

Abschließender Einzelbericht

Verbundprojekt:

Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz:

Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen

Teilprojekt 3

Teil I: Erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz

Laufzeit 01.04.2004 bis 30.11.2006

Zuwendungsgeber: Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF)
Auftraggeber: Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Projekträger Forschungszentrum Karlsruhe GmbH (PTKA)
Bereich Wassertechnologie und Entsorgung (WTE)

Auftrag-Nr. (AN): IfG 20/2004

Bearbeiter: Dipl.-Ing. Ralf-Michael Günther
Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley
Dr. rer. nat. Klaus Salzer

Leipzig, den 15.05.2007

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley
Geschäftsführer

Dr. rer. nat. Klaus Salzer
Projektleiter

Inhaltsverzeichnis

0	Einführung	4
1	Modellbeschreibung	5
1.1	Einleitung	5
1.2	Schädigungsfreies Kriechen	6
1.3	Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung	11
1.4	Bestimmung der Dilatanzparameter auf der Grundlage von Triaxialversuchen.....	14
1.5	Modifizierter Spannungsexponent n_p im Dilatanzbereich.....	19
1.6	Elastischen Konstanten bei Dilatanz und Spannungskorrektur	24
2	Parameterbestimmung auf der Grundlage von Laboruntersuchungen zum mechanischen Verhalten von Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen	27
2.1	Berechnungsprogramm und Implementierung.....	27
2.2	Zweistufen-Kriechversuche und Bestimmung der Kriechparameter	27
2.3	Bestimmung der Schädigungs-/Dilatanzparameter auf der Grundlage von Triaxialversuchen	29
2.4	Vergleich des berechneten Festigkeits- und Dilatanzverhaltens mit den Laborergebnissen	32
2.5	Nachrechnung zum Verhalten der Maschinenstrecke EU1 Sondershausen und Vergleich mit In-situ-Messungen.....	36
2.6	Berechnungen zum Verhalten von Steinsalzpfählern bei unterschiedlicher Belastung	38
3	Parameterbestimmung auf der Grundlage von Laboruntersuchungen zum mechanischen Verhalten von Asse-Speisesalz (Staßfurt-Steinsalz des Bergwerks Asse).....	47
3.1	Kriechversuche und Bestimmung der Kriechparameter.....	47
3.2	Bestimmung der Schädigungs-/Dilatanzparameter auf der Grundlage von Triaxialversuchen	48
3.3	Validierung des Parametersatzes durch numerische Modellierung und Nachrechnung ausgewählter Laborversuche.....	50

4	Zusammenfassung	58
	Formelzeichen	60
	Literaturverzeichnis	65
	Anlagenverzeichnis	66

0 Einführung

In den vergangenen Jahrzehnten wurde in Deutschland von verschiedenen Arbeitsgruppen ein umfangreiches experimentelles und theoretisches Know-how zur Salzmechanik erarbeitet. Auf dieser Grundlage sind mehrere fortschrittliche Stoffgesetze entwickelt und angewendet worden. Jedes dieser Stoffgesetze beruht auf bestimmten theoretischen Annahmen und unterschiedlichen experimentellen Daten. Im Verbundvorhaben „Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen“ haben die führenden Fachleute in enger Kooperation ihre Erfahrungen auf diesem Gebiet ausgetauscht und mit Hilfe von Modellrechnungen die vorhandenen Stoffgesetze und die Vorgehensweise bei der Parameterbestimmung verglichen. Dabei wurden die Phänomene Kriechen, Dilatanz, Schädigung, Bruch und Nachbruchverhalten berücksichtigt. Die Arbeiten wurden auf Steinsalz ausgerichtet, aufgrund seiner besonderen Bedeutung als Wirts- und Barrieregestein bei der untertägigen Entsorgung gefährlicher Abfälle. Im Ergebnis soll eine Empfehlung zur Auswahl und zum Einsatz der Stoffgesetze bei künftigen Anwendungen erarbeitet werden.

Das IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig beteiligt sich im Rahmen des Teilvorhabens 3 mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell nach Minkley und dem erweiterten Dehnungs-Verfestigungsansatz nach Günther/ Salzer an diesem Stoffgesetzvergleich.

Der vorliegende Einzelbericht beschreibt das Stoffmodell Günther/Salzer und fasst die mit diesem Ansatz erzielten Ergebnisse zusammen. Die Ergebnisse, die mit dem visko-elasto-plastischen Stoffmodell nach Minkley im Rahmen des Stoffgesetzvergleichs erzielt wurden, werden in Teil II beschrieben.

Eine Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse aller am Vergleich beteiligten Stoffgesetze und ihre vergleichende Bewertung wird im gemeinsamen Abschlussbericht gegeben.

1 Modellbeschreibung

1.1 Einleitung

Salzgesteine reagieren unter Belastung mit elastischen und visko-plastischen Verformungen, wobei die visko-plastischen Deformationsanteile maßgeblich für die mechanischen Eigenschaften sind. Das Spannungs-Verformungsverhalten, das durch zeitabhängige duktile Deformationen ohne sichtbaren makroskopischen Bruch gekennzeichnet ist, wird dabei als Kriechen bezeichnet. Sprödbbruchversagen tritt im Zusammenhang mit plötzlicher Überlastung insbesondere bei wenig duktilen Salzgesteinen auf. Bei Salzgesteinen, die ein ausgeprägtes duktiler Verhalten aufweisen, können mit der Verformung Schädigungen akkumuliert werden, aus denen sich der Bruch entwickelt. Das bedeutet, dass das Festigkeitsverhalten duktiler Salzgesteine bis zum Bruch und darüber hinaus eng mit dem Kriechen selbst verbunden ist. Im Kriechversuch unter konstanten Spannungsbedingungen zeigt sich, dass das Kriechen im Allgemeinen in folgende drei Kriechphasen unterteilt werden kann:

1. primäres Kriechen – auch als transientes (instationäres) bzw. Übergangskriechen bezeichnet,
2. sekundäres bzw. stationäres Kriechen und
3. tertiäres Kriechen bzw. Kriechbruch.

Diese drei Kriechphasen sind eng miteinander verknüpft und gehen im Ergebnis innerkristalliner Verformungsprozesse ineinander über. Das primäre Kriechen ist durch große Verformungsraten gekennzeichnet, die mit fortschreitender Deformation rasch kleiner werden. Bestimmend für primäres Kriechen sind Versetzungen innerhalb der Gitterstruktur des Salzkristalls, die sich mit zunehmender Spannung zu bewegen beginnen. Mit wachsender Deformation verringert sich das Bewegungspotential vorhandener Versetzungen. Läuft die Deformation weiter, entstehen deshalb neue Versetzungen im Gitter. Die dabei wachsende Versetzungsdichte erzeugt einen zunehmenden Widerstand gegen die Verformung selbst, so dass für die Erhaltung einer konstanten Verformungsrate eine immer größere Kraft benötigt wird bzw. die Verformungsrate unter gleichbleibender Belastung absinkt. Dieser, mit der Verformung wachsenden, Materialverfestigung wirkt die Erholung von Versetzungen entgegen. Aus diesem Prozess entwickelt sich das stationäre Kriechen, indem Bildungs- und Erholungsrate von Versetzungen gleiche Werte anstreben. In dieser Kriechphase gehen Versetzungsdichte, Verformungswiderstand und deshalb auch die Kriechrate in Konstanten über (BLUM, W., 2004).

Erreichen Schädigungs- und die mit ihnen verbundenen Entfestigungsprozesse, die im Spannungsraum über der Dilatanzgrenze einsetzen (HUNSCHE u. a., 2003), ein kritisches Maß, so geht das Kriechen in seine tertiäre Phase über, wir beobachten einen Kriechbruch.

1.2 Schädigungsfreies Kriechen

Nach der Dehnungs-Verfestigungs-Theorie (ODQVIST, F. K. G. und HULT, H., 1962), auf der das Stoffmodell Günther/Salzer aufbaut, wird der Tensor der Verformungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{ij}$ durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^{el} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{cr},$$

wobei $\dot{\varepsilon}_{ij}^{el}$ den elastischen und $\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr}$ den Kriechanteil des Verformungstensors bezeichnen.

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{el} = -\nu/E \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij} + (1+\nu)/E \dot{\sigma}_{kk},$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr} = 3/2 \dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} S_{ij} / \sigma_{eff}^{n_p}.$$

Für die effektiven Verformungen ε_{eff} und die effektiven Spannungen σ_{eff} gelten dabei die bekannten Definitionen:

$$\varepsilon_{eff} = \sqrt{2/3 \sum_{ij} \varepsilon_{ij}^2} \quad \text{und} \quad \sigma_{eff} = \sqrt{3/2 \sum_{ij} S_{ij}^2} \quad \text{mit} \quad S_{ij} = \sigma_{ij} + 1/3 \sigma_{kk} \delta_{ij}.$$

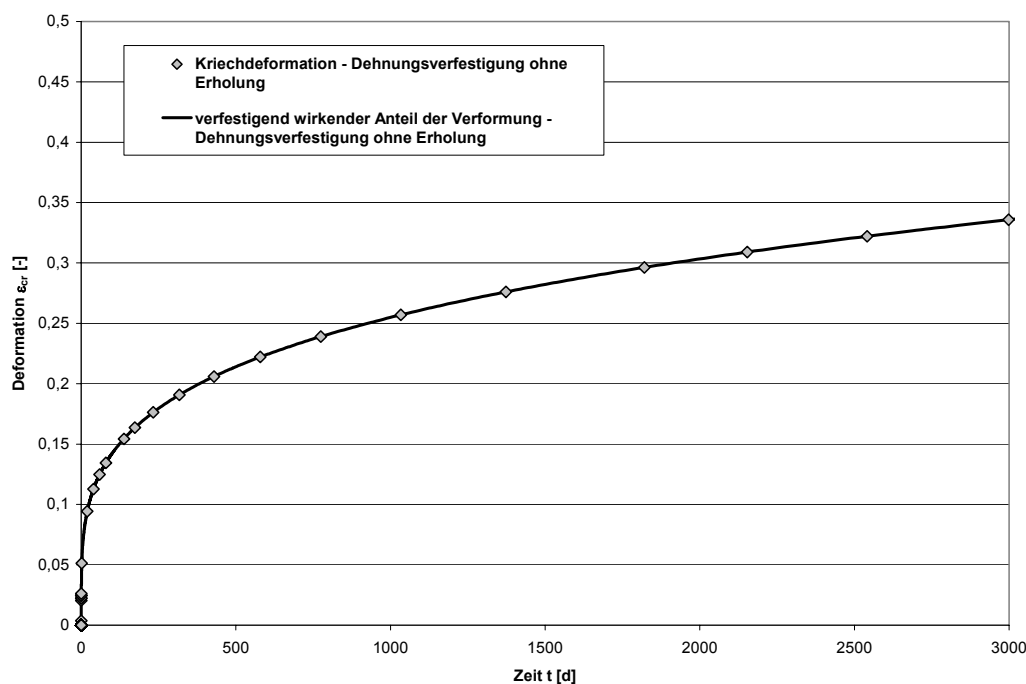
Das Kriechen, das seinen Ursprung in der Bildung bzw. der Bewegung von Versetzungen im Kristallgitter hat, wird dabei mit folgendem Ansatz für Dehnungs-Verfestigung beschrieben, wobei in der ursprünglichen Formulierung nach ODQVIST, F. K. G. und HULT, H. (1962) keine Anfangsverfestigung $\varepsilon_{eff}^{V,0}$ berücksichtigt wurde:

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = A_p \frac{\sigma_{eff}^{n_p}}{(\varepsilon_{eff}^{V,0} + \varepsilon_{eff}^{cr})^\mu} \quad (1.1)$$

A_p , n_p und μ – Materialparameter

Am Anfang der Belastung wird die Verformung vom Wandern der Versetzungen dominiert, die bereits im Kristall angelegt sind (Anfangsverfestigung $\varepsilon_{eff}^{V,0}$). Mit fortschreitender Deformation entstehen neue Versetzungen, die zu einer wachsenden Verfestigung führen. Die gesamte Verformung wirkt dabei verfestigend und entspricht in Gl. (1.1) der akkumulierten Gesamtverformung ε_{eff}^{cr} , d. h. der verfestigend wirkende Anteil der Verformung und die gesamte Kriechverformung ε_{eff}^{cr} sind identisch. Mit wachsender Verformung ε_{eff}^{cr} nimmt die Versetzungsdichte zu und die Kriechrate wird kleiner (Abb. 1). Der Dehnungs-Verfestigungsansatz wurde im FEM-Code MKEN implementiert und für die Lösung vielfältiger gebirgsmechanischer Problemstellungen genutzt (SALZER, K und SCHREINER, W., 1991)

Abb. 1: Kriechen und Verfestigung im Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz



Die, durch die Materialdeformation entstandenen, Versetzungen sind jedoch physikalisch instabil. Treffen z. B. unterschiedlich orientierte Versetzungen aufeinander vereinigen sie sich und löschen sich dabei aus. Ebenfalls können Versetzungen an den Kristallrändern auslaufen. Diese Vorgänge, die zum Abbau vorhandener Versetzungen führen, werden als Kristallerholung bezeichnet und wirken der fortschreitenden Materialverfestigung entgegen. Dabei ist bekannt, dass die Erholung ein thermisch aktivierter Prozess ist, der bei höheren Temperaturen schneller abläuft.

Mit zunehmender Versetzungsdichte, bzw. Verfestigung, nimmt auch die Erholungsrate zu. Der verfestigend wirkende Anteil der Verformung ε_{eff}^V wächst nicht mehr adäquat mit der

Gesamtverformung ε_{eff}^{cr} , sondern strebt einem Sättigungswert entgegen. Das Kriechen geht dann in die sekundäre (stationäre) Phase über. Wird die Erholung im Kriechansatz berücksichtigt, ergibt sich die Gesamtkriechrate $\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr}$ demnach entsprechend Gleichung (1.2a) aus dem verfestigend wirkenden Anteil $\dot{\varepsilon}_{eff}^V$ und einem Anteil, der die Erholung beschreibt $\dot{\varepsilon}_{eff}^E$.

Um die Bezeichnungen zu vereinfachen, wird im Folgenden der verfestigend wirkende Anteil der Verformung als „Verfestigung“ und analog der die Erholung beschreibende Anteil der Verformung als „Erholung“ bezeichnet.

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = \dot{\varepsilon}_{eff}^V + \dot{\varepsilon}_{eff}^E \quad (1.2a)$$

Durch einfaches Umstellen der Gleichung (1.2a) erhält man die Verfestigungsrate aus der um die Erholungsrate reduzierten Kriechrate (Gl. 1.2b)

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^V = \dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} - \dot{\varepsilon}_{eff}^E \quad (1.2b)$$

Dabei soll für die Erholungsrate gelten:

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^E = \frac{\varepsilon_{eff}^V}{t_0} \quad t_0 - \text{Erholungszeit} \quad (1.3)$$

Wegen der vielfältigen Einflüsse ist die Erholungszeit t_0 z. Z. noch nicht aus theoretischen Betrachtungen abzuleiten. Da sie aber einen wesentlichen Einfluss auf den Betrag der stationären Kriechrate hat, ist es zweckmäßig, die Größe von t_0 anhand von In-situ-Messungen bzw. von Kriechversuchen, die sich über einen langen Zeitraum erstrecken, durch Rückrechnung zu bestimmen. Auf Grund der kristallphysikalischen Gesetze, welche die Erholung in erster Näherung beschreiben, ist für die Temperaturabhängigkeit der Erholungszeit t_0 der ARRHENIUS-Ansatz zu wählen,

$$t_0 = t_C \cdot e^{\frac{Q}{RT}} \quad (1.4)$$

wobei Q die Aktivierungsenergie für den Erholungsprozess und t_C eine Zeitkonstante bezeichnen. Für Raumtemperatur liegt die Erholungszeit t_0 im Bereich weniger Jahrzehnte.

Ersetzt man im Kriechansatz Gl. (1.1) die Gesamtverformung ε_{eff}^{cr} durch die akkumulierte Verfestigung ε_{eff}^V , so kann die Erholung im Dehnungs-Verfestigungsansatz berücksichtigt werden.

Man erhält:

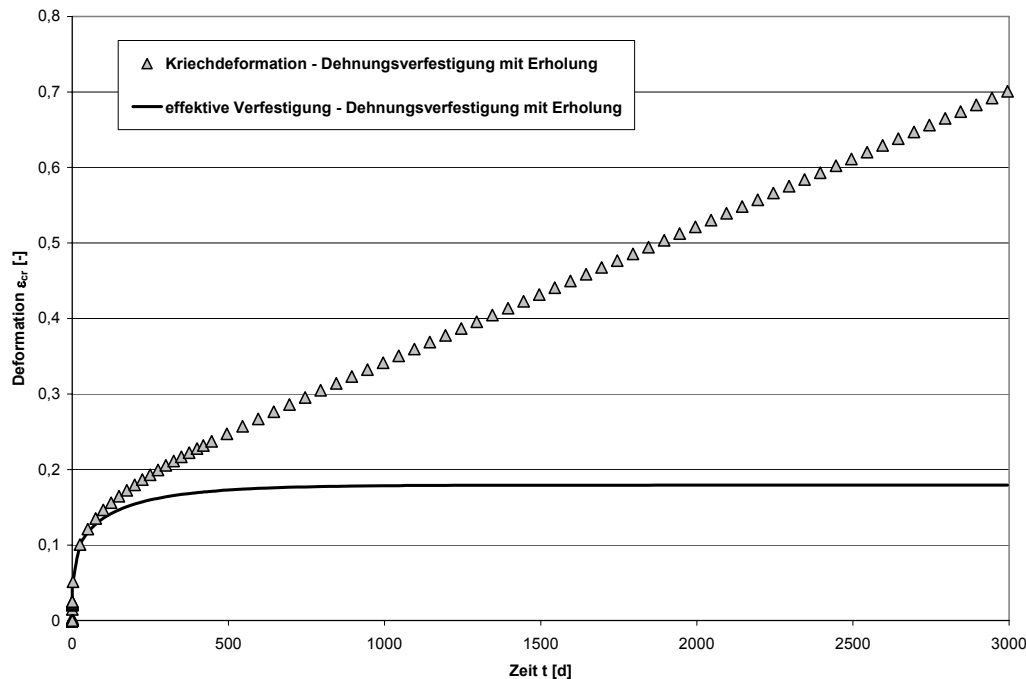
$$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr} = A_p \frac{\sigma_{eff}^{n_p}}{(\epsilon_{eff}^{V,0} + \epsilon_{eff}^V)^\mu} \quad (1.5)$$

mit

$$\dot{\epsilon}_{eff}^V = A_p \frac{\sigma_{eff}^{n_p}}{(\epsilon_{eff}^{V,0} + \epsilon_{eff}^V)^\mu} - \frac{\epsilon_{eff}^V}{t_0} \quad (1.2c)$$

Die Raten der einzelnen Verformungsanteile sind wechselseitig gekoppelt. Bei geringen Deformationen ist die Verfestigung ϵ_{eff}^V ebenfalls gering. Dadurch entstehen sehr große Kriechraten. Mit zunehmender Deformation wird auch die Verfestigung ϵ_{eff}^V größer (bzw. die Versetzungsdichte nimmt zu). Dadurch wächst die Rate für die Erholung $\dot{\epsilon}_{eff}^E$ (Gl. 1.3) wogegen sich die Kriechrate $\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$ (Gl. 1.5) reduziert. Infolgedessen wird die Verfestigungsrate (Gl. 1.2c) ebenfalls kleiner und strebt letztlich mit fortschreitender Verformung bzw. Verfestigung gegen Null. Die Gesamtverfestigung bzw. die Versetzungsdichte werden zu Konstanten, was zu einer stationären Kriechrate $\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$ führt. Der Kriechansatz in Gl. (1.1) geht dann in einen Potenzansatz über (Abb. 2).

Abb. 2: Kriechen und Verfestigung im Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz mit Erholung



Wird in einer vereinfachten Betrachtung die Vorverfestigung $\varepsilon_{eff}^{V,0}$ zu Null gesetzt, gilt für die Verfestigungsrate im stationären Zustand $\dot{\varepsilon}_{eff,S}^V = 0$. Daraus folgt:

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = \dot{\varepsilon}_{eff}^E \quad \Rightarrow \quad A_p \frac{\sigma_{eff}^{n_p}}{\varepsilon_{eff}^{V \mu}} = \frac{\varepsilon_{eff}^V}{t_0} \quad (1.6)$$

$$\left(A_p \cdot t_0 \cdot \sigma_{eff}^{n_p} \right)^{\frac{1}{1+\mu}} = \varepsilon_{eff}^V$$

Durch Einsetzen von Gl. (1.6) in Gl. (1.1) ergeben sich Vorfaktor A_s und Spannungsexponent n_s für das stationäre Kriechen.

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = A_p \frac{\sigma_{eff}^{n_p}}{\left(A_p \cdot t_0 \cdot \sigma_{eff}^{n_p} \right)^{\frac{\mu}{1+\mu}}} = A_s \cdot \sigma_{eff}^{n_s} \quad \text{für } \varepsilon_{eff}^{V,0} = 0 \quad (1.7a)$$

und nach Umstellung:

$$A_s = A_p \left(\frac{1}{A_p \cdot t_0} \right)^{\frac{\mu}{1+\mu}} \quad (1.7b)$$

$$n_s = \frac{n_p}{1 + \mu} \quad (1.7c)$$

Mit Berücksichtigung der temperaturabhängigen Erholungszeit t_0 entsprechend Gl. (1.4) errechnet sich die Temperaturabhängigkeit für das Kriechen selbst.

$$A_s = A_p \left(\frac{1}{A_p \cdot t_0} \right)^{\frac{\mu}{1+\mu}} \cdot e^{-\frac{Q(1+\mu)}{\mu \cdot R \cdot T}} \quad (1.7d)$$

Dieser Kriechansatz wurde erstmalig durch SALZER, K (1993) beschrieben und eine zusammenfassende Darstellung der Anwendung dieses Ansatzes erfolgte durch SALZER, K., KONIETZKY, H., GÜNTHER, R.-M., (1998).

