



**Untersuchung der mechanischen  
Anforderungen und Eigenschaften eines  
Dichtelements auf der Basis eines  
Magnesiabindersystems**



---

**Institut  
für  
Gebirgsmechanik  
GmbH**

## Abschließender Einzelbericht

## **Verbundprojekt:**

## Weiterentwicklung von Magnesiabindern von der Strömungsbarriere hin zu einem Verschlusselement im Salinar

## **Teilprojekt:**

# **Untersuchung der mechanischen Anforderungen und Eigenschaften eines Dichtelements auf der Basis eines Magnesiabindersystems**

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF)

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

Auftrag-Nr. (AN): IfG 02/2005

Bearbeiter: Dipl.-Ing. Dorothea Weise  
Dr. Klaus Salzer

Leipzig, den 20.01.08

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley  
Geschäftsführer

<b>1. EINLEITUNG UND AUFGABENSTELLUNG .....</b>	<b>1</b>
<b>2. NUMERISCHE BERECHNUNGEN ZUR ABLEITUNG DER ENTWICKLUNGSZIELSTELLUNG BEZÜGLICH DER MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN FÜR EIN DICHELEMENT IM SALINAR.....</b>	<b>2</b>
<b>2.1 Berechnungsmodell, Materialverhalten des Salinars und des MgO-Betons.....</b>	<b>2</b>
2.1.1    Berechnungsmodell .....	2
2.1.2    Materialverhalten des Salinars, des MgO-Betons und der Kontaktfläche .....	2
2.1.2.1    Materialverhalten des Salinars .....	3
2.1.2.2    Materialverhalten des MgO-Betons .....	8
2.1.2.3    Materialverhalten des Kontaktbereiches MgO-Beton / Salinar .....	11
<b>2.2 Mechanische Modellrechnungen .....</b>	<b>12</b>
2.2.1    Berechnungsannahmen (Berechnungsablauf, Berechnungsfälle, Kennwerte) ...	12
2.2.2    Berechnungsergebnisse .....	13
2.2.2.1    Bewertungskriterien.....	13
2.2.2.2    1. Bauzustand, Streckenausbruch und 40 Jahre Kriechen .....	15
2.2.2.3    2. Bauzustand, Einbau des Dammbauwerkes und 10 Jahre Kriechen .....	16
2.2.2.4    3. Bauzustand, Fließdruckbelastung .....	17
<b>2.3 Durchströmungsberechnungen .....</b>	<b>20</b>
2.3.1    Berechnungsannahmen (Berechnungsablauf, Berechnungsfälle, Kennwerte) ...	21
2.3.2    Berechnungsergebnisse .....	21
<b>2.4 Gekoppelte fluidmechanische Modellrechnungen .....</b>	<b>22</b>
2.4.1    Berechnungsannahmen (Berechnungsablauf, Berechnungsfälle, Kennwerte) ...	22
2.4.2    Berechnungsergebnisse .....	23
2.4.2.1    Bewertungskriterien.....	23
2.4.2.2    Berechnungsergebnisse .....	23
<b>2.5 Zusammenfassung und Ableitung der Entwicklungszielstellung der mechanischen Eigenschaften für ein Dickelement im Salinar.....</b>	<b>26</b>
<b>3. LABORUNTERSUCHUNGEN ZUR ERMITTlung DER MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN DES MGO-BETONS UND DER KONTAKTFLÄCHE MGO-BETON / SALINAR.....</b>	<b>29</b>

<b>3.1 Verfahrenstechnik und Versuchsablauf .....</b>	<b>29</b>
3.1.1 Dichte, Porosität und Laugengehalt des MgO-Betons.....	29
3.1.2 Spannungs-Verformungsverhalten des MgO-Betons .....	32
3.1.3 Elastische Kennwerte und Festigkeiten des MgO-Betons.....	34
3.1.4 Festigkeit auf der Kontaktfläche MgO-Beton / Salinar.....	34
3.1.4.1 Scherfestigkeit.....	34
3.1.4.2 Zugfestigkeit .....	35
<b>3.2 Ergebnisse der Laboruntersuchungen.....</b>	<b>37</b>
3.2.1 Versuchsmaterial .....	37
3.2.2 Dichte, Porosität und Laugengehalt des MgO-Betons.....	37
3.2.3 Spannungs-Verformungsverhalten des MgO-Betons .....	38
3.2.4 Elastische Kennwerte und Festigkeit des MgO-Betons.....	41
3.2.5 Festigkeit auf der Kontaktfläche MgO-Beton / Salinar.....	42
<b>4. DATENBASIS FÜR NUMERISCHE MODELLRECHNUNGEN, REZEPTUREN DBM 2 UND DBM 3.....</b>	<b>42</b>
<b>5. ZUSAMMENFASSUNG .....</b>	<b>45</b>
<b>LITERATUR .....</b>	<b>49</b>
<b>ANLAGEN .....</b>	<b>49</b>
<b>TABELLEN.....</b>	<b>52</b>

## 1. Einleitung und Aufgabenstellung

Die Untersuchungen der mechanischen Anforderungen und Eigenschaften eines Dichtelementes im Rahmen des BMBF-F/E-Verbundvorhabens „Weiterentwicklung von Magnesiabindern von der Strömungsbarriere hin zu einem Verschlussbauwerk im Salinar“ umfassen folgende Aufgabenschwerpunkte:

1. Ableitung der geomechanischen Entwicklungszielstellung für ein Dichtelement im Salinar (Wirtsgesteine: Steinsalz und Carnallitit),
2. Beleguntersuchungen an 2 modifizierten Rezepturen, die im Rahmen von Voruntersuchungen an 4 Rezepturen ausgewählt wurden,
3. Bereitstellen der Datenbasis für weitergehende Modellrechnungen.

Die Ableitung der geomechanischen Entwicklungszielstellung für ein Dichtelement im Salinar erfolgt im Kapitel 2 dieses Berichtes auf Grundlage numerischer Modellrechnungen. Da die Anforderungen an die geomechanischen Eigenschaften eines Dichtelementes im Salinar im Wesentlichen durch die Standortbedingungen (Materialverhalten des Wirtsgesteins, Teufelnlage, Konvergenzverhalten, Art und zeitliche Entwicklung der Belastung) sowie die Konstruktion des Dichtelementes bestimmt werden und die geplante Bearbeitungskapazität begrenzt ist, wurden die genannten Rahmenbedingungen vor Bearbeitungsbeginn zwischen den Vertragspartnern abgestimmt. In Anlehnung an laufende Projekte werden Standortbedingungen entsprechend der Maschinenstrecke EU1 der Grube Sondershausen und der Maschinenstrecke auf der 3a-Sohle der Grube Teutschenthal in den Untersuchungen berücksichtigt. Das Dichtelement besteht aus einer 30 m langen Kernbarriere aus MgO-Beton, die durch zwei 5 m lange MgO-Betonwiderlager begrenzt wird. Das Bauwerk wird einseitig durch einen in einem Zeitraum von 5 Jahren auf 10 MPa ansteigenden Fluiddruck belastet.

Im Kapitel 2.1 dieses Berichtes werden grundlegende Berechnungsannahmen (Berechnungsmodell sowie das Materialverhalten des Salinars und des MgO-Betons) erläutert. Die Kapitel 2.2 bis 2.4 umfassen die numerischen Berechnungen gegliedert in mechanische Modellrechnungen, Durchströmungsberechnungen und gekoppelte fluidmechanische Modellrechnungen. Aufbauend auf den Ergebnissen der Berechnungen in den Kapiteln 2.2 bis 2.4 wird im Kapitel 2.5 die Entwicklungszielstellung für die mechanischen Eigenschaften des erhärteten und vollständig abgebundenen Dichtelements formuliert.

Das Kapitel 3 umfasst Laboruntersuchungen an zwei im Rahmen dieses Projektes weiterentwickelten MgO-Betonrezepturen. Die zwei Rezepturen (DBM 2 und DBM 3) wurden auf Grundlage der Ergebnisse von Voruntersuchungen an 4 Betonrezepturen für vertiefende Untersuchungen ausgewählt. Neben der Bestimmung der physikalischen Eigenschaften (Roh- und Matrixdichte, Porosität und Laugengehalt) werden Festigkeitsuntersuchungen

(Zug- und Scherfestigkeit) für den massiven MgO-Beton und den Kontaktbereich Salinar / MgO-Beton durchgeführt. Weiterhin wird das Volumenverformungsverhalten des MgO-Betons anhand von triaxialen Druckversuchen und Kriechversuchen untersucht.

Im Kapitel 4 werden aus den Ergebnissen der o. g. Laboruntersuchungen Parameter für den MgO-Beton für numerische Modellrechnungen abgeleitet und mit den im Kapitel 2.5 genannten Zielkennwerten verglichen. Das Kapitel 5 enthält eine Zusammenfassung der Arbeiten.

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung unter dem Förderkennzeichen 02C1234 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichtes liegt beim Autor.

## **2. Numerische Berechnungen zur Ableitung der Entwicklungszielstellung bezüglich der mechanischen Eigenschaften für ein Dichtelement im Salinar**

### **2.1 Berechnungsmodell, Materialverhalten des Salinars und des MgO-Betons**

#### **2.1.1 Berechnungsmodell**

Die numerischen Berechnungen für ein Dichtelement im Salinar wurden an einem rotations-symmetrischen Modell (Anlage 2.1-1) durchgeführt. Der Berechnungsausschnitt umfasst in Achsrichtung 160 m und quer dazu 100 m. An den Begrenzungslinien  $y = 0$  und  $y = 160$  m sind Gleitlager angeordnet und normal zu der Begrenzungslinie  $x = 100$  m wurden Spannungsrandbedingungen aufgebracht. Die Rotationsachse entspricht der Längsachse des Dichtlements.

Das Dichtelement hat bei den Berechnungen im Wirtsgestein Steinsalz einen Radius von 2,5 m und bei den Berechnungen im Wirtsgestein Carnallitit einen Radius von 1,5 m. Das 30 m lange Dichtelement wird durch zwei jeweils 5 m lange Widerlager begrenzt.

An den Kontaktflächen Kernbarriere/Salinär und Widerlager/Salinär sind Interfaces (Trennflächen) angeordnet.

#### **2.1.2 Materialverhalten des Salinars, des MgO-Betons und der Kontaktfläche**

In den numerischen Modellrechnungen wird das Materialverhalten der Baustoffe und des anstehenden Salinars durch die Verwendung geeigneter Stoffgesetzes mit den zugehörigen Materialkennwerten nachgebildet. Die Erfahrungen bei der Bearbeitung anderer Projekte haben gezeigt, dass die verschiedenen Materialkennwerte von unterschiedlicher Relevanz für das Trag- und Dichtverhalten eines Verschlussbauwerkes im Salinar sind. Im Folgenden werden die in den numerischen Berechnungen verwendeten Kennwerte zusammengestellt

und angegeben ob, und in welcher Breite die einzelnen Kennwerte in den Modellberechnungen variiert werden.

### 2.1.2.1 Materialverhalten des Salinars

#### Standort Sondershausen:

Als Stoffmodell zur Beschreibung des am Standort Sondershausen anstehenden Steinsalzes wird der Ansatz für das kombinierte Kriechen (Deformations-Verfestigungsansatz mit Erholung) nach Salzer gewählt, der neben der stationären, auch die transiente Kriechphase erfasst.

Bei dem kombinierten Kriechgesetz wird die Gesamtkriechverformung  $\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}}$  in einen verfestigend wirkenden Anteil  $\varepsilon_{\text{eff}}^V$  (der hier die innere Zustandsvariable darstellt) und einen nicht verfestigend wirkenden Rest  $\varepsilon_{\text{eff}}^R$  aufgespalten:

$$\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \varepsilon_{\text{eff}}^V + \varepsilon_{\text{eff}}^R \quad (1)$$

wobei folgende Gleichungen für diese Anteile gelten sollen:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = A^I \frac{\sigma^{\beta^I}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^V)^{\mu}} \quad (2)$$

und

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^V = A^I \frac{\sigma^{\beta^I}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^V)^{\mu}} - \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^V}{t_0} \quad (3)$$

Der 2. Term in der letzten Gleichung beschreibt die Erholung der die Verfestigung bewirkenden Verformungsanteile und gibt an, mit welcher Rate der nicht verfestigend wirkende Verformungsanteil mit der Zeit anwächst.

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^V = A^I \frac{\sigma^{\beta^I}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^V)^{\mu}} - \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^V}{t_0} \quad (4)$$

Für kurze Zeiten nach der Auffahrung und dementsprechend kleine  $\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}}$  bzw.  $\varepsilon_{\text{eff}}^V$  fällt der 2. Term nicht ins Gewicht, so dass das Kriechverhalten dem Deformations-Verfestigungs-Ansatz genügt. Für größere  $\varepsilon_{\text{eff}}^V$  wächst die Bedeutung des 2. Terms. Der Zustand des stationären Kriechens ist dann erreicht, wenn  $\varepsilon_{\text{eff}}^V$  nicht weiter ansteigt, d. h.  $\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^V = 0$ . Auf der Basis der gesteinsmechanischen Untersuchungen am Steinsalz Sondershausen wurden für diesen Kriechansatz folgende Parameter abgeleitet:

$$A^I = 2,3 * 10^{-19}; \beta^I = 7,5; \mu = 1,5 \text{ und } t_0 = 306600$$

mit:  $\sigma$  [MPa],  $t$  [h] und  $\varepsilon$  [-].

Die Konvergenz in offene Hohlräume bzw. der Spannungsaufbau in einem Dichtelement durch das aufkriechende Gebirge wird wesentlich durch die Kriecheigenschaften des Salinars bestimmt. Mit dem oben genannten Parameterdatensatz können die In-situ-Verhältnisse am Standort EU1 Sondershausen, bei dem nach einer Standzeit der offenen Strecke von 40 Jahren Konvergenzen von ca. 1 mm/a gemessen wurde, nachvollzogen werden. Durch Variation des Parameters  $t_0$  in den numerischen Berechnungen in einem Bereich von:

$$t_0 = 306600 \text{ h bis } 5256 \text{ h}$$

wird der Einfluss des Kriechvermögens und damit der Einfluss unterschiedlicher Standortbedingungen auf das Tragverhalten eines Dichtelements untersucht.

Die Zusammenstellung aller Kennwerte und die konkrete Zuordnung der Kennwerte zu den Berechnungsfällen erfolgen im Kapitel 2.2.1.

#### Standort Teutschenthal:

Für die Modellierung des Carnallits wird das visko-elasto-plastische Stoffmodell nach Minkley verwendet, das in Unterrlage [1] ausführlich beschrieben ist. 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):

$$\sigma_{1B} = \sigma_D + N_\phi \cdot \sigma_3 \quad (5)$$

mit

$$N_\phi = 1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \quad (6)$$

bzw.

$$\sigma_{\text{diff},M} = \sigma_D + \frac{\sigma_{\text{MAX}} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \sigma_3 \quad (7)$$

Dabei sind:

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

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

$$\sigma_\phi = \frac{\sigma_{\text{MAX}} - \sigma_Z}{\frac{\sigma_D - 1}{\sigma_Z}} \quad (8)$$

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

Aus dem modifizierten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Bruchkriterium Bez. (5) folgt als Fließfunktion (Druckspannungen negativ):

$$f_s = \sigma_1 - \sigma_3 + \sigma_D - \frac{\sigma_{\text{MAX}} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (9)$$

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

$$g_s = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{\text{MAX},\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (10)$$

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:

$$\Delta \varepsilon_i^P = \lambda_s \cdot \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_i} \quad i = 1 \dots 3 \quad (11)$$

Die partielle Differentiation des plastischen Potentials liefert:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_1^P &= \lambda_s \\ \Delta \varepsilon_2^P &= 0 \\ \Delta \varepsilon_3^P &= -\lambda_s \cdot N_\psi \end{aligned} \quad (12)$$

mit der Dilatanzfunktion (Druckspannungen negativ)

$$N_\psi = 1 + \frac{(\sigma_{MAX,\psi} - \sigma_D)}{(\sigma_\psi - \sigma_3)^2} \cdot \sigma_\psi \quad (13)$$

Für die Volumenänderung folgt aus Bez. (12):

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{VOL}^P &= \Delta \varepsilon_1^P + \Delta \varepsilon_2^P + \Delta \varepsilon_3^P \\ \Delta \varepsilon_{VOL}^P &= \lambda_s \cdot (1 - N_\psi) \\ \text{bzw.} \\ \Delta \varepsilon_{VOL}^P &= -\Delta \varepsilon_1^P \cdot (N_\psi - 1) \end{aligned} \quad (14)$$

Aus Bez. (13) und (14) ergibt sich für  $\sigma_3 = 0$ :

$$\frac{\Delta \varepsilon_{VOL,0}^P}{|\Delta \varepsilon_1^P|} = \frac{\sigma_{MAX,\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi} \quad \text{wobei} \quad (15)$$

$$\frac{\Delta \varepsilon_{VOL,0}^P}{|\Delta \varepsilon_1^P|} = \tan \beta^0 \quad (16)$$

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

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

$$N_{\psi} = 1 + \frac{\sigma_{\psi}^2}{(\sigma_{\psi} - \sigma_3)^2} \cdot \tan \beta^0 \quad (17)$$

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:

$$N_{\psi}^L = 1 + \tan \beta \quad (18)$$

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

$$\psi = \arcsin \left( \frac{\tan \beta}{2 + \tan \beta} \right) \quad (19)$$

Die beiden Dilatanzfunktionen Bez. (17) und (18) 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:

$$G(\varepsilon_{VOL}^P) = G_R + \frac{1}{1 + f \cdot \varepsilon_{VOL}^P} \cdot (G_i - G_R) \quad (20)$$

mit

$G_i$	-	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 ebenfalls 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, einer Kopplung des KELVIN und MAXWELL Modells.

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 statio-näre bzw. sekundäre Kriechanteil folgt aus der MAXWELL-Viskosität  $\eta^M$ . Für die beschleu-nigte bzw. tertiäre Kriechphase ist der dilatante Entfestigungsmechanismus verantwortlich.

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

$$\eta^M = \eta_0^M \cdot e^{m \cdot \sigma_y} \quad (21)$$

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 (Unterlage [2]).

Die in den Berechnungen verwendeten Stoffkennwerte für den Carnallitit wurden anhand von Laborversuchen an in der Grube Teutschenthal gewonnenen Probenmaterial am IfG bestimmt und werden im Kapitel 2.2.1 zusammengestellt.

### 2.1.2.2 Materialverhalten des MgO-Betons

Die Ausgangskomponenten für den Baustoff MgO-Beton sind im Wesentlichen Quarzsand bzw. Steinsalz und Anhydrit als Zuschlagstoff, Magnesiumoxid als Bindemittel und  $MgCl_2$ -Lösung als Anmachflüssigkeit. Weiterhin werden je nach Rezeptur Zusätze wie z. B. Quarzmehl oder Microsilica beigegeben. Bei der exothermen Abbindereaktion des MgO-Betons ent-

stehen Magnesiumoxichlorid-Mineralphasen, die eine Matrix zwischen den Zuschlagkörnern bilden. Im Ergebnis der Erhärtung entsteht ein betonartiger Baustoff, der Porositäten in der Größenordnung von ca. 18 bis 25 % aufweist.

#### Spannungs-Verformungsverhalten:

Das prinzipielle Spannungs-Verformungsverhalten von MgO-Beton ist in der Anlage 2.1-2 im Diagramm 1 dargestellt. Mit zunehmender hydrostatischer Einspannung kompaktiert der Baustoff und die Volumenverformungen wachsen an (rote Kurve). Durch die Kompaktion wird der Porenraum reduziert und der wirkende Versatzwiderstand erhöht sich, was sich in einer Zunahme des Anstiegs der Spannungs-Verformungskurve mit steigender Spannung äußert. Die Gesamtverformungen (rot) setzen sich aus elastischen (grün) und plastischen (blau), d. h. bleibenden Verformungen zusammen.

In Abhängigkeit von der Materialzusammensetzung und den Einbaubedingungen sind die elastischen und plastischen Verformungsanteile unterschiedlich stark ausgeprägt. Bei vergleichsweise „weichen“ Materialien mit ausgeprägter Neigung zum Volumenkriechen sind die plastischen Verformungsanteile deutlich größer als die elastischen Verformungsanteile (Anlage 2.1-2, Diagramm 2). Der Versatzwiderstand des Materials ist gering und der Spannungsaufbau im Dichtelement infolge des aufkriechenden Gebirges schreitet nur langsam voran.

Grundsätzlich wirkt sich ein schneller Spannungsaufbau im Dichtelement günstig auf die Funktionsfähigkeit eines Dichtelementes, dass stirnflächenseitig einer Fluidbelastung ausgesetzt ist, aus. Dementsprechend ist die Zielstellung die Herstellung eines Dichtelements mit einem möglichst hohen Ausbauwiderstand ohne bzw. nur mit geringer Neigung zum Volumenkriechen (Anlage 2.1-2, Diagramm 3).

Im Diagramm 4 der Anlage 2.1-2 ist der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf das Spannungs-Verformungsverhalten des MgO-Betons dargestellt. Prinzipiell ist der Ausbauwiderstand des MgO-Betons gleicher Rezeptur bei hoher Belastungsgeschwindigkeiten (z. B. kurzzeitiger Belastungsversuch im Labor) höher als bei geringen Belastungsgeschwindigkeiten (z. B. Dichtelement in-situ). Weiterhin wird die Abhängigkeit des Ausbauwiderstandes von der Belastungsgeschwindigkeit bei vergleichsweise „weichen“ Materialien mit Neigung zum Volumenkriechen stärker ausgeprägt sein als bei vergleichsweise steifen Materialien.

Die Ermittlung des Spannungs-Verformungsverhaltens von MgO-Betonproben unter In-situ-Belastungsgeschwindigkeiten erfolgt am IfG im Ergebniss von hydrostatischen Triaxialversuchen (hohe Belastungsgeschwindigkeit) und hydrostatischen Kriechversuchen (zeitabhängige Versuche). Die Auswahl des Stoffgesetzes für die Simulation des Baustoffs in numeri-

schen Berechnungen erfolgt in Abhängigkeit von den Versuchsergebnissen zum Spannungs-Verformungsverhalten. So wurde beispielsweise für den MgO-Beton einer Pilotströmungsbarriere auf der 775-m-Sohle der Asse, der zum Volumenkriechen neigt (Materialverhalten wie in Diagramm 2, Anlage 2.1-2 dargestellt), das Stoffgesetz „Crushed-Salt-Model“ verwendet, dass das volumetrische Kompaktionskriechen erfassen kann. „Steifere“ Materialien, die sich wie im Diagramm 3 der Anlage 2.1-2 dargestellt verhalten, können beispielsweise mit einem elastisch/plastischen Ansatz nach MOHR COULOMB nachgebildet werden.

Bei vorgegebenen Standortbedingungen ist das Spannungs-Verformungsverhalten des Baustoffs neben dem Belastungsverlauf ein Parameter, der die Funktionsfähigkeit des Dichtelements entscheidend beeinflusst. Es besteht die Aufgabe, eine Grenzbedingung für das Spannungs-Verformungsverhalten des Baustoffs abzuleiten, mit der die Funktionsfähigkeit des Dichtelements bei vorgegebenen In-situ-Bedingungen gezeigt werden kann. Dabei wird wie folgt vorgegangen:

- Als Maß für das Spannungs-Verformungsverhalten des Baustoffs wird der Anstieg der Spannungs-Volumenverformungskurve definiert. Der Anstieg der Spannungs-Volumenverformungskurve  $\Delta\sigma_{hyd}/\Delta\varepsilon_v$  (siehe Anlage 2.1-3) entspricht einem Deformationsmodul D. Wird der Deformationsmodul über den gesamten Spannungsbereich konstant angenommen, ergibt sich für die Spannungs-Verformungskurve eine Gerade. Für unterschiedliche Deformationsmoduli D ergeben sich unterschiedlich steile Spannungs-Verformungsgraden (siehe schwarze Kurven in Anlage 2.1-3 für  $D_1$  bis  $D_4$ )
- Der oben definierte Deformationsmodul D entspricht im HOOK'schen Gesetz, dass linear-elastischens Spannungs-Verformungverhalten beschreibt, dem Kompaktionsmodul K. In den numerischen Berechnungen wird der Kompaktionsmodul in einem Bereich von:

$$K = 0,2 \text{ GPa} \text{ bis } K = 30 \text{ GPa}$$

variiert und ein Grenzkompaktionsmodul bzw. Grenzdeformationsmodul  $D_{grenze}$  abgeleitet, für den der Funktionsnachweis geführt werden kann (schwarze Linie mit dreieckigen Symbolen in Anlage 2.1-3).

- Ziel der Materialentwicklung ist die Herstellung eines Baustoffs, der sich unter In-situ-Belastungsgeschwindigkeiten steifer verhält als durch den Grenzdeformationsmodul vorgegeben (rote Kurve im Diagramm 2.1-3).

Die Erfahrungen aus anderen Projekten haben gezeigt, das die Querdehnungszahl für den MgO-Beton in Abhängigkeit von der Rezeptur zwischen ca. 0,25 und 0,32 variiert. In den numerischen Berechnungen werden Querdehnzahlen von  $\nu = 0,25$  angenommen.

### Festigkeiten:

Die im Rahmen anderer Projektes bestimmten Festigkeiten variieren in Abhängigkeit von der Rezeptur sehr stark. In den numerischen Untersuchungen im Rahmen dieses Projektes werden Festigkeiten in Ansatz gebracht, die aus den Erfahrungen im unteren Festigkeitsbereich liegen. Folgende Festigkeiten werden angesetzt:

- Scherfestigkeit nach MOHR COULOMB: Kohäsion  $c = 5 \text{ MPa}$ , Reibungswinkel  $\phi = 20^\circ$ , Dilatanzwinkel  $\psi = 0^\circ$
- Zugfestigkeit:  $\sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$

### Deviatorische Kriecheigenschaften:

Untersuchungen im Rahmen anderer Projekte haben gezeigt, dass der MgO-Beton im Vergleich zum Salinar ein hohes deviatorisches Kriechvermögen aufweist. Zur Simulation des deviatorischen Kriechens in den Berechnungen wird das Wipp-Referenz-Gesetz verwendet. Die sekundäre Kriechrate  $\dot{\varepsilon}_s$  beträgt:

$$\dot{\varepsilon}_s = D \cdot \bar{\sigma}^n \cdot e^{\frac{Q}{RT}} \quad (22)$$

mit:  $Q$  = Aktivierungsenergie,  $R$  = Gaskonstante,  $T$  = Temperatur,  $D$  = Wipp-Konstante,  $n$  = Spannungsexponent

In Anlehnung an die o. g. Versuchsergebnisse wird dem MgO-Beton ein Spannungsexponent von  $n = 1,4$  zugewiesen. Die Konstante  $D$  wird zwischen 0 (kein deviatorisches Kriechen) und  $62 \text{ 1/(h*MPa}^n\text{)}$  (hohes deviatorisches Kriechen) variiert.

Die Zusammenstellung aller Kennwerte und die konkrete Zuordnung der Kennwerte zu den Berechnungsfällen erfolgen im Kapitel 2.2.1.

#### **2.1.2.3 Materialverhalten des Kontaktbereiches MgO-Beton / Salinar**

Im Rahmen anderer Projekte wurden für den Kontaktbereich Sorelbeton / Steinsalz laborativ Festigkeiten ermittelt. In den numerischen Berechnungen dieser Unterlage werden der Kontaktfläche Festigkeiten zugewiesen, die in ihrer Größenordnung diesen laborativ ermittelten Festigkeiten entsprechen. Folgende Festigkeiten werden angesetzt:

- Scherfestigkeit nach MOHR COULOMB: Kohäsion  $c = 1 \text{ MPa}$ , Reibungswinkel  $\phi = 25^\circ$ , Dilatanzwinkel  $\psi = 15^\circ$
- Zugfestigkeit:  $\sigma_z = 0,5 \text{ Mpa}$

## 2.2 Mechanische Modellrechnungen

### 2.2.1 Berechnungsannahmen (Berechnungsablauf, Berechnungsfälle, Kennwerte)

#### Berechnungsablauf:

Nach der Simulation der In-situ-Primärspannungen von 18 MPa im gesamten Berechnungsausschnitt wird im 1. Bauzustand (BZ) die Strecke ausgebrochen und entsprechend dem Alter der Strecke eine Kriechberechnung über einen Zeitraum von 40 Jahren durchgeführt.

Im Anschluss daran erfolgen im 2. Bauzustand der Einbau des Dammbauwerkes (Kernbarriere und Widerlager) und eine Kriechberechnung über einen Zeitraum von 10 Jahren, in der das Bauwerk der Belastung durch das aufkriechende Gebirge ausgesetzt ist. Die Ergebnisse des 2. Bauzustandes werden zu den Zeiten  $t = 1,5$  Jahre,  $t = 5$  Jahre und  $t = 10$  Jahre zwischengespeichert. Bei den Berechnungen im Carnallitit, bei denen wie im Kapitel 2.1.2 beschrieben ein Stoffgesetz unter Berücksichtigung von Entfestigung und Dillatanz verwendet wird, wird vor dem Einbau des Dammbauwerkes im 2. Bauzustand der Ausbruch einer ca. 40 cm tiefen Auflockerungszone simuliert.

Im 3. Bauzustand werden neben der Belastung aus dem aufkriechenden Gebirge Lasten infolge der Flutung der Grube berücksichtigt. Der Fluiddruck wird dabei als mechanische Normalspannung auf die druckseitige Stirnfläche und die Streckenkontur aufgebracht. Ausgangspunkt der Berechnungen sind die Ergebnisse des 2. Bauzustandes zum Zeitpunkt  $t = 1,5$  Jahre. Im Anschluss daran wird der Fluiddruck entsprechend der Darstellung in der Anlage 2.2-1 innerhalb von 5 Jahren von 0 auf 10 MPa gesteigert.

#### Berechnungsfälle und Kennwerte:

Die Berechnungen des Primärzustandes und des ersten Bauzustandes erfolgten unter Variation der Kriechparameter für das Salinar. Bei den Berechnungsfällen I und II ist das Wirtsgestein Steinsalz. Die Kennwerte für Steinsalz wurden entsprechend der Anlage 2.2-2, obere Tabelle angesetzt. Der Fall I widerspiegelt dabei die Verhältnisse am Standort Sondershausen. Mit der Variation des Parameters  $t_0$  im Berechnungsfall II wird ein Standort untersucht, der im Vergleich zum Fall I eine ca. 10 mal höhere Konvergenzrate hat. Beim Berechnungsfall IV wird als Wirtsgestein Carnallitit angenommen. Die in den Berechnungen verwendeten Stoffkennwerte wurden anhand von Laborversuchen an in der Grube Teutschenthal gewonnenen Probenmaterial durch das IfG bestimmt und sind in der Anlage 2.2-3 zusammengestellt.

Aufbauend auf den Ergebnissen des ersten Bauzustandes der Fälle I, II und IV wurde im 2. Bauzustand der Einbau des Dammbauwerkes und im 3. Bauzustand die Flutung der Grube unter Variation der Kennwerte für den MgO-Beton simuliert. In der Anlage 2.2-4 sind die Be-

rechnungsfälle und die zugehörigen Kennwerte zusammengestellt. Die Bezeichnungen der Berechnungsfälle sind wie folgt zu lesen (Anlage 2.2-4):

- Das erste Kürzel im Namen (I, II oder IV) verweist auf das dem Berechnungsfall zugrunde liegende Wirtsgestein hin.
- Das zweite Kürzel – eine Zahl- steht für den Kompaktionsmodul (in GPa) der dem MgO-Beton in dem entsprechenden Berechnungsfall zugewiesen wurde.
- Besteht der Name nur aus den eben erläuterten zwei Kürzeln, wird der MgO-Beton mit dem elasto-plastischen Stoffansatz nach MOHR-COULOMB beschrieben und die Festigkeiten betragen  $c = 5 \text{ MPa}$ ,  $\phi = 20^\circ$ ,  $\psi = 0^\circ$ ,  $\sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$ .
- Enthält der Name des Berechnungsfalls als drittes Kürzel ein „dev“ wird additiv zu den oben genannten Eigenschaften deviatorisches Kriechen des MgO-Betons berücksichtigt. Das vierte Kürzel „ref“ bedeutet, dass die Kennwerte für das deviatorische Kriechen in Anlehnung an bei anderen Projekten gewonnene Parameter ( $n = 1,4$ ,  $D = 62 \text{ 1/(h*MPa}^n\text{)}$ ) gewählt wurden (Anlage 2.2-4, Tabelle 2). Das Kürzel „ref/4“ zeigt, dass die im Labor ermittelten hohen deviatorischen Kriechparameter auf ein Viertel abgemindert wurden ( $D = 15,5 \text{ 1/(h*MPa}^n\text{)}$ ).

Die Festigkeiten auf der Kontaktfläche Salinar / MgO-Beton werden für alle Berechnungsfälle konstant entsprechend der Tabelle 2 der Anlage 2.2-2 angenommen.

## 2.2.2 Berechnungsergebnisse

### 2.2.2.1 Bewertungskriterien

Die Aufgabe von Dichtelementen besteht darin, den Fluidtransport zwischen Grubenbauen zu unterbinden bzw. in ausreichendem Maße zu begrenzen. Der Gesamtfluidtransport durch die Barriere ist dabei abhängig von der Permeabilität der MgO-Betonmatrix des Bauwerks, von der Anbindung des MgO-Betons an das Salinar (Durchlässigkeit des Kontaktbereiches), und der Permeabilität des im Konturbereich aufgelockerten Salinars (ALZ).

Bei der rechnerischen Auslegung bzw. Dimensionierung von Dichtelementen ist zu zeigen, dass die beim Einbau erreichte Permeabilität des Gesamtsystems auch unter den in situ zu erwartenden mechanischen Belastungen (aufkriechendes Gebirge, Fluiaddruckbelastung) erhalten bleibt. Eine Erhöhung der Permeabilität infolge mechanischer Beanspruchung ist mit Auflockerungen (Dilatanz) bzw. einer Schädigung (Festigkeitsüberschreitungen) verbunden. Dementsprechend erfolgt die Ableitung der mechanischen Anforderungen und Eigenschaften für ein Dichtelement unter der Maßgabe, dass die im Folgenden erläuterten Dilatanz- und/oder Festigkeitskriterien bei der numerischen Simulation der zu erwartenden Belastungen

nicht überschritten werden. Erhöhungen der Permeabilität infolge von chemischen Prozessen (Auf- und Umlösungsprozesse) sind nicht Gegenstand dieser Untersuchungen.

#### MgO-Betonmatrix:

Für die MgO-Betonmatrix (Kernbarriere und Widerlager) wird in den numerischen Berechnungen, wie im Kapitel 2.1.2.2 aufgeführt, elastisch-plastisches Materialverhalten nach MOHR COULOMB angesetzt ( $c = 5 \text{ MPa}$ ,  $\phi = 20^\circ$ ,  $\psi = 0^\circ$ ,  $\sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$ ). Die genannten Festigkeiten gelten als Bewertungskriterien, wobei Bereiche mit Festigkeitsüberschreitungen im Ergebnis der Berechnungen ausgewiesen werden. Da in Langzeitsicherheitsnachweisen für die hydraulische Länge i. d. R. die Länge der Kernbarriere in Ansatz gebracht wird, ist zu zeigen, dass im Verlauf der numerischen Simulation im Bereich der Kernbarriere keine Festigkeitsüberschreitungen auftreten.

#### Steinsalz und Kontaktbereich MgO-Beton / Steinsalz:

Ergebnisse von Zug- und Scherfestigkeitsversuchen an Proben aus dem Kontaktbereich Steinsalz / MgO-Beton haben gezeigt, dass die schwächste Zone nicht die MgO-Betonmatrix oder der Kontaktbereich selbst ist, sondern dass die Proben i. d. R. unmittelbar in dem an den Kontaktbereich anschließenden aufgelockerten Salinar versagt haben. Die im Kapitel 2.1.2.3 aufgeführten Festigkeiten gelten als Bewertungskriterien ( $c = 1 \text{ MPa}$ ,  $\phi = 25^\circ$ ,  $\psi = 15^\circ$ ,  $\sigma_z = 0,5 \text{ MPa}$ ). Dabei wird für den Kontaktbereich elasto-plastisches Materialverhalten nach MOHR COULOMB angesetzt, so dass Festigkeitsüberschreitungen im Ergebnis der Berechnungen ausgewiesen werden. Für das Salinar erfolgt eine Abfrage nach Überschreitung der Kriterien zu verschiedenen Zeitpunkten der Berechnung. Ziel der Berechnungen ist es zu zeigen, dass im Verlauf der numerischen Simulation im Bereich der Kernbarriere keine Festigkeitsüberschreitungen im Kontaktbereich und Salinar auftreten.

#### Carnallitit und Kontaktbereich MgO-Beton / Carnallitit:

Für dieses Projekt lagen noch keine Erfahrungen zu Festigkeiten des Kontaktbereiches MgO-Beton / Carnallitit vor, so dass für diese numerischen Berechnungen zunächst auf die Kennwerte für die Kontaktfläche MgO-Beton / Steinsalz zurückgegriffen wurde.

Wie im Kapitel 2.1.2.1 erläutert, wird für die Modellierung des Carnallitits das viskoelastisch-plastische Stoffmodell nach MINKLEY verwendet, bei dem die Verformungsmechanismen Kriechen, Entfestigung und Dilatanz miteinander verknüpft sind. Als Bewertungskriterium wird die Entwicklung der Volumendilatanz herangezogen. Ziel der Berechnungen ist es zu zeigen, dass infolge der einwirkenden mechanischen Belastungen im an die Kernbarriere angrenzenden Salinar keine Vergrößerung der Volumendilatanz ausgewiesen wird.

**Minimalspannungskriterium:**

Die Fließdruckbelastung wird bei den Berechnungen in diesem Kapitel (2.2) als mechanische Normalspannung auf die druckseitige Stirnfläche und die Streckenkontur aufgebracht. Ist der Fließdruck höher als die normal dazu im Bauwerk, dem Kontaktbereich oder Salinar wirkende Spannung, kann ein hydraulischer Fracture verbunden mit einer Erhöhung der Permeabilität nicht ausgeschlossen werden. Ergänzend zu den o. g. Festigkeits- und Dilatanzkriterien wird für die Bewertung daher das Minimalspannungskriterium herangezogen. Dementsprechend erfolgt die Ableitung der mechanischen Anforderungen und Eigenschaften für ein Dichtelement unter der Maßgabe, dass der Fließdruck im Verlauf der numerischen Simulation stets unterhalb der normal dazu wirkenden Spannung verbleibt.

**2.2.2.2 1. Bauzustand, Streckenausbruch und 40 Jahre Kriechen**

Die Ergebnisse für den 1. BZ – die Entwicklung der Radialverschiebungen – sind in der Anlage 2.2-5 für die Berechnungsfälle I, II und IV dargestellt.

Für den Standort Sondershausen werden Radialverschiebungsraten von ca. 0,5 mm/a ermittelt, was bei Annahme eines Streckenradius von 2,5 m einer Volumenkonvergenz von  $k = 0,02\ %/a$  entspricht. Die Berechnungsergebnisse (Fall I, rote Kurve) zeigen gute Übereinstimmung mit Messergebnissen (Streckenkonvergenz ca. 1 mm/a).

Beim Fall II wird ein Standort mit 10-fach höheren Kriechraten untersucht (Anlage 2.2-5, blaue Kurve).

Unter Berücksichtigung des Parameterdatensatzes der Anlage 2.2-3 für den Fall IV ergibt sich rechnerisch nach 40 Jahren eine Radialverschiebungsrate von ca. 2,0 mm/a. Diese Rate entspricht Konvergenzmessungen in der Grube Teutschenthal. Bei einem Streckenradius von 1,5 m beträgt die Volumenkonvergenz  $k = 0,13\ %/a$ . Die Anfangsverformungen sind bei der Simulation der offenen Strecke im Carnallitit stärker ausgeprägt als bei den Berechnungen unter Berücksichtigung des Steinsalzes (Fälle I und II).

In der Anlage 2.2-6 sind für den Fall IV, bei dem für den Carnallitit die Mechanismen Dilatanz und Entfestigung berücksichtigt werden, die plastische Volumenverformungen als Maß für die Dilatanz und die Druckfestigkeit als Maß für die Entfestigung in einem Detail dargestellt. Nach der 40 Jahre andauernden Kriechphase beträgt die Tiefe des aufgelockerten und entfestigten Gebirgsbereiches rechnerisch ca. 70 cm (Anlage 2.2-6, linke Bilder) und zeigt damit gute Übereinstimmung mit in der Grube Teutschenthal messtechnisch ermittelten Auflockerungszone. Wie im Kapitel 2.2.1 erläutert, wird bei den Berechnungen im Carnallitit vor dem Einbau des Damms die Auflockerungszone bis in eine Tiefe von 40 cm herausgenommen und eine 5 Tage andauernde Kriechberechnung durchgeführt. Derzeit werden Versuche zur Dammherstellung mittels Spritzbetontechnologie durchgeführt. Die Anwendung dieser Technologie ermöglicht geringe Bauzeiten zwischen Herausnahme der ALZ und dem Dammein-

bau. Innerhalb der in den Berechnungen angenommenen 5 Tage ist keine wesentliche Vergrößerung des aufgelockerten Konturbereichs zu beobachten (Anlage 2.2-6, rechte Bilder)

### **2.2.2.3 2. Bauzustand, Einbau des Dammbauwerkes und 10 Jahre Kriechen**

In der Anlage 2.2-7 sind exemplarisch für den Fall I-5 (Standort Sondershausen, Kompaktionsmodul 5 GPa) Berechnungsergebnisse für den Zeitpunkt  $t = 1,5$  Jahre dargestellt. Infolge des aufkriechenden Gebirges bauen sich im Dammkörper in radialer Richtung Spannungen von ca. 1,5 MPa auf, die im Bereich der Stirnflächen auf Grund der angrenzenden offenen Strecken etwas höher sind (Gebirge stützt sich auf Dammkörper ab). In axialer Richtung betragen die Spannungen in Dammmitte nach 1,5 Jahren ca. 0,7 MPa und nehmen zu den offenen Streckenbereichen hin auf 0 MPa ab. Weder im Dammkörper noch im Kontaktbereich treten beim Fall I-5 zum Zeitpunkt  $t = 1,5$  Jahre im 2. BZ Festigkeitsüberschreitungen auf.

