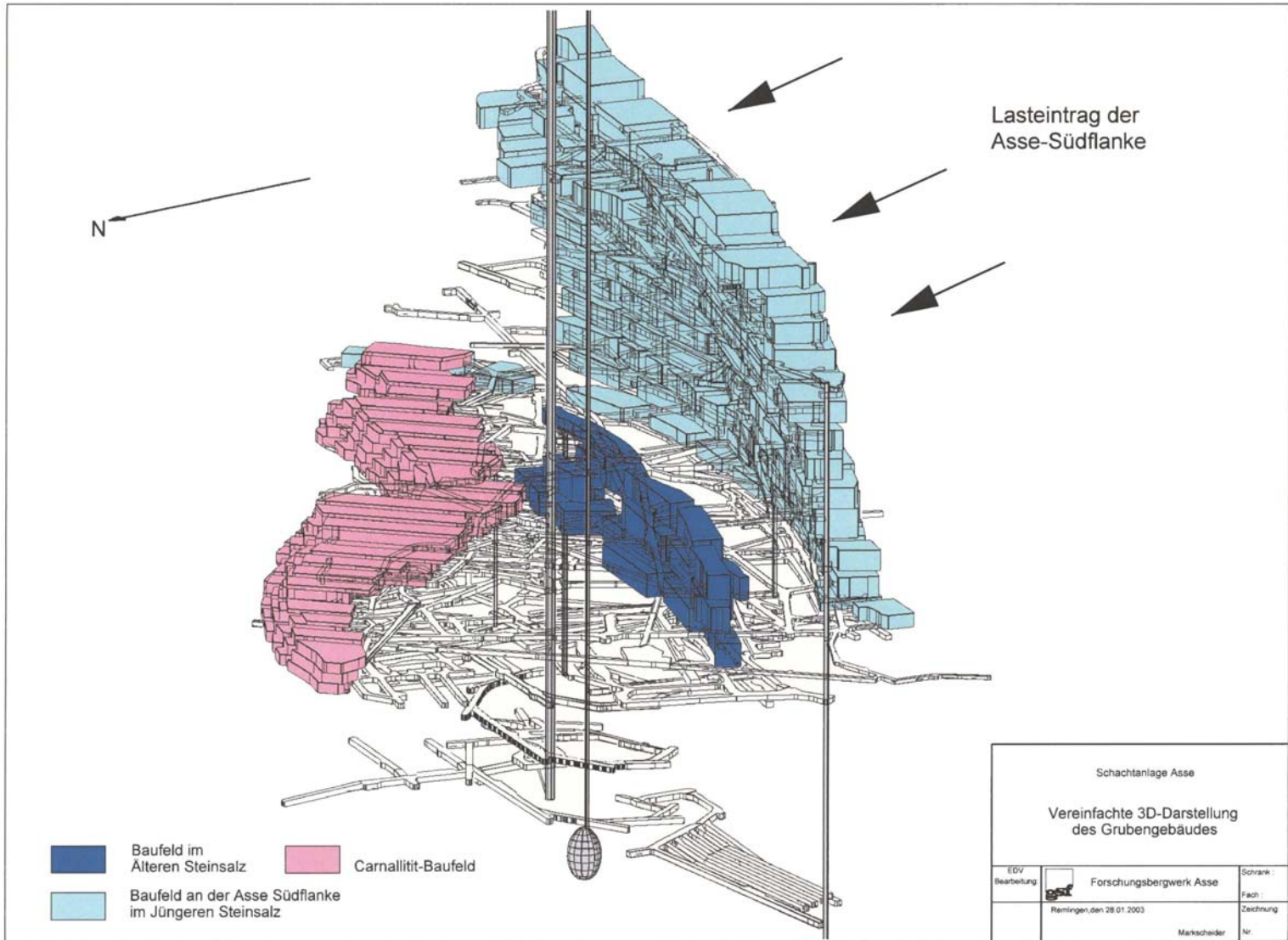
Anlage 1	Baufelder der Mineralgewinnung
Anlage 2	Steinsalzbaufeld der Südflanke
Anlage 3 bis 5	Steinsalzproben im Auf- und Durchlicht
Anlage 6 und 7	Festigkeits- und Dilatanzkurven Steinsalz ohne Befeuchtung
Anlage 8	Spitzenfestigkeiten Steinsalz ohne Befeuchtung
Anlage 9	Langzeitfestigkeiten Steinsalz ohne Befeuchtung
Anlage 10 und 11	Festigkeits- und Dilatanzkurven Steinsalz mit Befeuchtung
Anlage 12	Restfestigkeiten Steinsalz trocken und befeuchtet
Anlage 13	Triaxiale Kriechversuche im Vorbruchbereich
Anlage 14	Triaxiale Kriechversuche am entfestigten Steinsalz
Anlage 15	Kriechraten des intakten und entfestigten Steinsalzes
Anlage 16	Dichteverteilung des Carnallitits
Anlage 17 und 18	Festigkeits- und Dilatanzkurven des Carnallitits
Anlage 19	Carnallitproben vor und nach dem Versuch
Anlage 20 und 21	Festigkeits- und Dilatanzkurven des Trümmercarnallitits mit Befeuchtung im Entfestigungsbereich
Anlage 22	Festigkeit des untersuchten Trümmercarnallitits
Anlage 23 bis 27	Kriechkurven Trümmercarnallitit ohne und mit Befeuchtung
Anlage 28	Zusammenfassende Darstellung der Kriechraten des Carnallitits in Abhängigkeit von der Differenzspannung
Anlage 29	Versatzdruckzelle des IfG
Anlage 30	Drucktopf des IfG mit Drainageeinrichtung
Anlage 31	Versatzkennlinie des Laborversuches nach der Schutzfluideinleitung und Extrapolation auf In-situ-Bedingungen
Anlage 32	Kompaktierter Versatzkörper
Anlage 33 und 34	Trockene und befeuchtete Altversatzproben vor und nach den Versuchen
Anlage 35	Festigkeitsvergleich Carnallitit und Altversatz
Anlage 36	Vergleich des Versatzdruckverhaltens Fremdversatz und Altversatz
Anlage 37	Anwendung des Energiekriteriums zur Berechnung in situ äquivalenter Spannungs-Deformationskurven
Anlage 38 und 39	In situ relevante Festigkeits- und Dilatanzkurven für Steinsalz
Anlage 40 und 41	Festigkeits- und Dilatanzkurven für Carnallitit
Anlage 42	Versatzdruck Ronnenberg in Abhängigkeit von der Porosität

---

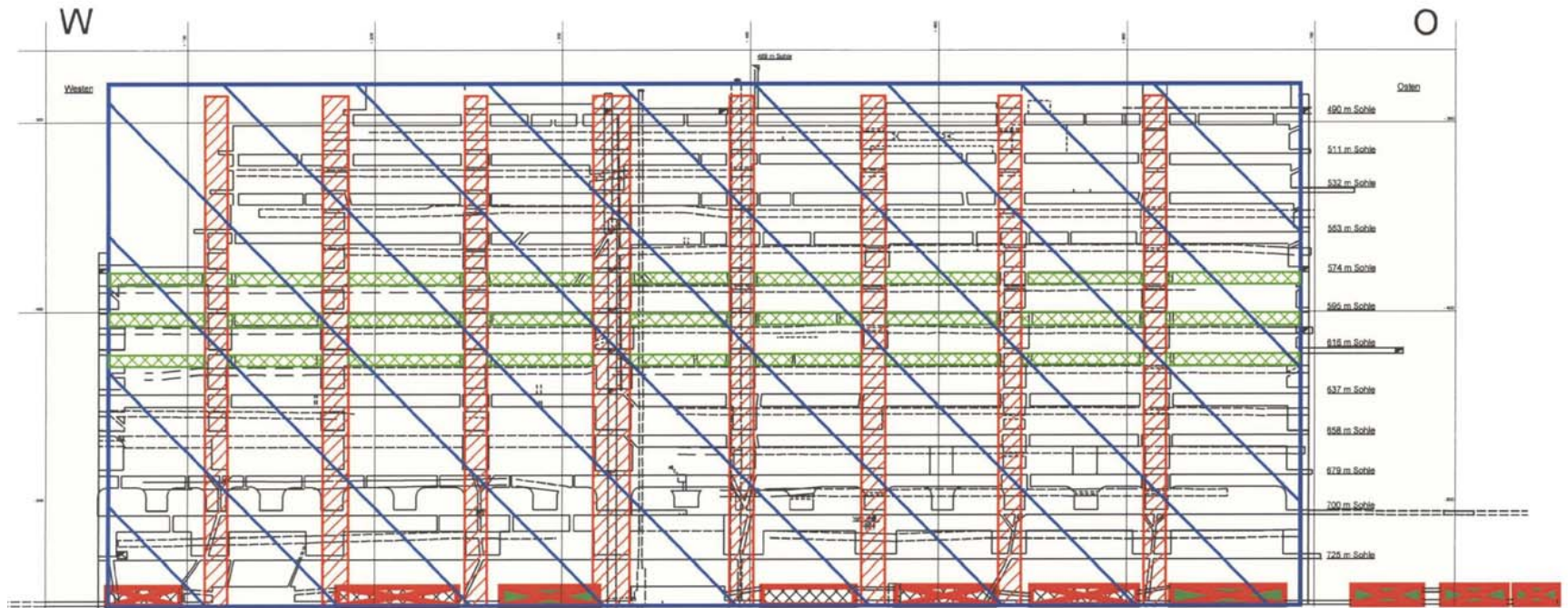
Anlage 43	Versatzdruck Ronnenberg in Abhängigkeit von Verdichtung
Anlage 44	Versatzdruck Pumpversatz in Abhängigkeit von der Verdichtung
Anlage 45	Eingabetabellen für den Stoffansatz
Anlage 46	Festigkeiten der Deckgebirgsschichten
Anlage 47	Vertikalmodell im Schnitt 2 durch den Assesattel
Anlage 48	Verteilung der Stoffmodelle
Anlage 49 bis 52	Darstellung des Grundspannungszustandes
Anlage 53	Auffahrungs- und Versatzzeitpunkte im Modell
Anlage 54	Literaturbeispiele für Fluiddruckhypothesen
Anlage 55 bis 57	Aufbau und Randbedingungen des 3D-Modells
Anlage 58	Verschiebung der Südflanke bis zum Jahr 2004
Anlage 59	Horizontalverschiebung der Nord- und Südflanke
Anlage 60	Scherdeformationen im Deckgebirge 2004
Anlage 61	Deckgebirgsbereiche mit Fluiddruck 2004
Anlage 62	Mikroseismische Aktivität im Bereich der Südflanke 2004
Anlage 63	Plastische Zonen im Deckgebirge 2004
Anlage 64	Plastische Volumendilatanz 2004
Anlage 65 und 66	Maximale und minimale Hauptspannungen 2004
Anlage 67	Berechnete Versatzdruckentwicklung bis zu Gegenwart
Anlage 68	Pfeilerstauchung und Verschiebung im 3D-Modell
Anlage 69	Zeitliche Entwicklung eines Schwebenbruches
Anlage 70 bis 72	Hauptspannungsverteilung 2004 in 3 unterschiedlichen Horizontalebenen
Anlage 73 und 74	Darstellung der Minimalspannungssondierungen im Bohrloch 1/616
Anlage 75	Messwerte der Spannungsmonitorstation zwischen Kammer 5 und 6 in einer Teufe von 514 m
Anlage 76 bis 78	Plastische Deformationen in 3 unterschiedlichen Horizontalebenen
Anlage 79 und 80	Ergebnisse der Bohrlochkamerainspektionen
Anlage 81 bis 83	Festigkeitsverteilung in 3 unterschiedlichen Horizontalebenen mit Schwebenringen
Anlage 84	Entwicklung des Tragwiderstandes 553 mS mit Schwebenringen
Anlage 85 bis 87	Festigkeitsverteilung in 3 unterschiedlichen Horizontalebenen ohne Schwebenringe
Anlage 88	Entwicklung des Tragwiderstandes 553 mS ohne Schwebenringe
Anlage 89	Verschiebung der Südflanke 553 mS während der Schutzfluideinleitung
Anlage 90	Verschiebungsrates 553 mS während der Schutzfluideinleitung
Anlage 91	Verschiebung der Südflanke 700 mS während der Schutzfluideinleitung

---

Anlage 92	Verschiebungsrates 700 mS während der Schutzfluideinleitung
Anlage 93	Praktische Beispiele für Gas- und Druckluftspeicher
Anlage 94 und 95	Entwicklung des Tragwiderstandes 553/574 mS mit Schwebenringen bei unterschiedlichen Deckgebirgsverschiebungsrates
Anlage 96	Maximale und minimale Fluidausbreitung nach der Einleitung
Anlage 97	Scherdeformationen im Deckgebirge nach Abschluss der Einleitung
Anlage 98	Plastische Volumendilatanz im Salinar nach Abschluss der Einleitung
Anlage 99	Deckgebirgsbereiche mit Fluiddruck nach Abschluss der Einleitung
Anlage 100 und 101	Prognosekorridor der Deckgebirgsverschiebungsrates für die 553 mS und 700 mS bei einem pneumatischen Stützdruck von 1 MPa



# Anordnung der Tragelemente im Steinsalzbaufeld an der Asse - Südflanke



Fläche des Baufeldes  $A_B = 178750 \text{ m}^2$

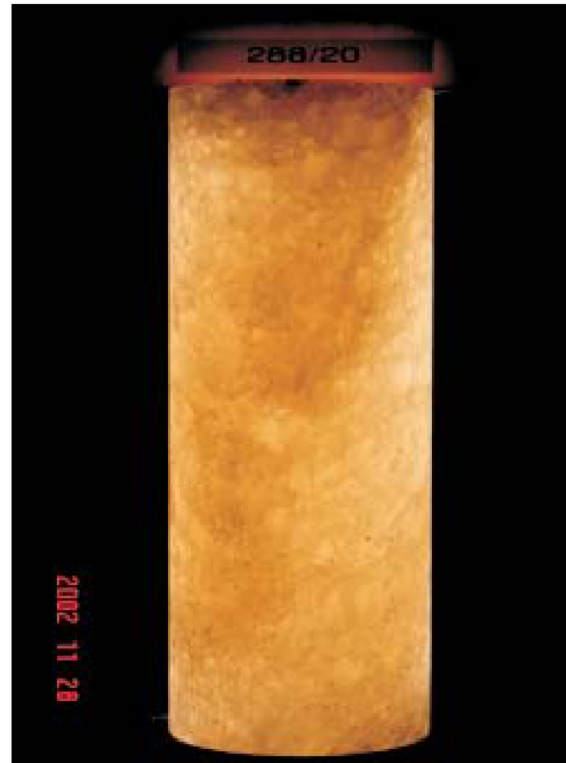


Fläche pro Pfeiler  $A_{Pf} = 3300 \text{ m}^2$  /  $A_{\text{Zentralpf}} = 5500 \text{ m}^2$



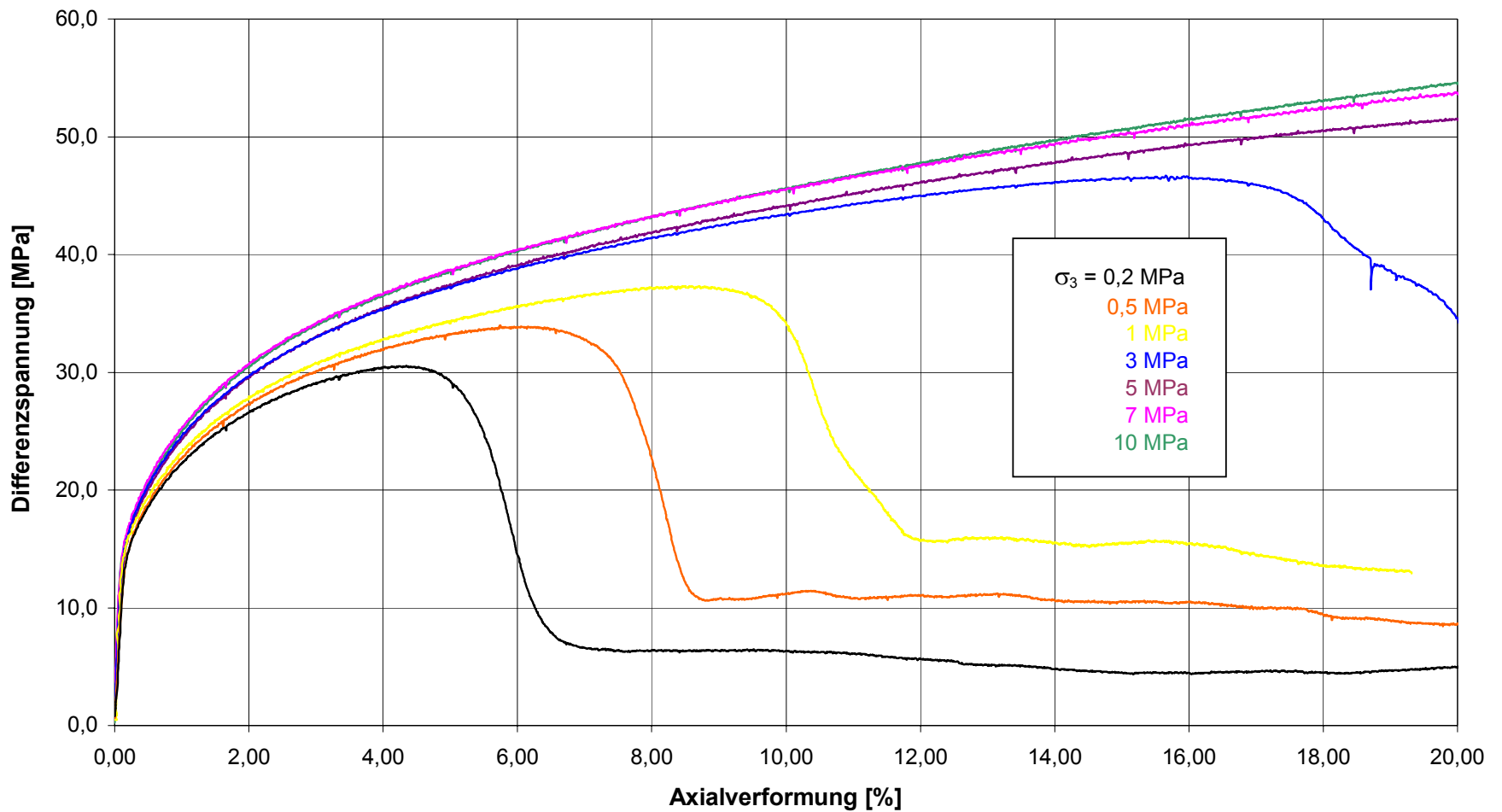
Fläche pro Schwebe  $A_S = 360 \text{ m}^2$