1.3 Berücksichtigung von Dilatanz und Schädigung

Beim triaxialen Festigkeitsversuch wird der Prüfkörper mit einer konstanten Belastungsgeschwindigkeit gestaucht. Dadurch kommt es zu einer permanenten Laststeigerung bis hin zum Bruch (Abb. 3). Im Kristallgefüge wird dadurch das Wandern von Versetzungen sowie das Entstehen immer neuer Versetzungen aktiviert, mit dem Ergebnis, dass mit wachsender Versetzungsdichte die Verfestigung und damit auch die Festigkeit zunehmen. Die Erholung von Versetzungen spielt wegen der kurzen Versuchszeiten keine Rolle. Gleichzeitig bilden sich verstärkt Versetzungsanstauungen, in deren Bereich Verformungen zunehmend behindert werden. Infolgedessen entstehen lokal erhöhte Spannungen, die bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze zur Mikrorissbildung bzw. Schädigung führen. Die wachsende Schädigung ist im Laborversuch als Volumenzunahme (Dilatanz) messbar (Abb. 4). Als Dilatanzgrenze wird dabei die Spannung verstanden, ab der eine Volumenzunahme des Prüfkörpers gemessen wird.

Abb. 3: Festigkeitsversuch (Steinsalz)

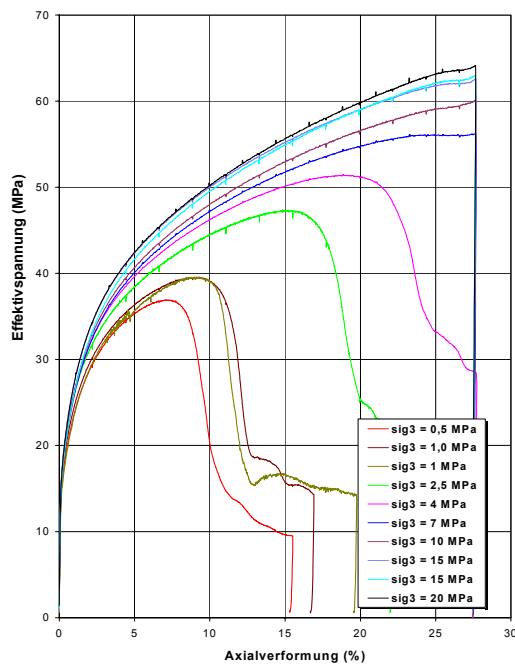
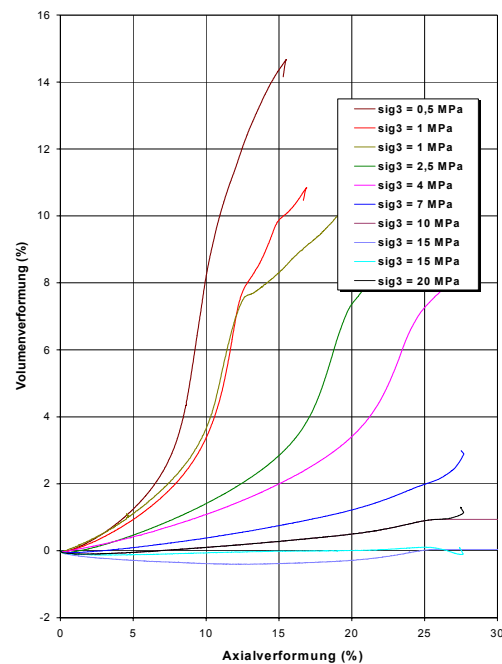


Abb. 4: Dilatanzverhalten (Steinsalz)



Die Schädigung wirkt dabei der wachsenden Verfestigung entgegen, mit der Folge, dass das Material zunehmend duktiler wird. Aus Gleichung (1.2b) folgt dann unter Berücksichtigung eines Verformungsanteils $\dot{\epsilon}_{eff}^S$, der die Schädigung bzw. Entfestigung charakterisiert (im Folgenden kurz als Schädigung bezeichnet):

$$\dot{\epsilon}_{eff}^V = \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} - \dot{\epsilon}_{eff}^E - \dot{\epsilon}_{eff}^S \quad (1.8a)$$

Unter der Voraussetzung, dass die Erholungsrate im Triaxialversuch vernachlässigt werden kann, folgt:

$$\dot{\epsilon}_{eff}^V = \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} - \dot{\epsilon}_{eff}^S \quad (1.8b)$$

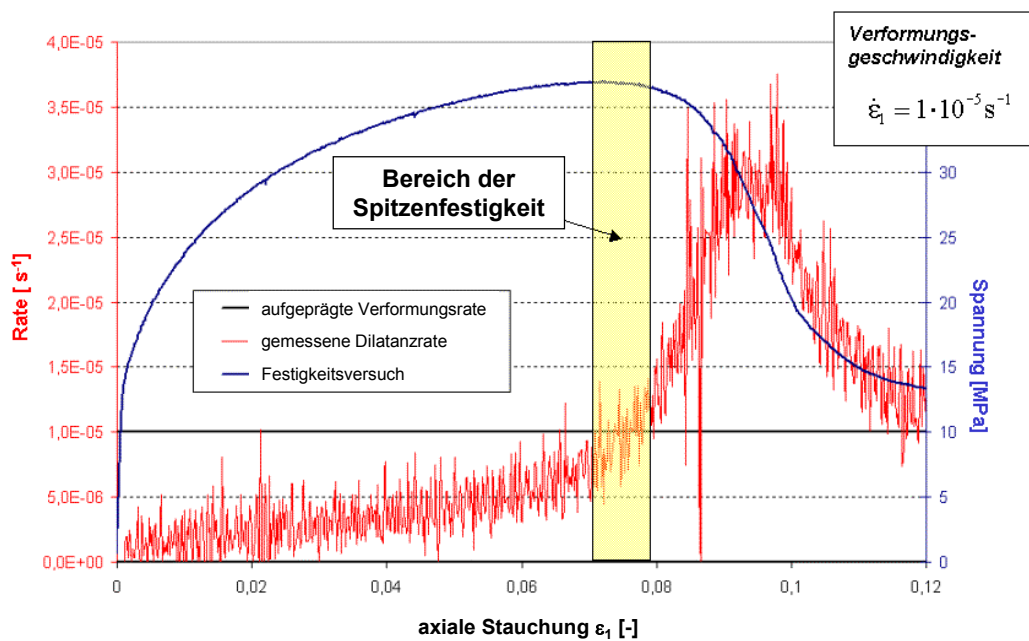
Sind Schädigungs- und Kriechrate gleich groß, wird die Verfestigung bzw. die Festigkeit konstant. Die Entstehung von Versetzungen und die Schädigung bzw. Mikrorissbildung stehen in ihrer Wirkung im Gleichgewicht. Das Material befindet sich im Bruchpunkt bzw. verhält sich ideal plastisch. Die Spitzenfestigkeit ergibt sich demzufolge zwanglos, wenn das Salz nicht weiter deformationsverfestigt wird, also die effektive Verfestigungsrate $\dot{\epsilon}_{eff}^V$ Null ist.

$$\dot{\epsilon}_{eff}^V = \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} - \dot{\epsilon}_{eff}^S = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_{eff} = \sigma_{eff,Max} \quad (1.9a)$$

Übersteigt die Schädigungsrate $\dot{\epsilon}_{eff}^S$ die Kriechrate $\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$, wird die effektive Verfestigungsrate $\dot{\epsilon}_{eff}^V$ negativ und das Material entfestigt. Die Festigkeit befindet sich im Nachbruchbereich.

$$\dot{\epsilon}_{eff}^V = \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} - \dot{\epsilon}_{eff}^S < 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_{eff,Max} > \sigma_{eff} \geq \sigma_{eff,Rest} \quad (1.9b)$$

In Abb. 5 ist der im Triaxialversuch gemessene Verlauf der Dilatanzrate $\dot{\epsilon}_{Vol}$ über der axialen Stauchung ϵ_1 aufgetragen (rote Kurve). Dem gegenübergestellt sind, zur besseren Orientierung, als schwarze Linie die aufgeprägte Verformungsgeschwindigkeit des Triaxialversuchs (mit $\dot{\epsilon}_1 = 10^{-5} s^{-1}$) und der dabei gemessene Festigkeitsverlauf (blaue Kurve). Es ist zu erkennen, dass im Vorbruchbereich die Dilatanzrate $\dot{\epsilon}_{Vol}$ deutlich unter der Verformungsrate liegt und relativ gleichmäßig mit der Verformung anwächst. Im Bereich der Spitzenfestigkeit erreicht die Dilatanzrate $\dot{\epsilon}_{Vol}$ den Wert der Verformungsrate und beginnt überproportional anzusteigen. Das überproportionale Verhalten ist mit dem Zusammenwachsen der Mikrorisse zu Makrorissen verbunden. Im ersten Drittel des Nachbruchbereiches ist dieser Prozess mit dem Erreichen des Maximums der Dilatanzrate abgeschlossen. Danach wird die Dilatanzrate wieder kleiner und scheint sich direkt proportional zur Entfestigung zu verhalten. Es ist denkbar, dass das Maximum der Dilatanzrate den Punkt der vollständigen Durchtrennung der Bruchfläche markiert. Im Anschluss daran folgen Dilatanz- und Spannungsentwicklung den Reibungseigenschaften der durchtrennten Scherfläche.

Abb. 5: Triaxialversuch, gemessene Verformungs- und Dilatanzrate

Wird der Spannungsverlauf σ_{eff} in Abb. 5 auf die Spitzenfestigkeit $\sigma_{eff;Max}$ normiert, ergibt

sich eine Verhältniszahl, die im Folgenden als Spannungsrelation $r_\sigma = \frac{\sigma_{eff}}{\sigma_{eff;Max}}$ bezeichnet

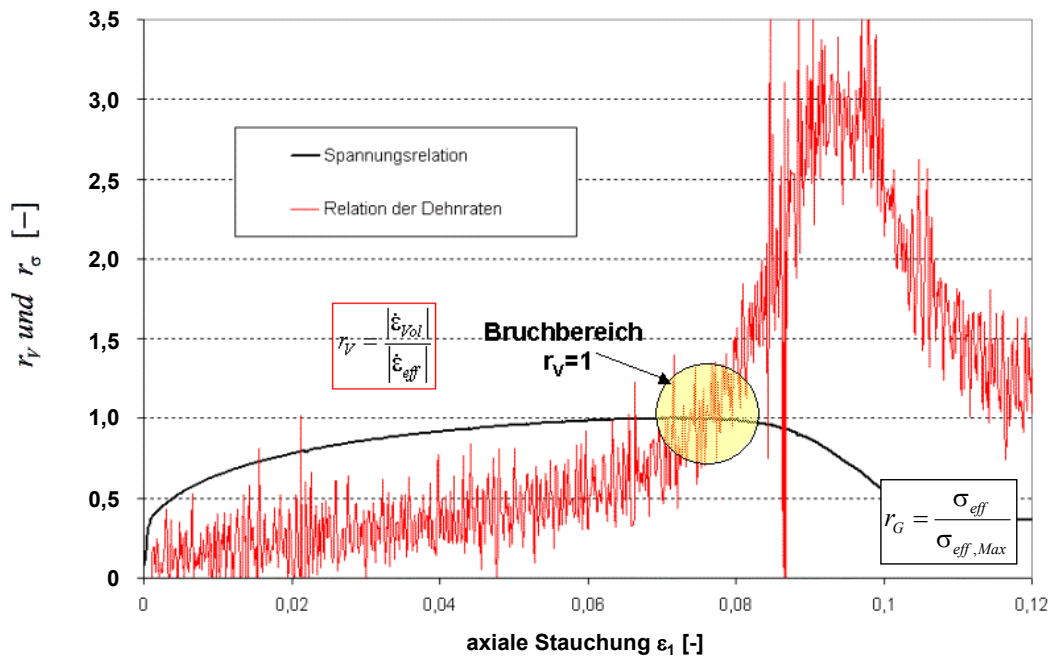
wird. Im Bruchpunkt ist $r_\sigma = 1$. Aus dem Quotienten der Dilatanz- zur Verformungsrate erhält

man die Relation der Dehnraten $r_V = \frac{|\dot{\varepsilon}_{Vol}|}{|\dot{\varepsilon}_{eff}|}$. Diese Verhältniszahl wurde von der BGR zur

Beschreibung der Dilatanzgrenze sowie der Dilatanzentwicklung eingeführt.

In Abb. 6 sind der Verlauf von r_V und r_σ gemeinsam aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass im Bruchzustand, also bei $r_\sigma = 1$, die Relation der Dehnraten r_V ebenfalls gleich Eins ist.

Die in den Abb. 5 und 6 dargestellten Effekte sind grundsätzlich bei allen untersuchten Triaxialversuchen zu beobachten. Deshalb kann festgehalten werden, dass sich das Festigkeitsverhalten duktiler Salzgesteine über die innere Zustandsgröße der effektiven Verfestigung ε_{eff}^V in direkter Abhängigkeit von der im Laborversuch messbaren volumetrischen Deformation ε_{Vol} beschreiben lässt. Obwohl Dilatanz- und Schädigungsrate mit wachsender Einspannung leicht divergieren, korrespondieren Festigkeitsverlauf und Dilatanzrate noch eng miteinander, so dass auch hier die effektive Verfestigungsrate $\dot{\varepsilon}_{eff}^V$ in hinreichender Näherung abhängig von der Dilatanzrate $\dot{\varepsilon}_{Vol}$ beschrieben werden kann.

Abb. 6: Triaxialversuch, Spannungsrelation und Relation der Dehnraten

Die Berücksichtigung dieses Verhaltens erfolgt im Stoffmodell Günther/Salzer indem die effektive Verfestigungsrate $\dot{\epsilon}_{eff}^V$ über die Dilatanzrate $\dot{\epsilon}_{vol}$ reduziert wird. Im Kriechansatz wird deshalb die Schädigungsrate in Gleichung (1.8a) durch die Dilatanzrate $\dot{\epsilon}_{vol}$ ersetzt.

$$\dot{\epsilon}_{eff}^V = \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} - \dot{\epsilon}_{eff}^E - \dot{\epsilon}_{vol} \quad (1.10)$$

Das Festigkeitsverhalten ergibt sich beim Stoffmodell Günther/Salzer demzufolge zwanglos in Abhängigkeit von der aktuellen effektiven Verfestigung ϵ_{eff}^V , die eine innere Zustandsgröße darstellt und sich entsprechend Gleichung (1.10) entwickelt. Eine gesonderte Festigkeitsbeschreibung in Form einer Spannungskenlinie bzw. Festigkeitshüllkurve ist dabei nicht erforderlich.

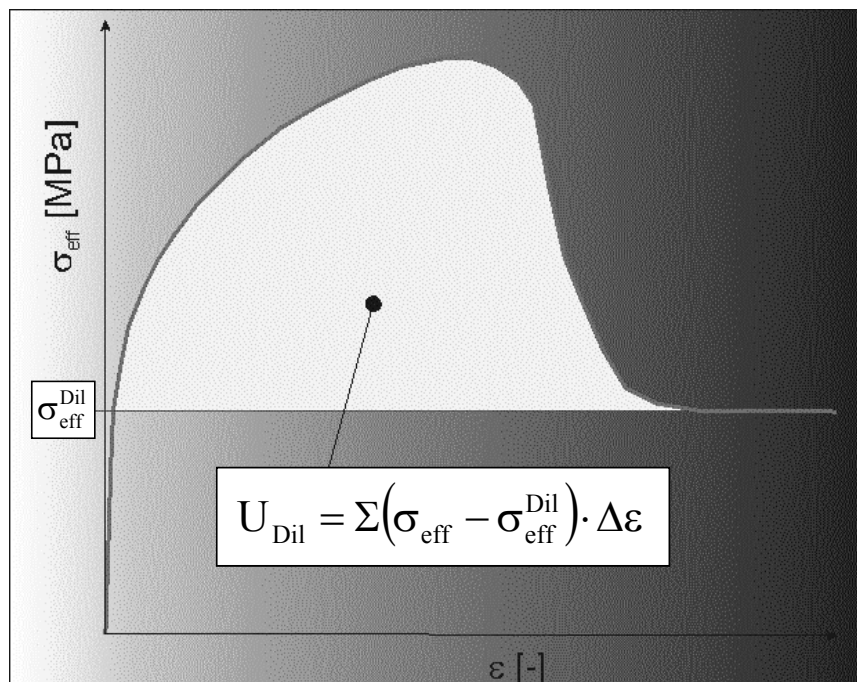
1.4 Bestimmung der Dilatanzparameter auf der Grundlage von Triaxialversuchen

Wie Abb. 3 und 4 zeigen, wächst die Dilatanz nicht nur mit steigender Belastung, sondern auch mit der geleisteten Deformation. Zu erkennen ist, dass mit zunehmender Minimalspannung die Dilatanz tendenziell abnimmt. Es kann folglich festgestellt werden, dass die Dilatanz wesentlich von

der Effektivspannung σ_{eff} ,
 der Deformation ε_{eff} und
 der Minimalspannung σ_3 abhängt.

Da Spannung und Deformation funktional miteinander verbunden sind, ist es sinnvoll, eine entsprechende Verknüpfung im Stoffmodell vorzunehmen. Das Produkt aus Spannung σ_{eff} und Verformungszuwachs $\Delta\varepsilon_{eff}$ ergibt dabei den Zuwachs an Verformungsarbeit ΔU . Die Dilatanz wird deshalb als Funktion zweier Variablen $\dot{\varepsilon}_{vol} = f(\sigma_3, U)$ beschrieben. Da die Dilatanz jedoch erst bei Belastungen oberhalb der Dilatanzgrenze auftritt, wird im Stoffmodell Günther/Salzer nur die Arbeit im dilatanten Bereich (Dilatanzarbeit U_{Dil}) entsprechend Abb. 7 berücksichtigt.

Abb. 7: Dilatanzarbeit im Stoffmodell Günther/Salzer



Dabei ist die Dilatanzarbeit U_{Dil} folgendermaßen definiert:

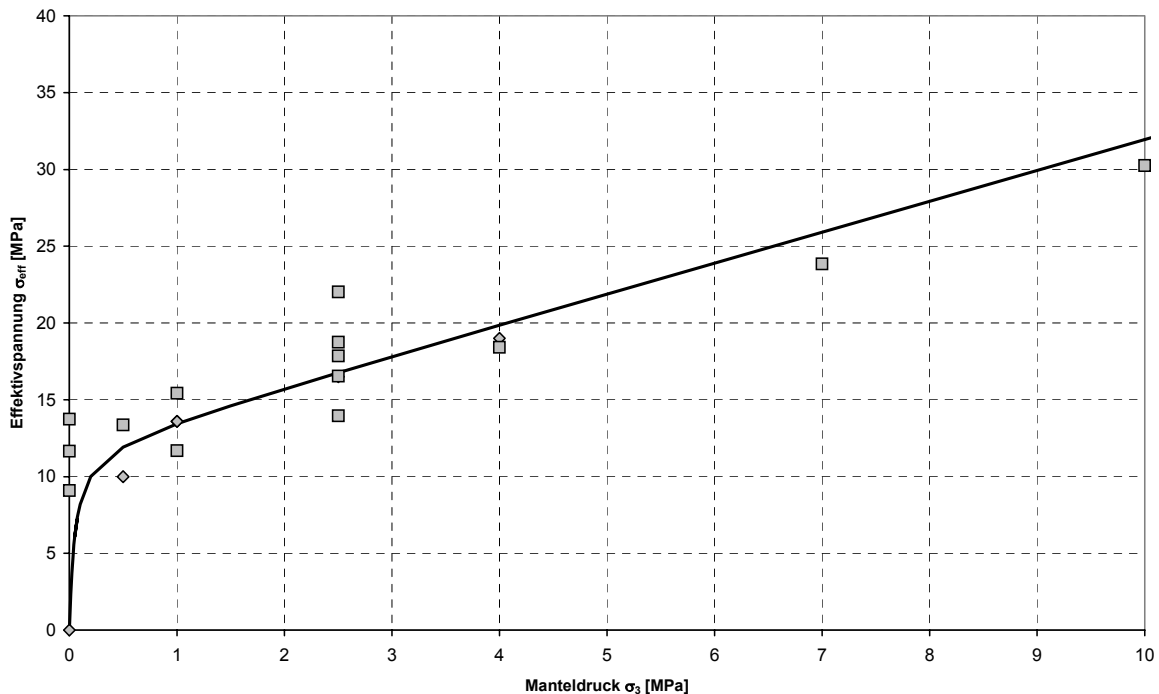
$$\Delta U_{Dil} = (\sigma_{eff} - \sigma_{eff}^{Dil}) \cdot \Delta \varepsilon_{eff} \quad \Rightarrow \quad U_{Dil} = \int (\sigma_{eff} - \sigma_{eff}^{Dil}) \cdot d\varepsilon_{eff} \quad (1.11)$$

Eine Vielzahl von Versuchen zeigt, dass Dilatanzgrenze und Restfestigkeit gleichgesetzt werden können. Dadurch ist es möglich, die Dilatanzarbeit nach Gl. (1.11) einfach zu be-

schreiben und gleichzeitig sicherzustellen, dass der berechnete Endwert der Entfestigung gegen die Restfestigkeit strebt. Entsprechend Abb. 7 werden deshalb Dilatanzgrenze und Restfestigkeit im Stoffmodell Günther/Salzer als identisch angenommen. Die im Stoffmodell verwendete Dilatanz/ Restfestigkeitsgrenze ist abhängig von der kleinsten Hauptspannung σ_3 und wird folgendermaßen beschrieben (Abb. 8):

$$\sigma_{eff}^{Dil}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right] \quad (1.12)$$

Abb. 8: Dilatanzgrenze im Stoffmodell

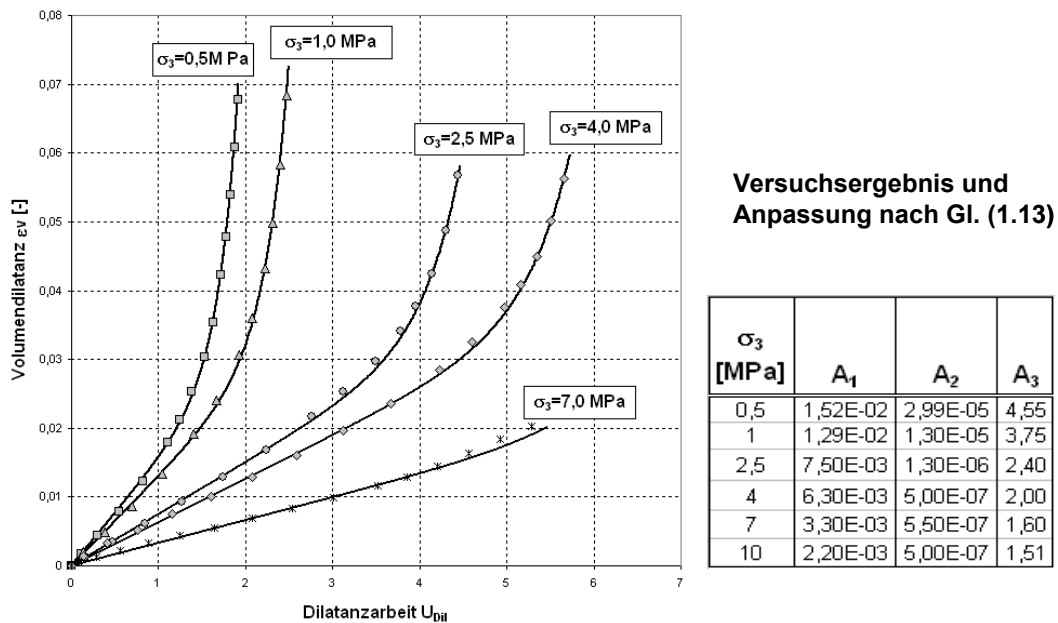


Aus Triaxialversuchen erhält man für unterschiedliche Manteldrücke in Abhängigkeit von der Prüfkörperstauchung den Verlauf von Spannung und Dilatanz (Abb. 3 und 4). Aus dem Summenprodukt von Spannung und Verformungszuwachs kann aus den Versuchsdaten nach Gl. (1.11) die Dilatanzarbeit U_{Dil} ermittelt werden (Abb. 7).