Die Spannungsentwicklung (Radialspannung) durch das aufkriechende Gebirge in Dammbauwerken, die an einer oder beiden Stirnflächen mit Fließdruck beaufschlagt werden, hat wesentlichen Einfluss auf deren Funktionsfähigkeit (Dichtheit). Im Folgenden wird der Einfluss verschiedener Kennwerte des MgO-Betons und des Salinars auf die Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich (Radialspannung) untersucht.

#### *Einfluss der Baustoffsteifigkeit auf die Normalspannungsentwicklung:*

In der Anlage 2.2-8 ist die Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich für den Fall I (Standort Sondershausen) in Abhängigkeit von der Steifigkeit des MgO-Betons dargestellt. Der Kompaktionsmodul wurde in den Berechnungen zwischen 0,2 MPa und 30 MPa variiert und die Auswertung der Spannungsentwicklung erfolgte für den Kontaktbereich in der Mitte des Damms. Erwartungsgemäß wird mit zunehmender Baustoffsteifigkeit ein schnellerer Spannungsaufbau beobachtet. Jedoch verhält sich der Spannungszuwachs nicht linear zur Steifigkeitserhöhung des MgO-Betons. So ist beispielsweise der Spannungszuwachs bei einer Erhöhung der Steifigkeit von 0,2 auf 5 GPa deutlich größer (braune und rote Kurven der Anlage 2.2-8) als der Spannungszuwachs bei einer Erhöhung der Steifigkeit von 5 auf 30 GPa (rote und schwarze Kurven der Anlage 2.2-8). Die Ursache dafür wird darin gesehen, dass bei höheren Steifigkeiten infolge des schnelleren Spannungsaufbaus der Motor der Konvergenz – die konturnahen Deviatorspannungen im Salinar- zeitiger abgebaut werden. Für Baustoffsteifigkeiten größer 5 GPa ist auch bei einer weiteren Erhöhung der Steifigkeit nur ein geringer Spannungszuwachs zu beobachten.

In der Anlage 2.2-9 ist die Normalspannungsverteilung zum Zeitpunkt  $t = 5$  Jahre (2. BZ) für eine Dammhälfte exemplarisch für den Falle I-5 ( $K = 5$  GPa, oberes Bild) und den Fall I-1

( $K = 1 \text{ GPa}$ , unteres Bild) dargestellt. Während die Normalspannung im Bereich der Kernbarriere nahezu konstant ist, ist im Bereich der Widerlager zu den Stirnflächen hin infolge der offenen angrenzenden Strecke eine Erhöhung der Normalspannungen zu beobachten.

#### Einfluss der Standortbedingungen auf die Normalspannungsentwicklung:

In der Anlage 2.2-10 (oberes Bild) ist die Normalspannungsverteilung in der Kontaktfläche für den Fall II-5, bei dem im Vergleich zum Fall I-5 ein höheres Kriechvermögen des Salinars angenommen wurde (Konvergenzrate Faktor 10, siehe Kapitel 2.2.2.2), dargestellt. Die Anlage 2.2-11 enthält die Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich jeweils für die Dammmitte und einen Punkt ca. 80 cm von der Stirnfläche entfernt für die verschiedenen Standorte (Fälle I-5, II-5 und IV-5).

Erwartungsgemäß bewirkt ein höheres Kriechvermögen des Salinars einen schnelleren Spannungsaufbau im Kontaktbereich (vergleiche rote und grüne Kurven (Fälle I und II) und vergleiche die oberen Bilder der Anlagen 2.2-9 und 2.2-10). Normalspannungen im Dammbauwerk im Carnallitit (Standort Teutschenthal) betragen nach einer Standzeit des Bauwerks von 10 Jahren ca. das 1,7-fache der Spannungen am Standort Sondershausen (vergleiche rote und blaue Kurven der Anlage 2.2-11, Fälle I und IV).

#### Einfluss der Kriecheigenschaften des MgO-Betons auf die Normalspannungsentwicklung:

Mit den Berechnungsfällen I-5 (ohne deviatorisches Kriechen des MgO-Betons), I-5-dev-ref (deviatorisches Kriechen des MgO-Betons in Anlehnung an bei anderen Projekten gewonnenen Parametern) und I-5-dev-ref/4 (gegenüber dem Fall „dev-ref“ auf ein Viertel abgeminderte Kriechparameter) wird der Einfluss des deviatorischen Kriechens des MgO-Betons auf die Normalspannungsentwicklung untersucht (Anlage 2.2-12, Normalspannungsentwicklung in Dammmitte und im Abstand von 80 cm zur Stirnfläche).

In der Mitte des Damms (schwarze Kurven) ist auf Grund der dreidimensionalen Einspannung des Bauwerks quasi kein Einfluss des deviatorischen Kriechvermögens auf die Spannungsentwicklung im Dammkörper zu beobachten. Im Bereich der Stirnflächen kriecht der MgO-Beton infolge des hohen Spannungsdeviators ( $\sigma_{ax} = 0 \rightarrow$  offene Stirnflächen) und die Radialspannungen sind bei den Fällen I-5-dev-ref und I-5-dev-ref/4 im Vergleich zum Berechnungsfall I-5 (ohne deviatorisches Kriechen) im Bereich der Stirnflächen deutlich geringer (vergleiche grüne, gelbe und lila Kurven der Anlage 2.2-12, vergleiche Anlage 2.2-9 oberes Bild mit Anlage 2.2-10 unteres Bild).

#### **2.2.2.4 3. Bauzustand, Fluiddruckbelastung**

##### Standort Sondershausen (Steinsalz), Fälle I-x:

In den Anlagen 2.2-13 bis 2.2-15 sind die Berechnungsergebnisse zum Zeitpunkt  $t = 5$  Jahre (volle Fluiddruckbelastung) exemplarisch für den Fall I-5 (Kompaktionsmodul 5 GPa, ohne

deviatorisches Kriechen des MgO-Betons) zur Erläuterung des prinzipiellen Tragverhaltens für die druckseitige Dammhälfte dargestellt.

Die Druckbeaufschlagung von 10 MPa innerhalb von 5 Jahren führt in der druckseitigen Dammhälfte zur Ausbildung eines triaxialen Spannungszustandes im Bauwerk und im Salinar (Anlage 2.2.-13). Die stirnflächige Druckbelastung wird über die Kontaktfläche in das Salinar eingetragen (Anlage 2.2-14). Weder im Bauwerk noch in der Kontaktfläche treten dabei bei den im Fall I-5 getroffenen Berechnungsannahmen Festigkeitsüberschreitungen auf.

In der Anlage 2.2-17 (oberes Bild) ist die Normalspannungsverteilung im Kontaktbereich ( $t = 5$  Jahre) und in der Anlage 2.2-16 die Entwicklung der Normalspannungen in Dammmitte (rote durchgezogene Kurve) und im Abstand von ca. 80 cm zur Stirnfläche (lila durchgezogene Kurve) dargestellt. Weiterhin ist die Entwicklung der Fließdruckbelastung (rote Strich-Punkt-Linie) in der Anlage 2.2-16 eingetragen. Infolge der geringen Konvergenz am Standort Sondershausen beträgt die Fließdruckbelastung nach vollständiger Flutung ( $t = 5$  Jahre) das ca. 2,5 bis 3-fache der Normalspannungen. Das Minimalspannungskriterium ist für den Berechnungsfall I-5 nicht eingehalten.

Der Ansatz von deviatorischem Kriechvermögen für den MgO-Beton im Berechnungsfall I-5-dev-ref/4 (hell- und dunkelblaue Kurven Anlage 2.2-16 und unteres Bild der Anlage 2.2-17) führt im Bereich der druckseitigen Stirnfläche infolge des sich zwischen Fließdruck (Axialspannung) und Radialspannung aufbauenden Deviators zu einer deutlichen Erhöhung der Normalspannung im Kontaktbereich. Jedoch wird auch bei diesem Berechnungsfall das Minimalspannungskriterium verletzt. Die Variation der Steifigkeit des MgO-Betons von  $K = 2$  bis  $K = 15$  GPa (Fall I-2-dev-ref/4 → gelbe und braune Kurven, Fall I-5-dev-ref/4 → blaue und hellblaue Kurven, Fall I-15-dev-ref/4 → grüne und hellgrüne Kurven) zeigt, wie bereits im Kapitel 2.2.2.3 (2. Bauzustand) erläutert, dass sich der Spannungszuwachs nicht linear zur Steifigkeitserhöhung verhält.

Zusammenfassend kann mit den mechanischen Berechnungen die Integrität (Erhalt der Ausgangspermeabilität) des Gesamtsystems (Dammbauwerk, Kontaktfläche Auflockerungszone) für den Standort Sondershausen für den hier gewählten Belastungsverlauf nicht nachgewiesen werden. Trotz Parametervariation für den MgO-Beton in zweckmäßigen Grenzen wird das Minimalspannungskriterium für keinen Berechnungsfall eingehalten.

#### Fälle II-x, höheres Kriechvermögen des Steinsalzes:

Die Ergebnisse der Berechnungen zu einem Standort mit höherem Kriechvermögen des Steinsalzes sind in den Anlagen 2.2-18 und 2.2-19 dargestellt. Variiert wurde in den Berechnungen die Steifigkeit (1 bis 2 GPa) und das deviatorische Kriechvermögen des MgO-Betons (mit (dev-ref/4) und ohne deviatorisches Kriechen).

Infolge des hohen Kriechvermögens des Salinars und dem daraus resultierenden Spannungsaufbau im Dammbauwerk kann für den Standort Fall II rechnerische die Einhaltung des Minimalspannungskriteriums bereits bei Annahme eines Kompaktionsmoduls von 2 GPa gezeigt werden. Mit Ausnahme eines lokalen Bereiches der luftseitigen Stirnfläche beim Fall II-2 (ohne deviatorisches Kriechen des MgO-Betons), treten weder im Dammbaukörper noch in der Kontaktfläche Festigkeitsüberschreitungen auf. Der genannte lokale plastische Bereich ist nicht relevant, da er sich lediglich auf den ersten Meter des Widerlagers beschränkt (in Langzeitsicherheitsnachweisen wird i. d. R. nur die hydraulische Länge der Kernbarriere angesetzt). Weiterhin sind konstruktive Maßnahmen, wie beispielsweise eine Vorschüttung zur Vermeidung der einaxialen Belastung im luftseitigen Stirnflächenbereich, möglich.

Zusammenfassend kann aus den mechanischen Berechnungen zum Standort Fall II die Integrität (Erhalt der Ausgangspermeabilität) des Gesamtsystems (Dammbauwerk, Kontaktfläche Auflockerungszone) für Dammbaustoffsteifigkeiten  $K \geq 2$  GPa abgeleitet werden.

Standort Teutschenthal (Carnallitit), Fälle IV-x:

In den Anlagen 2.2-21 sind die Berechnungsergebnisse zum Zeitpunkt  $t = 5$  Jahre (volle Flieiddruckbelastung) exemplarisch für den Fall IV-2-dev-ref/4 (Kompaktionsmodul 2 GPa, deviatorisches Kriechen des MgO-Betons) für die druckseitige Dammhälfte bzw. für ein Detail im Bereich des druckseitigen Widerlagers dargestellt.

Die Druckbeaufschlagung von 10 MPa innerhalb von 5 Jahren führt in der druckseitigen Dammhälfte zur Ausbildung eines triaxialen Spannungszustandes im Bauwerk und im Salinar. Die stirnflächige Druckbelastung wird über die Kontaktfläche in das Salinar eingetragen. Die Entwicklung der plastischen Volumenverformungen in der Kontur des Salinars (1. Bauzustand, offene Strecke) wird durch den Einbau des Dammelementes und den Flieiddruck (mechanische Normalspannung) auf die Kontur der druckseitigen Strecke gestoppt (vergleiche Anlage 2.2-20 oberes linkes Bild mit Anlage 2.2-6 oberes rechtes Bild). Weder im Bauwerk noch in der Kontaktfläche treten bei den im Fall IV-2-dev-ref/4 getroffenen Berechnungsannahmen Festigkeitsüberschreitungen auf.

Die Darstellung der Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich zeigt, dass das Minimalspannungskriterium für den Fall VI-2-dev-ref/4 rechnerisch nicht eingehalten wird. Auch eine Erhöhung der Steifigkeit des MgO-Betons bewirkt nur eine geringfügige Erhöhung der Spannungsentwicklung.

Zusammenfassend kann mit den mechanischen Berechnungen die Integrität (Erhalt der Ausgangspermeabilität) des Gesamtsystems (Dammbauwerk, Kontaktfläche Auflockerungszone) für den Standort Teutschenthal für den hier gewählten Belastungsverlauf nicht nachgewiesen

werden. Trotz Parametervariation für den MgO-Beton in zweckmäßigen Grenzen wird das Minimalspannungskriterium für keinen Berechnungsfall eingehalten.

#### Zusammenfassung und Bewertung der Berechnungsergebnisse:

Bei allen Berechnungsfällen mit Steinsalz als Wirtsgestein, in denen der Ersatzkompaktionsmodul zwischen 1 und 15 GPa variiert wird, treten im Bereich der Kernbarriere weder in der MgO-Betonmatrix noch im Kontaktbereich und im Salinar Überschreitungen der Festigkeitskriterien auf. Lediglich in einem lokalen Bereiches der luftseitigen Stirnfläche werden bei den Fällen II-2 und II-5 (hohes dev. Kriechen des Salinars, ohne deviatorisches Kriechen des MgO-Betons) Festigkeitsüberschreitungen in der MgO-Betonmatrix ausgewiesen. Der genannte lokale plastische Bereich ist nicht relevant, da er sich lediglich auf den ersten Meter des Widerlagers beschränkt (in Langzeitsicherheitsnachweisen wird i. d. R. nur die hydraulische Länge der Kernbarriere angesetzt). Weiterhin sind konstruktive Maßnahmen, wie beispielsweise eine Vorschüttung zur Vermeidung der einaxialen Belastung im luftseitigen Stirnflächenbereich, möglich.

Während das Minimalspannungskriterium für den Fall II (hohes dev. Kriechen des Salinars) bei Ansatz eines Ersatzkompaktionsmodels von  $K \geq 2$  GPa über den gesamten Verlauf der Belastungssimulation eingehalten wird, wird das Minimalspannungskriterium für den Standort Sondershausen (Fall I) für eine mögliche Variation der Dammbaustoffkennwerte nicht eingehalten. Die Integrität der Barriere (Erhalt der Einbaupermeabilität) kann daher aus den Ergebnissen der mechanischen Berechnungen für den Standort Sondershausen unter Berücksichtigung der hier getroffenen Annahmen für den Belastungsverlauf nicht abgeleitet werden.

Die Berechnungen mit Carnallitit als Wirtsgestein zeigen, dass die Entwicklung (Zunahme) der plastischen Volumenverformungen in der Kontur der offene Strecke (1. Bauzustand) durch den Einbau eines Dichtelementes mit einem Ersatzkompaktionsmodul von  $K \geq 1$  bis 2 GPa gestoppt wird. Weder im Bauwerk noch in der Kontaktfläche treten bei diesen Berechnungsannahmen Festigkeitsüberschreitungen auf. Jedoch wird auch in den Berechnungen für den Standort Teutschenthal trotz Parametervariation für den MgO-Beton in sinnvollen Grenzen das Minimalspannungskriterium nicht eingehalten. Dementsprechend kann die Integrität der Barriere aus den Ergebnissen der mechanischen Berechnungen unter Berücksichtigung der hier getroffenen Annahmen für den Belastungsverlauf nicht abgeleitet werden.

### **2.3 Durchströmungsberechnungen**

Wie im Kapitel 2.2.1 erläutert, wurde der Fluiaddruck in den mechanischen Berechnungen als mechanische Normalspannung auf die druckseitige Stirnfläche und die Streckenkontur aufgebracht. Im Ergebnis der Berechnungen wurde gezeigt, dass das Minimalspannungskriteri-

um bei dem hier berücksichtigten Belastungsverlauf (10 MPa in 5 Jahren) für die Standorte Teutschenthal und Sondershausen bei zweckmäßiger Variation der Dammbaustoffkennwerte nicht eingehalten werden konnte. Im Folgenden wird geprüft, inwieweit die Annahme der mechanischen Normalspannungsbelastung den In-situ-Verhältnissen gerecht wird. Dazu folgen in diesem Kapitel Durchströmungsberechnungen zur Abschätzung der aus dem Fluiddruck zu erwartenden Belastungen und zur Beurteilung der Sensitivität der Strömungskennwerte.

### **2.3.1 Berechnungsannahmen (Berechnungsablauf, Berechnungsfälle, Kennwerte)**

Die Durchströmungsberechnungen wurden an dem im Kapitel 2.1.1 vorgestellten rotations-symmetrischen Modell durchgeführt. Strömungswirksam (hydraulisch durchlässig) werden die Kernbarriere und die Widerlager sowie ein ca. 60 cm tief reichender Konturbereich im Salinar simuliert.

Der Fluiddruck wird wie bei den mechanischen Berechnungen innerhalb von 5 Jahren auf 10 MPa erhöht und anschließend konstant gehalten (Anlage 2.3-1). Die Simulation erfolgt durch eine Fluiddruckrandbedingung auf den Netzknoten der druckseitigen Stirnfläche und Strecke.

Die Strömungskennwerte für den MgO-Beton wurden in Anlehnung an Ergebnisse, die in anderen Projekten gewonnen wurden, gewählt. Dem MgO-Beton wurde in den Berechnungen eine Permeabilität von  $10^{-18} \text{ m}^2$ , eine Porosität von 22 % und eine Ausgangssättigung von 80 % zugewiesen (Anlage 2.3-1).

Für die 60 cm tiefe Auflockerungszone wird im Berechnungsfall f1b eine über den Abstand vom Stoß abnehmende Permeabilität von  $5 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$  bis  $5 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$  angesetzt. Der Fall f1c ist eine Variationsrechnung, in der die Permeabilität für die Auflockerungszone eine Größenordnung höher angesetzt wird ( $5 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$  bis  $5 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ , Anlage 2.3-1). Außerhalb der Auflockerungszone wird das Salinar in den Berechnungen als undurchlässig angenommen.

### **2.3.2 Berechnungsergebnisse**

In der Anlage 2.3-2 ist die Porendruckverteilung im Bauwerk für den Berechnungsfall f1b zum Zeitpunkt  $t = 5$  Jahre dargestellt. Weiterhin enthält die Anlage die Porendruckentwicklung in den Querschnitten A bis E jeweils für einen Punkt in Dammmitte und einen Punkt in der Auflockerungszone.

Nach 5 Jahren beträgt der Fluiddruck an der druckseitigen Stirnseite entsprechend der Belastungsvorgabe 10 MPa und das Fluid hat das Bauwerk bis in eine Tiefe von ca. einem Drittel seiner Länge durchdrungen. Aus dem höher permeablen Konturbereich ist eine Aufsättigung des MgO-Betonbauwerks von der Seite aus zu beobachten. Stationäre Strömungsver-

hältnisse stellen sich rechnerisch nach ca. 25 Jahren ein (konstante Parendruckentwicklung in allen Querschnitten A bis E).

Beim Fall flc, bei dem die Permeabilität für die Auflockerungszone eine Größenordnung höher angesetzt wird, stellen sich stationäre Strömungsverhältnisse rechnerisch bereits nach ca. 7,5 Jahren ein (Anlage 2.3-3). Der Effekt der Aufsättigung des MgO-Betonbauwerks von der durchlässigeren Kontur aus ist hier noch stärker ausgeprägt.

#### Bewertung der Berechnungsergebnisse:

Zusammenfassend zeigen die Berechnungsergebnisse, dass die Dammbauwerke bei Annahme in situ relevanter Permeabilitäten innerhalb der Belastungsphase durchströmt bzw. teildurchströmt werden. Fluiaddrücke führen weiterhin zu einer Veränderung (Verringerung) der effektiv wirksamen Spannungen im Baukörper und dem Kontaktbereich. Sie müssen daher bei der Beurteilung der Funktionsfähigkeit von Dammbauwerken berücksichtigt werden.

## 2.4 Gekoppelte fluidmechanische Modellrechnungen

### 2.4.1 Berechnungsannahmen (Berechnungsablauf, Berechnungsfälle, Kennwerte)

Bei den mechanischen Berechnungen des Kapitels 2.2 wurde das Bauwerk als undurchlässig angenommen und keine Durchströmung der Barriere simuliert. Der angreifende Fluiaddruck wurde, wie in der Anlage 2.4-1 im linken Bild dargestellt, druckseitig als Normalspannung auf die Stirnfläche und die Streckenkontur aufgegeben.

Da der MgO-Beton Porositäten in der Größenordnung von ca. 20 bis 25 % aufweist, wird unter In-situ-Bedingungen jedoch eine Durchströmung der Barrieren stattfinden. Wird der angreifende Fluiaddruck mit nur geringer Rate gesteigert, so baut sich im Nahbereich der Stirnflächen ein allseitig wirkender Parendruck in der Größenordnung des angreifenden Fluiaddrucks auf (Anlage 2.4-1, rechtes Bild). Die totalen Spannungen im Bauwerk setzen sich aus dem Fluiaddruck und den effektiv im Korngerüst wirkenden Spannungen zusammen.

Die gekoppelten fluidmechanischen Berechnungen bauen auf den mechanischen Berechnungen des 2. Bauzustandes (Einbau des Dammbauwerkes und Kriechberechnung) zum Zeitpunkt  $t = 1,5$  Jahre auf. Zur Simulation des mechanisch hydraulischen Prozesses werden neben den sich zeitlich verändernden mechanischen Normalspannungen Porendrücke (Anlage 2.4-1, rechtes Bild) als Randbedingungen druckseitig auf die Stirnfläche und die Streckenkontur aufgegeben. Die Belastung wird, wie in den Kapiteln 2.2 und 2.3 innerhalb von 5 Jahren auf 10 MPa erhöht.

Die in den gekoppelten fluidmechanischen Berechnungen verwendeten Kennwerte sind in der Anlage 2.4-2 zusammengestellt. Die Bezeichnungen der Berechnungsfälle sind wie folgt zu lesen:

- Das erste Kürzel im Namen steht für die Fluidkennwerte, die in den Berechnungen angenommen wurden. Allen Berechnungsfällen wurden die Kennwerte des Falls der Durchströmungsberechnungen flb des Kapitels 2.3 zugrunde gelegt. Die Fluidkennwerte sind noch einmal in der Anlage 2.4-2 in der unteren Tabelle zusammengestellt.
- Das zweite Kürzel im Namen (I, II oder IV) verweist auf das dem Berechnungsfall zugrunde liegende Wirtsgestein hin.
- Das dritte Kürzel – eine Zahl- steht für den Kompaktionsmodul (in GPa) der dem MgO-Beton in dem entsprechenden Berechnungsfall zugewiesen wurde.
- In allen Berechnungsfällen wird deviatorisches Kriechen berücksichtigt („dev-ref/4“,  $D = 15,5 \text{ 1/(h*MPa)}$ ).
- Die Festigkeiten für den MgO-Beton betragen wie in den mechanischen Berechnungen  $c = 5 \text{ MPa}$ ,  $\phi = 20^\circ$ ,  $\psi = 0^\circ$ ,  $\sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$ .
- Die Festigkeiten für die Kontaktfläche betragen wie in den mechanischen Berechnungen  $c = 5 \text{ MPa}$ ,  $\phi = 25^\circ$ ,  $\psi = 15^\circ$ ,  $\sigma_z = 0,5 \text{ MPa}$ .
- Beim Berechnungsfall flb-I-2-dev-ref/4-last wurde der Belastungsverlauf geändert. Während bei den anderen Berechnungsfällen die Fluidbelastung innerhalb von 5 Jahren auf 10 MPa erhöht wird, wird der Fluiddruck beim genannten Fall innerhalb von 10 Jahren auf 8 MPa gesteigert.

## 2.4.2 Berechnungsergebnisse

### 2.4.2.1 Bewertungskriterien

Für die gekoppelten fluidmechanischen Berechnungen werden die bereits im Kapitel 2.2.2.1 erläuterten Festigkeits- und Dilatanzkriterien als Bewertungskriterien herangezogen. Im Unterschied zu den mechanischen Berechnungen (Kapitel 2.2), bei den keine Porendrücke berücksichtigt wurden, werden bei den gekoppelten Berechnungen die Effektivspannungen (Spannungen des Korngerüstes,  $\sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{total}} - \text{Porendruck}$ ) bei der Abfrage der Festigkeits- und Dilatanzkriterien herangezogen. Aufgrund der direkten Berücksichtigung der Porendrücke und des Bezugs der Festigkeiten auf die Effektivspannungen erfolgt in den gekoppelten Berechnungen keine Abfrage des Minimalspannungskriterium.

### 2.4.2.2 Berechnungsergebnisse

#### Standort Sondershausen (Steinsalz), Fälle flb-I-x:

Für die Standortbedingungen Sondershausen wurde im ersten Schritt eine gekoppelte Berechnung unter Berücksichtigung eines Kompaktionsmoduls für den MgO-Beton von 5 GPa (Fall flb-I-5-def-ref/4) durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse für den Zeitpunkt  $t = 5$  Jahre sind in den Anlagen 2.4-3 und 2.4-4 dargestellt.

Zum Zeitpunkt  $t = 5$  Jahre beträgt der Porendruck in der druckseitigen Bauwerkshälfte rechnerisch zwischen 0 MPa in der Mitte der Barriere und 10 MPa an der druckseitigen Stirnfläche (Anlage 2.4-3, oberes Bild). Die Wechselwirkung zwischen der Baustoffmatrix und dem Fluid – Stauchung und Druckerhöhung in der Matrix infolge der Strömungskräfte wirken der Abminderung der effektiven Spannungen infolge der sich aufbauenden Porendrücke entgegen - führt zur Ausbildung eines effektiven Spannungsniveaus im Barrierenkörper von 2 MPa (Zug) bis – 3,5 MPa (Anlage 2.4-3, mittleres und unteres Bild). Während in Achsrichtung ausschließlich effektive Druckspannungen von 0 bis ca. 3,5 MPa ausgewiesen werden bewirkt die Erhöhung des Porendrucks in radialer Richtung die Ausbildung von Zugspannungen im druckseitigen Widerlager von maximal 2 MPa im Bereich der Stirnfläche (Anlage 2.4-3, mittleres und unteres Bild). Festigkeitüberschreitungen werden im MgO-Betonbauwerk lediglich im Randelement der Stirnfläche ausgewiesen. Die Kernbarriere, deren Länge i. d. R für Langzeitsicherheitsnachweise relevant ist, ist während der gesamten Berechnung überdrückt (effektive Druckspannungen), so dass für den MgO-Betonkern von einem Erhalt der Einbaupermeabilität ausgegangen werden kann.

Im Kontaktbereich werden ca. auf den ersten 2,5 m des Widerlagers Zugfestigkeitsüberschreitungen (in diesem Bereich werden rechnerisch keine Schub- und Zugspannungen übertragen, siehe auch Anlage 2.4.5, Entwicklung der effektiven Normalspannungen für verschiedene Punkte des druckseitigen Widerlagers und der Dammmitte) und bis in eine Tiefe von ca. 4 m infolge des geringen effektiven Normalspannungsniveaus Scherfestigkeitsüberschreitungen ausgewiesen (Anlage 2.4-4). Infolge der angesetzten hohen Steifigkeit des Bauwerkes (5 GPa) und der wirksamen Porendrücke, die einer Stauchung des Bauwerkes entgegen wirken, betragen die maximalen Scherverschiebungen im Bereich der Stirnflächen rechnerisch jedoch lediglich 2,8 mm (Anlage 2.4-4, oberes Bild).

Wie oben erläutert, werden im Kontaktbereich auf den ersten 2,5 Metern des druckseitigen Widerlagers Zugfestigkeitsüberschreitungen ausgewiesen. Eine mit den Festigkeitsüberschreitungen zu erwartende Erhöhung der Permeabilität und daraus resultierende Erhöhung des Porendrucks ist in den Berechnungsalgorithmus derzeit noch nicht integriert. Ein „Fracken“ des Kontaktbereichs bis in den Bereich der Kernbarriere kann aus den Berechnungsergebnissen zumindest nicht ausgeschlossen werden. Eine Variation des Ersatzkompaktionsmoduls des MgO-Betons in den Berechnungen zwischen 2 und 15 GPa bewirkt keine wesentliche Änderung der Berechnungsergebnisse.

In den Anlagen 2.4-6 und 2.4-7 sind Berechnungsergebnisse für den Fall flb-I-2-def-ref/4-last dargestellt. Im Unterschied zu den bisherigen Berechnungen, in denen die Fluideindruckbe-

lastung innerhalb von 5 Jahren aufgebracht wurde, wurde der Fluiddruck in diesem Berechnungsfall innerhalb von 10 Jahren auf 10 MPa gesteigert. Weiterhin wurde lediglich ein Ersatzkompaktionsmodul von 2 GPa in Ansatz gebracht. Die geringere Belastungsrate bewirkt, dass der Querschnitt über den gesamten Berechnungsverlauf überdrückt ist. Weder in der MgO-Betonmatrix, noch im Kontaktbereich (Ausnahme 1. Element des druckseitigen Widerlagers) oder im Salinar treten Festigkeitsüberschreitungen auf, so das unter diesen Berechnungsannahmen von einem Erhalt der Einbaupermeabilität der Barriere ausgegangen werden kann.

**Fälle flb-II-x, höheres Kriechvermögen des Steinsalzes:**

Die Berechnungsergebnisse (effektive Radialspannungen und effektive Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich) sind für die Fälle flb-II-0,2-def-ref/4 ( $K = 0,2 \text{ MPa}$ ) und flb-II-1-def-ref/4 ( $K = 1 \text{ MPa}$ ) in der Anlage 2.4-8 dargestellt. Die hohe Konvergenzrate des Salinars bewirkt, dass der Querschnitt in beiden Berechnungsfällen über den gesamten Berechnungsverlauf überdrückt ist, wobei die Beträge der Druckspannungen bei Ansatz des höheren Kompaktionsmoduls (1 GPa) größer sind. Weder in der MgO-Betonmatrix, noch im Kontaktbereich oder Salinar treten Festigkeitsüberschreitungen auf, so dass bei diesen Standortbedingungen auch beim Ansatz vergleichsweise geringer Ersatzkompaktionsmoduli von einem Erhalt der Einbaupermeabilität der Barriere ausgegangen werden kann.

**Standort Teutschenthal (Carnallitit), Fälle flb-IV-x:**

Wie im Kapitel 2.2.2.2 erläutert wurde die Auflockerungszone vor dem Einbau des Dichtelementes nur zum Teil entfernt, so dass ein entfestigter Konturbereich im Salinar verbleibt (Anlage 2.2-6, rechte Bilder).

In der Anlage 2.4-9 sind die Berechnungsergebnisse für den Fall flb-IV-2-def-ref/4 ( $K = 2 \text{ GPa}$ ) dargestellt. Zum Zeitpunkt  $t = 5 \text{ Jahre}$  (Fluidbelastung 10 MPa) ist der gesamte Querschnitt mit Ausnahme des druckseitigen Widerlagers überdrückt. Die effektiven Radialspannungen (normal zur Kontaktfläche) betragen zwischen 4,5 MPa in Dammmitte und 0 MPa im Bereich des druckseitigen Widerlagers (Anlage 2.4-9, oberes Bild). Aufgrund des geringen Radialspannungsniveaus im Bereich des druckseitigen Widerlagers können dort die durch den Fluiddruck eingetragenen Schubbelastungen in dem entfestigten Konturbereich im Salinar nicht aufgenommen werden (Anlage 2.4-9, unteres Bild). Im Bereich des druckseitigen Widerlagers werden im angrenzenden Salinar Scherfestigkeitsüberschreitungen verbunden mit Volumendilatanz (Anlage 2.4-9, mittleres Bild) ausgewiesen.

In der Anlage 2.4-10 ist für die Berechnungsfälle flb-IV-2-def-ref/4 ( $K = 2 \text{ GPa}$ ) und flb-IV-0,2-def-ref/4 ( $K = 0,2 \text{ GPa}$ ) die Entwicklung der plastischen Volumendehnungen in der Carnalli-

titkontur (Mittelung der Ergebnisse der beiden Randelemente) für verschiedene Punkte im Bereich des druckseitigen Widerlagers und der Kernbarriere dargestellt. Die Durchströmung führt während der Phase der Laststeigerung zu einer Erhöhung der plastischen Volumendehnungen und damit zu einer Erhöhung der Permeabilität im Konturbereich. Während dieser Effekt bei dem Berechnungsfall unter Berücksichtigung eines Ersatzkompaktionsmoduls von nur 0,2 GPa bis weit in die Kernbarriere hineinreicht (gestrichelte Linien), beschränkt sich die Erhöhung der plastischen Volumendehnungen bei Ansatz eines Ersatzkompaktionsmoduls von 2 GPa im Wesentlichen auf den Bereich des druckseitigen Widerlagers (durchgezogene Linien).

Da der Querschnitt im Berechnungsfall flb-IV-2-def-ref/4 ( $K = 2 \text{ GPa}$ ) über den gesamten Berechnungszeitraum überdrückt ist, wird eine Ausdehnung der Bereiche mit Erhöhung der plastischen Volumendehnung bis in Bereiche der Kernbarriere infolge einer Permeabilitäts erhöhung im Konturbereich des druckseitigen Widerlagers (Frac) nicht angenommen bzw. begrenzt sein. Ein vollständiges Entfernen der entfestigten Kontur und ein zeitnaher Einbau des Dichtelementes wirken sich positiv auf die Funktionsfähigkeit der Barriere unter Fluideindruckbelastung aus.

#### Bewertung der Berechnungsergebnisse:

Zusammenfassend zeigen die Berechnungsergebnisse eine starke Abhängigkeit von den Standortverhältnissen. Für den Standort II (hohes deviatorisches Kriechvermögen des Salinars) kann die Integrität der Barriere aus den Berechnungen unter Berücksichtigung der hier getroffenen Annahmen für den Belastungsverlauf bereits bei Ansatz von Ersatzkompaktionsmodulen von 0,2 bis 1 GPa abgeleitet werden. Für die Standorte Sondershausen (Fall I) und Teutschenthal (Fall IV) ergeben sich aus den Berechnungen Anforderungen an den Ersatzkompaktionsmodul von ca. 2 GPa sowie Anforderungen an konstruktive Maßnahmen (langsamerer Lasteintrag → Standort Sondershausen, weitgehend vollständige Herausnahme der entfestigten Kontur und zeitnaher Dammeinbau → Standort Teutschenthal).

## **2.5 Zusammenfassung und Ableitung der Entwicklungszielstellung der mechanischen Eigenschaften für ein Dichtelement im Salinar**

In den Kapiteln 2.2 bis 2.4 wurden mechanische Berechnungen (Simulation der Belastung als mechanische Normalspannung), Durchströmungsberechnungen (Simulation der Belastung als Porendruck) und gekoppelte fluidmechanische Berechnungen (Simulation der Belastung als mechanische Normalspannung und als Porendruck) durchgeführt. Im Ergebnis der Durchströmungsberechnungen wurde gezeigt, dass die Dammbauwerke bei Annahme in-situ-relevanter Permeabilitäten innerhalb der Belastungsphase durchströmt bzw. teildurchströmt werden. Fluideindrücke führen zu einer Veränderung (Verringerung) der effektiv wirksamen Spannungen im Baukörper und dem Kontaktbereich, und müssen daher bei der Beurteilung berücksichtigt werden.

lung der Funktionsfähigkeit von Dammbauwerken berücksichtigt werden. Im Ergebnis der Berechnungen wird eingeschätzt, dass die gekoppelten fluidmechanischen Berechnung die In-situ-Verhältnisse am wirklichkeitsnächsten widerspiegeln, so dass für die Ableitung der Entwicklungszielstellung der mechanischen Eigenschaften für ein Dichtelement im Salinar im Wesentlichen die Ergebnisse der gekoppelten Berechnungen herangezogen werden.

#### Spannungs-Verformungsverhalten des MgO-Betons:

Das Spannungs-Verformungsverhalten des Dichtelementes beeinflusst das Tragverhalten und damit die Funktionsfähigkeit von Barrieren wesentlich. Eine hohe Bauwerkssteifigkeit und eine geringe Neigung zum volumetrischen Kriechen gewährleisten einen schnellen Spannungsaufbau im Bauwerk und Kontaktbereich sowie eine Stützung des Gebirges um den Barrierenkörper. Im Ergebnis der gekoppelten Berechnungen im Kapitel 2.4 konnte bei Ansatz eines Ersatzkompaktionsmoduls (Deformationsmodul unter In-situ-Belastungsgeschwindigkeit) von 1 bis 2 GPa rechnerisch für viele In-situ-Randbedingungen der Erhalt der Einbaupermeabilität der Barriere gezeigt werden. Voraussetzung ist jedoch die Gewährleistung konstruktiver Maßnahmen wie die vollständige Herausnahme der ALZ (vor allem im Carnallitit) sowie an die Spannungsentwicklung angepasste Belastungsgeschwindigkeiten (vor allem bei Standorten mit geringen Konvergenzraten).

Ziel der Entwicklungsarbeiten ist die Herstellung eines steifen Materials mit nur geringer Neigung zum Volumenkriechen, das sich unter möglichst vielen Standortbedingungen als Baustoff für ein Dichtelement eignet. Jedoch sind der Baustoffentwicklung hinsichtlich dieser Zielstellung Grenzen gesetzt, da auch andere Faktoren, wie z. B. die Verarbeitbarkeit, zu berücksichtigen sind. Um beiden Aspekten gerecht zu werden, wird als **Zielstellung für die Entwicklungsarbeiten** für ein Verschlusselement ein **möglichst steifes Material** mit einem **Ersatzkompaktionsmodul im Bereich von 1 bis 2 GPa, vorzugsweise 2 GPa** formuliert.

#### Festigkeiten des MgO-Betons:

Um Risse infolge von Temperaturzwang beim Aushärten in der Kernbarriere zu begrenzen, wird diese zwischen zwei Widerlager betoniert. Dadurch wird eine dreidimensionale Einspannung der Kernbarriere gewährleistet, so dass in keinem Berechnungsfall der Kapitel 2.2 (mechanische Berechnungen) und 2.4 (gekoppelte fluidmechanische Berechnungen) Festigkeitsüberschreitungen im Bereich der Kernbarriere ausgewiesen wurden. In den numerischen Untersuchungen wurden Festigkeiten in Ansatz gebracht, die aus den Erfahrungen aus Laboruntersuchungen für den MgO-Beton in anderen Projekten im unteren Festigkeitsbereich liegen ( $c = 5 \text{ MPa}$ ,  $\phi = 20^\circ$ ,  $\psi = 0^\circ$ ,  $\sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$ ). Dementsprechend besteht hinsichtlich der Festigkeiten für den MgO-Beton kein weiterer Entwicklungsbedarf.

### Deviatorische Kriecheigenschaften des MgO-Betons:

Die Ergebnisse der mechanischen Berechnungen haben gezeigt, dass sich ein hohes deviatorisches Kriechvermögen des MgO-Beton günstig auf die Spannungsentwicklung im Bereich der Stirnflächen auswirkt. Für den Lastfall aufkriechendes Gebirge werden hohe Deviatorspannungen im Bereich der Stirnflächen abgebaut. Ist beim Lastfall Fluideindruckbeaufschlagung der angreifende Fluideindruck höher als die normal dazu wirkende Spannung (bei geringen In-situ-Konvergenzen) bewirkt ein hohes deviatorisches Kriechvermögen des MgO-Betons eine Erhöhung der Normalspannungen. Weiterhin fördert ein hohes deviatorisches Kriechvermögen des MgO-Betons die „Verheilung“ möglicher aus der Herstellung der Barriere resultierender Fehlstellen im Kontaktbereich.

Um einen sogenannten steifen Einschluss zu vermeiden, sollte das deviatorische Kriechvermögen mindestens so groß sein, wie das des umgebenden Salinars. Untersuchungen an MgO-Betonproben im Rahmen anderer Projekte haben gezeigt, dass der MgO-Beton im Vergleich zum Salinar (Steinsalz und Carnallitit) ein hohes deviatorisches Kriechvermögen aufweist, so dass auch hier kein weiterer Entwicklungsbedarf besteht.

### Festigkeiten des Kontaktbereiches:

Im Rahmen anderer Projekte wurden für den Kontaktbereich MgO-Beton / Steinsalz laborativ Scher- und Zugfestigkeiten ermittelt. Die Ergebnisse der Zugfestigkeitsversuche an Proben aus dem Kontaktbereich Steinsalz / MgO-Beton haben gezeigt, dass die schwächste Zone nicht die MgO-Betonmatrix oder der Kontaktbereich selbst ist, sondern dass die Proben i. d. R. unmittelbar in dem an den Kontaktbereich anschließenden aufgelockerten Salinar versagt haben. Der MgO-Beton zeigt eine gute Anbindung an das Steinsalz, so dass hier bezüglich der Baustoffzusammensetzung kein Entwicklungsbedarf besteht. Die Festigkeiten im Kontaktbereich werden vielmehr wesentlich durch die Einbautechnologie bestimmt (Entfernen aufgelockerter Gebirgsbereiche, ggf. Betonieren unter Vorspannung, ggf. Spritzbetontechnologie).

Festigkeitsuntersuchungen für den Kontaktbereich Carnallitit / MgO-Beton werden im Rahmen dieses Projektes durchgeführt. Auch hier besteht das Ziel, eine gute Anbindung zwischen dem MgO-Beton und dem Carnallitit aufzuzeigen.

### **3. Laboruntersuchungen zur Ermittlung der mechanischen Eigenschaften des MgO-Betons und der Kontaktfläche MgO-Beton / Salinar**

#### **3.1 Verfahrenstechnik und Versuchsablauf**

##### **3.1.1 Dichte, Porosität und Laugengehalt des MgO-Betons**

Zur Charakterisierung des untersuchten MgO-Betons wurde die Porosität des Materials ermittelt. Dies war im Vergleich zu den grundlegenden Untersuchungsmethoden der Bodenmechanik, bei denen die Porosität direkt aus dem Wassergehalt, der Rohdichte sowie der Matrixdichte bestimmt werden kann, mit zusätzlichen Berechnungen verbunden. Bei der Verdunstung des Wassers verbleibt der Feststoffanteil aus der Lösung im Porenraum, so dass bei der Wägung nach vollständiger Trocknung der Proben dieser Gewichtsanteil mit erfasst wird. Die Matrixdichte lässt sich somit nicht unmittelbar ableiten.