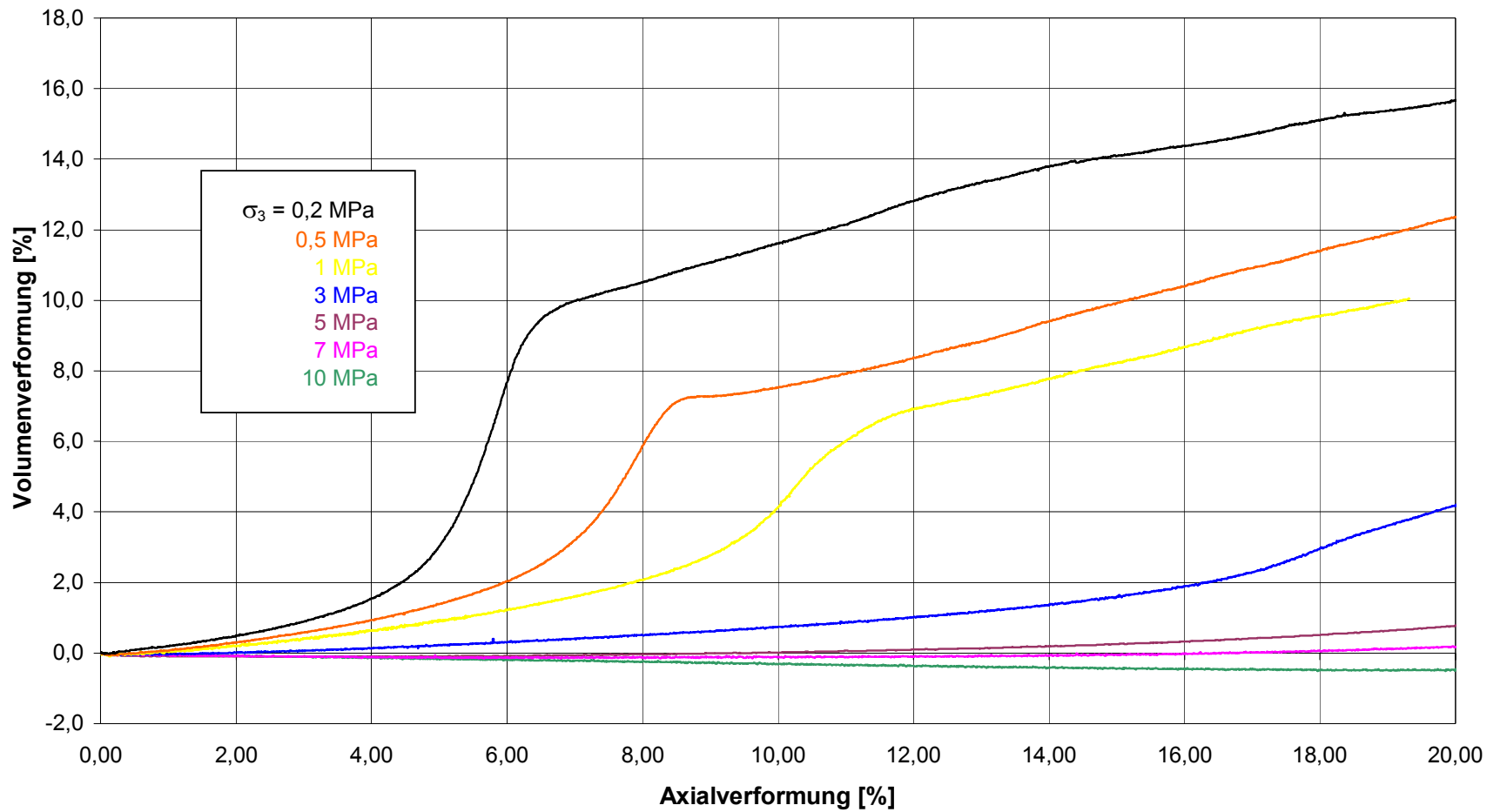


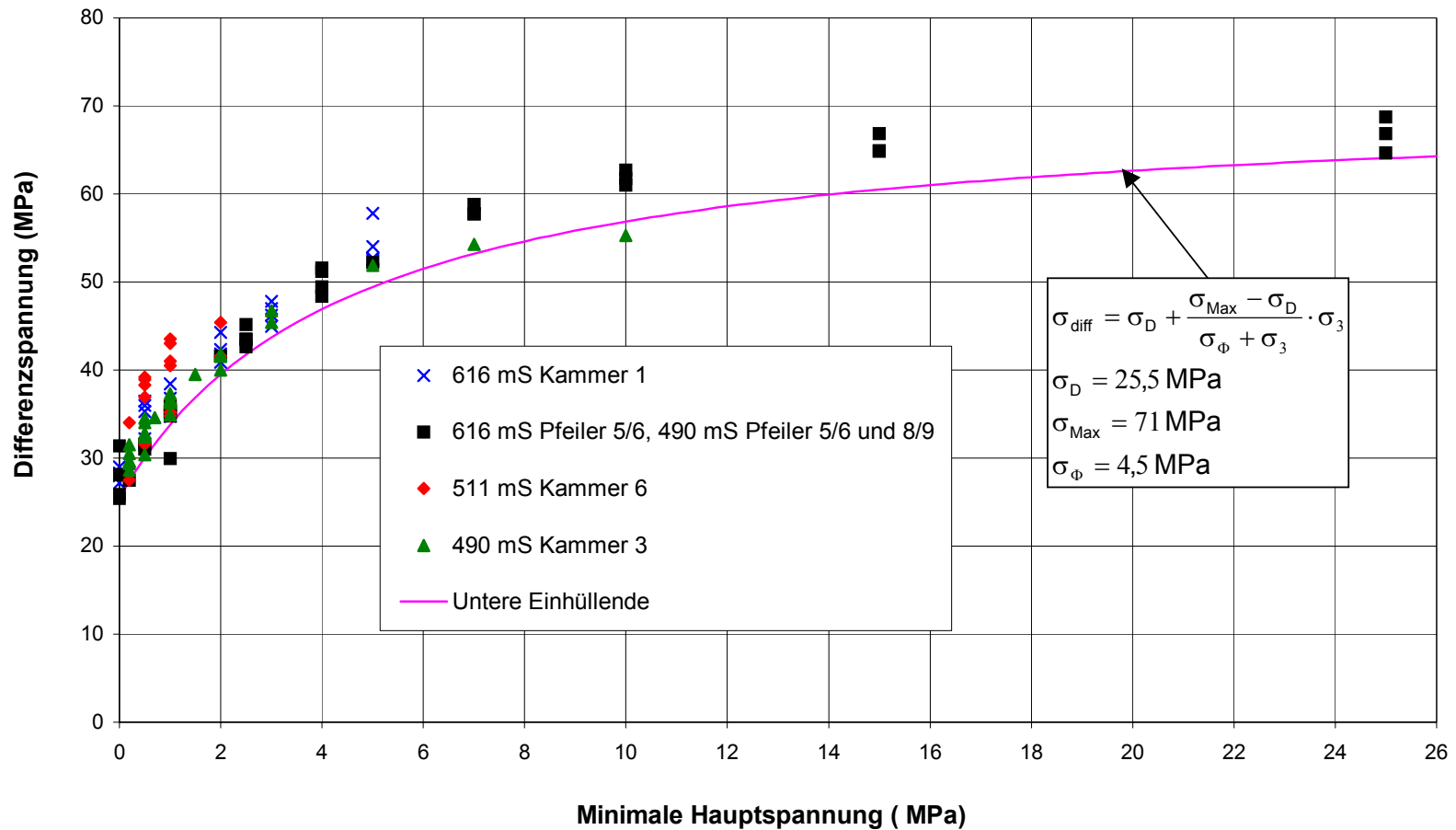


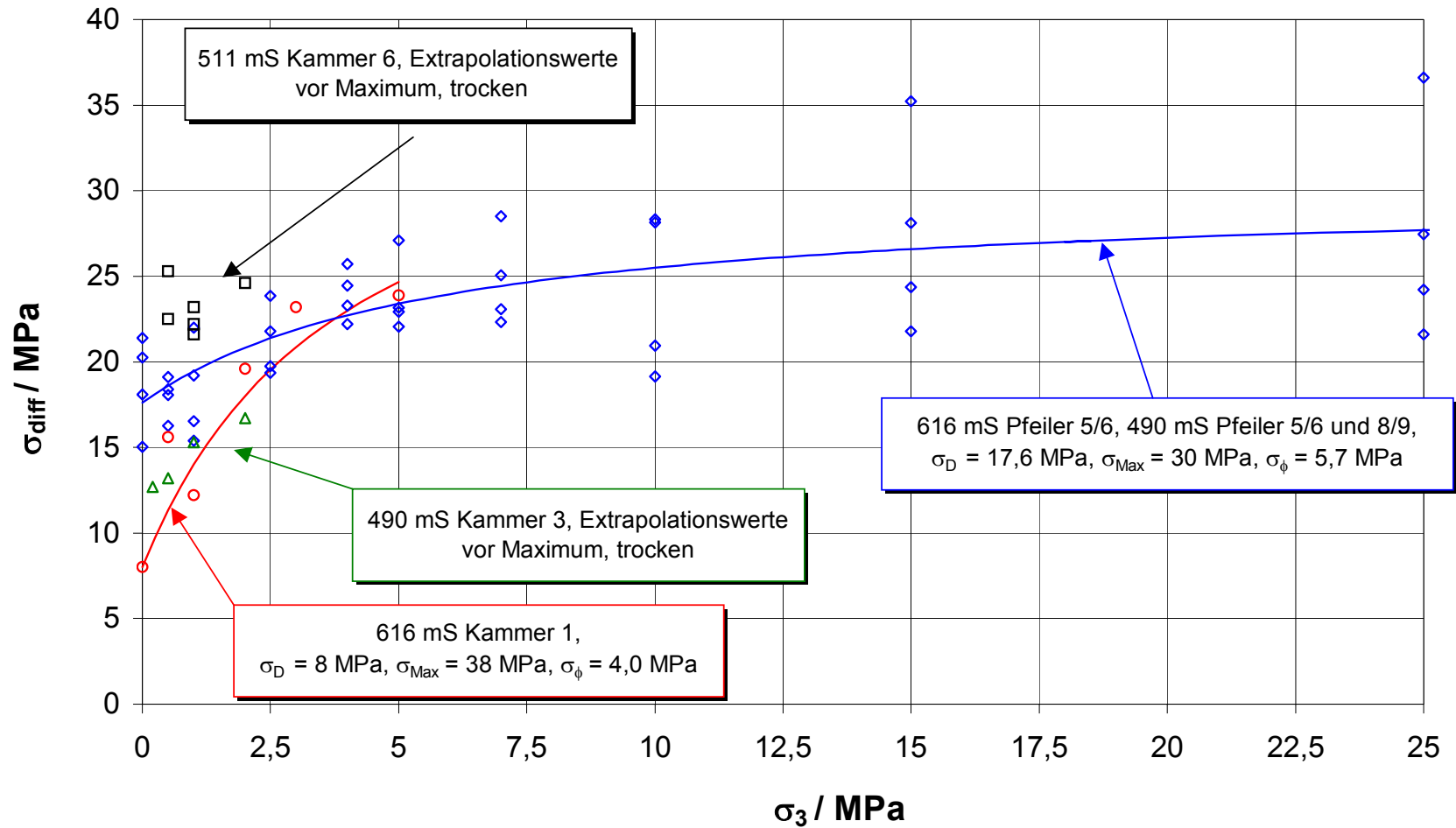


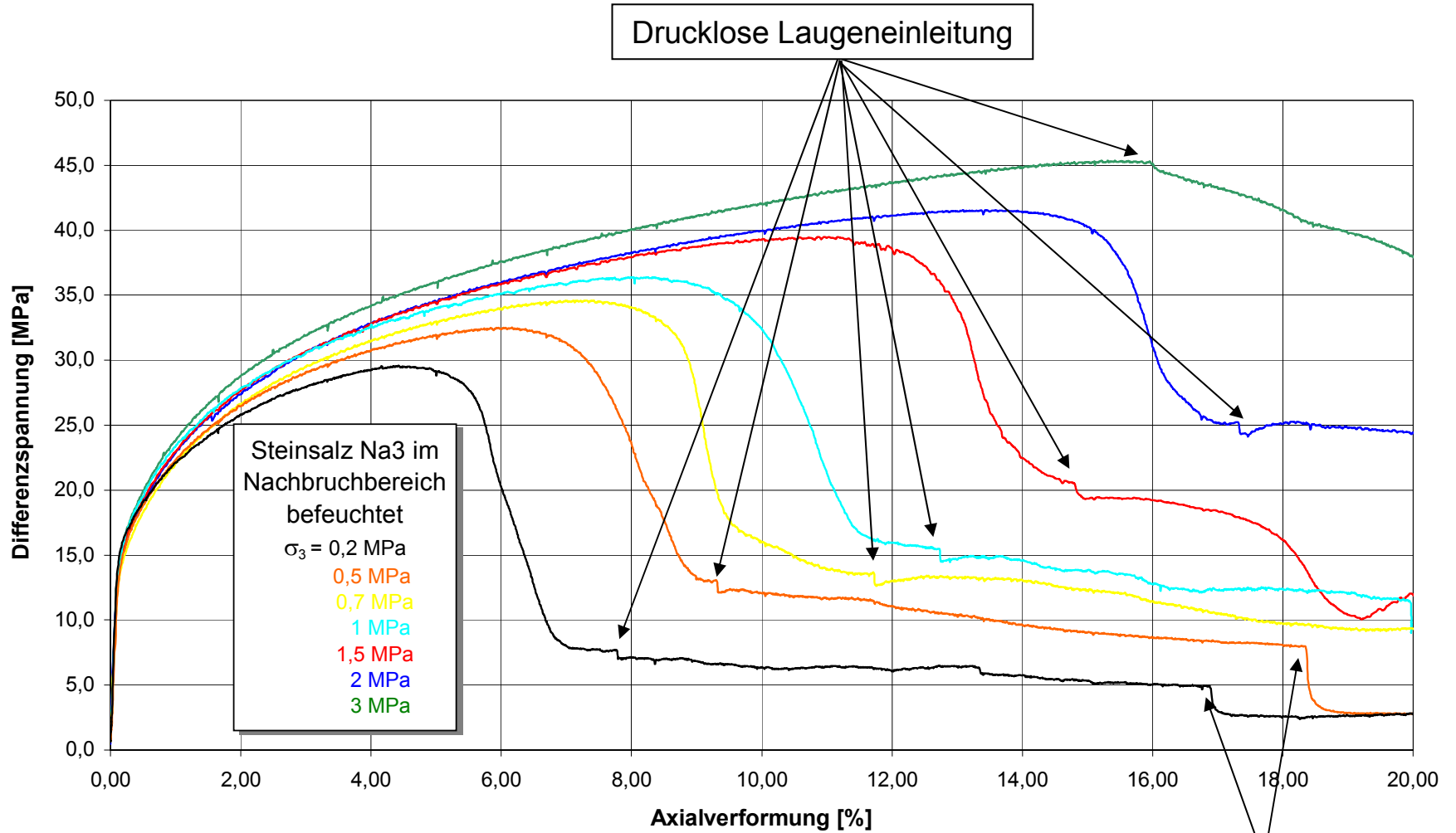






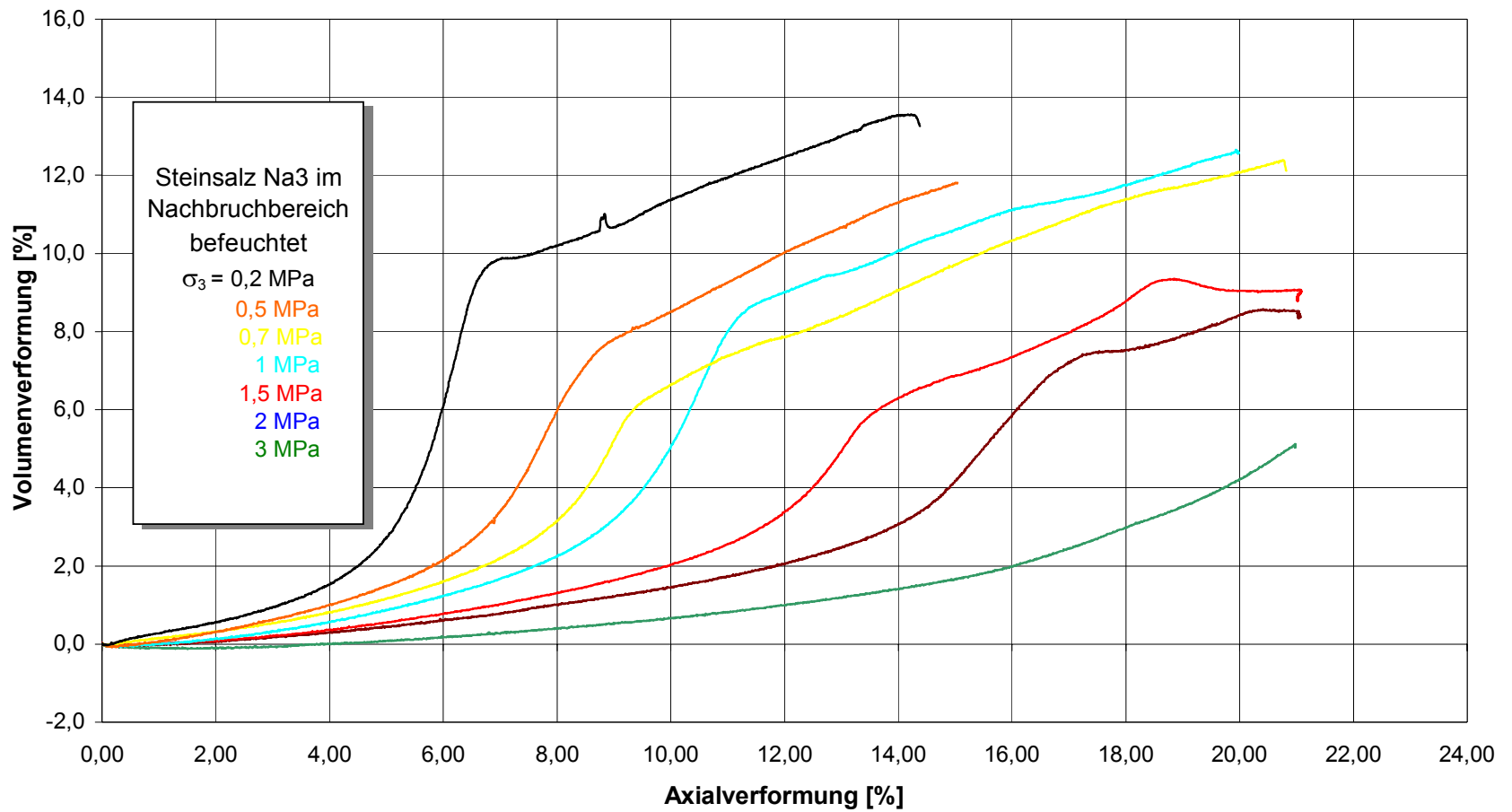


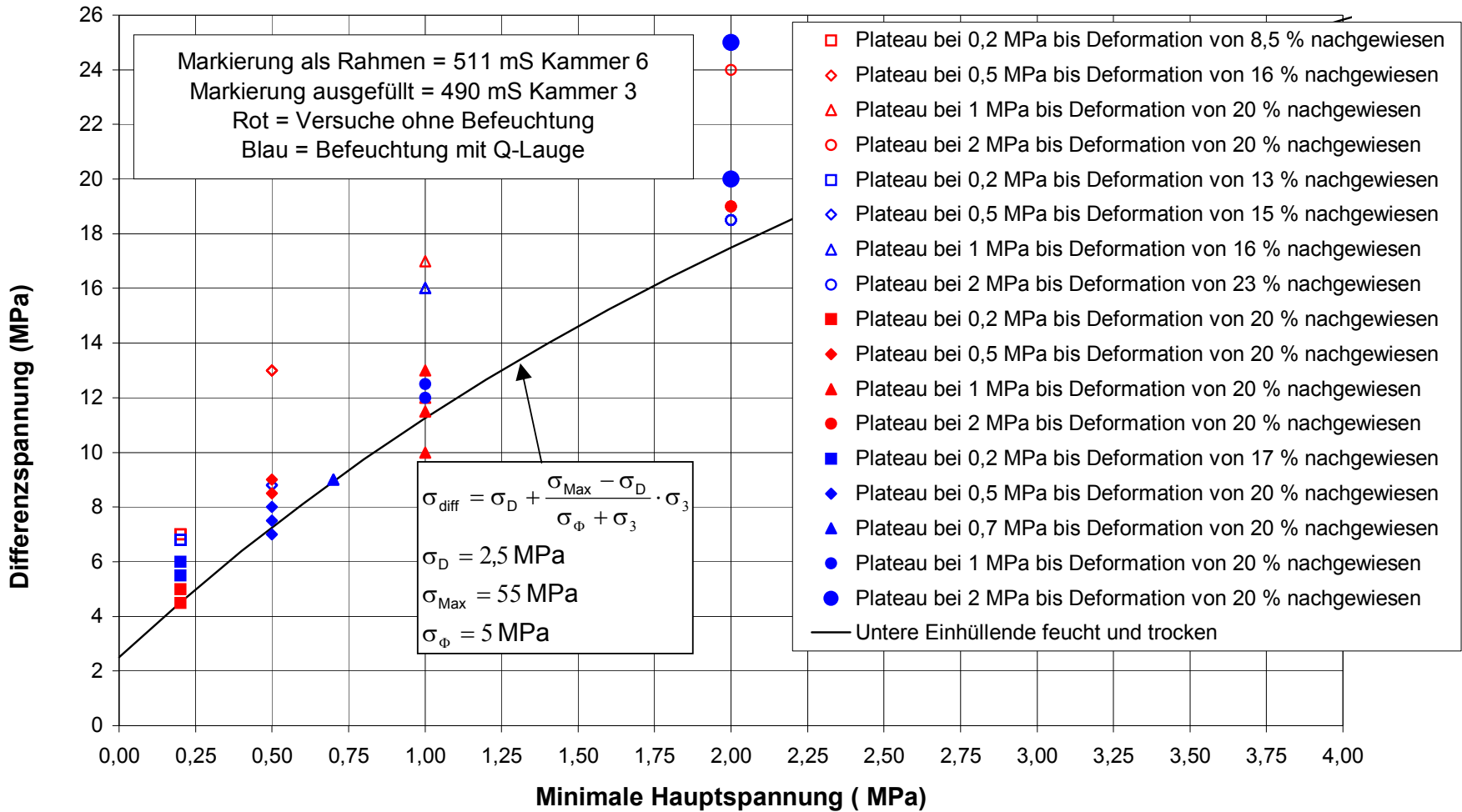




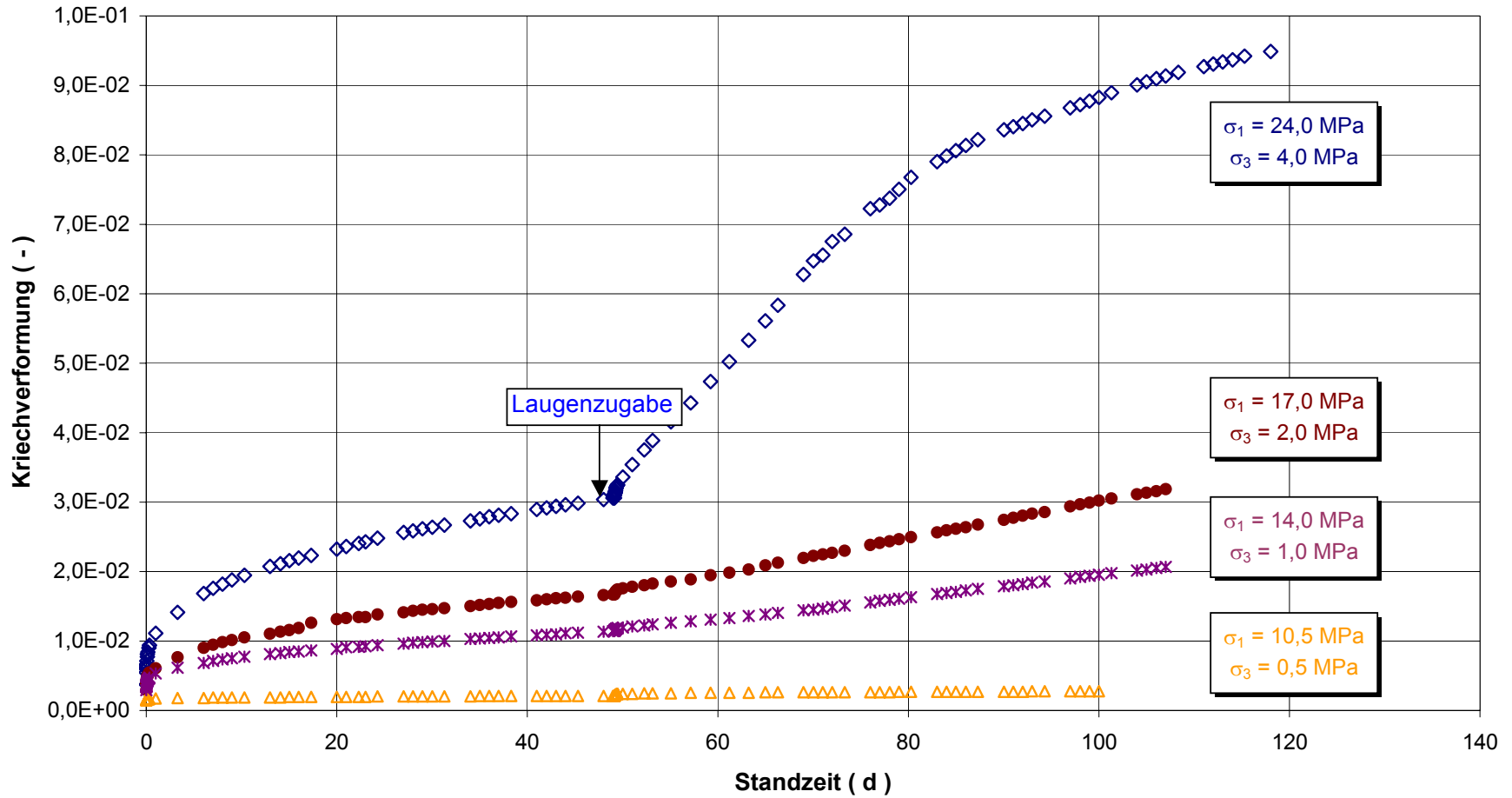
**Ummantelung defekt**

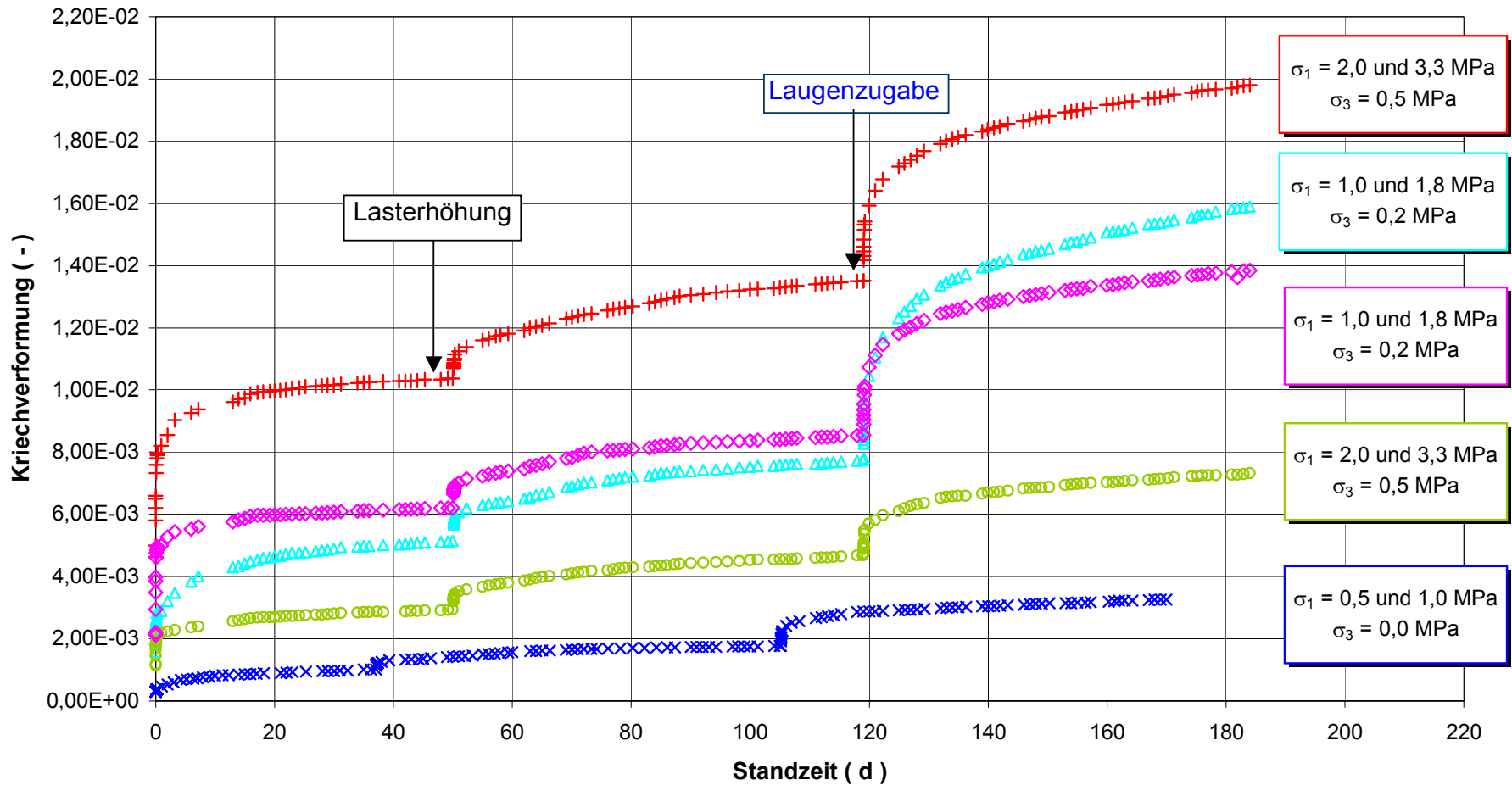


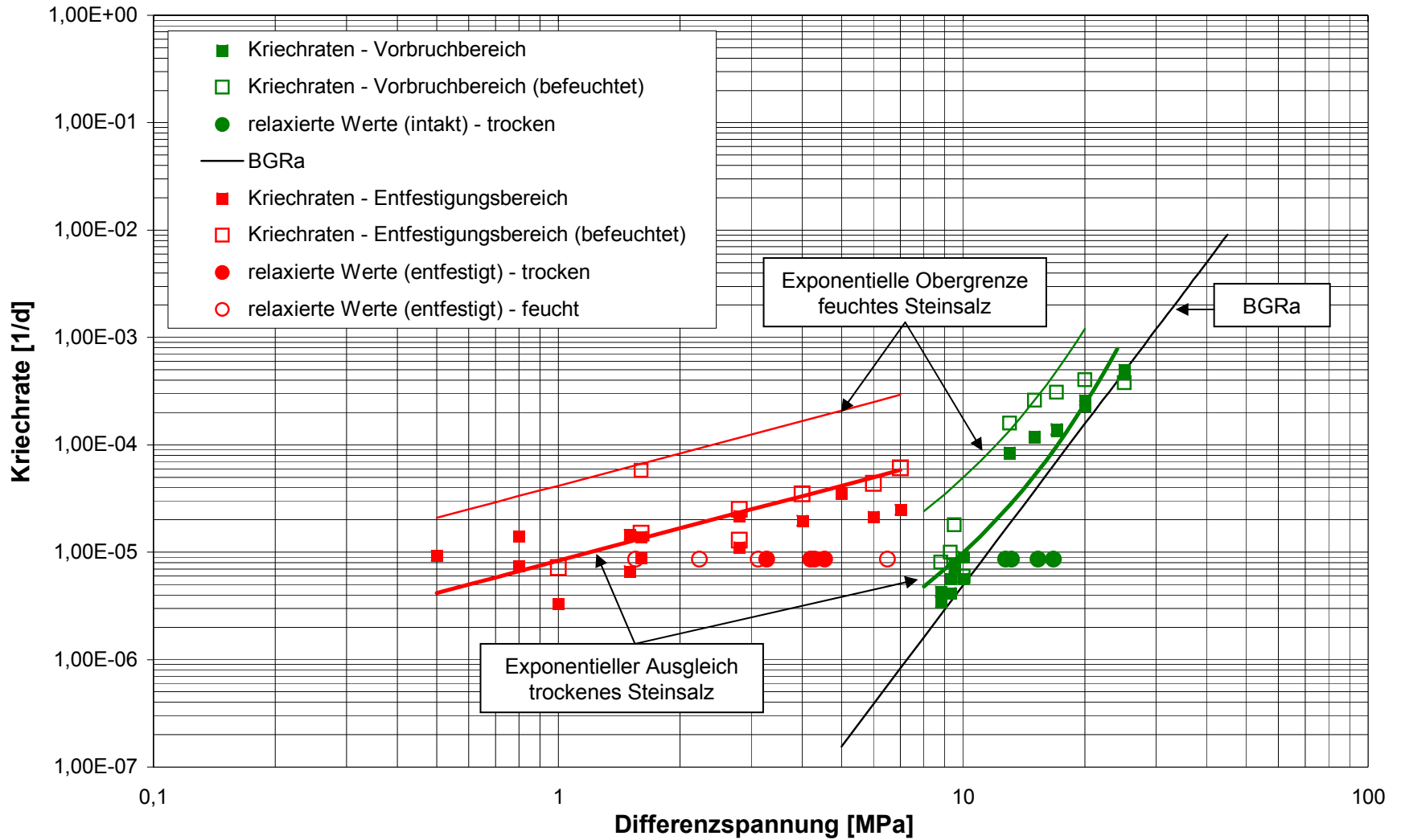


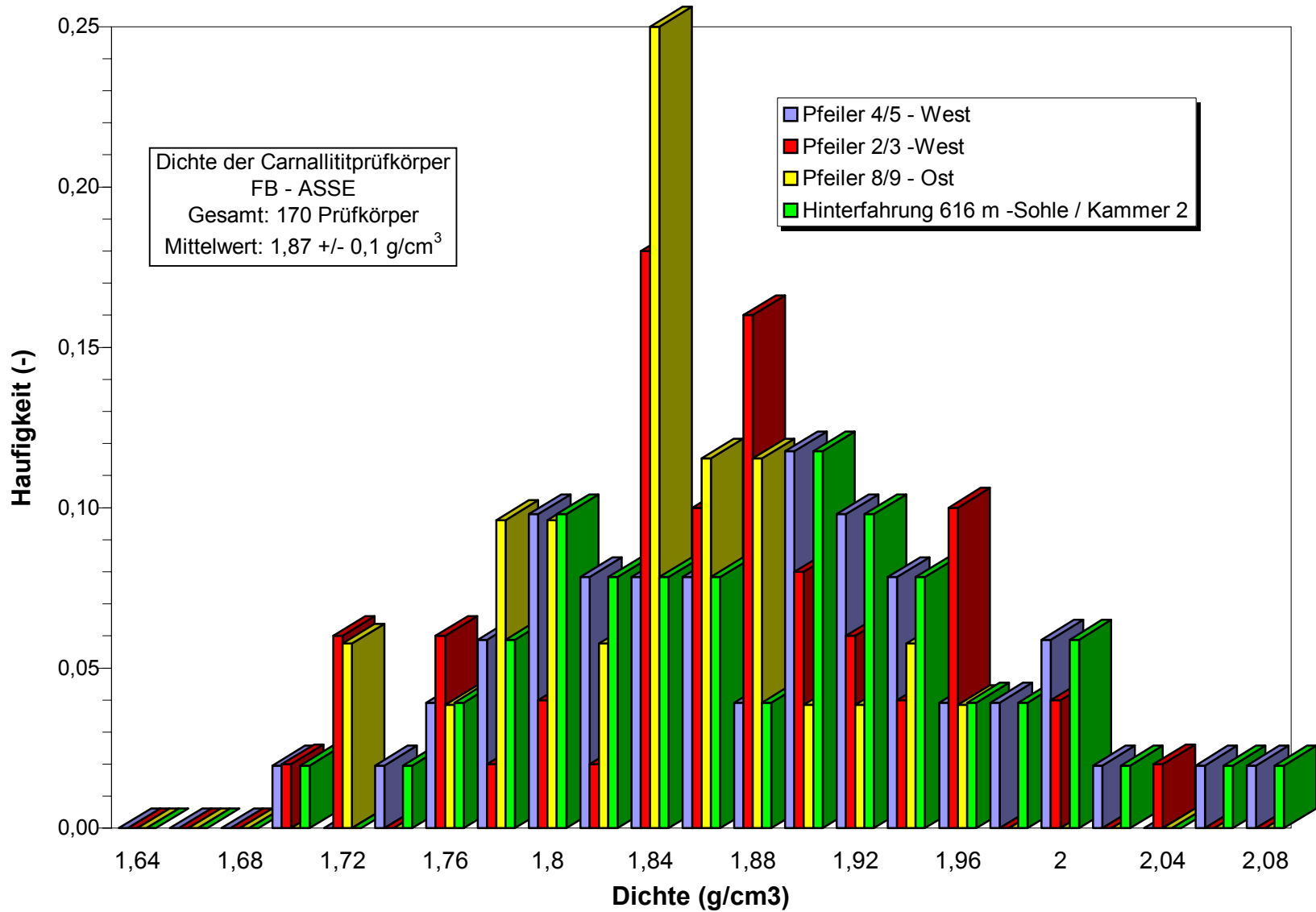


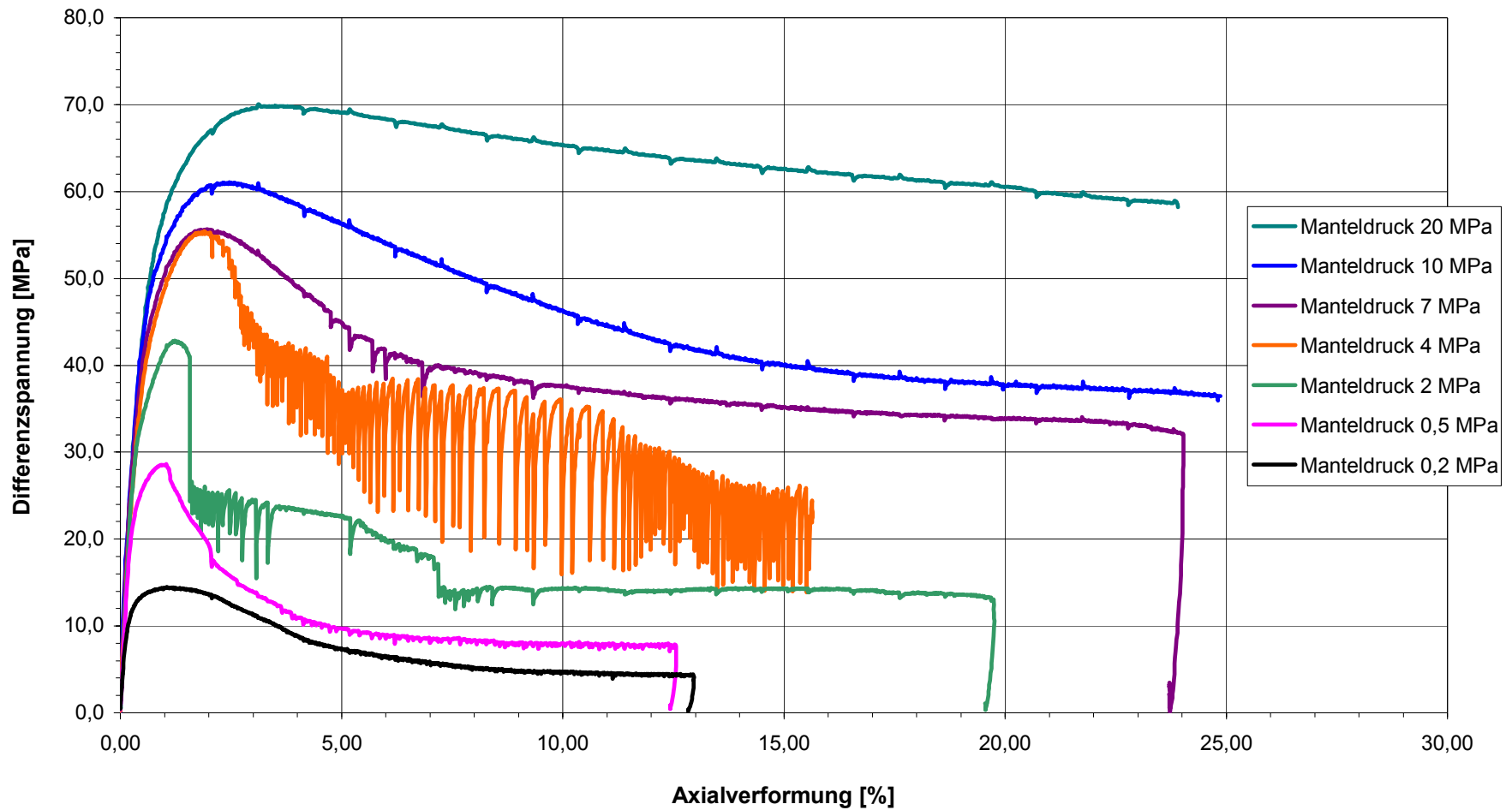


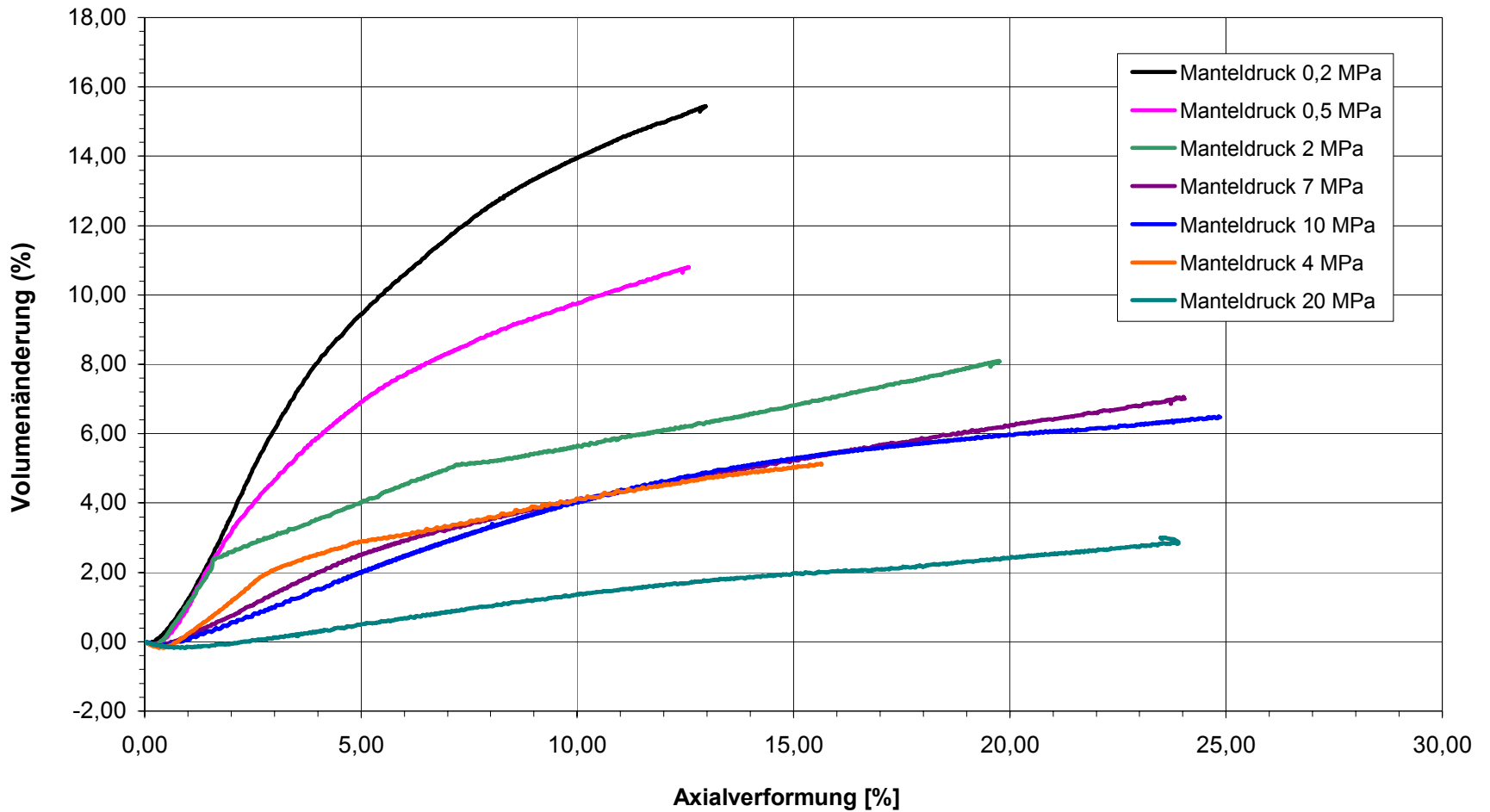




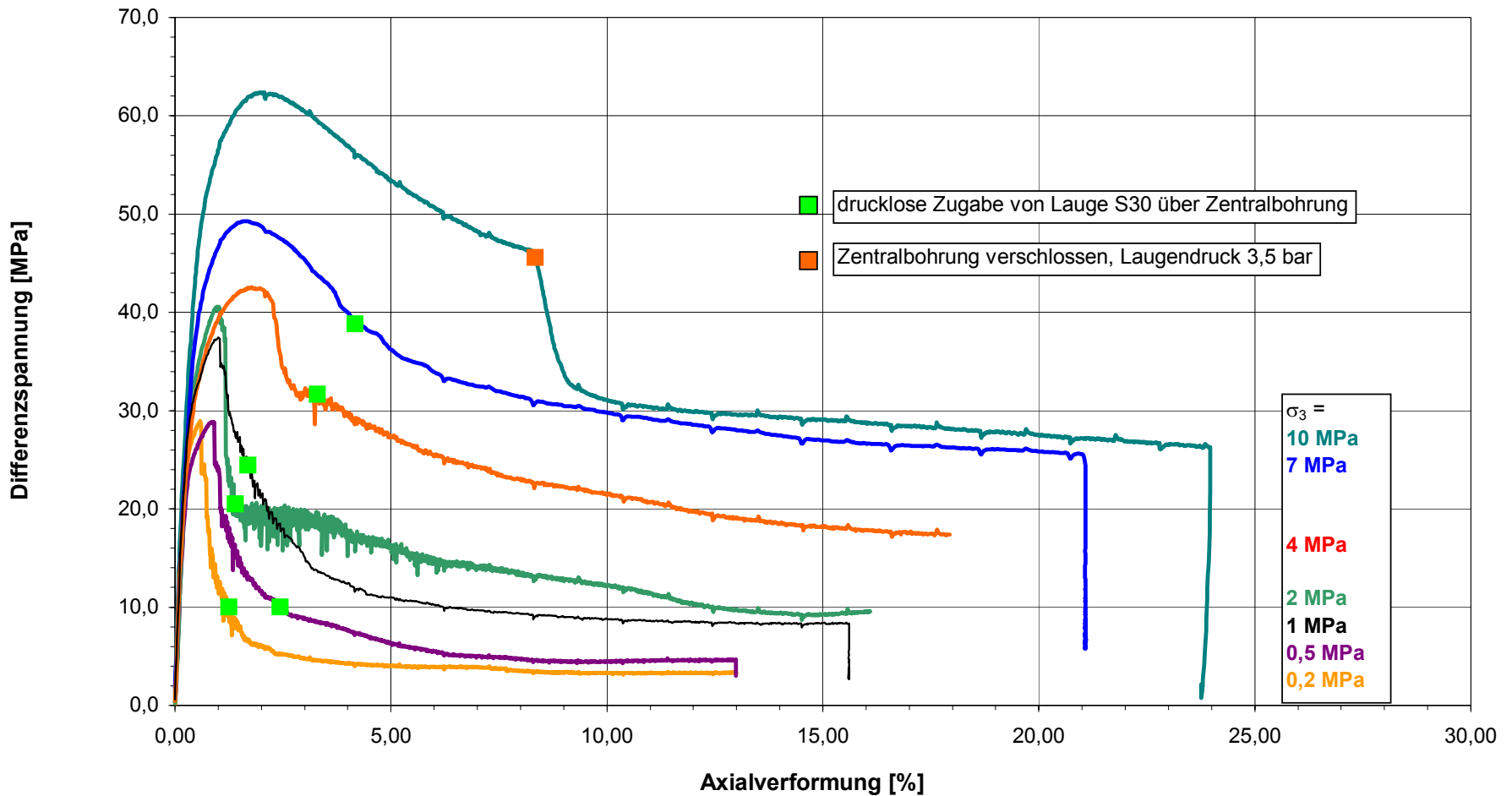




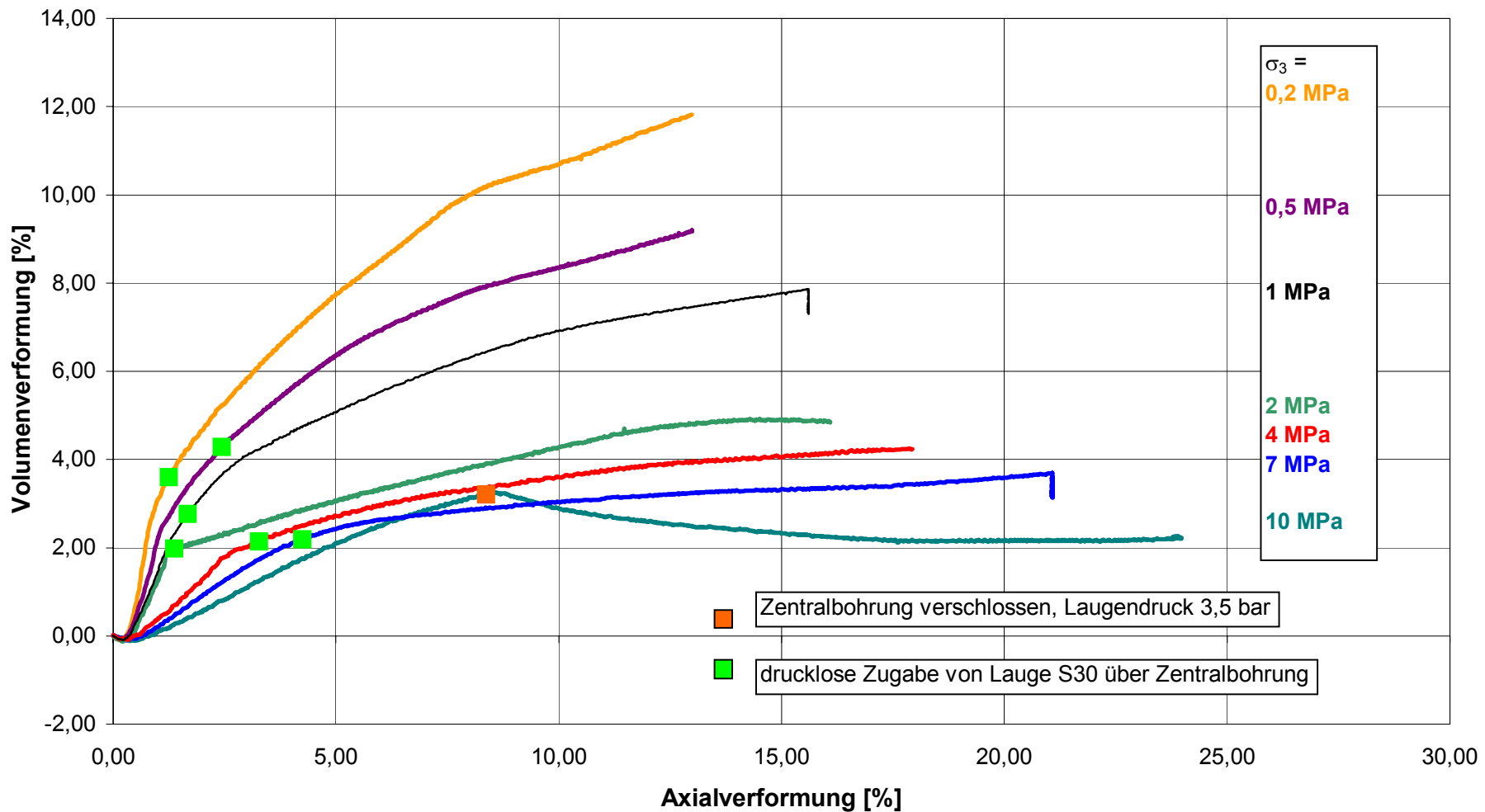


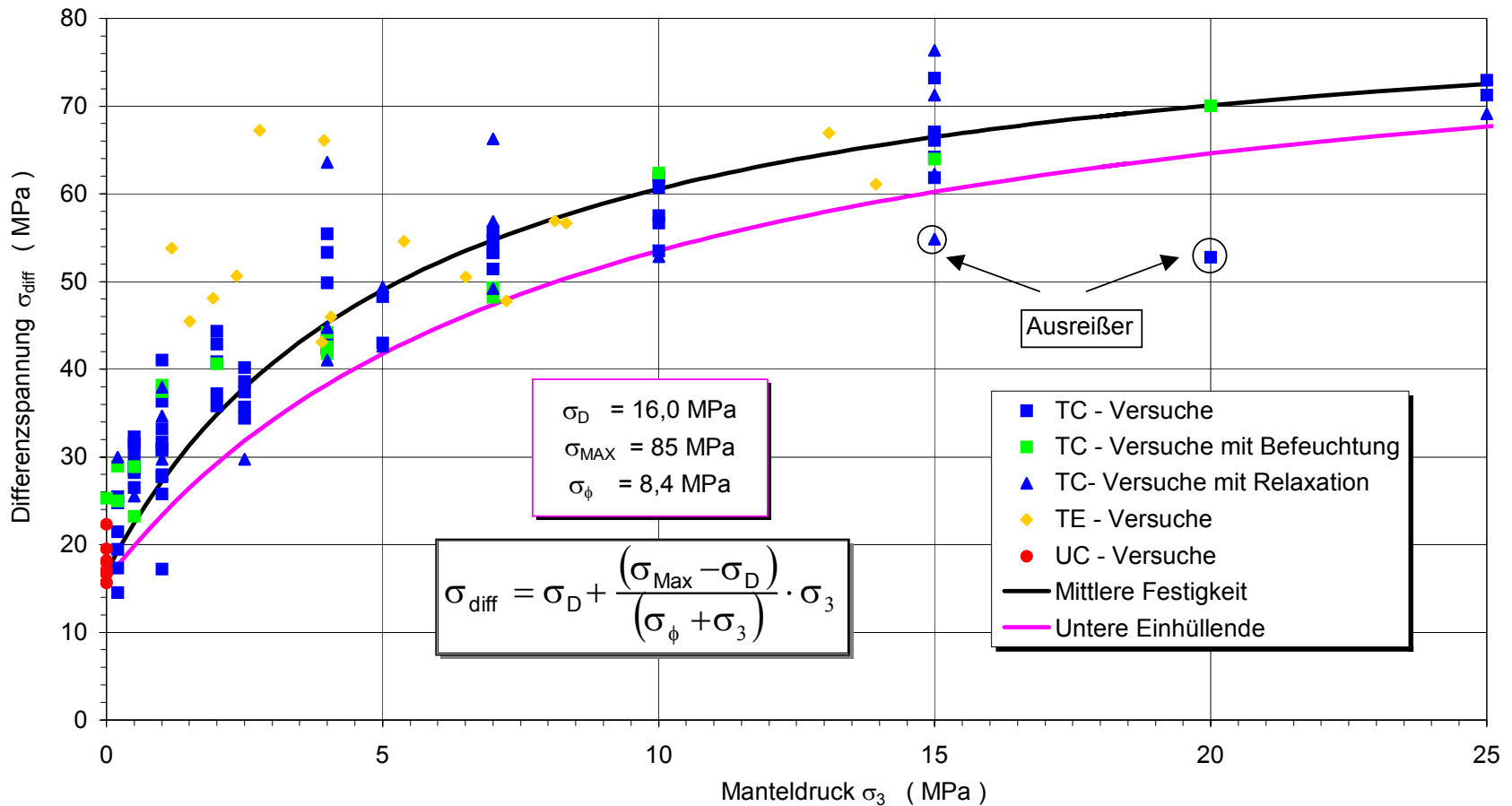


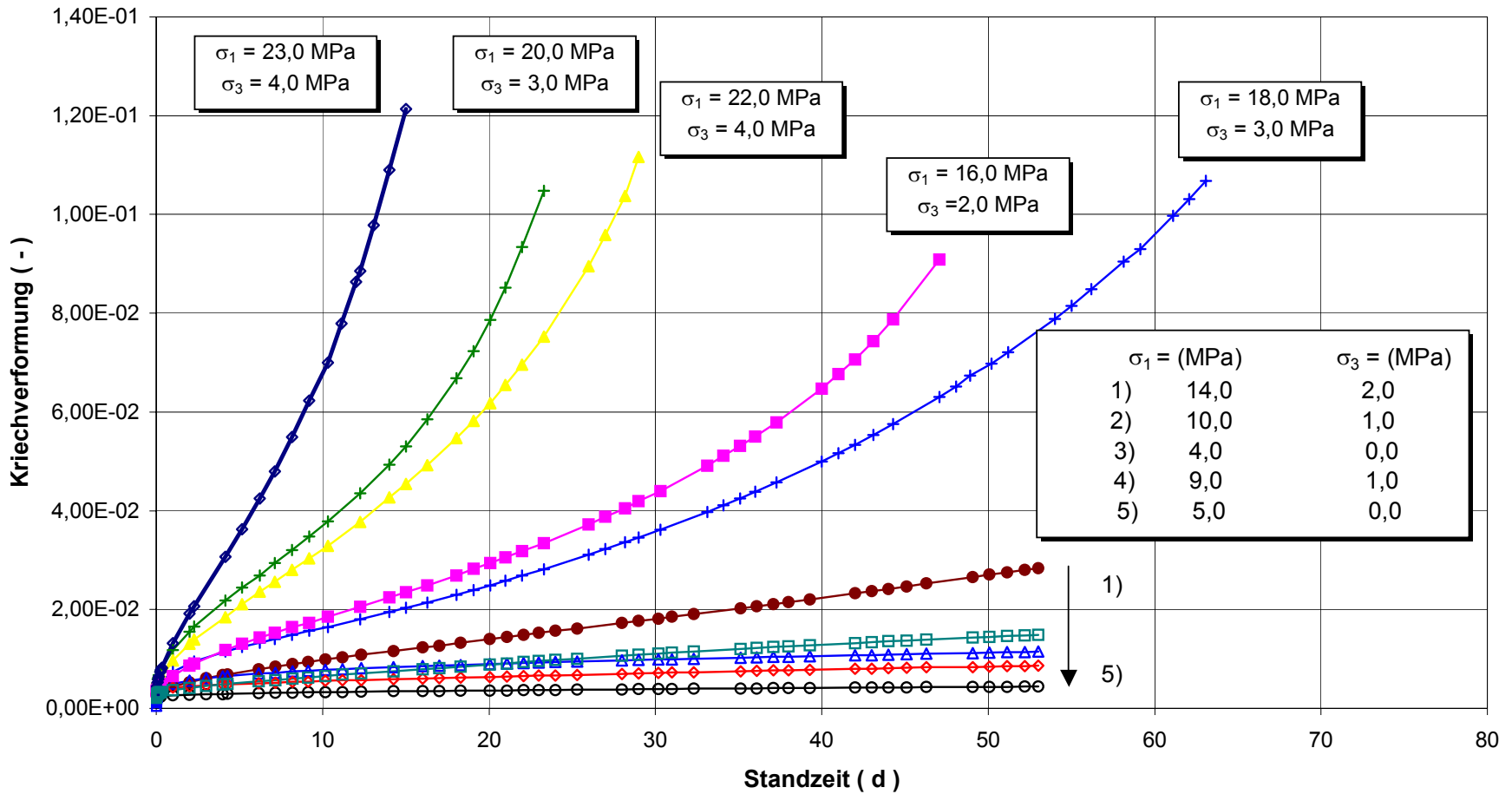


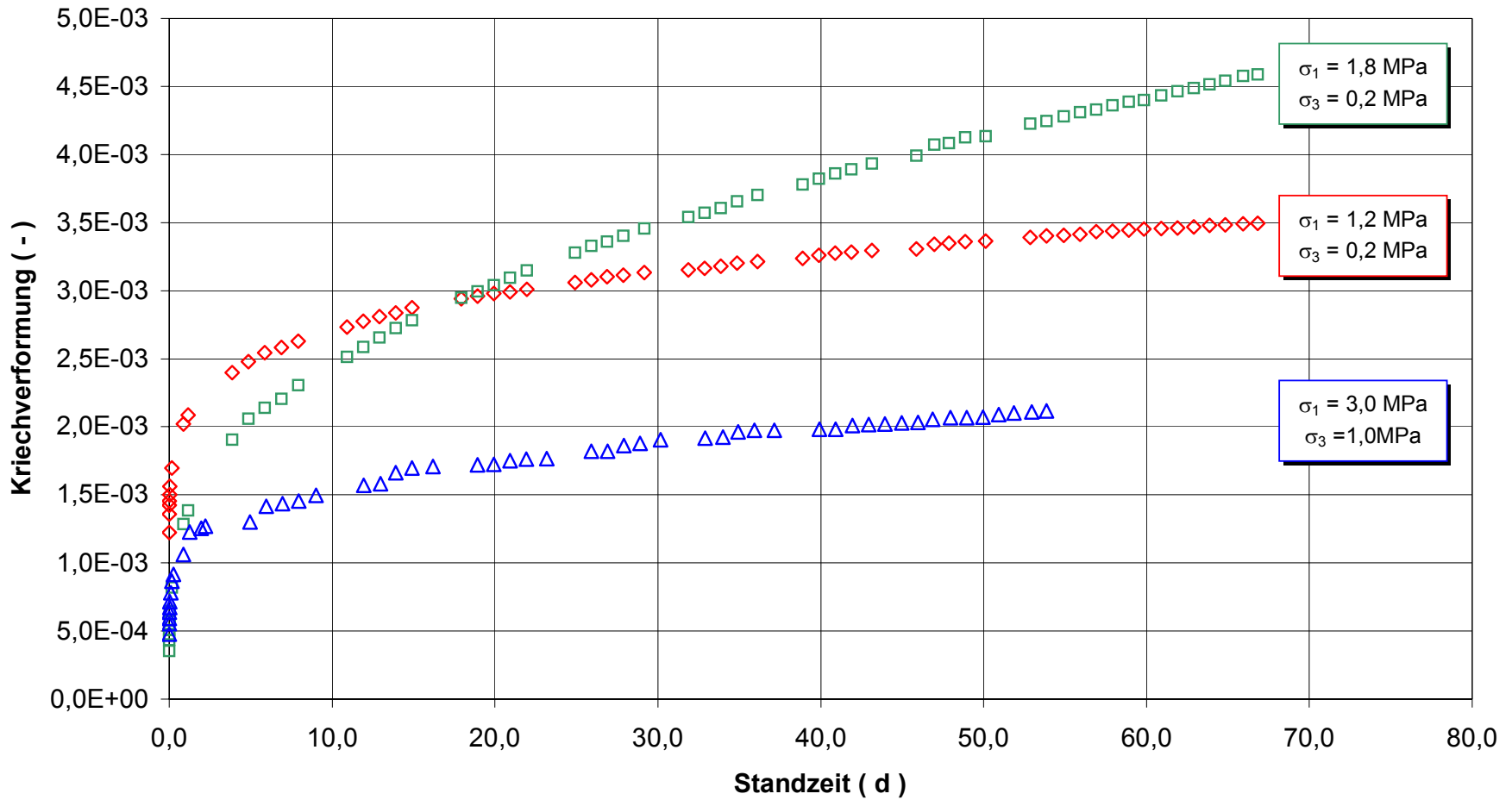