Wird die gemessene Dilatanz ε_{Vol} in Abhängigkeit von der Dilatanzarbeit U_{Dil} in einem Diagramm aufgetragen (Abb. 9), so zeigt sich ein funktionaler Zusammenhang zwischen beiden Größen, der folgendermaßen beschrieben werden kann:

$$\varepsilon_{Vol}(U_{Dil}) = A_1 \cdot U_{Dil} + \frac{A_2}{A_3} \cdot \exp[A_3 \cdot U_{Dil}] \quad (1.13)$$

Abb. 9: Beziehung zwischen Dilatanz ϵ_{Vol} und Dilatanzarbeit U_{Dil} im Stoffmodell



Abhängig vom Manteldruck σ_3 ergeben sich unterschiedliche Kurvenparameter A_1 , A_2 und A_3 (Abb. 9) die mit nachstehenden Exponentialfunktionen als Funktion der Minimalspannung in guter Näherung beschrieben werden können (Abb. 10-1 bis 10-3):

$$\begin{aligned}
 A_1(\sigma_3) &= a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] \\
 A_2(\sigma_3) &= a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] \\
 A_3(\sigma_3) &= a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3]
 \end{aligned}
 \quad (1.14)$$

Abb. 10-1: Parameter A1

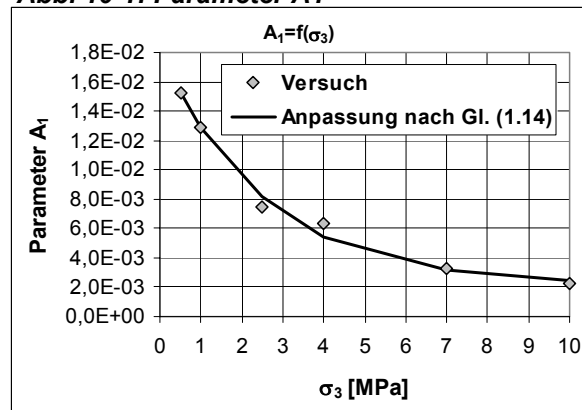


Abb. 10-2: Parameter A2

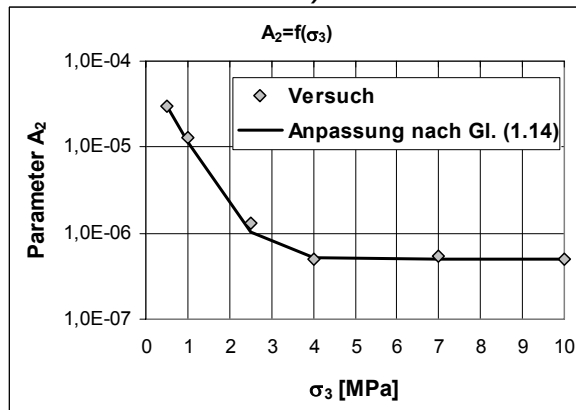
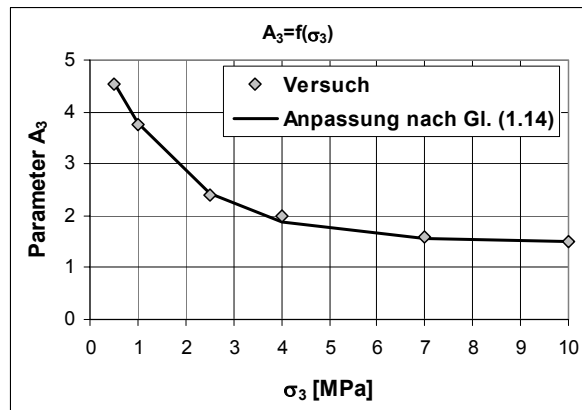


Abb. 10-3: Parameter A3



Nach Einsetzen der von der Minimalspannung σ_3 abhängigen Parameter $A_1(\sigma_3)$, $A_2(\sigma_3)$ und $A_3(\sigma_3)$ in Gl. (1.13) ergibt sich für die Dilatanzbeschreibung auch die Abhängigkeit von der kleinsten Hauptspannung σ_3 :

$$\varepsilon_{Vol}(U_{Dil}, \sigma_3) = A_1(\sigma_3) \cdot U_{Dil} + \frac{A_2(\sigma_3)}{A_3(\sigma_3)} \cdot \exp[A_3(\sigma_3) \cdot U_{Dil}] \quad (1.15)$$

Durch Ableitung von Gl. (1.15) nach U_{Dil} errechnet sich der Anstieg der Dilatanz in Abhängigkeit von der geleisteten Dilatanzarbeit:

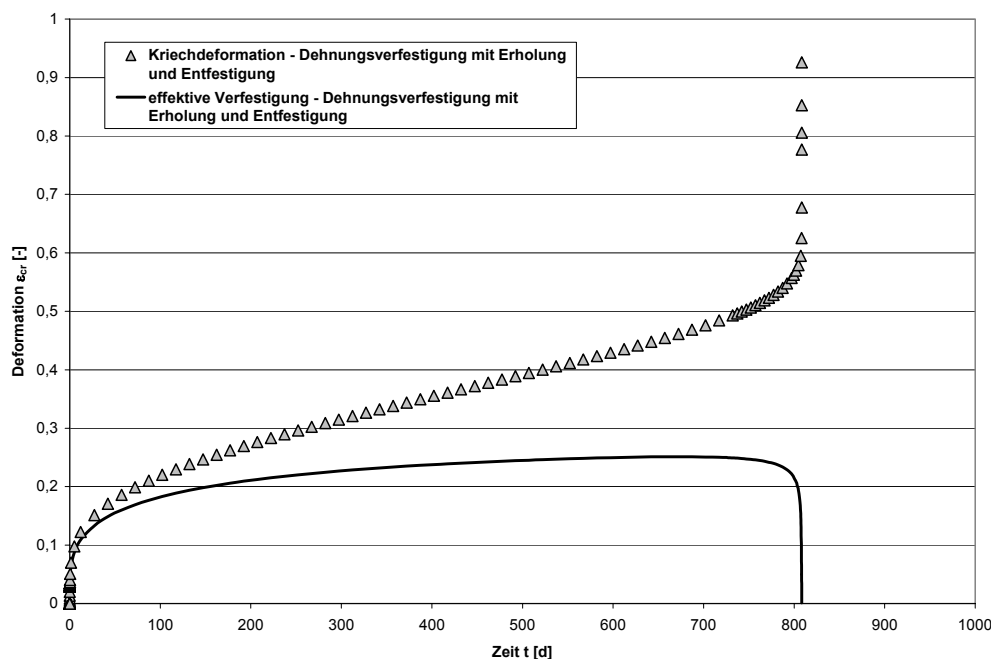
$$\frac{d\varepsilon_{Vol}}{dU_{Dil}} = A_1(\sigma_3) + A_2(\sigma_3) \cdot \exp[A_3(\sigma_3) \cdot U_{Dil}] \quad (1.16)$$

In der numerischen Umsetzung entspricht die Änderung der Dilatanz im endlichen Zeitschritt dem Anstieg multipliziert mit der Änderung der Arbeit im Zeitschritt.

$$\frac{\Delta\varepsilon_{vol}}{\Delta t} = \dot{\varepsilon}_{vol} = [A_1(\sigma_3) + A_2(\sigma_3) \cdot \exp[A_3(\sigma_3) \cdot U_{Dil}]] \cdot \frac{\Delta U_{Dil}}{\Delta t} \quad (1.17)$$

Beim Kriechversuch mit konstanten Spannungsbedingungen oberhalb der Dilatanzgrenze führt das beschriebene Vorgehen dazu, dass die effektive Verfestigung ε_{eff}^V abhängig von der geleisteten Arbeit oberhalb der Dilatanzgrenze reduziert wird, wodurch das Material in die tertiäre Kriechphase übergeht (Abb. 11).

Abb. 11: Kriechbruch und effektive Verfestigung ε_{eff}^V im Stoffmodell Günther/Salzer



1.5 Modifizierter Spannungsexponent n_p im Dilatanzbereich

Mit dem Stoffmodell wurden auch Triaxialversuche mit konstanter Belastungsgeschwindigkeit nachgerechnet. Die Ergebnisse sind in Abb. 12 dargestellt.

Abb. 12: Triaxialversuche und Berechnung mit dem Stoffmodell Günther/Salzer

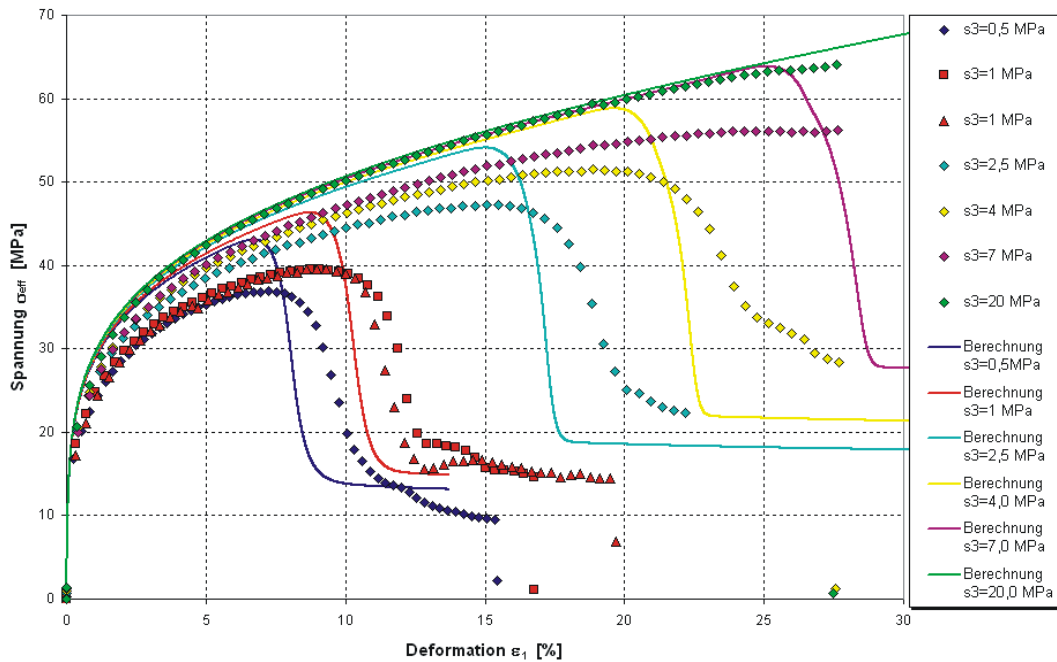


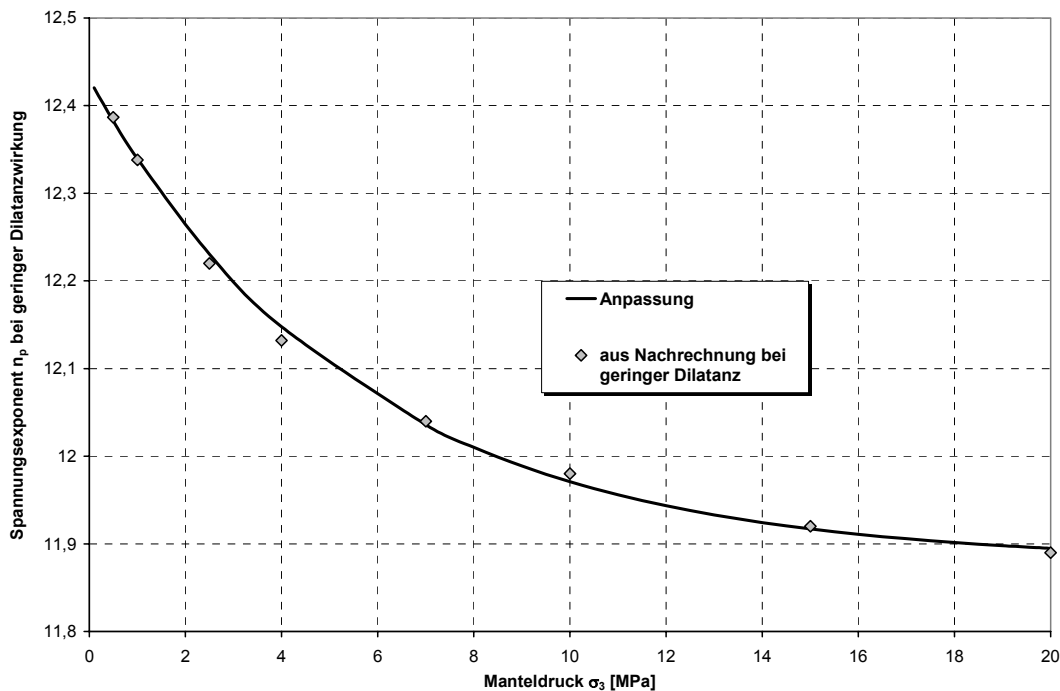
Abb. 12 zeigt, dass über das beschriebene Konzept der effektiven Verfestigung das prinzipielle Festigkeitsverhalten gut wiedergegeben wird. Es ist aber erkennbar, dass sich die Arbeitslinien zwischen den Laborversuchen viel weiter aufspreizen als im Modell, wodurch die berechneten Spitzenfestigkeiten deutlich gegenüber den Laborergebnissen abweichen. Diese Aufspreizung entsteht offenbar schon bei geringen Verformungen mit dem Einsetzen der Dilatanz, wobei auch eine Abhängigkeit vom Manteldruck σ_3 deutlich ist.

Die primäre Krümmung der Arbeitslinie hängt im Modell wesentlich vom Spannungsexponenten n_p ab. Aus diesem Grund wurden Kalibrierungsrechnungen durchgeführt, mit denen der Spannungsexponent im ersten Drittel der Arbeitslinie, also bei geringer Dilatanz für jeden Versuch gesondert bestimmt wurde. Nach dem Auftragen der Ergebnisse (Abb. 13) ergab sich folgende Abhängigkeit für den Spannungsexponenten n_p vom Manteldruck :

$$n(\sigma_3) = n_{\epsilon_{Vol,0}} + n_1 \cdot \exp[n_2 \cdot \sigma_3] \quad (1.18)$$

In Gleichung (1.18) ist $n_{\varepsilon_{Vol},0}$ der Spannungsexponent für ungeschädigtes Material, der aus Kriechversuchen im Spannungsraum unterhalb der Dilatanzgrenze abgeleitet werden kann.

Abb. 13: Abhängigkeit des Spannungsexponenten n_p vom Manteldruck σ_3 (Gl. 1.18)



Aus Kriechversuchen, die in der Regel im dilatanzfreien Bereich gefahren werden, ist bekannt, dass die Kriechrate vom aufgebrachten Spannungsdeviator abhängig ist, nicht aber vom Manteldruck. Durch die Bildung von Mikrorissen entstehen im Salzkristall zusätzliche lokale Bewegungsmöglichkeiten. Da die Minimalspannung normal auf die Rissufer wirkt, hat deren Größe einen wesentlichen Einfluss auf die schädigungsinduzierte Verformung. Das bedeutet, dass sich der Spannungsexponent im Dilatanzbereich mit dem Manteldruck ändert. Gleichung (1.18) wird deshalb mit einem Term verknüpft, der die Spannungsabhängigkeit des Spannungsexponenten ausschließlich im Dilatanzbereich aktiviert.

$$n_p = f(\sigma_3, \varepsilon_{Vol}) = n_{\varepsilon_{Vol},0} + n_1 \cdot \exp[n_2 \cdot \sigma_3] \cdot [1 - \exp(-n_3 \cdot \varepsilon_{Vol})] \quad (1.19)$$

Abb. (14) stellt Gl. (1.19) grafisch dar. Ist die Dilatanz ε_{Vol} Null, ist der Spannungsexponent eine unabhängige Konstante, die anhand von Kriechversuchen im Spannungsraum unterhalb der Dilatanzgrenze bestimmt wird ($n_{\varepsilon_{Vol},0}$). Ist die Dilatanz dagegen größer Null, stellt sich zügig die in Abb. 13 dargestellte Spannungsabhängigkeit ein. Wie schnell bzw. ab wel-

cher Dilatanzgröße die Spannungsabhängigkeit für den Spannungsexponenten voll wirksam wird, kann mit dem Parameter n_3 geregelt werden, der in diesem Sinn eine Größe darstellt, die durch Rückrechnung justiert werden muss.

Abb. 14: Spannungsexponent n_p abhängig von σ_3 und ε_{Vol} nach Gl. (1.19) $n_p = f(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$

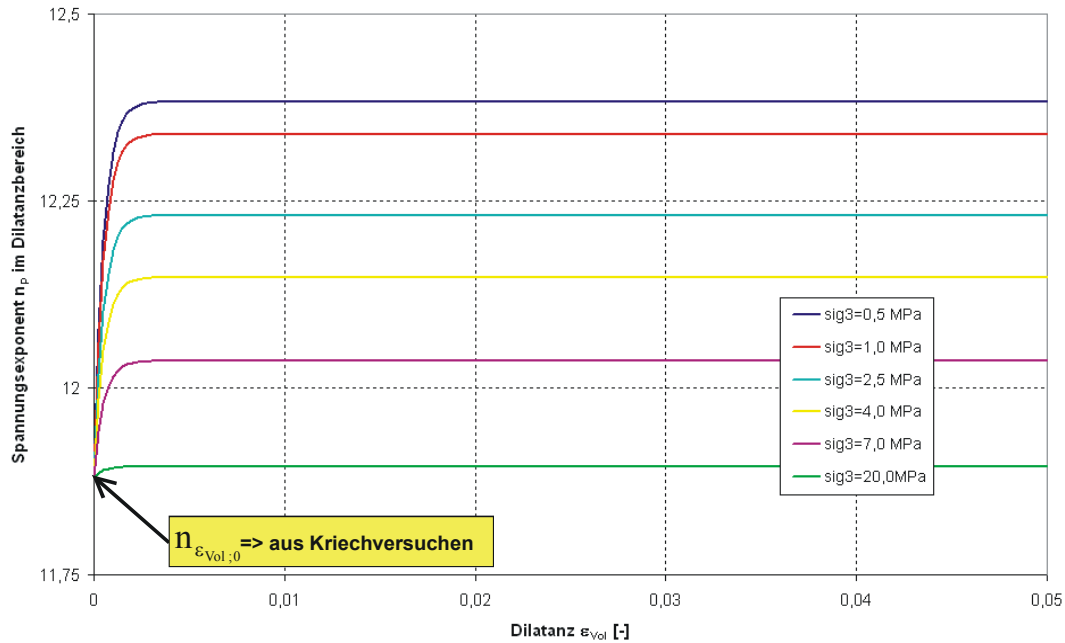
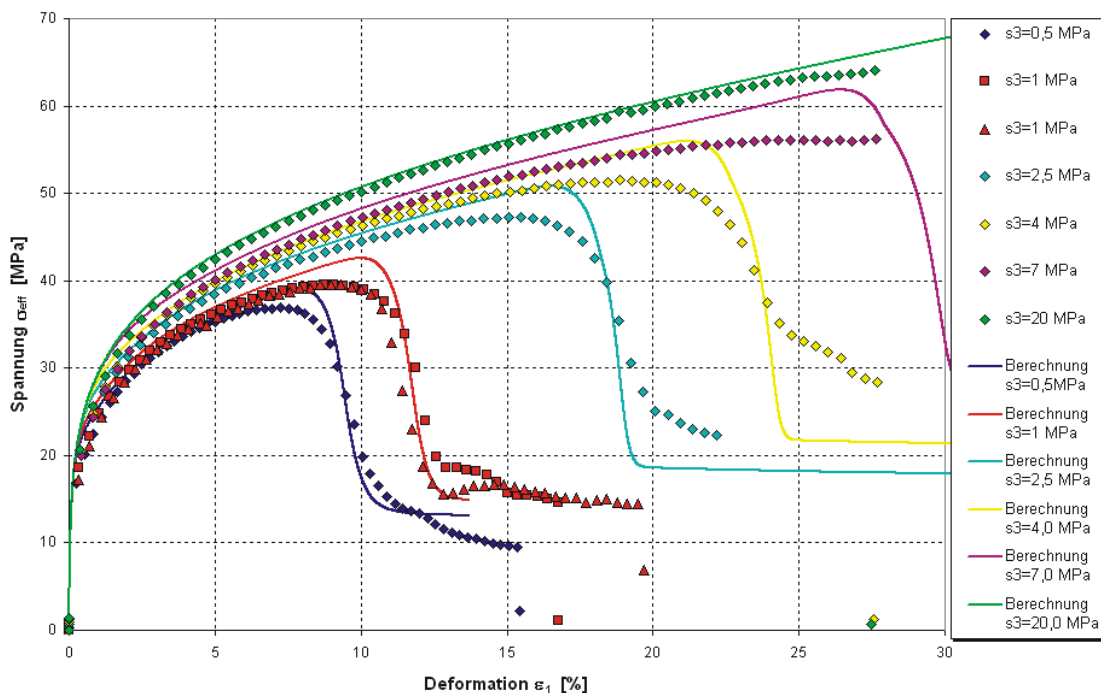


Abb. 15: Triaxialversuche und Berechnung mit dem Stoffmodell Günther/Salzer mit spannungsabhängigen Spannungsexponenten im Dilatanzbereich $n_p = f(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$



Wiederholt man die Nachrechnung der Triaxialversuche mit einem vom Manteldruck und der Dilatanz entsprechend Gl. (1.19) abhängigen Spannungsexponenten $n_p = f(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$ werden die Versuchsergebnisse nun wesentlich besser vom Modell nachvollzogen (Abb. 15).