Die Volumenanteile bei theoretischer Trennung der Lösung in den Feststoff- und Wasseranteil ergeben sich mit:

$$n_T + n_W + n_{Luft} = 1 \quad (1)$$

$n_T$  = Volumenanteil des Feststoffes (Matrix mit Feststoffen aus Lösung)

$n_W$  = Volumenanteil des Wassers

$n_{Luft}$  = Volumenanteil der Luft in den MgO-Betonproben

Zur Wassergehaltsbestimmung wurden Prüfkörper mit definierten Abmessungen hergestellt. Diese wurden nach ihrer Vermessung in ca. Euromünzen große Stücke zerkleinert und entsprechend der DIN 18121 bei 105°C unter mehrfacher Gewichtsbestimmung getrocknet. Die Wassergehaltsbestimmung wurde mit den nach 24 Stunden Trocknung bestimmten Massen durchgeführt.

Der Wassergehalt  $w$  berechnet sich nach der Beziehung:

$$w = \frac{m_W}{m_{PT}} \quad (2)$$

$m_W$  = Masse des Wassers,  $m_{PT}$  = Masse der getrockneten Probe

Mit der Beziehung

$$n_w = \frac{V_w}{V} = \frac{\rho_{PF}}{\rho_w} \cdot \frac{w}{w+1} \quad (3)$$

$\rho_{PF}$  = Rohdichte der „feuchten“ Probe

lässt sich der Volumenanteil des Wassers  $n_w$  in den Poren berechnen.

Die Messungen zur Bestimmung der Feststoffdichte  $\rho_T$  am getrockneten MgO-Beton wurden mit einem Pyknometer durchgeführt. Das Messprinzip beruht auf der Verdrängung der im Gefäß befindlichen Flüssigkeit. Dabei wird erst das leere, bzw. das mit Flüssigkeit gefüllte Gefäß gewogen, und dann der zu messende Feststoff in das Gefäß gegeben.

Für die Messungen war es erforderlich, Bruchstücke des getrockneten MgO-Betons in einem Mörser bis auf eine Korngröße < Porenraum zu zerkleinern. Statt des üblicherweise für diese Bestimmung verwendeten Wassers kam Hexanol zur Anwendung. Lösungserscheinungen am Feststoff konnten so ausgeschlossen werden. Die Dichte des analysieren Hexanols wurde in Vorversuchen bei Raumtemperatur ermittelt.

Der Volumenanteil der Matrix mit den Feststoffen der Lösung berechnet sich zu:

$$n_T = \frac{\rho_{PT}}{\rho_T} \quad (4)$$

$\rho_{PT}$  = Trockendichte der Probe

$\rho_T$  = Dichte der Matrix mit Feststoffen aus der Lösung

Der Volumenanteil der Luft  $n_L$  ergibt sich nach Formel (1).

Die tatsächlichen Volumenanteile müssen mit der Gleichung

$$n_S + n_L + n_{Luft} = 1 \quad (5)$$

$n_S$  = Volumenanteil der Matrix ohne Feststoffe aus der Lösung

$n_L$  = Volumenanteil der Lösung

$n_{Luft}$  = Volumenanteil der Luft in den MgO-Betonproben

berechnet werden. Der Volumenanteil der Luft bleibt nach der Formel (1) erhalten und die anderen beiden Anteile verschieben sich.

Zur Ermittlung der Sättigung des Porenraumes mit  $MgCl_2$ -Lösung ist die Bestimmung des Volumenverhältnisses  $MgCl_2$ -Lösung/Wasser für die entsprechende  $MgCl_2$ -Lösung erforder-

lich. Die Trockensubstanz setzt sich aus dem Matrixanteil des MgO-Betons und dem Feststoffanteil der MgCl<sub>2</sub>-Lösung zusammen. MgCl<sub>2</sub>-Lösung S 30 besitzt eine Dichte von ca. 1,320 g/cm<sup>3</sup>. Die Gewichtsanteile eines Liters MgCl<sub>2</sub>-Lösung ergeben sich aus der Analyse mit 433 g Feststoffen (32,80 %) und 887 g Wasser (67,20 %). Der Volumenanteil des Wassers beträgt demzufolge 88,7 % und das Volumenverhältnis MgCl<sub>2</sub>-Lösung/Wasser beträgt für die MgCl<sub>2</sub>-Lösung S 30

$$f_{S30} = \frac{100\%}{88,7\%} = 1,13.$$

Der Volumenanteil der MgCl<sub>2</sub>-Lösung n<sub>L</sub> ergibt sich nach Formel (6)

$$n_L = \frac{V_L}{V} = f \cdot n_w \quad (6)$$

und mit der Summenformel (5) kann ein Volumenanteil der Matrix ohne die Feststoffe aus der MgCl<sub>2</sub>-Lösung n<sub>S</sub> berechnet werden.

Die Sättigung des Porenraumes mit MgCl<sub>2</sub>-Lösung berechnet sich zu

$$s_L = \frac{n_L}{n_L + n_{Luft}} \quad (7)$$

und die Porosität des MgO-Betons ergibt sich zu

$$n = (n_L + n_{Luft}) \cdot 100\%. \quad (8)$$

Für die volumetrischen Anteile der festen Bestandteile gilt:

$$n_T \cdot \rho_T = n_S \cdot \rho_S + n_F \cdot \rho_F \quad (9)$$

$\rho_S$  = Dichte der Matrix ohne Feststoffe aus der MgCl<sub>2</sub>-Lösung

$n_F$  = Volumenanteil der Feststoffe aus der MgCl<sub>2</sub>-Lösung

$\rho_F$  = Dichte der Feststoffe in der MgCl<sub>2</sub>-Lösung.

Mit einer Dichte der Feststoffe in der MgCl<sub>2</sub>-Lösung von  $\rho_F = 3,83$  g/cm<sup>3</sup> kann die Dichte der Matrix (Reindichte)  $\rho_S$  nach Gleichung (9) berechnet werden.

### 3.1.2 Spannungs-Verformungsverhalten des MgO-Betons

Wie im Kapitel 2.1.2.2 erläutert erfolgt die Ermittlung des Spannungs-Verformungsverhaltens des MgO-Betons unter Berücksichtigung von In-situ-Belastungsgeschwindigkeiten am IfG im Ergebnis von isotropen Triaxialversuchen (hohe Belastungsgeschwindigkeit) und isotropen Kriechversuchen (zeitabhängige Versuche).

#### Verfahrensablauf:

Die Ermittlung des Spannungs-Verformungsverhaltens von MgO-Beton wird in folgenden Teilschritten durchgeführt:

- Durchführung triaxialer, isotroper Druckversuche (Belastungsrate 0,1 MPa/s) in der Triaxialzelle und Auftrag der Spannungs-Volumenverformungs-Kurve entsprechend der durchgezogenen schwarzen Linie in der Anlage 3.1-1. Die Spannungs-Volumenverformungs-Kurve enthält sowohl elastische als auch plastische Verformungsanteile aus dem Kurzzeitversuch.
- Durchführung isotroper Kriechversuche für verschiedene hydrostatische Spannungsniveaus. Im Ergebnis der Versuche werden Volumenverformungs-Zeit-Kurven ermittelt. Die Nullmessung im Versuch erfolgt unmittelbar nach Aufbringen der hydrostatischen Belastung, so dass die Volumenverformungs-Zeit-Kurven ausschließlich zeit-abhängige Verformungsanteile enthalten.
- Durch Ableitung der Volumenverformungs-Zeit-Kurven lässt sich für jede Spannung für die vorherrschende In-situ-Konvergenzrate die Volumenverformung bestimmen.
- Die für die verschiedenen hydrostatischen Spannungen ermittelten rheologischen Verformungsanteile werden zu den im triaxialen Druckversuch ermittelten Verformungen addiert (Anlage 3.1-1, blaue Pfeile). Im Ergebnis erhält man eine Spannungs-Volumenverformungskurve (rote Kurve der Anlage 3.1-1), die das Spannungs-Verformungsverhalten des MgO-Betons unter In-situ-Bedingungen in guter Näherung beschreibt. Der Anstieg der Spannungs-Volumenverformungskurve wird als Ersatzkompaktionsmodul (Deformationsmodul unter In-situ-Belastungsgeschwindigkeit) bezeichnet.

#### Triaxiale isotope Druckversuche:

Für die triaxialen Druckversuche wurde eine servohydraulische Prüfmaschine (Hersteller Schenk/Trebel) verwendet, die in Kraft- und Verformungsregelung betrieben werden kann. Die Prüfkörper besaßen Durchmesser von 96 mm und Höhen von 192 mm.

Die triaxialen Druckversuche 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 ge-

regelt 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 durch einen 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. 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.

#### Isotrope Kriechversuche:

Die Versuchsstände zur Durchführung der isotopen Kriechversuche arbeiten nach dem Prinzip der Druckwaage und ermöglichen Axiallasten von maximal 200 kN. Es wurden Druckzellen verwendet, die in einem Manteldruckbereich bis 30 MPa einsetzbar sind. Zur Erfassung der Verformungswerte werden drei zwischen den Druckplatten um je 120° versetzt angebrachte Messuhren abgelesen. Bei einer Ablesegenauigkeit von 0,002 mm erfolgt eine Mittelwertbildung für die Verformung des Prüfkörpers. Die vertikale Belastung der Prüfkörper im Dauerstandgerät wird vor Versuchsbeginn mit Hilfe eines geeichten Kraftmessbügels 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 deformationsabhängigen Zunahme der Prüfkörperquerschnitte ergibt. Der Manteldruck in den Druckzellen wird über den Versuchszeitraum mit einer Genauigkeit  $\pm 1\%$  konstant gehalten. Die Prüfkörper werden zum Schutz vor dem Druckmedium Öl mit ölresistenten Gummimanschetten dicht ummantelt.

Die Versuchsdurchführung erfolgt bei Raumtemperatur. Für die Regelung der Raumtemperatur ( $\pm 1\text{ K}$ ) wird eine handelsübliche Klimaanlage verwendet.

Die Prüfkörper haben Durchmesser von 40 mm und eine Höhe von 80 mm. Nach dem Einbau der Prüfkörper in die Druckzellen wird das gewünschte hydrostatische Spannungsniveau eingestellt. Die Ablesung der Messwerte unmittelbar nach Erreichen des hydrostatischen Spannungsniveaus liefert für  $t = 0$  den Nullpunkt der Kriechverformung. Die Kriechverformung ergibt sich dabei aus dem Mittelwert der an den drei Messuhren ermittelten Einzelwerte. Während der Kriechversuche werden die Werte 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.

### 3.1.3 Elastische Kennwerte und Festigkeiten des MgO-Betons

Nach Durchführung der oben beschriebenen triaxialen isotropen Druckversuche (Kapitel 3.1.2) wurden unter triaxialen Belastungsbedingungen (Manteldruck  $\sigma_3 = 10 \text{ MPa}$ ) Be- und Entlastungsschleifen zur Bestimmung der elastischen Konstanten gefahren. Anschließend wurden die Proben zur Ermittlung der Scherfestigkeiten bei geringen Manteldräcken ( $\sigma_3 = 1$  bis  $4 \text{ MPa}$ ) bis in den Nachbruchbereich belastet.

### 3.1.4 Festigkeit auf der Kontaktfläche MgO-Beton / Salinar

#### 3.1.4.1 Scherfestigkeit

Für die Durchführung der Scherversuche ist im Institut für Gebirgsmechanik Leipzig GmbH ein modernes Direktschergerät der Fa. MTS Systems verfügbar, mit dem aufgrund der automatisierten Steuerungs- und Regelungsmöglichkeiten auch neue, von standardisierten Versuchen abweichende, Tests an orientierten Trennflächen, aber auch an intakten Proben, durchgeführt werden können. Es besteht aus einem zweiachsigen Versuchsaufbau mit vertikaler und horizontaler Krafteinleitung bzgl. der Trennfläche entsprechend einer Normal- ( $\sigma_n$ ) und Schubspannung ( $\tau$ ), einer zweiteiligen Scherbox sowie einer servohydraulischen Regeleinheit für zwei Kanäle (vertikal und horizontal), die jeweils kraft- oder weggesteuert sein können.

Der Versuchsaufbau ist in der Abbildung 3.1 dargestellt. Im vorderen Teil befindet sich ein steif ausgebildeter viersäuliger Lastrahmen, der zur Aufnahme und zur vertikalen Belastung der zweiteiligen Scherbox durch den oberen Hydraulikzylinder (bis zu 500 kN Axialkraft) dient. Seitlich angeflanscht ist ein stabiler Tisch, auf dem ein Horizontalzylinder (250 kN Druck und 160 kN Zug) in einem horizontalen Kraftrahmen zur Aufbringung der seitlichen Scherkraft angeordnet ist.

Die obere Scherbox ist durch den horizontalen Lastrahmen so fixiert, dass freie Verdrehungen in einem Kippbereich von ca.  $2^\circ$  um die Horizontalachsen, bezogen auf den Schermittelpunkt, möglich sind. Während die gesamte Scherbox vertikal mit Druck beaufschlagt wird, kann die untere Box horizontal unter der Auflast verschoben werden. Sie wird dabei über eine mechanisch hochwertige Linearführung reibungsarm geführt.

Während der Belastung wird über 4 an den Ecken der Scherbox befindliche Wegaufnehmer die vertikale und über zwei horizontal angeordnete Messaufnehmer die horizontale Verschiebung der Boxen zueinander (und somit auch eine mögliche Verkipfung) gemessen.



Abbildung 3.1: MTS-Scher-Test-System

Als Proben können standardmäßig sowohl zylindrische Proben (Bohrkerne) oder auch quaderförmige Probenkörper und irreguläre Probenkörper bis zu einer maximalen Größe von 200 x 200 x 300 mm eingesetzt werden. Voraussetzung für eine exakte Bestimmung des Scherwiderstandes ist eine hinreichend steife Fixierung der Proben. Hierfür wird die Probe zunächst so ausgerichtet, dass die Wirkungslinie der Scherkraft ( $\tau_T$ ) in der zu untersuchenden Trennfläche liegt und die Wirkungslinie der Normalspannung ( $\sigma_n$ ) senkrecht zu dieser Fläche orientiert ist. Anschließend werden die Scherkästen in zwei Schritten mit einem hochfesten Ankermörtel ausgegossen, so dass in der Prüfkörpermitte ein ca. 2,5 cm breiter Bereich verbleibt, welcher der Scherung ausgesetzt werden kann (siehe Abbildung 3.1).

Nach erfolgter Vorkompaktion und Aufgabe der normalen Vertikalbelastung ( $\sigma_n$ ) wird der Prüfkörper unter Vorgabe einer definierten Verschiebungsrate von 0,002 mm/s mit entsprechender Erhöhung der Horizontalkraft ( $\tau_T$ ) durchschert und bis in den Restscherfestigkeitsbereich verformt. Als Messparameter werden während der Scherung neben den Prüfkräften in vertikaler und horizontaler Richtung (jeweils über Kraftmessdosen) die Horizontalverschiebung (2 Wegaufnehmer) sowie die vertikale Probenverschiebung der beiden Scherkästen zueinander (4 Wegaufnehmer) gemessen. Letztere entspricht der axialen Aufgleitung bzw. der Aufweitung der beiden Scherflächen und wird im Folgenden sinngemäß als Scher-Dilatanz oder einfach als Dilatanz bezeichnet.

### 3.1.4.2 Zugfestigkeit

Die Methode zur Bestimmung der direkten Zugfestigkeit von Gesteinsproben bzw. Trennflächen basiert auf der experimentellen Zugbeanspruchung einer zylindrischen Gesteinsprobe. Nach Fixierung der planparallelen Probenendflächen an zwei Stempeln wird die Probe in

einer hierfür geeigneten Materialprüfmaschine in einer Linie und ohne Torsionkräfte kontinuierlich auf Zug bis zum Gesteinsversagen beansprucht (Abbildung 3.2).

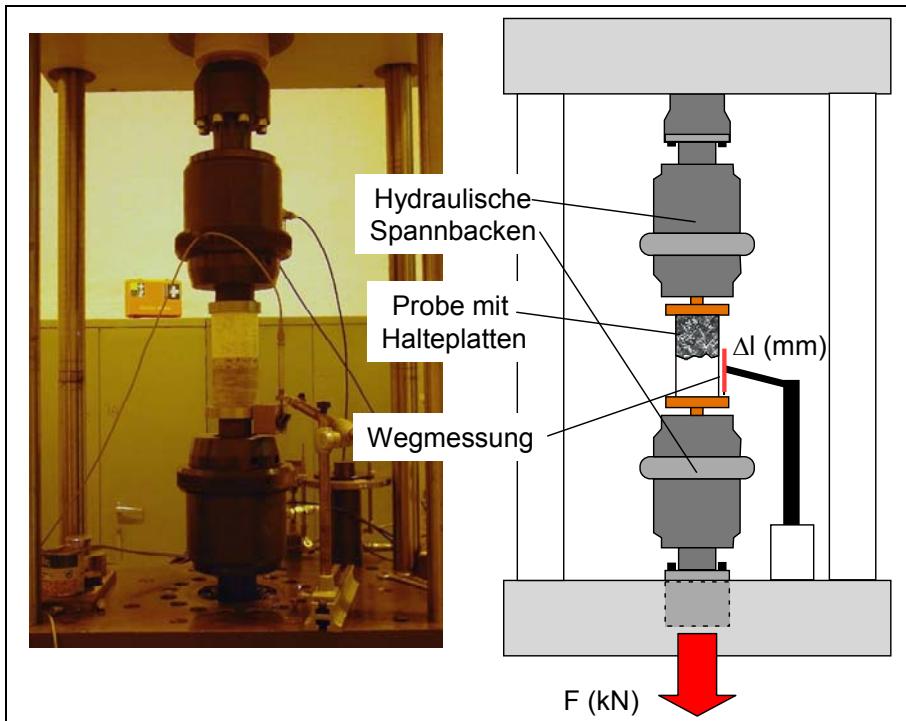


Abbildung 3.2: Methodik zur Durchführung von direkten Zugversuchen (DTT-Versuch) an der Kontaktfläche Baustoff/Gestein (links). Servohydraulische Universalprüfmaschine SHM 250 (Zug/Druck) mit hydraulischen Spannbacken zur Aufnahme der Stempel (rechts).

Die Zugspannung ergibt sich beim direkten Zugversuch („Direct Tension Test“, DTT) über den einaxialen Krafteintrag  $F_{\max}$  und die zugbelastete Querschnittsfläche  $A_{TZ}$ :

$$\sigma_T = \frac{F_{\max}}{A_{TZ}} = \frac{F_{\max}}{r^2 \cdot \pi}$$

mit       $\sigma_T$       direkte Zugfestigkeit  
 $F_{\max}$       axiale Bruchlast  
 $r$       Radius der Kontaktfläche

Die für die Untersuchungen eingesetzte servohydraulische Prüfmaschine SHM 250 ist für den einfachen Wechsel von Prüfkörpern mit hydraulischen Spannbacken ausgestattet, die neben einer festen Fixierung der Stempel auch die automatische Zentrierung der Zugbeanspruchung in einer Linie gewährleisten. Das Aufkleben der Probe auf die ausgerichteten Stempel (massive Stahlplatten mit einer Stärke von ca. 30 mm) mit einem Hochleistungskleber erfolgt unter einer geringen Druckbeanspruchung zur Erzielung einer möglichst dünnen und gleichmäßigen Klebeverbindung.

Nach dem Aushärten des Klebers wird der eingespannte Prüfkörper in der SHM 250 auf Zug verformungsgeregt beansprucht. Die Verformungsgeschwindigkeit ( $v = 0,001 \dots 0,002 \text{ mm/s}$ ) wird so gewählt, dass die Versuchszeit bis zum Versagen auf der Bruchfläche

maximal 5 min beträgt. Während des Versuchs werden mit hinreichend hoher Messrate ( $\geq 10$  Hz) die axiale Belastung und die axiale Dehnung gemessen.

### 3.2 Ergebnisse der Laboruntersuchungen

#### 3.2.1 Versuchsmaterial

Das Material für die Laboruntersuchungen wurde dem IfG vom Verbundpartner K-UTEC zur Verfügung gestellt. Im Rahmen von Voruntersuchungen zur Ermittlung des Spannungs-Verformungsverhaltens wurden mit dem Ziel, geeignete Baustoffe für die Technikumsversuche sowie die Hauptuntersuchungen auszuwählen, die folgenden vier Rezepturen untersucht.

- DBM 1, Standardrezeptur (Quarzsand, Anhydritmehl)
- DBM 2, modifizierte Standardrezeptur (Zusatz Microsilica)
- DBM 3, Rezeptur Steinsalz dominiert
- DBM 4, Rezeptur Quarzsand dominiert

Im Ergebnis der Voruntersuchungen wurden die Rezepturen DBM 2 und DBM 3 vom Verbundpartner K-UTEC als Baustoffe für die Technikumsversuche festgelegt. Für die Hauptuntersuchungen am kompakten MgO-Beton (Spannungs-Verformungsverhalten, elastische Kennwerte und Festigkeiten) wurden zum einen Rückstellproben während des Betonierprozesses, und zum anderen Bohrkernen aus den Betonkörpern der Technikumsversuche gewonnen. Für die Ermittlung der Festigkeitsparameter des Kontaktbereiches MgO-Beton / Salinar wurde zur Prüfkörpergewinnung MgO-Beton der Rezepturen DBM 2 und DBM 3 auf Steinsalz- und Carnallittoberflächen aufbetoniert.

#### 3.2.2 Dichte, Porosität und Laugengehalt des MgO-Betons

Die Ergebnisse der Laboruntersuchungen zur Bestimmung der Dichte, der Porosität und des Laugengehaltes sind in der Anlage 3.2-1 zusammengestellt.

Die mittleren Dichten der Standardrezeptur und der Rezeptur DBM 2 betragen  $\rho = 2,19 \text{ g/cm}^3$  bzw.  $\rho = 2,17 \text{ g/cm}^3$  und die mittleren Porositäten betragen  $\phi = 18,0\%$  bzw.  $\phi = 18,7\%$ . Dabei ist die Porosität der Rezeptur DBM 2 der Rückstellproben aus dem Betonierprozess des Technikumsversuches mit  $\phi = 23,6\%$  deutlich größer als die Porosität des Bohrkernes aus dem Technikumsversuch ( $\phi = 17,3\%$ ). Ursachen dafür liegen in der Behinderung des Quellvorgangs beim Abbinden infolge des steifen Stahlzyinders beim Technikumsversuch sowie der beim Betonieren des Technikumsversuchs aufgeprägten Vorspannung. Die Prüfkörper aus den Bohrkernen des Technikumsversuchs waren einige Monate älter, als die aus den Rückstellproben. Da der Porenraum des MgO-Betons mit fortschreiten-

dem Stoffumsatz abnimmt, ist auch der Altersunterschied der Proben ggf. eine Ursache für den Porositätsunterschied.

Die mittlere Rohdichte des MgO-Betons der Rezeptur DBM 3 ist mit  $\rho = 1,96 \text{ g/cm}^3$  vermutlich aufgrund des leichteren Zuschlagstoffes Steinsalz geringer als die des MgO-Betons der Standardrezeptur und des DBM 2 (Zuschlag Quarzsand). Auch bei der Rezeptur DBM 3 wurde bei den Rückstellproben aus den o. g. Gründen mit  $\phi = 27,9 \%$  ein deutlich größere Porosität ermittelt, als bei den Bohrkernen aus dem Betonkörper des Technikumsversuches ( $\phi = 17,6 \%$ ).

Die in den Vorversuchen für die Rezeptur DBM 4 ermittelte Rohdichte beträgt  $\rho = 1,95 \text{ g/cm}^3$  und die mittlere Porosität beträgt  $\phi = 19,4 \%$ .

### 3.2.3 Spannungs-Verformungsverhalten des MgO-Betons

Die triaxialen Druckversuche unter isotroper Belastung wurden mit den Belastungsraten 0,1 MPa/s und 0,005 MPa/s durchgeführt. Während der Versuche wurden die Proben hydrostatisch bis auf 15 MPa belastet, wobei bei den Laststufen 1 MPa, 2 MPa, 5 MPa und 10 MPa Be- und Entlastungsschleifen gefahren wurden. Die Spannungs-Volumenverformungskurven der Versuche sind in den Anlagen 3.2-2 bis 3.2-4 aufgezeichnet. Die blauen Kurven gehören zu den Versuchen mit der Belastungsraten von 0,005 MPa/s und die schwarzen Kurven zu den Versuchen mit der Belastungsraten 0,1 MPa/s. In der oberen Tabelle der Anlage 3.2-8 (linke Spalten) sind die Ergebnisse der triaxialen isotropen Druckversuche, die Spannungs-Volumenverformungs-Wertepaare, die bei den Versuchen mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,1 MPa ermittelt wurden, dargestellt. Wurden mehrere Versuche gefahren, sind Mittelwerte dokumentiert.

Die Volumenverformungen der Kurven aus den Voruntersuchungen der Standardrezeptur (Anlage 3.2-2, oberes Diagramm) und der Rezeptur DBM 4 (Anlage 3.2-2, unteres Diagramm) gehen während der Entlastungszyklen fast vollständig zurück, was auf geringe plastische Verformungsanteile hindeutet. Bei der Standardrezeptur sind die Volumenverformungen bei dem Versuch mit der geringeren Belastungsraten (blaue Kurve) größer als bei dem Versuch mit höherer Belastungsraten (schwarze Kurve). Bei den Spannungs-Volumenverformungskurven der Rezeptur DBM 4 (Anlage 3.2-2, unteres Bild) ist es umgekehrt. Auf eine Abhängigkeit der Größe der Volumenverformungen von der Belastungsraten kann aufgrund der geringen Versuchszahl aus den Ergebnissen nicht geschlossen werden.

In der Anlage 3.2-3 sind die Spannungs-Volumenverformungskurven für die Rezeptur DBM 2 dargestellt. Dabei enthält das obere linke Diagramm die Kurven für die Voruntersuchungen, das obere rechte Diagramm die Kurven für die Rückstellproben und das untere Diagramm die Kurven für den Beton aus den Bohrkernen des Technikumsversuches. Auch die Kurven der Rezeptur DBM 2 weisen auf nur geringe plastische Verformungsanteile hin (fast vollständiger Rückgang der Verformungen während der Entlastung). Die Volumenverformungen der Versuche mit höherer Belastungsrate (schwarze Kurven) sind etwas kleiner als die Verformungen der Versuche mit geringerer Belastungsrate (blaue Kurven). Deutlicher als die Abhängigkeit der Volumenverformungen von der Belastungsrate ist jedoch die Streuung der Versuchsergebnisse bei gleichen Versuchsbedingungen. Bei den für die Bohrkerne mit einer Belastungsrate von 0,1 MPa/s ermittelten Kurven sind die Volumenverformungen des einen Versuches mit ca. 0,74 % (Spannungsniveau 15 MPa) mehr als doppelt so groß, wie bei dem zweiten Versuch (schwarze Kurven des unteren Diagramms).

Während die Spannungs-Volumenverformungskurven aus den Voruntersuchungen der Rezeptur DBM 3 (Anlage 3.2-4, oberes linkes Diagramm) nicht auf plastische Verformungsanteile hinweisen, zeigen die Kurven der Rückstellproben und der Bohrkerne aus dem Technikumsversuch eine ausgeprägte Öffnung nach den Entlastungszyklen (Anlage 3.2-4, oberes rechtes und unteres Bild). Die Öffnung der Kurven und die Beträge der Volumenverformungen sind bei den langsameren Versuchen (Rate 0,005 MPa/s) größer als bei den Versuchen mit der Belastungsrate 0,1 MPa/s.

In der Anlage 3.2-5 sind die Ergebnisse der isotropen Kriechversuche - die Volumenverformung über der Zeit - für die Voruntersuchungen der Standardrezeptur und der Rezeptur DBM 4 grafisch dargestellt. Die Anlagen 3.2-6 und 3.2-7 enthalten die Ergebnisse der isotropen Kriechversuche der Vor- und Hauptuntersuchungen für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3. In der oberen Tabelle (rechte Spalten) der Anlage 3.2-8 sind die aus den Kriechkurven für eine In-situ-Verformungsrate von  $10^{-10}$  1/s abgeleiteten Spannungs-Volumenverformungs-Wertepaare (Verfahrensbeschreibung Kapitel 3.1.2) zusammengestellt.

Die in den Kriechversuchen für die Standardrezeptur und die Rezepturen DBM 2 und DBM 4 ermittelten Volumenverformungen sind gering und betragen im Versuchszeitraum kleiner 0,1 Volumenprozent (Anlagen 3.2-5 und 3.2-6, Ausnahme Standardrezeptur bei Spannungsniveau 10 MPa). Die Verformungsraten fallen bereits innerhalb des Versuchszeitraums auf Werte geringer als die hier für die Ableitung der Volumenverformungen zu Grunde gelegte In-situ-Verformungsrate von  $10^{-10}$  1/s. Die Beträge der aus den Kriechversuchen für die In-situ-Verformungsrate von  $10^{-10}$  1/s gewonnenen zeitabhängigen Volumenverformungsanteile

(Tabelle 3.2-8) betragen für die Rezepturen DBM 2 und DBM 4 lediglich zwischen 10 % und 40 % der in den Triaxialversuchen gewonnenen Volumenverformungsanteile.

Die in den Kriechversuchen der Voruntersuchungen für die Rezeptur DBM 3 ermittelten Volumenverformungen sind mit denen der anderen Rezepturen vergleichbar (Anlage 3.2-7, grüne Kurven). Im Unterschied dazu neigt der MgO-Beton aus dem Technikumsversuch der Rezeptur DBM 3 unter hydrostatischer Spannung zum Volumenkriechen (blaue und rote Kurven). Die Volumenverformungen betragen im Versuchszeitraum in Abhängigkeit von der Spannung zwischen 0,18 % und 1,8 % Volumenprozent. Die Verformungsraten sind innerhalb des Versuchszeitraums deutlich höher als bei den anderen Rezepturen und fallen im Ergebnis von Kurvenanpassungen rechnerisch erst nach mehreren 100 Tagen auf Werte der für die Ableitung der Volumenverformungen zu Grunde gelegten In-situ-Verformungsrate von  $10^{-10}$  1/s. Dementsprechend wird eingeschätzt, dass das im Kapitel 3.1-2 vorgestellte Verfahren zur Ermittlung der zeitabhängigen Verformungsanteile für den MgO-Beton des Technikumsversuches der Rezeptur DBM 3 nur eingeschränkt anwendbar ist. Die Werte der zeitabhängigen Volumenverformungsanteile sind nur zum Vergleich in Klammern mit in den rechten Spalten der oberen Tabelle aufgeführt.

Die Summe der Verformungsanteile aus den Triaxialversuchen (weitgehend zeitunabhängige Anteile) und den Kriechversuchen (zeitabhängige Verformungsanteile) sind in den linken Spalten der unteren Tabelle der Anlage 3.2-8 dargestellt. Die Spannungs-Gesamtvolumenverformungskurven, die das Spannungs-Verformungsverhalten in situ in guter Näherung beschreiben, sind für die Standardrezeptur und die Rezepturen DBM 2 und DBM 4 in der Anlage 3.2-9 grafisch dargestellt. Weiterhin sind in den rechten Spalten der unteren Tabelle der Anlage 3.2-8 die Ersatzkompaktionsmoduln, die sich aus dem Quotienten der hydrostatischen Spannung und der dazugehörigen Gesamtvolumenverformung ergeben, zusammengestellt.

Der Ersatzkompaktionsmodul für den MgO-Beton der Voruntersuchungen der Standartrezeptur beträgt  $K_{Ersatz} = 1,3$  GPa (Spannungsniveau 10 MPa) und für den Beton der Rezeptur DBM 4 zwischen 1,8 GPa und 2,5 GPa. Für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 2 wurde im Rahmen der Voruntersuchungen ein Ersatzkompaktionsmodul von  $K_{Ersatz} = 2,0$  GPa bis  $K_{Ersatz} = 2,5$  GPa, für den Beton der Rückstellproben zwischen  $K_{Ersatz} = 1,4$  GPa bis  $K_{Ersatz} = 1,8$  GPa und für den Beton der Bohrkerne aus dem Technikumsversuch zwischen  $K_{Ersatz} = 0,8$  GPa bis  $K_{Ersatz} = 1,4$  GPa ermittelt. Dabei ist mit steigendem Spannungsniveau eine Versteifung der Proben zu beobachten (Anlage 3.2-9, steigender Anstieg der Kurven). Das Ziel, einen Dammbaustoff mit der Steifigkeit in der Größenordnung von  $K_{Ersatz} = 1$  GPa bis 2 GPa zu entwickeln, wurde mit der Rezeptur DBM 2 erreicht.

Für den MgO-Beton der Voruntersuchungen der Rezeptur DBM 3 wurde mit Ersatzkompaktionsmoduln zwischen  $K_{Ersatz} = 1,5 \text{ GPa}$  bis  $K_{Ersatz} = 2,5 \text{ GPa}$  eine vergleichbare Materialsteifigkeit, wie bei den anderen Rezepturen, ausgewiesen. Die Ableitung eines Ersatzkompaktionsmoduls für den Beton aus dem Technikumsversuch (Rückstellproben und Bohrkerne DBM 3) ist auf Grund der oben beschriebenen Verfahrensgrenzen nur eingeschränkt möglich. Die Steifigkeit des Betons aus dem Technikumsversuch der Rezeptur DBM 3 ist deutlich geringer als 1 GPa.

### 3.2.4 Elastische Kennwerte und Festigkeit des MgO-Betons

Die elastischen Konstanten und die Scherfestigkeitsparameter für den MgO-Beton der Rezepturen DBM 2 und DBM 3 sind in der Anlage 3.2-10 zusammengestellt. In den Anlagen 3.2-11 und 3.2-12 sind die Ergebnisse der Scherfestigkeits- und Zugfestigkeitsuntersuchungen grafisch dargestellt.

Der mittlere Elastizitätsmodul für den MgO-Beton DBM 2 beträgt  $E = 21,2 \text{ GPa}$ , wobei die Versuchswerte dabei einer relativ starken Streuung unterliegen. So betragen beispielsweise die Elastizitätsmodule, die aus Bohrkernmaterial aus dem Technikumsversuch (DBM 2) gewonnen wurden, zwischen  $E = 14,4 \text{ GPa}$  und  $E = 27,8 \text{ GPa}$ . Auch die für den DBM 2 ermittelten Querdehnzahlen unterliegen mit Werten zwischen  $\nu = 0,12$  und  $\nu = 0,25$  einer starken Streuung.

Für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 3 wurde im Ergebnis der Laborversuche ein mittlerer Elastizitätsmodul von  $E = 15,1$  und eine mittlere Querdehnzahl von  $\nu = 0,25$  ermittelt. Wie in der Tendenz bereits bei den Kriechversuchen festgestellt, verhält sich der Beton aus den Bohrkernen des Technikumsversuchs ( $E = 17,5 \text{ GPa}$ ) bei der Rezeptur DBM 3 etwas steifer als der Beton aus den Rückstellproben ( $E = 12,6 \text{ GPa}$ ).

Die einaxiale Druckfestigkeit des Betons der Rezeptur DBM 2 ist mit  $\sigma_D = 59,3 \text{ MPa}$  etwa doppelt so groß, wie die des Betons der Rezeptur DBM 3 ( $\sigma_D = 30,1 \text{ MPa}$ ). Die Druckfestigkeiten sind deutlich höher, als die in Dämmen im Salinar zu erwartenden Beanspruchungszustände. Die Scherfestigkeitsparameter Kohäsion und Reibungswinkel betragen für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 2  $c = 17,5 \text{ MPa}$  und  $\phi = 29^\circ$  und für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 3  $c = 8,9 \text{ MPa}$  und  $\phi = 29^\circ$  (Anlage 3.2-10).

Für die Rezeptur DBM 2 wurden in 3 Versuchen Zugfestigkeiten zwischen  $\sigma_z = 3,3 \text{ MPa}$  und  $\sigma_z = 7,3 \text{ MPa}$  (Mittelwert 4,8 MPa) ermittelt. Die Zugfestigkeit der Rezeptur DBM 3 ist im Mittel mit  $\sigma_z = 4,0 \text{ MPa}$  (Einzelwerte zwischen 2,5 MPa und 5,9 MPa) etwas geringer. Bei bei-

den Rezepturen ist die Zugfestigkeit der aus den Bohrkernen gewonnenen Prüfkörper höher als die Zugfestigkeit der Prüfkörper aus den Rückstellproben (Anlage 3.2-12). Wie beim Normalbeton beträgt die Zugfestigkeit des MgO-Betons etwa ein Zehntel der einaxialen Druckfestigkeit (DBM 2 → 8,1 %, DBM 3 → 13,1 %).

### 3.2.5 Festigkeit auf der Kontaktfläche MgO-Beton / Salinar

Die Ergebnisse der Scherfestigkeitsuntersuchungen für den Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar sind in der Anlage 3.2-15 tabellarisch und in der Anlage 3.2-16 grafisch zusammengestellt. In den Anlagen 3.2-13 und 3.2-14 werden exemplarisch Prüfkörper vor und nach dem Scherversuch gezeigt. Die Ergebnisse der Zugfestigkeitsuntersuchungen für den Kontaktbereich enthalten die Anlagen 3.2-17 (tabellarisch) und 3.2-18 (grafisch).

Die Ergebnisse der Festigkeitsuntersuchungen zeigen eine gute Anbindung des MgO-Betons an das Salinar. Für den Kontaktbereich MgO-Beton / Carnallitit beträgt die Kohäsion  $c = 1,5 \text{ MPa}$  (DBM 2) bzw.  $c = 1,2 \text{ MPa}$  (DBM 3) und der Reibungswinkel  $\phi = 35^\circ$  (DBM 2) bzw.  $\phi = 36^\circ$  (DBM 3). Die Scherfestigkeit auf der Kontaktfläche MgO-Beton / Steinsalz ist etwas höher als die Festigkeit auf der Kontaktfläche MgO-Beton / Carnallitit. Die Scherfestigkeitsparameter für die Kontaktfläche MgO-Beton / Steinsalz betragen  $c = 1,8 \text{ MPa}$  und  $\phi = 52^\circ$  für die Rezeptur DBM 2 und  $c = 1,6 \text{ MPa}$  und  $\phi = 60^\circ$  für die Rezeptur DBM 3. Mit Ausnahme der Kontaktfläche DBM 3/Steinsalz sind die in den Versuchen ermittelten Restfestigkeiten mit  $c_r = 0,3 \text{ MPa}$  und  $\phi_r = 28^\circ$  bis  $\phi_r = 31^\circ$  annähernd gleich. Für die Kontaktfläche DBM 3 / Steinsalz wurde mit  $c_r = 0,7 \text{ MPa}$  und  $\phi_r = 28^\circ$  eine etwas höhere Restscherfestigkeit ermittelt.

Im Ergebnis der Zugversuche wurden für die Kontaktflächen MgO-Beton / Steinsalz mittlere Zugfestigkeiten von  $\sigma_z = 1,2 \text{ MPa}$  (DBM 2 / Steinsalz) bzw. von  $\sigma_z = 1,3 \text{ MPa}$  (DBM 3 / Steinsalz) ermittelt. Die Proben haben bei den Versuchen im Kontakt zum Steinsalz in der Regel nicht auf der Kontaktfläche selbst, sondern im Steinsalz oder MgO-Beton versagt. Für die Kontaktfläche MgO-Beton / Carnallitit wurde mit Mittelwerten von  $\sigma_z = 0,38 \text{ MPa}$  (DBM 2 / Carnallitit) bzw.  $\sigma_z = 0,23 \text{ MPa}$  (DBM 3 / Carnallitit) geringere Zugfestigkeiten als für den Kontaktbereich MgO-Beton / Steinsalz ausgewiesen. Die Proben versagten bei den Zugversuchen im Kontaktbereich MgO-Beton / Carnallitit meistens direkt auf der Kontaktfläche.

## 4. Datenbasis für numerische Modellrechnungen, Rezepturen DBM 2 und DBM 3

Die aus den Laborversuchen des Kapitels 3 abgeleiteten Kennwerte für numerische Modellrechnungen sind in den Tabellen 4.1 bis 4.4 zusammengestellt. Aufgrund der teilweise nur geringen Anzahl von Versuchen handelt es sich um eine Datenbasis, die für Vorbemessun-

gen geeignet ist. Für die Nachweisführung im Rahmen von Konzept- und Ausführungsplänen sind i. d. R. ergänzende Versuche erforderlich, um eine ausreichende Datendichte zu schaffen. Wenn nicht anders angegeben, sind in den Tabellen 4.1 bis 4.4 Mittelwerte aufgeführt. Auf die Berücksichtigung von Sicherheitsbeiwerten wurde verzichtet, da diese von der konkreten Aufgabenstellung abhängen.

Bezeichnung	Rohdichte $\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	Sättigung mit Lauge $s_L$ [%]	Porosität $\phi$ [%]
DBM 2, modifizierte Standardrezeptur	2,17	77,7	18,7
DBM 3, Rezeptur mit Steinsalz	1,96	72,4	21,4

Tabelle 4.1: Physikalische Kennwerte für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3, Mittelwerte

Die physikalischen Kennwerte für den MgO-Beton der Rezepturen DBM 2 und DBM 3 sind in der Tabelle 4.1 zusammengestellt. Die Rohdichten betragen  $\rho = 2,17$  g/cm<sup>3</sup> (DBM 2) bzw.  $\rho = 1,96$  g/cm<sup>3</sup> (DBM 3), und die Porositäten betragen  $\phi = 18,7$  % (DBM 2) bzw.  $\phi = 21,4$  % (DBM 3).

Die Mittelwerte der aus den isotropen Triaxialversuchen und den isotropen Kriechversuchen abgeleiteten Ersatzkompaktionsmoduln sind in der Tabelle 4.2 für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 2 dargestellt. In Abhängigkeit vom Spannungsniveau wurden Werte zwischen  $K_{\text{ersatz}} = 1,1$  und  $K_{\text{ersatz}} = 2,5$  GPa ermittelt, wobei mit steigendem Spannungsniveau eine Versteifung der Proben zu beobachten ist. Die Zielstellung für die Arbeiten, ein möglichst steifes Material mit einem Ersatzkompaktionsmodul im Bereich von 1 GPa bis 2 GPa zu entwickeln, wurde mit dem MgO-Beton der Rezeptur DBM 2 erreicht.