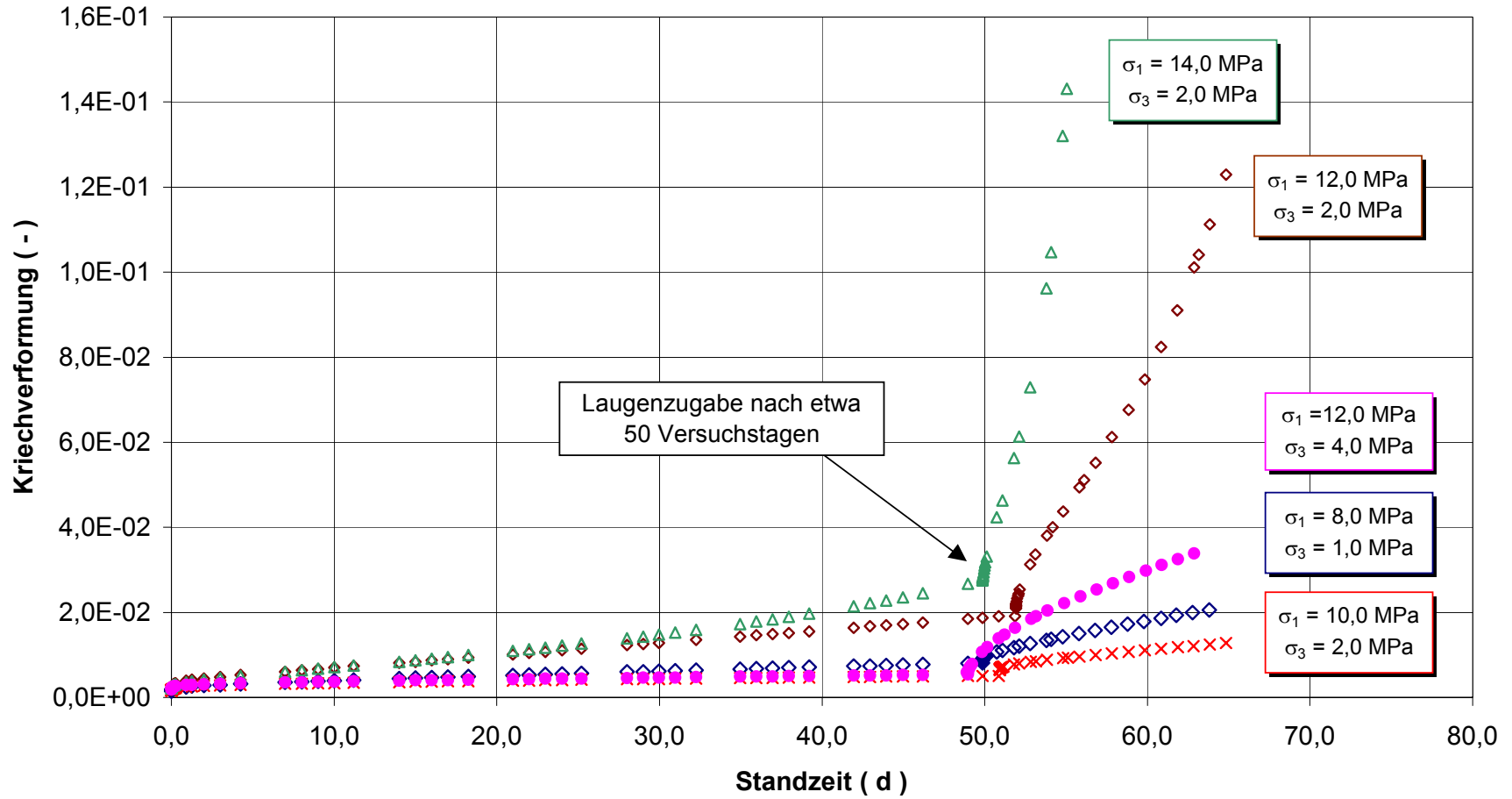


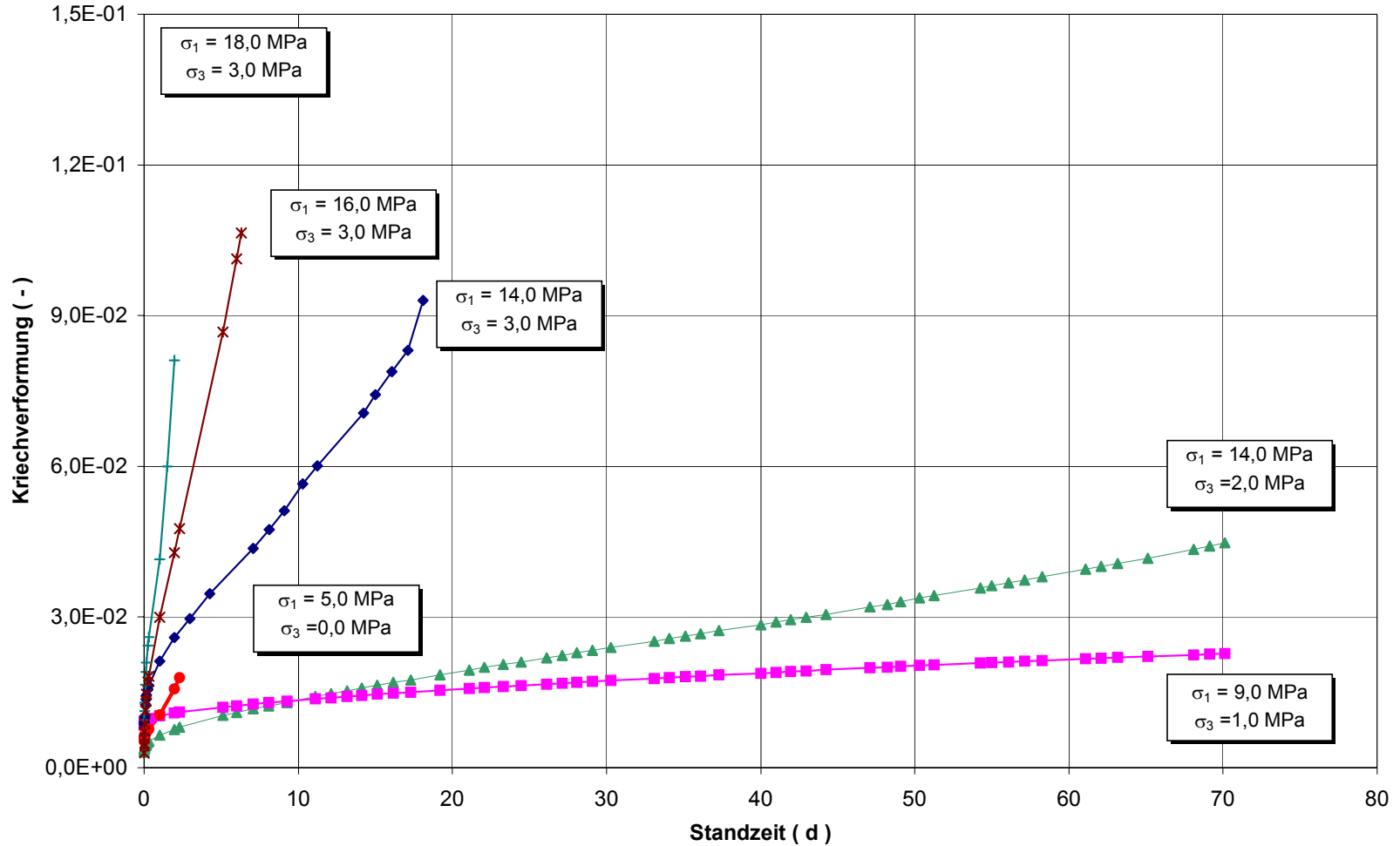


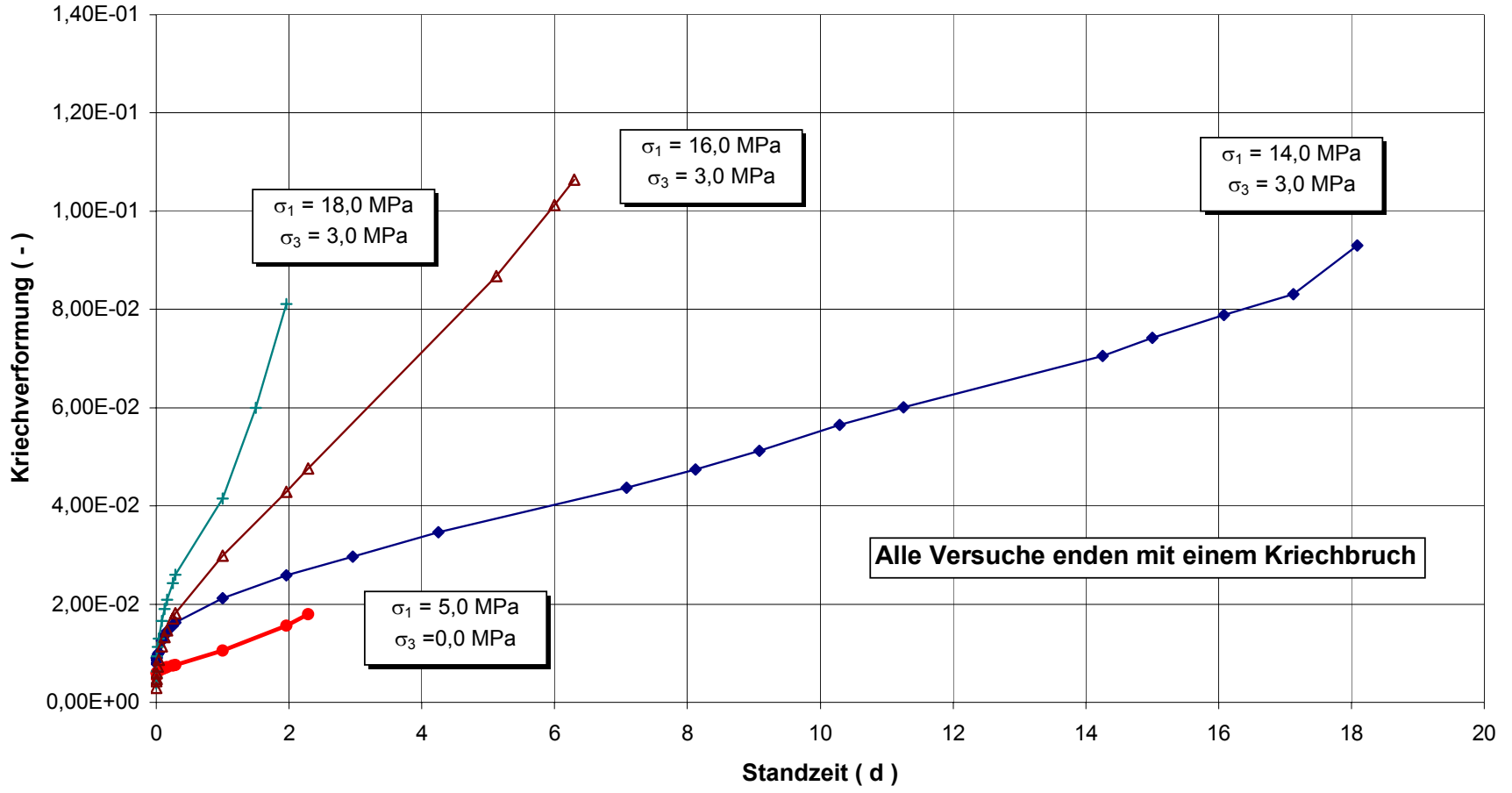


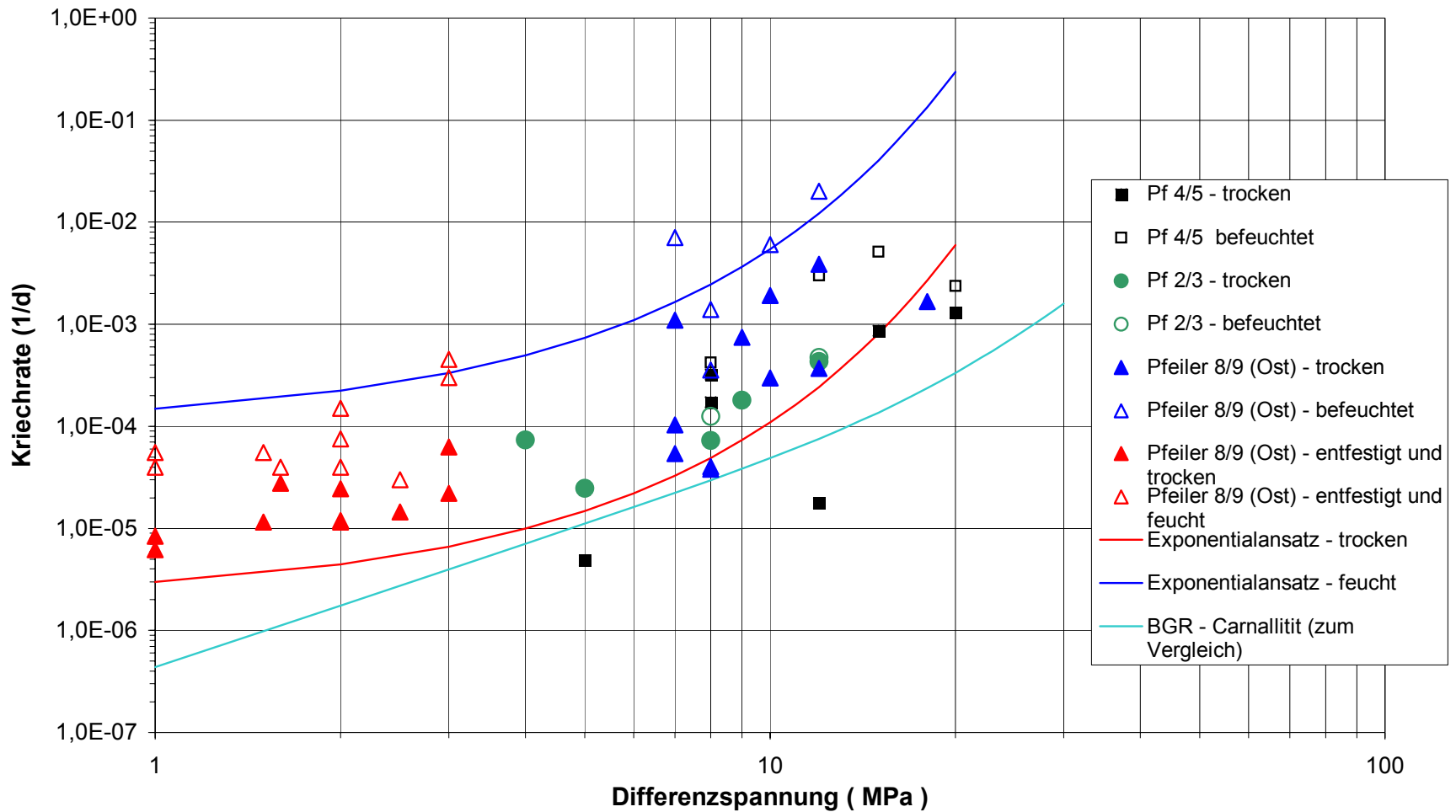




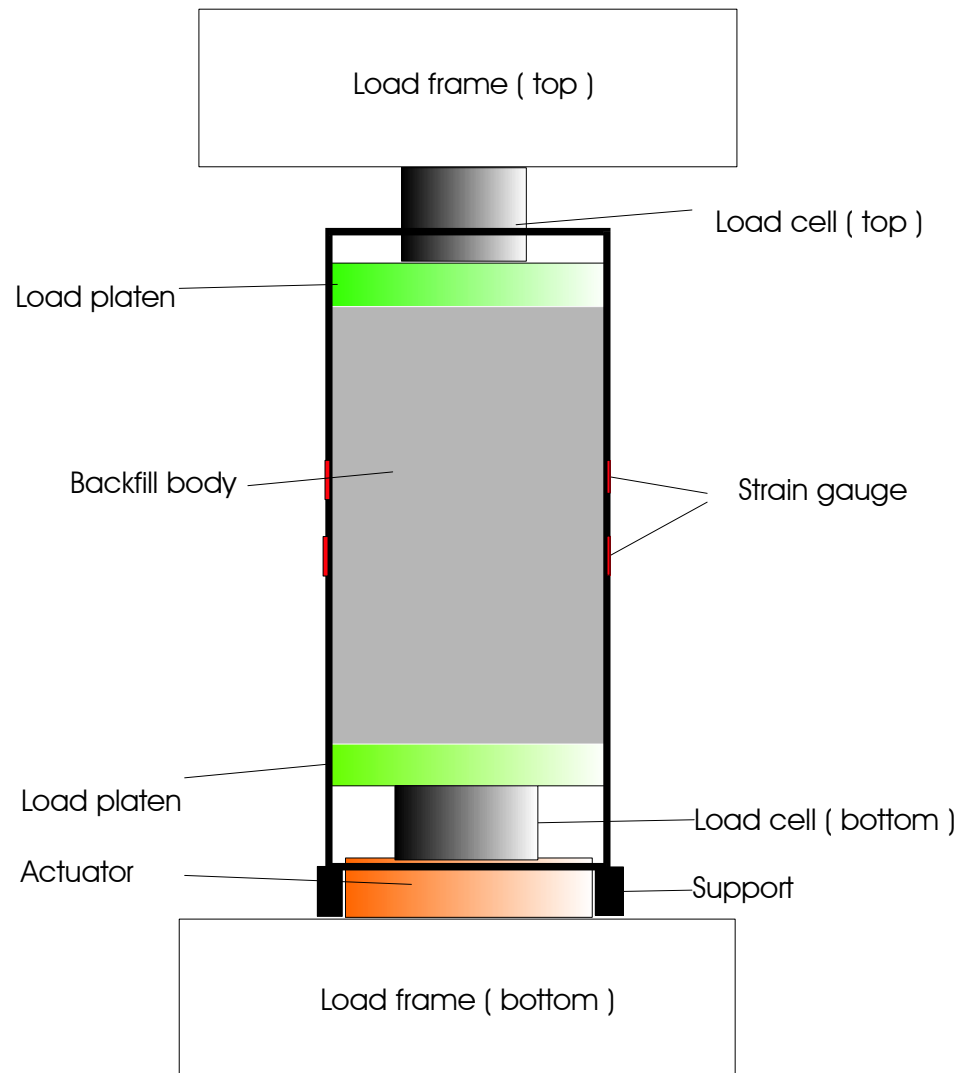






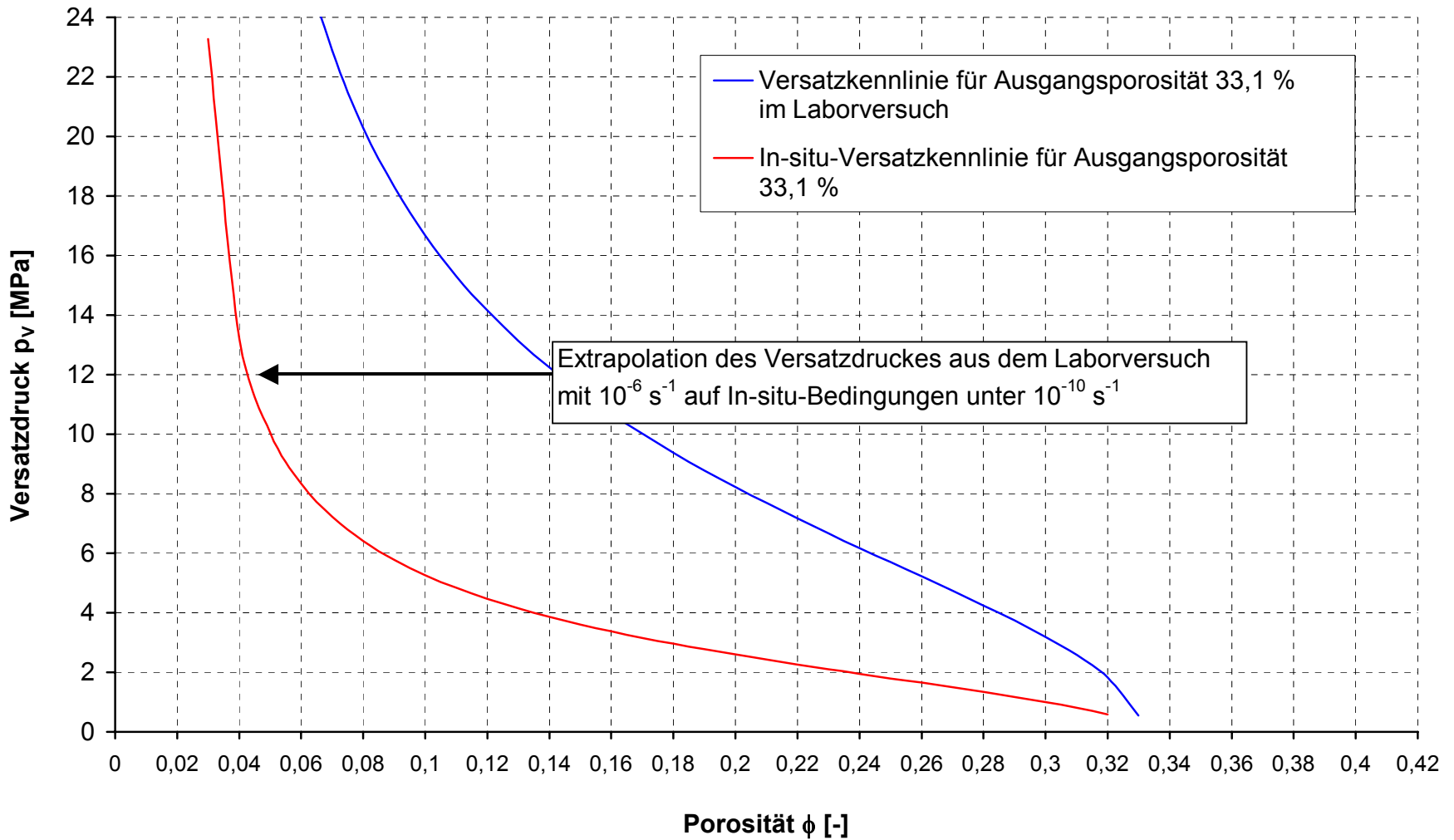








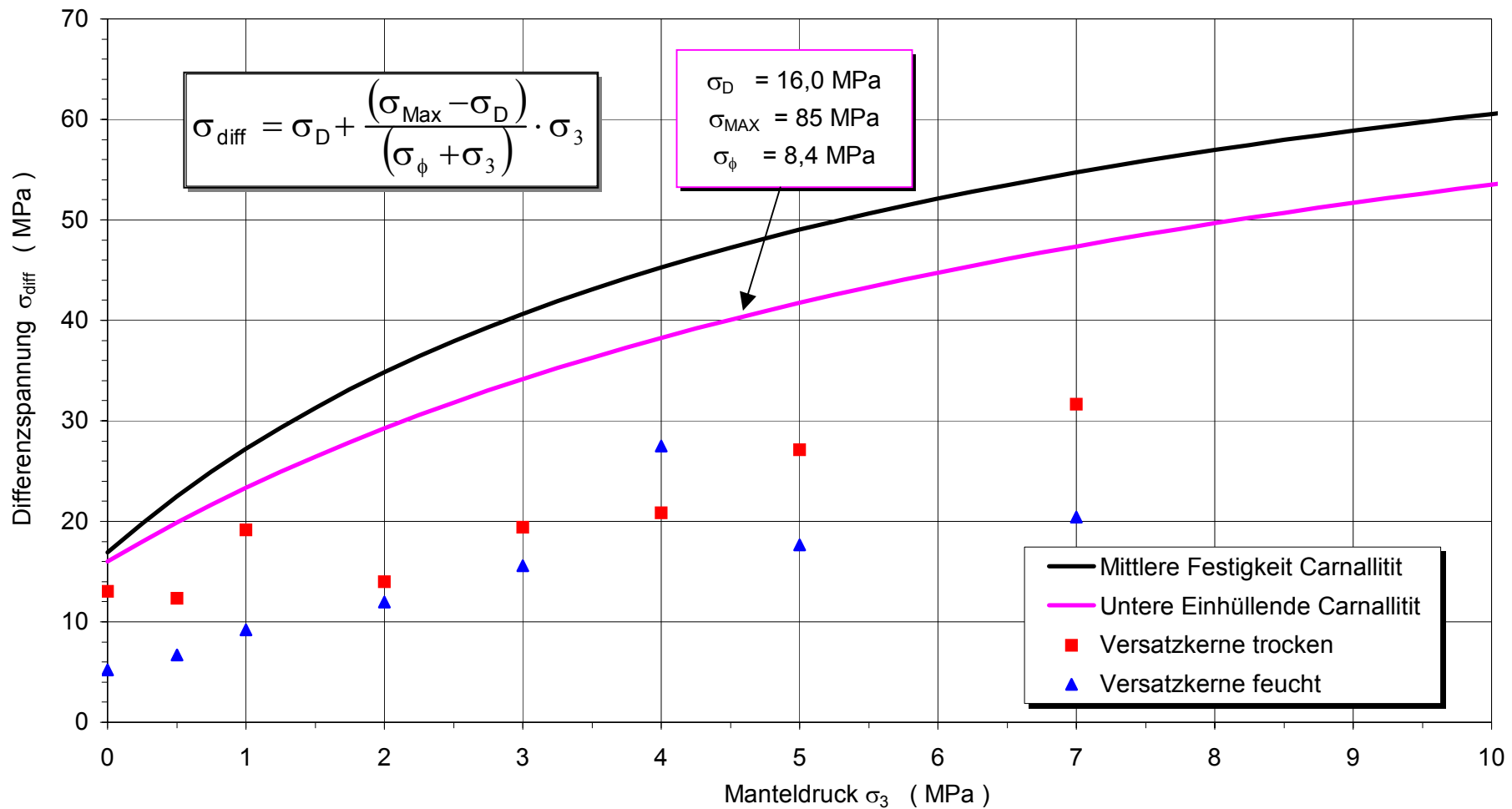
**Druckzelle (zur Verringerung der Wandreibung eingefettet und mit Plastikfolie ausgekleidet) vor dem Einbau mit Drainageschlauch (links) und mit Filz abgedecktes Drainagerohr (oben)**

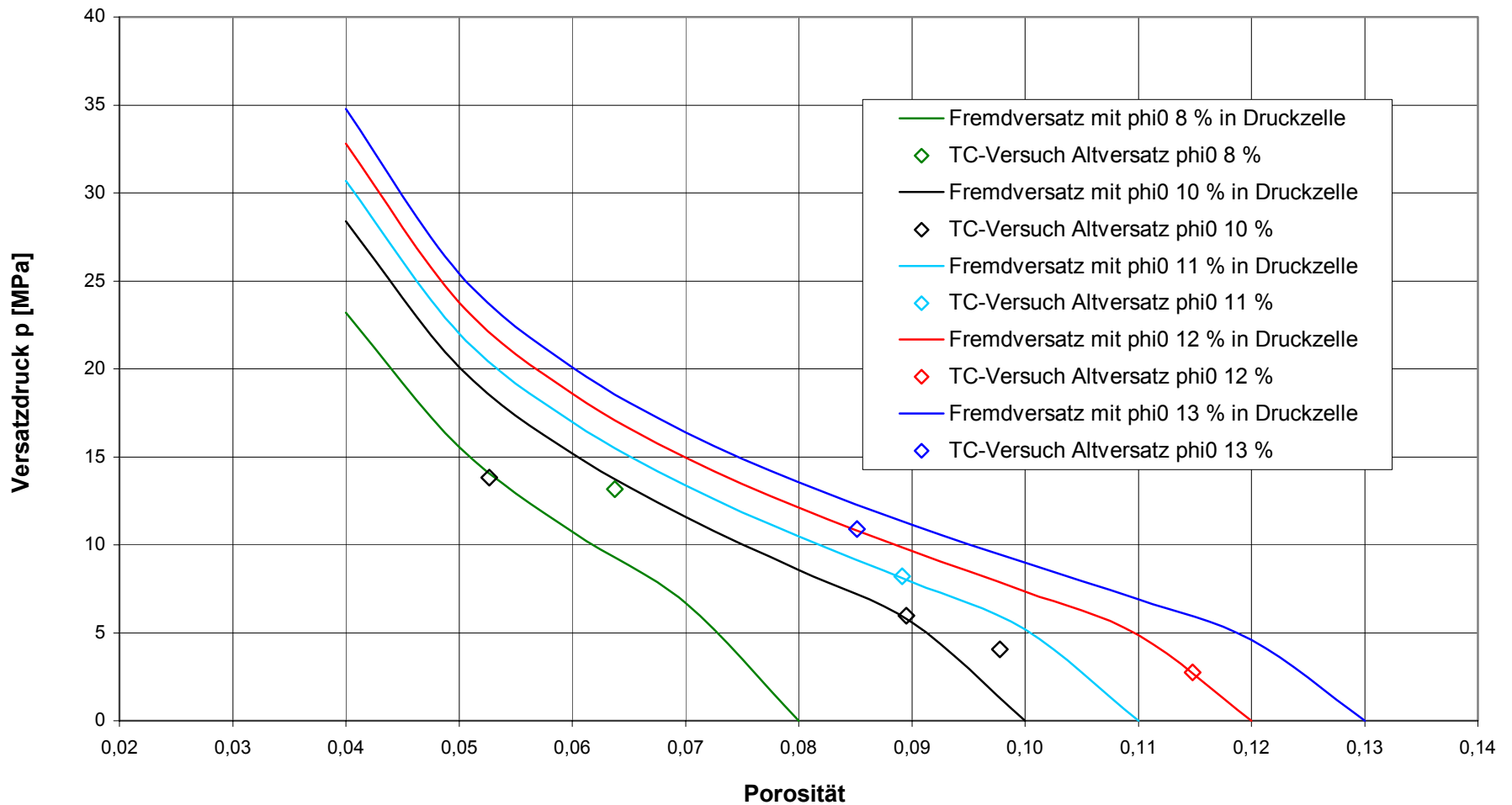




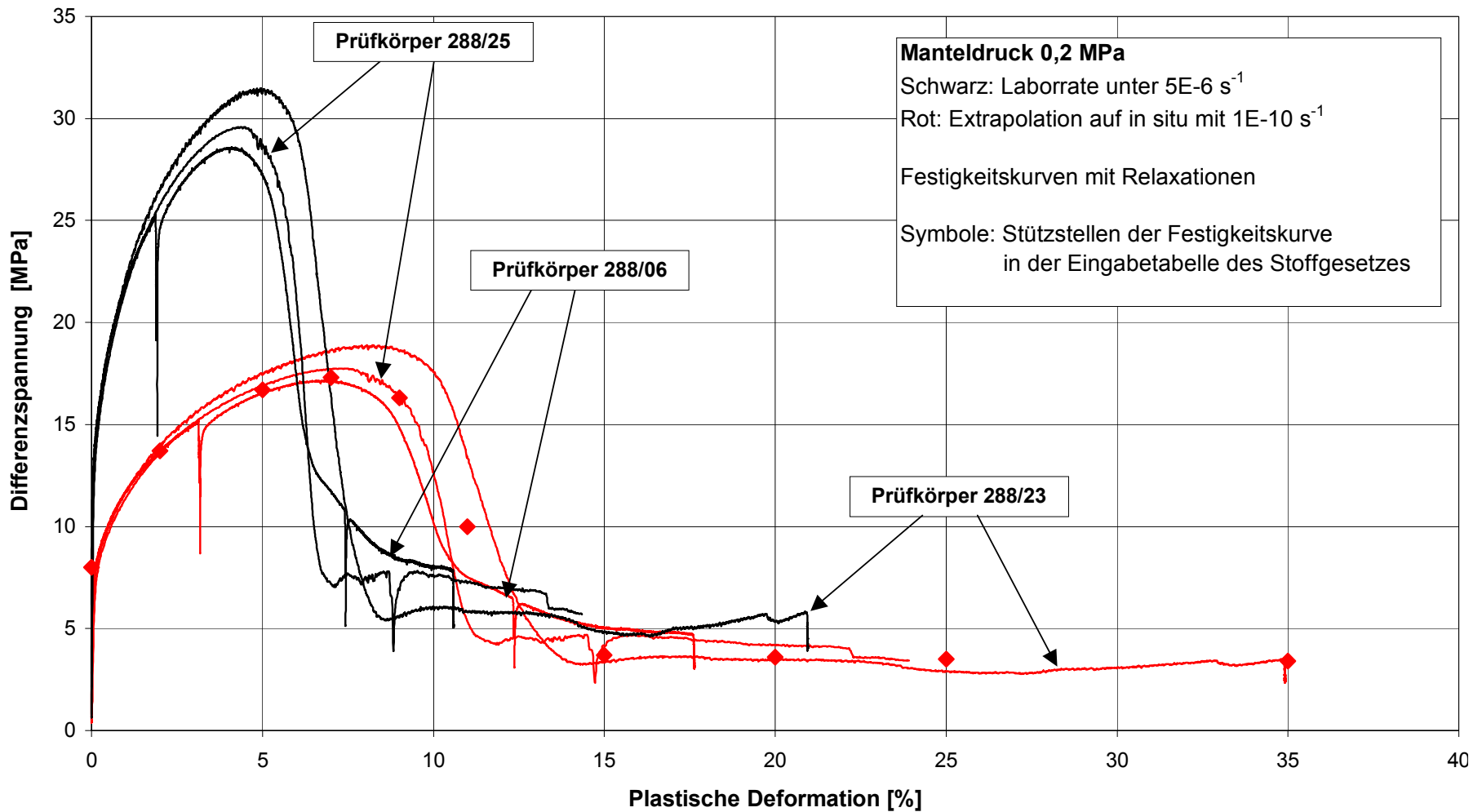


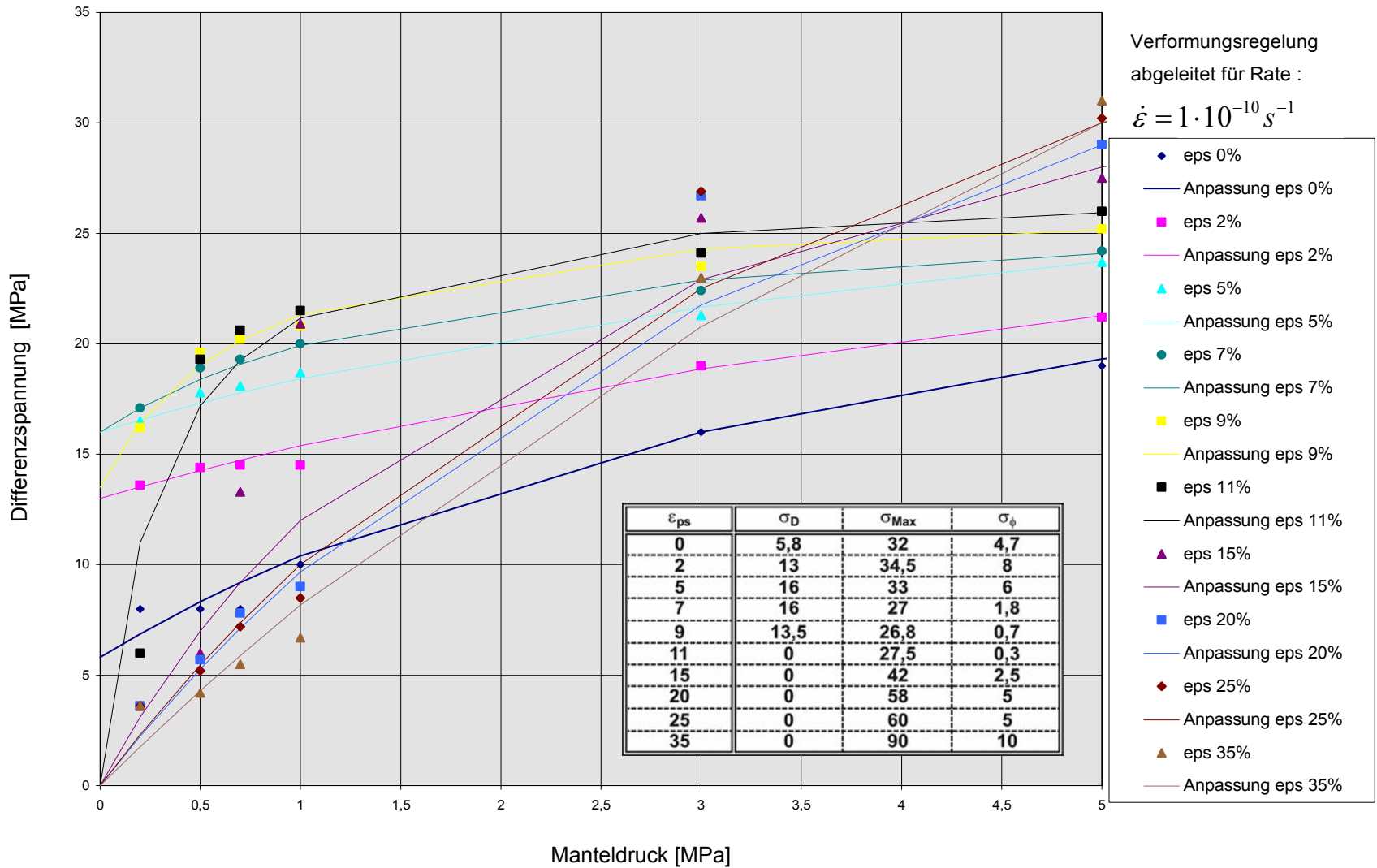


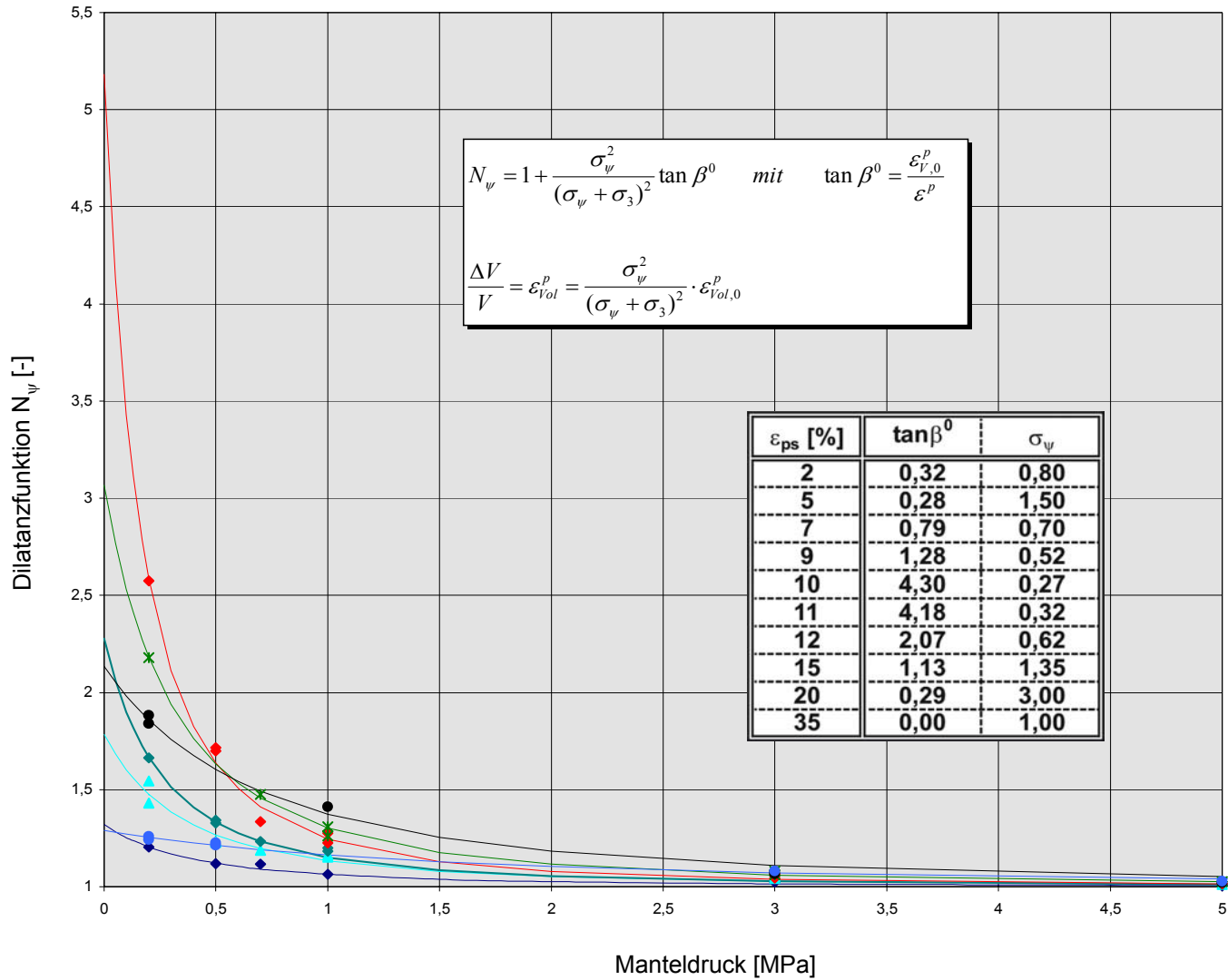










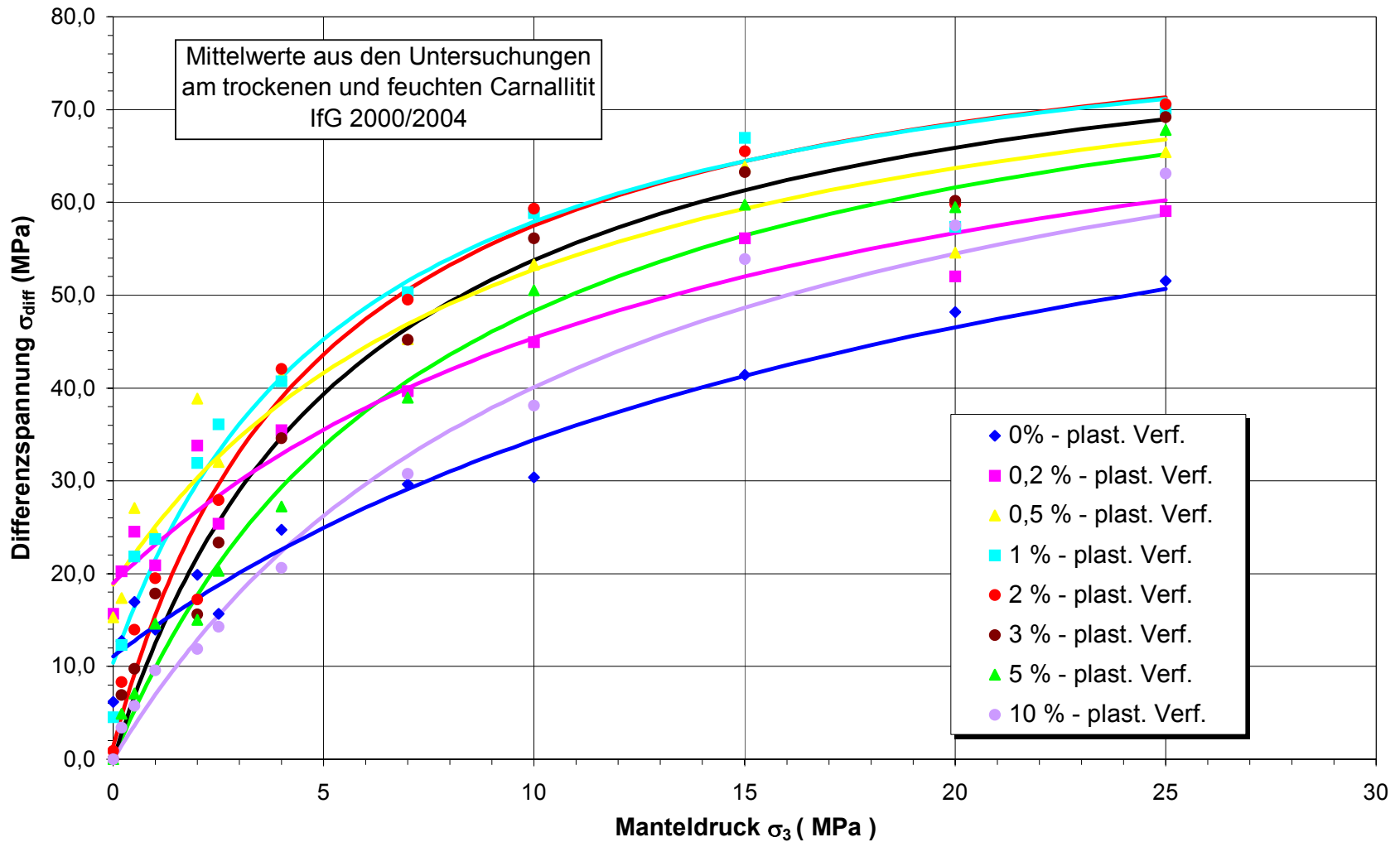


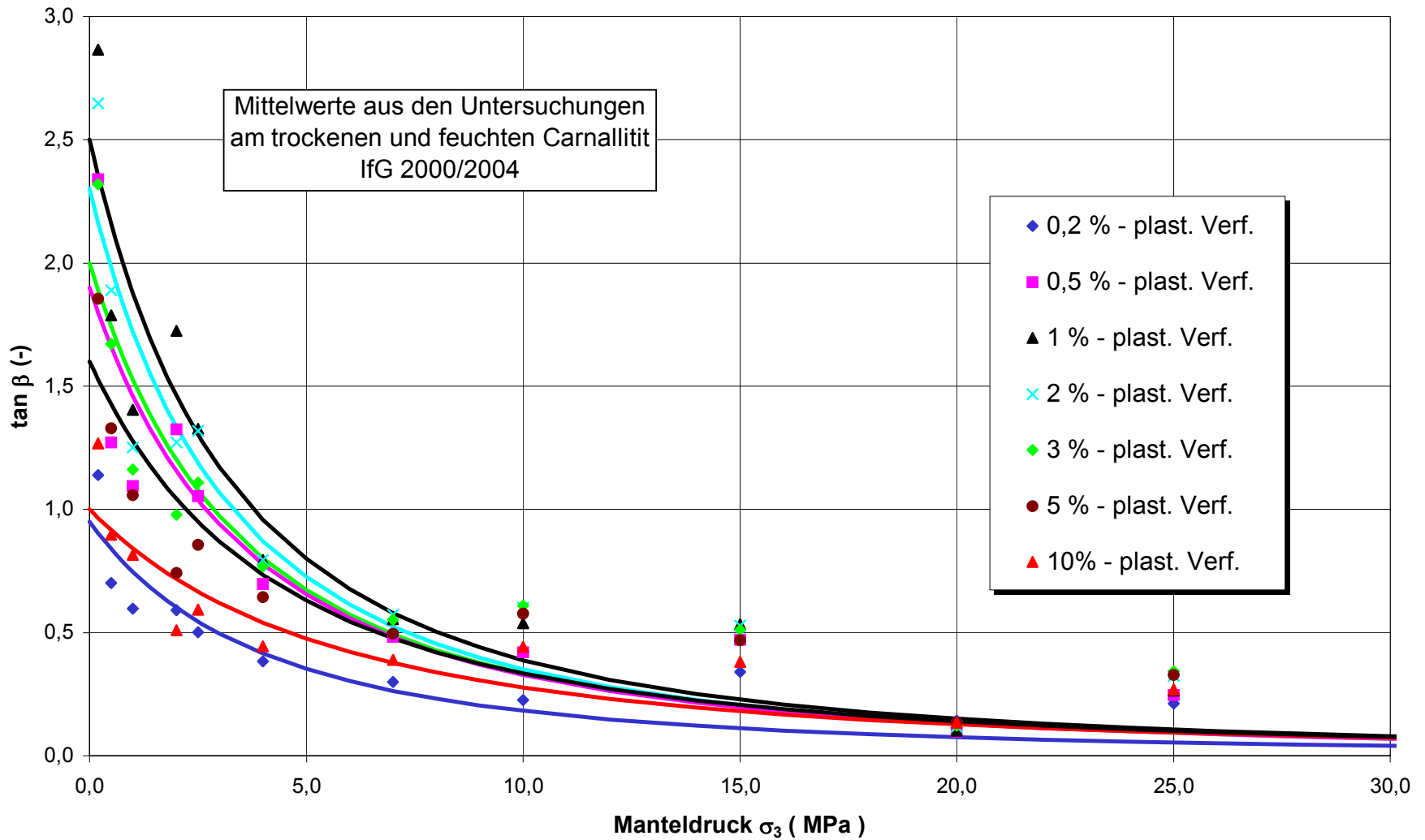
abgeleitet für Rate :