Die Modellberechnung bildet die Aufspreizung der Arbeitslinien und Spitzenfestigkeiten realitätsnäher ab. Im Bereich der Spitzenfestigkeit zeigt sich aber noch ein deutlicher Unterschied zu den Laborergebnissen. Da die Spannungsabhängigkeit des Spannungsexponenten durch Verformungen entlang der Mikrorisse begründet ist, ist es plausibel, dass die Schädigungsentwicklung selbst, insbesondere die Vernetzung der Mikrorisse im Übergang zum makroskopischen Bruch, ebenfalls einen Einfluss auf den Spannungsexponenten besitzt. Damit ist der Spannungsexponent nicht nur von der Minimalspannung, sondern auch von der akkumulierten Schädigung im Dilatanzbereich abhängig. Durch Erweiterung der Gl. (1.19) wird die zusätzliche Abhängigkeit von ε_{Vol} mit Gl. (1.20) beschrieben:

$$n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol}) = \frac{n_{\varepsilon_{Vol},0} + n_1 \cdot \exp[n_2 \cdot \sigma_3] \cdot [1 - \exp(-n_3 \cdot \varepsilon_{Vol})]}{(1 - \varepsilon_{Vol})^{n_4}} \quad (1.20)$$

Der Spannungsexponent stellt sich für ein gegebenes σ_3 nicht mehr wie in Abb. 14 auf einen konstanten Wert ein, sondern wächst mit fortschreitender Dilatanzentwicklung weiter an (Abb. 16).

Abb. 16: Spannungsexponent n_p abhängig von σ_3 und ε_{Vol} nach Gl. (1.20) $n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$

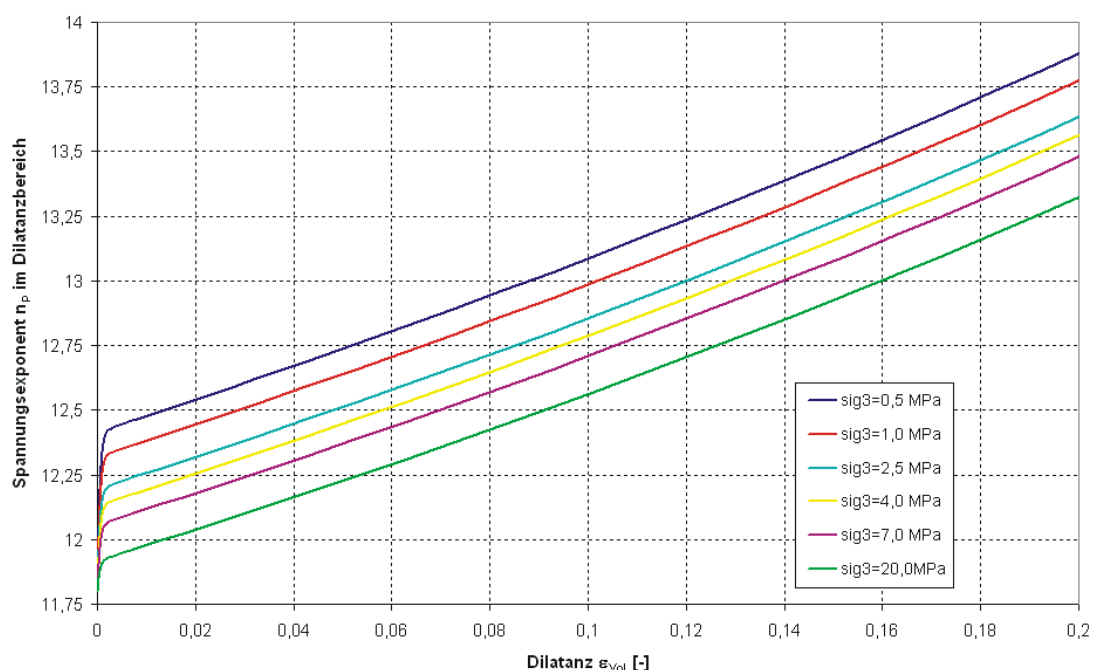
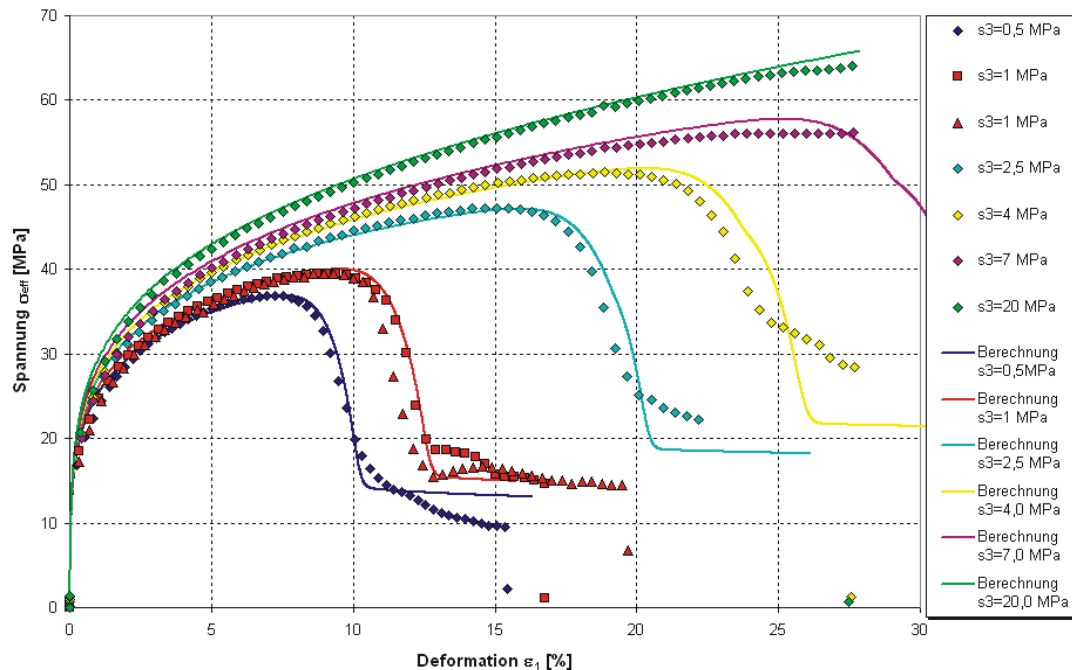


Abb. 17: Triaxialversuche und Berechnung mit dem Stoffmodell Günther/Salzer mit spannungs- und dilatanzabhängigen Spannungsexponenten $n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$



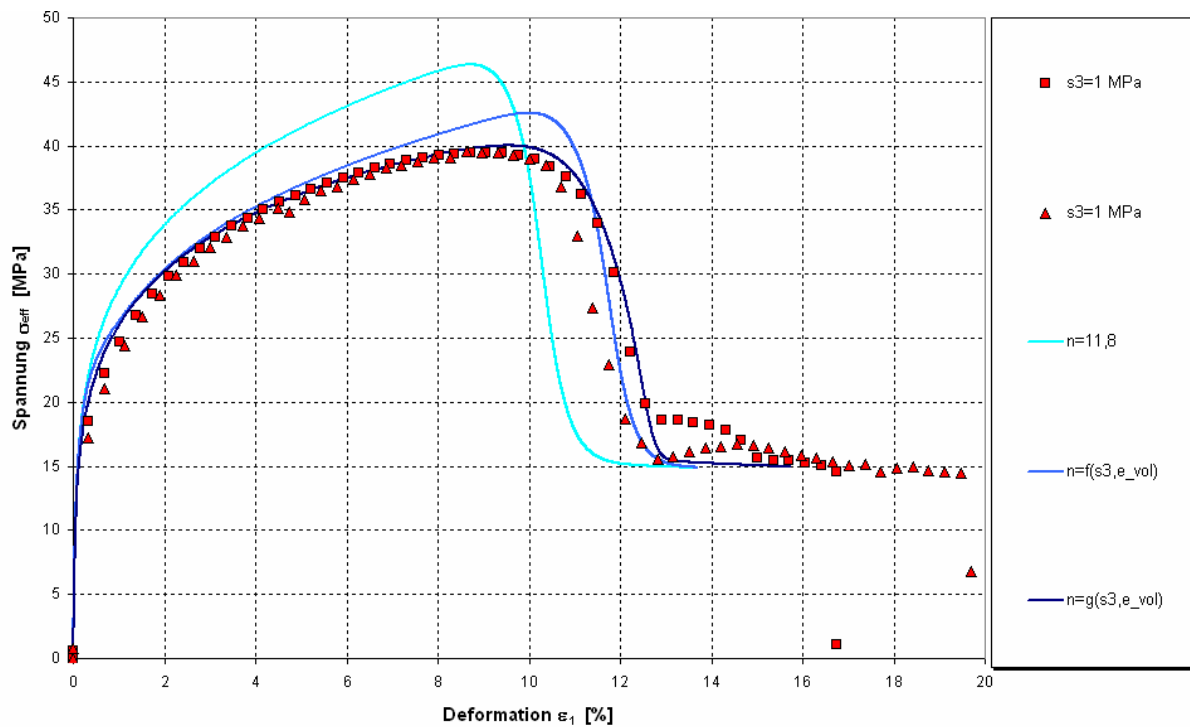
Eine neuerliche Nachrechnung der Triaxialversuche in Abb. 17 belegt, dass mit der beschriebenen Abhängigkeit des Spannungsexponenten n_p von der Minimalspannung σ_3 und der Dilatanz ε_{Vol} nach Gl. (1.20) mit dem Stoffmodell das Festigkeits- und Verformungsverhalten duktiler Salzgesteine in einer sehr guten Näherung wiedergegeben werden kann.

Zusammenfassend werden in Abb. 18 am Beispiel von zwei ausgewählten Triaxialversuchen bei einem Manteldruck von $\sigma_3 = 1 \text{ MPa}$ die Modellergebnisse für die beschriebenen Abhängigkeiten

$$n_p = \text{const.}, \quad n_p = f(\sigma_3, \varepsilon_{Vol}) \quad \text{und} \quad n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$$

gegenübergestellt.

Die Verknüpfung des Spannungsexponenten n_p mit der Minimalspannung σ_3 im Dilatanzbereich (Gl. 1.19) beschreibt den Effekt, durch den mit geringer werdender Einspannung die schädigungsinduzierte Verformung anwächst. Die Vernetzung von Mikrorissen zu Makrorissen wird dagegen über eine zusätzliche Abhängigkeit des Spannungsexponenten von der Dilatanz ε_{Vol} formuliert (Gl. 1.20).

Abb. 18: Triaxialversuche und Berechnungsergebnisse – Einfluss des Spannungsexponenten

1.6 Elastischen Konstanten bei Dilatanz und Spannungskorrektur

Infolge dilatanter Auflockerung ändert sich auch das elastische Verhalten des Gesteinskörpers, so dass mit wachsender Schädigung seine Kompressibilität zunimmt und die Poissonzahl ν gegen 0,5 strebt. In ungeschädigten, nicht aufgelockerten Gesteinselementen gelten die bekannten Abhängigkeiten von E und ν für den Kompressions- und Schermodul.

$$K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)} \quad (1.21)$$

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (1.22)$$

Für die Beschreibung der elastischen Parameter unter Berücksichtigung der Dilatanz liefern folgende Beziehungen eine sinnvolle Beschreibung:

$$K(\epsilon_{\text{Vol}}) = \frac{K_0 - K_R}{(1 + \epsilon_{\text{Vol}})^\alpha} + K_R \quad (1.23)$$

$$\nu(\epsilon_{\text{Vol}}) = \frac{\nu_0 - \nu_R}{(1 + \epsilon_{\text{Vol}})^\alpha} + \nu_R \quad (1.24)$$

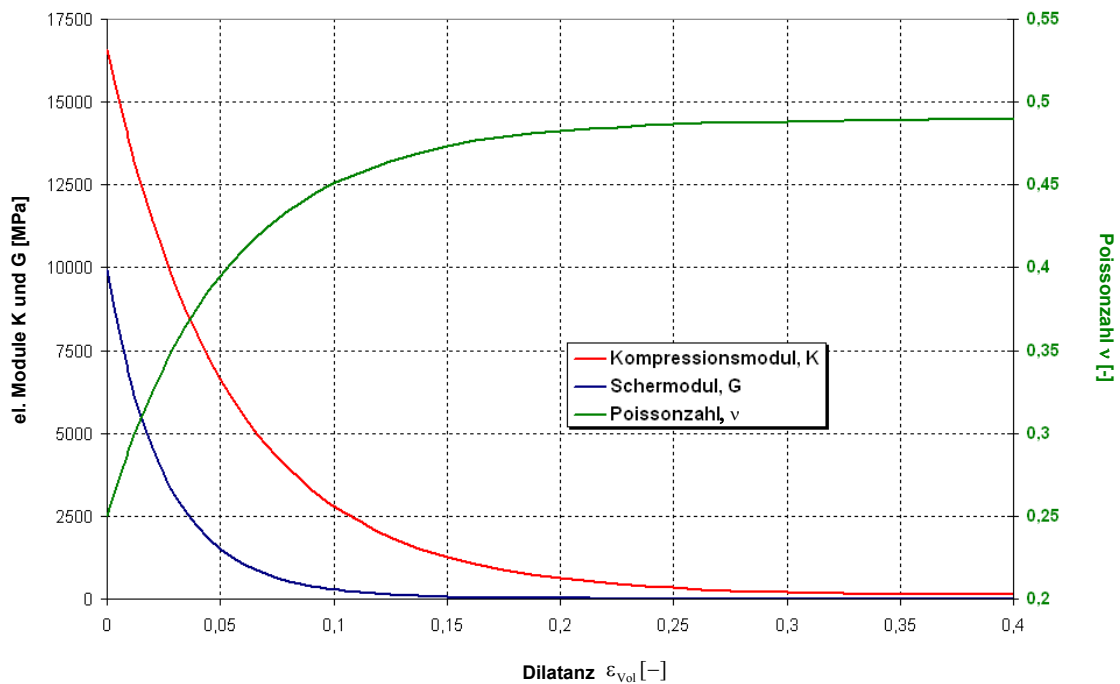
mit: K_0 - Kompressionsmodul für ungeschädigtes Salz
 K_R - Kompressionsmodul im Restfestigkeitsbereich
 ν_0 - Poissonzahl für ungeschädigtes Salz
 ν_R - Poissonzahl im Restfestigkeitsbereich
 α - Krümmungsparameter

Aus den Gleichungen (1.21) und (1.22) ergibt sich der dilatanzabhängige Schermodul:

$$G(\varepsilon_{Vol}) = \frac{3}{2} K(\varepsilon_{Vol}) \cdot \frac{1 - 2 \cdot \nu(\varepsilon_{Vol})}{1 + \nu(\varepsilon_{Vol})} \quad (1.25)$$

Abb. 19 zeigt die Abhängigkeit der elastischen Parameter von der Dilatanz.

Abb. 19: Abhängigkeit der elastischen Parameter von der Dilatanz



Im numerischen Verfahren ergibt sich die Volumenänderung aus der Berechnung der Änderung der Oktaedernormalspannung $\Delta\sigma_0$ im Zeitschritt. Aus dem Hook'schen Gesetz folgt, dass die Oktaedernormalspannung und die elastische Volumenverformung ε_{Vol}^e proportional über den Kompressionsmodul K miteinander verbunden sind (Gl. 1.26a).

$$\sigma_0 = K \cdot \varepsilon_{Vol}^e \quad (1.26a)$$

bzw.

$$\Delta\sigma_0 = K \cdot \Delta\varepsilon_{Vol}^e \quad (1.26b)$$

Unter dem Einfluss der Dilatanz verändert sich der Kompressionsmodul nach Gl. (1.23). Zusätzlich wirkt die nach Gl. (1.17) berechnete, schädigungsinduzierte Volumenzunahme $\Delta\varepsilon_{Vol}^s$ der elastischen volumetrischen Kompaktion $\Delta\varepsilon_{Vol}^e$ entgegen. Durch Berücksichtigung des dilatanzabhängigen Kompressionsmoduls $K(\varepsilon_{Vol})$ und der schädigungsinduzierten Volumenzunahme $\Delta\varepsilon_{Vol}^s$ in Gleichung (1.26b) ergibt sich in der Berechnung der Oktaedernormalspannung die Veränderung des Spannungszustandes infolge der akkumulierten (ε_{Vol}) und inkrementellen ($\Delta\varepsilon_{Vol}^s$) Volumenzunahme nach Gleichung (1.27).

$$\Delta\sigma_0 = K(\varepsilon_{Vol}) \cdot (\Delta\varepsilon_{Vol}^e - \Delta\varepsilon_{Vol}^s) \quad (1.27)$$

2 Parameterbestimmung auf der Grundlage von Laboruntersuchungen zum mechanischen Verhalten von Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen

2.1 Berechnungsprogramm und Implementierung

Die in den folgenden Abschnitten vorgestellten numerischen Berechnungen werden mit dem Rechenprogramm FLAC 2D (Fast Lagrangian Analysis of Continua) der Firma ITASCA durchgeführt. Das Programm FLAC 2D basiert auf der Methode der Finiten Differenzen und verwendet einen expliziten Zeitschrittalgorithmus, d. h. in jedem Berechnungsschritt werden die Kräfte und Verschiebungen zwischen den Netzknoten sowie die Spannungen und Deformationen innerhalb der Netzelemente neu berechnet (CUNDELL, P. A.; HART, R. D., 1992). Das Gebirge wird demzufolge als ein System miteinander in Wechselwirkung stehender Netzelemente bzw. Knotenpunkte abgebildet. Deshalb lassen sich mit dem Programm FLAC 2D stark nichtlineare und physikalisch instabile Prozesse mit großen Deformationen und Verschiebungen betrachten. Der Lösungsalgorithmus unter Einbeziehung der vollständigen physikalischen Bewegungsgleichungen eignet sich besonders zur Analyse von Stabilität und Instabilität. Bei einer Änderung der Struktur (z.B. Hohlräumerschaffung), Stoffeigenschaften oder Randbedingungen gerät das System in Schwingungen und nimmt, wenn dies physikalisch möglich ist, einen neuen Gleichgewichtszustand ein. Eine detaillierte Beschreibung dieses Programms wird in ITASCA (2000) gegeben.

Das Stoffmodell Günther/Salzer wurde zunächst mit Hilfe der programminternen Programmiersprache FISH in das Programm FLAC 2D eingebaut und validiert. Im Anschluss daran erfolgte durch ITASCA eine Übertragung des Programmtextes in die Programmiersprache C++. Dadurch war es möglich, durch Kompilierung ein DLL-file (dynamic linked libraries) zu erzeugen, mit dem das Stoffmodell über eine DLL-Schnittstelle in die ITASCA-Programme FLAC 2D, FLAC 3D, UDEC und 3DEC eingebunden werden kann.