Bezeichnung	Ersatzkompaktionsmodul [GPa] für die In-situ-Verformungsrate $10^{-10}$ 1/s			
	$\sigma_{\text{hyd}} = 1$ MPa	$\sigma_{\text{hyd}} = 2$ MPa	$\sigma_{\text{hyd}} = 5$ MPa	$\sigma_{\text{hyd}} = 10$ MPa
DBM 2, modifizierte Standardrezeptur	1,1 (Mittelwert aus 2 Versuchen)	1,4 (Mittelwert aus 3 Versuchen)	1,6 (Mittelwert aus 2 Versuchen)	2,5 (1 Versuch)

Tabelle 4.2: Ersatzkompaktionsmodul für die Rezeptur DBM 2, Mittelwerte

Da der Spannungsaufbau in einem Verschlussbauwerk im Salinar wesentlich von der Baustoffsteifigkeit abhängt, ist der Ersatzkompaktionsmodul ein wesentlicher Parameter für den Funktionsnachweis von Verschlussbauwerken. Die Anzahl der hier durchgeföhrten Versuche war beschränkt und die Einzelwerte für den Ersatzkompaktionsmodul weisen in Abhängigkeit von den Herstellungsbedingungen eine recht große Streuung auf. Für den praktischen Einsatz wird empfohlen, die unter den jeweiligen In-situ-Bedingungen erreichbare Baustoffsteifigkeit zu ermitteln.

Für die Rezeptur DMB 3 wurde in den Vorversuchen mit Ersatzkompaktionsmodulen von  $K_{ersatz} = 1,5 \text{ GPa}$  (Spannungsniveau 2 MPa) und  $K_{ersatz} = 2,5 \text{ GPa}$  (Spannungsniveau 10 MPa) eine vergleichbare Steifigkeit, wie für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 2 ermittelt. Für den MgO-Beton DBM 3 der Bohrkerne aus dem Technikumsversuch und der Rückstellproben aus dem Betonierprozess des Technikumsversuchs ist die Steifigkeit deutlich geringer als 1 GPa. Hier sind weitere Entwicklungsarbeiten erforderlich.

Die mittleren Elastizitätsmoduln für die untersuchten Rezepturen betragen  $E = 21,2 \text{ GPa}$  (DBM 2) bzw.  $E = 15,1 \text{ GPa}$  (DBM 3, Tabelle 4.3). Die einaxiale Druckfestigkeit des Betons der Rezeptur DBM 2 ist mit  $\sigma_D = 59,3 \text{ MPa}$  etwa doppelt so groß, wie die des Betons der Rezeptur DBM 3 ( $\sigma_D = 30,1 \text{ MPa}$ ). Die Mittelwerte der Zugfestigkeiten betragen  $\sigma_z = 4,8 \text{ MPa}$  (DBM 2) bzw.  $\sigma_z = 4,0 \text{ MPa}$  (DBM 3).

Verschlussbauwerke im Salinar sind i. d. R. dreidimensional druckhaft eingespannt. Die in den Untersuchungen für den MgO-Beton der Rezepturen DBM 2 und DBM 3 ermittelten Scher- und Zugfestigkeitparameter sind höher, als die in Verschlussbauwerken im Salinar zu erwartenden Beanspruchungszustände.

Bezeichnung	Elastische Konstanten		Scherfestigkeit			Zugfestigkeit $\sigma_z$ [MPa]
	Elastizitätsmodul E [GPa]	Querdehnzahl v [-]	einaxiale Druckfestigkeit $\sigma_D$ [MPa]	Reibungswinkel $\phi$ [°]	Kohäsion c [MPa]	
DBM 2, modifizierte Standardrezeptur	21,2	0,19	59,3	29	17,5	4,8
DBM 3, Rezeptur mit Steinsalz	15,1	0,25	30,1	29	8,9	4,0

Tabelle 4.3: Scherfestigkeit und Mittelwerte der Zugfestigkeit und der elastischen Konstanten für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3

Die mittleren Elastizitätsmoduln für die untersuchten Rezepturen betragen  $E = 21,2 \text{ GPa}$  (DBM 2) bzw.  $E = 15,1 \text{ GPa}$  (DBM 3, Tabelle 4.3). Die einaxiale Druckfestigkeit des Betons der Rezeptur DBM 2 ist mit  $\sigma_D = 59,3 \text{ MPa}$  etwa doppelt so groß, wie die des Betons der Rezeptur DBM 3 ( $\sigma_D = 30,1 \text{ MPa}$ ). Die Mittelwerte der Zugfestigkeiten betragen  $\sigma_z = 4,8 \text{ MPa}$  (DBM 2) bzw.  $\sigma_z = 4,0 \text{ MPa}$  (DBM 3).

Verschlussbauwerke im Salinar sind i. d. R. dreidimensional druckhaft eingespannt. Die in den Untersuchungen für den MgO-Beton der Rezepturen DBM 2 und DBM 3 ermittelten Scher- und Zugfestigkeitparameter sind höher, als die in Verschlussbauwerken im Salinar zu erwartenden Beanspruchungszustände.

Bezeichnung	Scherfestigkeit		Restscherfestigkeit		Zugfestigkeit $\sigma_z$ [MPa]
	Reibungswinkel $\phi$ [°]	Kohäsion c [MPa]	Reibungswinkel $\phi_r$ [°]	Kohäsion $c_r$ [MPa]	
Kontaktfläche Carnallitit / DBM 2	35	1,5	30	0,3	0,38
Kontaktfläche Steinsalz / DBM 2	52	1,8	28	0,3	1,2
Kontaktfläche Carnallitit / DBM 3	36	1,2	31	0,3	0,23
Kontaktfläche Steinsalz / DBM 3	60	1,6	28	0,7	1,3

Tabelle 4.4: Scherfestigkeit und Mittelwerte der Zugfestigkeit für den Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3

Die Festigkeitsparameter für den Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar sind für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3 in der Tabelle 4.4 zusammengestellt. Für beide Rezepturen wurde eine gute Anbindung sowohl im Kontakt zum Steinsalz, als auch im Kontakt zum Carnallitit ausgewiesen. Die Scherfestigkeitsparameter betragen  $c = 1,2$  MPa bis  $c = 1,8$  MPa und  $\phi = 35^\circ$  bis  $\phi = 60^\circ$ , wobei die höheren Festigkeiten im Kontakt zum Steinsalz ermittelt wurden. Die Mittelwerte der Zugfestigkeit im Kontaktbereich zum Steinsalz betragen  $\sigma_z = 1,2$  MPa (DBM 2) bzw.  $\sigma_z = 1,3$  MPa (DBM 3) und zum Carnallitit  $\sigma_z = 0,38$  MPa (DBM 2) bzw.  $\sigma_z = 0,23$  MPa (DBM 3).

## 5. Zusammenfassung

Die Untersuchungen der mechanischen Anforderungen und Eigenschaften eines Dichtelementes im Rahmen des BMBF-F/E-Verbundvorhabens „Weiterentwicklung von Magnesiabindern von der Strömungsbarriere hin zu einem Verschlussbauwerk im Salinar“ umfassten folgende Aufgabenschwerpunkte:

1. Ableitung der geomechanischen Entwicklungszielstellung für ein Dichtelement im Salinar (Wirtsgesteine: Steinsalz und Carnallitit) auf Grundlage von numerischen Modellrechnungen (Kapitel 2),
2. Beleguntersuchungen an 2 modifizierten Rezepturen, die im Rahmen von Voruntersuchungen an 4 Rezepturen ausgewählt wurden (Kapitel 3),
3. Bereitstellen der Datenbasis für weitergehende Modellrechnungen (Kapitel 4).

Im Kapitel 2 wurden mechanische Berechnungen (Simulation der Belastung als mechanische Normalspannung), Durchströmungsberechnungen (Simulation der Belastung als Po-

rendruck) und gekoppelte fluidmechanische Berechnungen (Simulation der Belastung als mechanische Normalspannung und als Porendruck) durchgeführt. Im Ergebnis der Durchströmungsberechnungen wurde gezeigt, dass die Dammbauwerke bei Annahme in-situ-relevanter Permeabilitäten innerhalb der Belastungsphase durchströmt bzw. teildurchströmt werden. Fluiddrücke führen zu einer Veränderung (Verringerung) der effektiv wirksamen Spannungen im Baukörper und dem Kontaktbereich, und müssen daher bei der Beurteilung der Funktionsfähigkeit von Dammbauwerken berücksichtigt werden. Im Ergebnis der Berechnungen wird eingeschätzt, dass die gekoppelten fluidmechanischen Berechnung die In-situ-Verhältnisse am wirklichkeitsnächsten widerspiegeln, so dass für die Ableitung der Entwicklungszielstellung der mechanischen Eigenschaften für ein Dichtelement im Salinar im Wesentlichen die Ergebnisse der gekoppelten Berechnungen herangezogen wurden.

Das Probematerial für die Laboruntersuchungen am MgO-Beton (Kapitel 3) wurde dem IfG vom Verbundpartner K-UTEC zur Verfügung gestellt. Im Rahmen von Voruntersuchungen zur Ermittlung des Spannungs-Verformungsverhaltens des MgO-Betons wurden mit dem Ziel, geeignete Baustoffe für die Technikumsversuche sowie die Hauptuntersuchungen auszuwählen, die folgenden vier Rezepturen untersucht.

- DBM 1, Standardrezeptur (Quarzsand, Anhydritmehl)
- DBM 2, modifizierte Standardrezeptur (Zusatz Microsilica)
- DBM 3, Rezeptur Steinsalz dominiert
- DBM 4, Rezeptur Quarzsand dominiert

Im Ergebnis der Voruntersuchungen wurden die Rezepturen DBM 2 und DBM 3 vom Verbundpartner K-UTEC als Baustoffe für die Technikumsversuche festgelegt. Die Hauptuntersuchungen am kompakten MgO-Beton umfassten die Ermittlung physikalischer Parameter (Rohdichte, Sättigung mit Lauge und Porosität), die Ermittlung elastischer Kennwerte, der Scher- und Zugfestigkeit sowie der Materialsteifigkeit (Ersatzkompaktionsmodul). Weiterhin wurden Festigkeitsparameter des Kontaktbereiches MgO-Beton / Steinsalz und MgO-Beton / Carnallitit untersucht.

Die wesentlichen Bemessungsparameter sind die Steifigkeit und die Festigkeit des kompakten MgO-Betons sowie die Festigkeit des Kontaktbereiches MgO-Beton / Salinar.

#### Steifigkeit MgO-Betons:

Da der Spannungsaufbau in einem Verschlussbauwerk im Salinar von der Baustoffsteifigkeit abhängt, beeinflusst die Baustoffsteifigkeit das Tragverhalten und damit die Funktionsfähigkeit von Barrieren wesentlich. Ziel der Entwicklungsarbeiten war die Herstellung eines steifen Materials mit nur geringer Neigung zum Volumenkriechen, das sich unter möglichst vielen

Standortbedingungen als Baustoff für ein Verschlussbauwerk eignet. Jedoch sind der Baustoffentwicklung hinsichtlich dieser Zielstellung Grenzen gesetzt, da auch andere Faktoren, wie z. B. die Verarbeitbarkeit, zu berücksichtigen sind. Um beiden Aspekten gerecht zu werden, wurde als Zielstellung für die Entwicklungsarbeiten für ein Verschlusselement ein möglichst steifes Material mit einem Ersatzkompaktionsmodul im Bereich von  $K_{ersatz} = 1$  bis  $2 \text{ GPa}$  formuliert.

Im Ergebnis der isotropen Kriech- und Triaxialversuche wurden für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 2 in Abhängigkeit vom Spannungsniveau Mittelwerte für den Ersatzkompaktionsmodul zwischen  $K_{ersatz} = 1,1 \text{ GPa}$  und  $K_{ersatz} = 2,5 \text{ GPa}$  ermittelt. Dabei ist mit steigendem Spannungsniveau eine Versteifung der Proben zu beobachten. Zusammenfassend wurde die Zielstellung für die Arbeiten, ein möglichst steifes Material mit einem Ersatzkompaktionsmodul im Bereich von  $1 \text{ GPa}$  bis  $2 \text{ GPa}$  zu entwickeln, mit dem MgO-Beton der Rezeptur DBM 2 erreicht.

Die Anzahl der hier durchgeführten Versuche war beschränkt und die Einzelwerte für den Ersatzkompaktionsmodul wiesen in Abhängigkeit von den Herstellungsbedingungen eine recht große Streuung auf. Für den praktischen Einsatz wird empfohlen, die unter den jeweiligen In-situ-Bedingungen erreichbare Baustoffsteifigkeit zu ermitteln.

Für die Rezeptur DMB 3 wurde in den Vorversuchen eine vergleichbare Steifigkeit, wie für den MgO-Beton der Rezeptur DBM 2 ermittelt. Für den MgO-Beton DBM 3 der Bohrkerne aus dem Technikumsversuch und der Rückstellproben aus dem Betonierprozess des Technikumsversuchs ist die Steifigkeit deutlich geringer als  $1 \text{ GPa}$ . Hier sind weitere Entwicklungsarbeiten erforderlich.

#### Festigkeiten des MgO-Betons:

In den Laborversuchen wurden einaxialen Druckfestigkeiten von  $\sigma_D = 59,3 \text{ MPa}$  für den Beton der Rezeptur DBM 2 bzw.  $\sigma_D = 30,1 \text{ MPa}$  für den Beton der Rezeptur DBM 3 ermittelt. Die Mittelwerte der Zugfestigkeit betragen  $\sigma_Z = 4,8 \text{ MPa}$  (DBM 2) bzw.  $\sigma_Z = 4,0 \text{ MPa}$  (DBM 3). Verschlussbauwerke im Salinar sind i. d. R. dreidimensional druckhaft eingespannt. Die in den Untersuchungen für den MgO-Beton der Rezepturen DBM 2 und DBM 3 ermittelten Scher- und Zugfestigkeitparameter sind höher, als die in Verschlussbauwerken im Salinar zu erwartenden Beanspruchungszustände.

#### Festigkeiten des Kontaktbereiches MgO-Beton / Salinar:

Im Rahmen anderer Projekte wurden für den Kontaktbereich MgO-Beton / Steinsalz laborativ Scher- und Zugfestigkeiten ermittelt. Die Ergebnisse dieser Zugfestigkeitsversuche an Pro-

ben aus dem Kontaktbereich Steinsalz / MgO-Beton haben gezeigt, dass die schwächste Zone nicht die MgO-Betonmatrix oder der Kontaktbereich selbst ist, sondern dass die Proben i. d. R. unmittelbar in dem an den Kontaktbereich anschließenden aufgelockerten Salinar versagt haben. Der MgO-Beton zeigte eine gute Anbindung an das Steinsalz.

Im Ergebnis der hier durchgeföhrten Versuche wurden diese Erkenntnisse bestätigt. Es wurden mittlere Zugfestigkeiten für den Kontaktbereich MgO-Beton / Steinsalz von  $\sigma_z = 1,2 \text{ MPa}$  (Kontakt mit DBM 2) bzw.  $\sigma_z = 1,3 \text{ MPa}$  (Kontakt mit DBM 3) ermittelt. Die Scherfestigkeitsparameter betragen für den Kontaktbereich zum DBM 2 / Steinsalz  $c = 1,8 \text{ MPa}$  und  $\phi = 52^\circ$  und für den Kontaktbereich DBM 3 / Steinsalz  $c = 1,6 \text{ MPa}$  und  $\phi = 60^\circ$ .

Die für den Kontaktbereich MgO-Beton / Carnallitit ermittelten Zugfestigkeiten sind mit Mittelwerten von  $\sigma_z = 0,38 \text{ MPa}$  (Kontakt mit DBM 2) bzw.  $\sigma_z = 0,23 \text{ MPa}$  (Kontakt mit DBM 3) geringer als die im Kontakt zum Steinsalz gemessenen Festigkeiten. Die Prüfkörper versagten bei den Zugversuchen i. d. R. direkt auf der Kontaktfläche. Die Scherfestigkeitsparameter betragen für den Kontaktbereich DBM 2 / Carnallitit  $c = 1,5 \text{ MPa}$  und  $\phi = 35^\circ$  und für den Kontaktbereich DBM 3 / Carnallitit  $c = 1,2 \text{ MPa}$  und  $\phi = 36^\circ$ . Zusammenfassend wird auch zwischen dem MgO-Beton der Rezeptur DBM 3 und dem Carnallitit eine gute Anbindung ausgewiesen.

Die aus den Laborversuchen des Kapitels 3 abgeleiteten Kennwerte für numerische Modellrechnungen – physikalische Parameter (Rohdichte, Sättigung mit Lauge, Porosität), die elastischen Konstanten sowie die Scher- und Zugfestigkeit und der Ersatzkompaktionsmodul für den MgO-Beton, die Scher- und Zugfestigkeit im Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar – sind im Kapitel 4 für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3 tabellarisch zusammengestellt. Aufgrund der teilweise nur geringen Anzahl von Versuchen handelt es sich um eine Datenbasis, die für Vorbemessungen geeignet ist. Für die Nachweisführung im Rahmen von Konzept- und Ausführungsplanungen sind i. d. R. ergänzende Versuche erforderlich, um eine ausreichende Datendichte zu schaffen.

## Literatur

- [1] 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
- [2] 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

## Anlagen

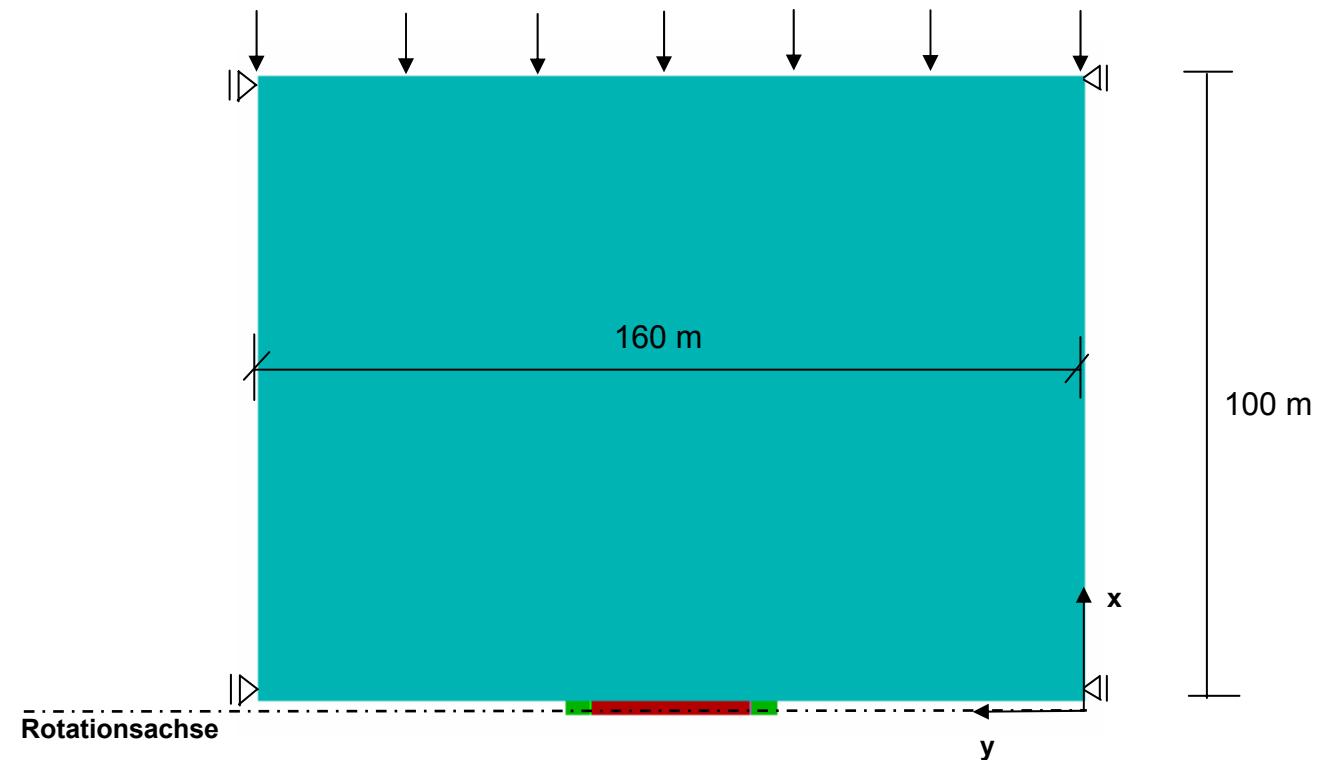
- Anlage 2.1-1 Berechnungsmodell
- Anlage 2.1-2 Spannungs-Verformungsverhalten von MgO-Beton, Prinzipdarstellungen
- Anlage 2.1-3 Simulation des Spannungs-Verformungsverhaltes in den numerischen Berechnungen, Prinzipdarstellung
- Anlage 2.2-1 Belastungsverlauf
- Anlage 2.2-2 Kennwerte für das Steinsalz (Stoffansatz Salzer) und die Kontaktfläche
- Anlage 2.2-3 Kennwerte für den Carnallitit (Stoffansatz Minkley)
- Anlage 2.2-4 Kennwerte des MgO-Betons in den mechanischen Berechnungen
- Anlage 2.2-5 1. BZ, Fälle I, II und IV, Radialverschiebungen der Steinsalzkontur
- Anlage 2.2-6 1. BZ, Fall IV, Berechnungsergebnisse
- Anlage 2.2-7 2. BZ, Fall I-5, t = 1,5 a, Berechnungsergebnisse
- Anlage 2.2-8 2. BZ, Fälle I-x, Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich in Dammmitte in Abhängigkeit von der Steifigkeit des Dammbaustoffs
- Anlage 2.2-9 2. BZ, t = 5 a, Normalspannungsverteilung im Kontaktbereich für verschiedene Berechnungsfälle
- Anlage 2.2-10 2. BZ, t = 5 a, Normalspannungsverteilung im Kontaktbereich für verschiedene Berechnungsfälle
- Anlage 2.2-11 2. BZ, Fälle x-5, Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich in Abhängigkeit von den Standortbedingungen
- Anlage 2.2-12 2. BZ, Fälle I-5-dev-x, Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich in Abhängigkeit von den dev. Kriecheigenschaften des MgO-Betons
- Anlage 2.2-13 3. BZ, Fall I-5, t = 5 a, Berechnungsergebnisse, druckseitige Dammhälfte

- Anlage 2.2-14                    3. BZ, Fall I-5, t = 5 a, Berechnungsergebnisse, druckseitige Dammhälften
- Anlage 2.2-15                    3. BZ, Fall I-5, t = 5 a, Berechnungsergebnisse, druckseitige Dammhälften
- Anlage 2.2-16                    3. BZ, Fälle I-x, Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich in Abhängigkeit von der Steifigkeit und den Kriecheigenschaften des MgO-Betons
- Anlage 2.2-17                    3. BZ, Fälle I-5 und I-5-dev-ref/4, t = 5 a, Normalspannungen im Kontaktbereich
- Anlage 2.2-18                    3. BZ, Fälle II-x, Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich
- Anlage 2.2-19                    3. BZ, Fälle II-2 und II-2-dev-ref/4, t = 5 a, Normalspannungen im Kontaktbereich
- Anlage 2.2-20                    3. BZ, Fall IV-2-dev-ref/4, t = 5 Jahre, Berechnungsergebnisse
- Anlage 2.2-21                    3. BZ, Fall IV-x-dev-ref/4, Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich
- Anlage 2.3-1                    Durchströmungsberechnungen, Berechnungsannahmen
- Anlage 2.3-2                    Fall f<sub>lb</sub>, Porendruckentwicklung und Porendruckverteilung
- Anlage 2.3-3                    Fall f<sub>lc</sub>, Porendruckentwicklung und Porendruckverteilung
- Anlage 2.4-1                    Berechnungsannahmen
- Anlage 2.4-2                    Kennwerte in den gekoppelten fluidmechanischen Berechnungen
- Anlage 2.4-3                    3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-I-5-dev-ref/4, t = 5 a, Berechnungsergebnisse, druckseitige Dammhälften
- Anlage 2.4-4                    3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-I-5-dev-ref/4, t = 5 a, Berechnungsergebnisse, druckseitige Dammhälften
- Anlage 2.4-5                    3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-I-5-dev-ref/4, effektive Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich
- Anlage 2.4-6                    3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-I-2-dev-ref/4-last, t = 10, Berechnungsergebnisse, druckseitige Dammhälften
- Anlage 2.4-7                    3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-I-2-dev-ref/4-last, effektive Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich
- Anlage 2.4-8                    3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-II-x-dev-ref/4, effektive Normalspannungsentwicklung im Kontaktbereich
- Anlage 2.4-9                    3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-IV-2-dev-ref/4, t = 5 a, Berechnungsergebnisse, druckseitige Dammhälften
- Anlage 2.4-10                  3. BZ, Fall f<sub>lb</sub>-IV-x-dev-ref/4, Entwicklung der plastischen Volumendehnung in der Salinarkontur

Anlage 3.1-1	Ermittlung des Spannungs-Verformungsverhaltens von MgO-Beton, Prinzipdarstellung
Anlage 3.2-1	Dichte, Porosität und Laugengehalt
Anlage 3.2-2	Triaxiale Druckversuche unter isotroper Belastung, Standardrezeptur und Rezeptur DBM 4 (mit Quarzmehl)
Anlage 3.2-3	Triaxiale Druckversuche unter isotroper Belastung, DBM 2 (modifizierte Standardrezeptur)
Anlage 3.2-4	Triaxiale Druckversuche unter isotroper Belastung, DBM 3 (Rezeptur mit Steinsalz)
Anlage 3.2-5	Isotrope Kriechversuche, Standardrezeptur und Rezeptur DBM 4 (mit Quarzmehl)
Anlage 3.2-6	Isotrope Kriechversuche, DBM 2 (modifizierte Standardrezeptur)
Anlage 3.2-7	Isotrope Kriechversuche, DBM 3 (Rezeptur mit Steinsalz)
Anlage 3.2-8	Ergebnisse der isotropen Triaxial- und Kriechversuche
Anlage 3.2-9	Spannungs-Volumenverformungs-Kurven für die In-situ-Verformungsrate $10^{-10}$ 1/s, Standardrezeptur und Rezepturen DBM 2 und DBM 3
Anlage 3.2-10	Elastische Konstanten und Ergebnisse der Scherfestigkeitsuntersuchungen am kompakten MgO-Beton
Anlage 3.2-11	Ergebnisse der Scherfestigkeitsuntersuchungen am kompakten MgO-Beton
Anlage 3.2-12	Ergebnisse der Zugfestigkeitsuntersuchungen am kompakten MgO-Beton
Anlage 3.2-13	Kontaktfläche DBM 2 / Salinar, Prüfkörper vor und nach dem Scherversuch
Anlage 3.2-14	Kontaktfläche DBM 3 / Salinar, Prüfkörper vor und nach dem Scherversuch
Anlage 3.2-15	Ergebnisse der Scherversuche im Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar
Anlage 3.2-16	Ergebnisse der Scherversuche im Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar
Anlage 3.2-17	Ergebnisse der Zugversuche im Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar
Anlage 3.2-18	Ergebnisse der Zugversuche im Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar

**Tabellen**

- Tabelle 4.1 Physikalische Kennwerte für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3, Mittelwerte
- Tabelle 4.2 Ersatzkompaktionsmodul für die Rezeptur DBM 2, Mittelwerte
- Tabelle 4.3 Scherfestigkeit und Mittelwerte der Zugfestigkeit und der elastischen Konstanten für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3
- Tabelle 4.4 Scherfestigkeit und Mittelwerte der Zugfestigkeit für den Kontaktbereich MgO-Beton / Salinar für die Rezepturen DBM 2 und DBM 3



**Widerlager**

5 m

**Kernbarriere**

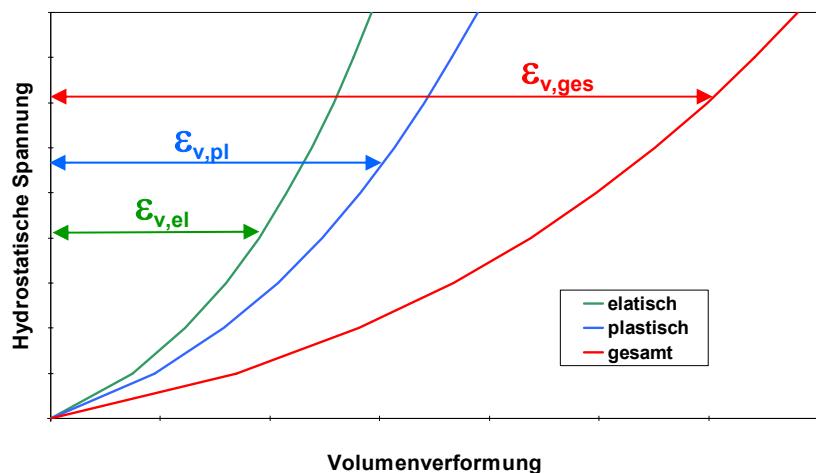
30 m

**Widerlager**

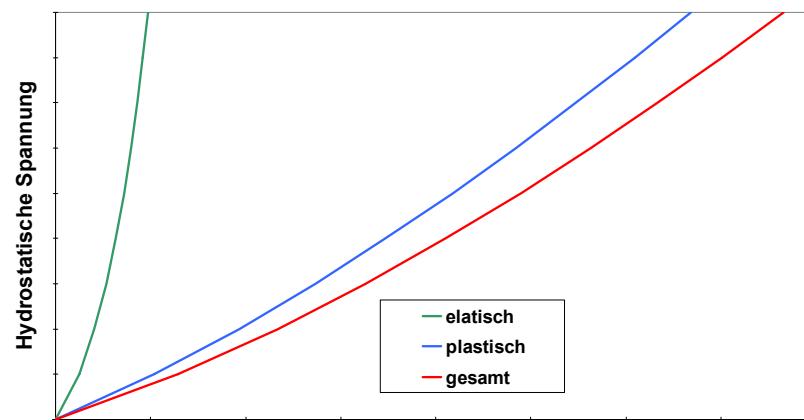
5 m

1,5 m  
bis  
2,5 m

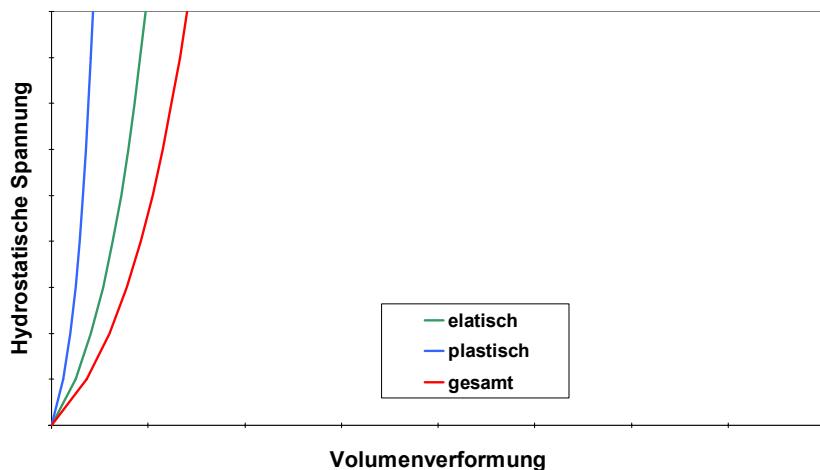




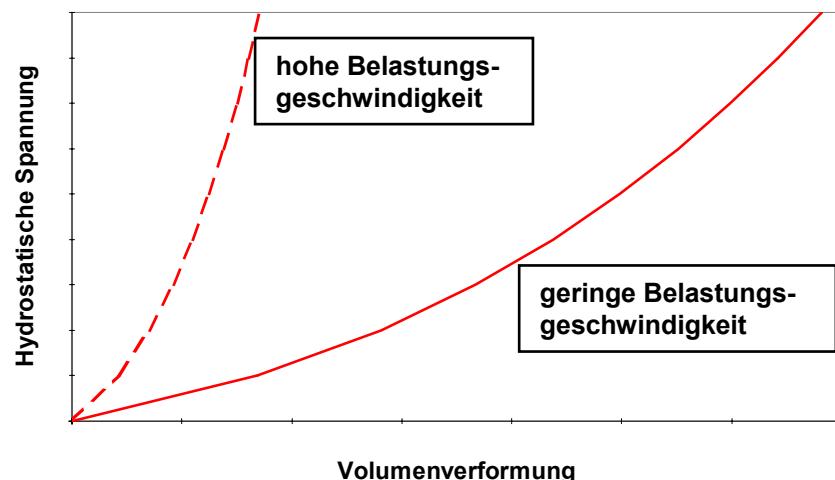
**Diagramm 1:** principielles Verhalten



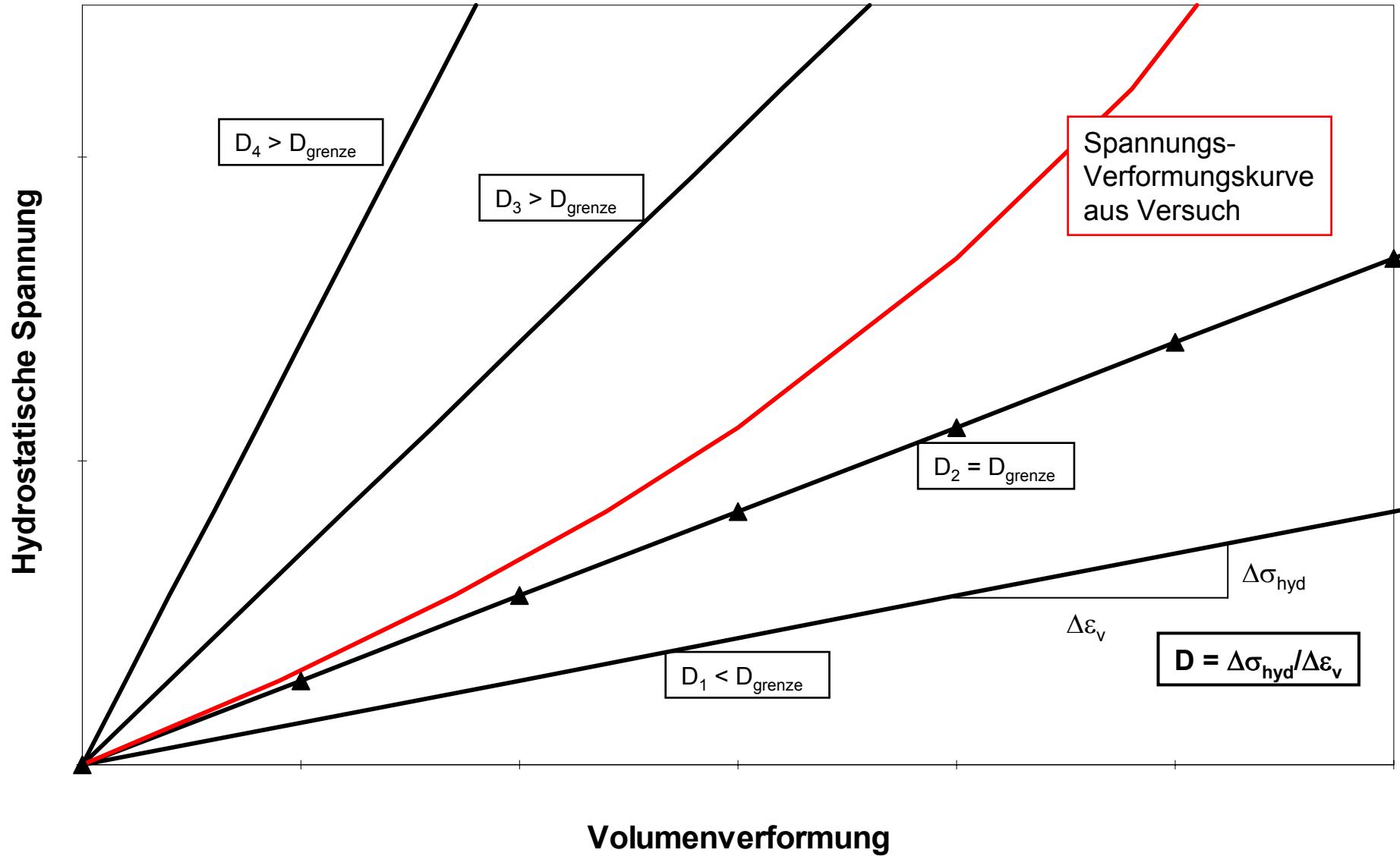
**Diagramm 2:** „weiches“ Material mit Neigung zum Volumenkriechen

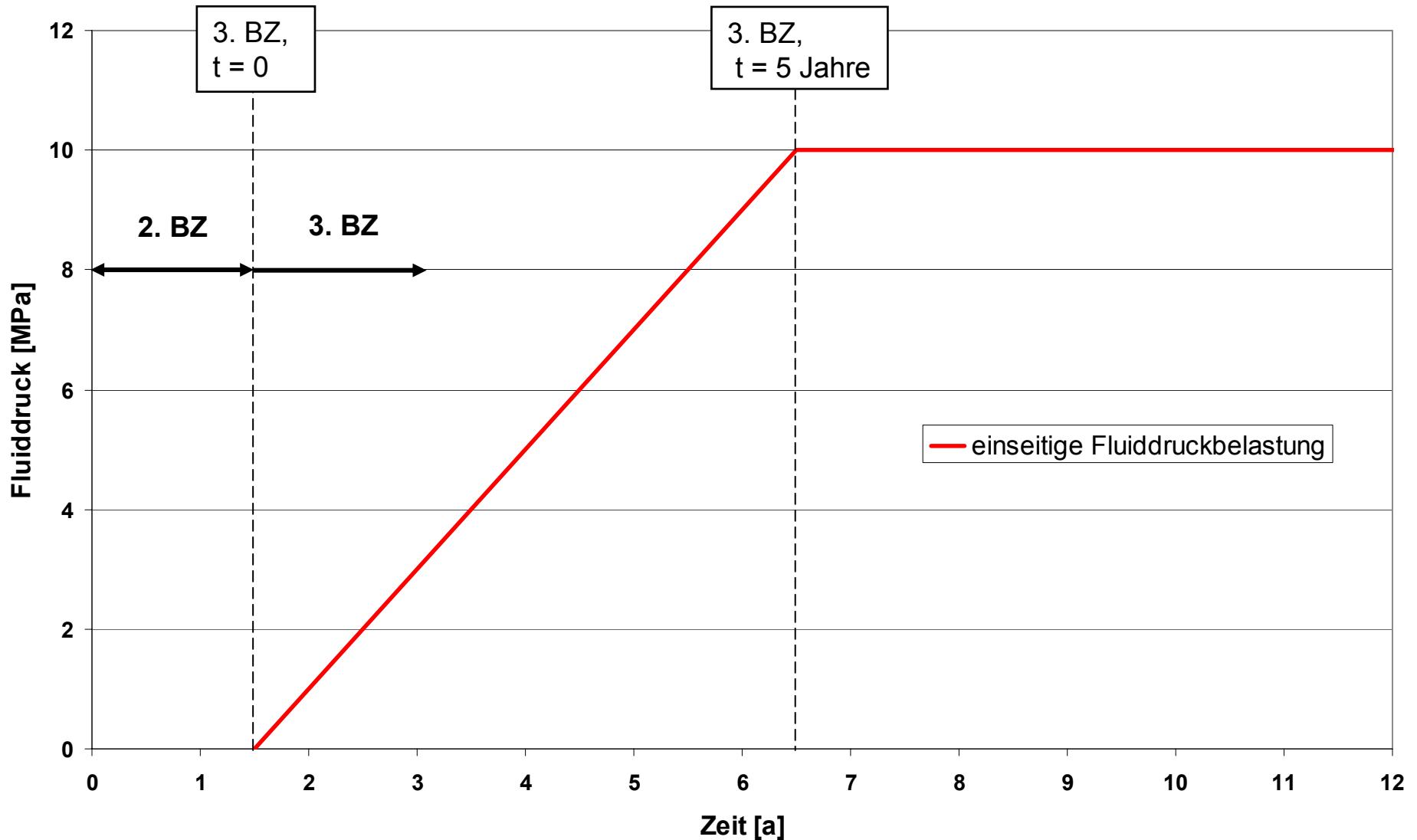


**Diagramm 3:** „steifes“ Material



**Diagramm 4:** Einfluss hoher und geringer Belastungsgeschwindigkeit





Fall	Kompaktionsmodul K [GPa]	Querdehnzahl ν [-]	Vorfaktor A	Spannungs-exponent β	Verformungs-exponent μ	Zeit $t_0$
I	16000	0,25	$2,3 \cdot 10^{-19}$	7,5	1,5	35 Jahre
II	"	"	"	"	"	0,6 Jahre

**Kennwerte für das Steinsalz**

Tabelle 1

Fall	Kohäsion c [MPa]	Reibungswinkel φ [°]	Dilatanzwinkel ψ [°]	Zugfestigkeit σ <sub>z</sub> [MPa]
alle Fälle	1	25	15	0,5

**Kennwerte der Interfaces**

Tabelle 2



Institut für Gebirgsmechanik GmbH

**Kennwerte für das Steinsalz (Stoffansatz Salzer) und die Kontaktfläche**

Anlage 2.2-2

Fall	allgemein	Kelvin-Modell		Maxwell-Modell						
	Salztyp	$G^K$ [MPa]	$\eta^K$ [MPa*d]	$G^M$ [MPa]	$G^r$ [MPa]	$K^M$ [MPa]	$K^r$ [MPa]	f [-]	$\eta^M$ [MPa*d]	m [MPa <sup>-1</sup> ]
IV Carnallitit	0	2000	1,0E+04	4000	100	6700	100	0	2,5E+07	0,17

Tabelle 1

plastische Scherverformung [-]	Entfestigung			Dillatanz	
	$\sigma_D$ [MPa]	$\sigma_\phi$ [Mpa]	$\sigma_z$ [MPa]	$\tan \beta_0$	$\sigma_\psi$
				Fall mc	Fall mc
0	17,2	6,68	1,15	0	1,2
0,001			0,1		
0,002	9,8	5,83		0,4	1,2
0,005	2,1	5,18		1	2
0,01	1,05	6,69		0,7	3
0,02	0,5	9,3		0,375	4,5
0,03		9,8		0,27	6
0,05		9,64		0,2	7
0,1		14		0,18	8

Tabelle 2



Fall	Kompaktionsmodul K [GPa]	Querdehnzahl $\nu$ [-]	Kohäsion c [MPa]	Reibungswinkel $\phi$ [ $^\circ$ ]	Dilatanzwinkel $\psi$ [ $^\circ$ ]	Zugfestigkeit $\sigma_z$ [MPa]
I-0,2	0,2	0,25	5	20	0	1,5
I-1, II-1-dev-ref/4	1	"	"	"	"	"
I-2, I-2-dev-ref/4, II-2, II-2-dev-ref/4, IV-2-dev-ref/4	2	"	"	"	"	"
I-5, II-5, IV-5, I-5-dev-ref, I-5-dev-ref/4	5	"	"	"	"	"
I-10	10	0,25	"	"	"	"
I-15, I-15-dev-ref/4, IV-15-dev-ref/4	15	"	"	"	"	"
I-30	30	"	"	"	"	"