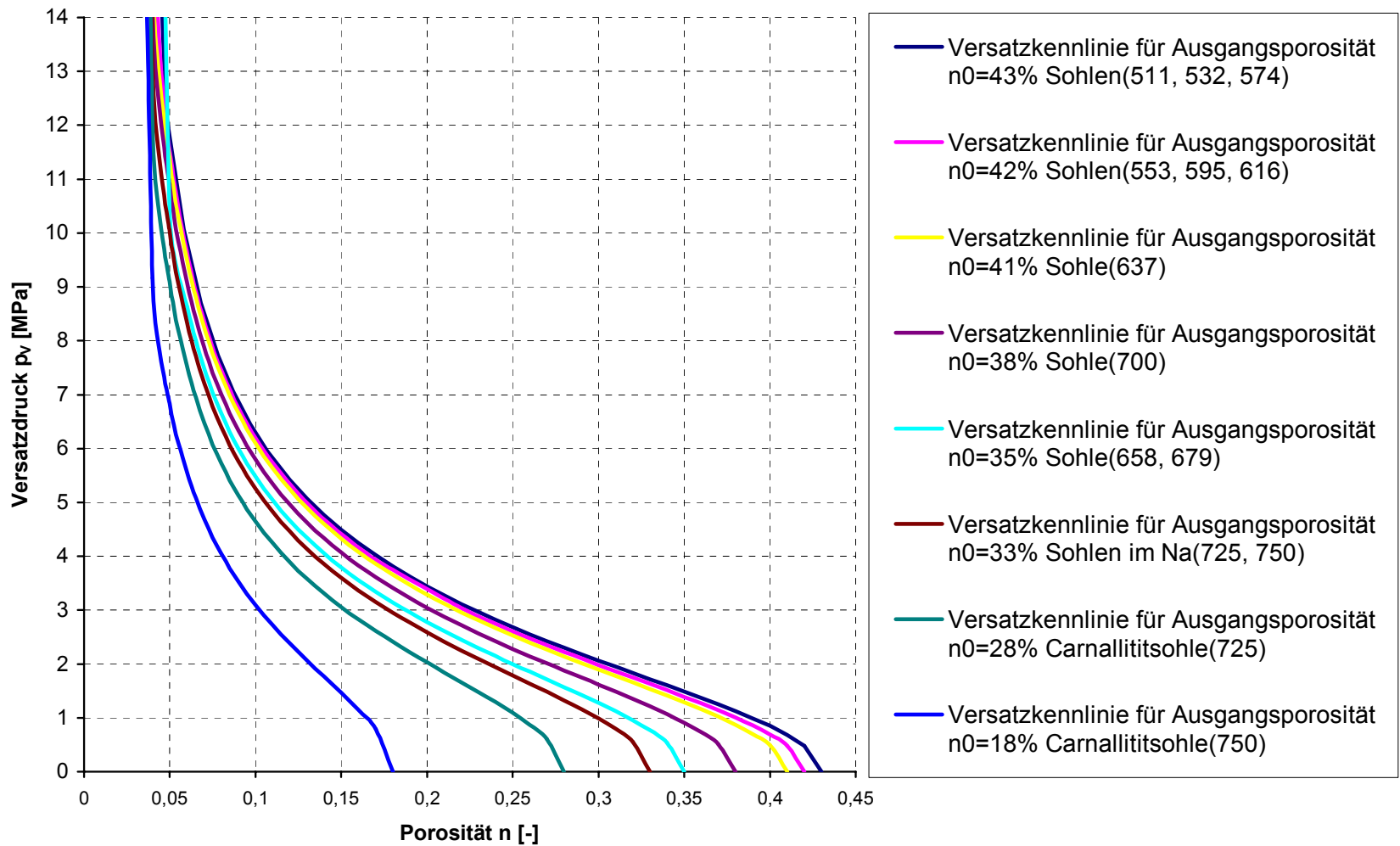
$$\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-10} \text{ s}^{-1}$$

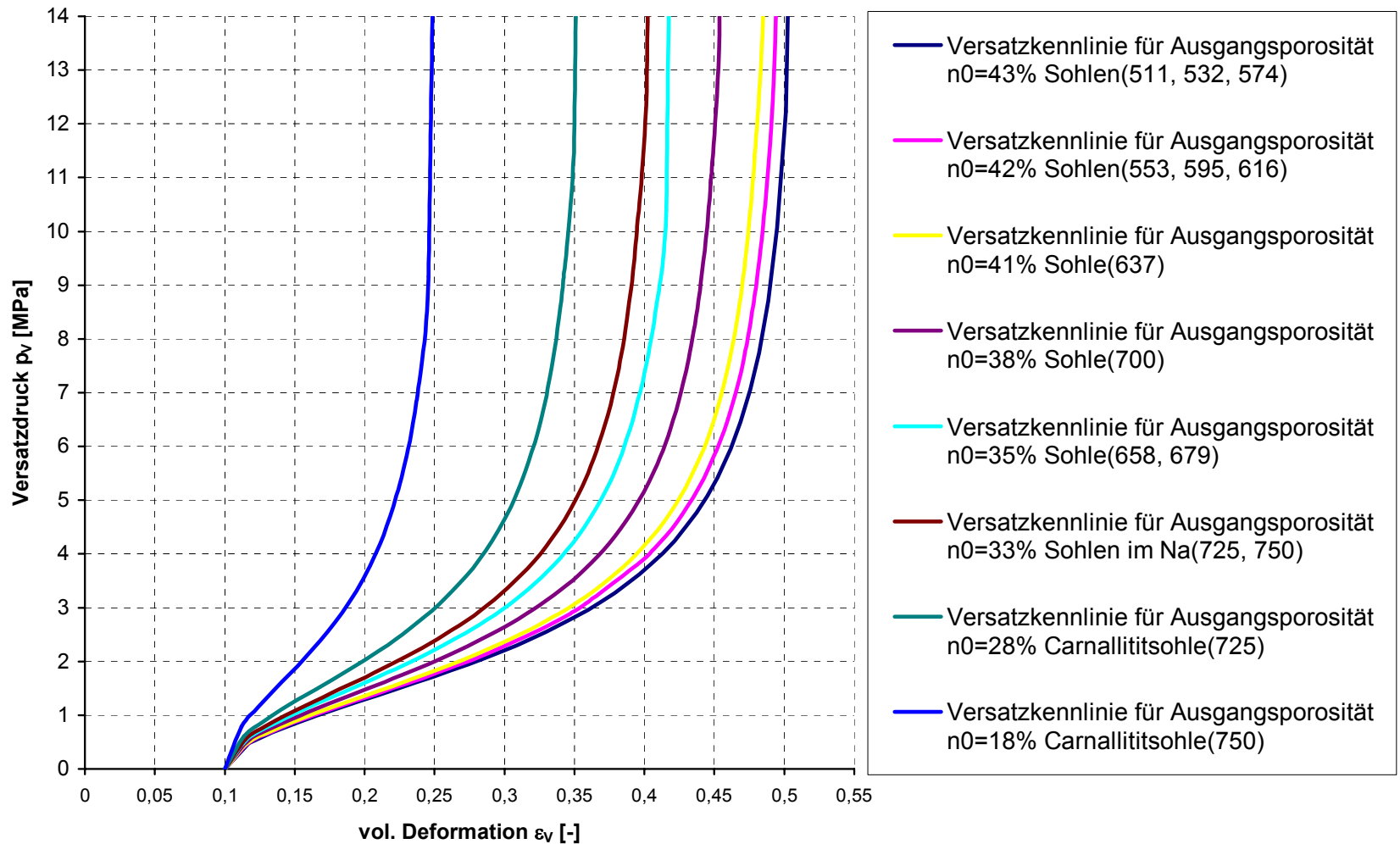
- ◆ eps=2%
- Anpassung eps=2%
- ▲ eps=7%
- Anpassung eps=7%
- ◆ eps=9%
- Anpassung eps=9%
- ◆ eps=11%
- Anpassung eps=11%
- ✱ eps=12%
- Anpassung eps=12%
- eps=15%
- Anpassung eps=15%
- eps=20%
- Anpassung eps=20%

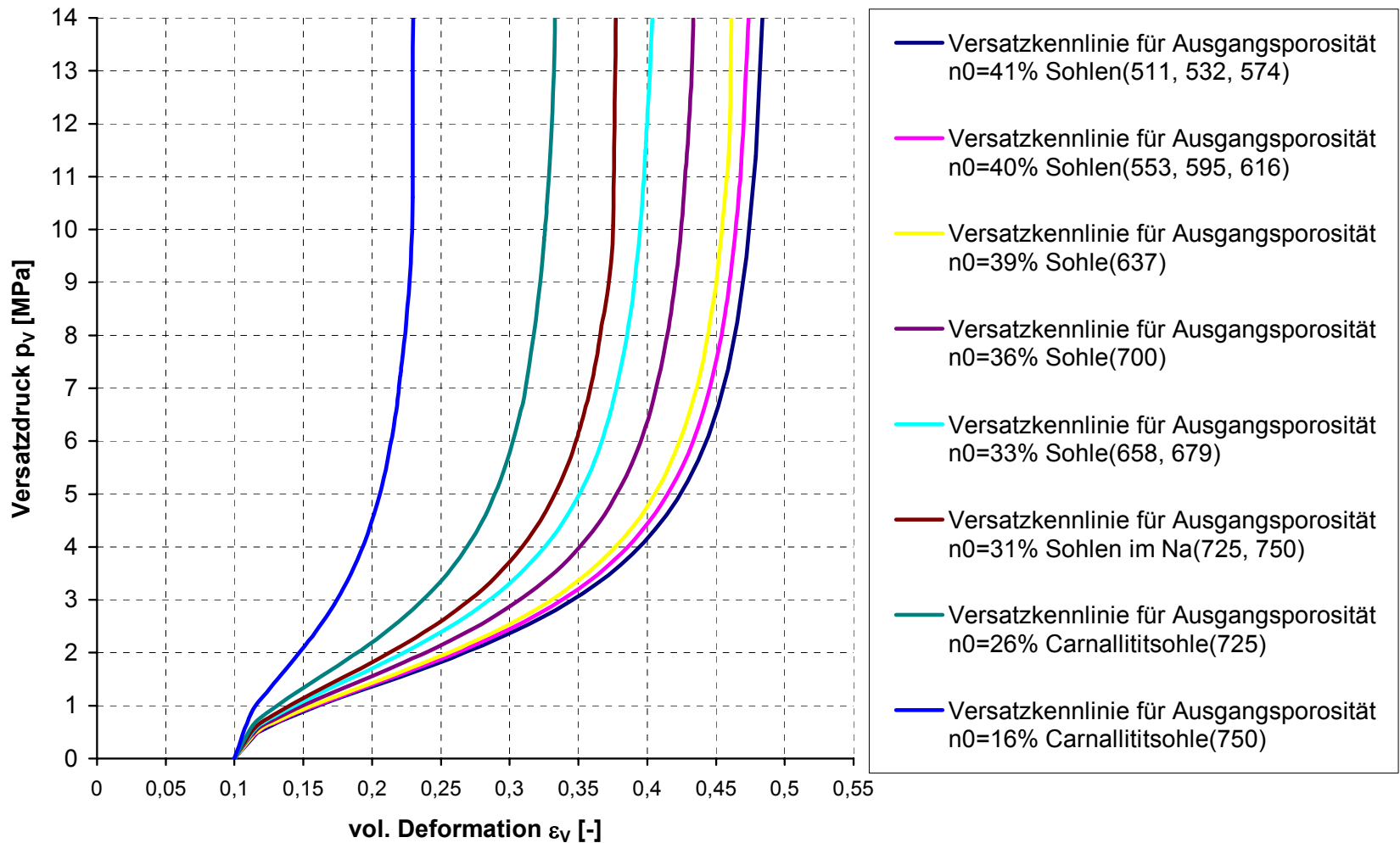














Porosität $n_0$ [-] = 0,43			Porosität $n_0$ [-] = 0,42			Porosität $n_0$ [-] = 0,41		
$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]	$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]	$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]
0	0	0,0	0	0	0,0	0	0	0,0
0,1	0,05	0,1	0,1	0,05	0,1	0,1	0,05	0,1
0,2	1,4	1,5	0,2	1,4	1,5	0,2	1,4	1,5
0,35	2,7	3,0	0,35	3	3,3	0,35	3	3,3
0,4	3,7	4,1	0,4	3,9	4,3	0,4	4,1	4,5
0,45	5,8	6,4	0,425	4,6	5,1	0,425	5	5,5
0,475	7	7,7	0,45	5,9	6,5	0,45	6,5	7,2
0,5	11	12,1	0,475	8	8,8	0,475	10	11,0
0,514	49,2	54,1	0,504	59,5	65,5	0,494	58,7	64,6

Porosität $n_0$ [-] = 0,38			Porosität $n_0$ [-] = 0,35			Porosität $n_0$ [-] = 0,33		
$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]	$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]	$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]
0	0	0,0	0	0	0,0	0	0	0,0
0,1	0,05	0,1	0,1	0,05	0,1	0,1	0,05	0,1
0,325	3	3,3	0,3	3,1	3,4	0,3	3,3	3,6
0,375	4,2	4,6	0,35	4,2	4,6	0,35	5	5,5
0,4	5,2	5,7	0,375	5,4	5,9	0,375	6,5	7,2
0,425	6,9	7,6	0,4	7,3	8,0	0,4	11,5	12,7
0,45	11,5	12,7	0,432	54	59,4	0,412	52	57,2
0,463	54,6	60,1						

Porosität $n_0$ [-] = 0,28			Porosität $n_0$ [-] = 0,18		
$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]	$\varepsilon_v$ [-]	$p_v$ [MPa]	$p_c$ [MPa]
0	0	0,0	0	0	0,0
0,1	0,05	0,1	0,1	0,05	0,1
0,25	3	3,3	0,2	3,5	3,9
0,3	4,6	5,1	0,225	5,25	5,8
0,325	6,5	7,2	0,25	11	12,1
0,35	11	12,1	0,258	37,2	40,9
0,36	47,8	52,6			

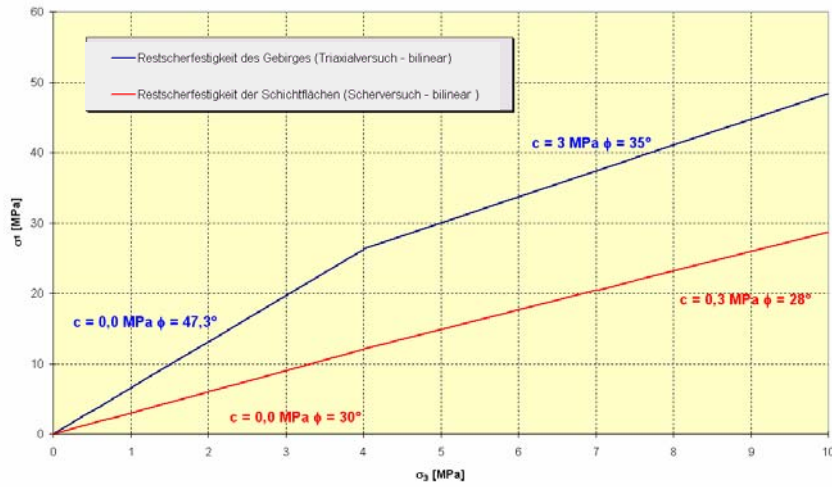
$$p_c = p_v \cdot \frac{R+1}{R} \quad \text{mit } R = 10$$

**Versatzparameter (feucht):**

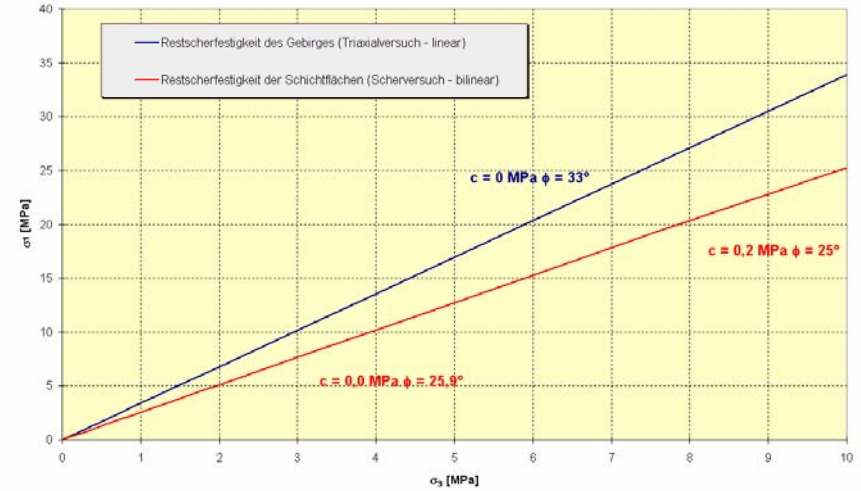
- Kohäsion  $c = 0,5$  MPa
- Reibungswinkel  $\phi = 9^\circ$
- Kompressionsmodul  $K = 18$  GPa
- Schermodul  $G = 8,3$  GPa
- Dichte  $\rho_f = 1,9$  t/m<sup>3</sup>



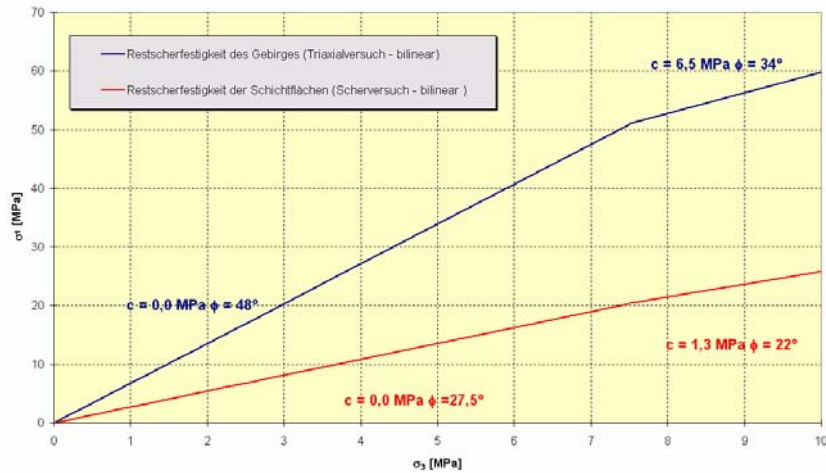
### Rötanhvdrit so1A



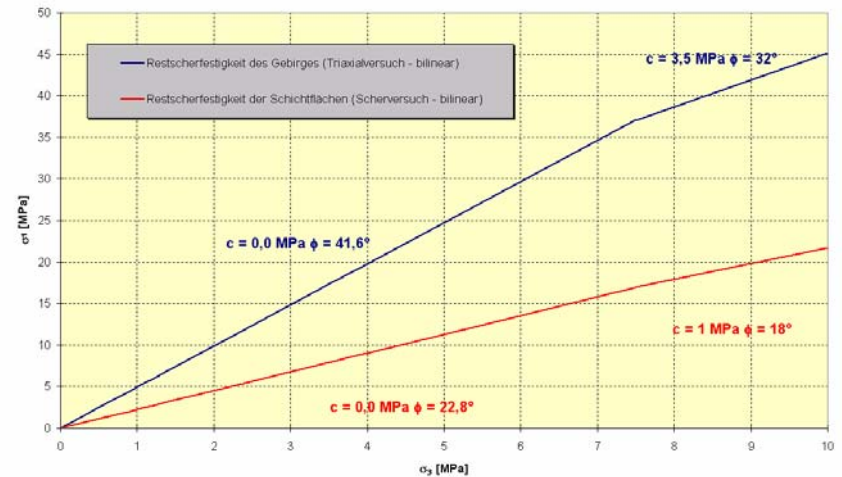
### Oberer Buntsandstein so2-so4

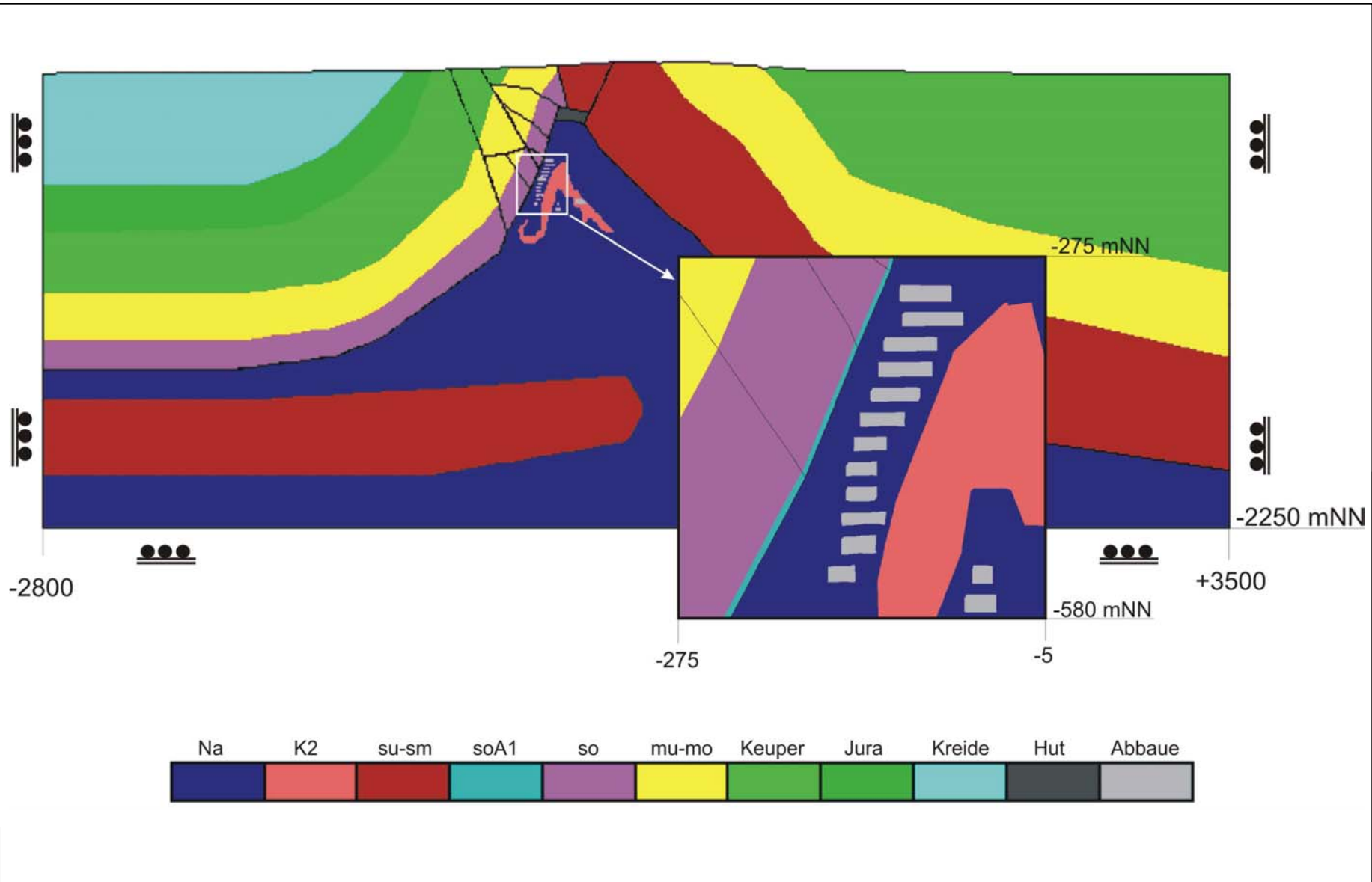


### Muschelkalk



### Mittlerer und unterer Buntsandstein sm-su





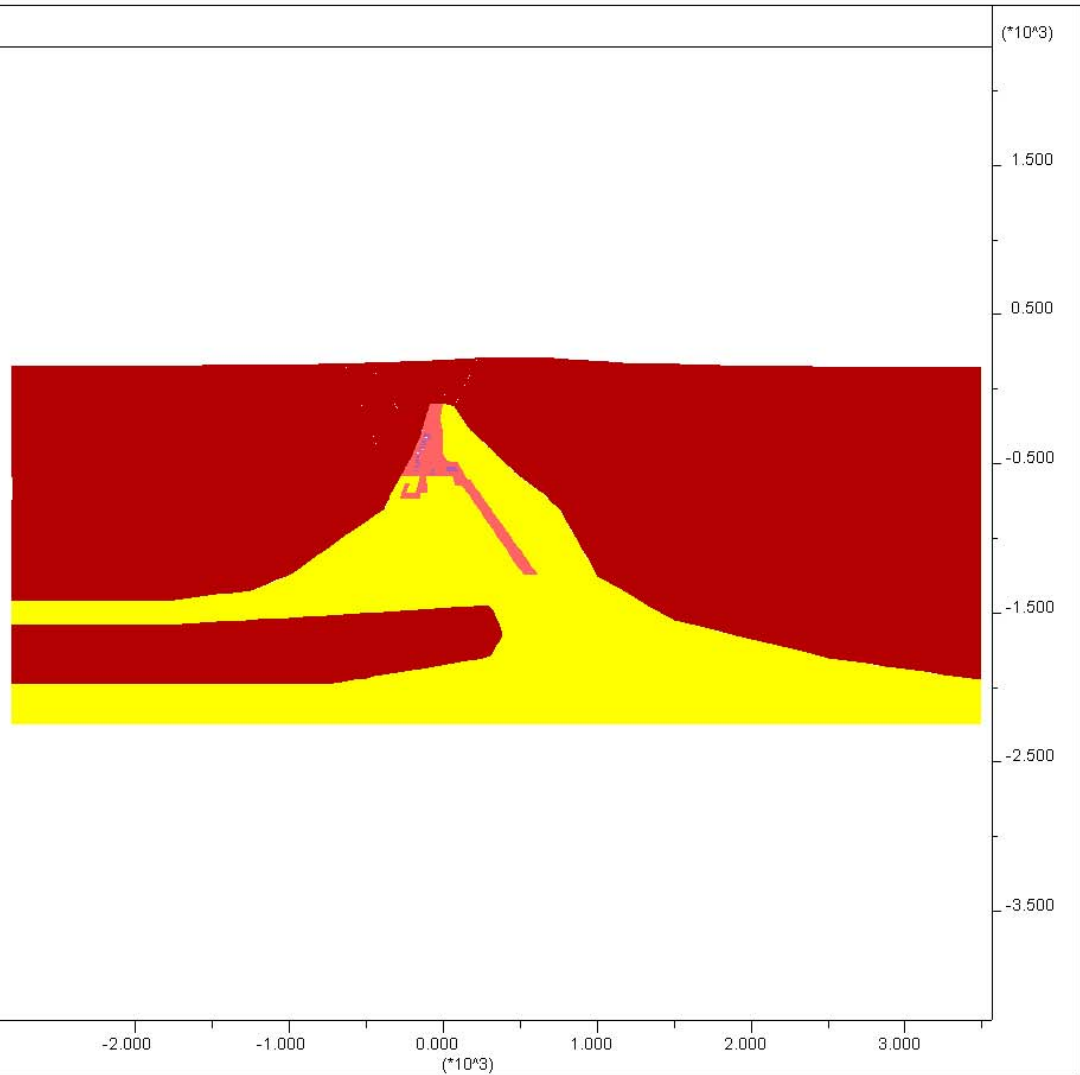
JOB TITLE :

**FLAC (Version 4.00)**

LEGEND

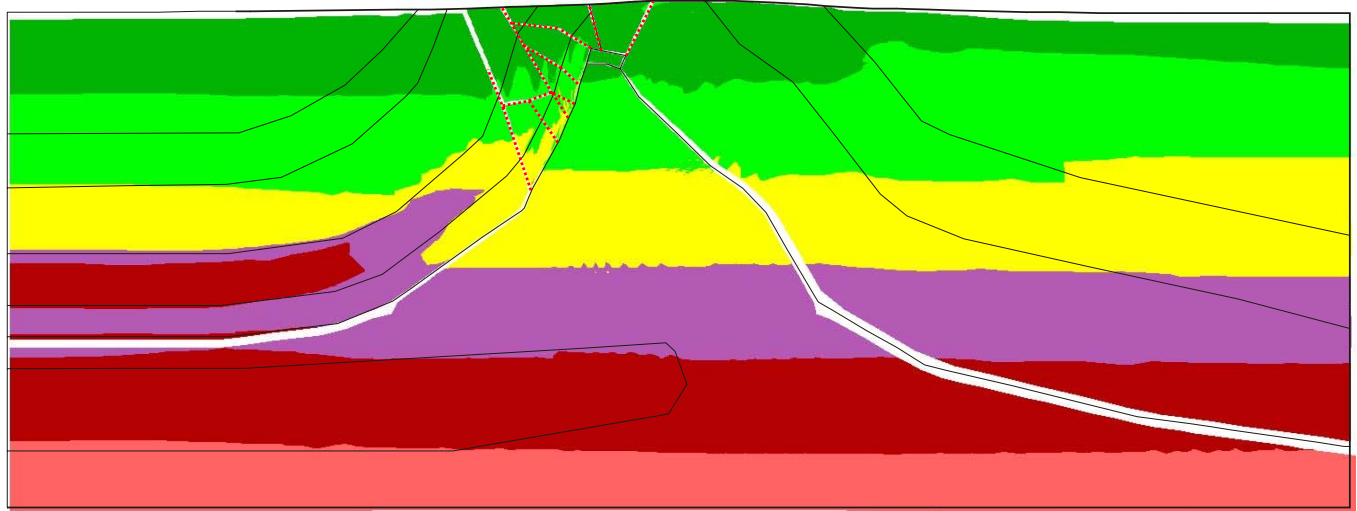
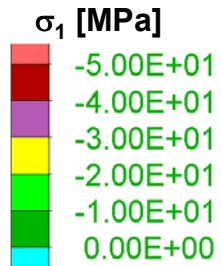
12-Sep-03 14:29  
step 1737103  
Creep Time 8.3220E+05  
-2.970E+03 <x< 3.562E+03  
-4.236E+03 <y< 2.296E+03

Material model  
Minkley UDM  
ubiquitous  
dy  
wipp

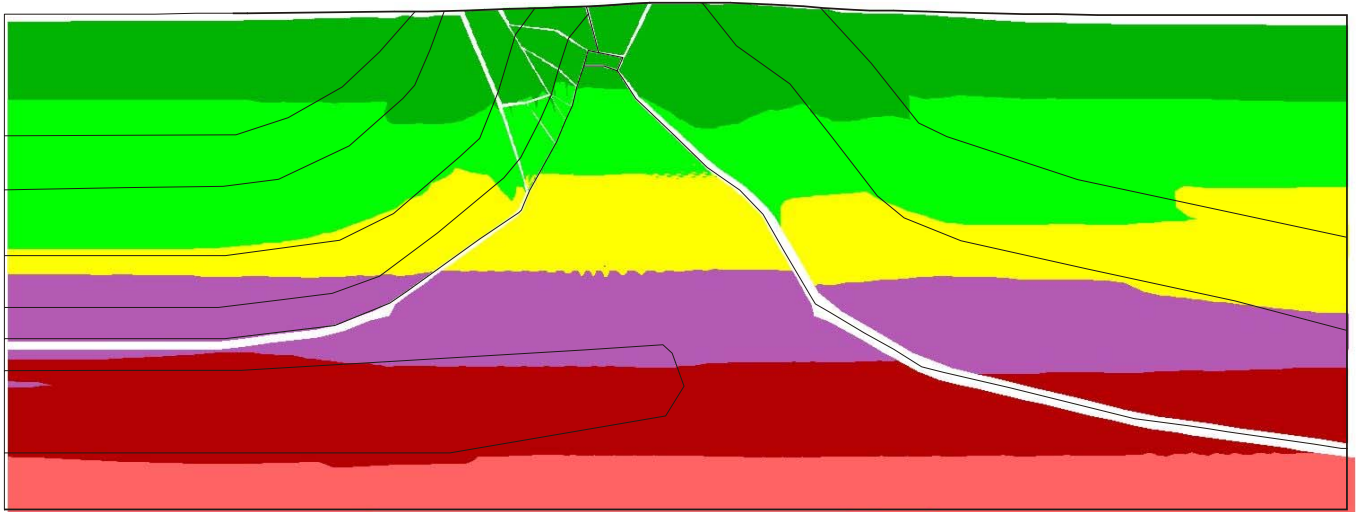
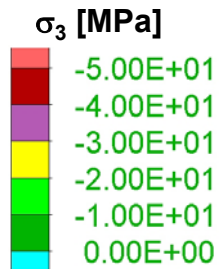


Druckspannung negativ  
Zugspannung positiv

Maximale Hauptspannung



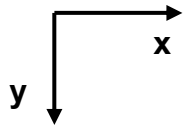
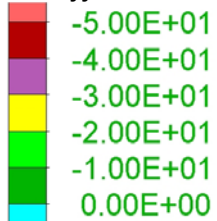
Minimale Hauptspannung



Druckspannung negativ  
Zugspannung positiv

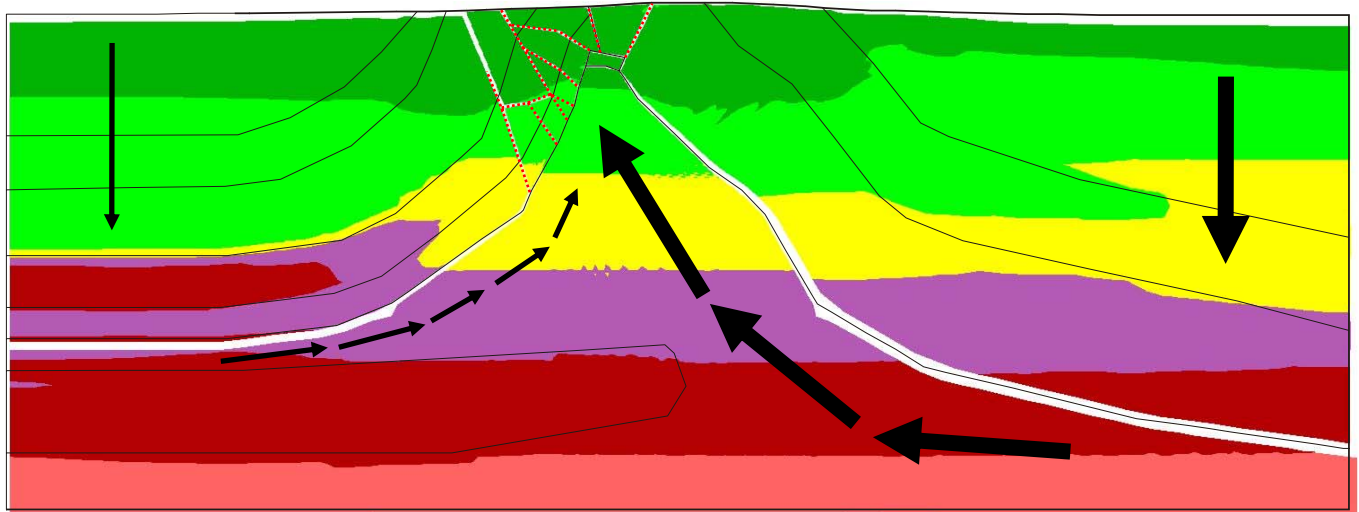
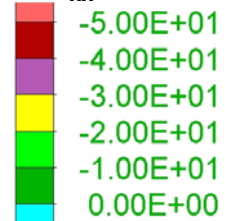
Vertikalspannung

$\sigma_{yy}$  [MPa]



Horizontalspannung

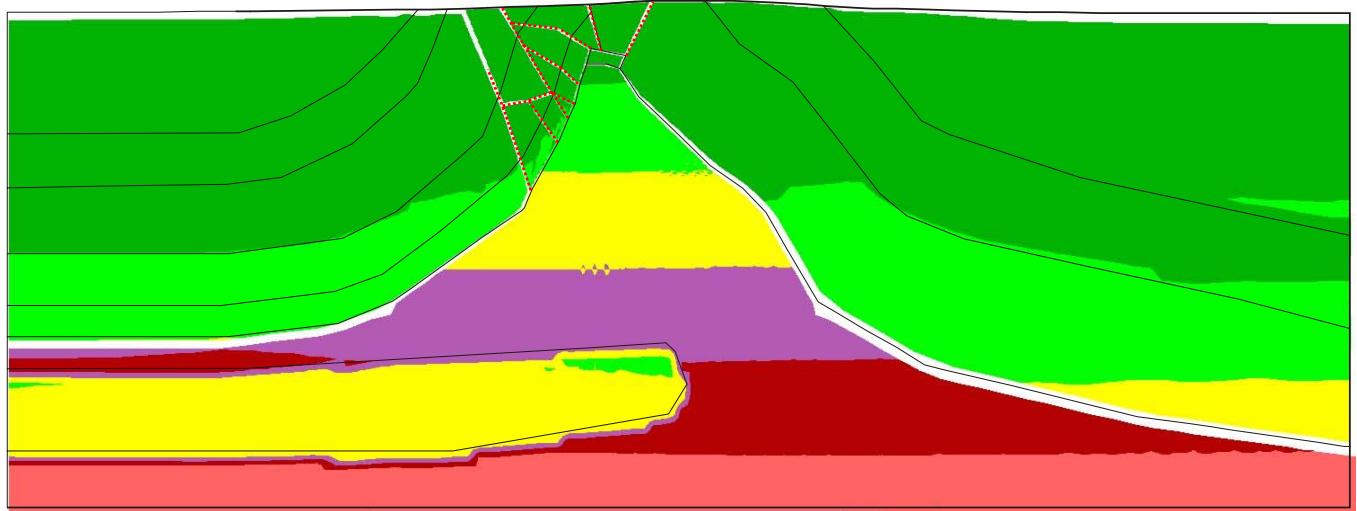
$\sigma_{xx}$  [MPa]



Druckspannung negativ  
Zugspannung positiv

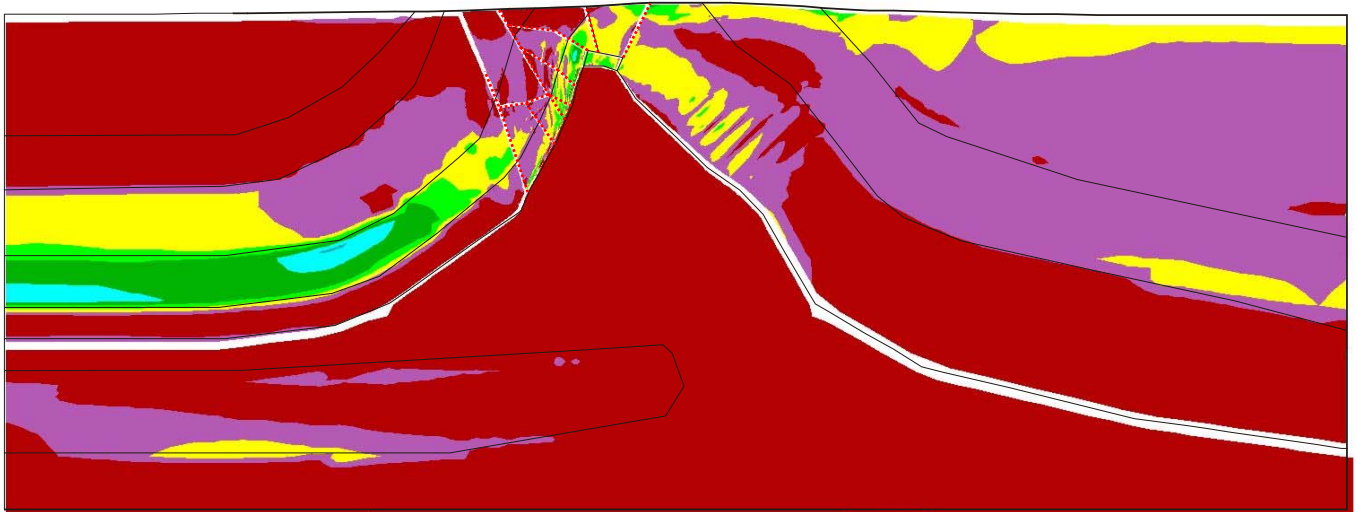
Horizontalspannung  
(normal zur Bildebene)

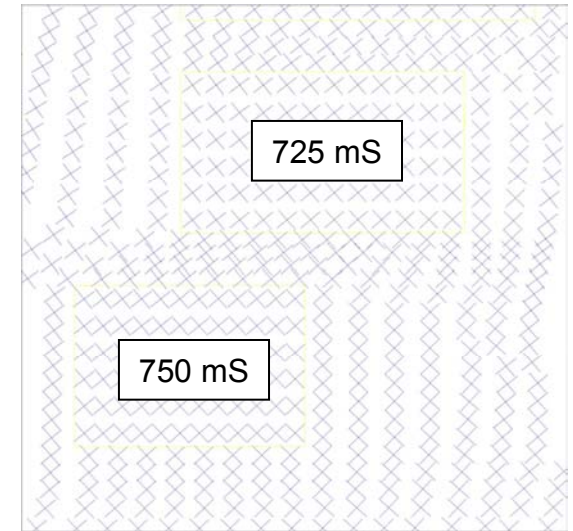
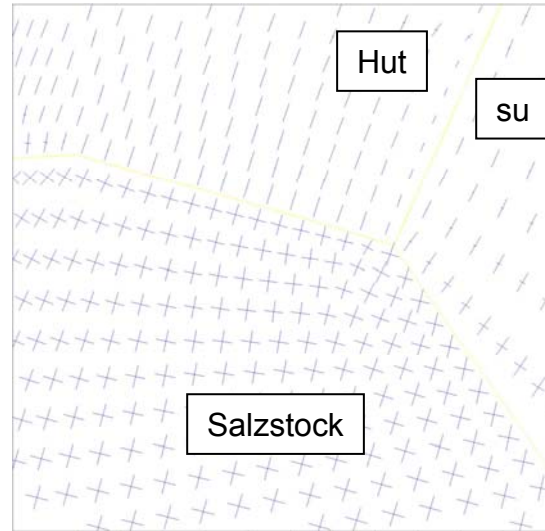
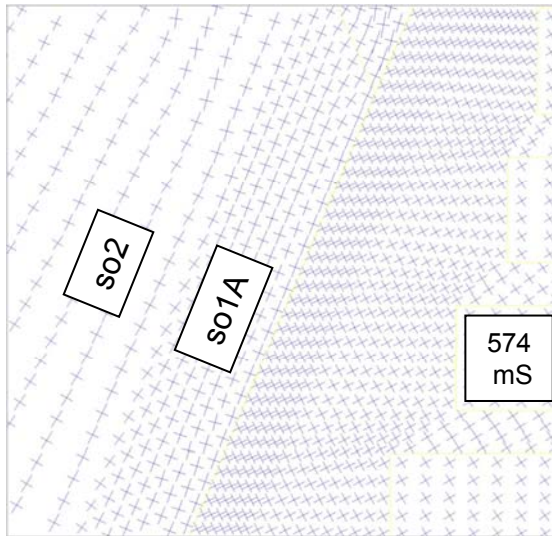
$\sigma_{zz}$  [MPa]



Hauptspannungsdifferenz

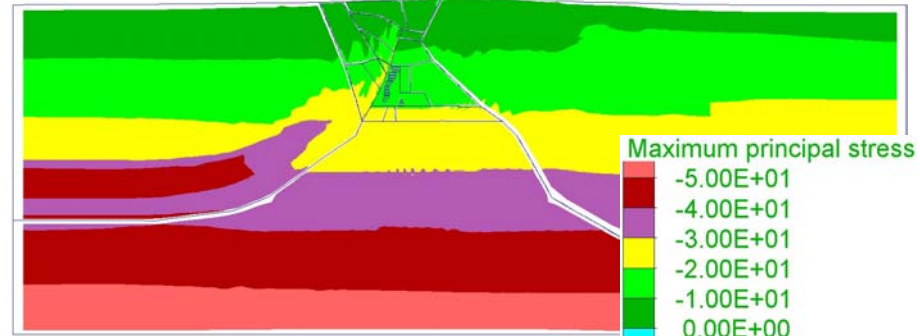
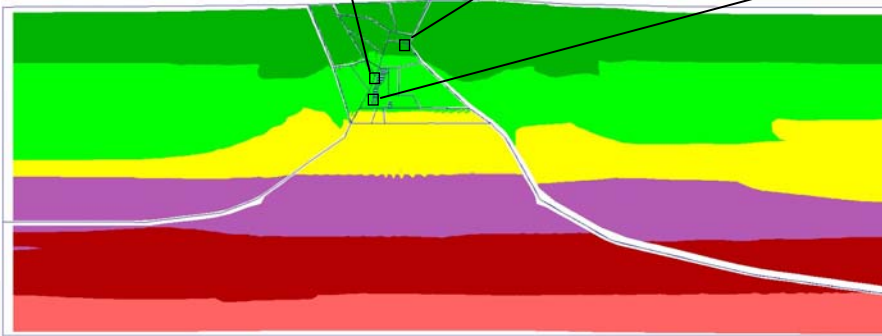
$\sigma_{diff} = \sigma_1 - \sigma_3$   
[MPa]