2.2 Zweistufen-Kriechversuche und Bestimmung der Kriechparameter

Zur Bestimmung der Kriechparameter für das Stoffmodell werden Kriechversuche mit konstanten Spannungsbedingungen benötigt, die über einen langen Zeitraum ohne Dilatanzwirkung im Labor gefahren werden. Das zeitabhängige Verhalten beim Kriechversuch lässt sich analytisch mit der folgenden Beziehung beschreiben:

$$\varepsilon_1 = K \cdot (\sigma_1 - \sigma_2)^n \cdot t^m \quad (2.1)$$

wobei folgende Zusammenhänge zwischen den Parametern K , n , m und den viskosen Stoffparametern A_p , n_p , μ im Stoffmodell bestehen.

$$A_p = \frac{K^{\mu+1}}{\mu+1} \quad n_p = n \cdot (\mu+1) \quad \mu = \frac{1-m}{m} \quad (2.2)$$

Am Staßfurt-Steinsalz der Grube Sondershausen wurden 4 Kriechversuche mit jeweils zwei Laststufen durchgeführt. Alle Versuche wurden zunächst mit einer Spannungsdifferenz von $\sigma_{eff} = 16$ MPa belastet. In der zweiten Laststufe wurde die Spannungsdifferenz auf $\sigma_{eff} = 19$ MPa, $\sigma_{eff} = 22$ MPa, $\sigma_{eff} = 25$ MPa bzw. $\sigma_{eff} = 28$ MPa gesteigert. Auf Grund der relativ großen Streubreite der Versuchsergebnisse ist bei der geringen Anzahl von Versuchen eine optimale Parameteranpassung nicht möglich. Durch analytische Rückrechnung entsprechend Gl. (2.1) gelingt es, das charakteristische Verhalten im Streubereich der Versuche zu beschreiben und die entsprechenden Parameter nach Gl. (2.2) abzuleiten. In Abb. 20 ist die analytische Anpassung an die Versuchsergebnisse dargestellt, für die folgende Kriechparameter angegeben werden können:

$$A_p = 2,7 \cdot 10^{-24} [d^{-1}]$$

$$n_p = 11,88$$

$$\mu = 2,6$$

Abb. 20: Kriechversuche und analytische Anpassung für das Stoffmodell

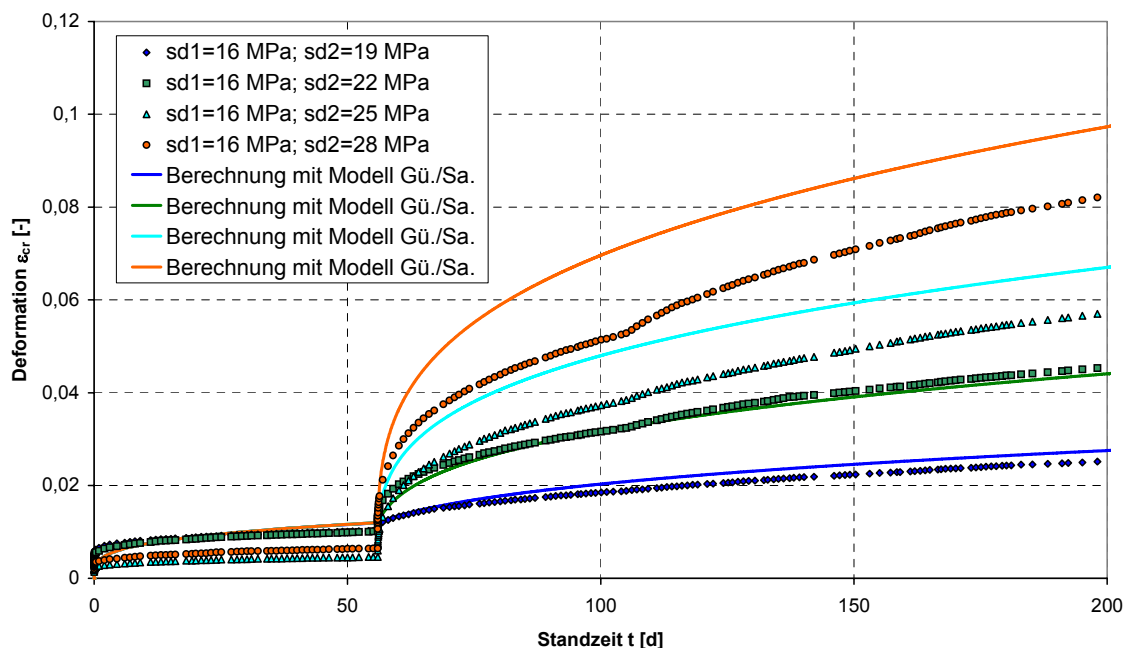


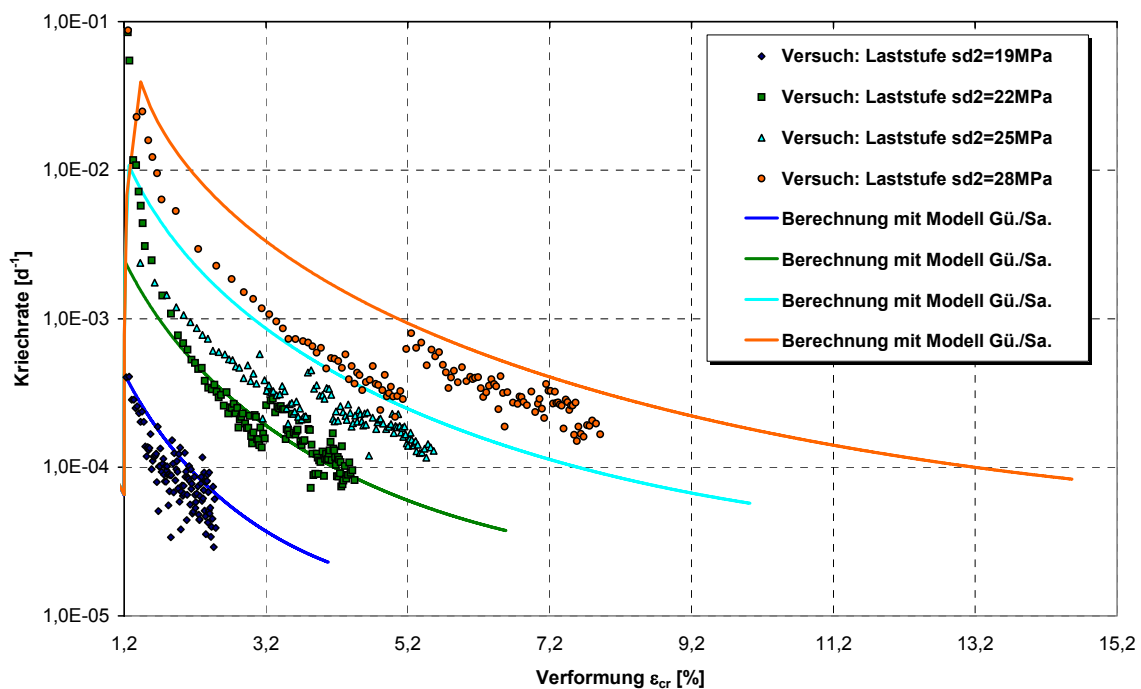
Abb. 21: Darstellung der gemessenen Kriechrate über der Verformung (2. Laststufe)

Abb. 21 zeigt den Verlauf der Kriechraten über der Verformung, aufgetragen mit Beginn der zweiten Laststufe. Es ist zu erkennen, dass die Kriechrate mit fortschreitender Verformung immer weiter abnimmt. Da sich noch keine konstante Kriechrate eingestellt hat, ist die stationäre Kriechphase noch nicht erreicht, obwohl die Versuche mit einer Standzeit von 200 Tagen relativ lange gefahren wurden. Wird die Erholungszeit durch Rückrechnung gemessener Konvergenzraten bzw. Pfeilerstauchungsraten bestimmt, ergeben sich für t_0 i. d. R. Werte von mehr als 10 Jahren. Da solche Zeiten im Laborversuch normalerweise nicht realisierbar sind, ist es nicht möglich die Erholungszeit t_0 direkt anhand von Kriechversuche zu bestimmen.

2.3 Bestimmung der Schädigungs-/Dilatanzparameter auf der Grundlage von Triaxialversuchen

In Anlage 1 und 2 sind das im Triaxialversuch gemessene Festigkeits- und Dilatanzverhalten, das zur Bestimmung der Schädigungsparameter herangezogen wurde, dargestellt. Wie bereits im Abschnitt 1.3 ausgeführt, wird das Schädigungsverhalten im Stoffmodell in erster Näherung über das im Triaxialversuch gemessene Dilatanzverhalten beschrieben, so dass die Schädigungsparameter streng genommen Dilatanzparameter darstellen.

Die Parameterbestimmung folgt dabei der im Abschnitt 1.4 erläuterten Vorgehensweise.

Mit der Annahme, dass Dilatanz- und Restfestigkeit identisch sind (Abschnitt 1.4), ergeben sich für die Dilatanzgrenze (Anlage 3) nach Gl. (1.12) folgende Parameter:

$$\sigma_{eff}^{Dil}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right] \quad \text{mit} \quad D_1 = 12 \text{ MPa}$$

$$D_2 = 0,05 \text{ MPa}$$

$$D_3 = 2 \text{ MPa}$$

Der Flächeninhalt unterhalb der Arbeitslinie, der durch die Dilatanzgrenze nach unten begrenzt ist, beschreibt die Dilatanzarbeit U_{Dil} (vgl. Abschnitt 1.4, Abb. 7). Die Dilatanz ε_{Vol} wird abhängig von der Dilatanzarbeit mit 3 Parametern entsprechend Gl. (1.13) beschrieben (Anlage 4). Diese Parameter sind wiederum abhängig von der kleinsten Hauptspannung σ_3 und werden nach Gl. (1.14) ebenfalls mit jeweils 3 Parametern beschrieben (Anlage 5). Es ergeben sich folgende neun Parameter, die die funktionale Abhängigkeit zwischen Dilatanz ε_{Vol} , Dilatanzarbeit U_{Dil} und kleinster Hauptspannung σ_3 beschreiben und aus den Versuchsergebnissen abgeleitet werden (vgl. Abschnitt 1.4).

$$A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] \quad \text{mit} \quad a_1 = 2,1 \cdot 10^{-3}$$

$$a_2 = 0,016$$

$$a_3 = -0,39$$

$$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] \quad \text{mit} \quad a_4 = 5 \cdot 10^{-7}$$

$$a_5 = 8 \cdot 10^{-5}$$

$$a_6 = -2$$

$$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3] \quad \text{mit} \quad a_7 = 1,5$$

$$a_8 = 4,15$$

$$a_9 = -0,6$$

Mit der Bestimmung der Kriech- und Dilatanzparameter sowie der Dilatanz-/Restfestigkeitsgrenze kann das Festigkeits- und zeitabhängige Verformungsverhalten prinzipiell wiedergegeben werden. Die im Dilatanzbereich wirkende Abhängigkeit des Spannungsexponenten n_p von der Minimalspannung und von der Dilatanz können nur durch numerische Rückrechnung von Triaxialversuchen ermittelt werden (vgl. Abschnitt 1.5). Dazu

wurden Variationsrechnungen durchgeführt in deren Ergebnis die σ_3 -Abhängigkeit des Spannungsexponenten n_p durch Gl. (1.18) mit nachstehenden Parametern beschrieben werden konnte, wobei $n_{\varepsilon_{Vol};0}$ den Spannungsexponenten für ungeschädigtes Steinsalz und n_1 die Differenz zwischen $n_p(\sigma_3=0)$ und $n_{\varepsilon_{Vol};0}$ darstellt (Anlage 6).

$$\begin{aligned} n_{\varepsilon_{Vol};0} &= 11,88 \\ n_1 &= 0,55 \\ n_2 &= -0,18 \end{aligned}$$

Entsprechend den Gl. (1.19) und (1.20) wurden durch Kalibrierungsrechnungen die Parameter

$$\begin{aligned} n_3 &= 2000 \quad \text{und} \\ n_4 &= 0,5 \end{aligned}$$

bestimmt. Damit wird das Verhalten des Spannungsexponenten n_p im Dilatanzbereich (bei $\varepsilon_{Vol} > 0$) nach Gl. (1.20) als Funktion zweier Variablen, nämlich der kleinsten Hauptspannung σ_3 und der Dilatanz ε_{Vol} , vollständig beschrieben (Anlage 7). Unter Berücksichtigung dieser Abhängigkeit des Spannungsexponenten von der Minimalspannung und der Dilatanz kann das Festigkeits- und Verformungsverhalten in einer sehr guten Näherung wiedergegeben werden (Abb. 22 und Anlage 10).

Die mit der Dilatanz verbundene Gefügebrauflockerung bewirkt, dass die elastischen Parameter Kompressionsmodul K und Schermodul G mit zunehmender Dilatanz reduziert werden. Gleichung 1.23 (Abschnitt 1.6) beschreibt das Verhalten des Kompressionsmoduls ausgehend vom Modul für ungeschädigtes Steinsalz bis zum Restmodul bei vollständiger Auflockerung in Abhängigkeit von der Dilatanz. Analog dazu verhält sich die Querdehnungszahl, die mit fortschreitender Dilatanz asymptotisch gegen $\nu = 0,5$ strebt (Gl. 1.24). Folgende Parameter werden für die Beschreibung der elastischen Kenngrößen entsprechend der Gleichungen (1.23) und (1.24) abgeleitet (Anlage 8):

Kompressionsmodul für ungeschädigtes Steinsalz	$K_0 = 16,6 \text{ GPa}$
Kompressionsmodul im Restfestigkeitsbereich	$K_R = 100 \text{ MPa}$
Poissonzahl für ungeschädigtes Steinsalz	$\nu_0 = 0,25$
Krümmungsparameter	$\alpha = 18$

K_0 und ν_0 können direkt aus Laborversuchen bestimmt werden, wogegen der Krümmungsparameter α angepasst werden muss.

Nach Gl. 1.25 ergibt sich mit einem Kompressionsmodul von $K_0 = 16,6$ MPa und einer Poissonzahl von $\nu_0 = 0,25$, ein Schermodul für nichtgeschädigtes Salz (d. h. für $\varepsilon_{vol} = 0$), von $G_0 = 10$ GPa.

2.4 Vergleich des berechneten Festigkeits- und Dilatanzverhaltens mit den Laborergebnissen

Mit den in den Abschnitten 2.2 und 2.3 vorgestellten Stoffgesetzparametern für das Stoffmodell Günther/Salzer, die in Anlage 9 noch einmal zusammenfassend aufgelistet sind, wurden Triaxialversuche mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit von $\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ nachgerechnet und mit dem im Versuch gemessenen Festigkeits- und Dilatanzverhalten verglichen. Die Berechnungen sind mit dem Programm FLAC 2D durchgeführt worden. Das Prüfkörpermodell ist axialsymmetrisch und besitzt eine Prüfkörperhöhe von $h_{pfk} = 25 \text{ cm}$. Um den Einfluss von Spannungumlagerungen auf das Berechnungsergebnis zu verhindern, wurde der Probekörper mit nur einem Element modelliert. Damit kann das unbeeinflusste Berechnungsergebnis aus dem Stoffmodell mit den Versuchsergebnissen direkt verglichen werden.

Auf die Modelloberkante wird eine vertikale Stauchungsrate von $\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ als Randbedingung aufgegeben, während Vertikalverschiebungen an der Modellunterkante nicht zugelassen werden. Auf den rechten Modellrand wird eine Horizontalspannung in der Höhe des Manteldrucks vorgegeben. Der linke Modellrand bildet die Rotationsachse des axialsymmetrischen Modells

Da die Erholungszeit auf der Grundlage von Laborversuchen normalerweise nicht direkt bestimmbar ist, wurde sie entsprechend bisheriger Erfahrungen mit einem Wert von $t_0 = 4000$ Tagen angesetzt. Für die Nachrechnung der Laborversuche besitzt diese grobe Abschätzung von t_0 allerdings keinen Einfluss, da bei Triaxialversuchen die Erholung keine Rolle spielt. Die genaue Größe der Erholungszeit wird, wie weiter unten gezeigt wird, durch Rückrechnung des In-situ-Konvergenzgeschehens in der Maschinenstrecke EU1 ermittelt.

Abb. 22 zeigt, dass das gemessene Festigkeitsverhalten mit dem Stoffmodell in sehr guter Weise nachvollzogen werden kann. Grundsätzlich ist das zunehmend duktile Verhalten bis in den Nachbruchbereich im Stoffmodell abhängig von der effektive Verfestigung ε_{eff}^V (vgl. Abschnitt 1). Das Auffächern der Arbeitslinien sowie die Krümmung im Bereich der Spitzenfestigkeit wird durch den nach Gl. (1.20) im Dilatanzbereich veränderlichen Spannungsexponenten n_p erreicht (vgl. Abschnitt 1.5). Über die Dilatanzgrenze, die im Stoffmodell Günther/Salzer gleichzeitig auch die Restfestigkeitsgrenze darstellt, wird geregelt, dass mit Erreichen des Restfestigkeitsniveaus keine weitere Dilatanzarbeit U_{Dil} akkumuliert wird und damit keine weitere Entfestigung möglich ist. Die berechnete Spannung verbleibt dadurch auf dem Niveau der Restfestigkeit.

Abb. 22: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten

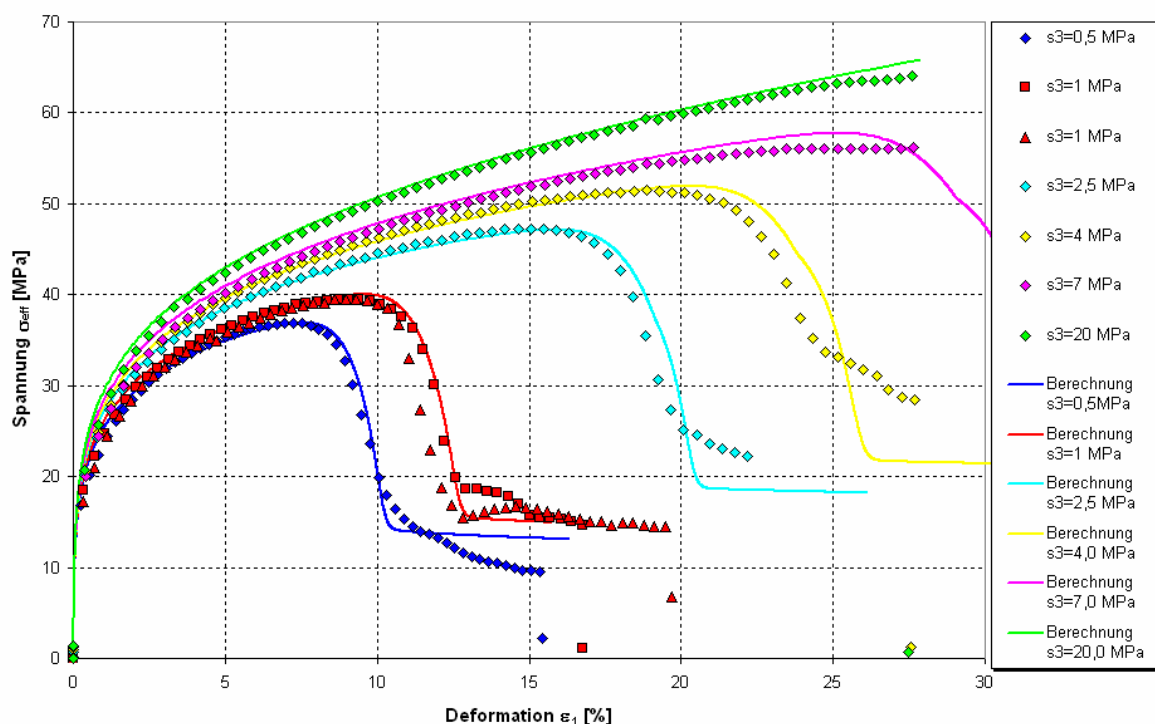
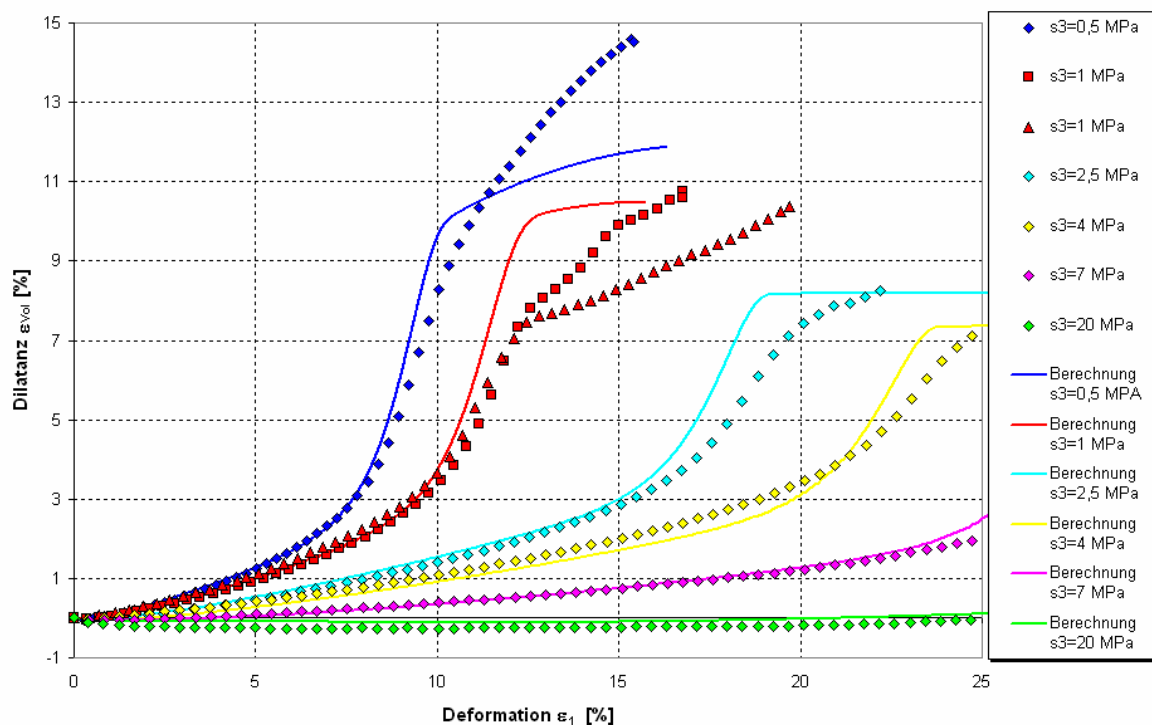


Abb. 23 zeigt den Vergleich zwischen gemessener und berechneter Dilatanz. Bis weit in den Nachbruchbereich ist dabei eine gute Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse mit den Labordaten zu erkennen. Mit dem Stoffmodell gelingt es, die bekannte Abhängigkeit der Dilatanz von der kleinsten Hauptspannung und von der Verformung qualitativ und quantitativ gut abzubilden.

Abb. 23: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Dilatanzverhalten

Das Festigkeits- und Dilatanzverhalten wird im Stoffmodell durch die akkumulierte Dilatanzarbeit U_{Dil} bestimmt. Während im zügigen Triaxialversuch der Einfluss der Erholung auf die effektive Verfestigung vernachlässigbar ist, nimmt dieser mit sinkender Belastungsgeschwindigkeit zu. Dadurch wächst bei geringer Verformungsrate der schadungsfreie Anteil an der Gesamtverformung, während bei zügiger Verformung der Schädigungsanteil groß ist. Das Verhältnis zwischen den schadungsinduzierten und schadungsfreien Deformationsanteilen ergibt sich im Stoffmodell deshalb abhängig von der Belastungsgeschwindigkeit. Da die Verfestigung bestimmend für die Festigkeit ist, folgt aus dem Konzept der akkumulierten Dilatanzarbeit U_{Dil} ein geschwindigkeitsabhängiges Festigkeits- und Dilatanzverhalten, so dass die im zügigen Triaxialversuch ermittelte Kurzzeitfestigkeit, wie auch die geringere Langzeitfestigkeit zwanglos berechnet wird.

Abb. 24 zeigt einen Vergleich zwischen gemessenem und mit dem Stoffmodell berechnetem Festigkeitsverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten. In Abb. 25 ist das dazugehörige Dilatanzverhalten dargestellt. Wie der Vergleich zeigt, wird bei verschiedenen Belastungsraten das gemessene Festigkeits- und Dilatanzverhalten mit dem Stoffmodell in guter Weise nachvollzogen.