Elastische Kennwerte und Festigkeiten

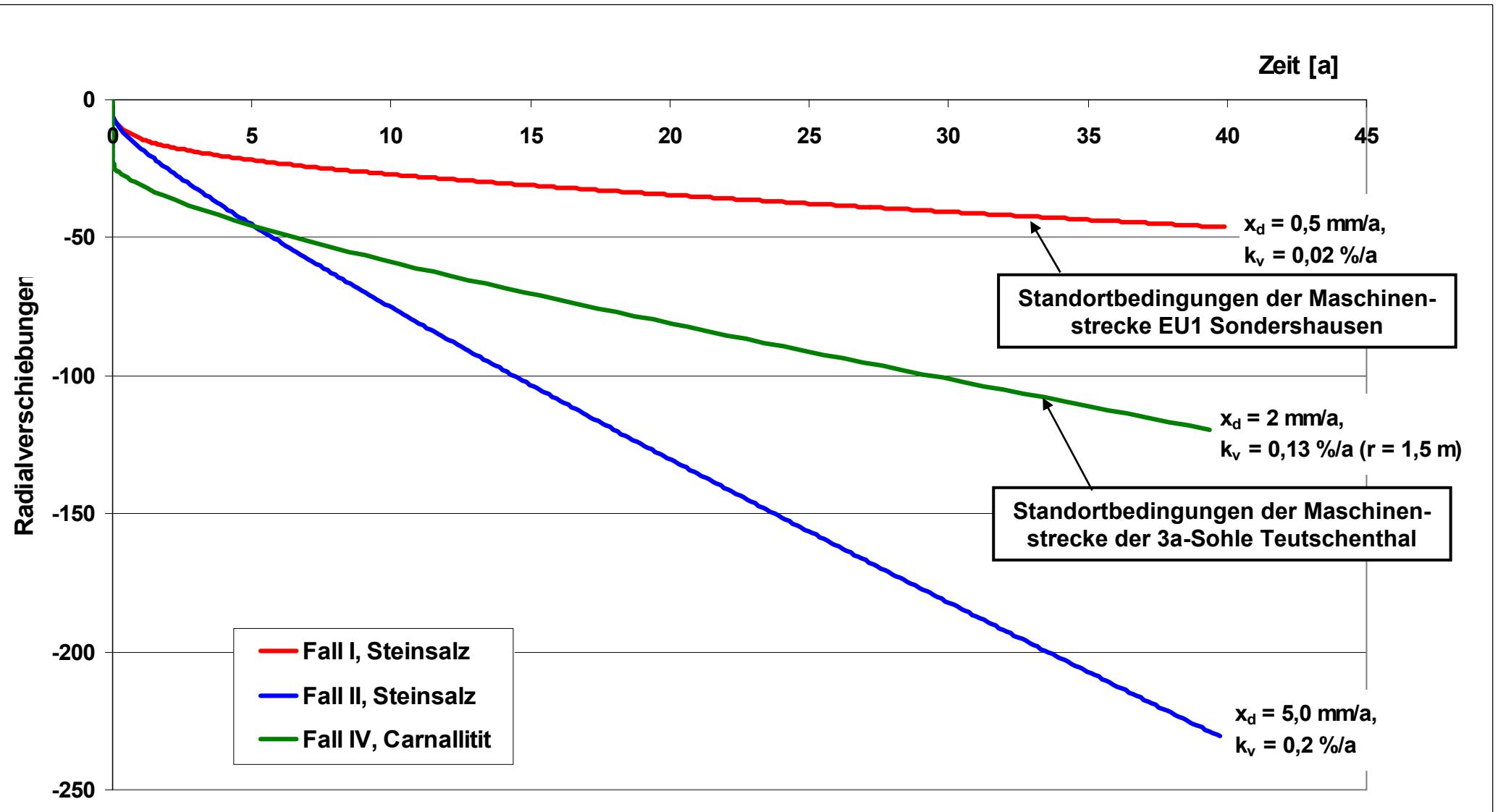
Tabelle 1

Fall	Aktivierungsenergie Q [cal/mol]	Gaskonstante R [cal/mol K]	WIPP - Konstante D [1/h*MPa <sup>n</sup> ]	WIPP - Exponent n [-]
I-5-dev-ref	54	8,31E-03	62	1,4
I-2-dev-ref/4, I-5-dev-ref/4, I-15-dev-ref/4 II-1-dev-ref/4, II-2-dev-ref/4, IV-2-dev-ref/4, IV-15-dev-ref/4	"	"	15,5	"
alle anderen Fälle	ohne deviatorisches Kriechen			

Deviatorische Kriecheigenschaften

Tabelle 2

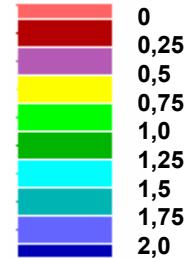




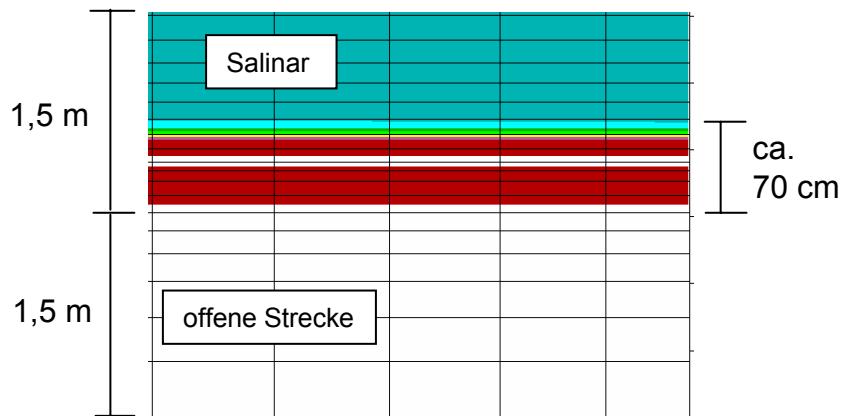


**Plastische Volumenverformung, t = 40**

**Plastische Volumenverformung [%]**



**Plastische Volumenverformung,  
5 Tage nach Herausnahme der ALZ**



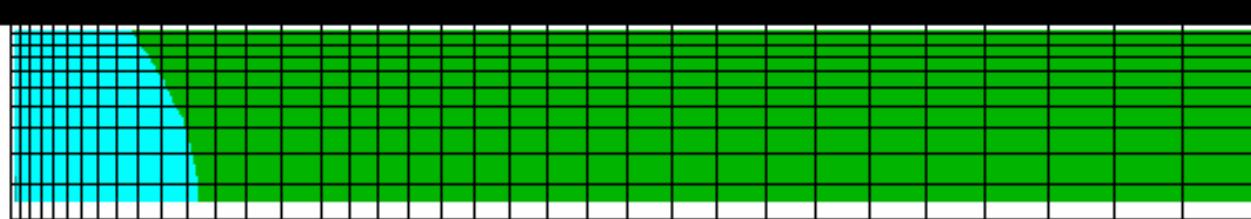
**Druckfestigkeit, t = 40 a**

**Druckfestigkeit [MPa]**



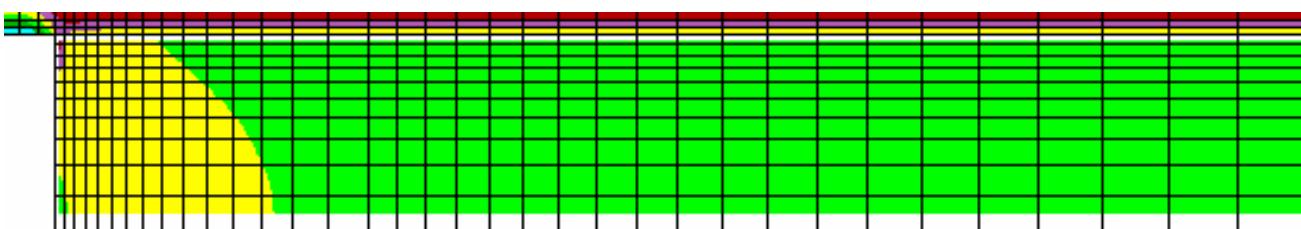
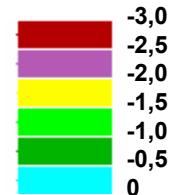
**Druckfestigkeit,  
5 Tage nach Herausnahme der ALZ**

halber Damm, l = 20 m



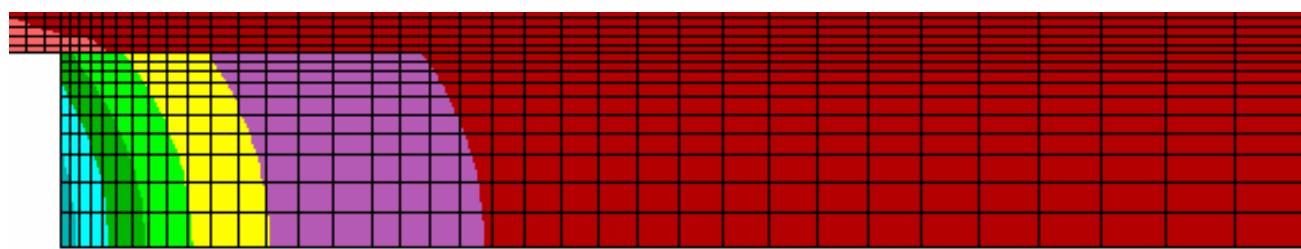
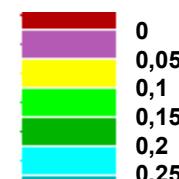
Axialspannungen (y-Richtung)

Spannung [MPa]



Radialspannungen (x-Richtung)

Verschiebung [mm]



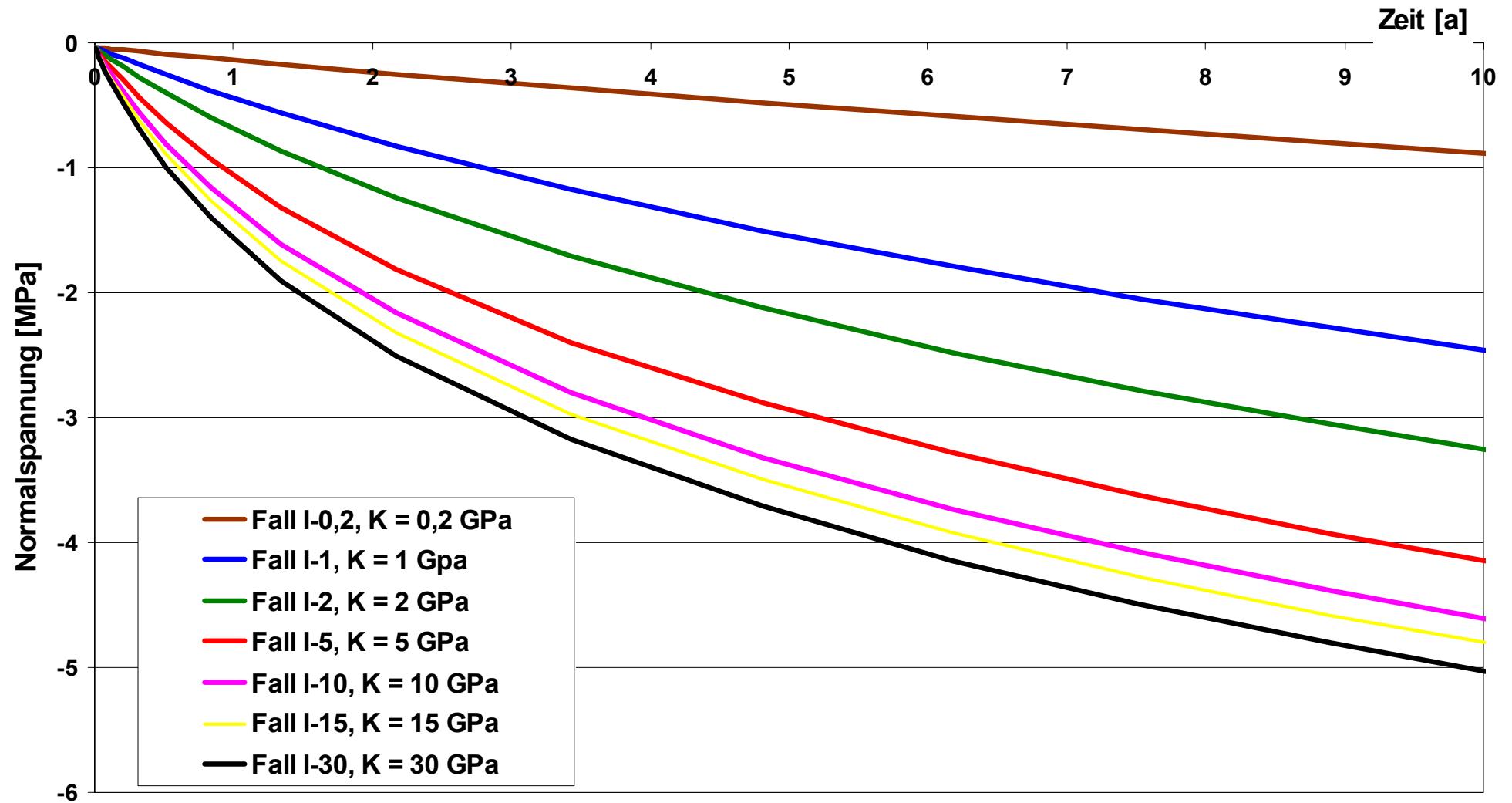
Axialverschiebungen

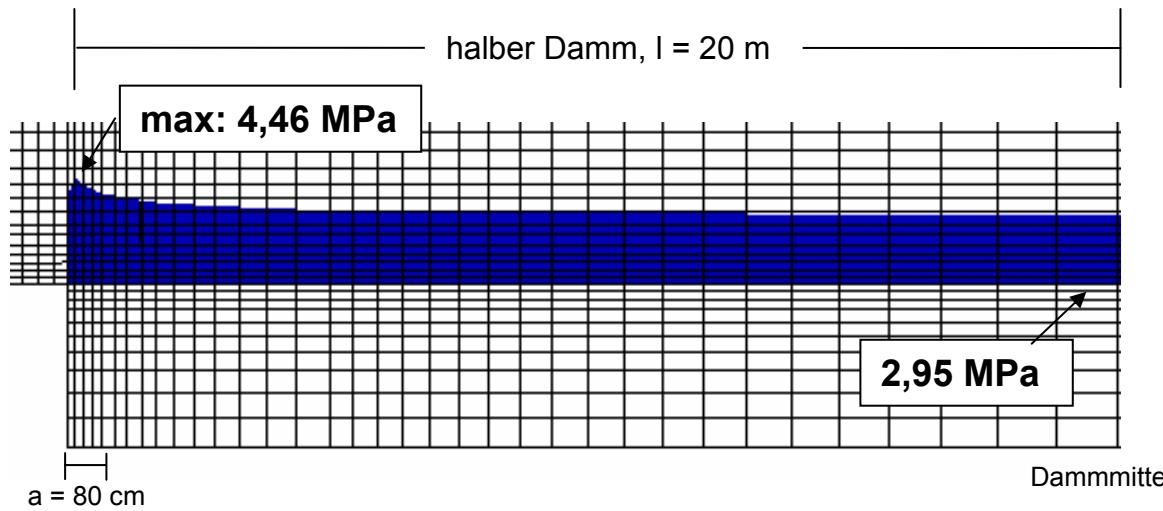


Institut für Gebirgsmechanik GmbH

2. BZ, Fall I-5, t = 1,5 a, Berechnungsergebnisse

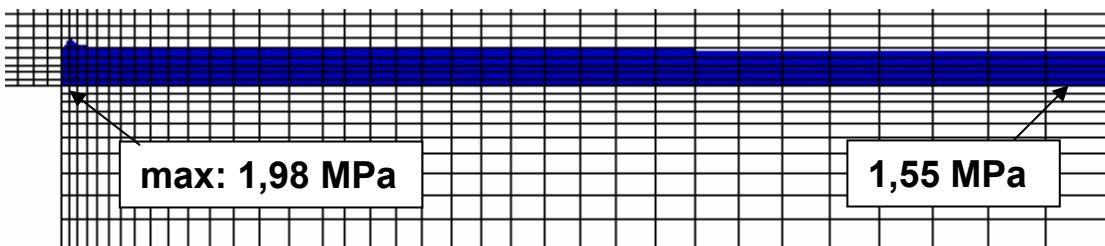
Anlage 2.2-7





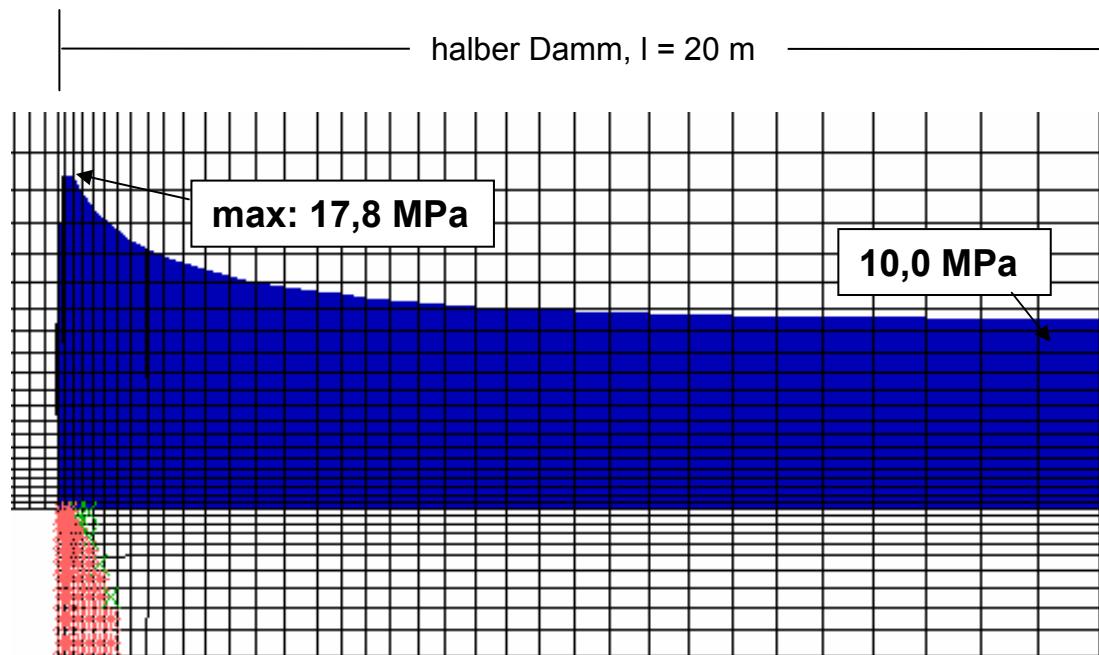
### Fall I-5

(Kompaktionsmodul  $K = 5 \text{ GPa}$ )

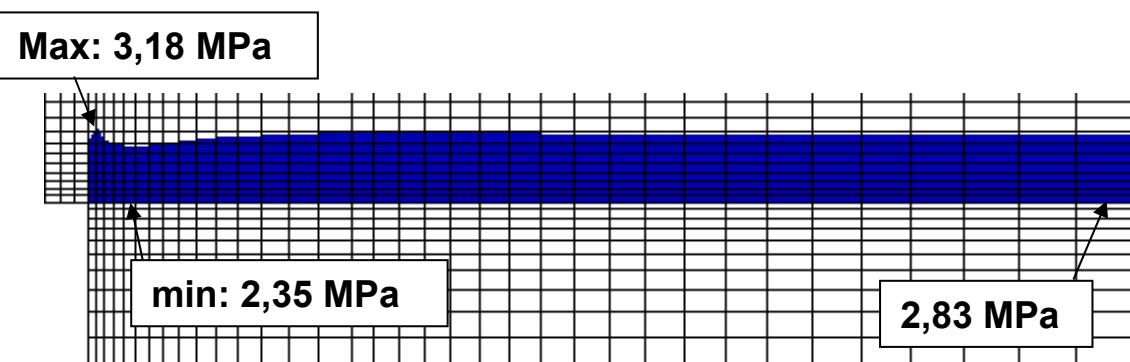


### Fall I-1

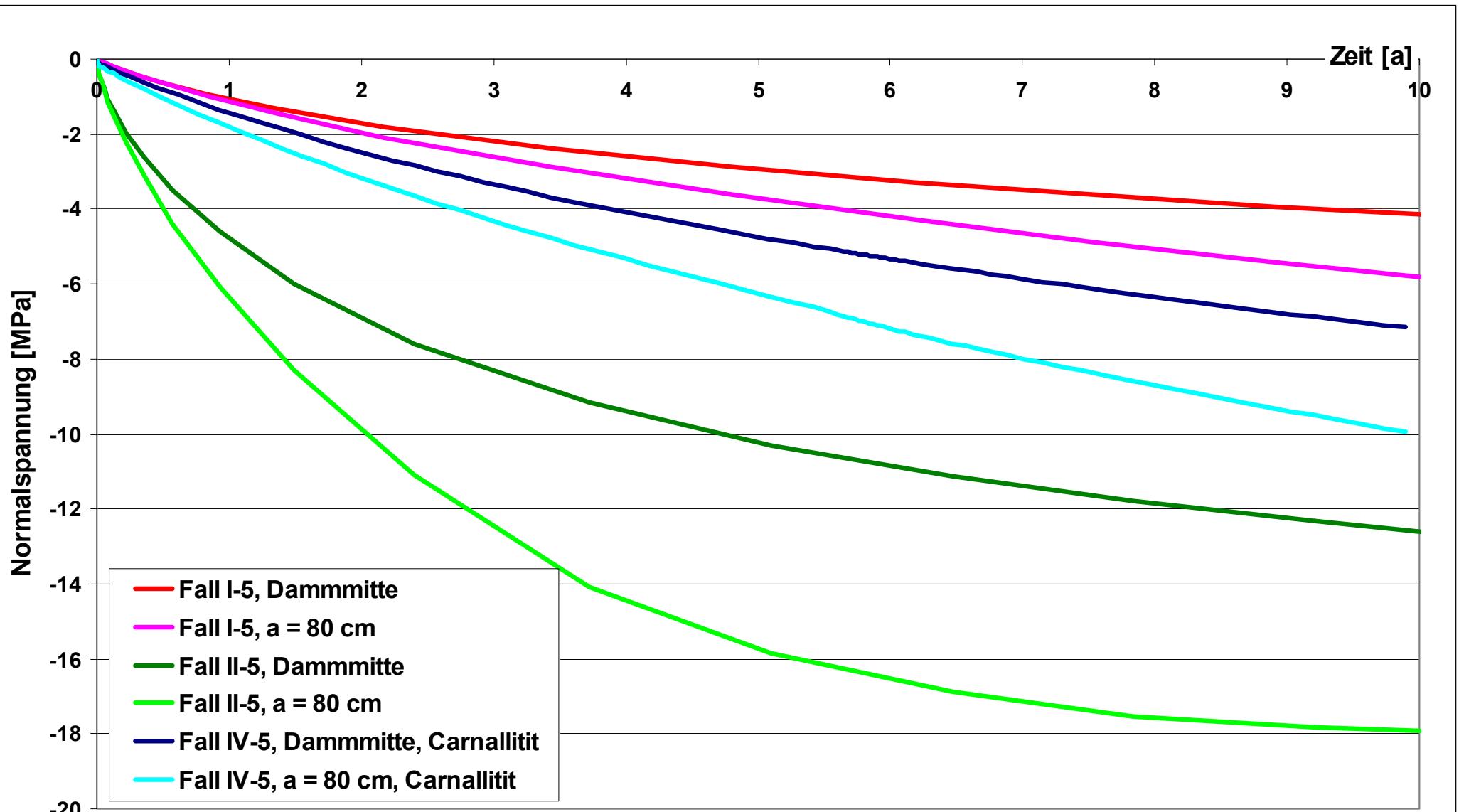
(Kompaktionsmodul  $K = 1 \text{ GPa}$ )

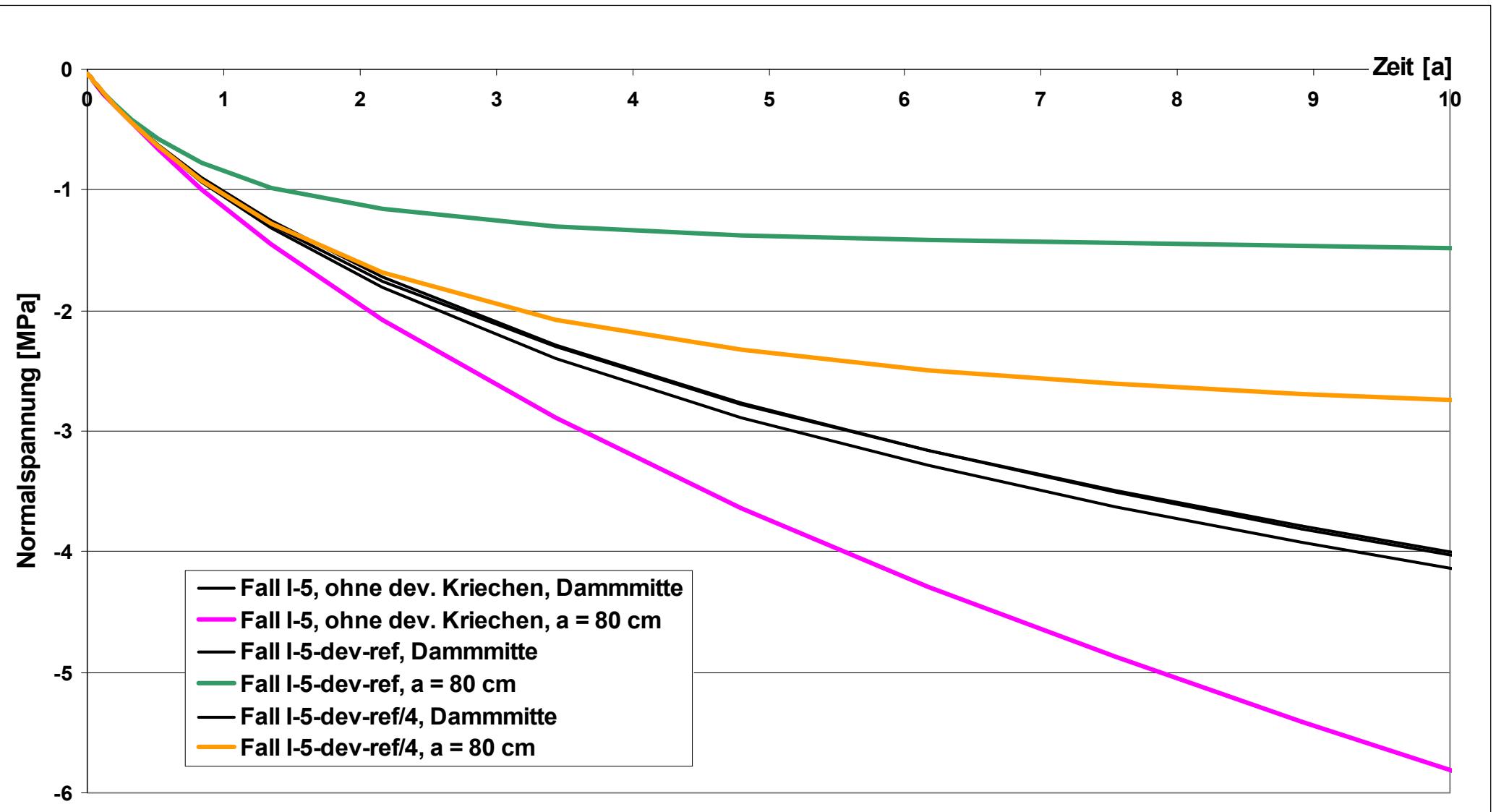


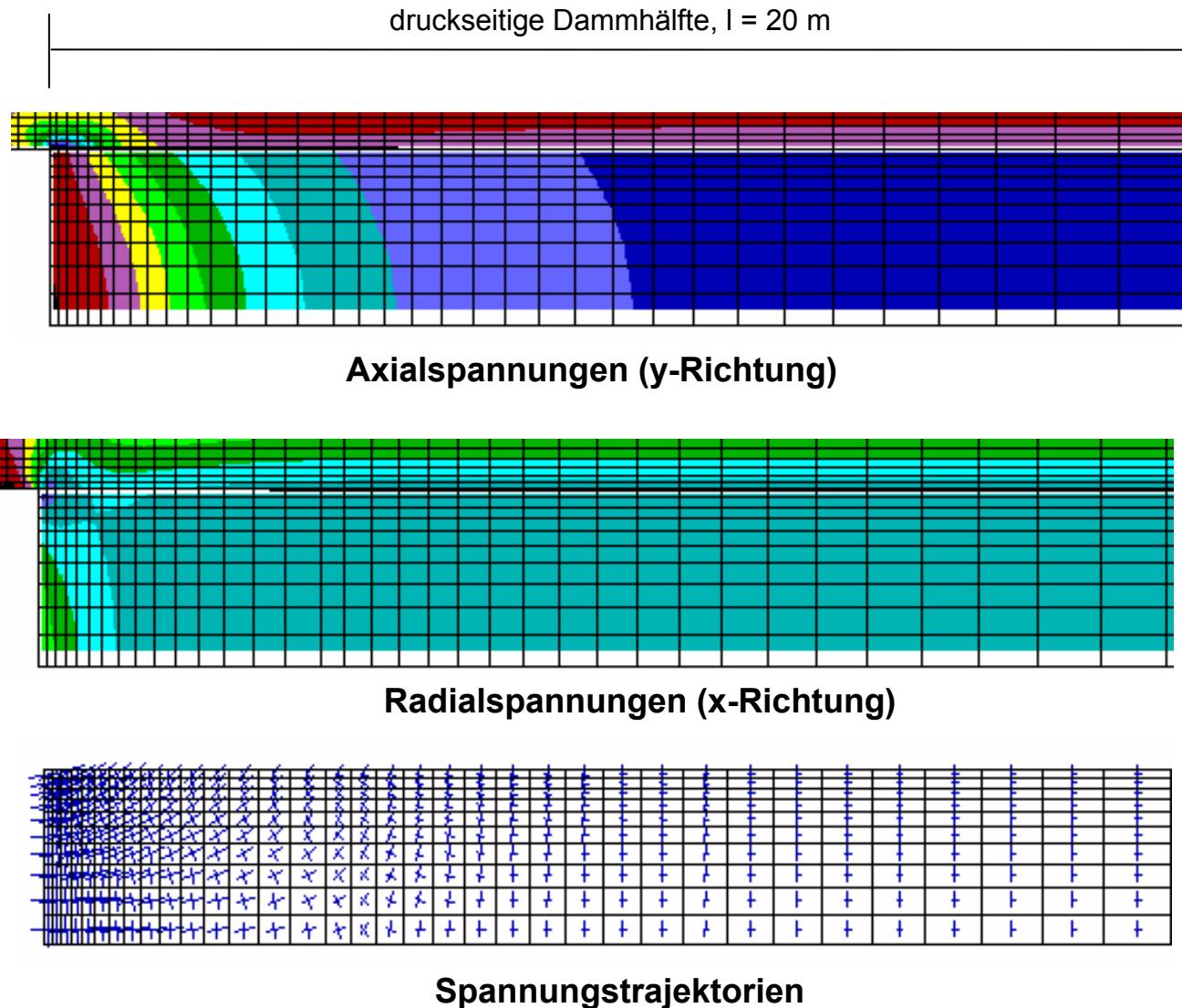
**Fall II-5**  
(höheres Kriechvermögen  
des Salinars)

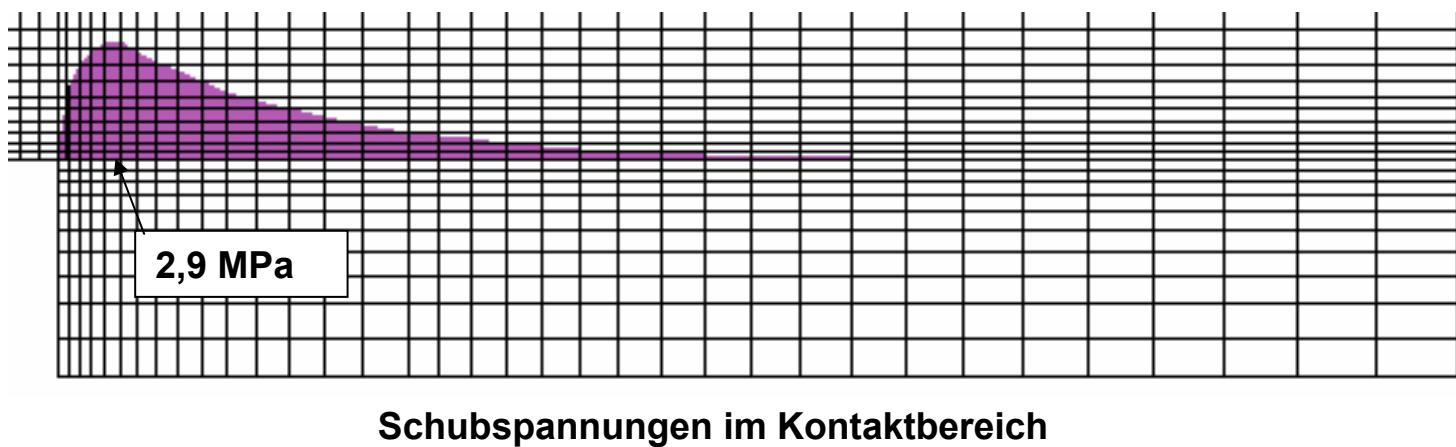
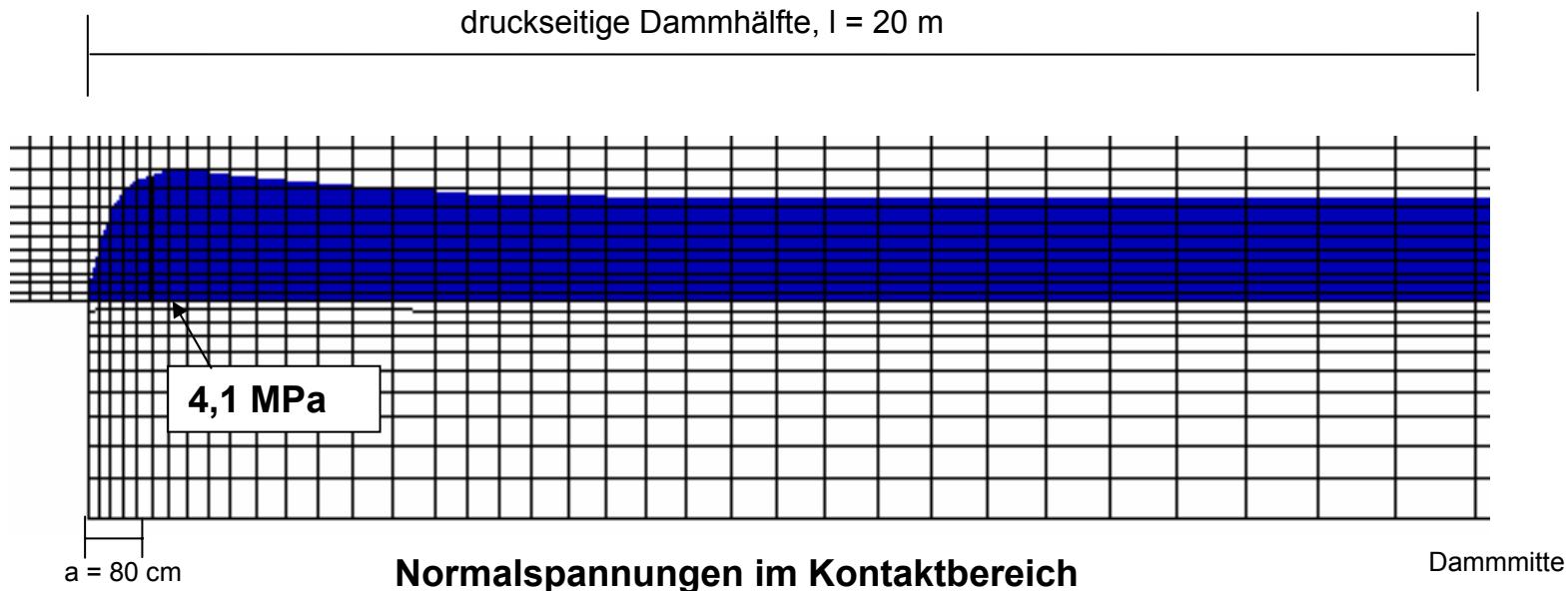


**Fall I-5-dev-ref/4**  
(deviatorisches Kriechen  
des Sorelbetons)

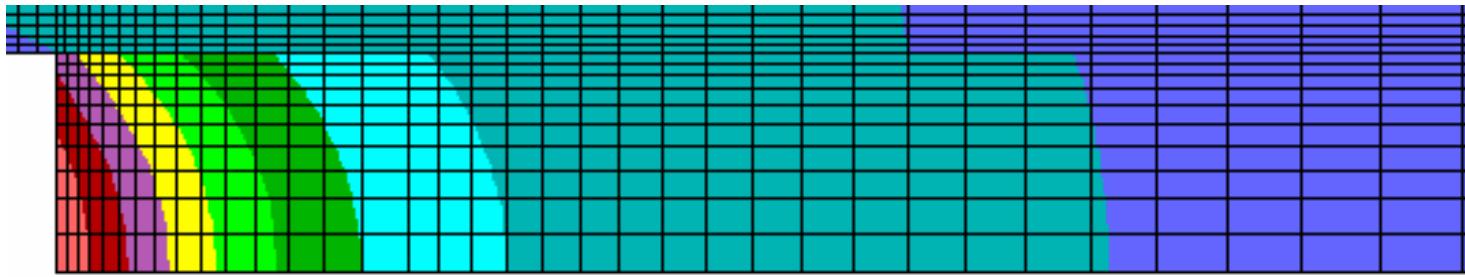




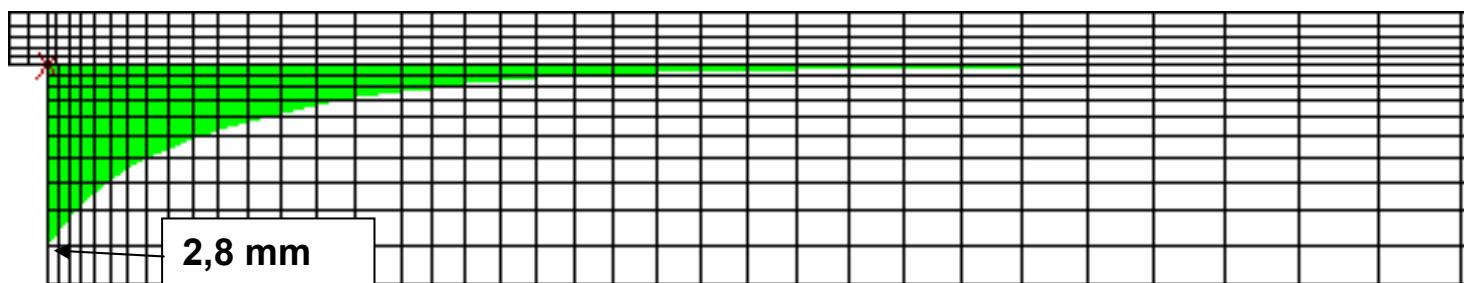




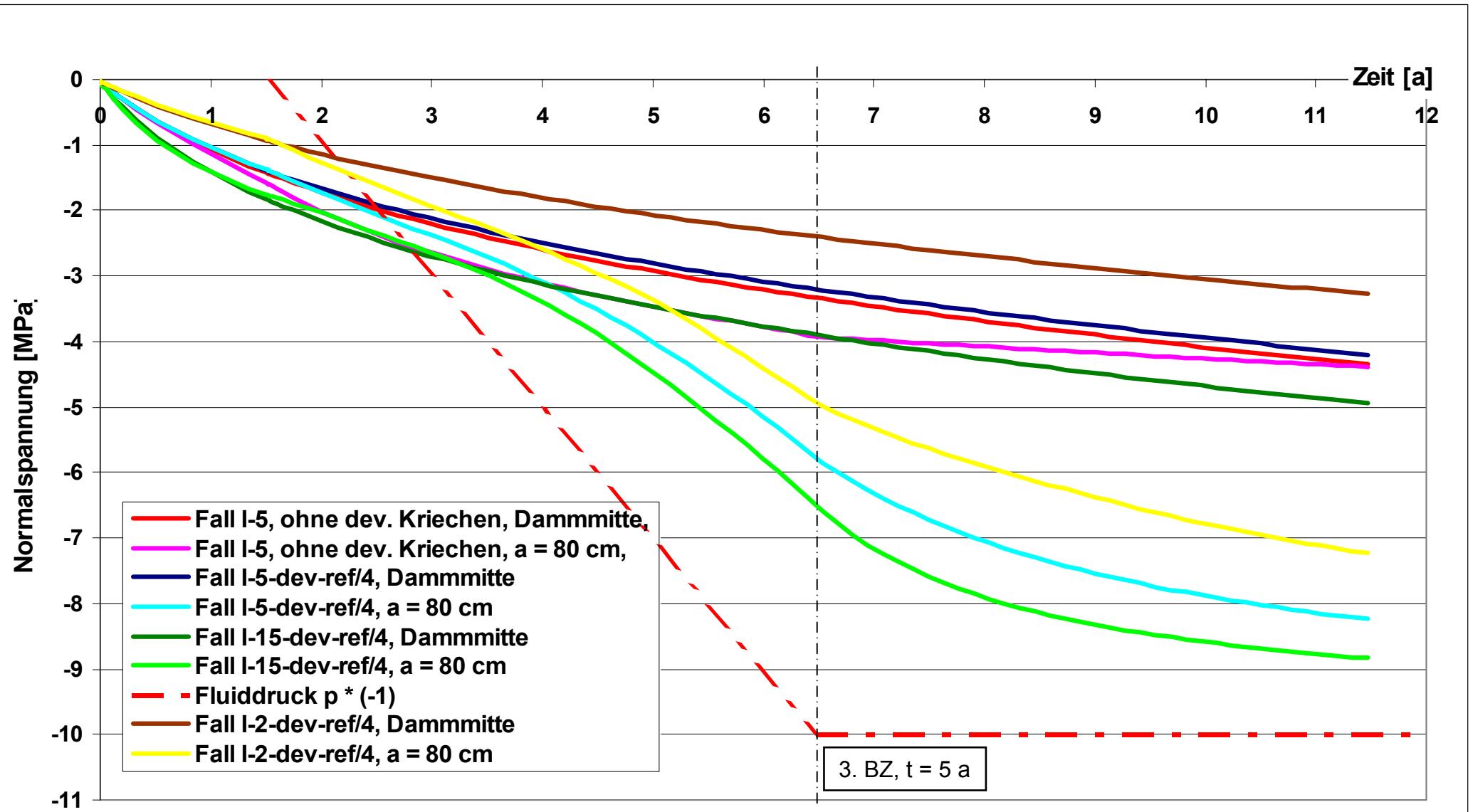
druckseitige Dammhälfte,  $l = 20 \text{ m}$