Minimale Hauptspannung

Maximale Hauptspannung



Institut für Gebirgsmechanik  
Leipzig

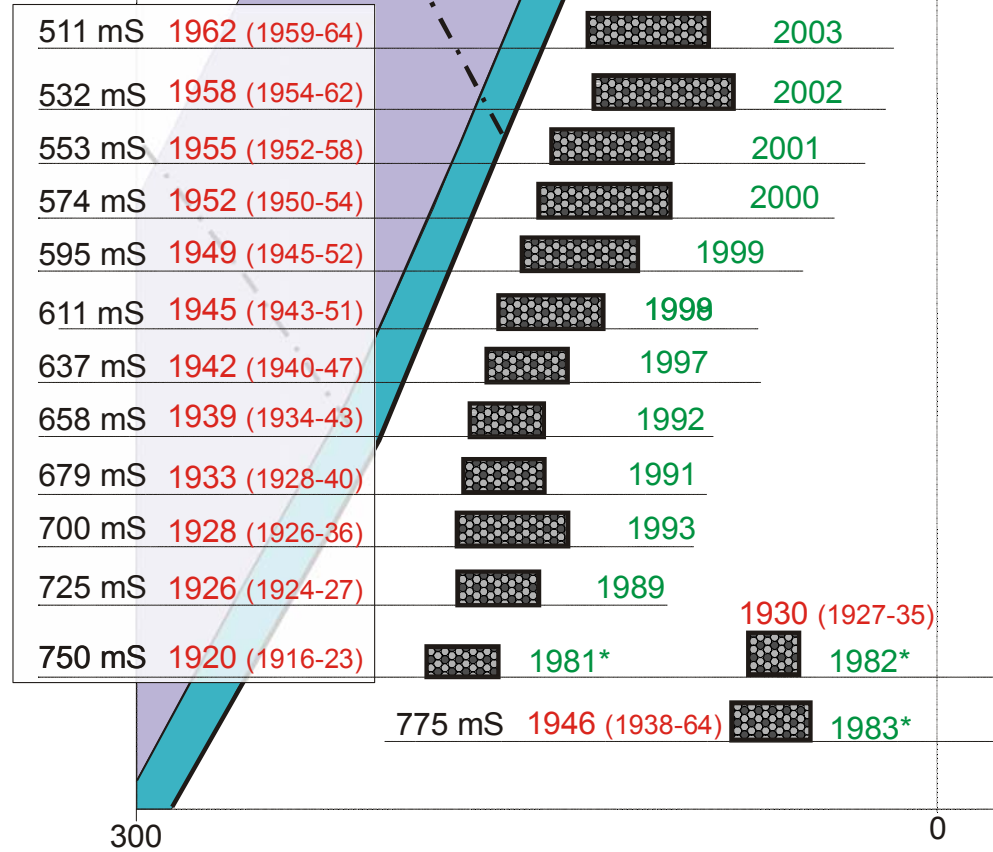
Grundspannungszustand  
Darstellung der Hauptspannungsrichtungen in ausgewählten  
Modellbereichen



-200 mNN

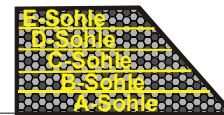
Rot - in Klammern => Gewinnungszeitraum  
Rot - absolute Zahl => Auffahrungszeitpunkt im num. Modell  
Grün => Versatzeinbau

Angaben aus:  
.GSF - Rißwerk der Schachanlage Asse, Grubenbild;  
-GSF FB Asse - Standortdokumentation Geotechnik/ Standsicherheit  
Band 5, Tabelle 4.7, Juni 1991)\*



**Auffahrung und Versatz der Kalisohlen:**

- A-Sohle: 1909-11
- B-Sohle: 1912-14
- C-Sohle: 1915-17
- D-Sohle: 1918-20
- E-Sohle: 1921-23

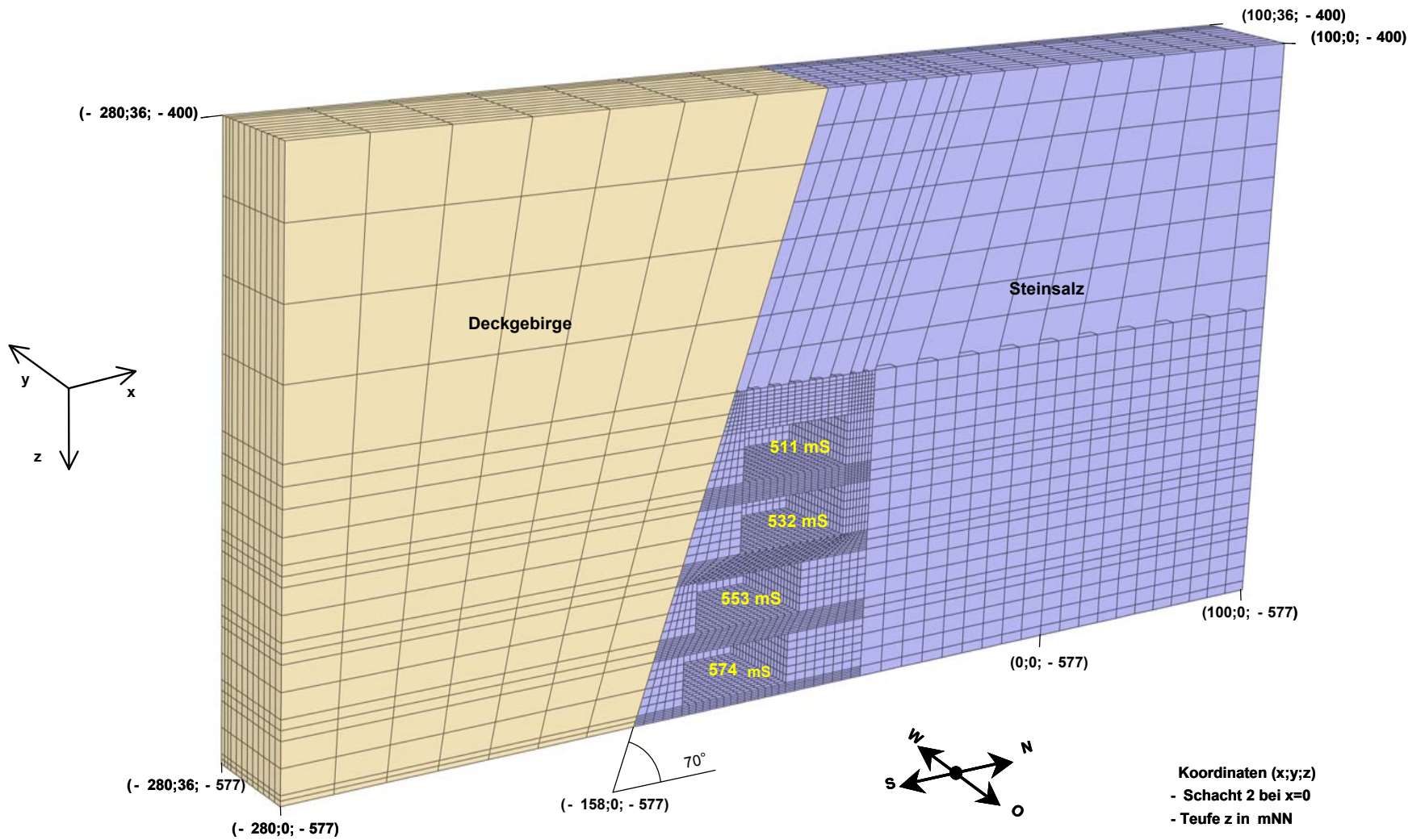


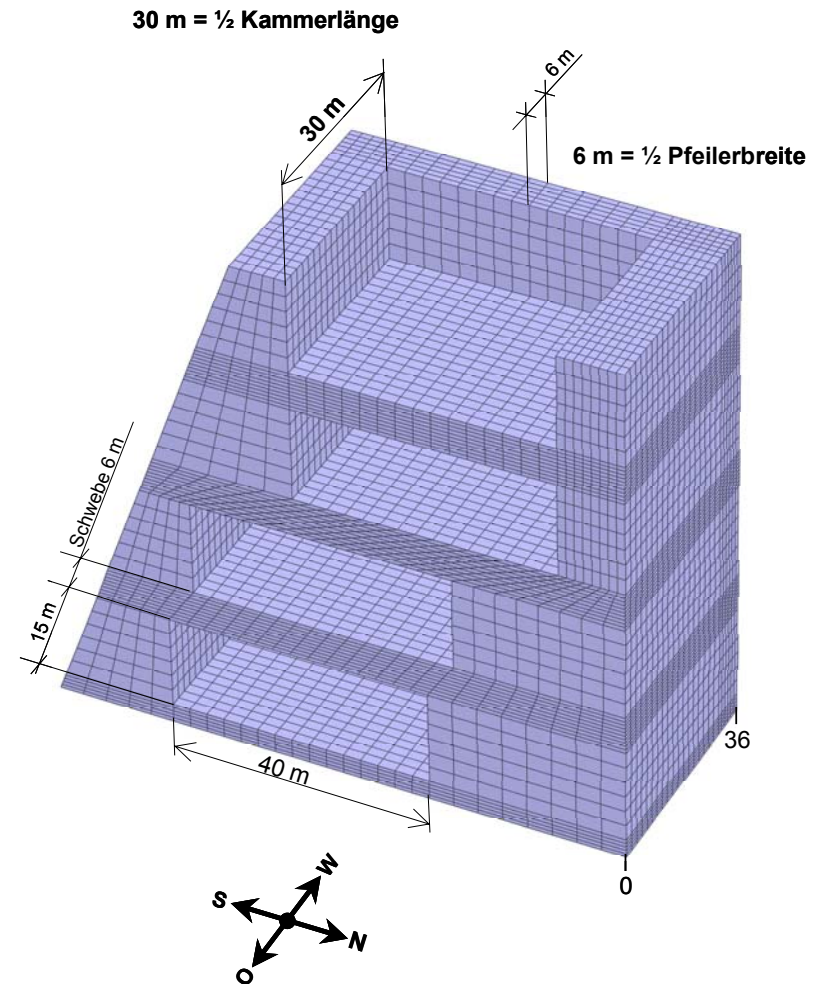
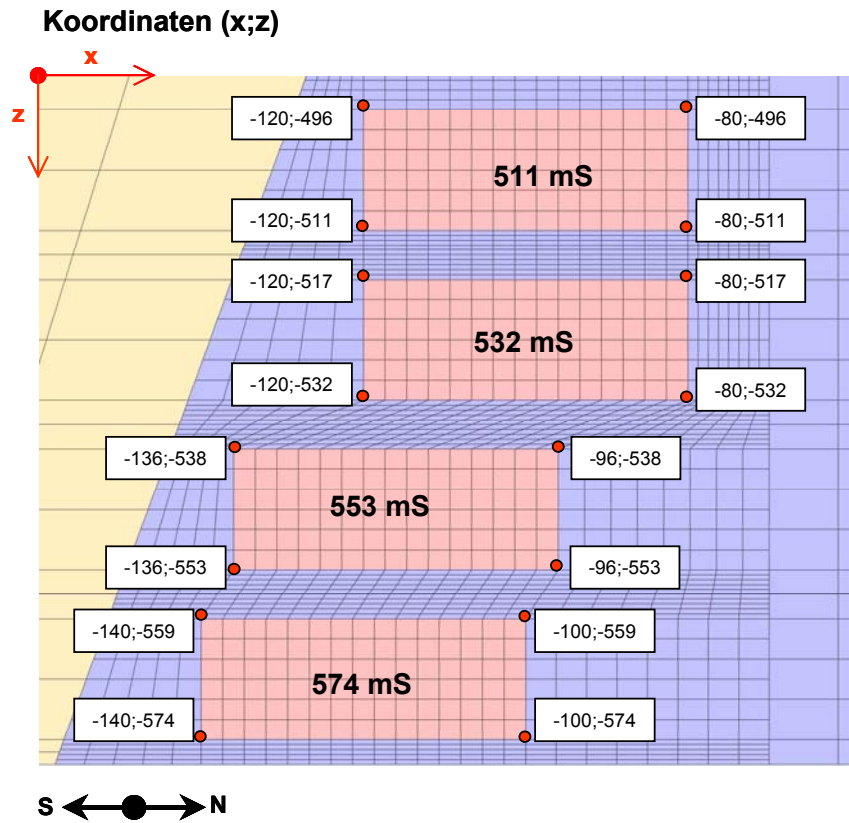
-600 mNN

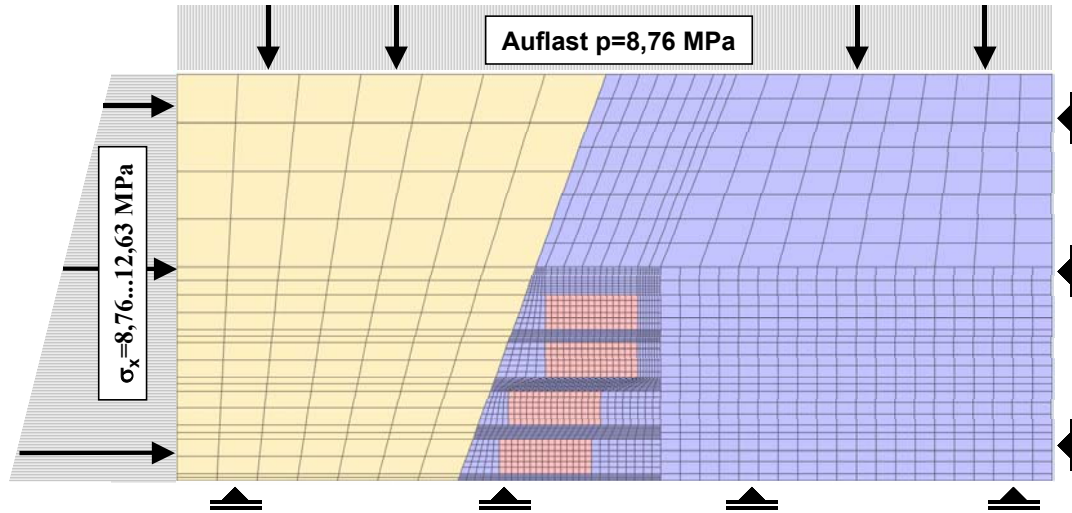


## Beispiele für Hypothesen unter Verwendung hydraulischer Drücke und Abminderungsfaktoren

- Hydrofrac-Spannungssondierung (HAIMSON): Porendruckkoeffizient zur Erklärung gegenüber der Elastizitätstheorie abgeminderter Bohrloch-Tangentialspannungen
- Bohrlochinstabilitäten in der KTB (LEMPP, NATAU): Überschreitung der hohen Gesteinsfestigkeit ist nur mit Porendrücken und dem Effektivspannungskonzept erklärbar
- Hot Dry Rock Projekt (EVANS): Abminderung der Porendrücke mit Faktoren von 0,2 bis 0,6
- Auftriebssicherheit von Staumauern (STK): Abminderungsfaktor für den Auftrieb bei Drainage und Injektionsschirm (maximaler Wasserdruck bei einem durchgehenden Riss auf der Wasserseite)
- Erklärung der Vajont-Rutschung (MÜLLER-SALZBURG): Die hydraulische Wirkung ist vom Durchtrennungsgrad abhängig. Ohne die Wirkung des Wassers in den vernetzten Klüften wären in den Modellrechnungen fiktive Grenzreibungswinkel von  $3-6^\circ$  zur Erklärung notwendig.







**Spannungsrandbedingungen für den Zeitraum bis 1983**

Auffahrungszeitpunkt der Abbaue:

- 574mS => 1952
- 553mS => 1955
- 532mS => 1958
- 511mS => 1962

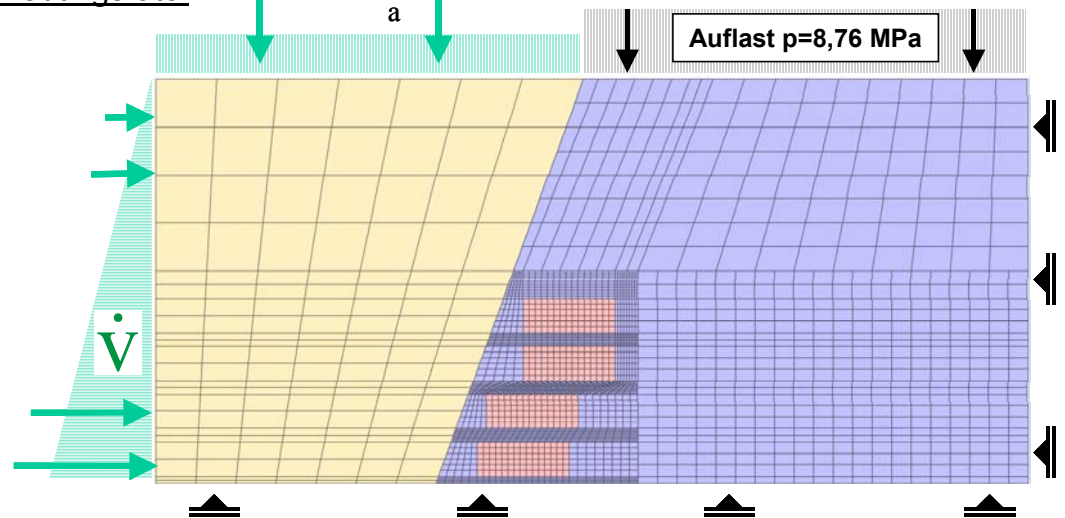
**Verschiebungsrandbedingungen für den Zeitraum ab 1983**

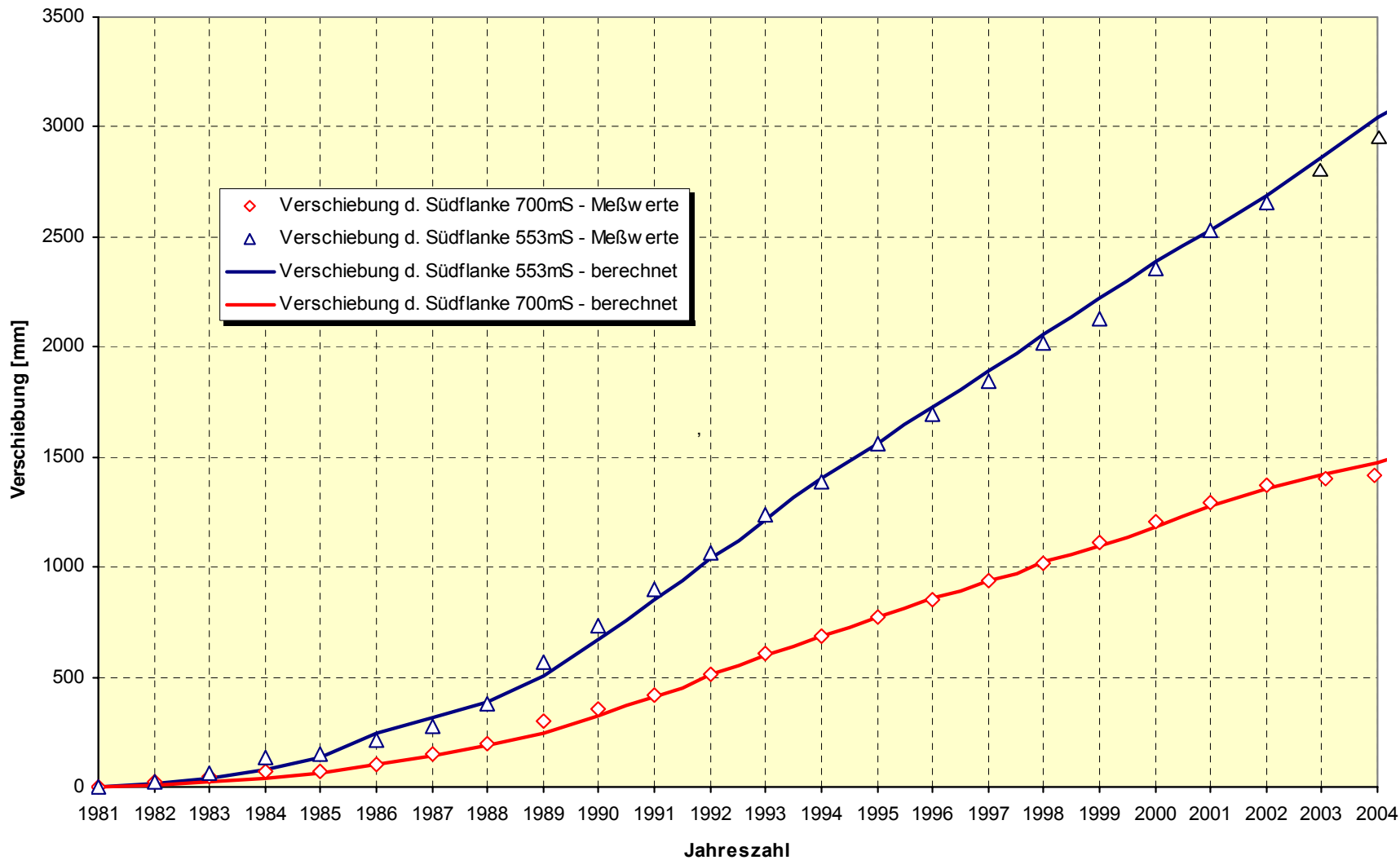
Vertikalverschiebungsrate:

$$\dot{v} = 30 \frac{\text{mm}}{\text{a}}$$

Horizontalverschiebungsrate:

$$\dot{v} (1983 - 2011) = 150 \frac{\text{mm}}{\text{a}}$$





JOB TITLE :

**FLAC (Version 4.00)**

LEGEND

12-Sep-03 14:29  
step 1737103  
Creep Time 8.3220E+05

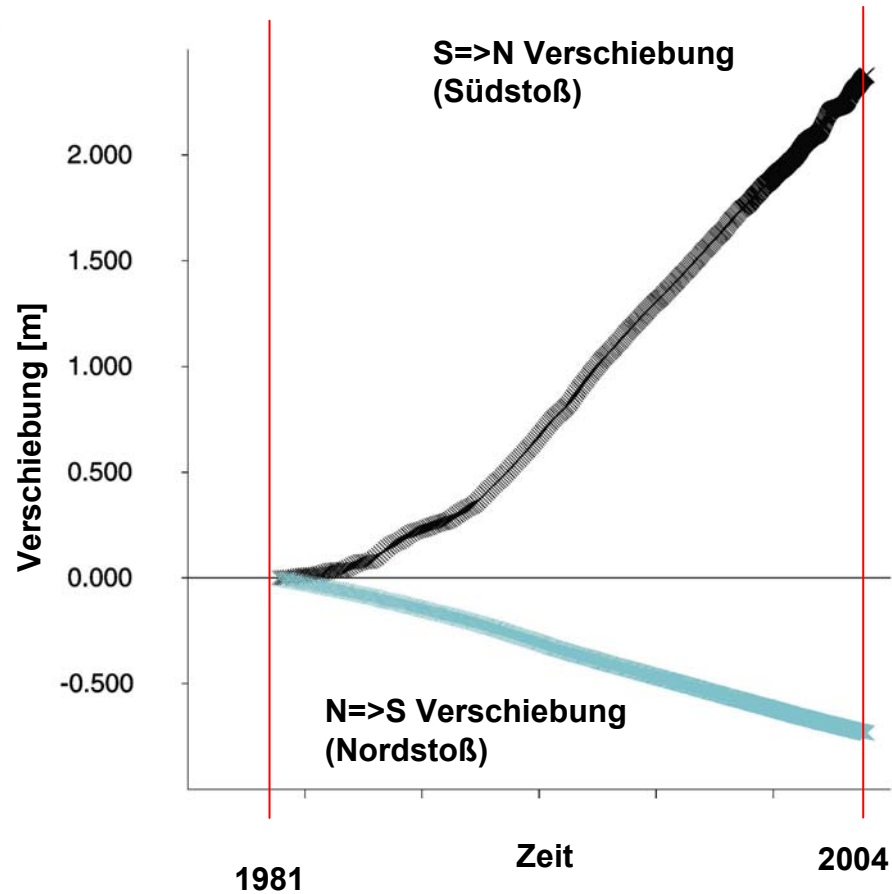
HISTORY PLOT

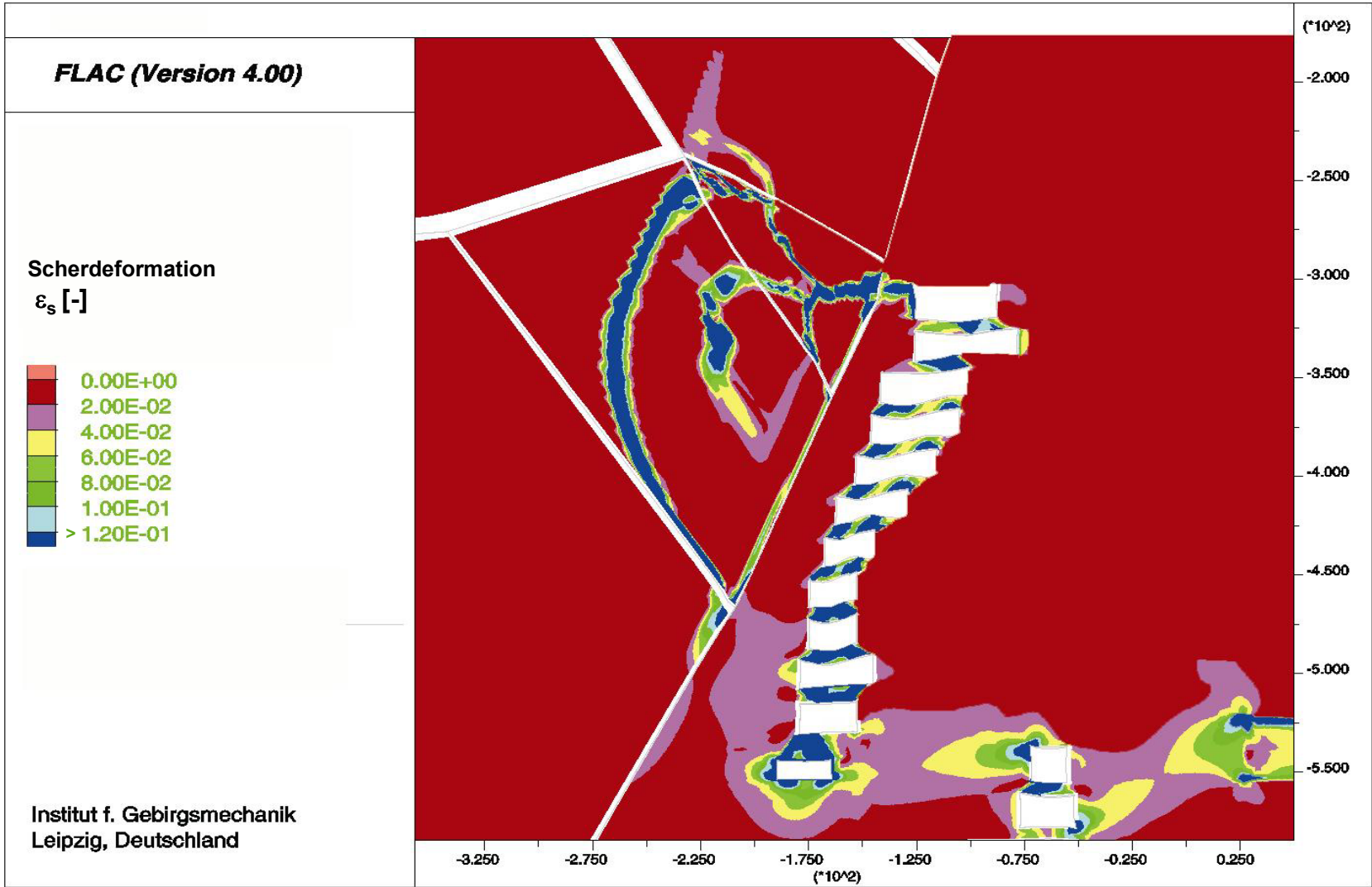
Y-axis :  
xd553ks (FISH)

xd553kn (FISH)

X-axis :  
Creep-flow mech. time

Institut f. Gebirgsmechanik  
Leipzig, Deutschland







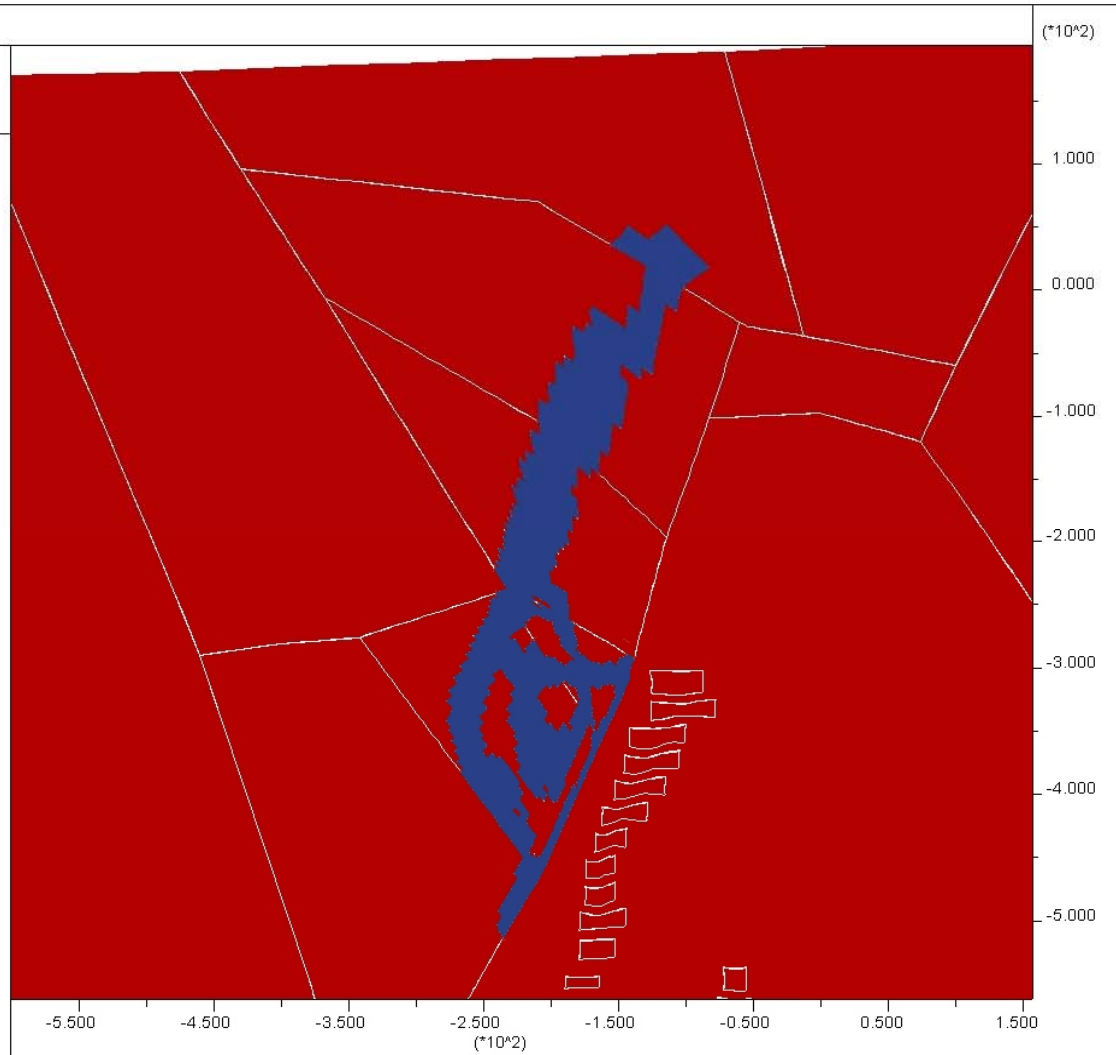


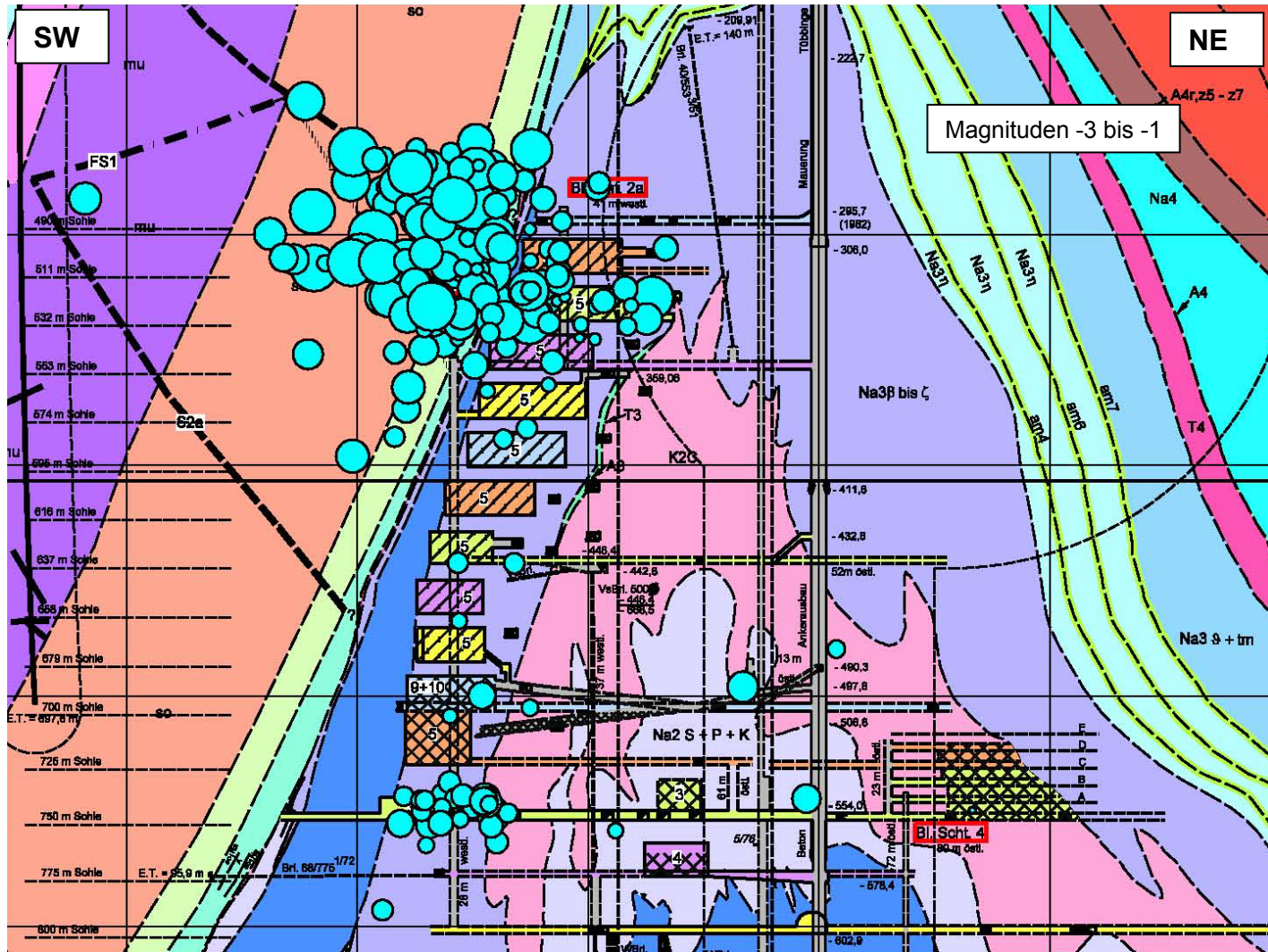
FLAC (Version 4.00)

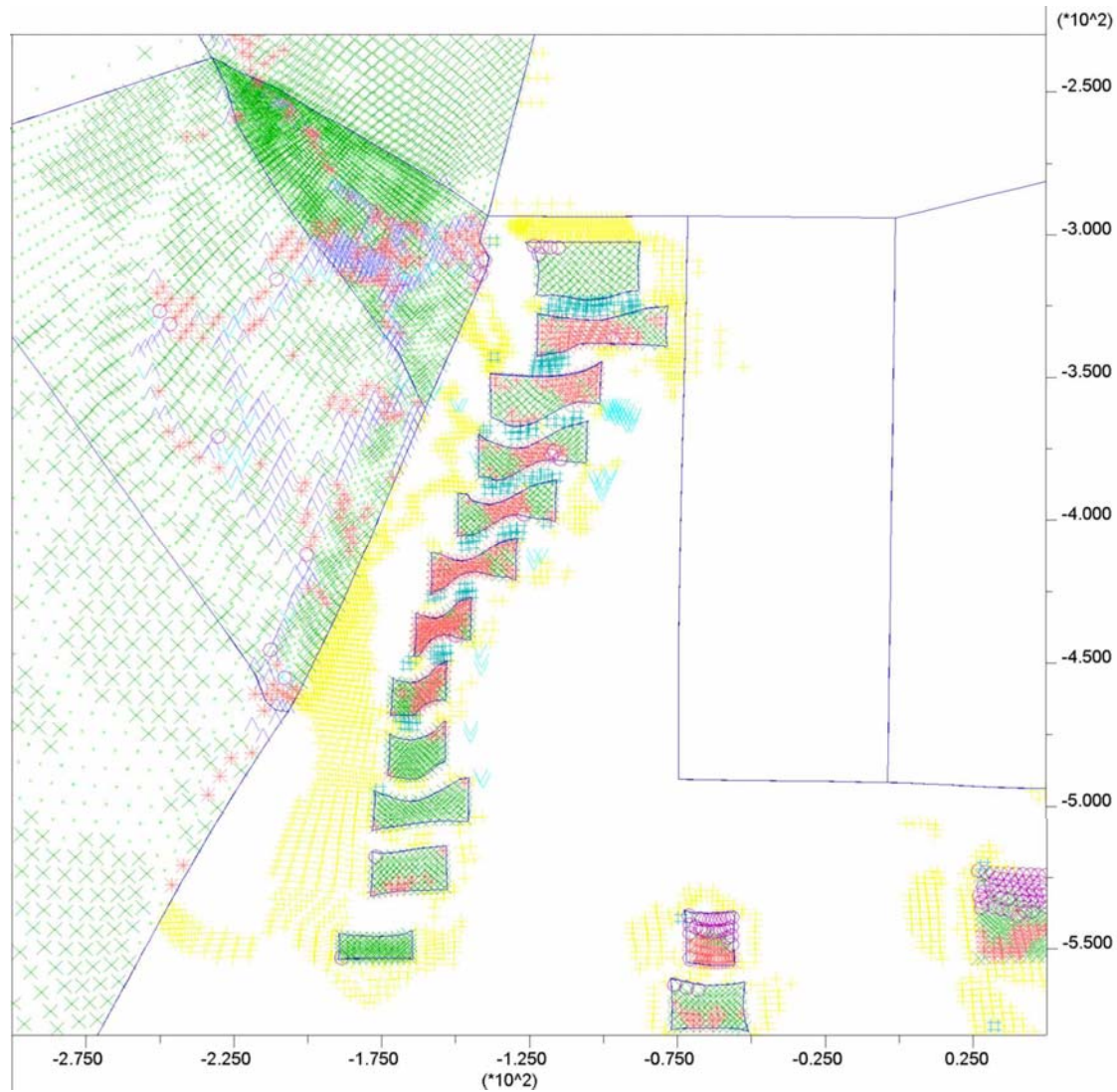
Deckgebirgsbereiche  
mit mechanisch  
wirksamen Fluiddruck

 kein Fluiddruck  
 mech. wirk. Fluiddruck

Institut f. Gebirgsmechanik  
Leipzig, Deutschland





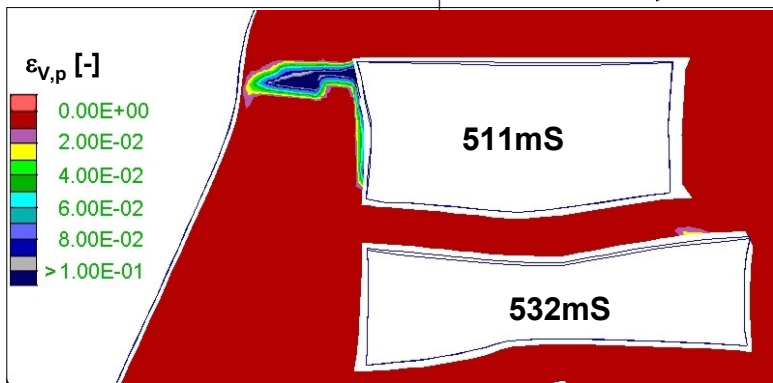
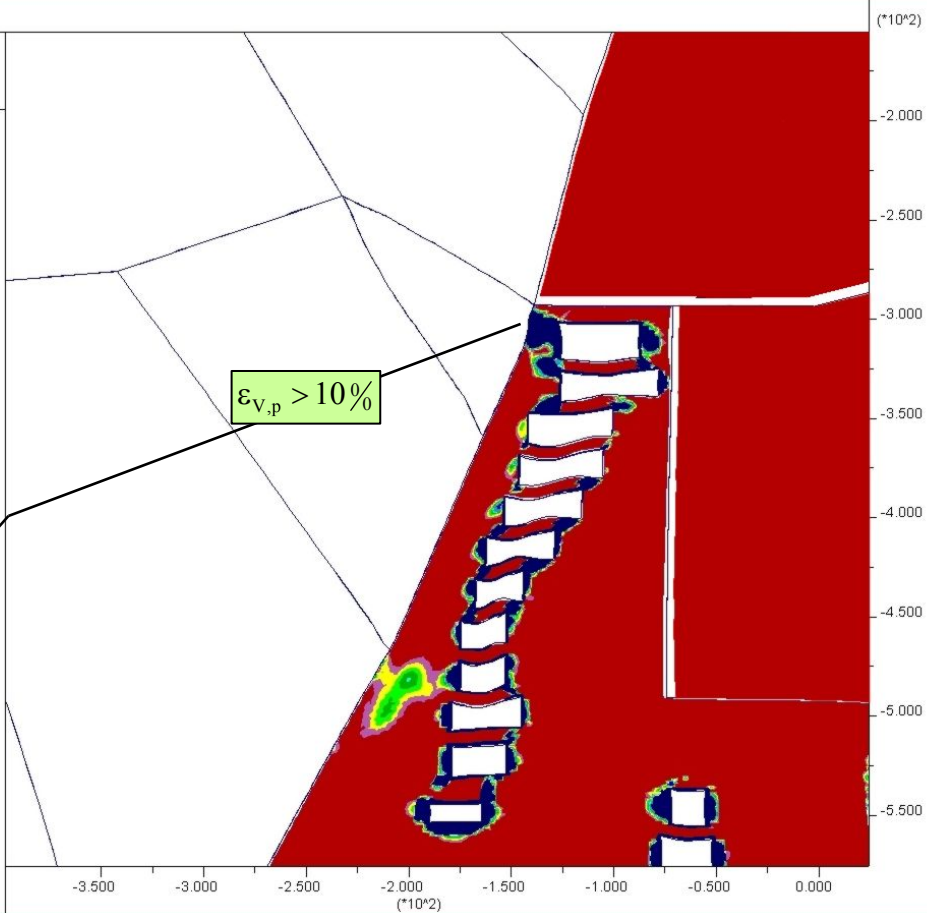
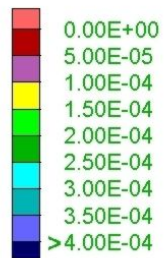


**Plasticity Indicator**  
 \* at yield in shear or vol.  
 X elastic, at yield in past  
 o at yield in tension  
 ^ slip along ubiq. joints  
 . ubiq. joints fail in past  
 v tens. fail. ubiq. joints  
 shear-p  
 shear-n shear-p  
 tension-p  
 shear-n tension-n tension-p