Abb. 24: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten (Manteldruck $\sigma_3 = 2,5 \text{ MPa}$)

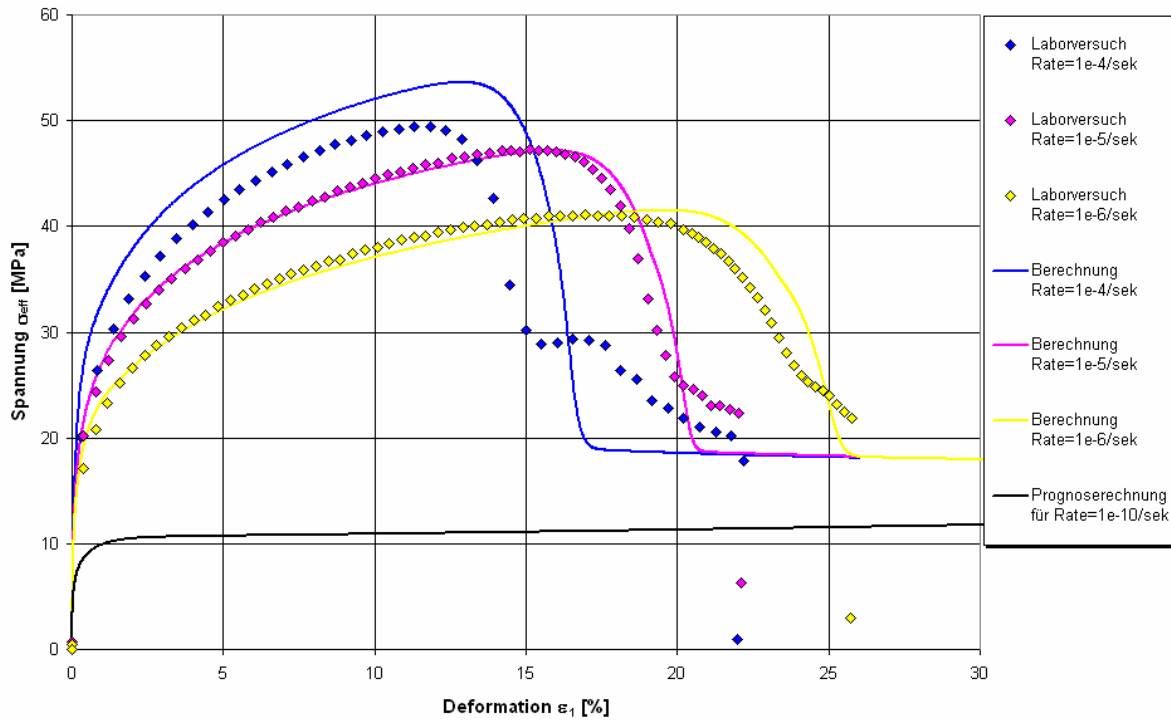
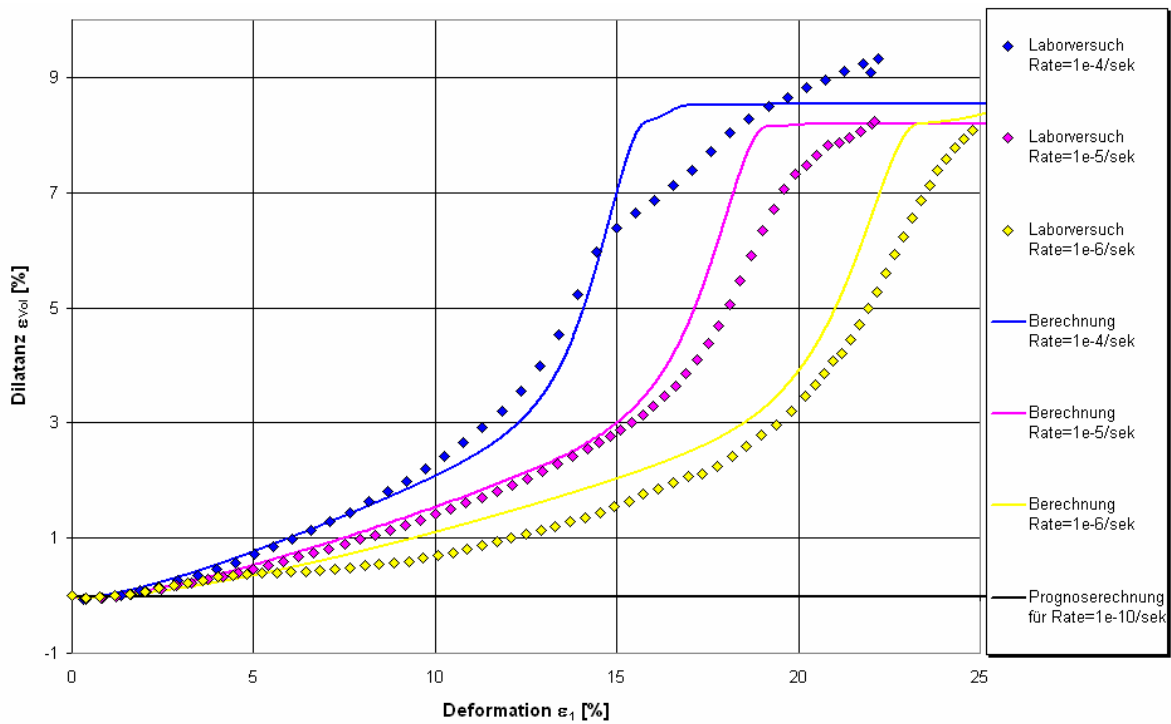


Abb. 25: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Dilatanzverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten (Manteldruck $\sigma_3 = 2,5 \text{ MPa}$)



Um eine wichtige Konsequenz aus den dargestellten Zusammenhängen zu illustrieren, wurde ergänzend eine Prognoserechnung mit einer für In-situ-Verhältnisse typischen Geschwindigkeit von $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-10} s^{-1}$ durchgeführt (schwarze Kurve – Abb. 24). Bei dieser langsamen Belastungsgeschwindigkeit ist der Einfluss der Erholung auf die effektive Verfestigung voll wirksam. Durch die, mit der Erholung verbundene, Spannungsrelaxation baut sich bei dem prognostizierten Versuch ($\sigma_3 = 2,5 MPa$) keine Spannung auf, die über der Dilatanzgrenze ($\sigma_{eff}^{Dil}(\sigma_3 = 2,5 MPa) = 17 MPa$) liegt. Damit verhält sich das Material bei dieser Geschwindigkeit und unter der gegebenen Einspannung schädigungsfrei, d. h. ohne dilatante Auflockerung (Abb. 25). Die berechnete Spannung bleibt immer unterhalb der Dilatanz-/Restfestigkeitsgrenze (Abb. 24). Das Material würde sich damit unter der genannten Belastungsgeschwindigkeit und bei einer Einspannung von $\sigma_3 = 2,5 MPa$ langfristig schädigungsfrei bzw. dauerstandsicher verhalten.

2.5 Nachrechnung zum Verhalten der Maschinenstrecke EU1 Sondershausen und Vergleich mit In-situ-Messungen

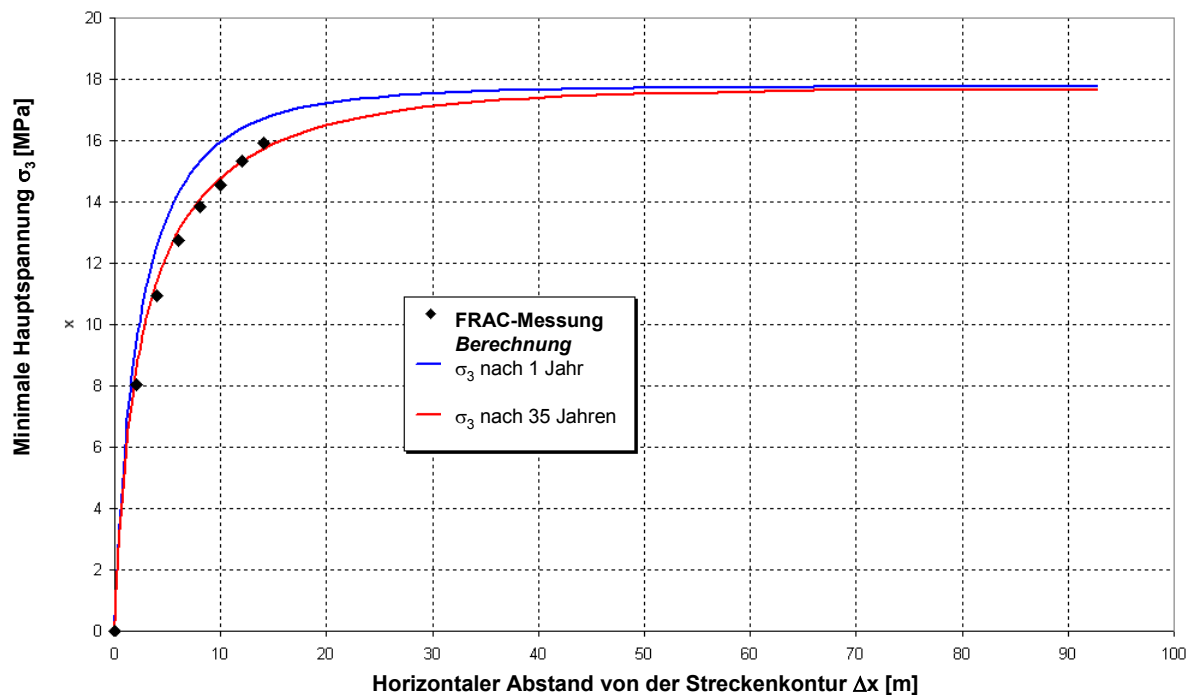
Mit dem vorgestellten einheitlichen Parametersatz für das Stoffmodell (Anlage 9) soll für eine konkrete In-situ-Situation das Konvergenzverhalten, die Dilatanzentwicklung und die Spannungsverteilung berechnet und mit vorhandenen Messwerten verglichen werden.

In der Grube Sondershausen wurde vor ca. 35 Jahren die Maschinenstrecke EU 1 im Staßfurt-Steinsalz mit wenigen Metern Abstand zum liegenden, teilweise gasführenden Basalanhydrit mit einer Vollschnittmaschine aufgefahren. Nach Annäherung der Streckenortsbrust an einen Störungsbereich mit höher gelagertem Basalanhydrit, wurde beschlossen, den Bereich wegen der Gefahr eines Gasbläfers nicht zu durchhörern. Die Maschine wurde deshalb zurückgezogen, um die Störungszone weiträumig zu umfahren. Dadurch entstand ein singulär gelegenes und schonend aufgefahrenes Streckenende, in dem im Rahmen eines Dammbauforschungsprojektes ein Versuchsort eingerichtet wurde (Anlage 11). Für den Versuchsort liegen Frac-, Konvergenz- und Permeabilitätsmessungen vor (SALZER, K.; MENZEL, W.; GÜNTHER, R.-M., 2000).

Die Situation im Bereich des Versuchsortes wird mit einem ebenen Schnitt, der den Streckenquerschnitt abbildet, modelliert (Anlage 12). Zur Vereinfachung wird der liegende Basalanhydrit im Modell vernachlässigt, so dass für das gesamte Modell die bereits vorgestellten Steinsalzparameter nach Anlage 9 angesetzt werden. Das Modell besitzt eine Höhe von

200 m und eine Breite von 100 m (Anlage 12). Normalverschiebungen am unteren Modellrand und an den Modellseitenrändern sind ausgeschlossen. Auf der Modelloberkante wird eine Auflast von $p = 15,7 \text{ MPa}$ aufgebracht. Die Maschinenstrecke besitzt einen kreisrunden Querschnitt mit einem Durchmesser von 3 m. Das Modell bildet unter Ausnutzung der Symmetrie einen halben Streckenquerschnitt ab (Anlage 12), so dass der Versuchsort durch einen am linken Modellrand befindlichen Halbkreis mit einem Radius von $R = 1,5 \text{ m}$ modelliert werden kann. Die Modellberechnungen wurden über einen Berechnungszeitraum von 35 Jahren durchgeführt. Die Erholungszeit t_0 konnte an diesem Beispiel durch Rückrechnung der gemessenen Streckenkonvergenzrate von $k_V = 1 \text{ mm/a}$ bestimmt werden. Um die gemessene Konvergenzrate mit dem Modell nachvollziehen zu können, musste eine Erholungszeit von $t_0 = 7000 \text{ d}$ (ca. 19,2 Jahre) gewählt werden. Da sich die Strecke nach einer Standzeit von 35 Jahren im stationären Zustand verformt, kann die Erholungszeit durch Rückrechnung in guter Näherung standortspezifisch bestimmt werden. Wie der Vergleich mit den FRAC-Messungen zeigt, kann auch der Prozess der zeitabhängigen Spannungsumlagerung mit dem nun vollständig bestimmten Parametersatz gut wiedergegeben werden (Abb. 26).

Abb. 26: Vergleich zwischen FRAC-Messungen nach einer Standzeit von ca. 35 Jahren und berechneter Minimalspannungsverteilung in der Hohlraumumgebung

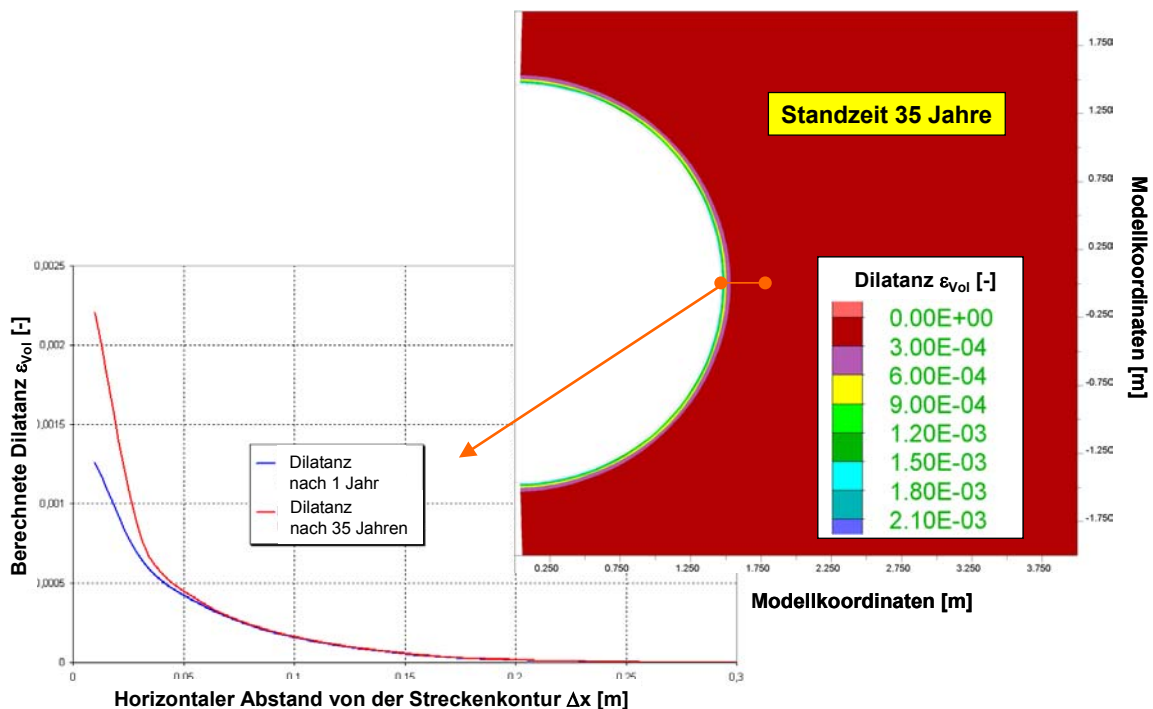


Es bildet sich eine kreisförmige Spannungsverteilung um die Strecke heraus (Anlagen 13 und 14). Auf Grund der geringen Hauptspannungsdifferenz ($\sigma_{Diff} = \sigma_1 - \sigma_3 < 10 \text{ MPa}$) im

unmittelbaren Konturbereich und der schon nach wenigen Dezimetern relativ hohen Ein-
spannung ($\sigma_3 > 1 \text{ MPa}$ – Anlage 13), wird eine mit einem Maximalwert von $\varepsilon_{Vol} < 2,5\text{‰}$ nur
gering dilatante, schmale Auflockerungszone berechnet, die auf einen Abstand von maximal
20 cm vom Streckenstoß begrenzt ist (Abb. 27). Die berechnete Größe und Ausbildung der
Auflockerungszone stimmt qualitativ gut mit den Ergebnissen von Permeabilitätsmessungen
in dieser Strecke überein.

Es kann zusammengefasst werden, dass unter Berücksichtigung der durchgeführten Rück-
rechnung für das Staßfurt-Steinsalz im Bereich der EU 1 ein vollständiger Parametersatz
(Anlage 15) abgeleitet und validiert werden konnte.

Abb. 27: Berechnete Auflockerungszone nach einer Standzeit von 1 bzw. 35 Jahren



2.6 Berechnungen zum Verhalten von Steinsalzfeilern bei unterschiedlicher Belastung

Die Nachrechnung des mechanischen Verhaltens der Maschinenstrecke EU 1 erfolgte für
Belastungen, die mit wenig Schädigung und Dilatanz verbunden sind. Deshalb sind die mit
dem Stoffmodell berechneten Spannungsumlagerungen und zeitabhängigen Verformungen
für die Maschinenstrecke EU 1 in erster Linie abhängig von der Verfestigung und der Erho-
lung, d. h. dem transienten und stationären Kriechen.

Da im Gewinnungsbergbau die Reduzierung der Abbauverluste aus ökonomischen Gründen ein wichtiger Faktor für die Abbauplanung ist, werden Tragelemente, wie Pfeiler und Schweben, oft schlank gebaut, so dass deren Standsicherheit maßgeblich durch Schädigungsprozesse bestimmt wird. Für die Einschätzung der Standsicherheit von Tragelementen bzw. der Ableitung von Sicherungsmaßnahmen, ist deshalb eine realitätsnahe Beurteilung der Schädigungsentwicklung und des Schädigungszustandes entscheidend.

Mit dem vorgestellten einheitlichen Parametersatz (Anlage 15) wird das Tragverhalten eines fiktiven Langpfeilers im numerischen Modell untersucht. Der Modellpfeiler besitzt folgende geometrische Parameter:

Pfeilerbreite	b_{Pf}	= 20 m
Pfeilerhöhe	h_{Pf}	= 20 m
Kammerbreite	b_K	= 20 m

Der Pfeiler wird als Einzelpfeiler unter Ausnutzung der Symmetrie mit jeweils einer halben Kammerbreite und einer halben Pfeilerbreite modelliert (Anlage 16). Aus der angegebenen

Pfeilerbreite und -höhe ergibt sich das Schlankheitsmaß von $\alpha = \frac{b_{Pf}}{h_{Pf}} = 1$ und aus dem Ver-

hältnis zwischen Systembreite und Pfeilerbreite bei Langpfeilern der Lastfaktor mit

$L_F = \frac{b_{Pf} + b_K}{b_{Pf}} = 2$. Obwohl der Pfeiler mit einem $\alpha = 1$ schlank gebaut ist, sind die angege-

benen Dimensionierungsparameter typisch für die Steinsalzgewinnung mit Langkammern.

Um den Einfluss der Schädigung auf das Pfeilertragverhalten zeigen zu können, wird der Modellpfeiler unter drei verschiedenen Belastungen beansprucht, die als Auflast auf die Modelloberkante vorgegeben werden (Anlage 16).

Modell A: Auflast $p = 7$ MPa

- Teufe Modelloberkante $z \approx 320$ m, mit mittlerer Wichte von $\gamma_G = 0,022 \frac{MPa}{m}$
- resultierende Pfeilerbelastung: $\sigma_{Pf} = L_F \cdot (p + \gamma_G \cdot 100 \text{ m}) = 18,4$ MPa

Modell B: Auflast $p = 12$ MPa

- Teufe Modelloberkante $z \approx 545$ m, mit mittlerer Wichte von $\gamma_G = 0,022 \frac{MPa}{m}$
- resultierende Pfeilerbelastung: $\sigma_{Pf} = L_F \cdot (p + \gamma_G \cdot 100 \text{ m}) = 28,4$ MPa

Modell C: Auflast $p = 17 \text{ MPa}$

- Tiefe Modelloberkante $z \approx 770 \text{ m}$, mit mittlerer Wichte von $\gamma_G = 0,022 \frac{\text{MPa}}{\text{m}}$
- resultierende Pfeilerbelastung: $\sigma_{Pf} = L_F \cdot (p + \gamma_G \cdot 100 \text{ m}) = 38,4 \text{ MPa}$

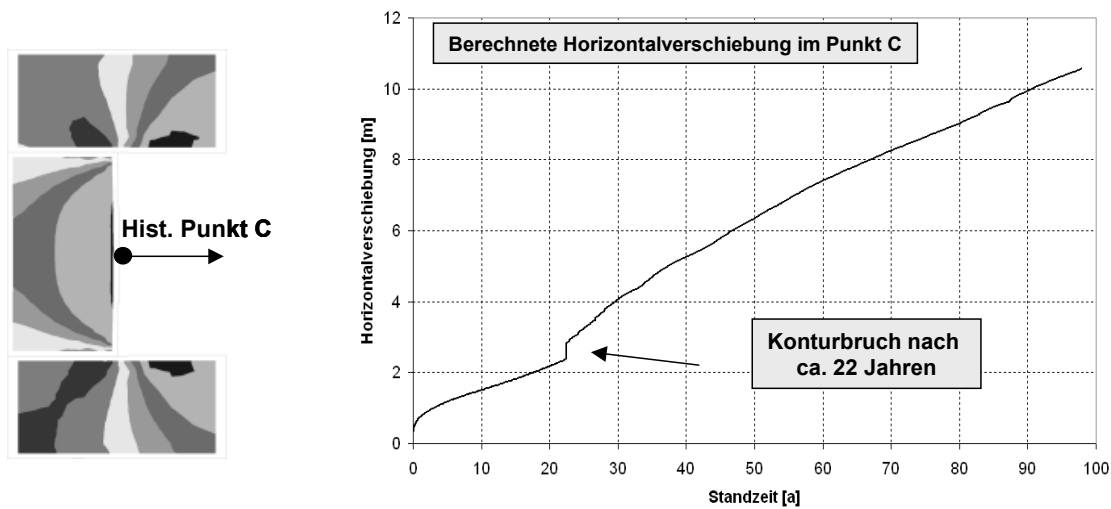
Modell A: Auflast $p = 7 \text{ MPa}$

Die Effektivspannung im Pfeilerkern liegt zunächst bei $\sigma_{eff} = 15 \text{ MPa}$ bzw. etwas darüber und wird mit zunehmender Standzeit durch die Pfeilerquerdehnung reduziert (Anlage 17). Während an der Pfeilerkontur mit der Zeit auch Zugspannungen auftreten, steigt nach einer Standzeit von 100 Jahren die Einspannung im Pfeilerkern auf über $\sigma_3 = 3 \text{ MPa}$ an (Anlagen 18 und 19). Bei dieser Minimalspannung besitzt die Dilatanzgrenze einen Wert von $\sigma_{eff}^{Dil} = 17,5 \text{ MPa}$. Da die Spannung im Pfeilerkern unterhalb der Dilatanzgrenze liegt, wird hier, im Gegensatz zum Konturbereich, keine Schädigung akkumuliert (Anlage 21). Die Pfeilerkontur entzieht sich durch Kriechen und Schädigungsentwicklung der Last. Deshalb steigt die vertikale Spannungskomponente σ_{yy} im Pfeilerkern zunächst stark an (Anlage 20). Die berechneten Schädigungen wachsen nicht weiter in den Pfeiler hinein und bleiben mit einer Größenordnung von wenigen Prozent auf den Konturbereich beschränkt. Der Pfeilerquerschnitt wird deshalb nicht schädigungsbedingt durch Konturabschalung reduziert, sondern nimmt durch schädigungsfreies Kriechen zu. Damit wird langfristig die Vertikalspannung im Pfeilerkern reduziert (Anlage 20). Der Modellpfeiler kann aus diesem Grund als dauerstand-sicher eingeschätzt werden.