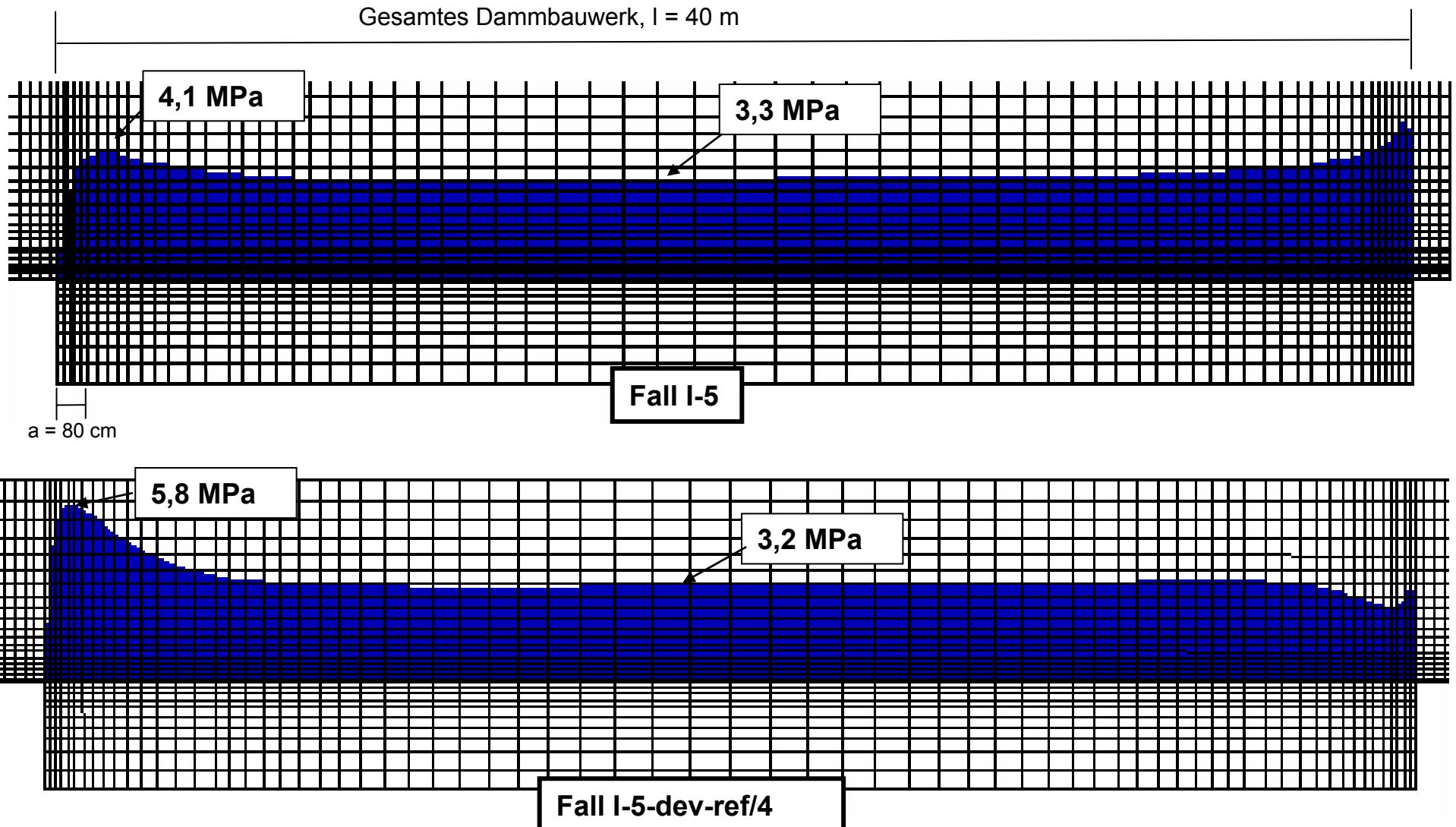


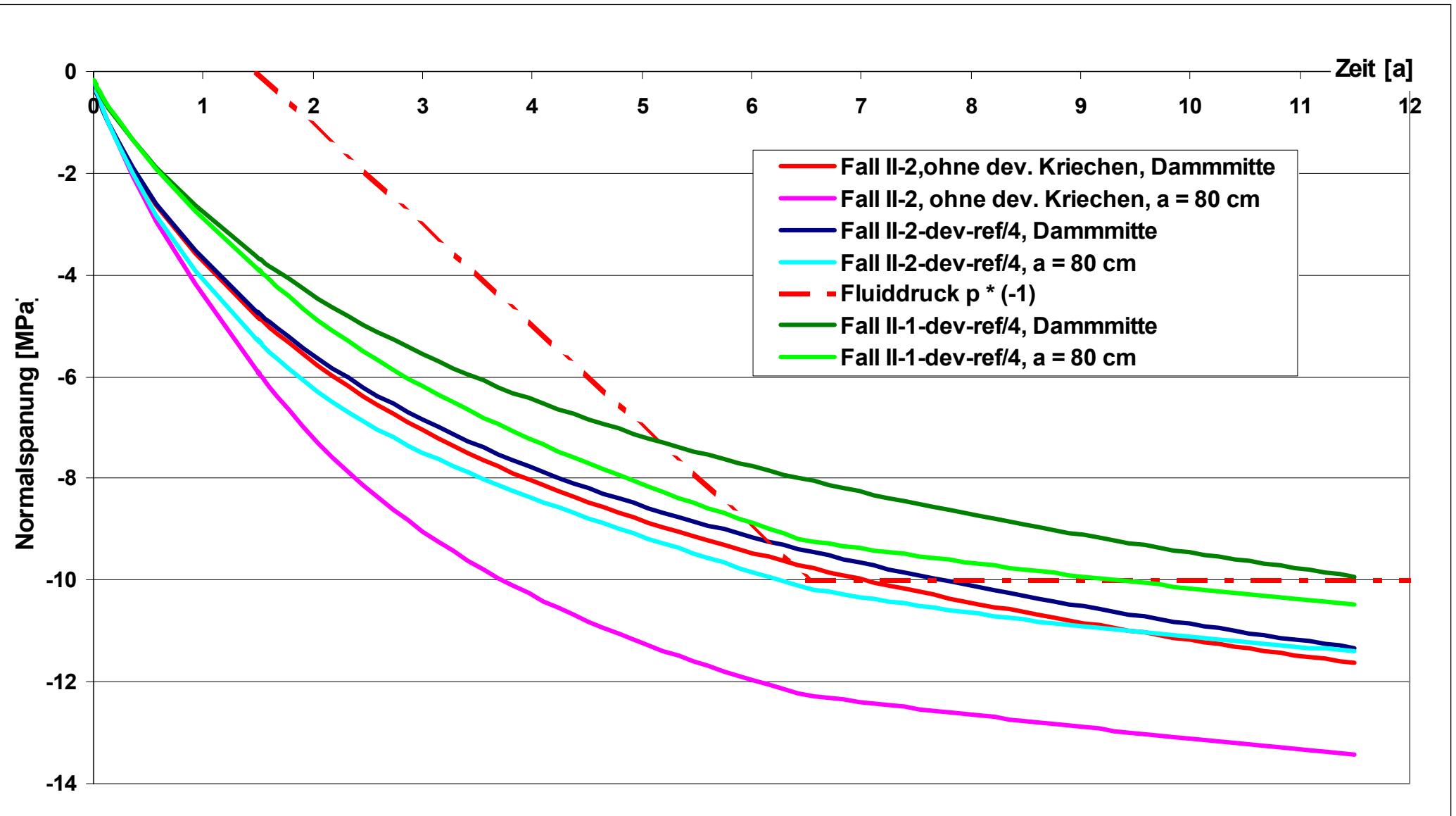
Axialverschiebungen (y-Richtung)

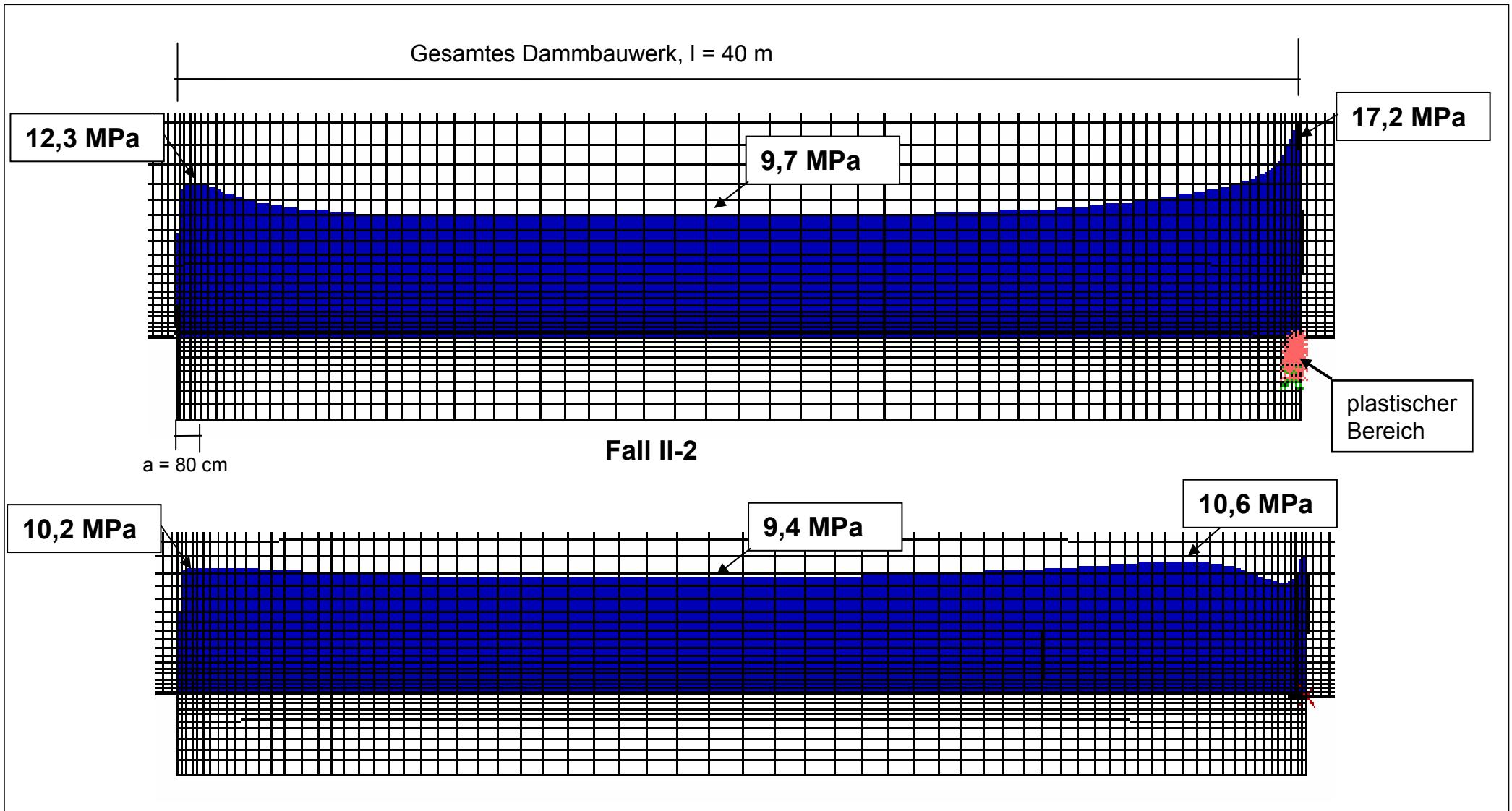


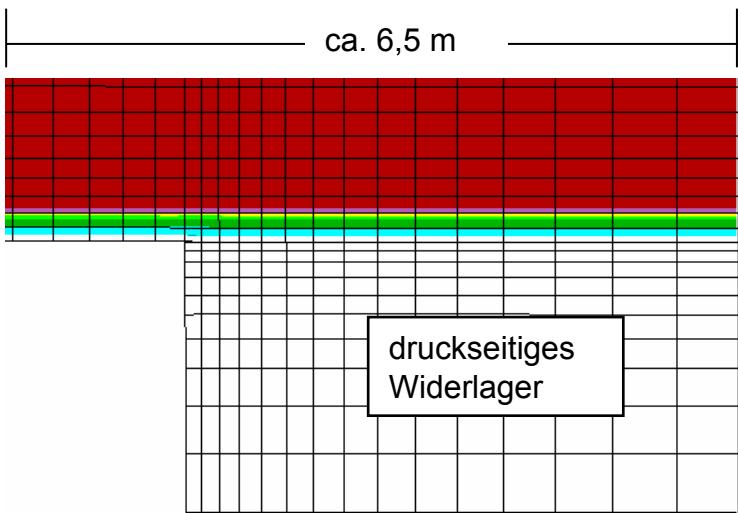
Scherverschiebungen im Kontaktbereich





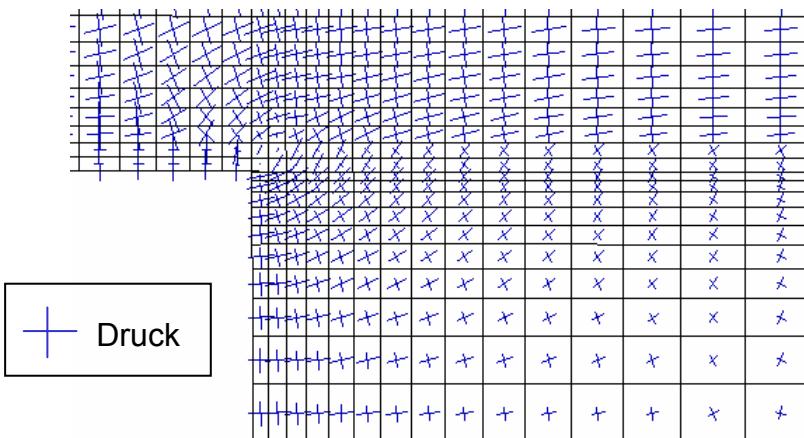
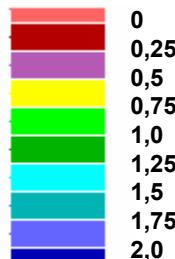




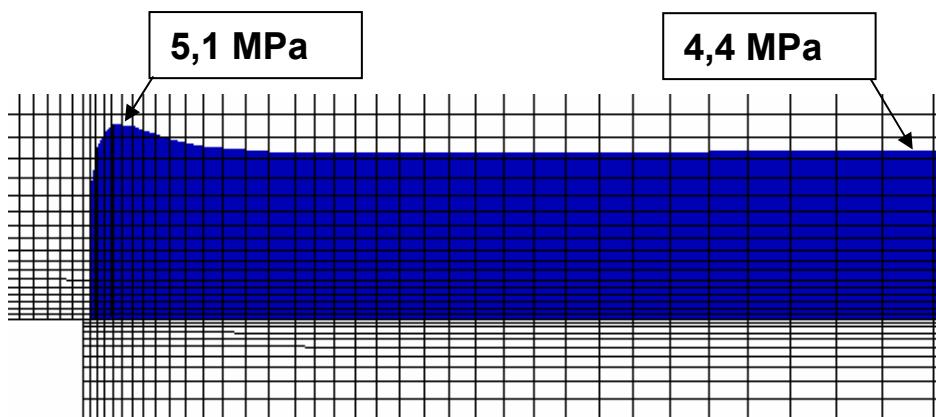


**Plastische Volumenverformungen**

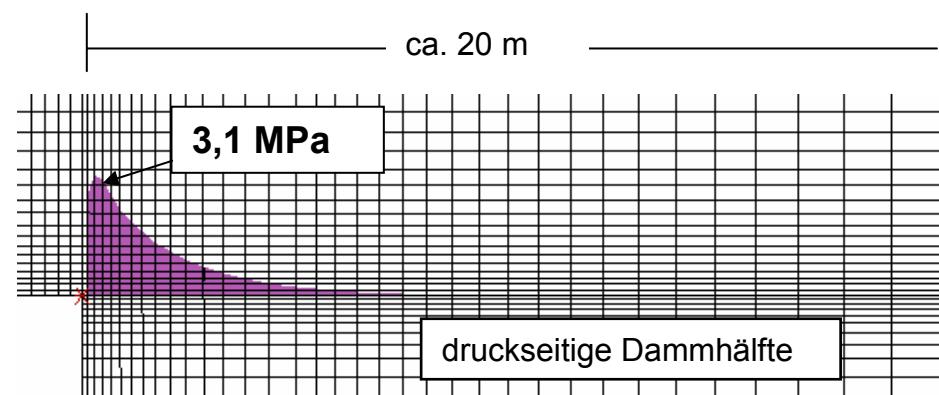
**Plastische Volumenverformung [%]**



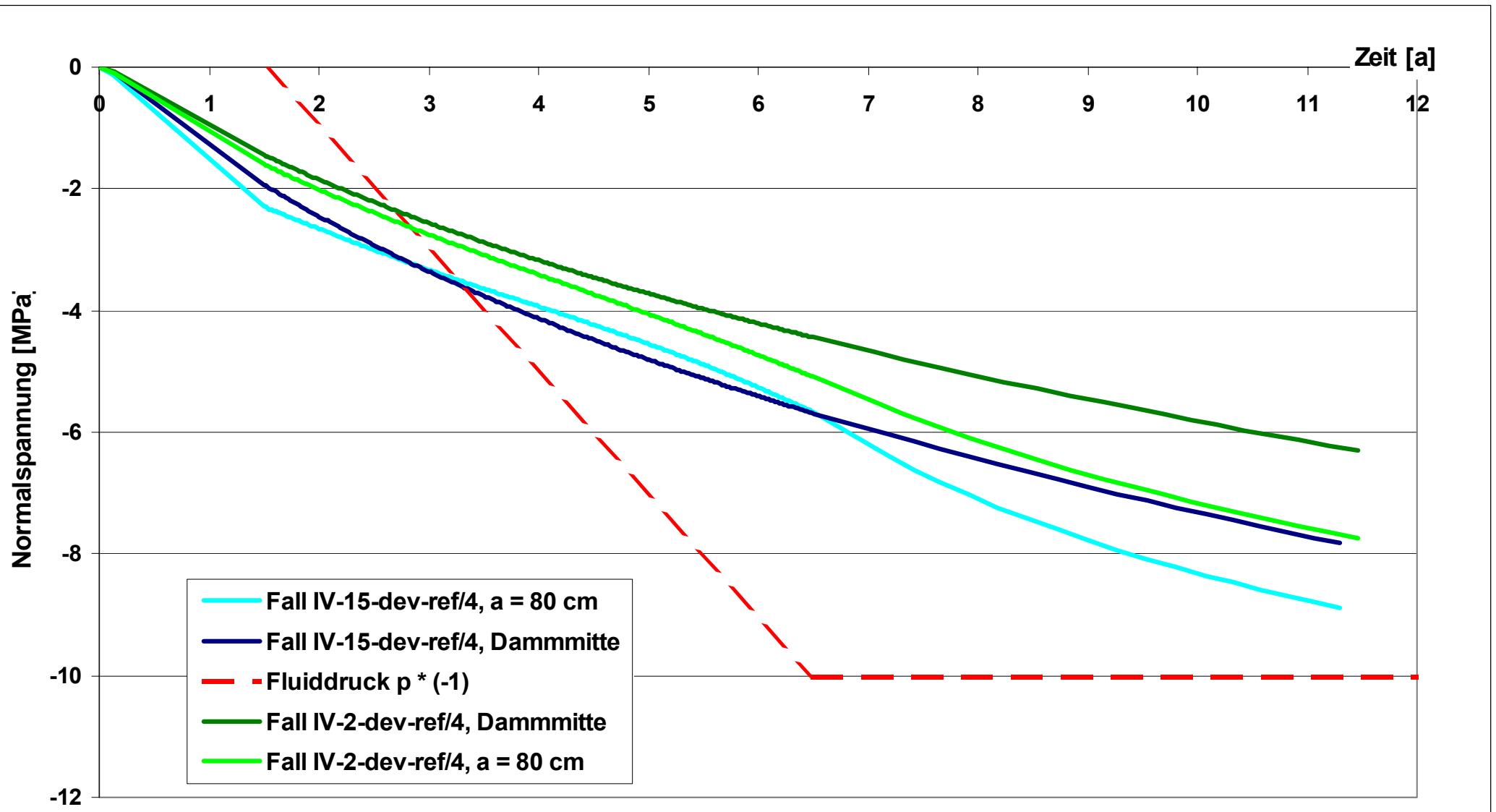
**Spannungstrajektorien**



**Normalspannungen im Kontaktbereich**

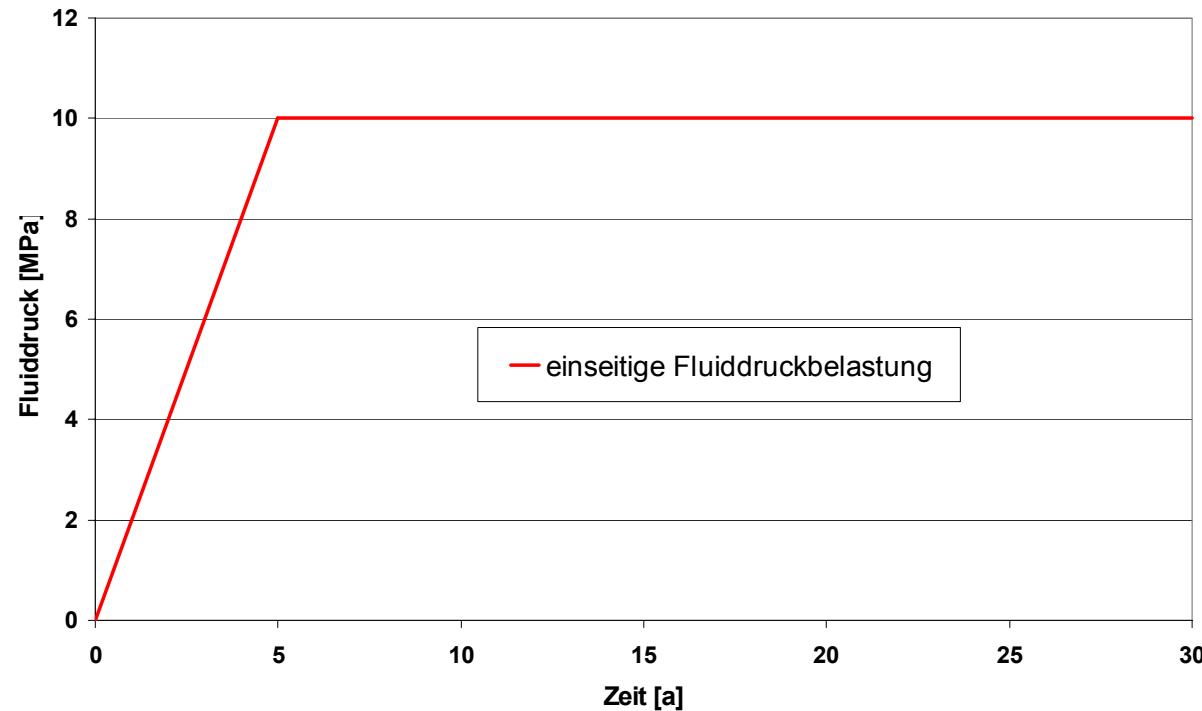


**Schubspannungen im Kontaktbereich**

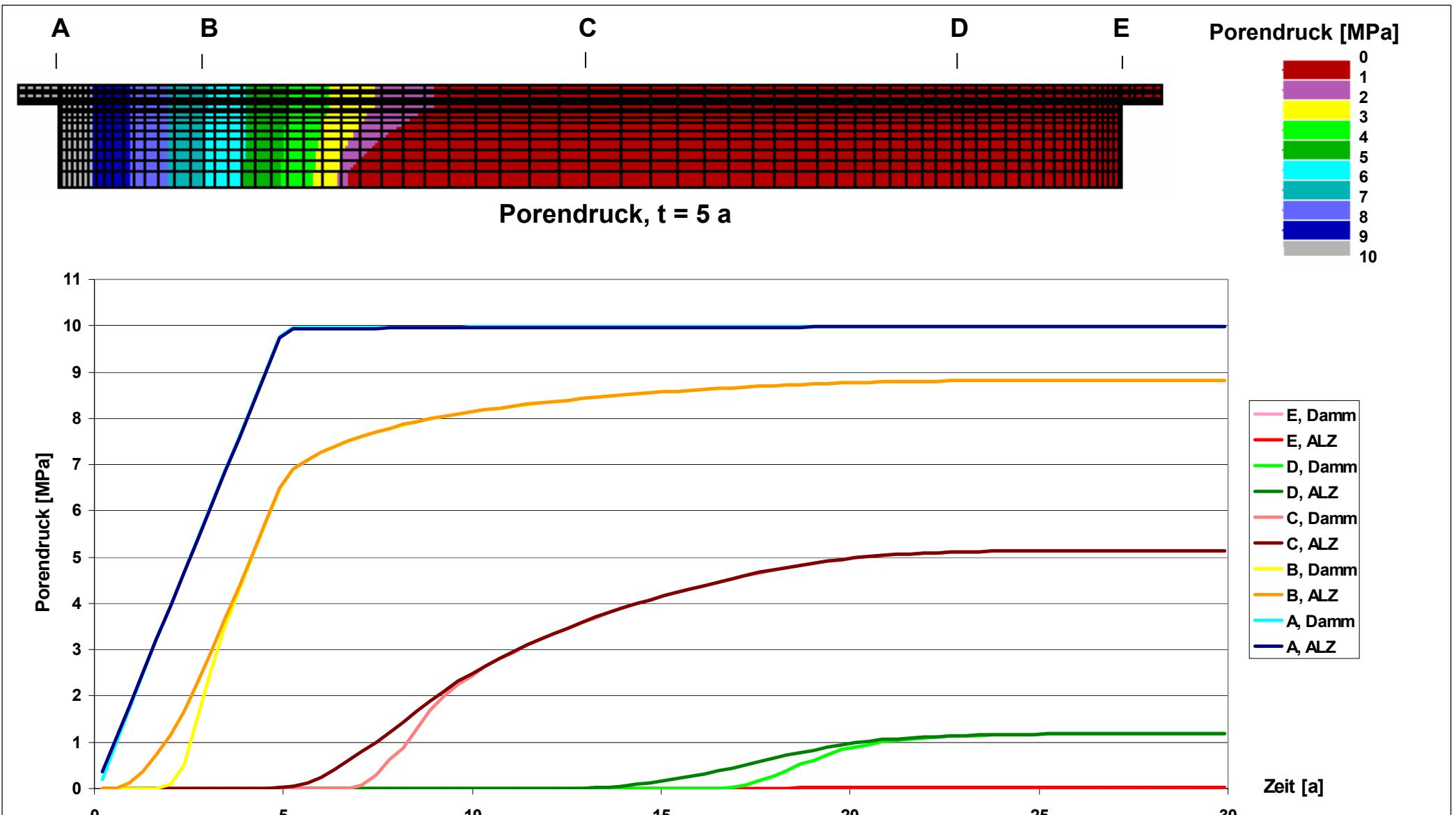


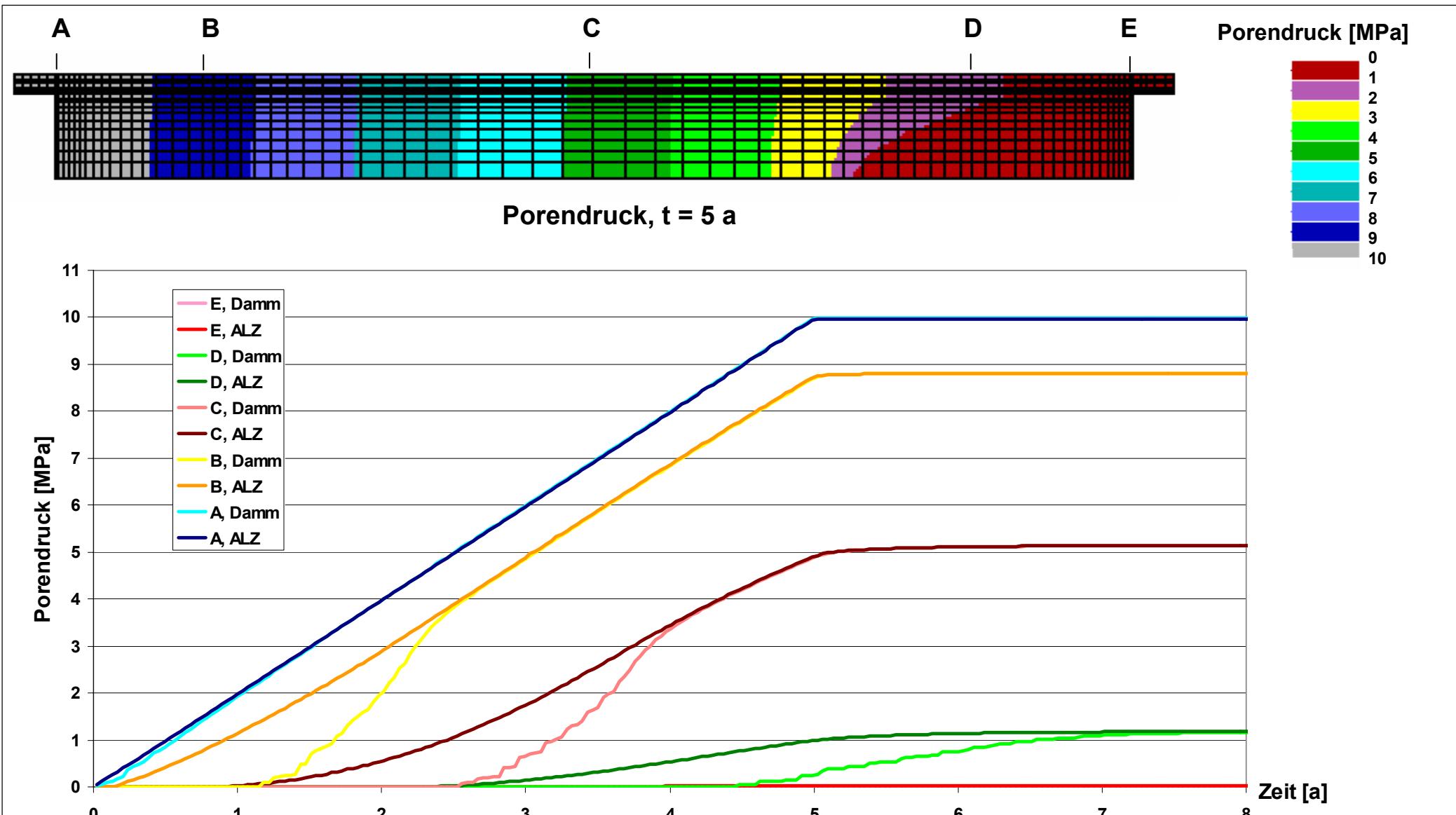
Fall	Permeabilität k [ $m^2$ ]		Porosität n [-]		Sättigung s [-]	
	Kern, Widerlager	ALZ	Kern, Widerlager	ALZ	Kern, Widerlager	ALZ
fl_b	$10^{-18}$	$5 \cdot 10^{-17}$ bis $5 \cdot 10^{-19}$	0,22	0,01	0,80	
fl_c		$5 \cdot 10^{-16}$ bis $5 \cdot 10^{-18}$				

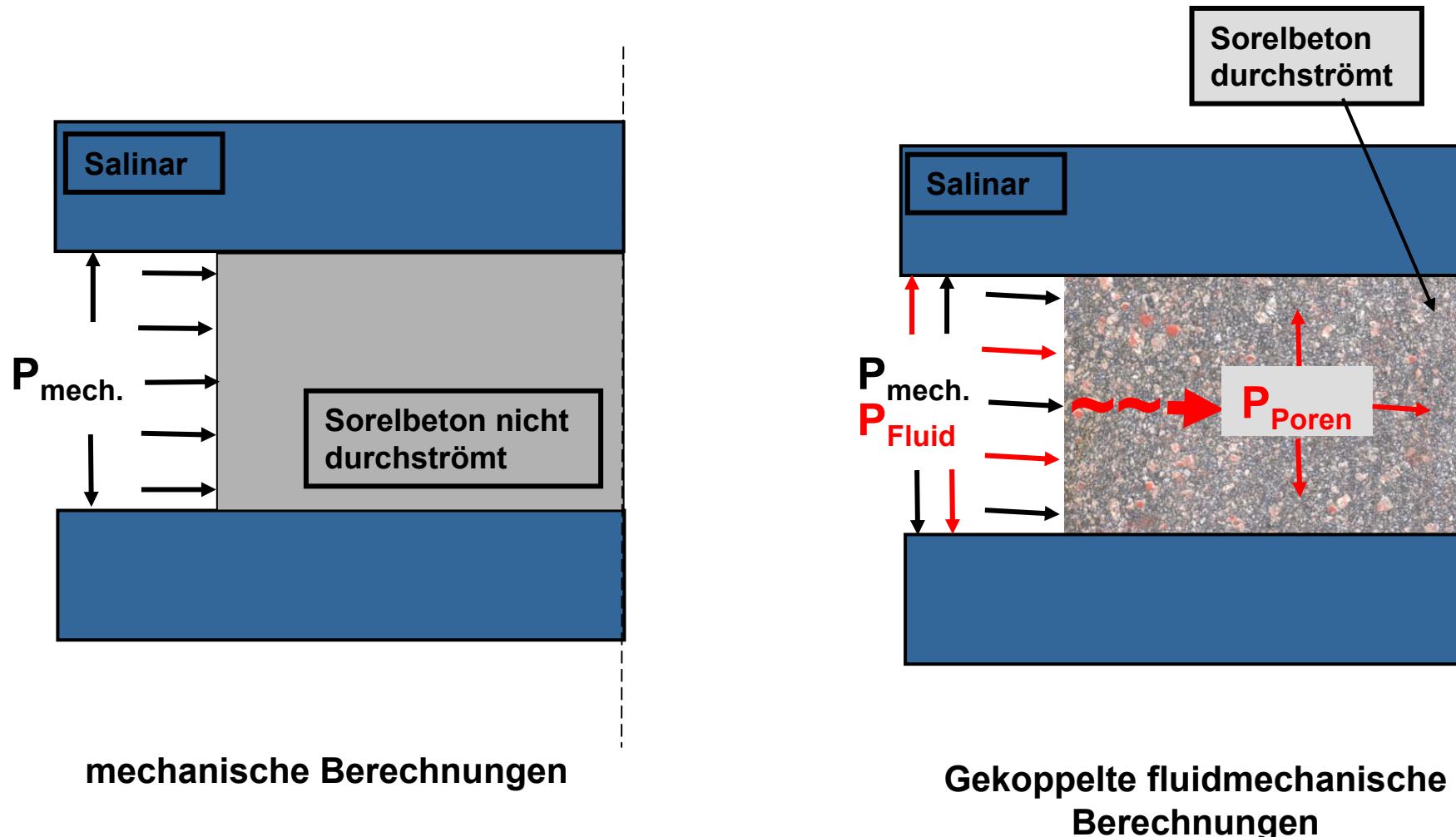
**Kennwerte**



**Belastungsverlauf**







Fall	Kompaktionsmodul K [GPa]	Querdehnzahl ν [-]	Kohäsion c [MPa]	Reibungswinkel φ [°]	Zugfestigkeit σ <sub>z</sub> [MPa]
flb-II-0,2-dev-ref/4, flb-IV-0,2-dev-ref/4	0,2	0,25	5	20	1,5
flb-II-1-dev-ref/4,	1	"	"	"	"
flb-I-2-dev-ref/4-last, flb-IV-2-dev-ref/4	2	"	"	"	"
flb-I-5-dev-ref/4	5	"	"	"	"

### Elastische Kennwerte und Festigkeiten des Sorelbetons

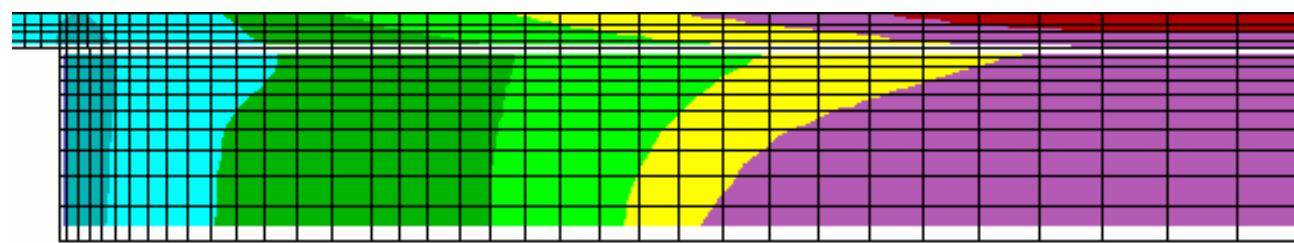
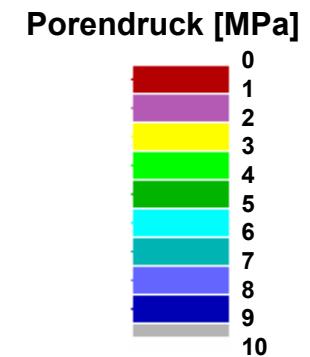
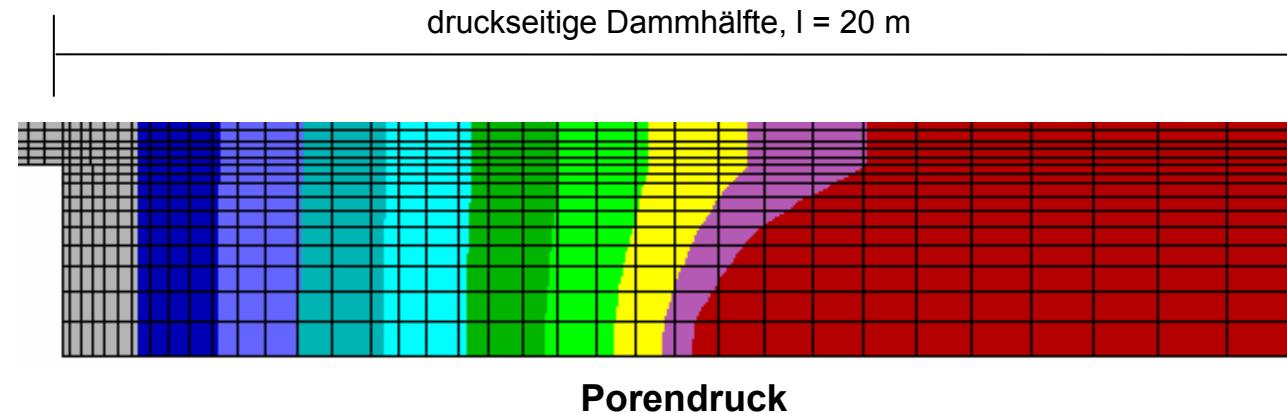
Fall	Aktivierungsenergie Q [cal/mol]	Gaskonstante R [cal/mol K]	WIPP - Konstante D [1/h*MPa <sup>n</sup> ]	WIPP - Exponent n [-]
alle Fälle	54	8,31E-03	15,5	1,4

### Deviatorische Kriecheigenschaften des Sorelbetons

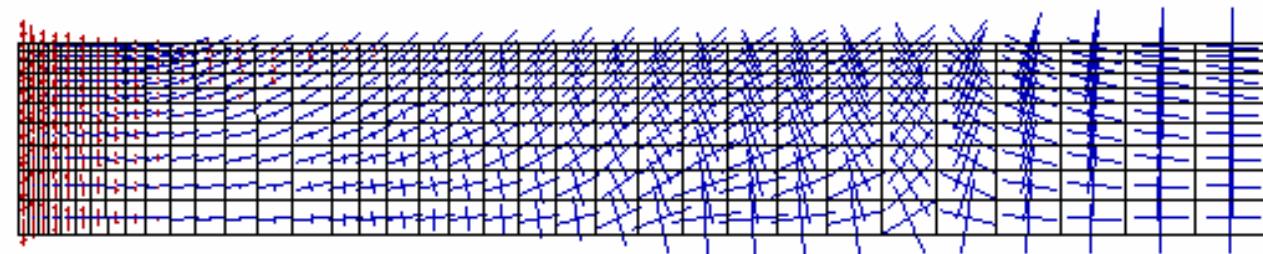
Fall	Permeabilität k [m <sup>2</sup> ]		Porosität n [-]		Sättigung s [-]	
	Kern, Widerlager	ALZ	Kern, Widerlager	ALZ	Kern, Widerlager	ALZ
alle Fälle	10 <sup>-18</sup>	5*10 <sup>-17</sup> bis 5*10 <sup>-19</sup>	0,22	0,01	0,80	

### Fluidkennwerte

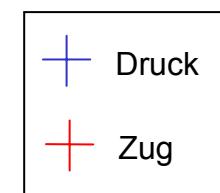


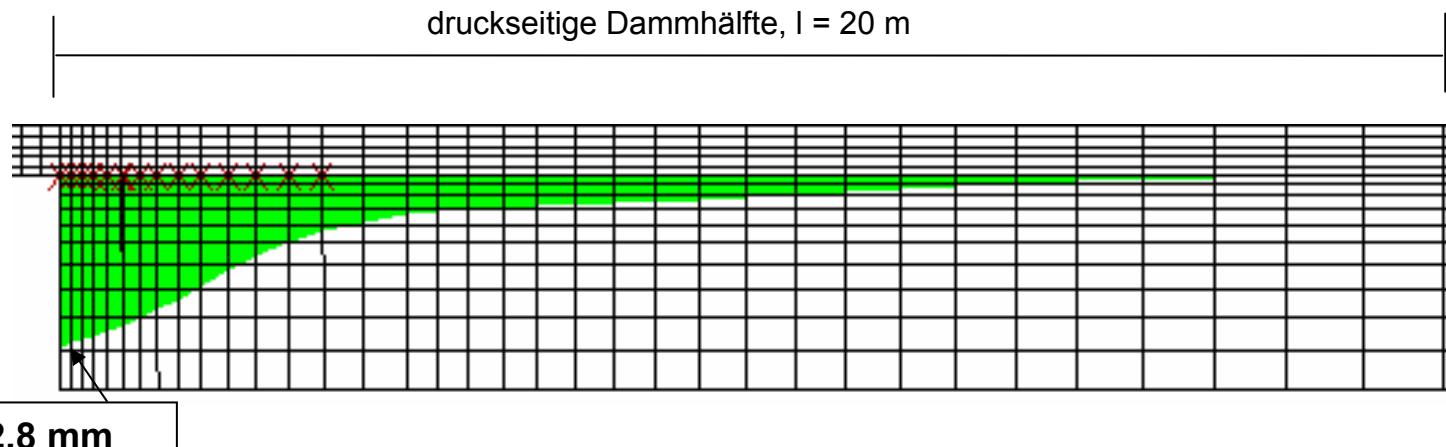


Effektive Radialspannungen (x-Richtung)