JOB TITLE :

FLAC (Version 4.00)

plastische  
Volumendilatanz  
 $\epsilon_{V,p}$  [-]



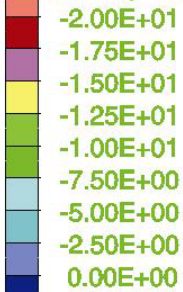
JOB TITLE :

**FLAC (Version 4.00)**

LEGEND

12-Sep-03 14:29  
step 1737103  
Creep Time 8.3220E+05  
-7.273E+02 <x< 5.036E+02  
-8.933E+02 <y< 3.375E+02

Maximum principal stress

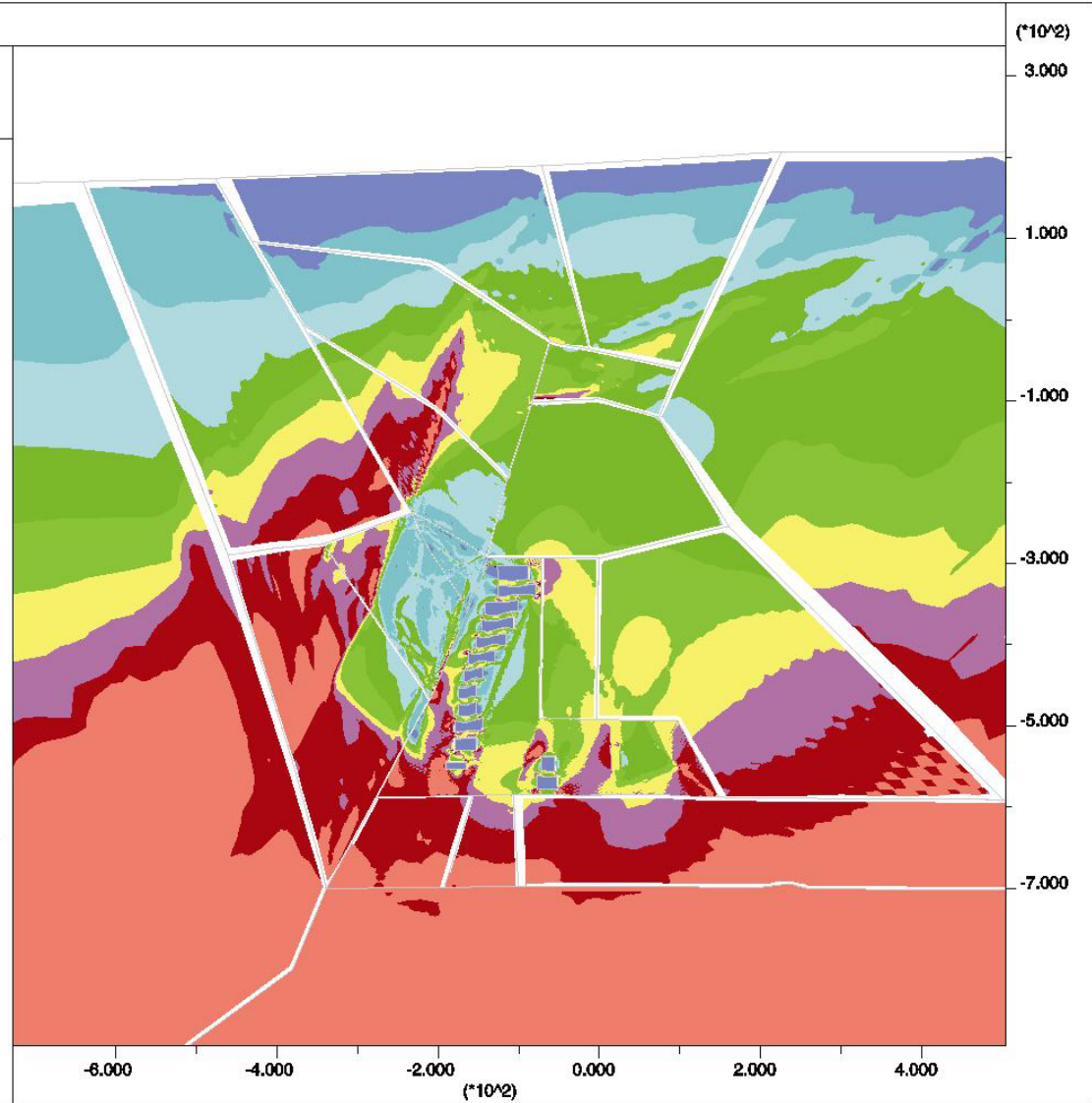


Contour interval= 2.50E+00

Boundary plot



Institut f. Gebirgsmechanik  
Leipzig, Deutschland



Institut für Gebirgsmechanik  
Leipzig

**Modellierung des Schließungskonzeptes:  
Maximale Hauptspannung in MPa, Zeitpunkt 2004**

JOB TITLE :

**FLAC (Version 4.00)**

LEGEND

12-Sep-03 14:29

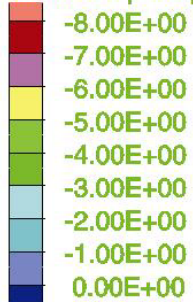
step 1737103

Creep Time 8.3220E+05

-7.273E+02 <x< 5.036E+02

-8.933E+02 <y< 3.375E+02

Minimum principal stress

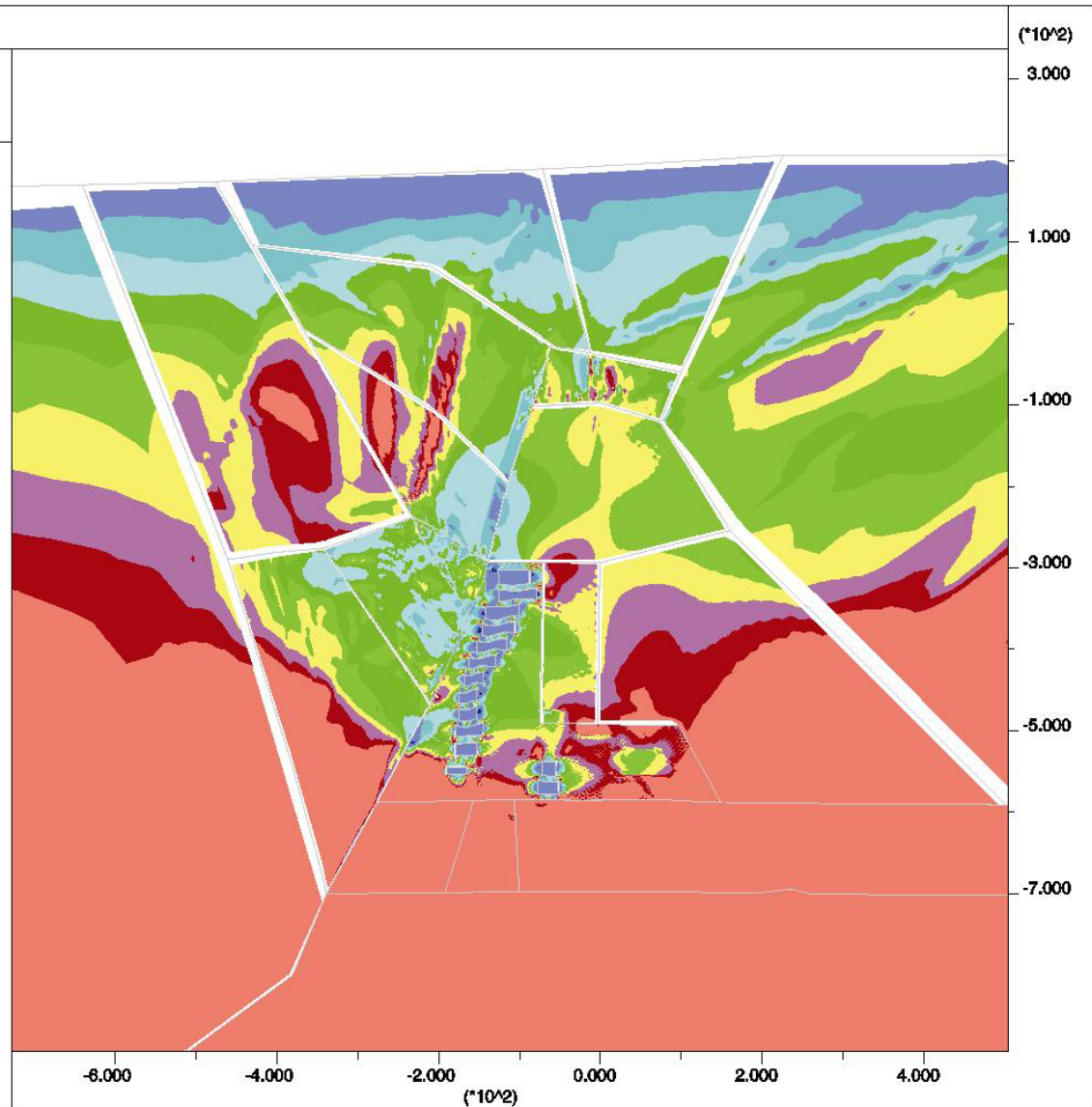


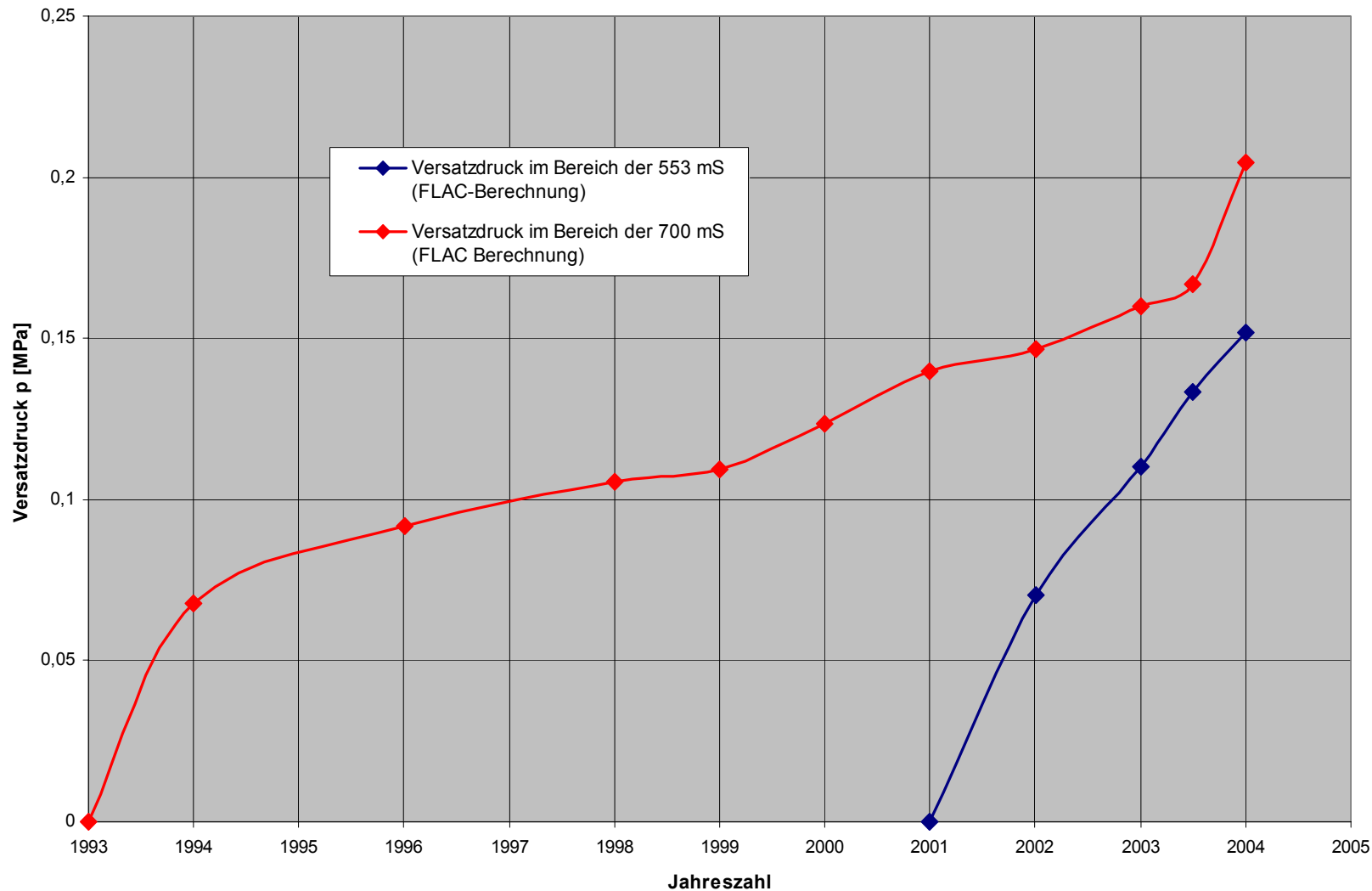
Contour interval= 1.00E+00

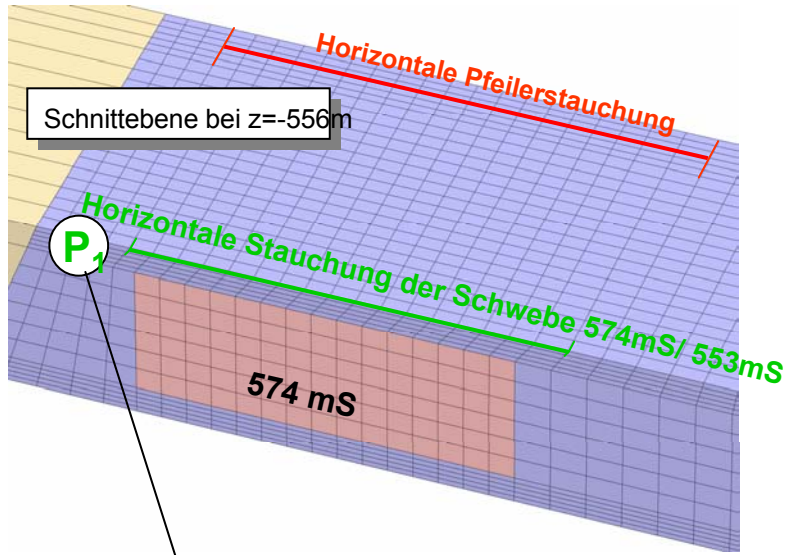
Boundary plot



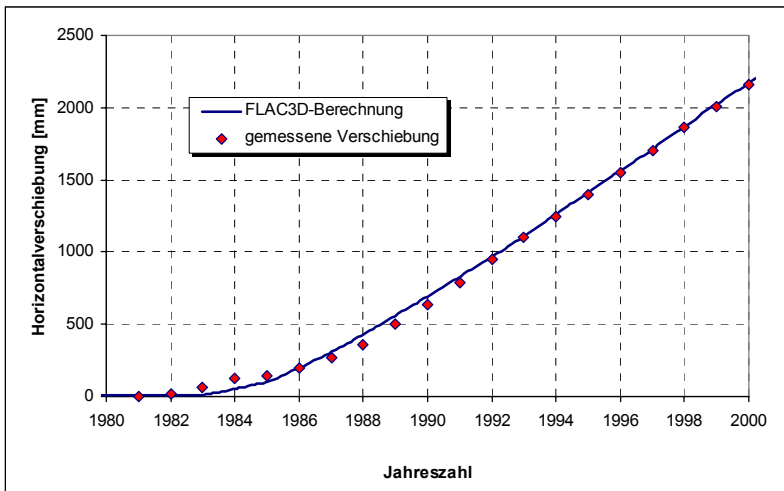
Institut f. Gebirgsmechanik  
Leipzig, Deutschland



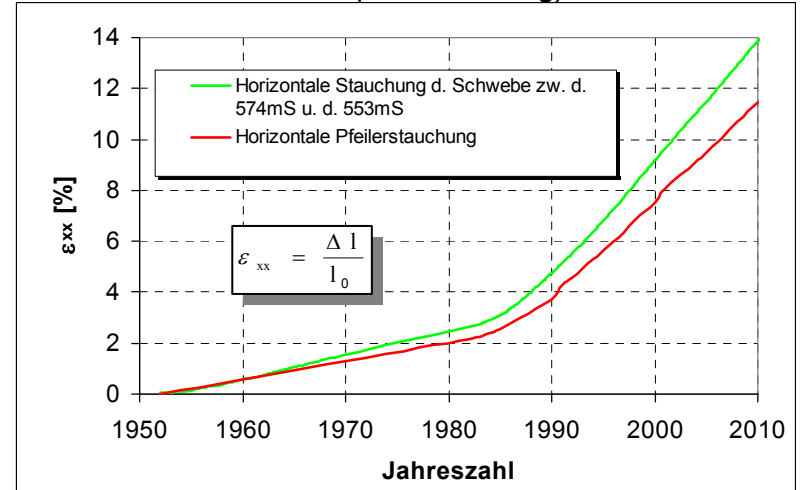




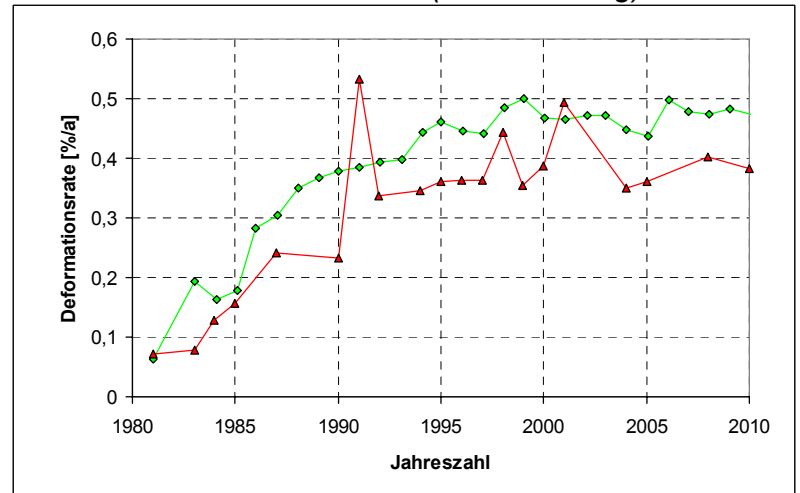
Horizontalverschiebung im Punkt P<sub>1</sub> (mit Nullmessung 1981)



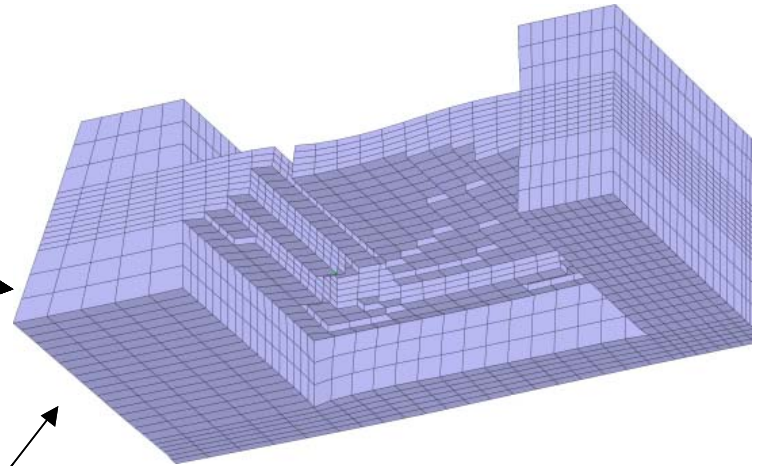
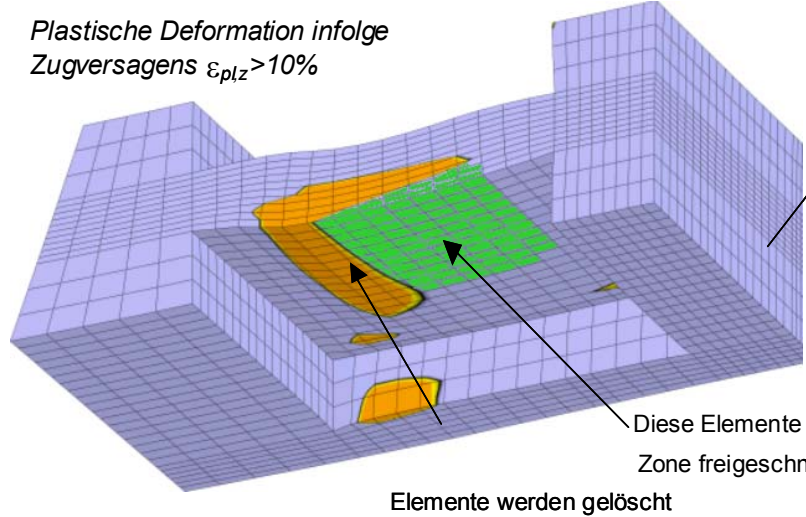
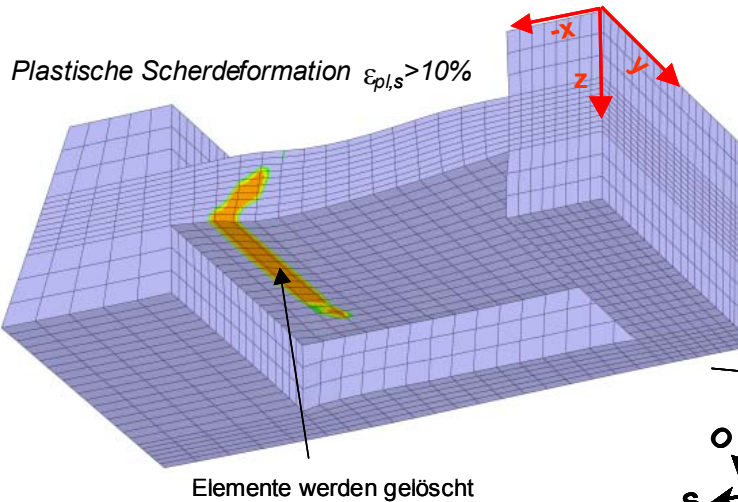
Horizontaldeformation (N-S-Richtung) – Teufe: -556 m



Rate Horizontaldeformation (N-S-Richtung) – Teufe: -556 m



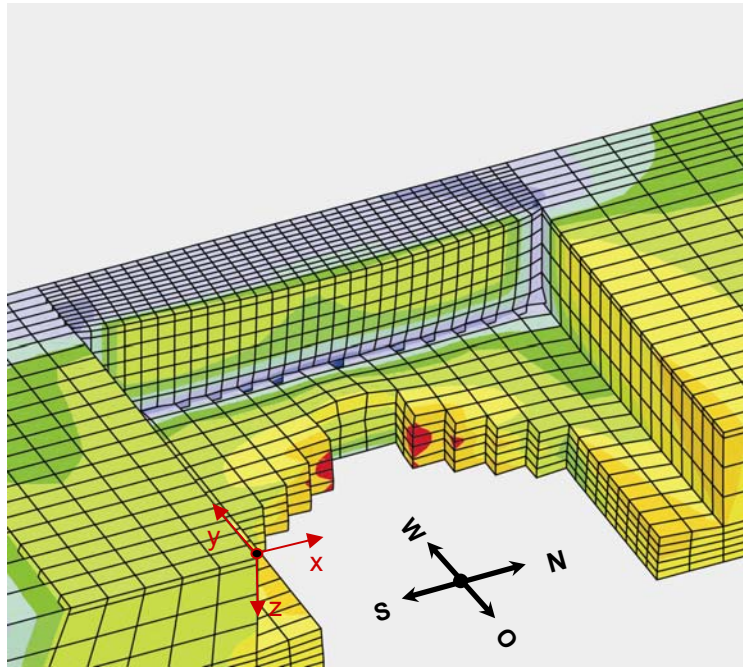




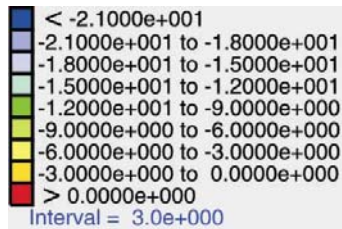
Schwebe zwischen der 532mS und der 511mS mit Firstausbruch im Übergang zum Schwebendurchbruch im Jahr 1997

Diese Elemente werden durch das Löschen der Rot gefärbten Zone freigeschnitten und werden deshalb ebenfalls gelöscht

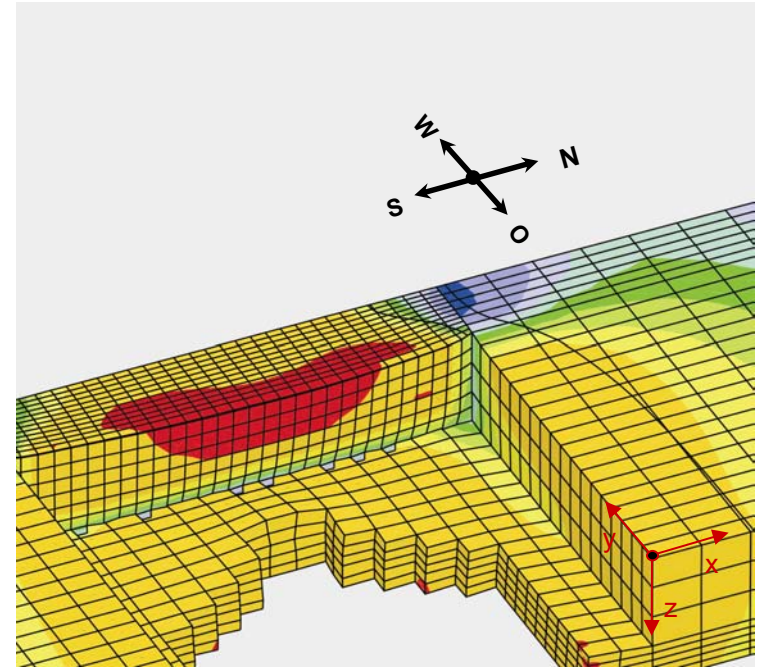
### Größte Hauptspannung $\sigma_1$



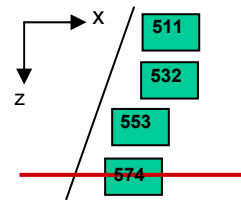
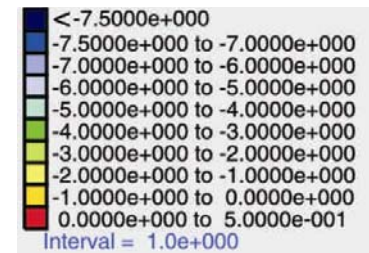
#### $\sigma_1$ in MPa



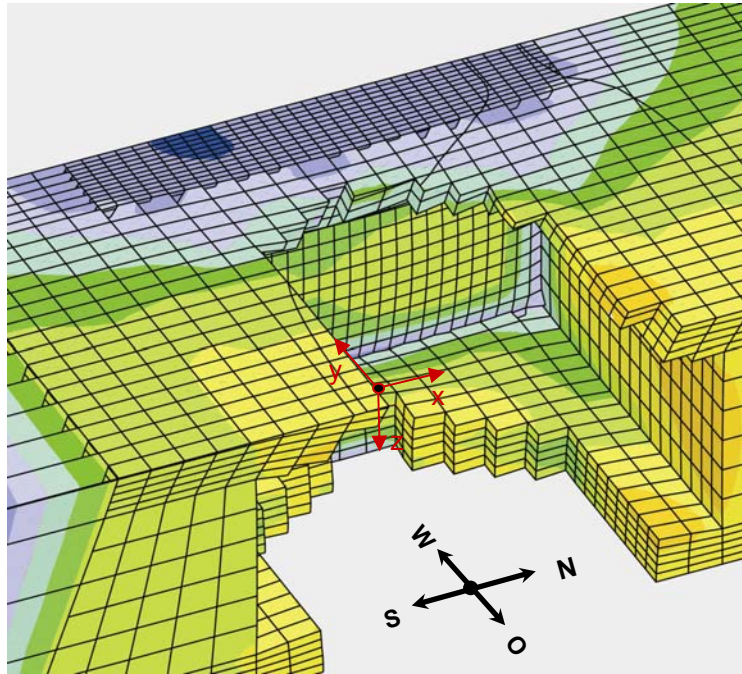
### Kleinste Hauptspannung $\sigma_3$



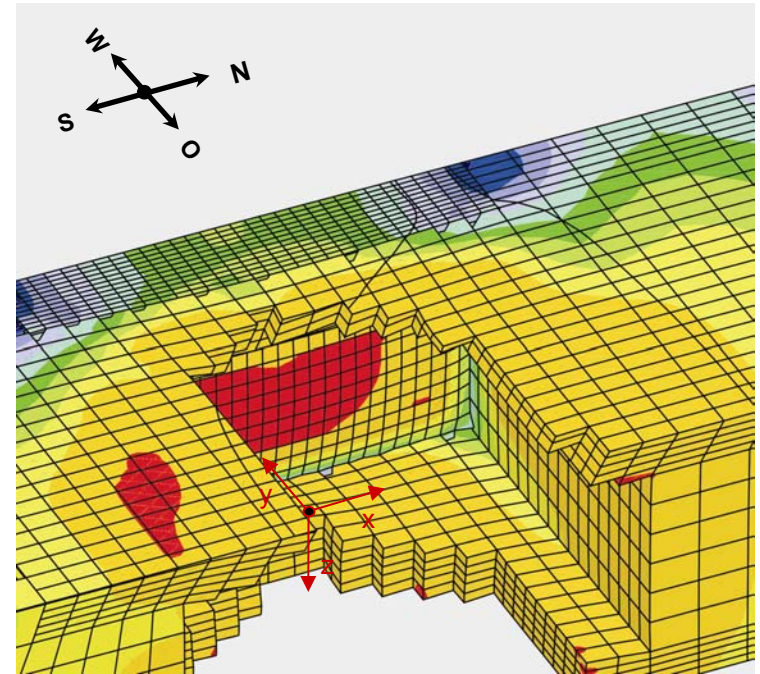
#### $\sigma_3$ in MPa



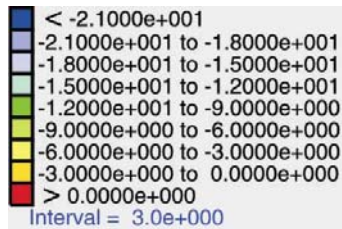
### Größte Hauptspannung $\sigma_1$



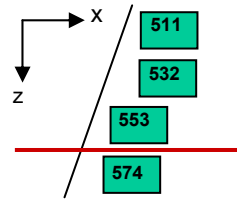
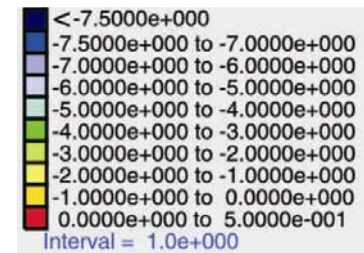
### Kleinste Hauptspannung $\sigma_3$



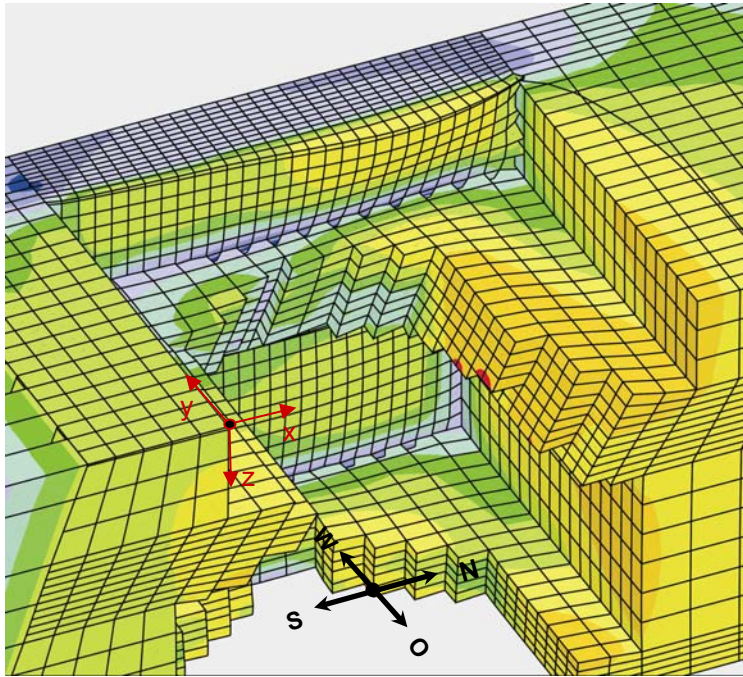
#### $\sigma_1$ in MPa



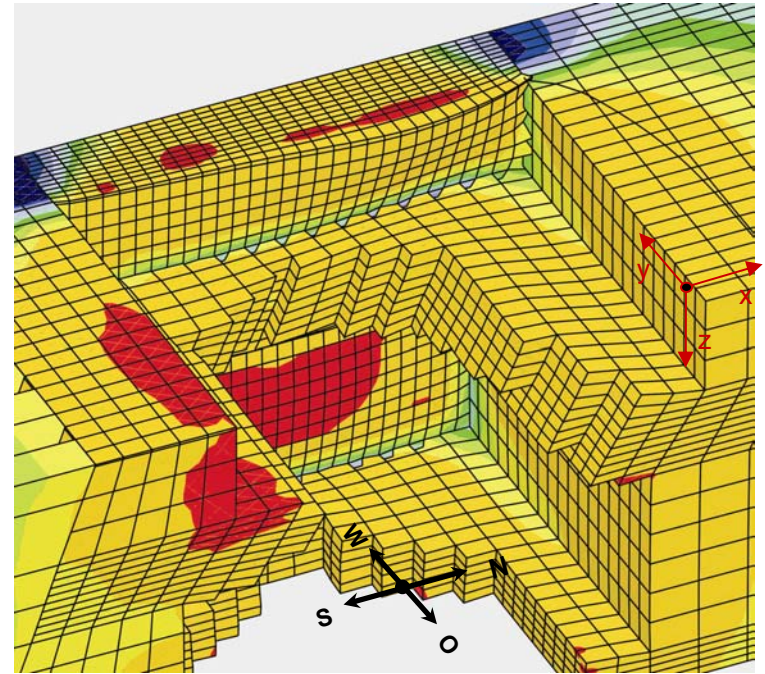
#### $\sigma_3$ in MPa



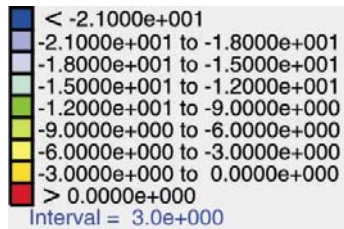
### Größte Hauptspannung $\sigma_1$



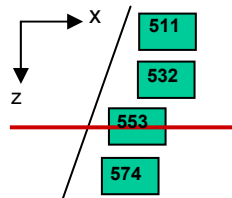
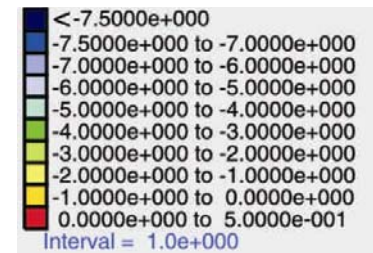
### Kleinste Hauptspannung $\sigma_3$

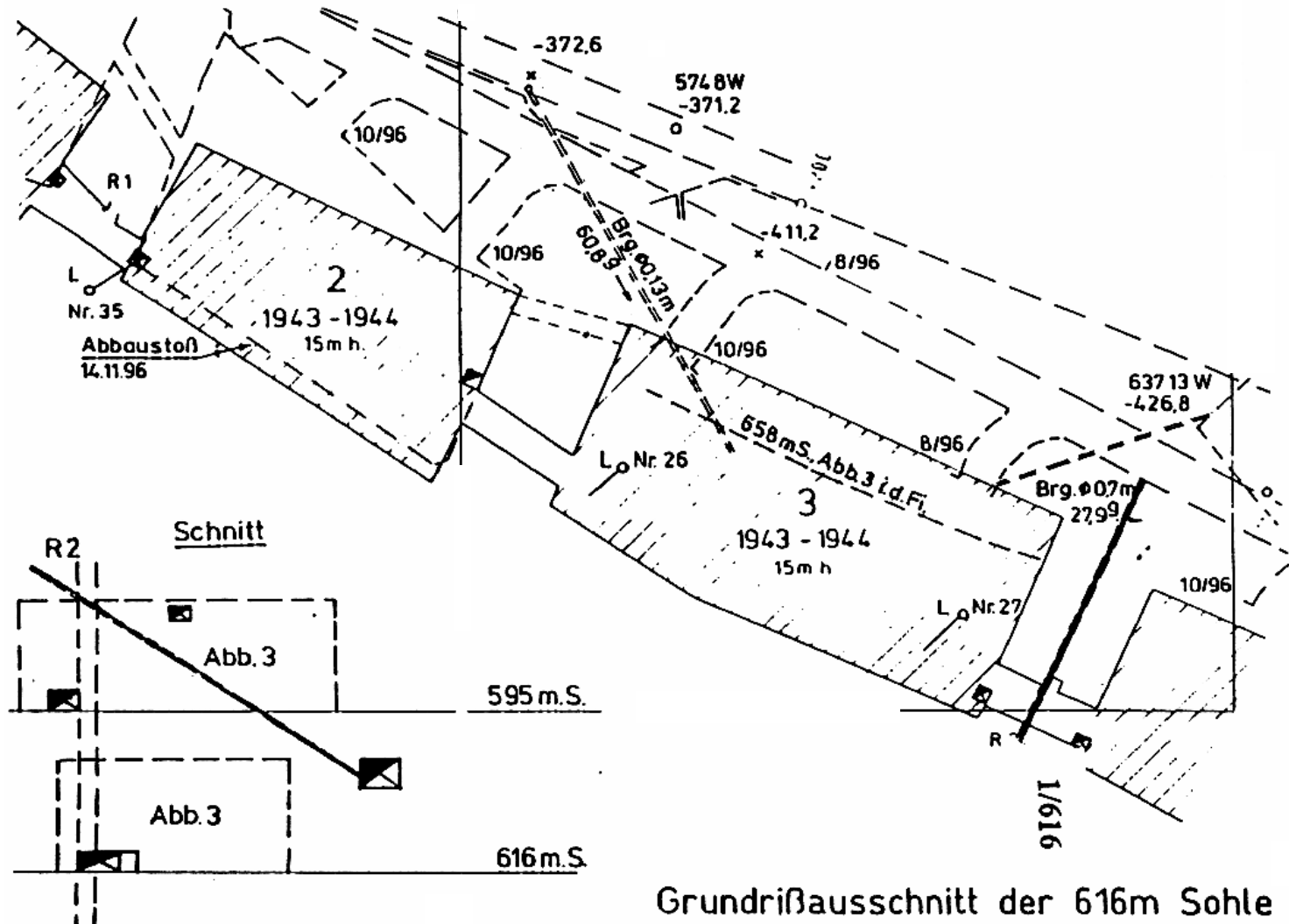


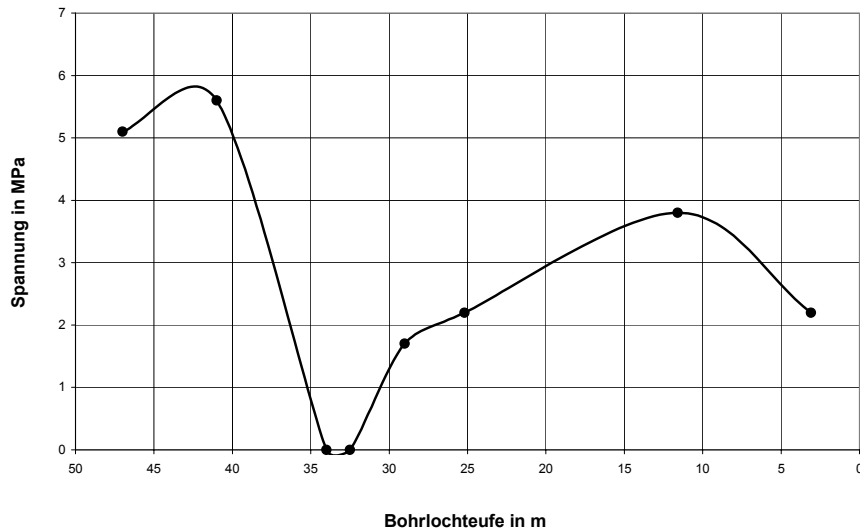
#### $\sigma_1$ in MPa



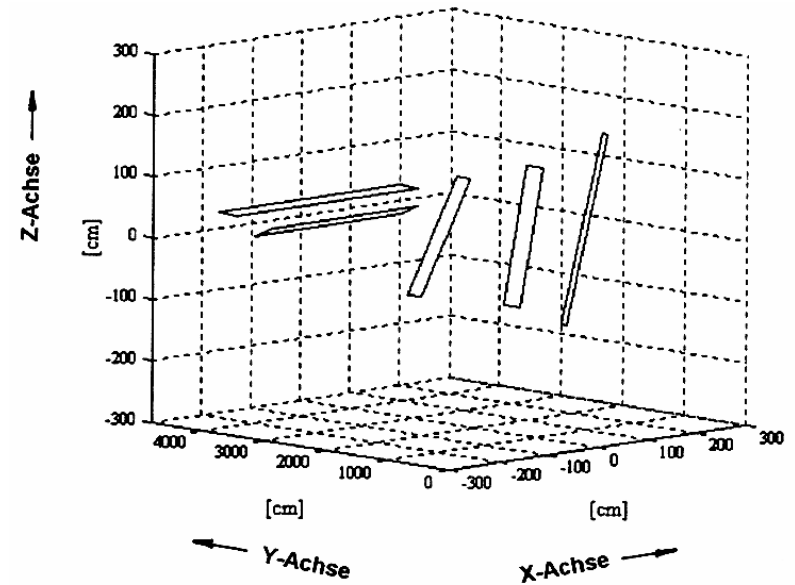
#### $\sigma_3$ in MPa







Minimalspannung [MPa] im Teufenbereich  
 Schwebe 616 mS/595 mS, Kammer 595 mS  
 und Schwebe 595 mS/574 mS



Hydrofractisslage in Bohrlochteufe [m] 3,1/11,6/25,2/47

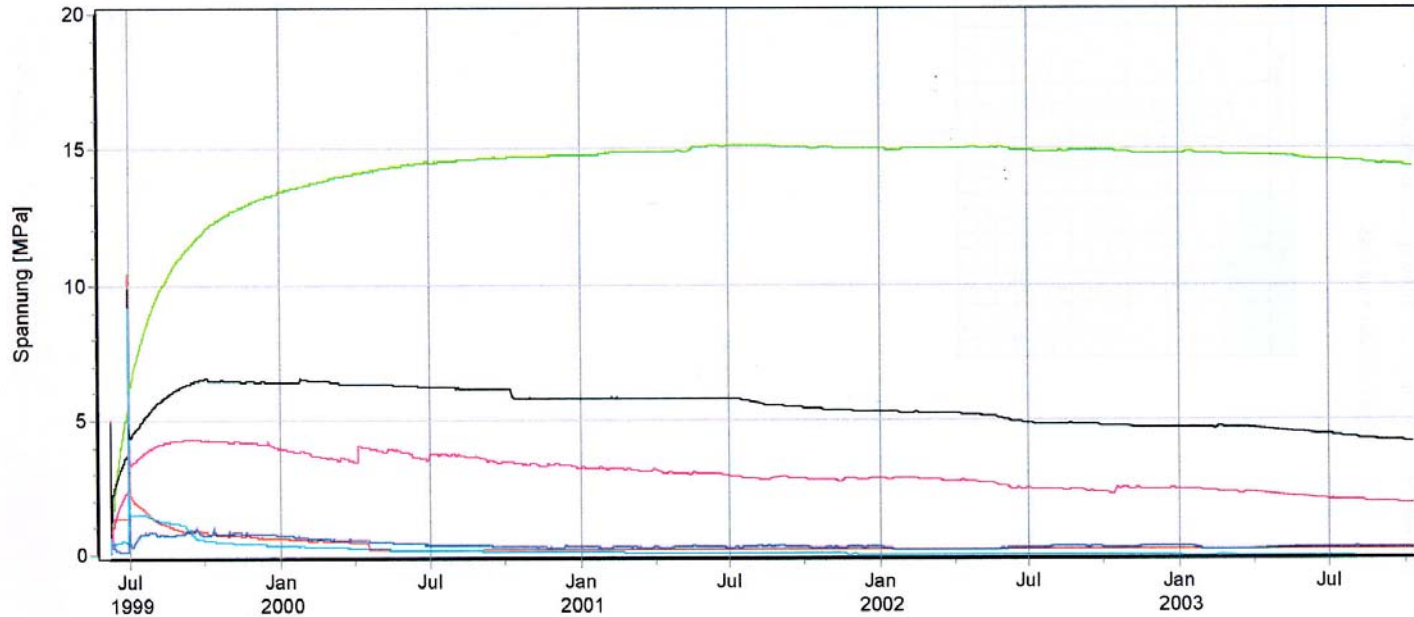
X-Achse horizontal nach WNW  
 Y-Achse horizontal nach SSW  
 Z-Achse vertikal nach oben