Modell B: Auflast $p = 12 \text{ MPa}$

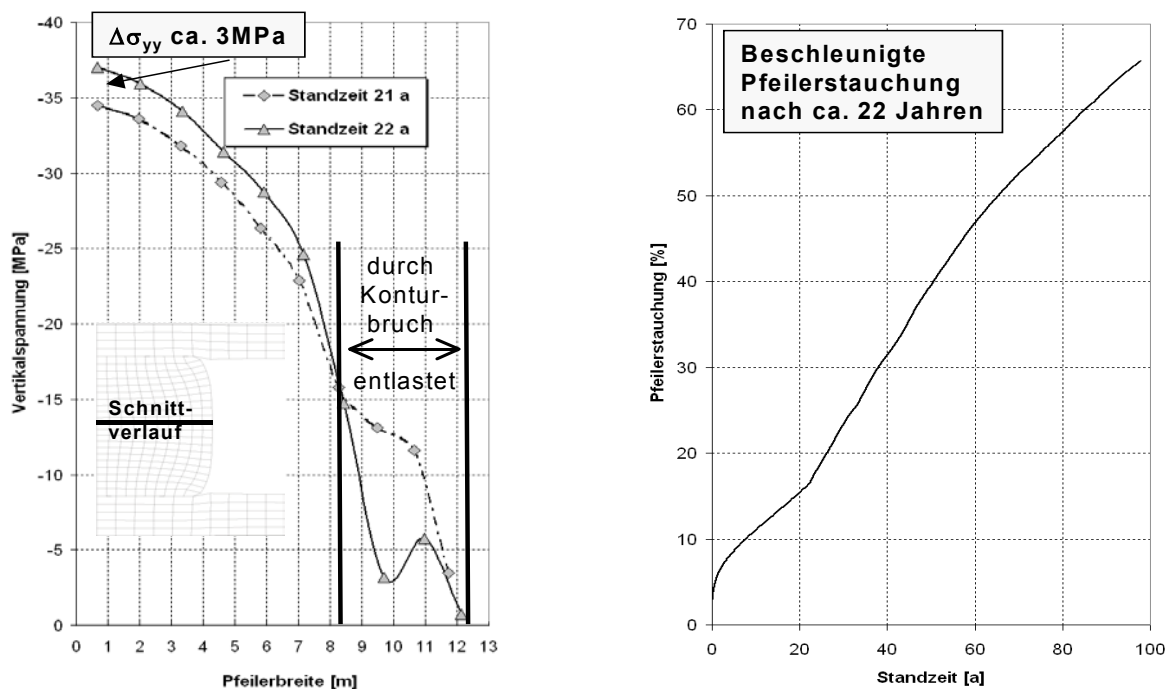
Im Pfeilerkern wirkt zunächst eine Effektivspannung σ_{eff} von mehr als 25 MPa, die sich jedoch mit zunehmender Standzeit reduziert (Anlage 22). Die Dilatanzgrenze ist aber im Gegensatz zum Modell A in der Pfeilermitte überschritten, so dass sich auch hier Schädigungen entwickeln (Anlage 26). Die mit der Pfeilerstauchung kontinuierlich anwachsende Konturschädigung führt nach einer Standzeit von ca. 22 Jahren zu einem Konturbruch, der mit einem sprunghaften Anstieg der Horizontalverschiebung der Pfeilerkontur verbunden ist (Abb. 28 und Anlage 23).

Abb. 28: Horizontalverschiebung mit Konturbruch nach 22 Jahren



Der tragende Pfeilerquerschnitt wird durch das Bruchereignis reduziert. Da die Belastung im Pfeilerkern dadurch um ca. 3 MPa ansteigt, kommt es zu einer Beschleunigung der Pfeilerstauchungsrate. (Abb. 29).

Abb. 29: Vertikalspannung im Pfeilerquerschnitt und Pfeilerstauchung



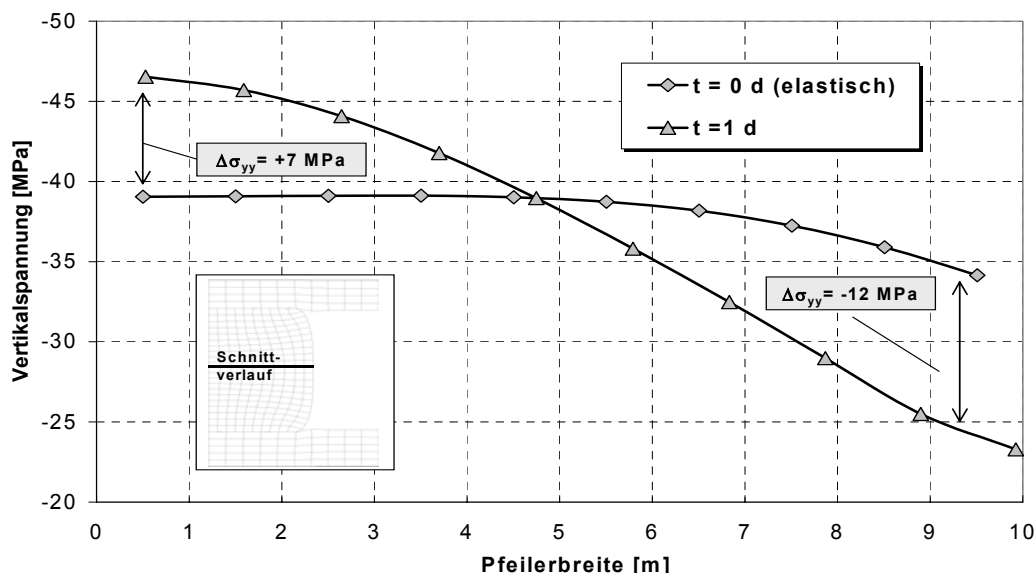
Der Pfeilerkern ist über die gesamte Standzeit nach dem Konturbruch wegen der relativ hohen Einspannung ($\sigma_3 > 7,5$ MPa – Anlage 24) nur gering geschädigt (Anlage 26). Dadurch kommt es nicht zum progressiven Pfeilerversagen. Die Einstanzung des Pfeilers in Firste und Sohle sowie das Bruchhaufwerk führen zum Anwachsen der Minimalspannung in Pfei-

lermitte und wirken deshalb stabilisierend. Die Pfeilerstauchung läuft mit erhöhter Rate weiter, bis die Kammer durch die Pfeilerquerdehnung versetzt ist (Anlage 22). Da aber die Belastung in Pfeilermitte bis zum Ende der Berechnung immer weiter ansteigt (Anlage 25), wird der Pfeiler wesentlich durch die ebenfalls wachsende Einspannung (Anlagen 23 und 24) stabilisiert. Eine Störung dieses fragilen Gleichgewichtes, wie z. B. das Berauben der Bruchmassen, führt wahrscheinlich zum progressiven Versagen des Modellpfeilers, so dass von einer Standsicherheit des Pfeilers im eigentlichen Sinn nicht mehr gesprochen werden kann.

Modell C: Auflast $p = 17 \text{ MPa}$

Bei einer Auflast auf der Modelloberkante von $p = 17 \text{ MPa}$, einem Teufendruckgradienten von $\gamma_G = 0,022 \frac{\text{MPa}}{\text{m}}$ und einem Lastfaktor von $L_F = 2$, beträgt die mittlere Pfeilerspannung $\bar{\sigma}_{Pf} = L_F \cdot (p + 100 \text{ m} \cdot \gamma_G) = 38,4 \text{ MPa}$. Da im Triaxialversuch nur eine einaxiale Druckfestigkeit von $\sigma_D \approx 33 \text{ MPa}$ für das untersuchte Steinsalz gemessen wurde, ist der Konturbereich des Pfeilers von Beginn an überlastet. Der Pfeilerrandbereich entzieht sich um etwa 12 MPa zügig der Belastung. Die Spannung wird in die Pfeilermitte umgelagert und steigt dort um 7 MPa (Abb. 30).

Abb. 30: Spannungsumlagerungen im Pfeilerquerschnitt unmittelbar nach der Auffahrung



Durch die hohe Belastung beträgt die Pfeilerstauchung nach einer Standzeit von 10 Tagen bereits $\Delta \varepsilon_{Pf} \approx 5,5\%$, was einer Absenkung der Pfeileroberkante von ca. 1,1 m bzw. 11 cm pro Tag entspricht. Mit der großen Verformungsrate läuft auch die Entfestigung insbesondere im Bereich der Pfeilerkontur weiter. Nach ca. 45 Tagen beginnt sich eine, zur Kontur parallel

orientierte, Zone zu entwickeln, in der sich die Dilatanz konzentriert und Spannung abgebaut wird (Abb. 31 und 32, Anlagen 30 und 31). Dieser Bereich weitet sich zu einem Riss aus. Die Spannung wird zunächst auf die Rissufer umgelagert und wächst dort an. Werden die Rissufer überlastet bzw. bildet sich der Riss vollständig aus (Abb. 31, Anlagen 30 und 31), erfolgt der Konturbruch nach 77 Tagen, wobei die Pfeilerkontur schlagartig um ca. 60 cm in die Kammer geschoben wird (Abb. 33). Die Bruchmassen werden dabei aufgelockert und entlastet (Abb. 31 und 32), was zu einer deutlichen Zunahme der Belastung im Pfeilerkern auf $\sigma_{yy} \approx 56 \text{ MPa}$ führt.

Abb. 31: Rissentstehung und Konturbruch (Auflast $p = 17 \text{ MPa}$)

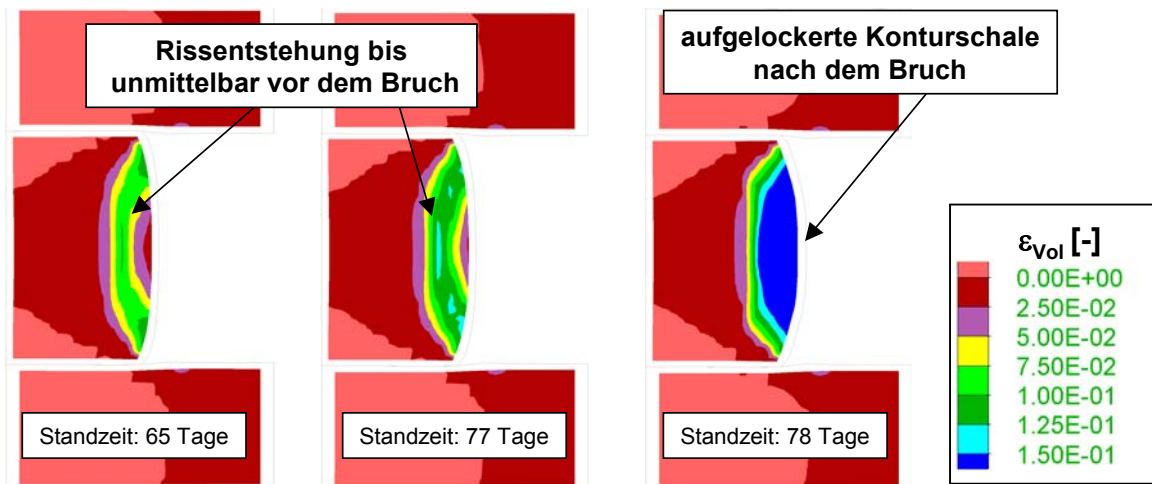


Abb. 32: Dilatanzentwicklung und Spannungsumlagerung im Pfeilerquerschnitt

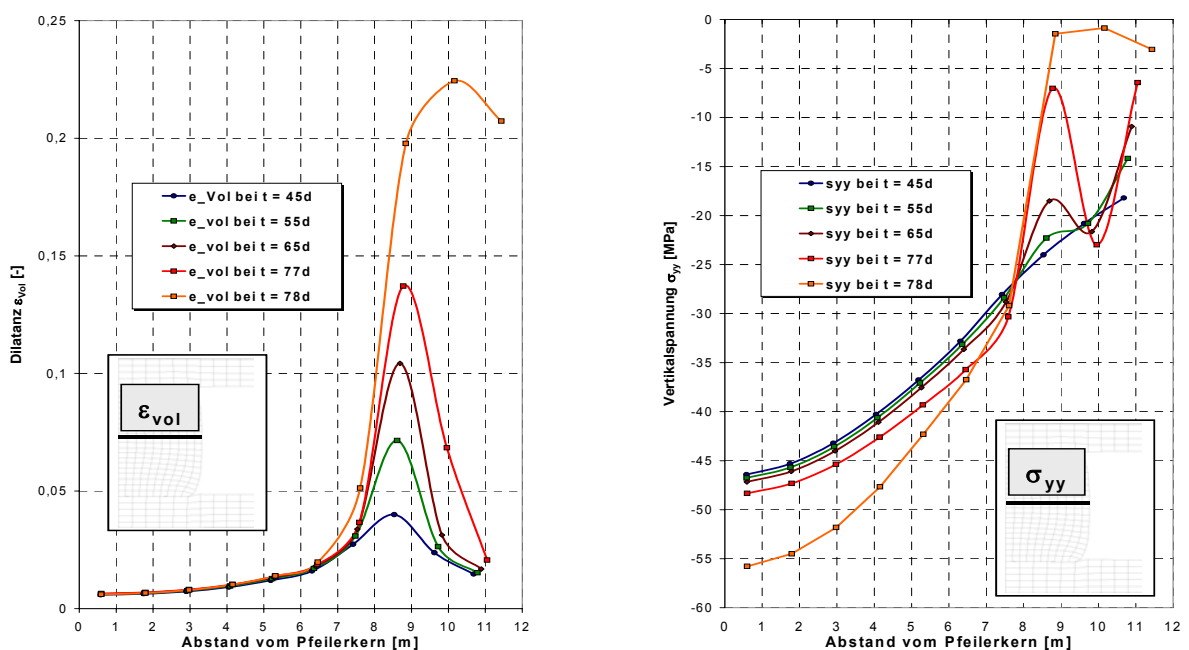
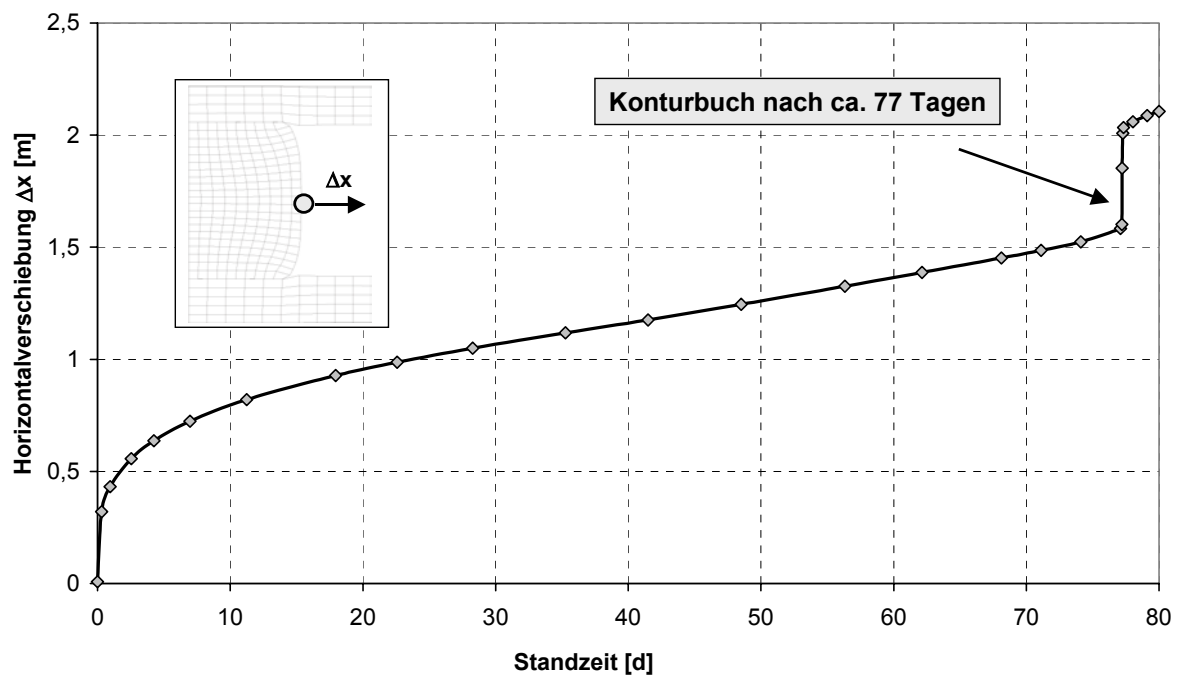
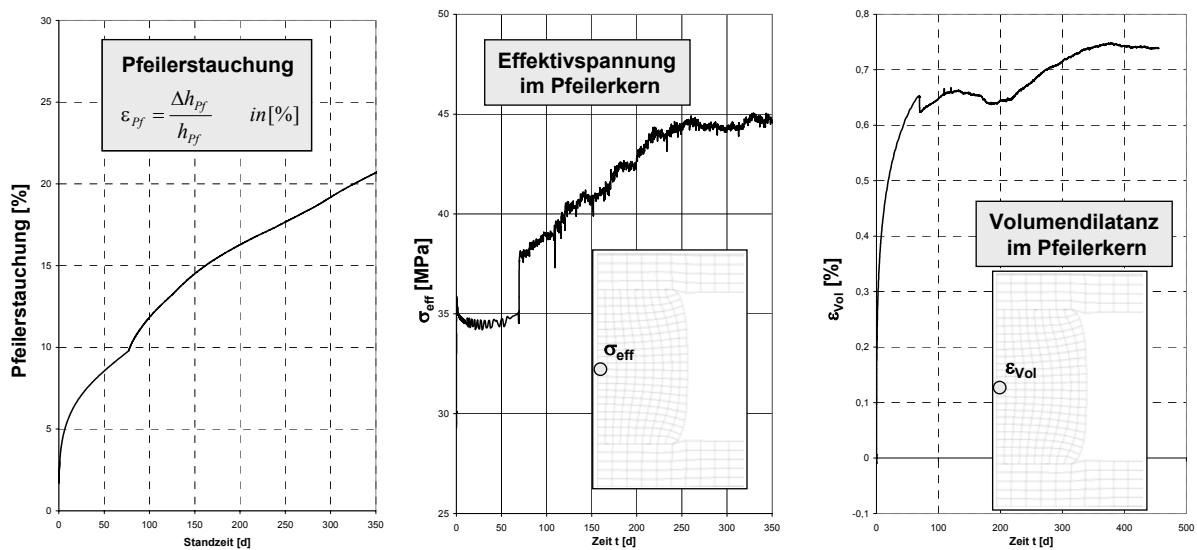


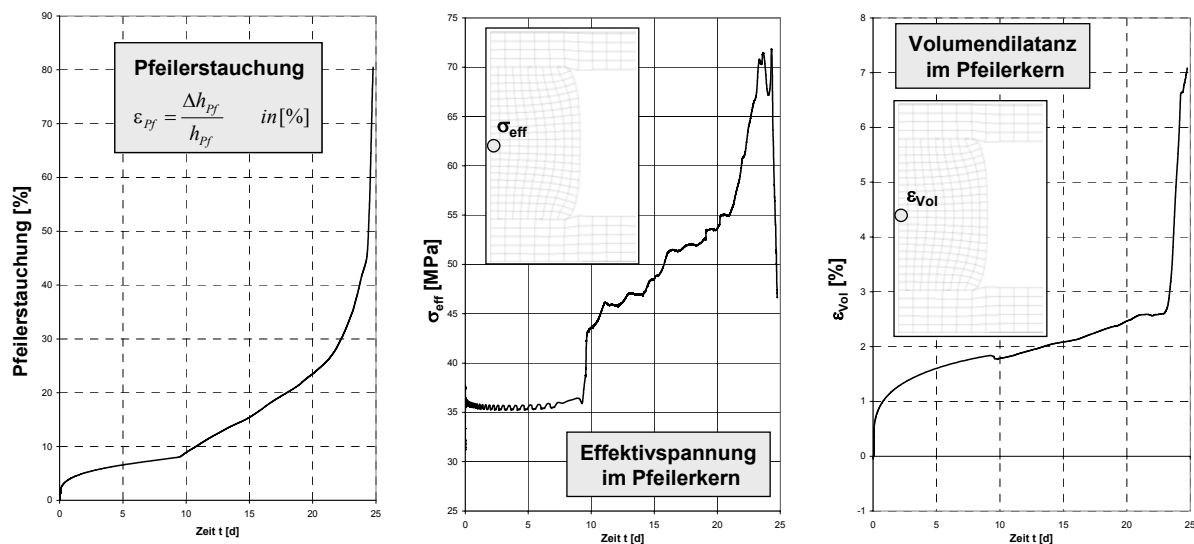
Abb. 33: Horizontalverschiebung der Pfeilerkontur mit Konturbruch

Durch die höhere Belastung im Pfeilerkern steigt die Pfeilerstauchungsrate weiter an (Anlage 27). Da sich nach dem Konturbruch die Schädigung tiefer in den Pfeiler ausbreitet, kommt es nach einer Standzeit von ca. 1,1 Jahren zu einem weiteren Bruchereignis, mit einer Horizontalverschiebung von ca. 1,2 m (Anlage 28). Im darauf folgenden Monat senkt sich das Hangende weiter um ca. 1 m (Anlage 29). Aufgrund der hohen Belastung, welche mit der Reduzierung des Pfeilerquerschnittes noch ansteigt, wird der Pfeiler mit großer Rate gestaucht. Da der Pfeilerkern hoch eingespannt bleibt ($\sigma_3 > 12,5 \text{ MPa}$ - Anlage 28), ist die Schädigung dort nur gering. Ein kollapsartiges Pfeilerversagen wird aus diesem Grund nicht berechnet. Für praktische Belange wären allerdings extrem große Stauchungsraten von 11 cm/d nicht beherrschbar und damit auch nicht tolerierbar. Die Pfeilerdimensionierung ist deshalb für die untersuchte Belastung unzulässig.