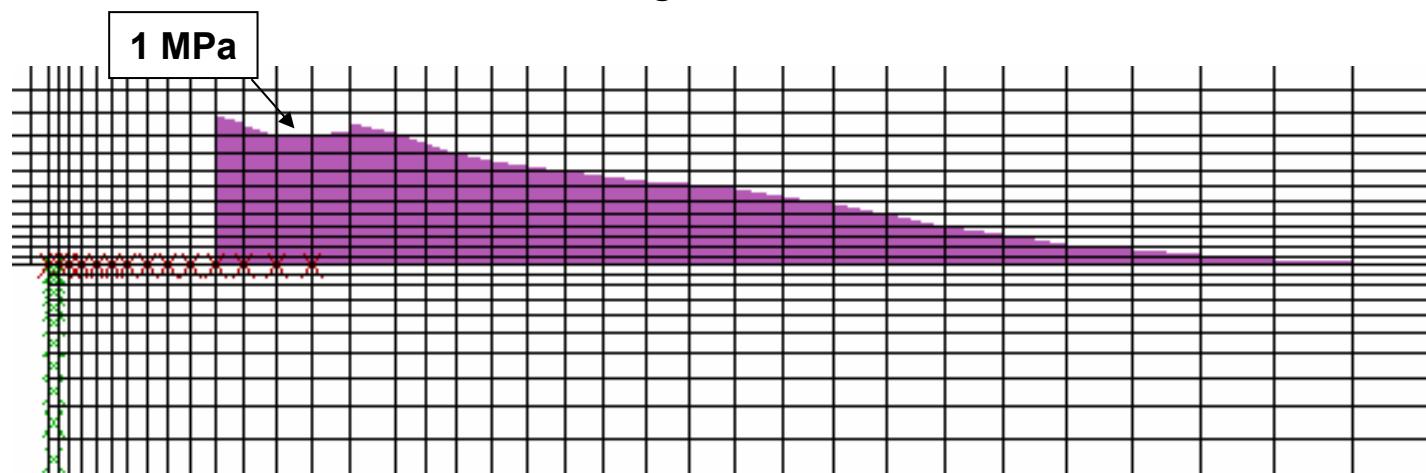
Effektive Spannungstrajektorien



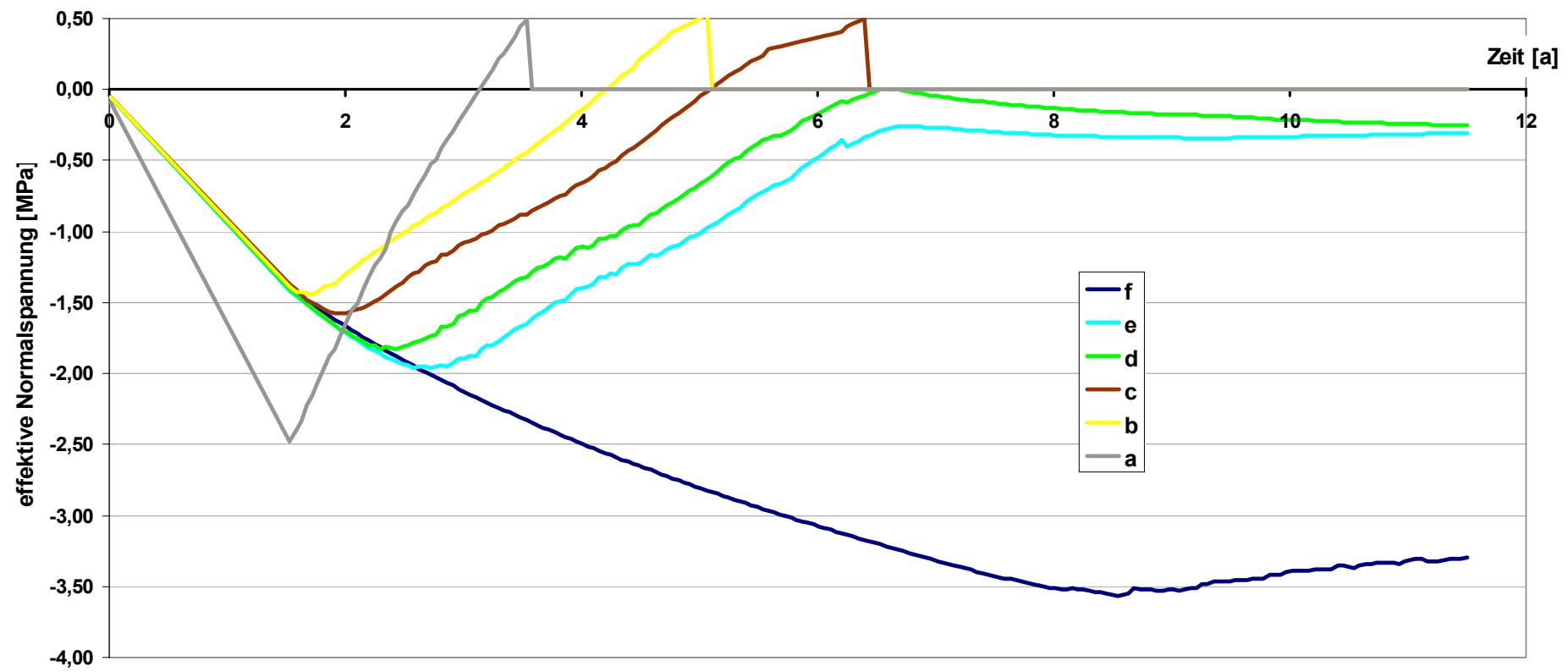
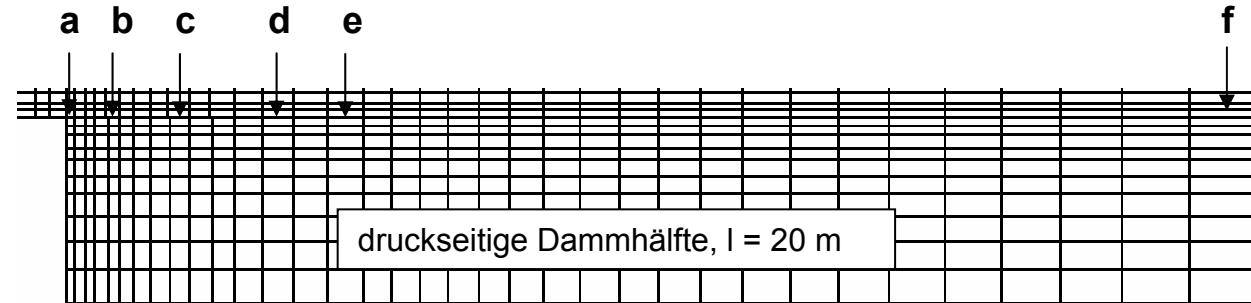


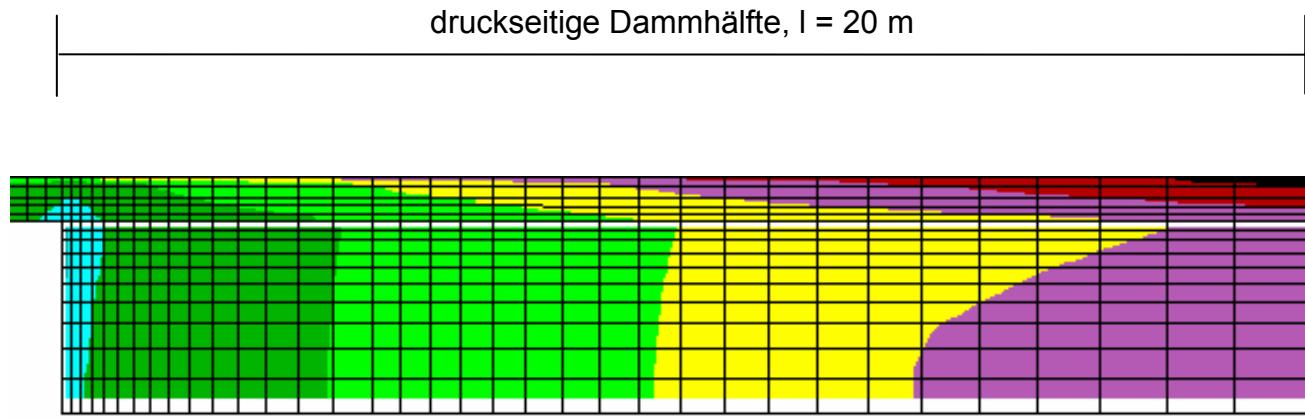
Scherverschiebungen im Kontaktbereich

x → Festigkeits-  
überschreitungen

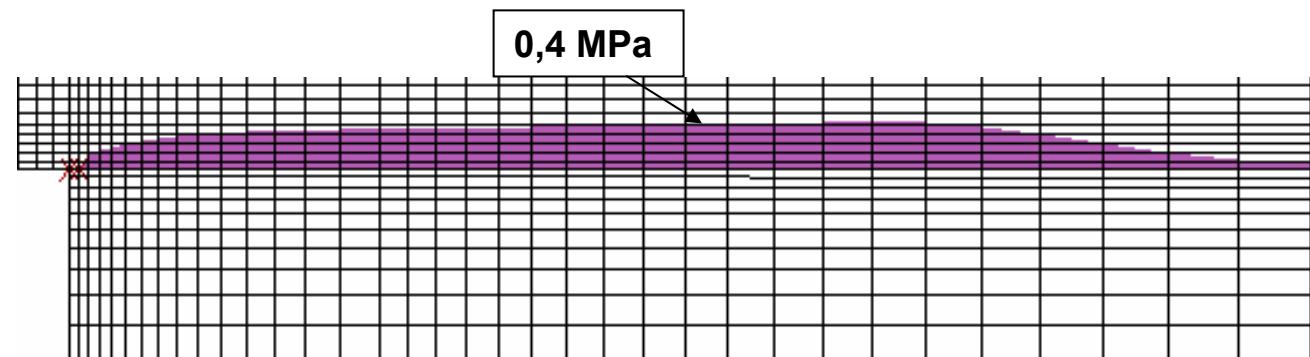


Schubspannungen im Kontaktbereich

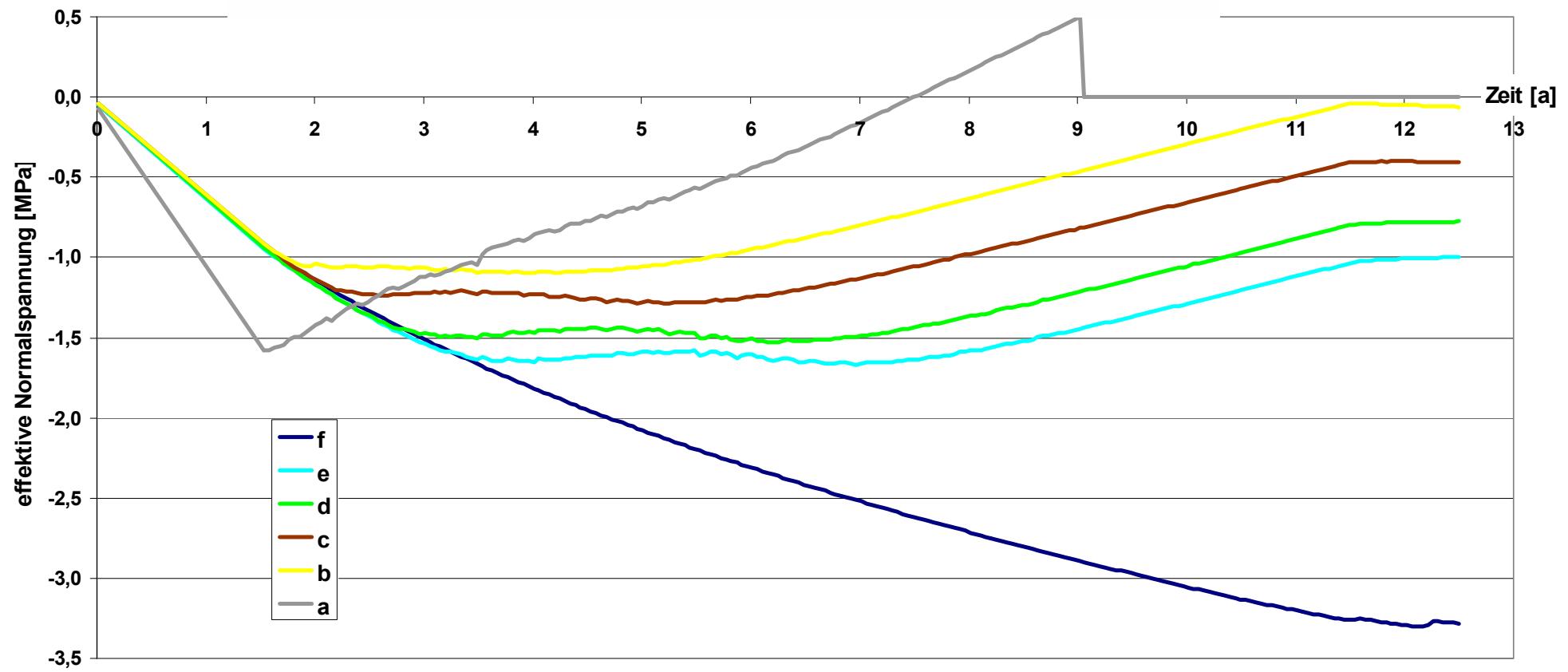
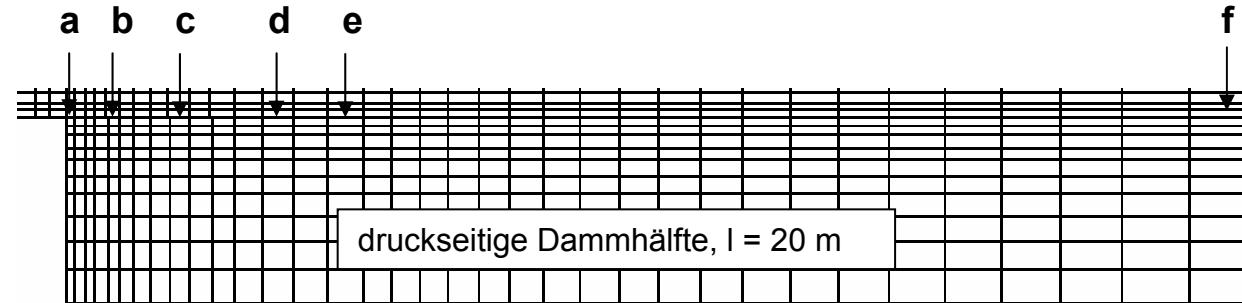


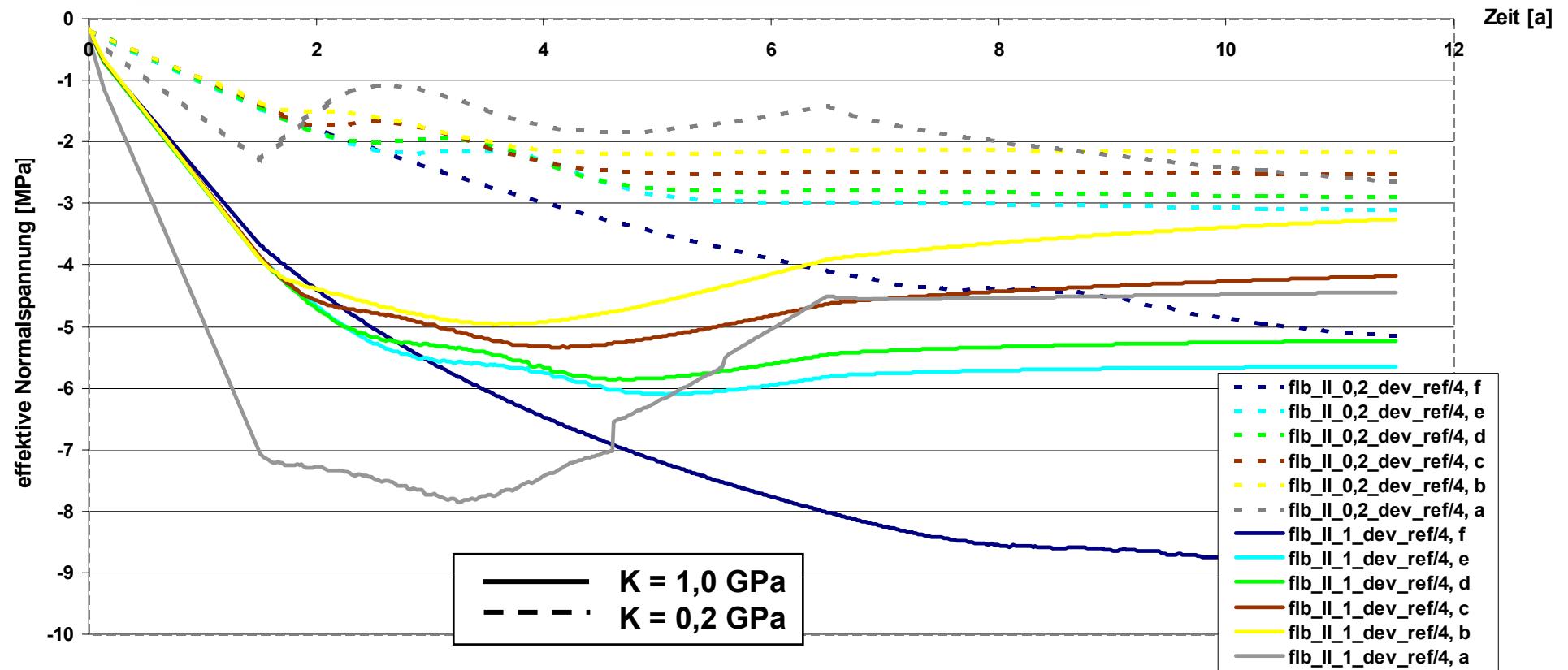
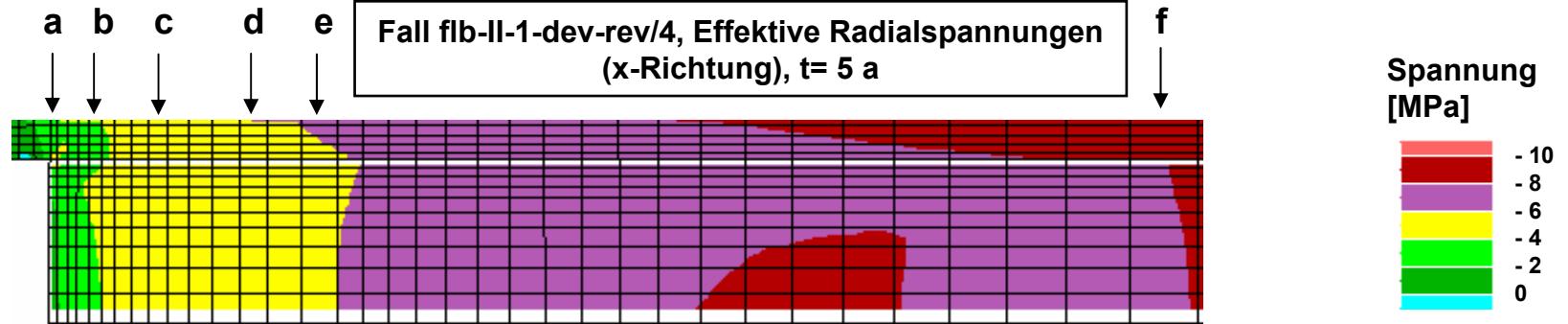


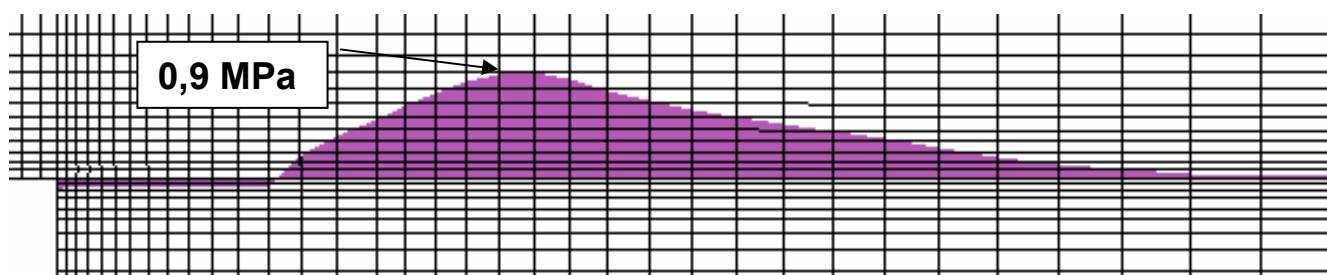
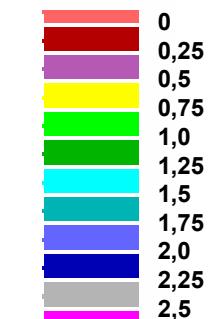
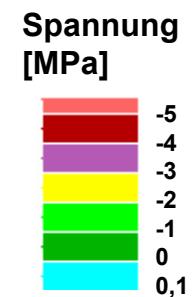
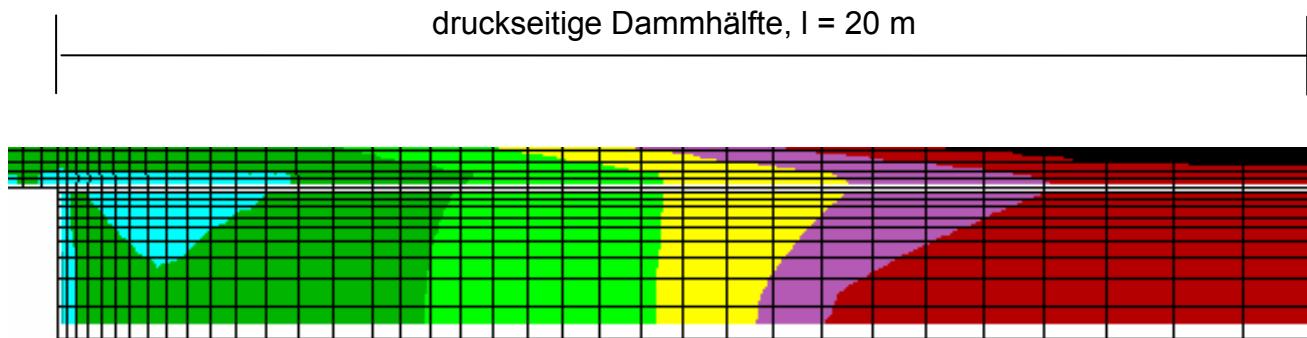
Effektive Radialspannungen (x-Richtung)

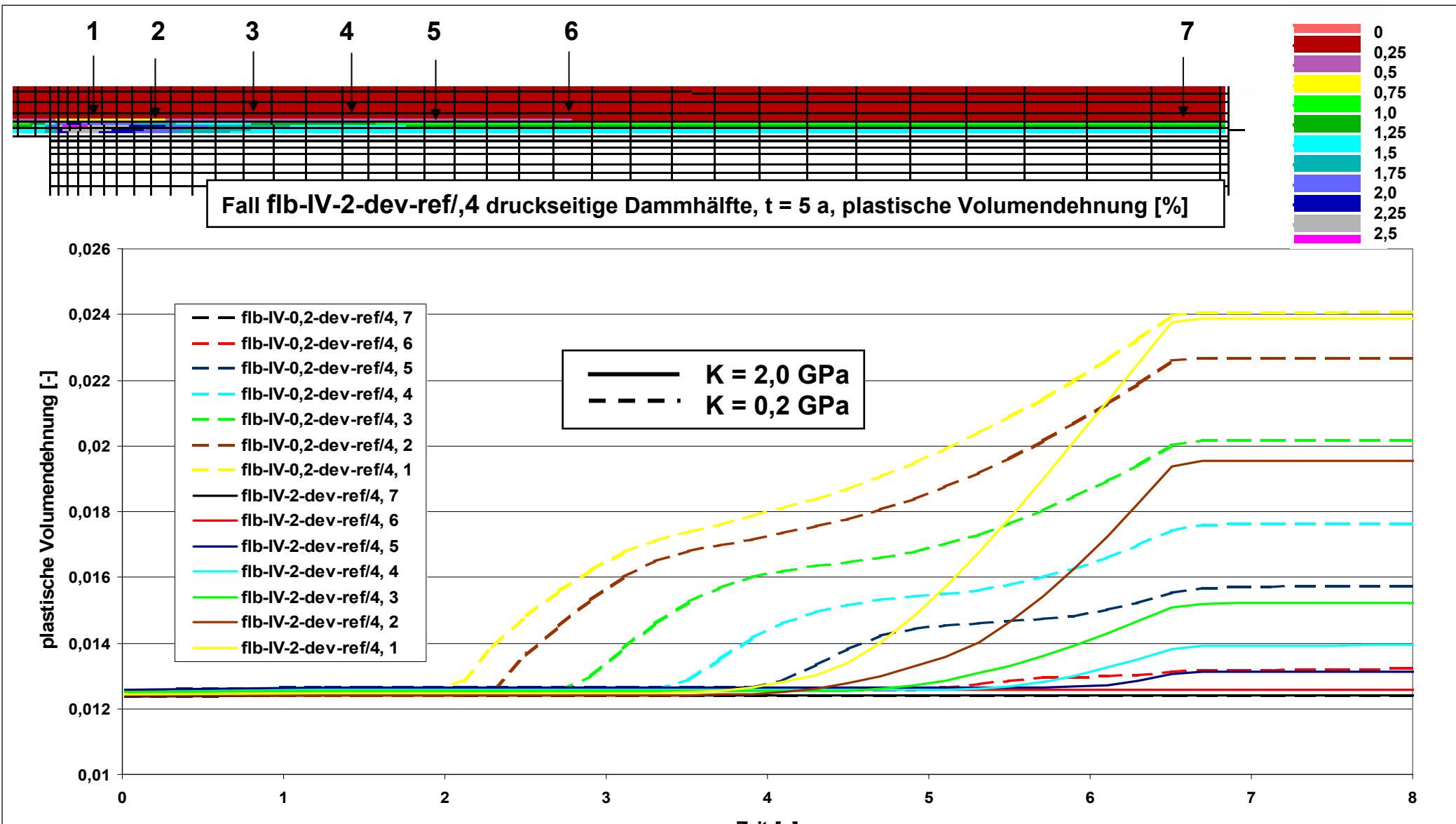


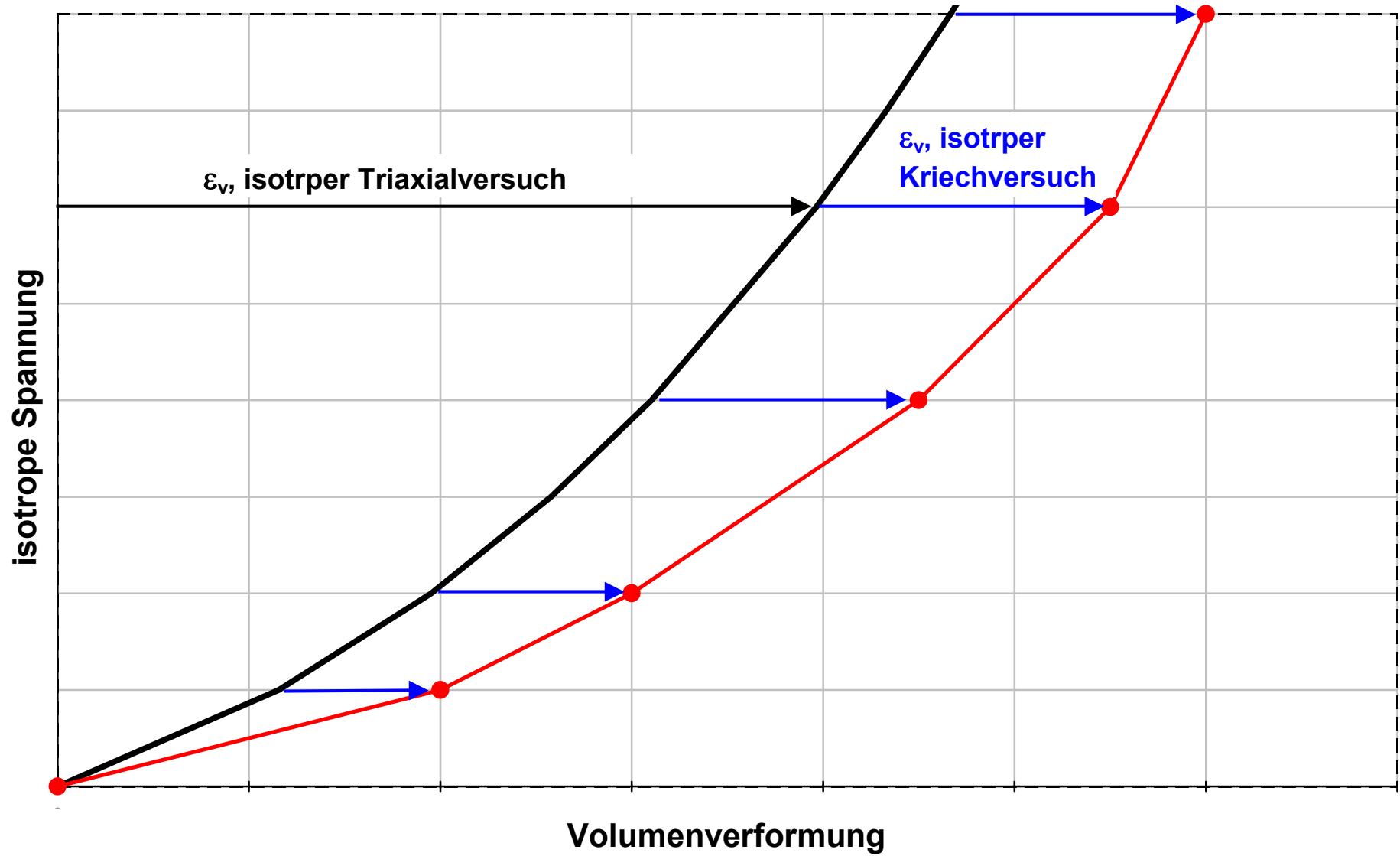
Schubspannungen im Kontaktbereich



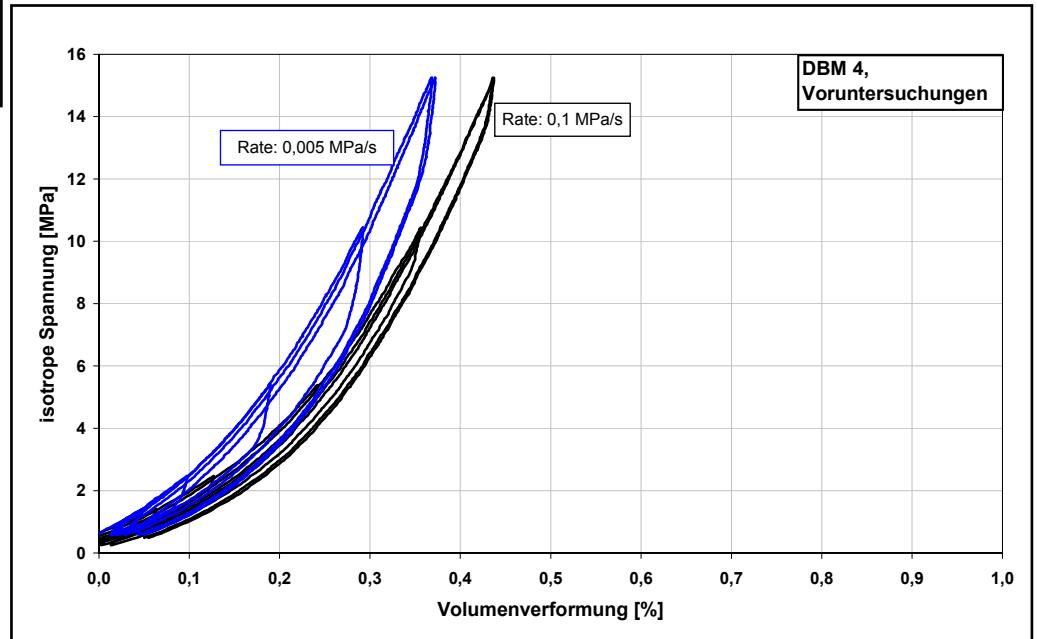
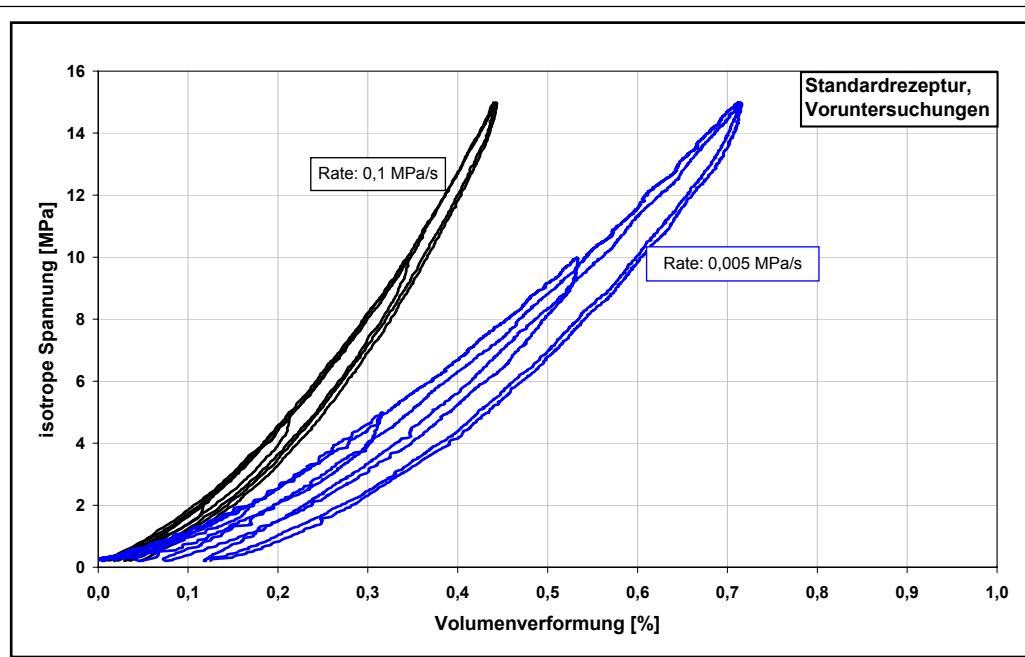


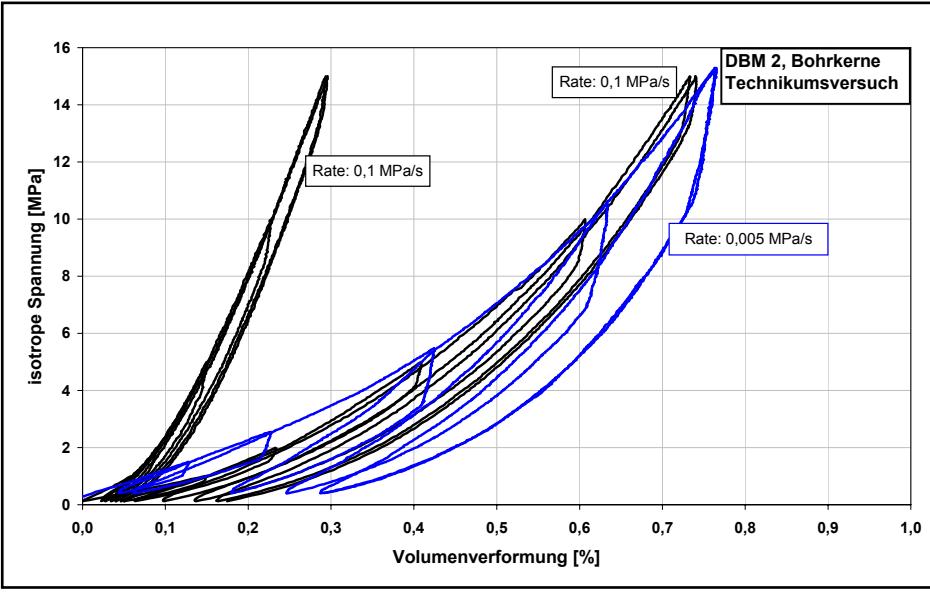
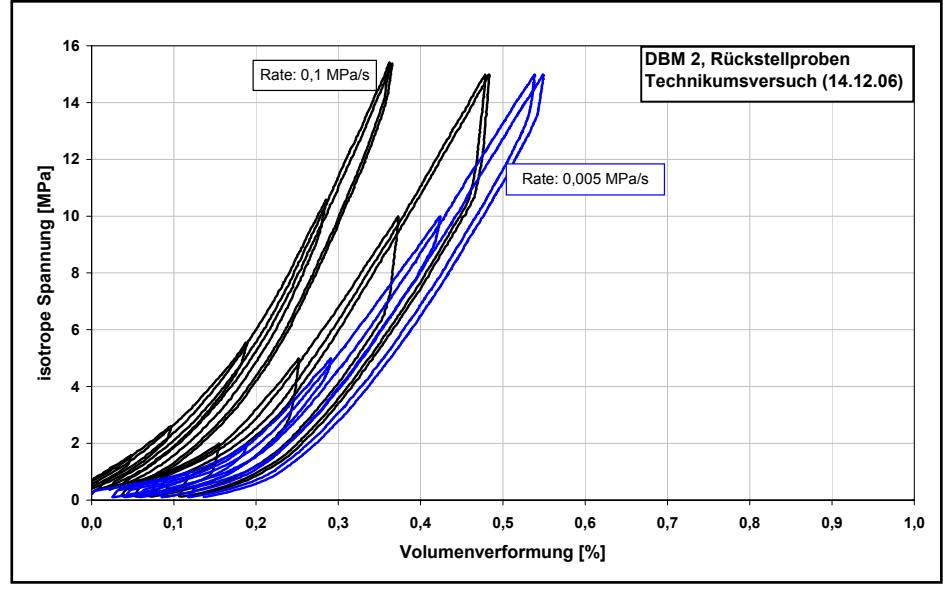
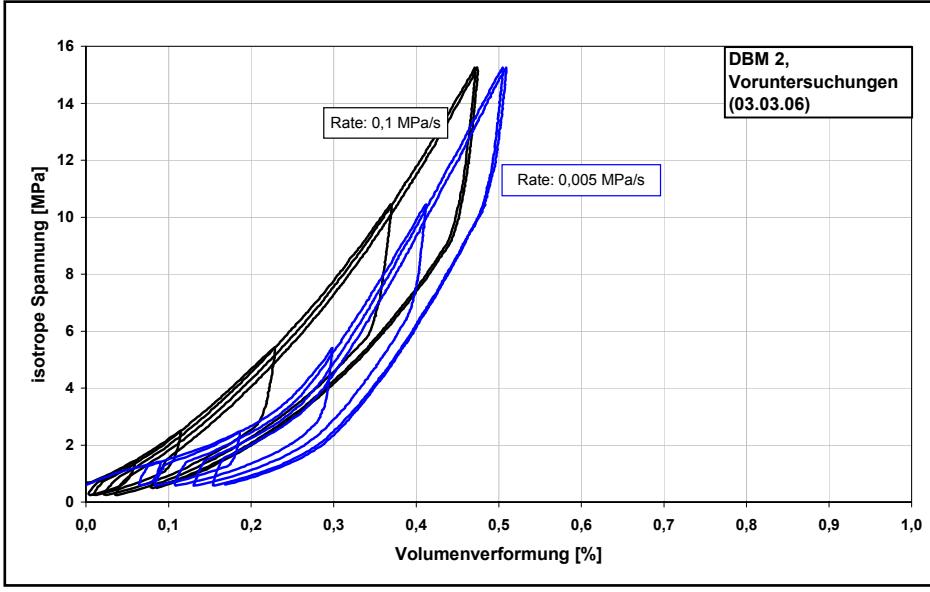