Projekt: MFA 490

Elektrische Spannungsgeber SMS 5/490  
Pfeilermitte - Mitte Schweben  
Teufe 514 m Pfeiler 5/6

Ausw.: 56M-514-SE  
Stand: 14.10.03

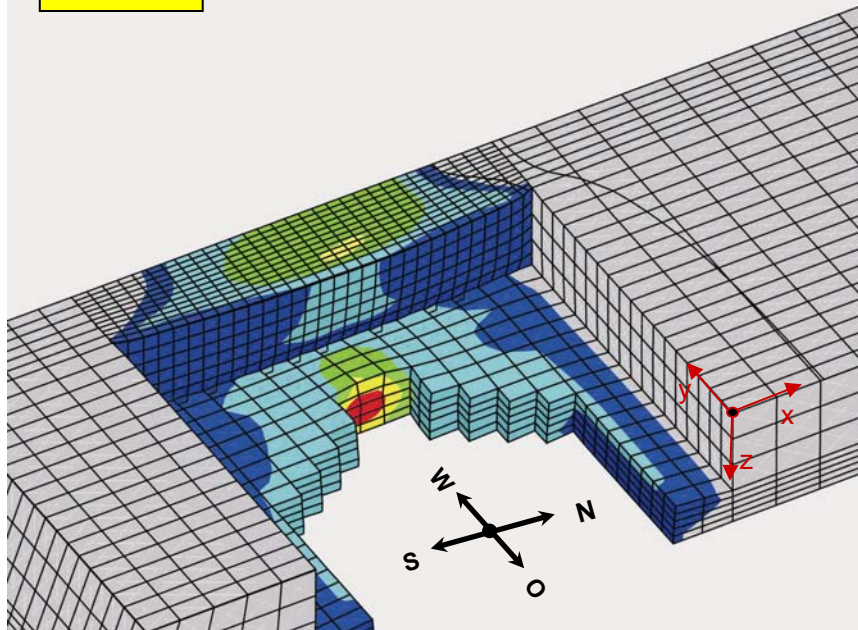


Kurve	Messstelle	Messart	MQ	Lage X	Lage Y	Höhe	Zeitraum
—	56M-514-EL-1	Pf-5/6--1,50	45/300 45/strei	44 09013,0	57 78067,0	-321,50 mNN	08.06.99 06:22:20 - 12.10.03 06:30:20
—	56M-514-EL-2	Pf-5/6--1,38	00/075 h/45quer	44 09013,0	57 78067,0	-321,50 mNN	08.06.99 06:22:26 - 12.10.03 06:30:26
—	56M-514-EL-3	Pf-5/6--1,42	00/030 h/quer	44 09013,0	57 78067,0	-321,50 mNN	08.06.99 06:22:32 - 12.10.03 06:30:32
—	56M-514-EL-4	Pf-5/6--1,62	45/030 45/quer	44 09013,0	57 78067,0	-321,50 mNN	08.06.99 06:22:38 - 12.10.03 06:30:38
—	56M-514-EL-5	Pf-5/6--1,47	00/120 h/strei	44 09013,0	57 78067,0	-321,50 mNN	08.06.99 06:22:44 - 12.10.03 06:30:44
—	56M-514-EL-6	Pf-5/6--1,45	90/--- vertikal	44 09013,0	57 78067,0	-321,50 mNN	08.06.99 06:22:50 - 30.07.03 08:27:38

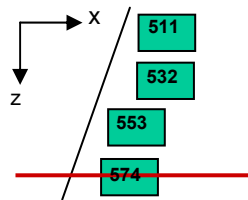
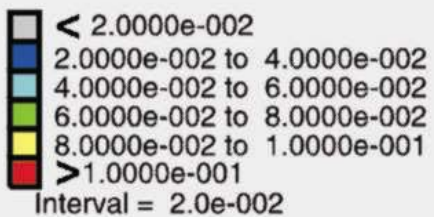


(Schweben mit Restring)

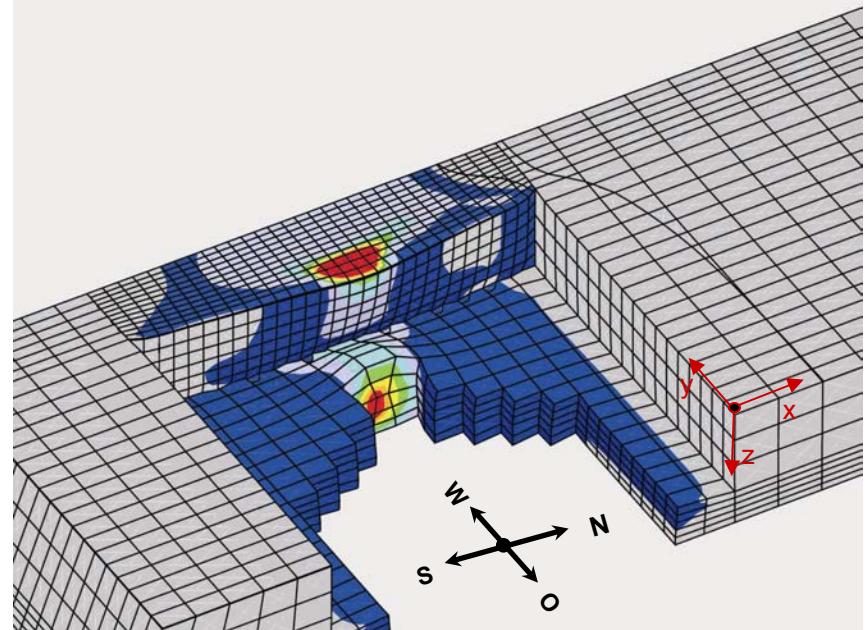
Zeit: 2004



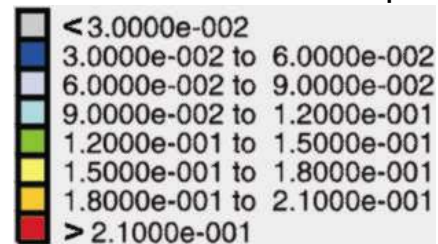
plast. Deformation  $\epsilon_{pl}$  [-]



Zeit: 2010



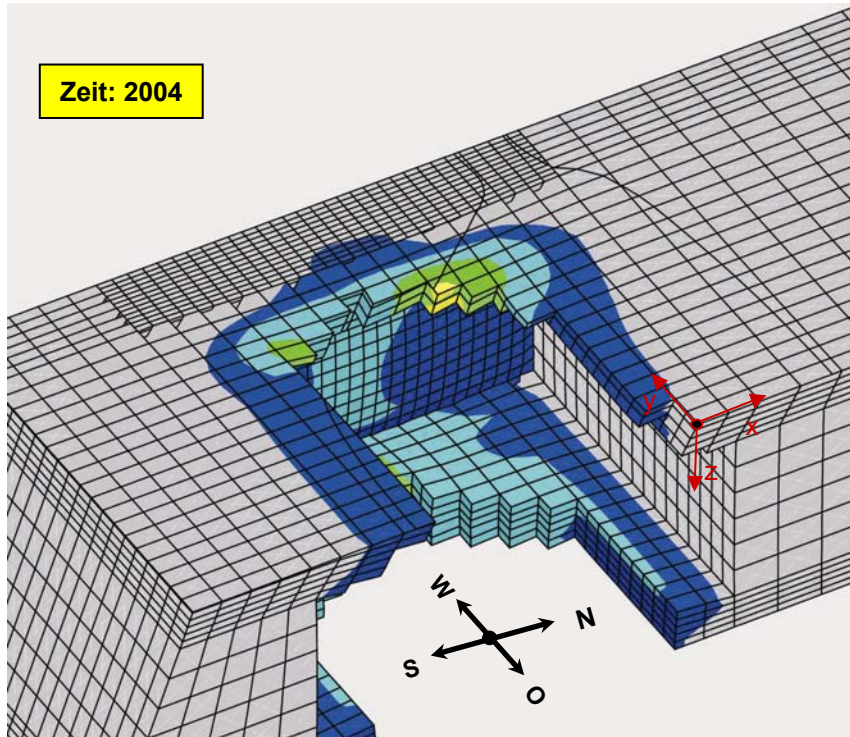
plast. Deformation  $\epsilon_{pl}$  [-]



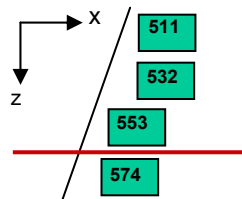
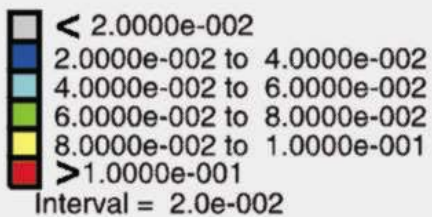


(Schweben mit Restring)

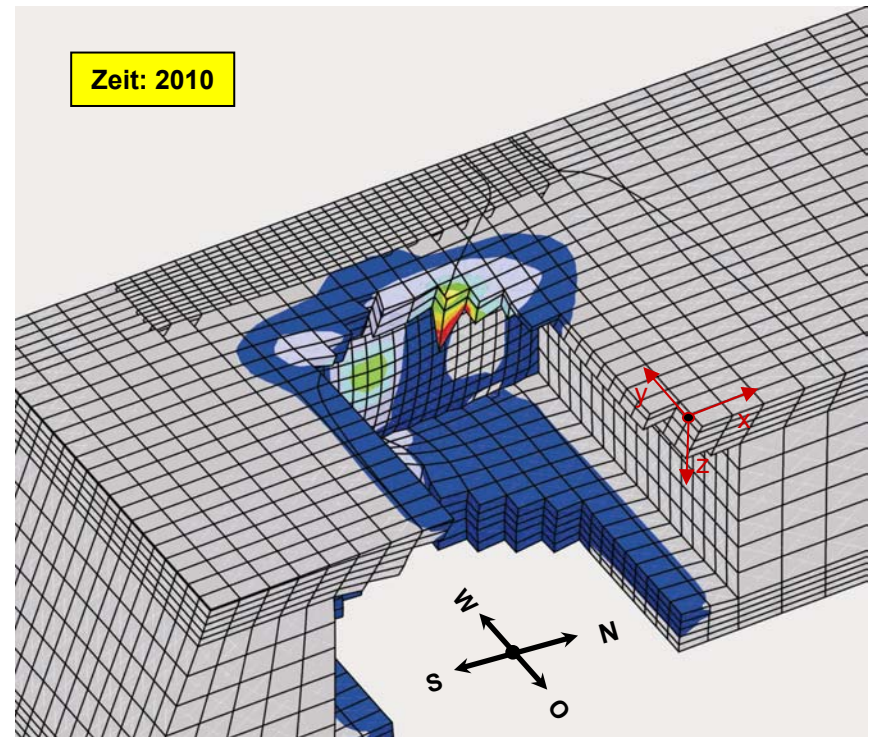
Zeit: 2004



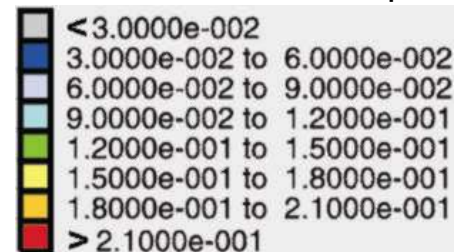
plast. Deformation  $\epsilon_{pl}$  [-]



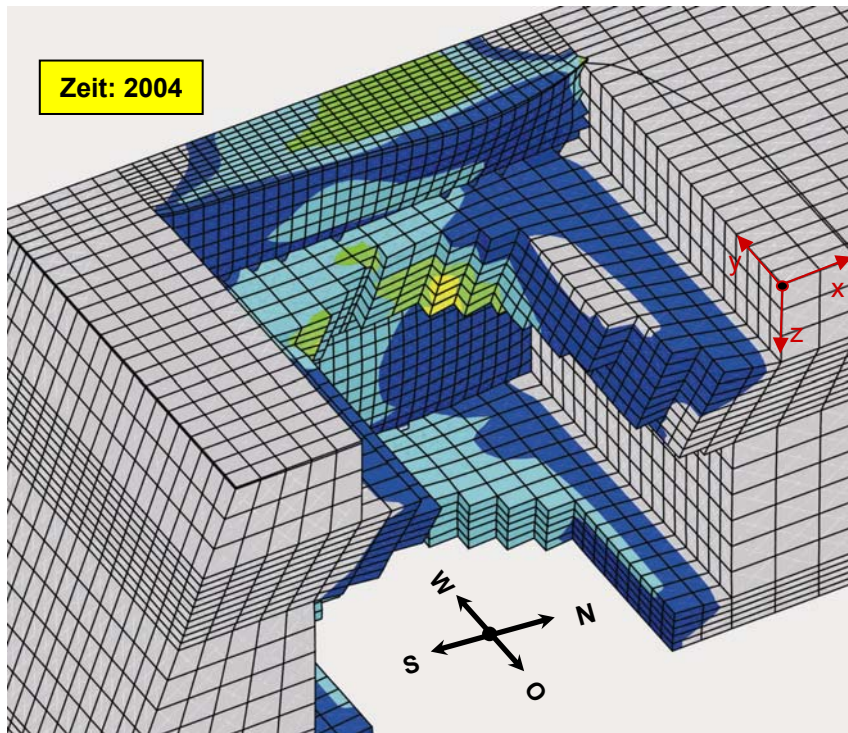
Zeit: 2010



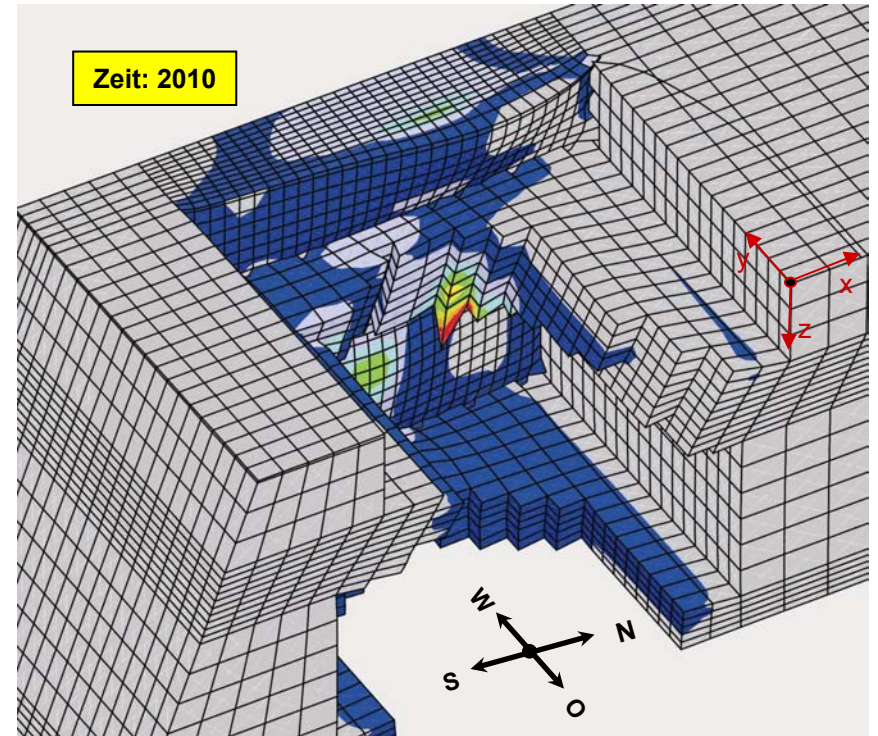
plast. Deformation  $\epsilon_{pl}$  [-]



(Schweben mit Restring)

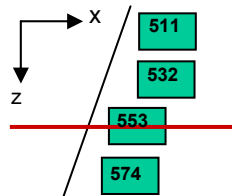
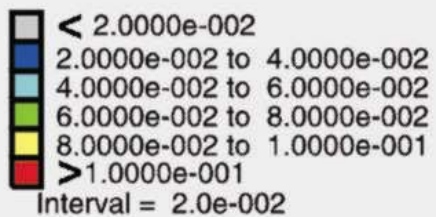


Zeit: 2004

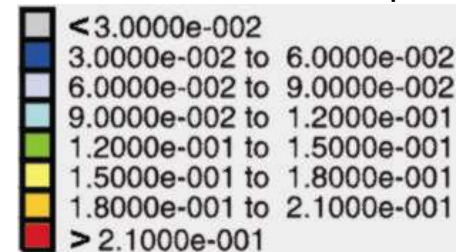


Zeit: 2010

plast. Deformation  $\epsilon_{pl}$  [-]



plast. Deformation  $\epsilon_{pl}$  [-]

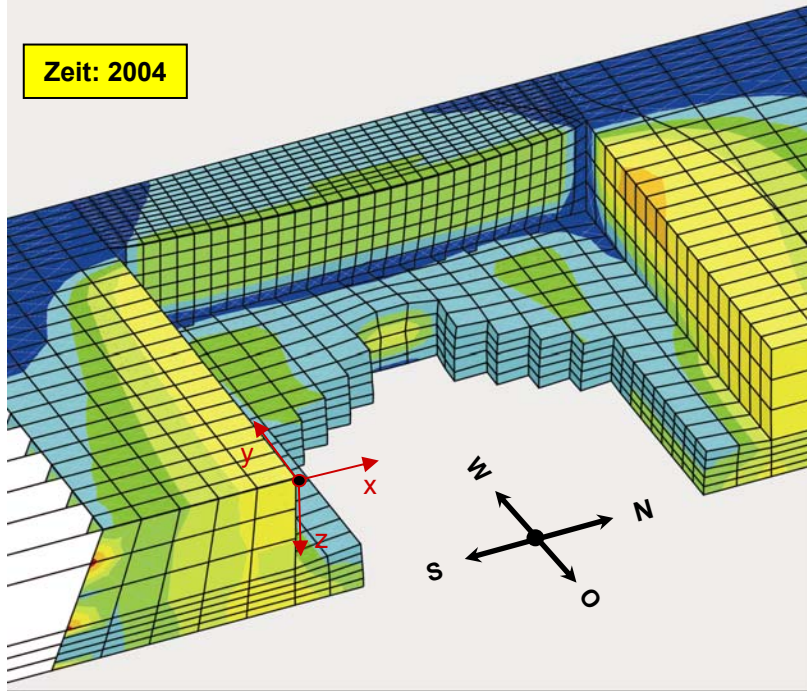




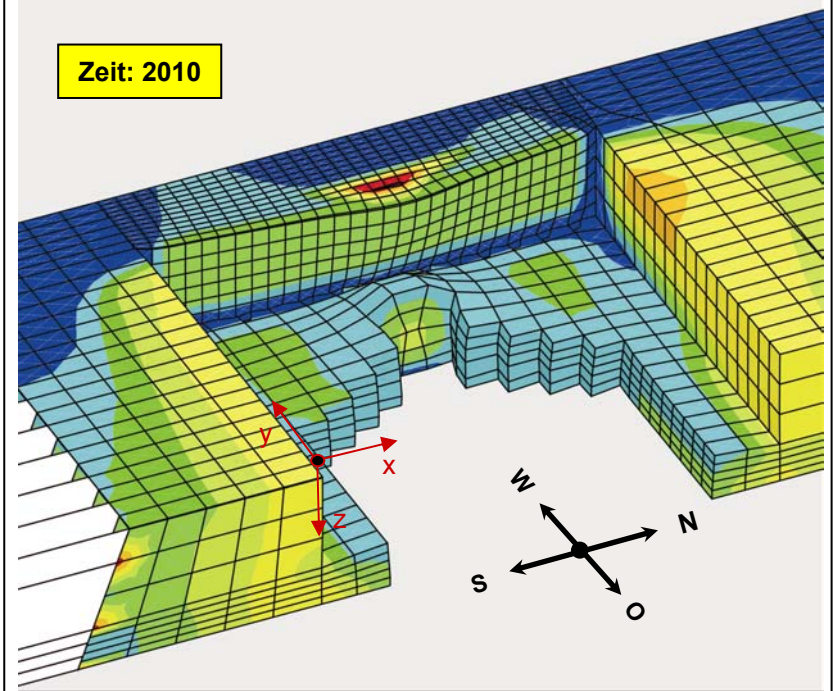


(Schweben mit Restrिंग)

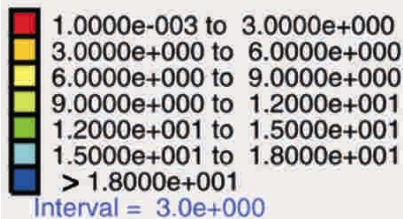
Zeit: 2004



Zeit: 2010

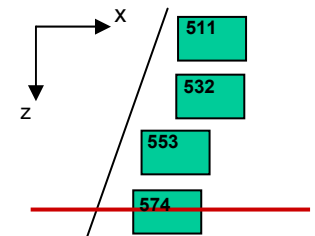


Festigkeit  $\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl})$   
[MPa]



Festigkeit  $\sigma_{1,B}$  von Steinsalz

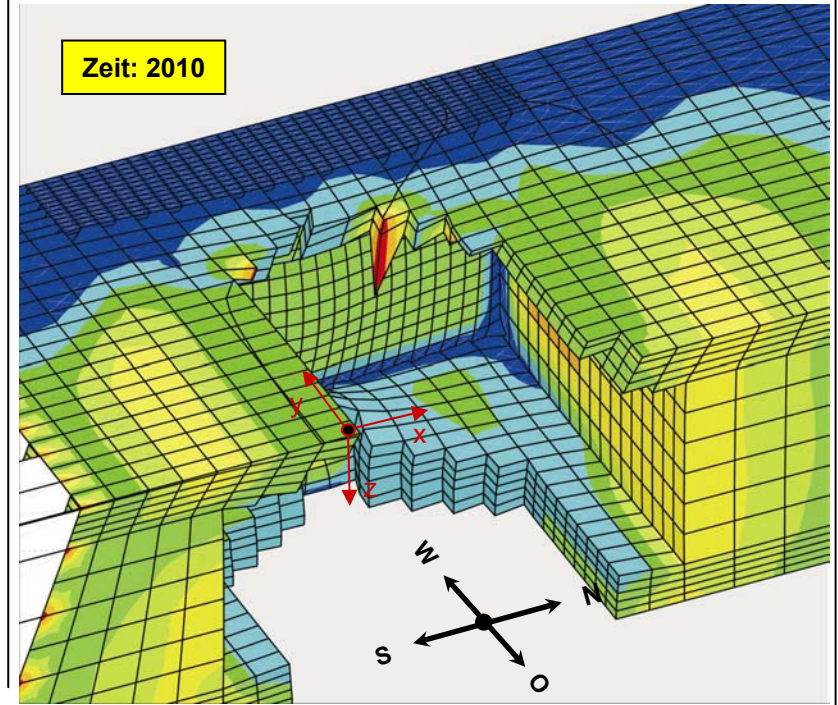
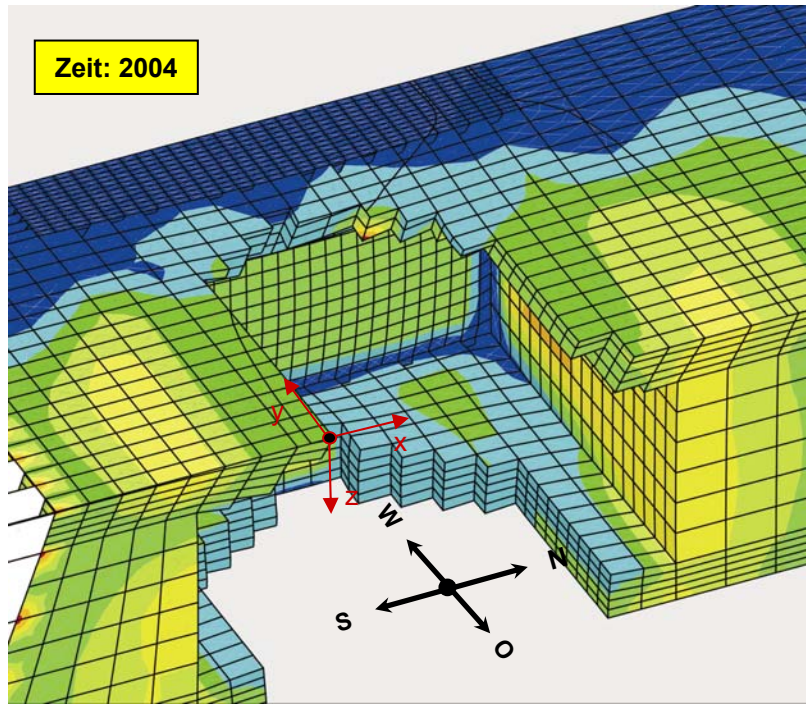
$$\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl}) = \sigma_D(\epsilon_{pl}) + \frac{\sigma_{Max}(\epsilon_{pl}) - \sigma_D(\epsilon_{pl})}{\sigma_\phi(\epsilon_{pl}) + \sigma_3} \cdot \sigma_3 + \sigma_3$$



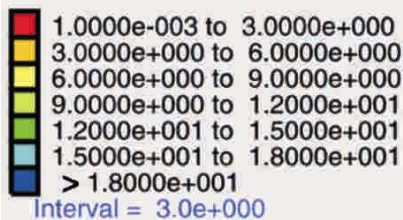
Institut für Gebirgsmechanik  
Leipzig

Festigkeitsverteilung in der x-y-Ebene in den Jahren  
2004 und 2010 (Horizontalschnitt in halber Kammerhöhe der 574 mS)  
Teufe z = -566.5m

(Schweben mit Restriring)

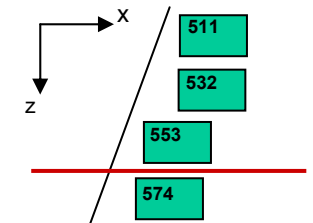


Festigkeit  $\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl})$   
[MPa]



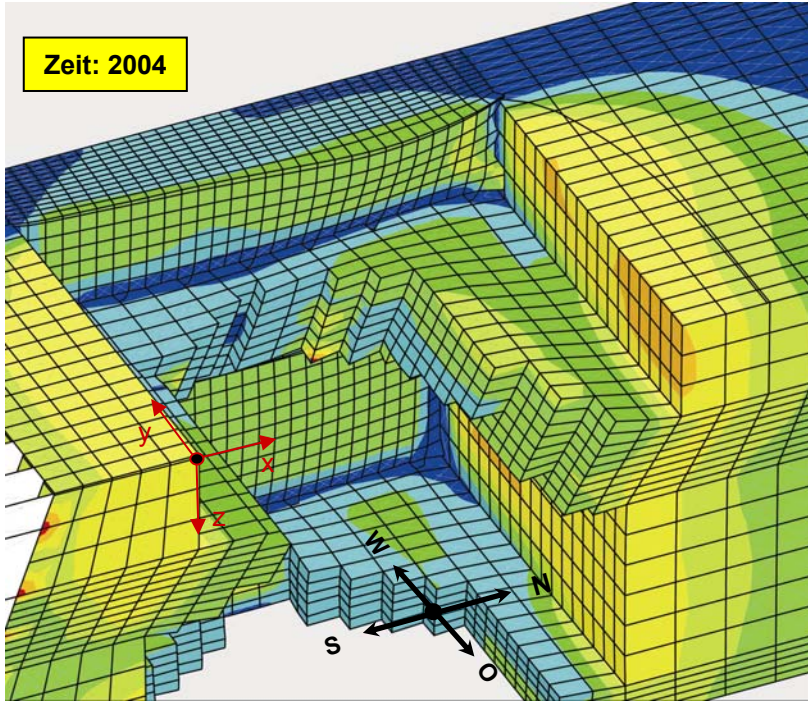
Festigkeit  $\sigma_{1,B}$  von Steinsalz

$$\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl}) = \sigma_D(\epsilon_{pl}) + \frac{\sigma_{Max}(\epsilon_{pl}) - \sigma_D(\epsilon_{pl})}{\sigma_\phi(\epsilon_{pl}) + \sigma_3} \cdot \sigma_3 + \sigma_3$$

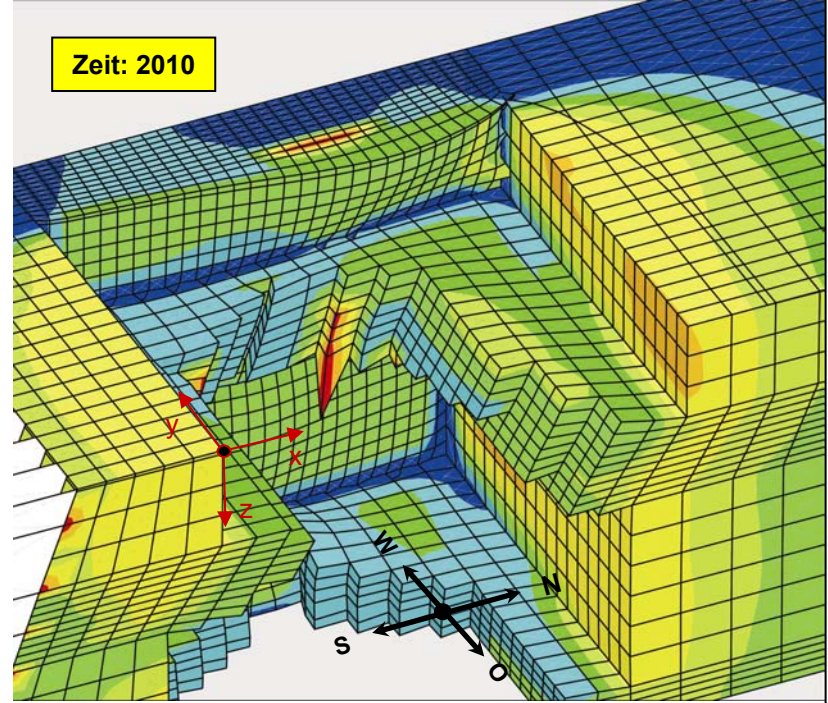


(Schweben mit Restriring)

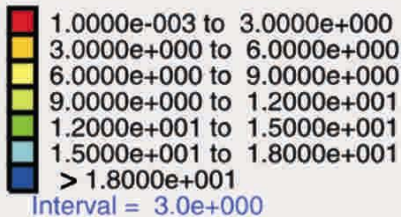
Zeit: 2004



Zeit: 2010

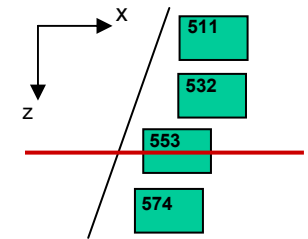


Festigkeit  $\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl})$   
[MPa]



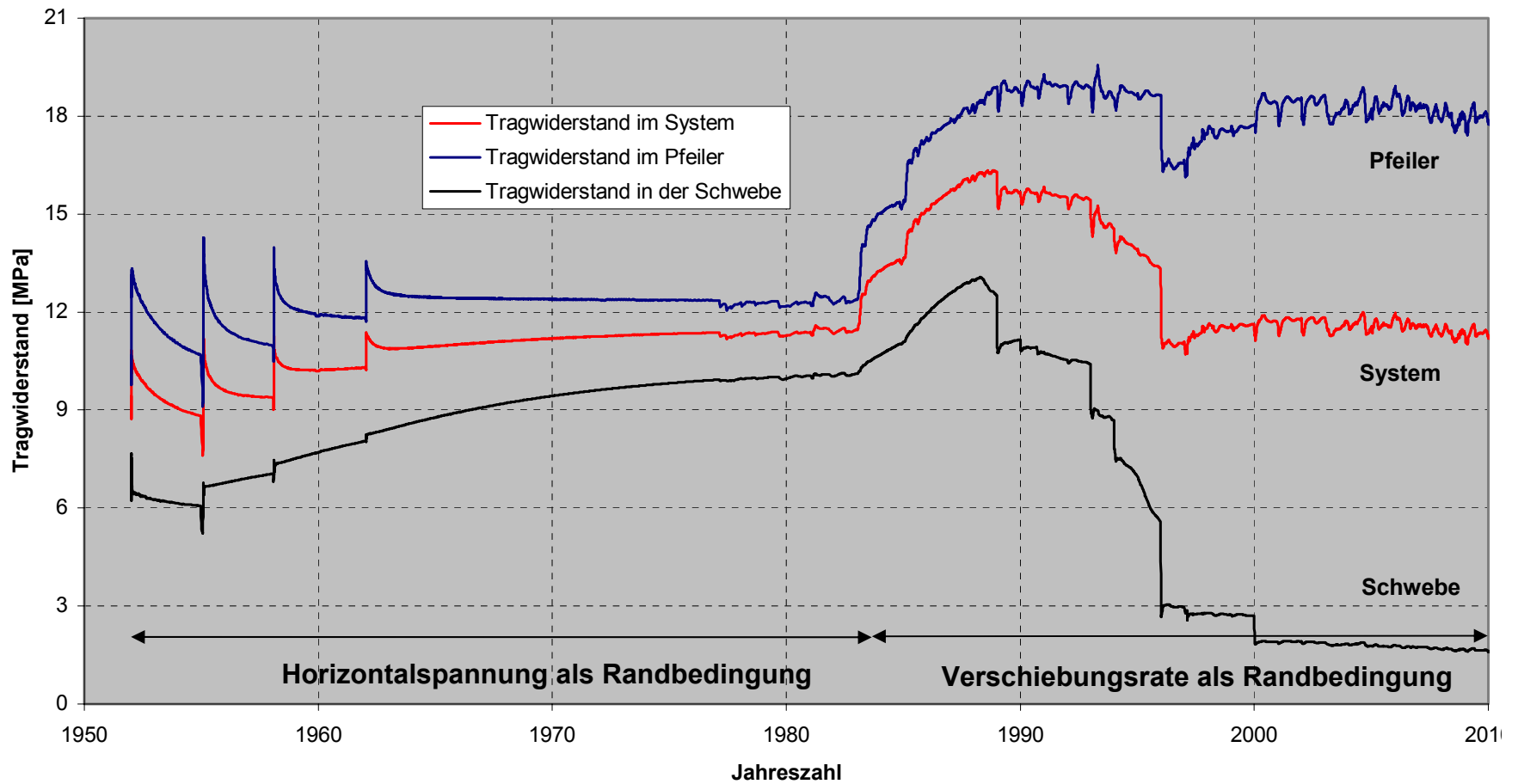
Festigkeit  $\sigma_{1,B}$  von Steinsalz

$$\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl}) = \sigma_D(\epsilon_{pl}) + \frac{\sigma_{Max}(\epsilon_{pl}) - \sigma_D(\epsilon_{pl})}{\sigma_\phi(\epsilon_{pl}) + \sigma_3} \cdot \sigma_3 + \sigma_3$$



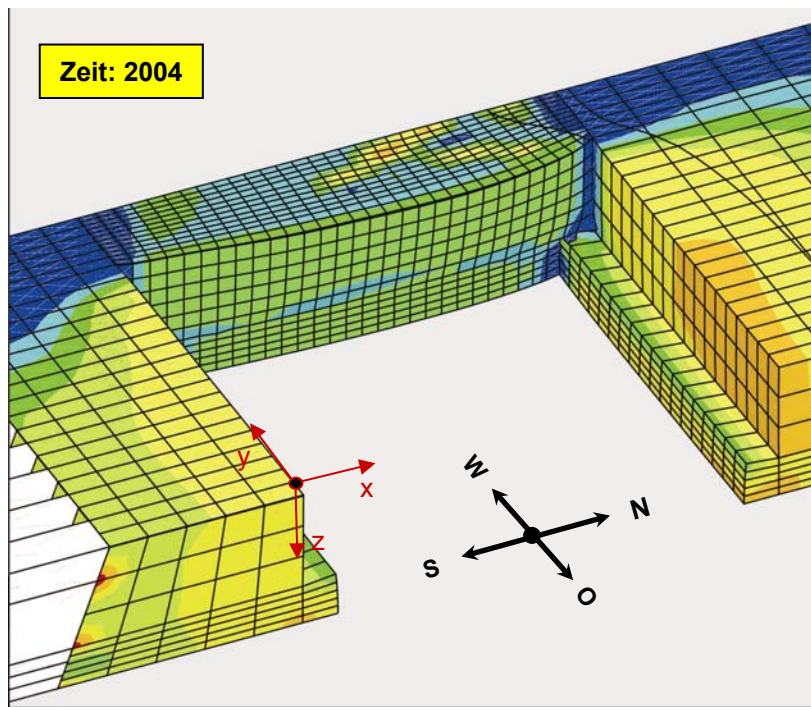
Institut für Gebirgsmechanik  
Leipzig

Festigkeitsverteilung in der x-y-Ebene in den Jahren  
2004 und 2010 (Horizontalschnitt in halber Kammerhöhe der 553 mS)  
Teufe  $z = -545.5 \text{ m}$

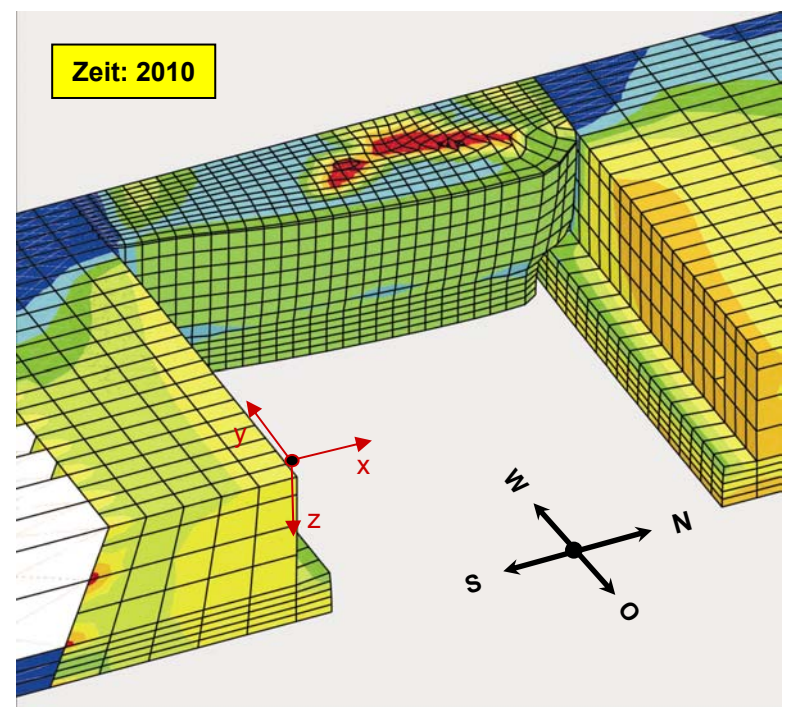




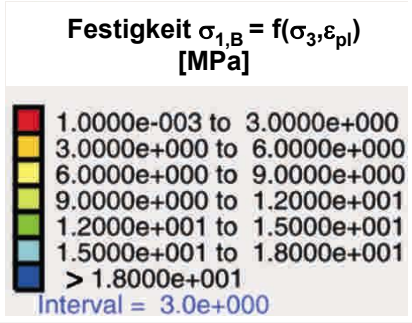
(Schweben ohne Restrang)



Zeit: 2004

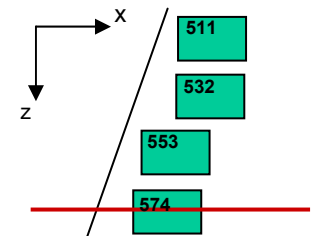


Zeit: 2010



**Festigkeit  $\sigma_{1,B}$  von Steinsalz**

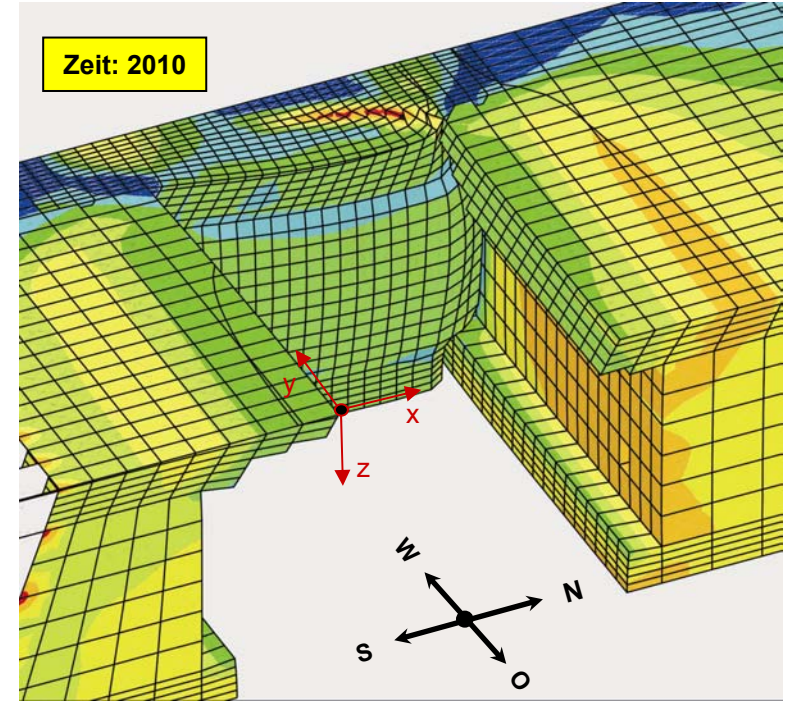
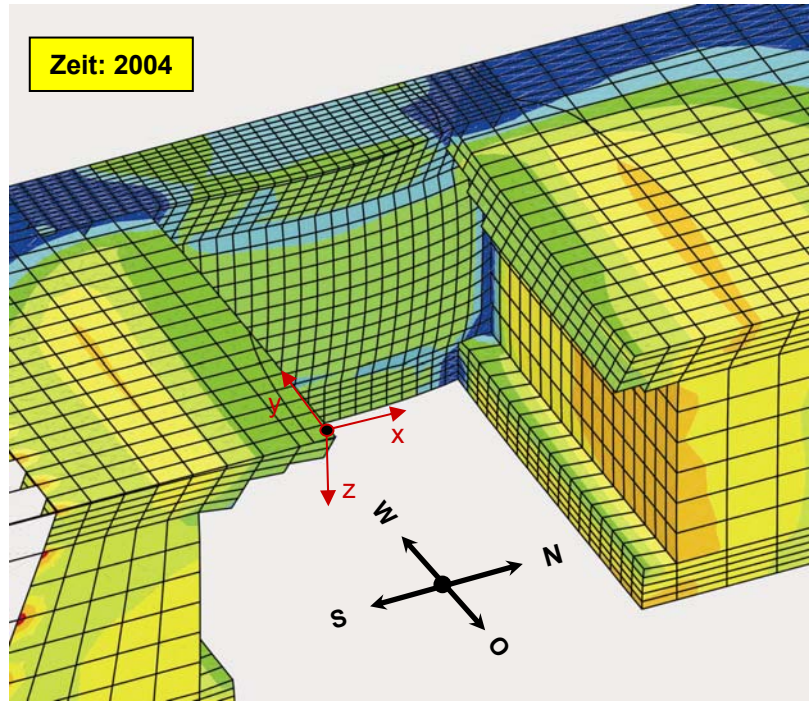
$$\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl}) = \sigma_D(\epsilon_{pl}) + \frac{\sigma_{Max}(\epsilon_{pl}) - \sigma_D(\epsilon_{pl})}{\sigma_\phi(\epsilon_{pl}) + \sigma_3} \cdot \sigma_3 + \sigma_3$$