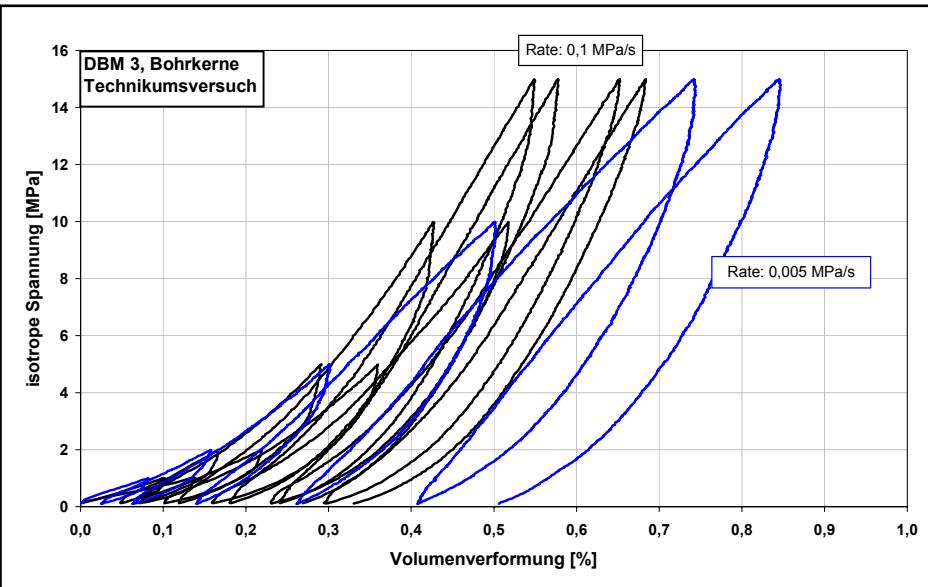
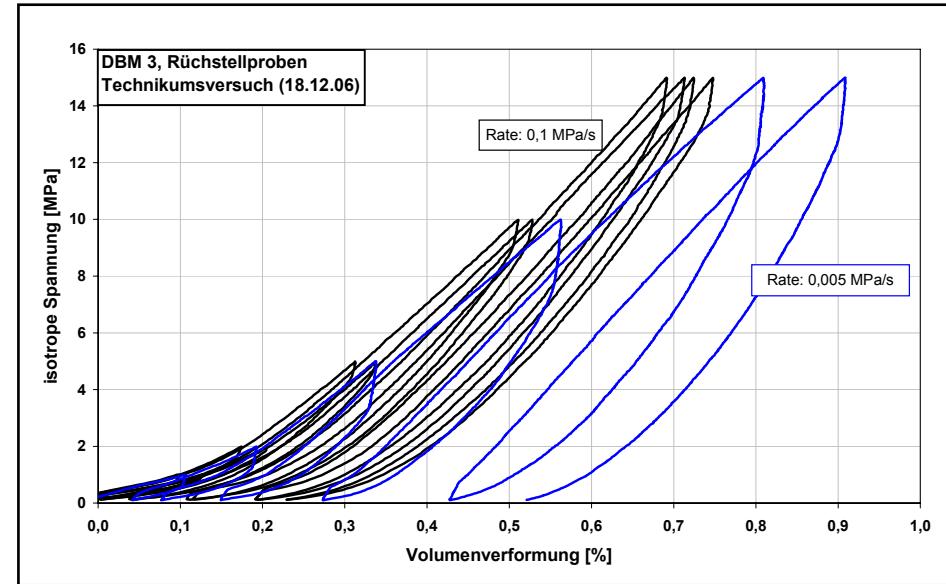
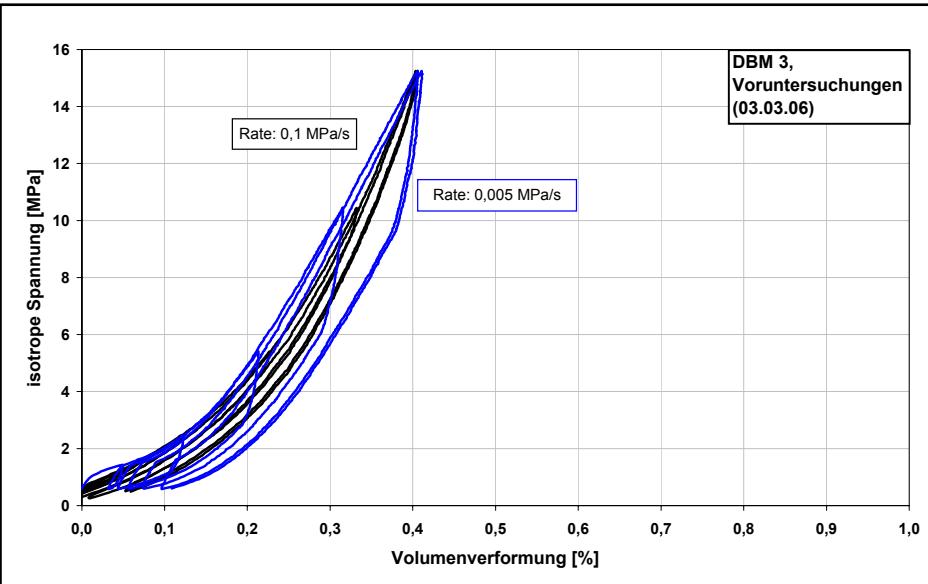


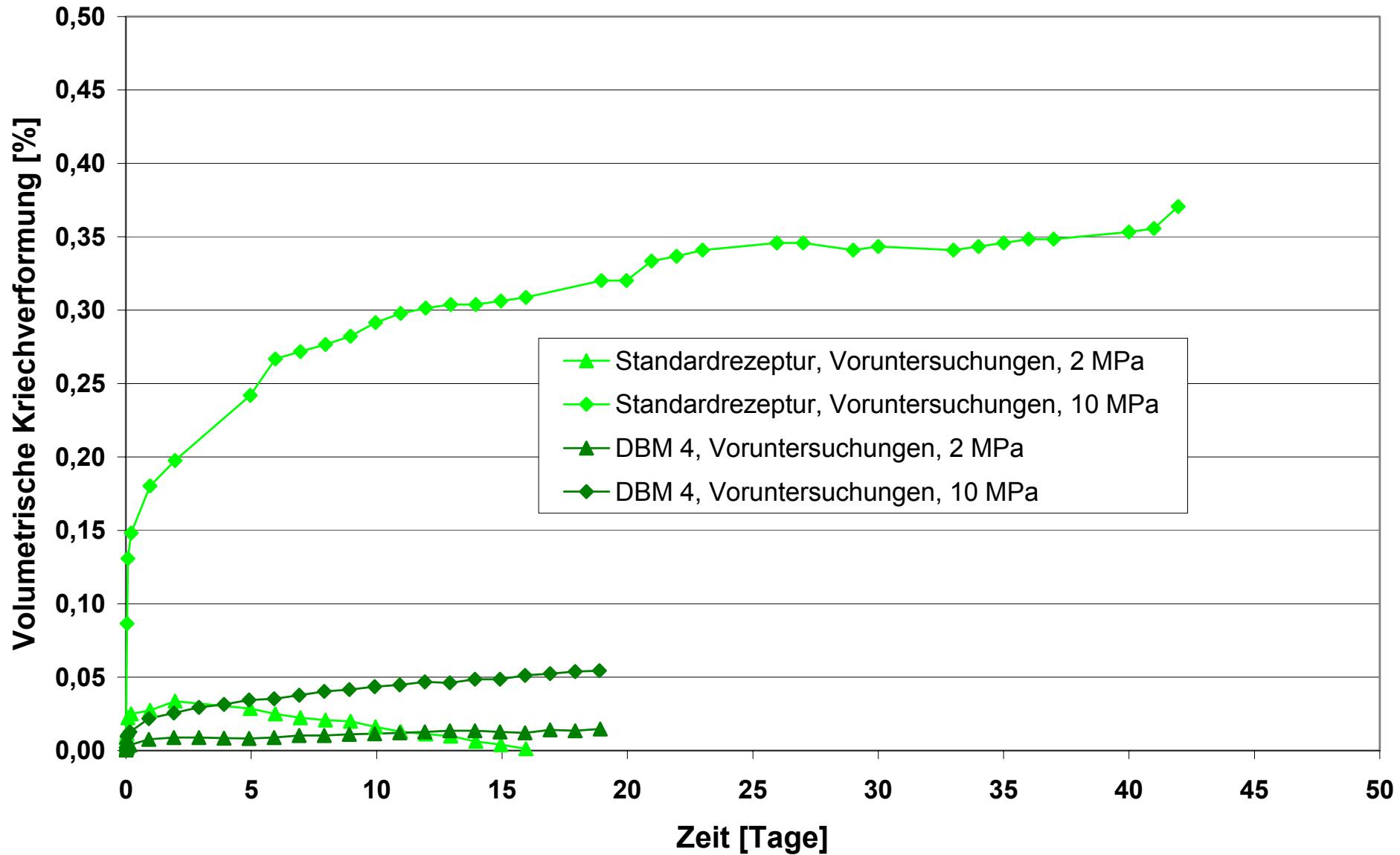


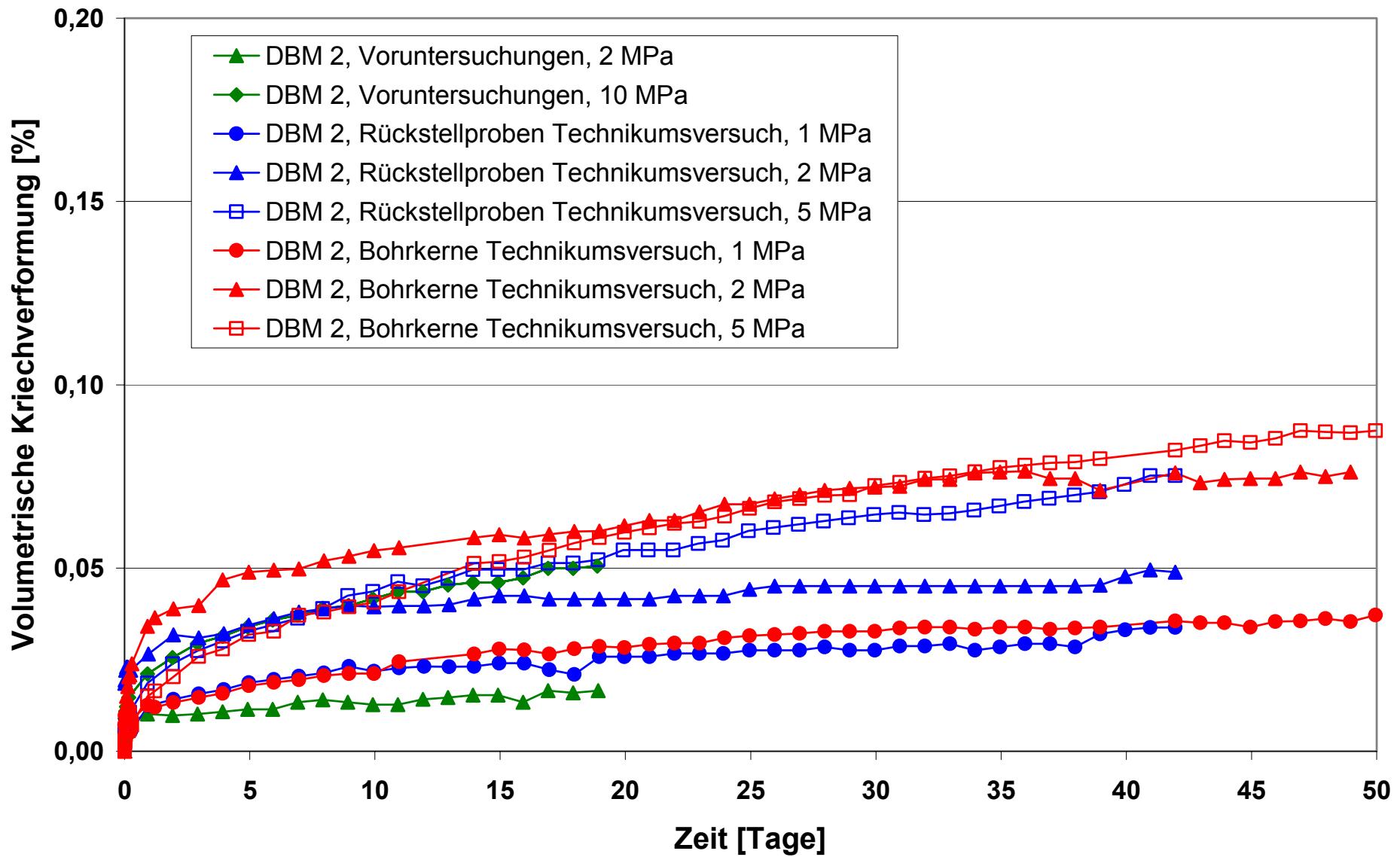
Bezeichnung	Herstellung	Rohdichte $\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]			Sättigung mit Lauge $s_L$ [%]			Porosität $\Phi$ [%]		
		2,19	2,19 ± 0,00		92,4	94,7 ± 3,3		18,4	18,0 ± 0,6	
Standardrezeptur	Voruntersuchungen	2,19 2,19	2,19 ± 0,00		92,4 97,0	94,7 ± 3,3		18,4 17,6	18,0 ± 0,6	
DBM 2, modifizierte Standardrezeptur	Voruntersuchungen (03.03.06)	2,17 2,16	2,16 ± 0,01		100,0 96,8	98,4 ± 2,3		15,0 15,4	15,2 ± 0,3	18,7 ± 3,9
DBM 2, modifizierte Standardrezeptur	Rückstellproben Technikumsversuch (14.12.06)	2,15 2,13	2,14 ± 0,01	2,17 ± 0,03	72,3 63,5	67,9 ± 6,2	77,7 ± 16,4	23,5 23,6	23,6 ± 0,1	
	Bohrkerne Technikumsversuch	2,20 2,20	2,20 ± 0,00		64,9 68,6	66,8 ± 2,7		17,8 16,8	17,3 ± 0,7	
DBM 3, Rezeptur mit Steinsalz	Voruntersuchungen (03.03.06)	2,00 1,97	1,98 ± 0,02		78,0 72,0	75,0 ± 4,2		18,2 19,1	18,7 ± 0,6	21,4 ± 5,1
	Rückstellproben Technikumsversuch (18.12.06)	1,91 1,91	1,91 ± 0,00	1,96 ± 0,04	58,2 55,9	57,1 ± 1,6	72,4 ± 13,0	27,5 28,3	27,9 ± 0,6	
	Bohrkerne Technikumsversuch	2,01 1,98	2,00 ± 0,02		87,6 82,8	85,2 ± 3,4		17,5 17,8	17,6 ± 0,2	
DBM 4, Rezeptur mit Quarzmehl	Voruntersuchungen	1,95 1,95	1,95 ± 0,00		91,9 92,8	92,3 ± 0,6		20,0 18,8	19,4 ± 0,8	

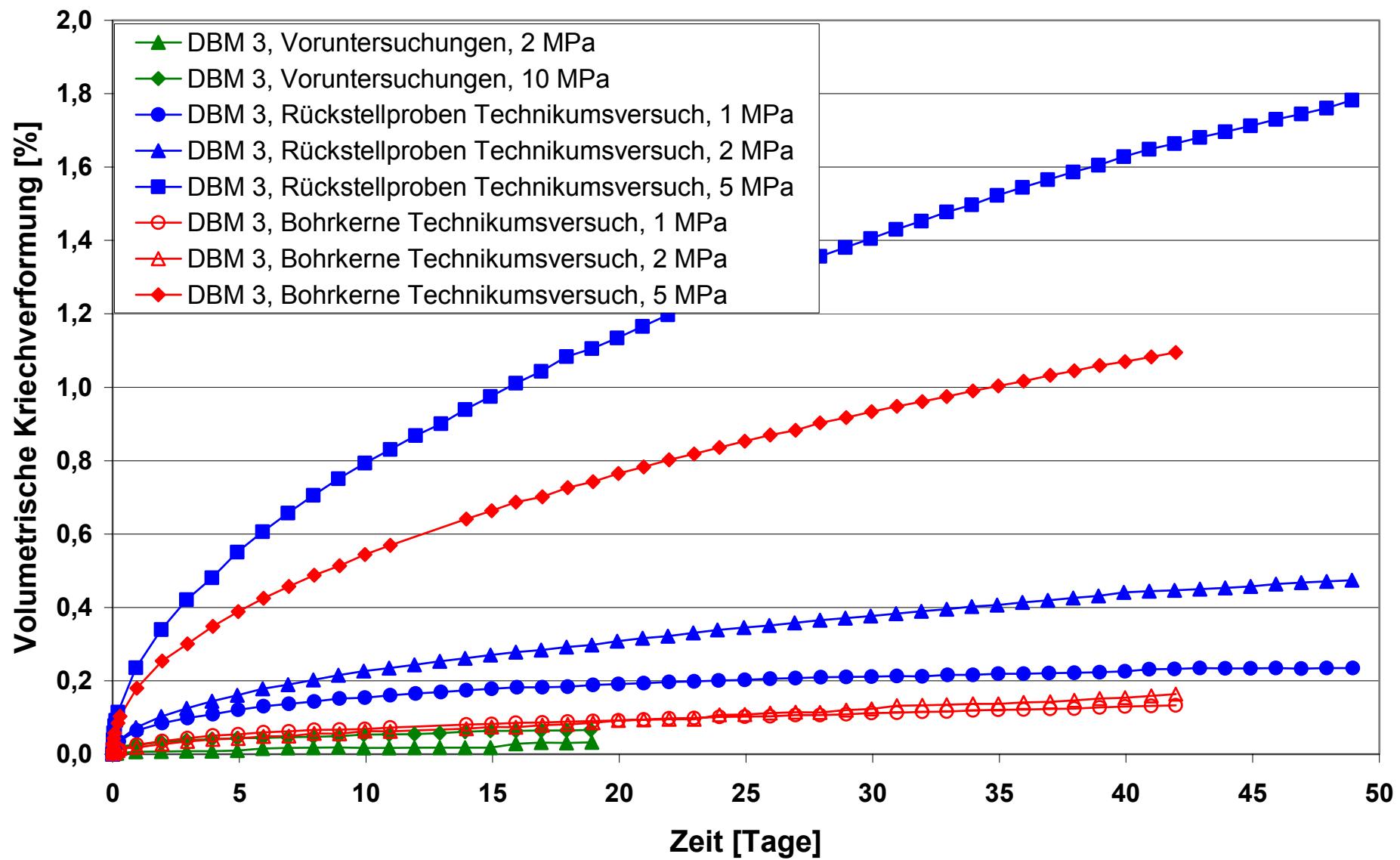








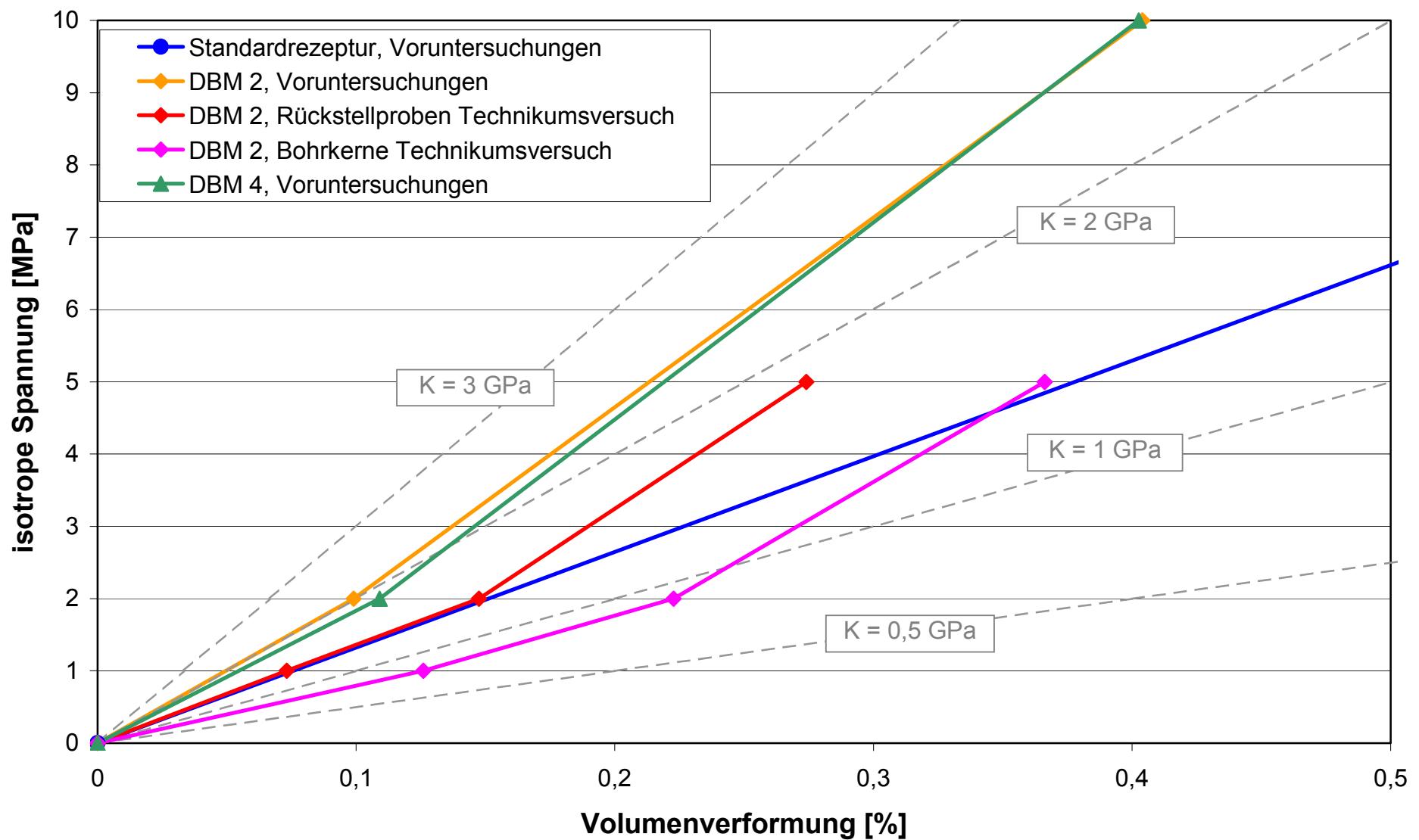




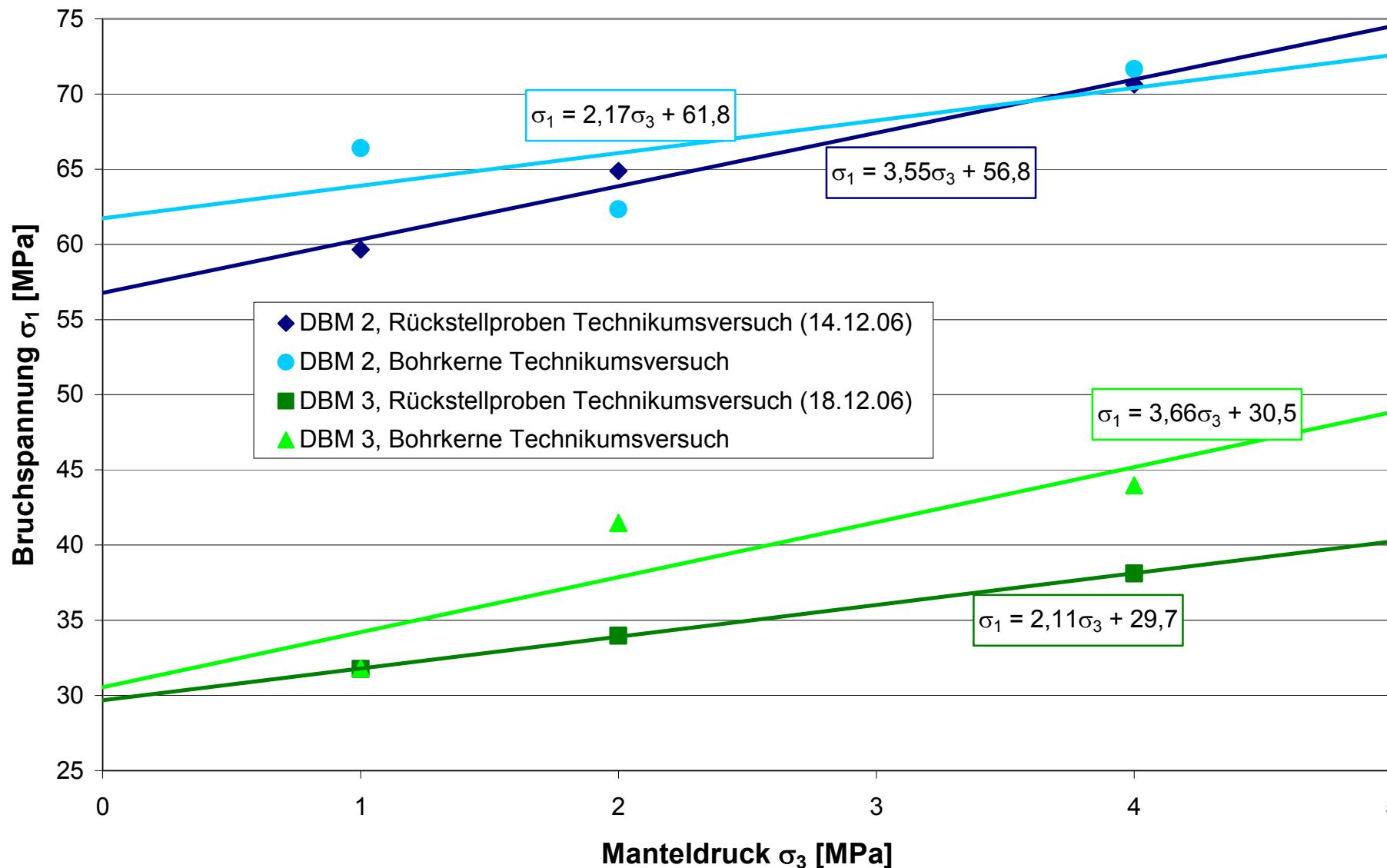
Bezeichnung	Herstellung	triaxiale Druckversuche unter isotroper Belastung (Belastungsgeschwindigkeit 0,1 MPa/s), Volumenverformung [%]				isotrope Kriechversuche, Volumenverformung [%] für die In-situ-Verformungsrate $10^{-10}$ 1/s			
		$\sigma_{hyd} = 1$ MPa	$\sigma_{hyd} = 2$ MPa	$\sigma_{hyd} = 5$ MPa	$\sigma_{hyd} = 10$ MPa	$\sigma_{hyd} = 1$ MPa	$\sigma_{hyd} = 2$ MPa	$\sigma_{hyd} = 5$ MPa	$\sigma_{hyd} = 10$ MPa
Standardrezeptur	Voruntersuchungen	0,07	0,12	0,21	0,35	-	(-)	-	0,41
DBM 2, modifizierte Standardrezeptur	Voruntersuchungen (03.03.06)	0,03	0,09	0,21	0,36	-	0,01	-	0,05
	Rückstellproben Technikumsversuch (14.12.06)	0,05	0,11	0,21	0,32	0,02	0,04	0,06	-
	Bohrkerne Tecnikumsversuch	0,10	0,16	0,28	0,42	0,02	0,06	0,09	-
DBM 3, Rezeptur mit Steinsalz	Voruntersuchungen (03.03.06)	0,03	0,10	0,22	0,33	-	0,04	-	0,07
	Rückstellproben Technikumsversuch (18.12.06)	0,11	0,19	0,33	0,52	(0,31)	(1,85)	(9,66)	-
	Bohrkerne Tecnikumsversuch	0,12	0,19	0,33	0,47	(0,18)	(0,87)	(4,00)	-
DBM 4, Rezeptur mit Quarzmehl	Voruntersuchungen	0,03	0,10	0,23	0,35	-	0,01	-	0,05

Bezeichnung	Herstellung	Gesamtvolumenverformung [%] für die In-situ-Verformungsrate $10^{-10}$ 1/s				Ersatzkompaktionsmodul [GPa] für die In-situ-Verformungsrate $10^{-10}$ 1/s			
		$\sigma_{hyd} = 1$ MPa	$\sigma_{hyd} = 2$ MPa	$\sigma_{hyd} = 5$ MPa	$\sigma_{hyd} = 10$ MPa	$\sigma_{hyd} = 1$ MPa	$\sigma_{hyd} = 2$ MPa	$\sigma_{hyd} = 5$ MPa	$\sigma_{hyd} = 10$ MPa
Standardrezeptur	Voruntersuchungen	-	-	-	0,76	-	-	-	1,3
DBM 2, modifizierte Standardrezeptur	Voruntersuchungen (03.03.06)	-	0,10	-	0,40	-	2,0	-	2,5
	Rückstellproben Technikumsversuch (14.12.06)	0,07	0,15	0,27	-	1,4	1,4	1,8	-
	Bohrkerne Tecnikumsversuch	0,13	0,22	0,37	-	0,8	0,9	1,4	-
DBM 3, Rezeptur mit Steinsalz	Voruntersuchungen (03.03.06)	-	0,14	-	0,39	-	1,5	-	2,5
	Rückstellproben Technikumsversuch (18.12.06)	(0,42)	(2,04)	(9,99)	-	(0,24)	(0,10)	(0,05)	-
	Bohrkerne Tecnikumsversuch	(0,30)	(1,06)	(4,33)	-	(0,34)	(0,19)	(0,12)	-
DBM 4, Rezeptur mit Quarzmehl	Voruntersuchungen	-	0,11	-	0,40	-	1,8	-	2,5

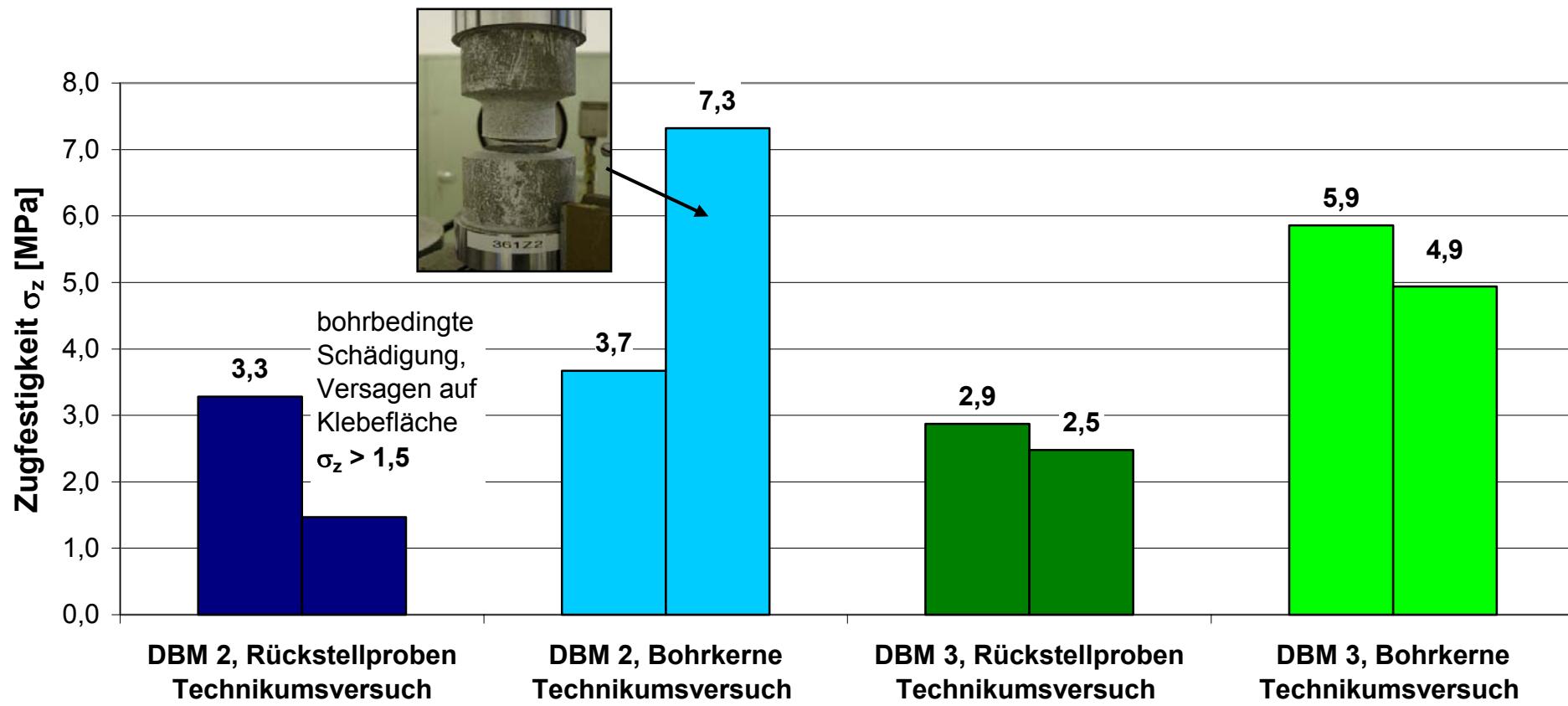




Bezeichnung	Elastische Konstanten					Scherfestigkeit						
	Elastizitätsmodul E [GPa]			Querdehnzahl $\nu$ [-]		Mantel-druck $\sigma_3$ [MPa]	Bruch-spannung $\sigma_1$ [MPa]	einaxiale Druckfestigkeit [MPa]	Reibungs-winkel $\phi$ [-]	Kohäsion c [MPa]		
DBM 2, Rückstellproben Technikumsversuch (14.12.06)	25,4	20,6	21,2 ± 5,1	0,24	0,21	0,19 ± 0,05	1	59,6	56,8	29	17,5	
	18,6			0,21			2	64,9				
	17,8			0,20			4	70,6				
DBM 2, Bohrkerne Technikumsversuch	23,0	21,7	0,12	0,17	0,25	0,19 ± 0,05	1	66,4	61,8	59,3	29	17,5
	14,4						2	62,3				
	27,8						4	71,8				
DBM 3, Rückstellproben Technikumsversuch (18.12.06)	12,6	12,6	0,22	0,22	0,25 ± 0,03	0,25 ± 0,03	1	31,8	29,7	30,1	29	8,9
	11,8						2	34,0				
	13,4						4	38,1				
DBM 3, Bohrkerne Technikumsversuch	17,0	17,5	0,25	0,27	0,25 ± 0,03	0,25 ± 0,03	1	31,8	30,5	30,1	29	8,9
	18,4						2	41,5				
	17,2						4	44,0				



DBM 2, Rückstellproben Technikumsversuch	DBM 2, Bohrkerne Technikumsversuch	DBM 3, Rückstellproben Technikumsversuch	DBM 3, Bohrkerne Technikumsversuch
3,3	3,8	2,9	5,9
(1,5)	7,3	2,5	4,9
4,8			4,0



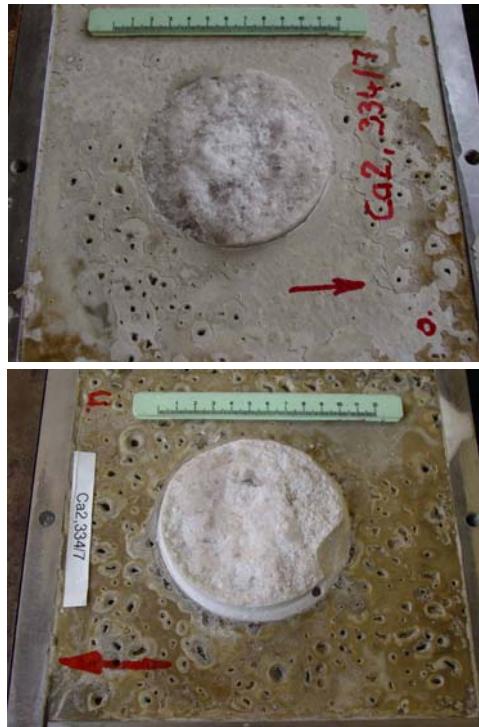


Kontaktfläche DBM 2 / Carnallitit

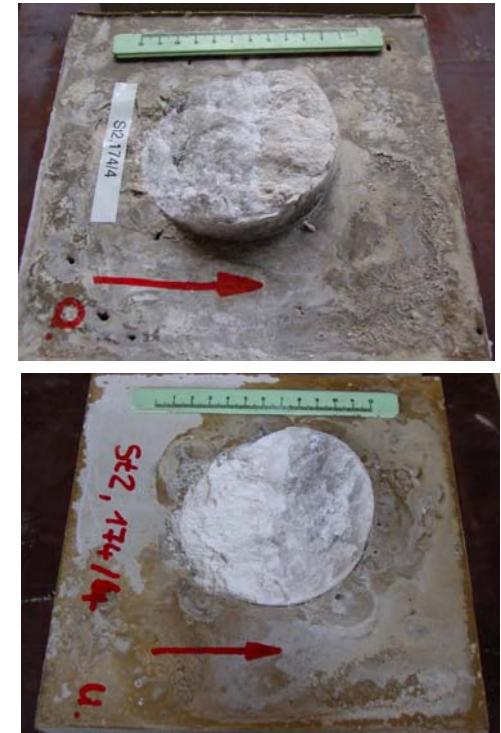


Kontaktfläche DBM 2 / Steinsalz



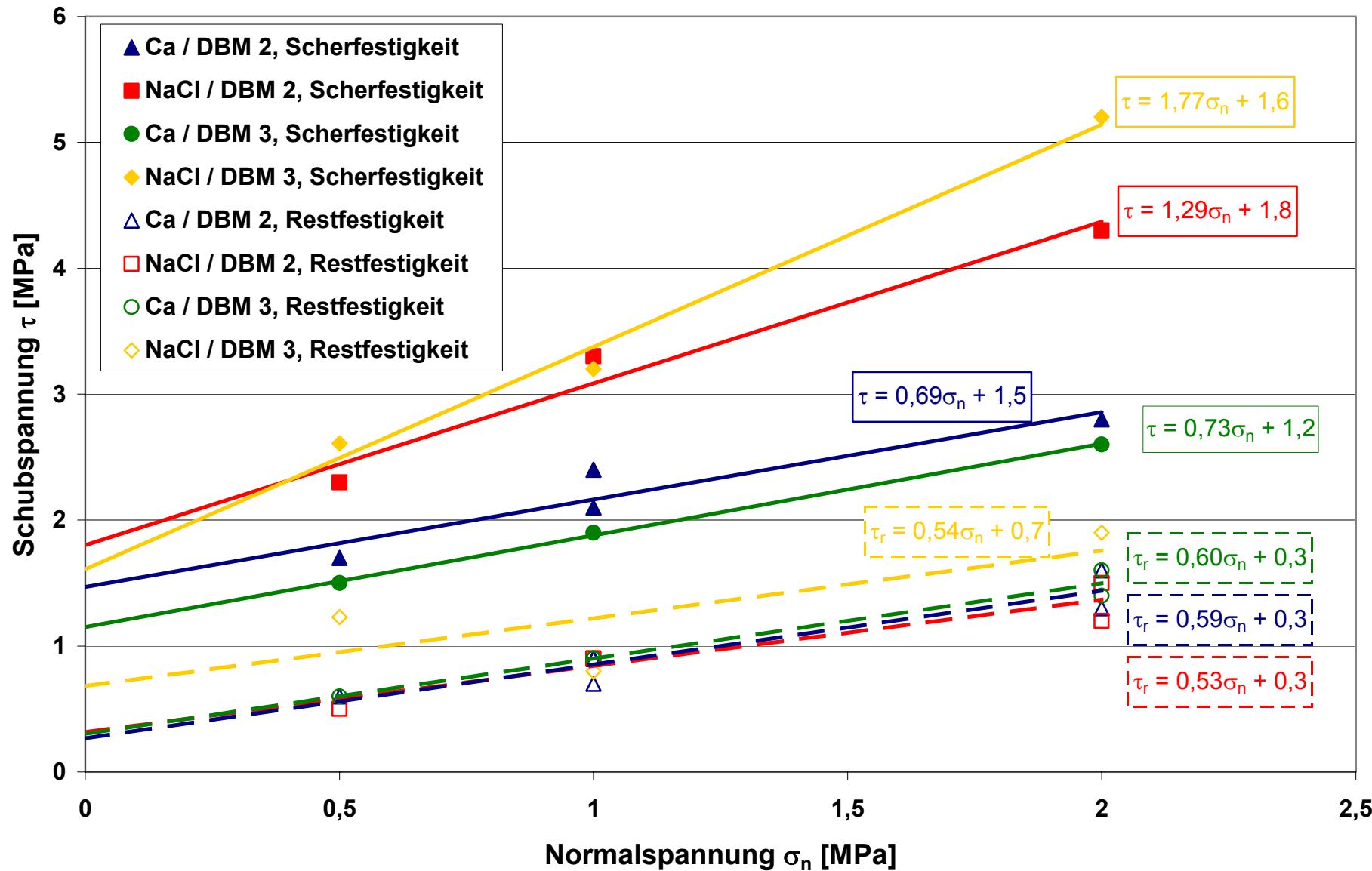


Kontaktfläche DBM 3 / Carnallitit



Kontaktfläche DBM 3 / Steinsalz

Probe	Normalspannung $\sigma_n$ [MPa]	Schubfestigkeit $\tau_{max}$ [MPa]	Restfestigkeit $\tau_r$ [MPa]	Festigkeit		Restfestigkeit	
				Kohäsion $c$ [MPa]	Reibungs- winkel $\phi$ [ $^\circ$ ]	Kohäsion $c_r$ [MPa]	Reibungs- winkel $\phi_r$ [ $^\circ$ ]
<b>DBM 2, modifizierte Standardrezeptur</b>							
Kontaktfläche Carnallit / MgO-Beton	334/1	2,0	2,8	1,6	1,5	35	0,3
	334/2	1,0	2,1	0,7			
	334/3	1,0	2,4	0,9			
	334/4	0,5	1,7	0,6			
		1,0	-	0,9			
		2,0	-	1,3			
Kontaktfläche Steinsalz / MgO-Beton	174/2	1,0	3,3	0,9	1,8	52	0,3
	174/3	2,0	4,3	1,5			
	174/7	0,5	2,3	0,5			
		1,0	-	0,9			
		2,0	-	1,2			
<b>DBM 3, Rezeptur mit Steinsalz</b>							
Kontaktfläche Carnallit / MgO-Beton	334/5	2,0	2,6	1,6	1,2	36	0,3
	334/6	1,0	1,9	0,9			
	334/7	0,5	1,5	0,6			
		1,0	-	0,9			
		2,0	-	1,4			
Kontaktfläche Steinsalz / MgO-Beton	174/4	2,0	5,2	1,9	1,6	60	0,7
	174/5	1,0	-	0,8			
		1,0	3,2	-			
	174/6	0,5	2,6	1,2			



Probe	Zugfestigkeit [MPa]		Axialverformung [mm]	Bruchfläche	Bemerkung
<b>DBM 2, modifizierte Standardrezeptur</b>					
Kontaktfläche Carnallitit / MgO-Beton	333/1	<b>0,46</b>	<b>0,38</b>	0,05	Kontaktbereich
	333/2	<b>0,44</b>		0,10	Kontaktbereich / Carnallitit
	333/3	<b>0,33</b>		0,06	Kontaktbereich / Carnallitit
	333/7	<b>0,27</b>		0,31	Kontaktbereich
Kontaktfläche Steinsalz / MgO-Beton	174/1	<b>1,33</b>	<b>1,20</b>	0,17	Steinsalz
	174/2	<b>1,52</b>		0,41	Steinsalz
	174/3	<b>1,12</b>		0,58	Steinsalz
	174/4	<b>0,84</b>		0,34	MgO-Beton
<b>DBM 3, Rezeptur mit Steinsalz</b>					
Kontaktfläche Carnallitit / MgO-Beton	333/4	<b>0,30</b>	<b>0,23</b>	0,16	Kontaktbereich
	333/5	<b>0,17</b>		0,11	Kontaktbereich
	333/6	<b>0,22</b>		0,03	Kontaktbereich
Kontaktfläche Steinsalz / MgO-Beton	174/5	<b>1,49</b>	<b>1,31</b>	0,13	MgO-Beton
	174/6	<b>1,26</b>		0,16	Kontaktbereich / Steinsalz
	174/7	<b>1,18</b>		0,47	MgO-Beton