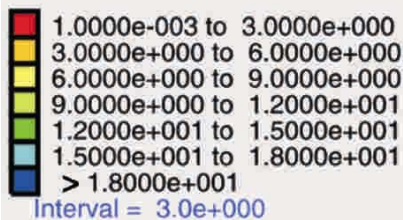
Institut für Gebirgsmechanik  
Leipzig

**Festigkeitsverteilung in der x-y-Ebene in den Jahren  
2004 und 2010 (Horizontalschnitt in halber Kammerhöhe der 574 mS)  
Teufe  $z = -566.5 m$**

(Schweben ohne Restrung)

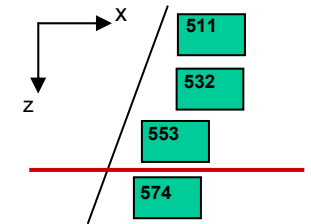


Festigkeit  $\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl})$   
[MPa]

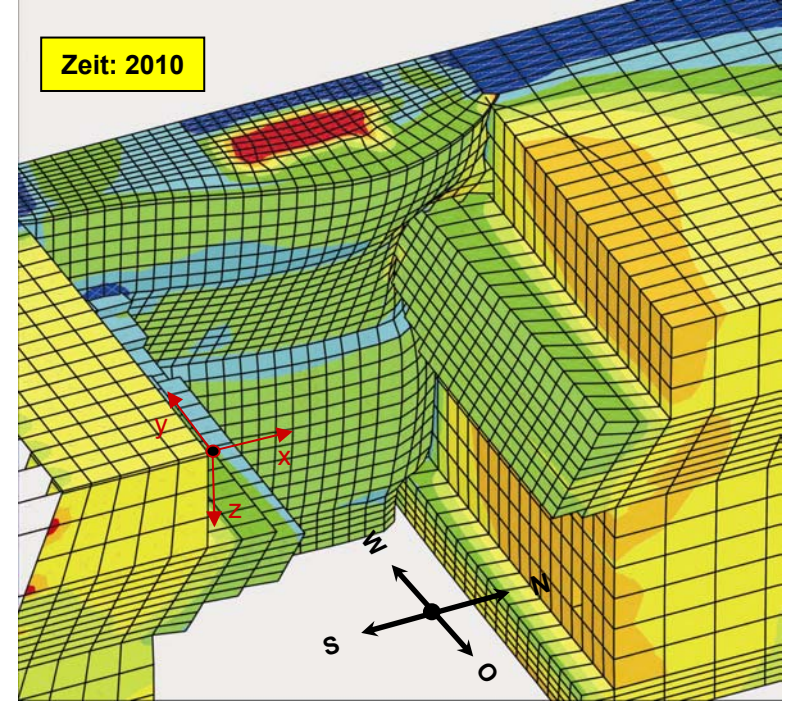
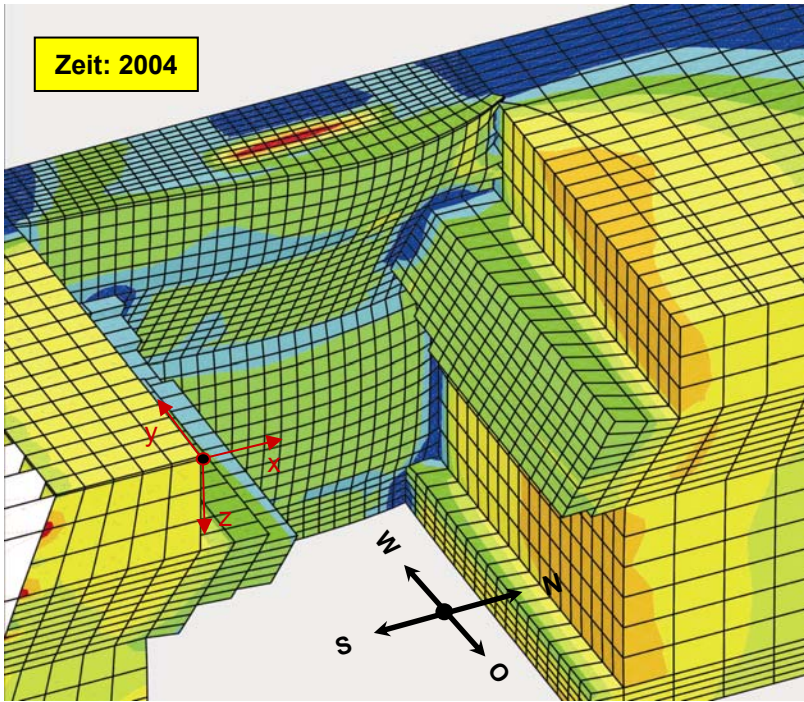


Festigkeit  $\sigma_{1,B}$  von Steinsalz

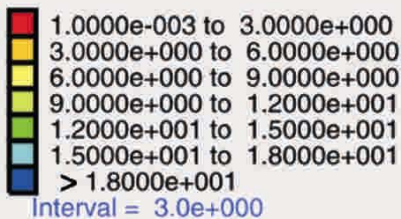
$$\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl}) = \sigma_D(\epsilon_{pl}) + \frac{\sigma_{Max}(\epsilon_{pl}) - \sigma_D(\epsilon_{pl})}{\sigma_\phi(\epsilon_{pl}) + \sigma_3} \cdot \sigma_3 + \sigma_3$$



(Schweben ohne Restrung)

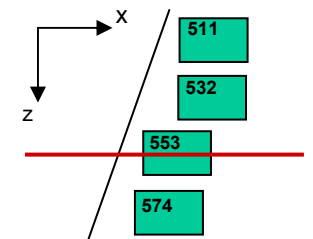


Festigkeit  $\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl})$   
[MPa]



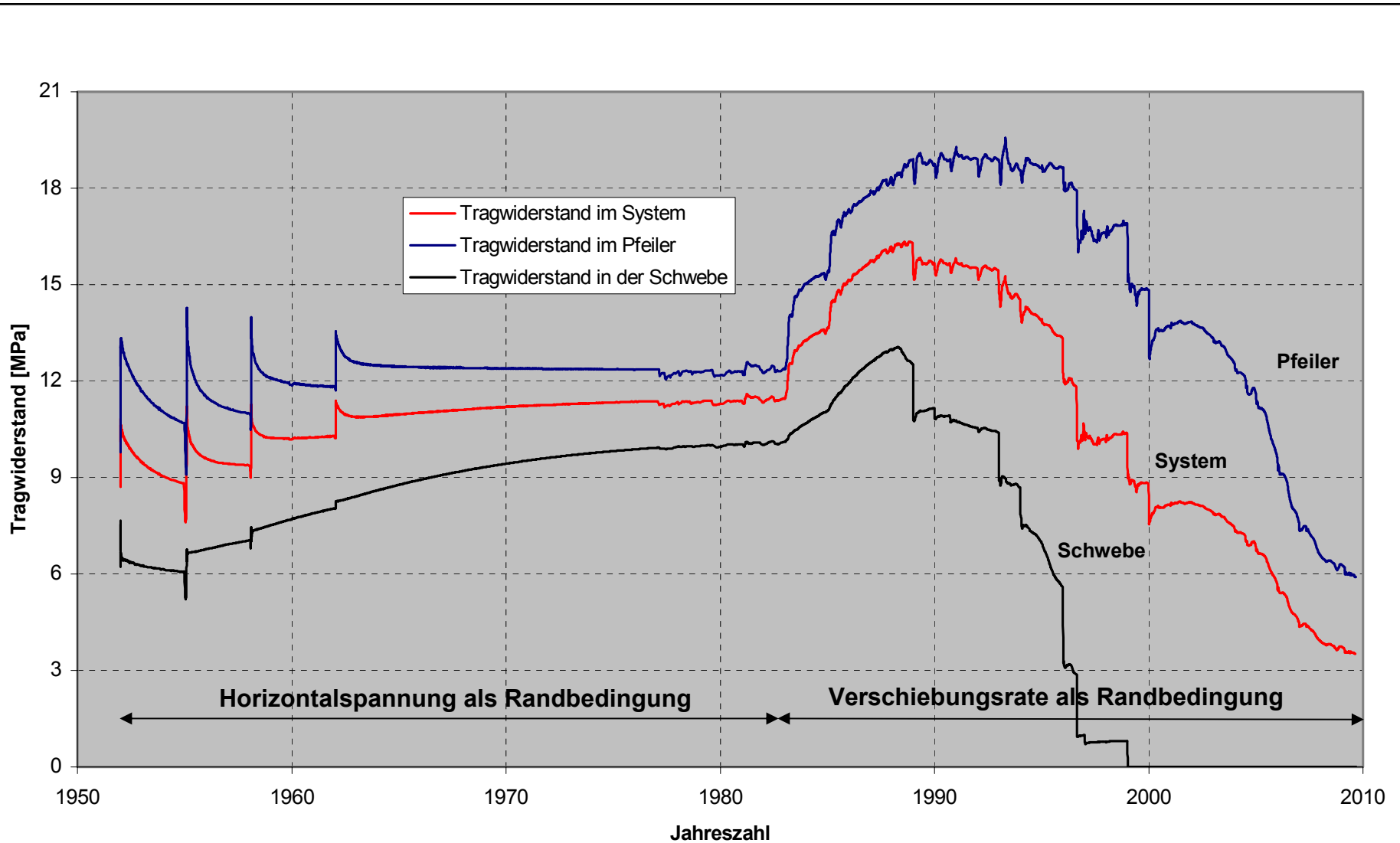
Festigkeit  $\sigma_{1,B}$  von Steinsalz

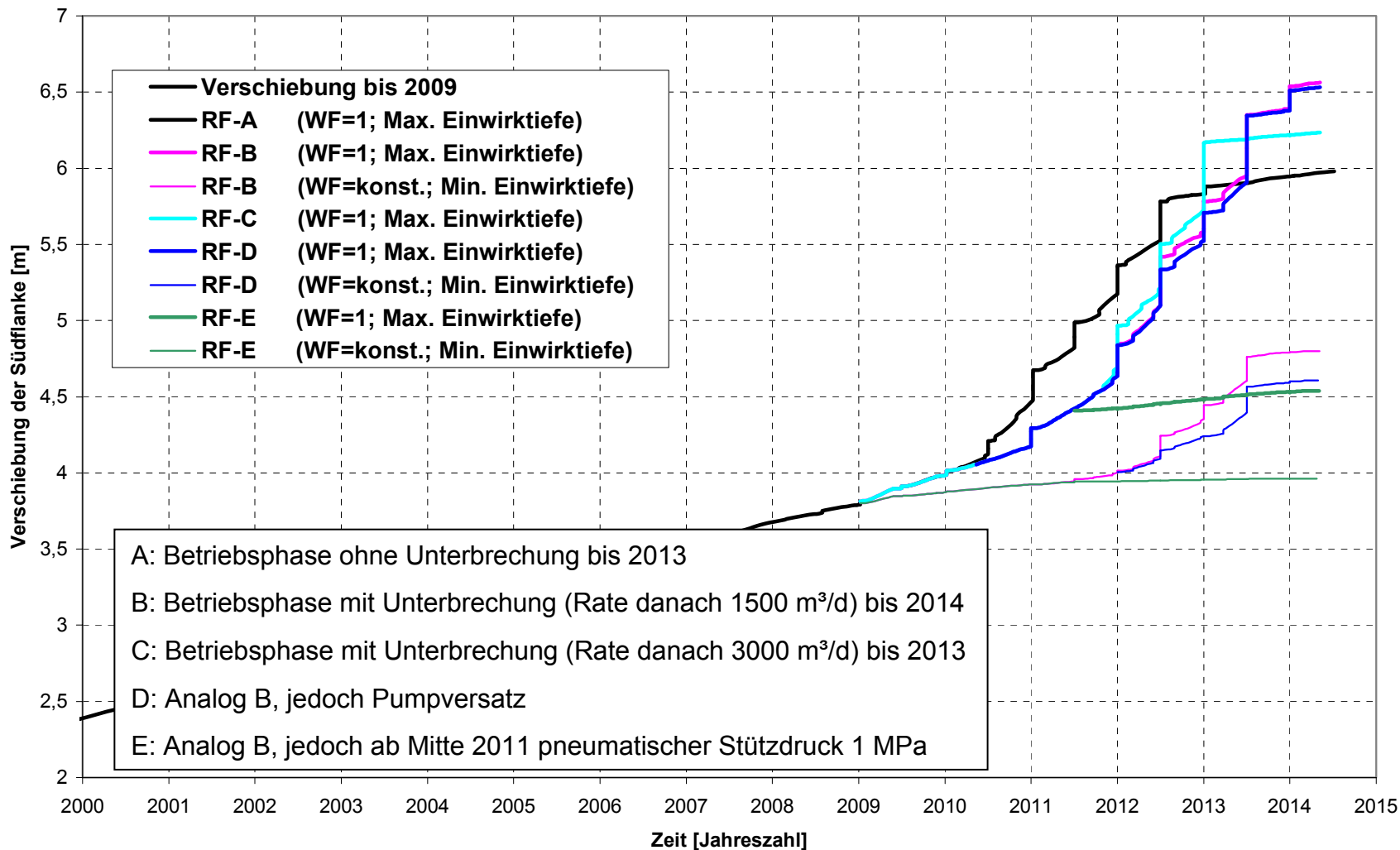
$$\sigma_{1,B} = f(\sigma_3, \epsilon_{pl}) = \sigma_D(\epsilon_{pl}) + \frac{\sigma_{Max}(\epsilon_{pl}) - \sigma_D(\epsilon_{pl})}{\sigma_\phi(\epsilon_{pl}) + \sigma_3} \cdot \sigma_3 + \sigma_3$$

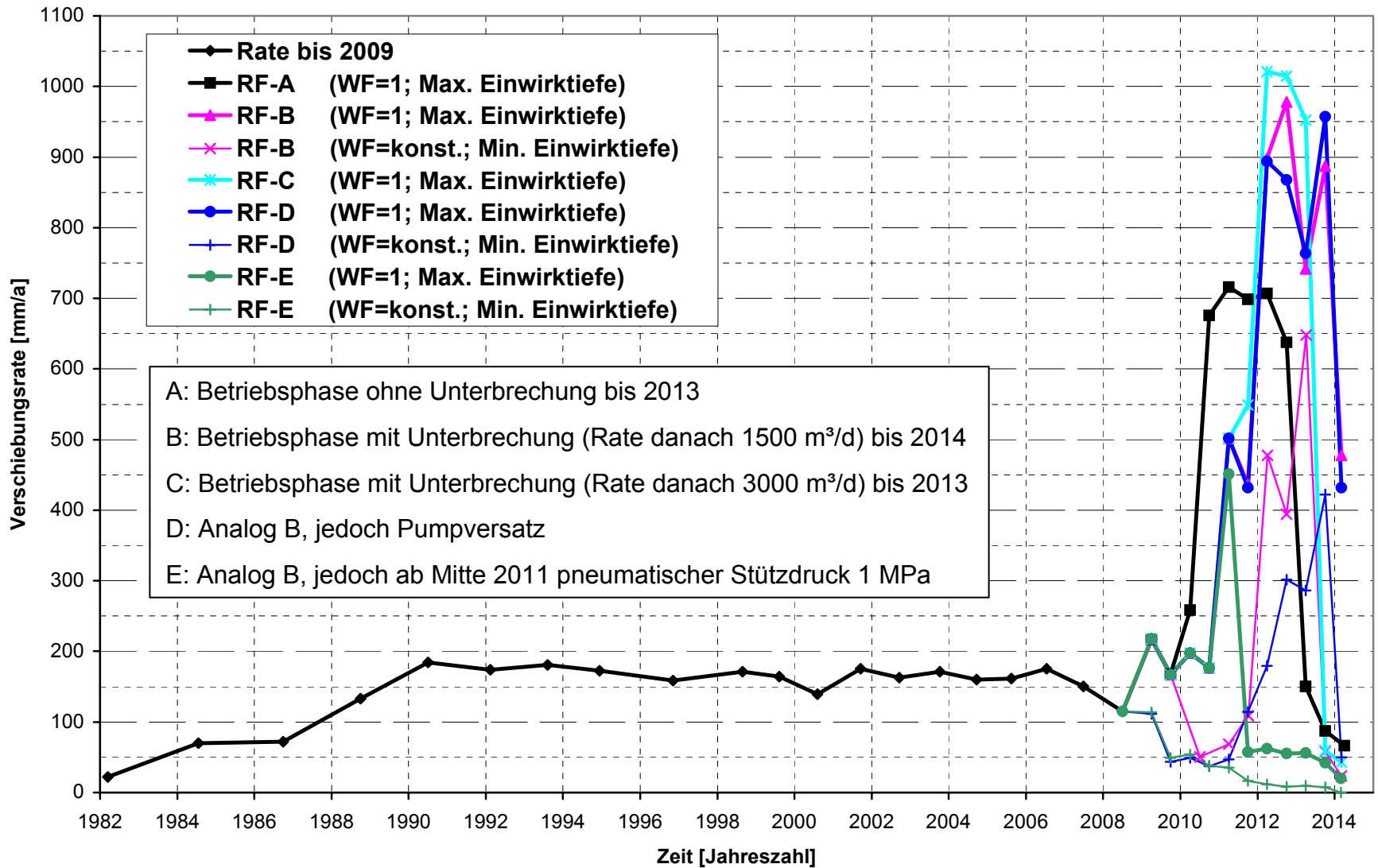


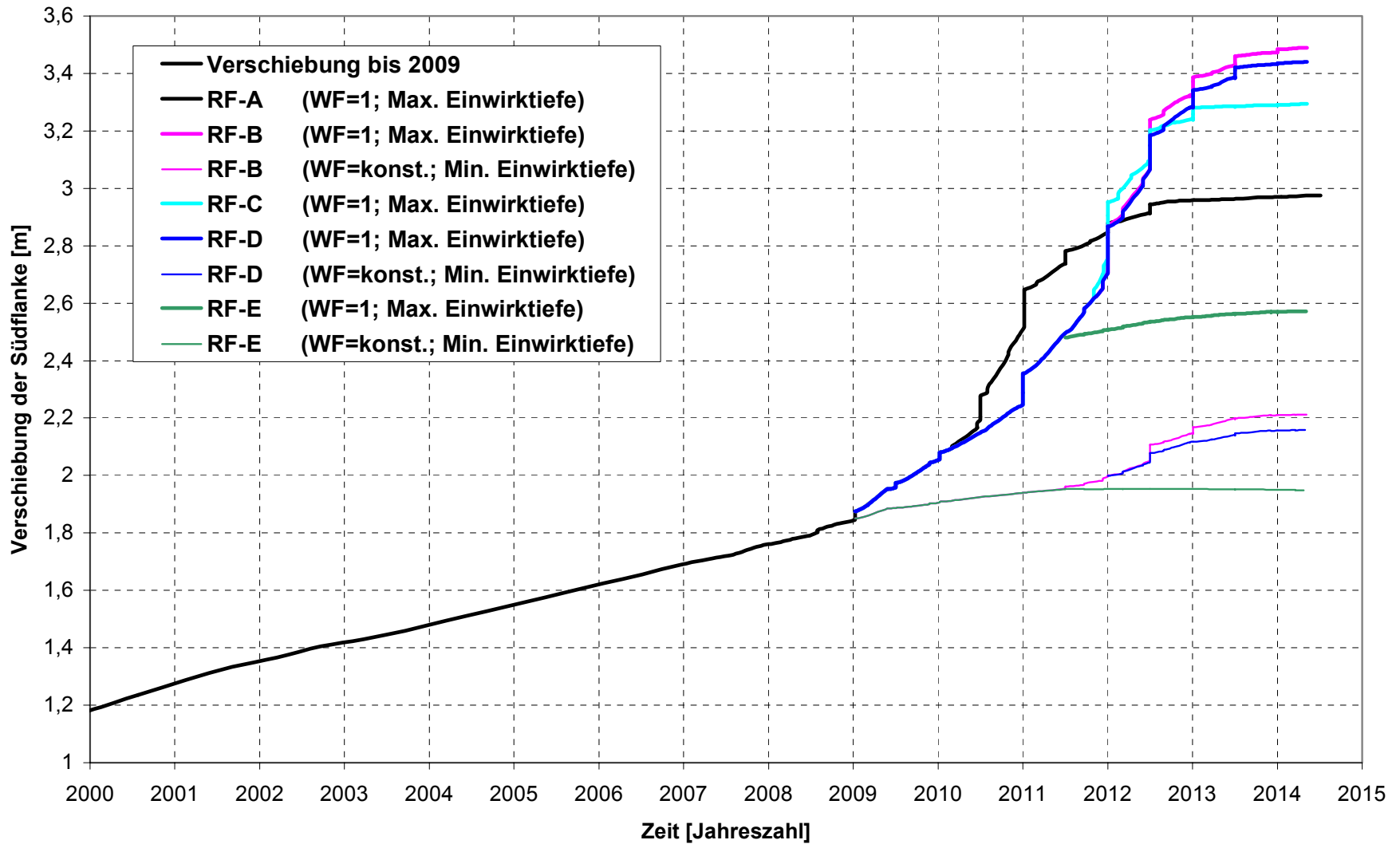
Institut für Gebirgsmechanik  
Leipzig

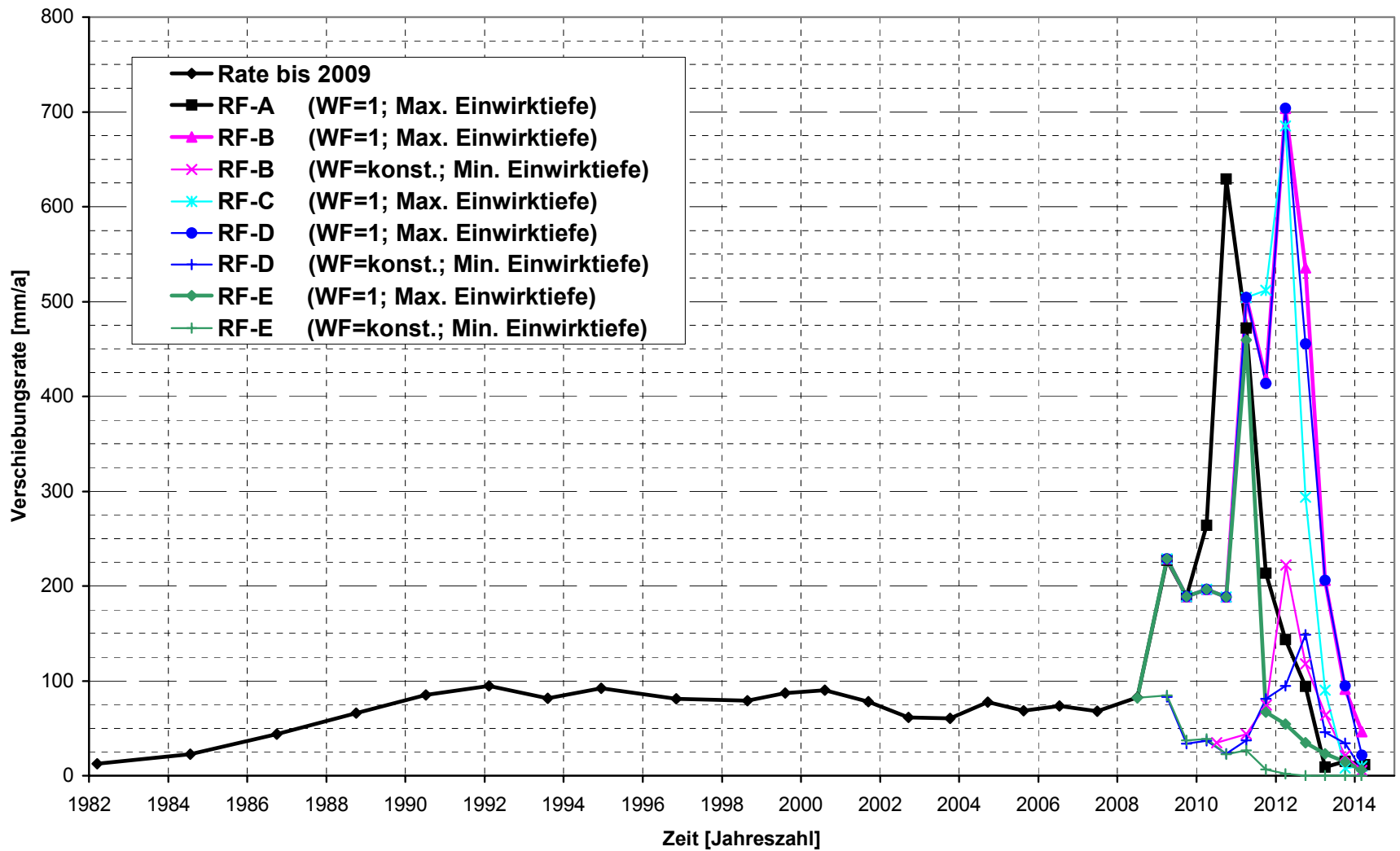
Festigkeitsverteilung in der x-y-Ebene in den Jahren  
2004 und 2010 (Horizontalschnitt in halber Kammerhöhe der 553 mS)  
Teufe z = -545.5 m





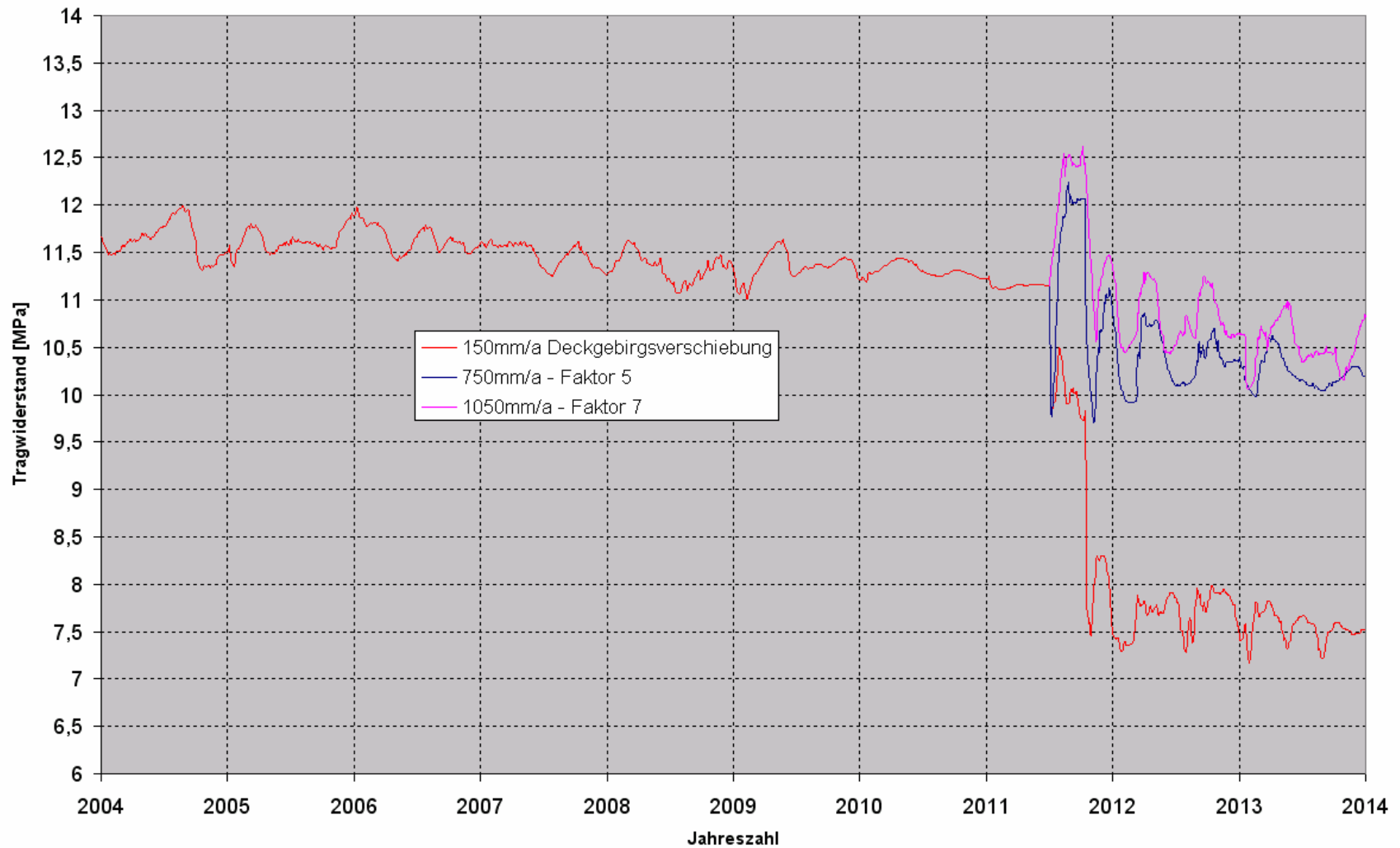


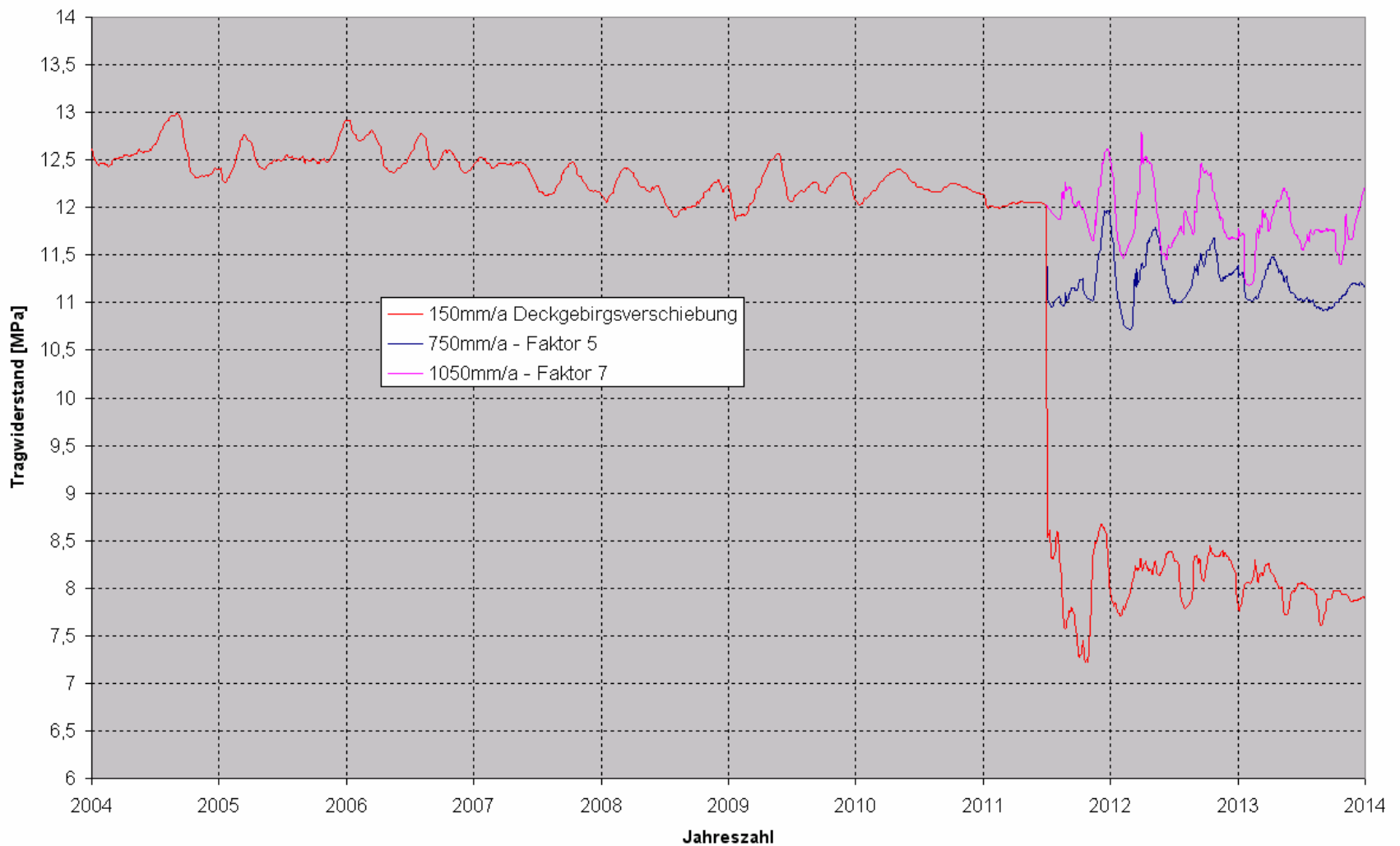






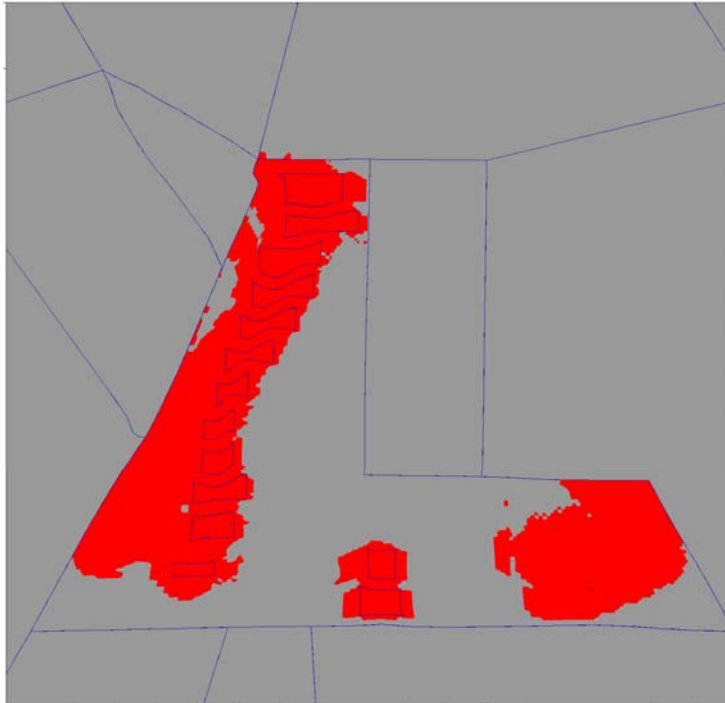
Gas- und Druckluftspeicher	Teufe / m /	Hohlraum- Volumen / Mio.m <sup>3</sup> /	Speicher- druck / bar /
Kohlegrube Leyden, USA	210 - 300	4,2	18
Kohlegrube Anderlues, Belgien	120 -1000	10	3,5
Kaligrube Burggraf-Bernsdorf	490	0,14	37
Druckluftspeicher Huntorf	600 -800	0,3	45 - 65
DCP-Kaverne Schönebeck	410 - 435	0,2	45





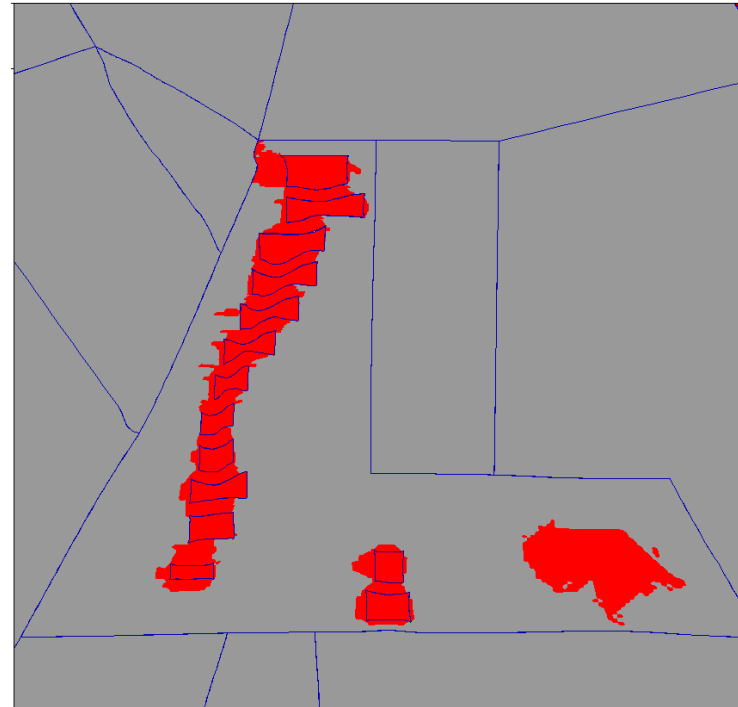
### **Maximale Durchfeuchtung**

→ Die zeitabhängigen Fluidpermeationen werden zeitgleich mit dem Anwachsen der hydraulischen Druckhöhe instantan angesetzt.



### **Minimale Durchfeuchtung**

→ Die zeitabhängigen Fluidpermeationen bleiben unberücksichtigt. Das Fluid steht instantan nur in den Bruchzonen bzw. untereinander verbundenen Rissystemen an.

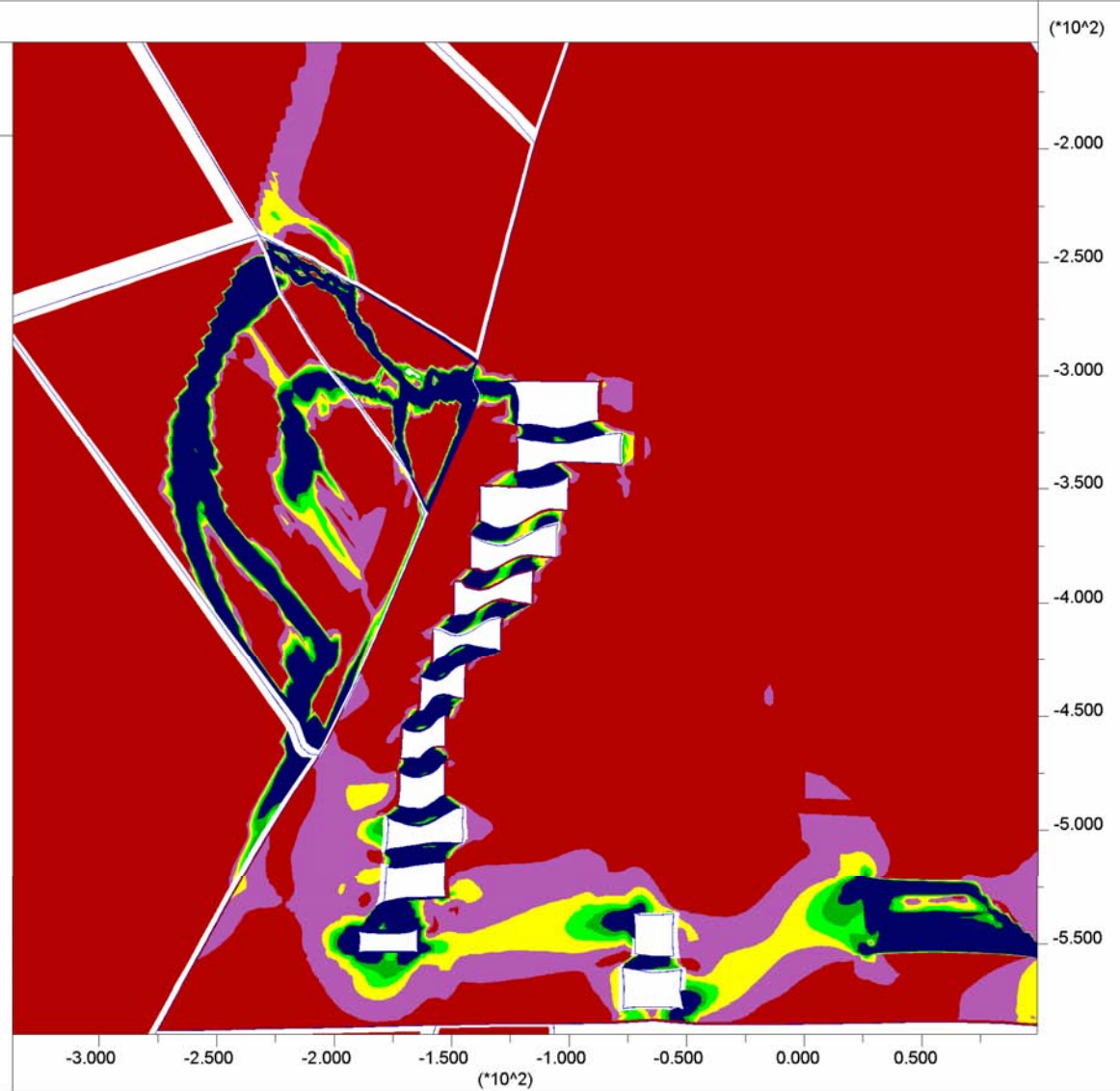
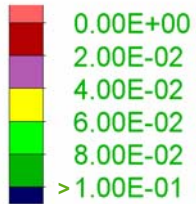


JOB TITLE :

**FLAC (Version 4.00)**

LEGEND

Scherdeformation  
 $\varepsilon_s [-]$



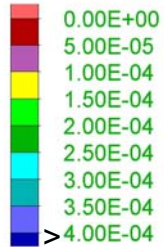
JOB TITLE :

FLAC (Version 4.00)

LEGEND

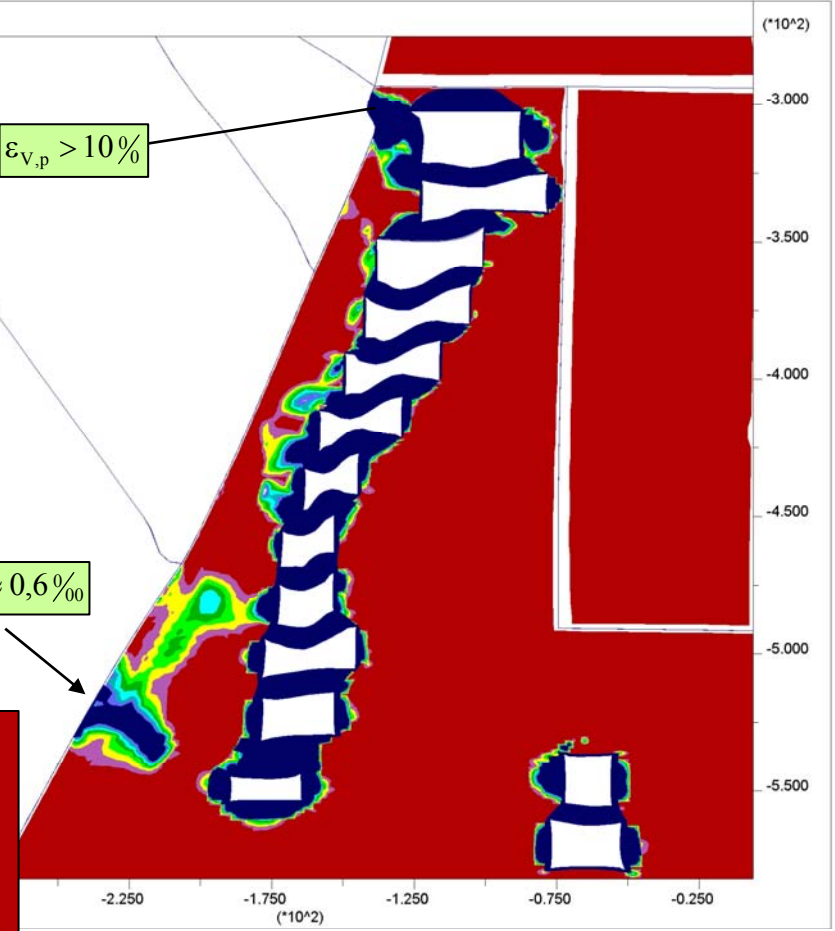
plastische  
Volumendilatanz

$\epsilon_{v,p}$  [-]



$\epsilon_{v,p} > 10\%$



$\epsilon_{v,p} \approx 0,6\text{‰}$



JOB TITLE :

**FLAC (Version 4.00)**

**Deckgebirgsbereiche  
mit mechanisch  
wirksamen Fluiddruck**

 kein Fluiddruck  
 mech. wirk. Fluiddruck