In einer ergänzenden Fallstudie wurde untersucht, bei welchem Schlankheitsmaß α unter der gegebenen Auflast von $p = 17 \text{ MPa}$ ein progressives Pfeilerversagen eintritt. Bei gleichbleibendem Lastfaktor ($L_F = 2$) sind zusätzlich Pfeilermodelle mit Schlankheitsmaßen von $\alpha = 0,8$ ($h_{Pf} = 25 \text{ m}$) und $\alpha = 0,66$ ($h_{Pf} = 30 \text{ m}$) gerechnet worden. Dabei zeigte sich, dass bei einem Schlankheitsmaß von $\alpha = 1$ die Effektivspannung σ_{eff} im Pfeilerkern nach dem Konturbruch zwar ansteigt, aber bei einer Größe von $\sigma_{eff} = 45 \text{ MPa}$ (Abb. 34) in ein Plateau läuft.

Abb. 34: Modellpfeiler $\alpha = 1$; $h_{pf} = 20$ m - Stauchung und Schädigungszustand im Pfeilerkern

Mit dem Konturbruch steigt die Minimalspannung in der Pfeilermitte soweit an, dass die Dilatanz im Kernbereich auf $\varepsilon_{Vol} < 0,8\%$ beschränkt bleibt (Abb. 34). Das bedeutet, dass bei einem Schlankheitsmaß $\alpha = 1$ der Minimalspannungsaufbau in der Pfeilermitte ausreicht, um die Schädigungsprozesse zu begrenzen.

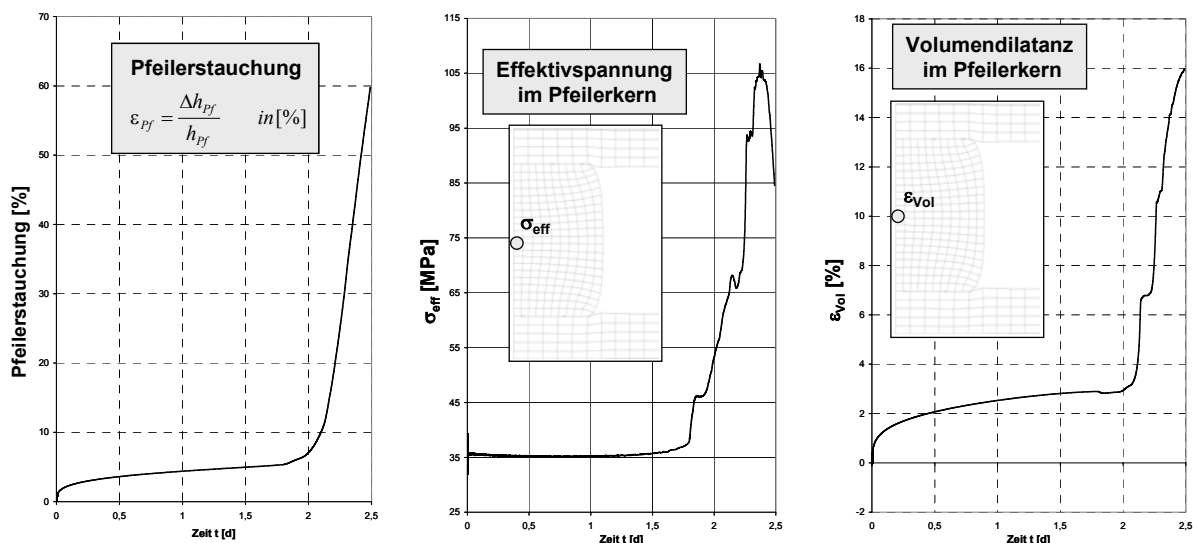
Abb. 35: Modellpfeiler $\alpha = 0,8$; $h_{pf} = 25$ m - Stauchung und Schädigungszustand im Pfeilerkern

Bei einer Pfeilerhöhe von $h_{pf} = 25$ m, d. h. bei einem Schlankheitsmaß von $\alpha = 0,8$, tritt der Konturbruch schon nach ca. 9 Tagen ein. Durch die damit verbundene Konturentlastung kommt es zu einem sprunghaften Anstieg der Effektivspannung im Pfeilerkern (Abb. 35 – mittleres Bild). Daraus ergibt sich eine Zunahme der Pfeilerstauchungsrate. Im Anschluss

daran nimmt die Effektivspannung σ_{eff} über einen Zeitraum von ca. 10 Tagen relativ gleichmäßig weiter zu (Abb. 35 - mittleres Bild). Während dieser Zeit ist die Pfeilerstauchungsrate in etwa konstant (Abb. 35 - linkes Bild). Eine weitere Eskalation zeichnet sich anhand des Verlaufes der Pfeilerstauchung zunächst nicht ab. Im Gegensatz zum Pfeiler mit $\alpha = 1$ entwickelt sich die Effektivspannung im Kern aber zunehmend progressiv und läuft nicht in ein Plateau (Abb.35 – mittleres Bild). Mit einem starken Anwachsen der Effektivspannung wird der Kernbereich zunehmend geschädigt (Abb. 35 - rechtes Bild) und verliert seine Integrität. Mit einer Verzögerung von ca. 12 Tagen nach dem Konturbruch wird für einen Modellpfeiler mit einem Schlankheitsmaß $\alpha = 0,8$ ein Pfeilerkollaps berechnet (Abb. 35).

Wird das Schlankheitsmaß weiter auf $\alpha = 0,66$ ($h_{pf} = 30$ m) reduziert, läuft der Konturbruch schon nach ca. 2 Tagen an und geht sofort in ein umfassendes Pfeilerversagen über. Eine zwischenzeitliche Stabilisierung wird nicht berechnet. Im Pfeilerkern entsteht zügig eine Spannungsspitze von $\sigma_{eff} \approx 105$ MPa, die zu einer umfassenden Auflockerung von $\varepsilon_{Vol} > 15\%$ und Entfestigung des Pfeilerkerns führt (Abb. 36).

Abb. 36: Modellpfeiler $\alpha = 0,66$; $h_{pf} = 30$ m - Stauchung und Schädigungszustand im Pfeilerkern



In Zusammenfassung dieser Fallstudie kann festgestellt werden, dass das Tragverhalten von Steinsalzpfeilern essenziell davon abhängt, ob Spannungsumlagerungen aus geschädigten Konturbereichen in Abhängigkeit von den Einspannungsbedingungen im Pfeilerkern zu einer fortschreitenden Schädigung führen, oder schädigungsfreies Kriechen einer Überbelastung des Pfeilerkerns entgegengewirkt. Das Stoffmodell gestattet einen detaillierten Einblick in die Schädigungs- und Entfestigungsprozesse, welche beim Versagen von Steinsalzpfeilern wirksam werden. Eine Rückrechnung von realen Pfeilern, die immer in einem Ensemble aufgeföhren werden, ist in einer weiteren Bearbeitungsphase allerdings noch zu realisieren.

3 Parameterbestimmung auf der Grundlage von Laboruntersuchungen zum mechanischen Verhalten von Asse-Speisesalz (Staßfurt-Steinsalz des Bergwerks Asse)

3.1 Kriechversuche und Bestimmung der Kriechparameter

Die Kriechparameter wurden mit Hilfe der im Abschnitt 2.1 vorgestellten analytischen Beziehungen (Gl. 2.1 und 2.2) aus vier unterschiedlichen Kriechversuchen abgeleitet. Wegen der geringen Versuchsanzahl ist von einer relativ großen Streuung der Versuchsergebnisse auszugehen. Der auf diese Weise bestimmte Parametersatz für das Kriechen kann deshalb in der Berechnung nicht jedes Versuchsergebnis exakt, sondern nur in der typischen Bandbreite aller Versuche wiedergeben. Folgende Versuche wurden zur Anpassung verwendet:

Versuch 90015 mit $\sigma_{Diff} = 14,1 \text{ MPa}$ und $\sigma_3 = 0 \text{ MPa}$

Versuch 04141 mit $\sigma_{Diff} = 11,0 \text{ MPa}$ und $\sigma_3 = 0 \text{ MPa}$

Versuch 95008 mit $\sigma_{Diff} = 37,2 \text{ MPa}$ und $\sigma_3 = 15 \text{ MPa}$

Versuch 94097 mit $\sigma_{Diff} = 20,0 \text{ MPa}$ und $\sigma_3 = 25 \text{ MPa}$

Die Anlagen 32 und 33 zeigen die berechnete Anpassung der Kriechversuche mit den folgenden einheitlichen Kriechparametern für das Stoffmodell:

$$A_p = 3,98 \cdot 10^{-29} [d^{-1}]$$

$$n_p = 15,18$$

$$\mu = 3,0$$

$$t_0 = 1000 [d]$$

Es ist zu erkennen (Anlagen 32 bis 36), dass mit dem Parametersatz das typische Kriechverhalten auch von Asse-Speisesalz in guter Näherung nachvollzogen werden kann. Obwohl in der Nachrechnung der Versuche 95015 und 95008 die berechnete Kriechverformung etwas zu hoch ist, zeigt die Anlage 34, dass der Zusammenhang zwischen Verformungsrate und Gesamtverformung bei allen Versuchen gut wiedergegeben wird. Mit diesem Parametersatz werden alle weiteren Modellrechnungen, einschließlich der im Folgenden vorgestellten Festigkeitsberechnungen, der Nachrechnung eines Kriechbruches und der Berechnungen zum Verhalten eines vernetzt modellierten Probekörpers, durchgeführt.

3.2 Bestimmung der Schädigungs-/Dilatanzparameter auf der Grundlage von Triaxialversuchen

Die Anlagen 37 und 38 zeigen das gemessene Festigkeits- und Dilatanzverhalten für Asse-Speisesalz, das von der BGR mit verformungsgeregelten Triaxialversuchen ermittelt wurde. Wie bereits beschrieben, bilden die Ergebnisse dieser Festigkeitsversuche die Grundlage zur Bestimmung der Schädigungsparameter. Da das Vorgehen bei der Parameterbestimmung bereits in den Abschnitten 1.4, 1.5 und 2.3 ausführlich erläutert wurde, werden im Folgenden die Ergebnisse für die Parameterbestimmung für Asse-Speisesalz nur zusammenfassend dargestellt.

Mit der Annahme, dass Dilatanz- und Restfestigkeit identisch sind (Abschnitt 1.4), ergeben sich für die Dilatanzgrenze (Anlage 39) nach Gl. (1.12) folgende Parameter:

$$\sigma_{eff}^{Dil}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right] \quad \text{mit} \quad D_1 = 8 \text{ MPa}$$

$$D_2 = 0,2 \text{ MPa}$$

$$D_3 = 3,7 \text{ MPa}$$

Analog zur Parameterbestimmung Steinsalz Sondershausen (Abschnitt 2.3) wurden zur Beschreibung der Gleichungen (1.13) und (1.14) folgende 9 Parameter abgeleitet.

$$A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] \quad \text{mit} \quad a_1 = 5,0 \cdot 10^{-3}$$

$$a_2 = 0,0135$$

$$a_3 = -0,4$$

$$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] \quad \text{mit} \quad a_4 = 1 \cdot 10^{-6}$$

$$a_5 = 2,5 \cdot 10^{-4}$$

$$a_6 = -6,25$$

$$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3] \quad \text{mit} \quad a_7 = 0,0$$

$$a_8 = 5,13$$

$$a_9 = -0,3$$

Die Anlagen 40 bis 42 zeigen, wie mit diesen Parametern der funktionale Zusammenhang zwischen Dilatanz ε_{Vol} , Dilatanzarbeit U_{Dil} und kleinster Hauptspannung σ_3 beschrieben werden kann.

Die im Dilatanzbereich wirkende Abhängigkeit des Spannungsexponenten n_p von der Minimalspannung nach Gl. (1.18) wurde durch numerische Rückrechnung mit folgenden Parametern bestimmt (Anlage 43):

$$\begin{aligned} n_{\varepsilon_{Vol},0} &= 15,18 \\ n_1 &= 0,8 \\ n_2 &= -0,33 \end{aligned}$$

Für die vollständigen Beschreibung der Dilatanz- und Spannungsabhängigkeit des Spannungsexponenten entsprechend den Gleichungen (1.19) und (1.20), wurden durch Kalibrierungsrechnungen die Parameter

$$\begin{aligned} n_3 &= 2000 \\ n_4 &= 0,5 \end{aligned}$$

bestimmt. Damit wird das Verhalten des Spannungsexponenten n_p im Dilatanzbereich (bei $\varepsilon_{Vol} > 0$) nach Gl. (1.20) als Funktion zweier Variablen, nämlich der kleinsten Hauptspannung σ_3 und der Dilatanz ε_{Vol} , vollständig beschrieben (Anlage 44).

Da das elastische Verhalten von Steinsalz der Standorte Asse und Sondershausen im Rahmen dieses Projektes nicht Gegenstand ausführlicher Untersuchungen war, wurde der Parametersatz für das elastische Verhalten abgeschätzt (Abschnitt 2.3) und für beide Standorte einheitlich angenommen (Anlage 8).

Kompressionsmodul für ungeschädigtes Steinsalz	$K_0 = 16,6 \text{ GPa}$
Kompressionsmodul im Restfestigkeitsbereich	$K_R = 100 \text{ MPa}$
Poissonzahl für ungeschädigtes Steinsalz	$\nu_0 = 0,25$
Krümmungsparameter	$\alpha = 18$

3.3 Validierung des Parametersatzes durch numerische Modellierung und Nachrechnung ausgewählter Laborversuche

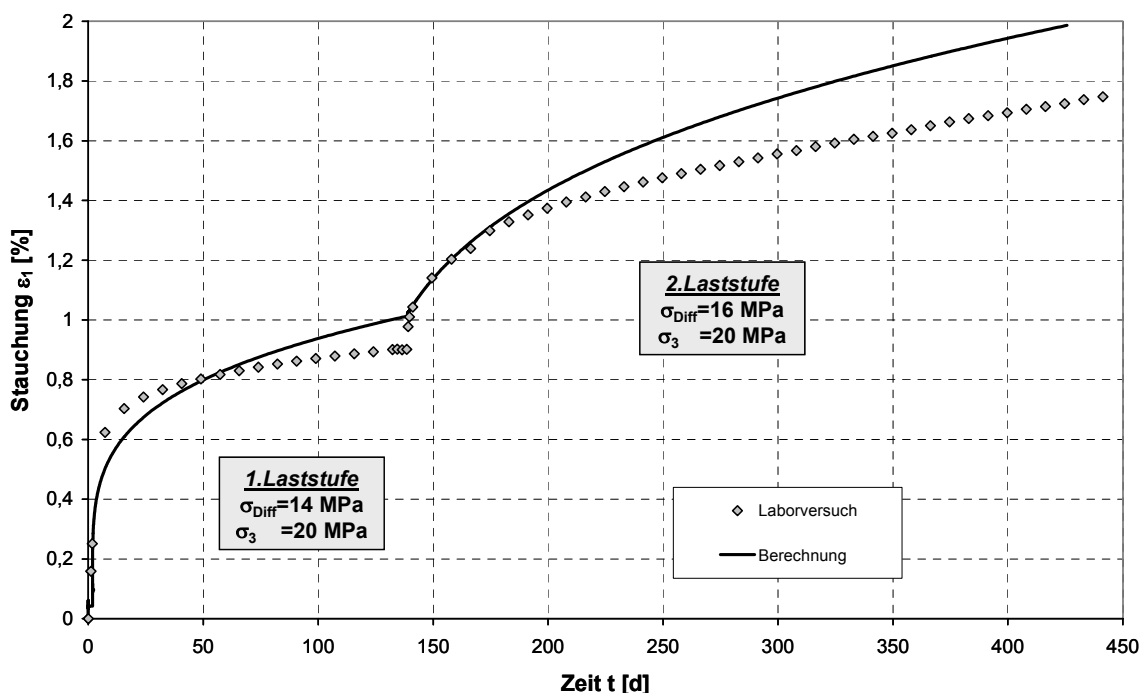
Mit den in den Abschnitten 3.1 und 3.2 vorgestellten Stoffgesetzparametern für das Stoffmodell Günther/Salzer, die in Anlage 45 noch einmal zusammenfassend aufgelistet sind, wurden Kriech- und Triaxialversuche nachgerechnet und mit den entsprechenden Laborversuchen verglichen. Das Prüfkörpermodell ist mit dem im Abschnitt 2.4 beschriebenen Modell (Sondershausen) identisch, d. h. die Nachrechnung erfolgte ebenfalls mit einem rotations-symmetrischen Einelementmodell.

Zweistufen Kriechversuch und Lastwechselversuch

Zunächst wurden Kriechversuche mit mehreren Belastungsstufen nachgerechnet, die im Labor mit einem Manteldruck von $\sigma_3 = 20 \text{ MPa}$ gefahren wurden. Wegen des hohen Manteldrucks spielen Schädigungsvorgänge bei diesen Versuchen keine Rolle, so dass ausschließlich das viskose Verhalten des Kriechansatzes und die Qualität des Parametersatzes mit der Nachrechnung dieser Laborversuche überprüft werden kann.

Zuerst erfolgte die Berechnung des Versuches 04139. Dieser Versuch wurde mit zwei Laststufen von $\sigma_{\text{Diff}} = 14 \text{ MPa}$ und $\sigma_{\text{Diff}} = 16 \text{ MPa}$ gefahren (Abb. 37).

Abb. 37: Kriechversuch mit zwei Laststufen und Berechnung mit dem Stoffmodell



Das Ergebnis der Nachrechnung in Abb. 37 zeigt, dass das Verformungsverhalten beim Zweistufenversuch in hinreichender Näherung nachvollzogen werden kann. Auch wenn das transiente Verhalten (insbesondere nach der 2. Laststufe) nicht optimal abgebildet wird, weicht die berechnete Gesamtverformung nach 450 Tagen mit ca. 0,2% nur geringfügig vom Versuchsergebnis ab und liegt damit in jedem Fall im zu erwartenden Streubereich der Versuche.

Im Anschluss an den Zweistufenversuch wurde der Versuch 04138 nachgerechnet. Bei diesem Versuch handelt es sich um einen Mehrstufen- Lastwechselversuch mit folgenden fünf Laststufen:

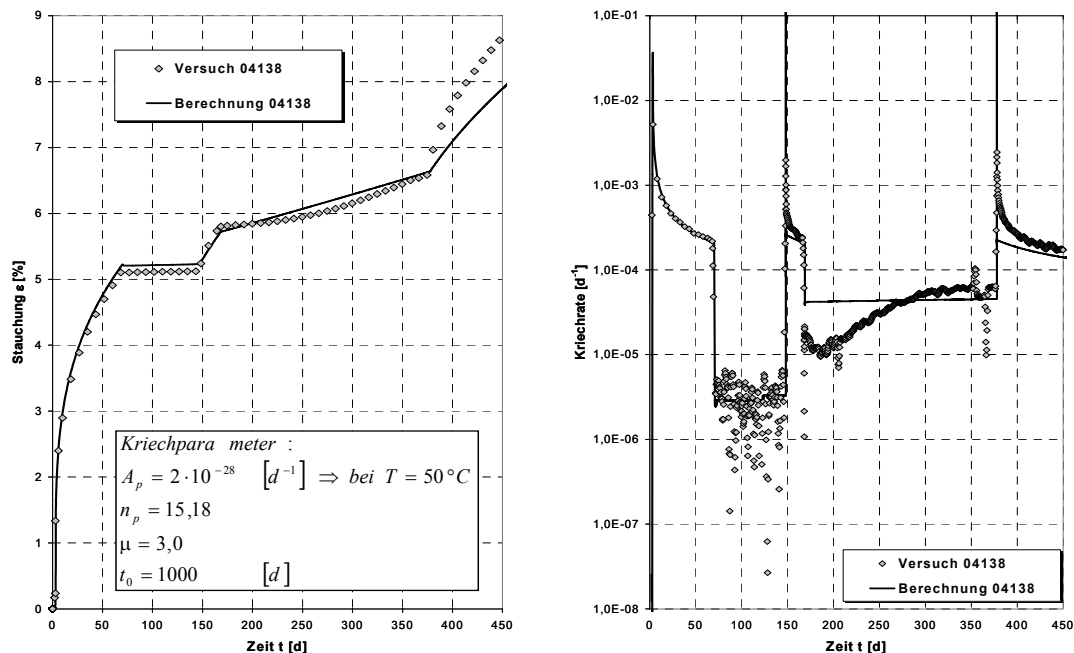
1. Belastung auf $\sigma_{Diff} = 20 MPa$
2. Entlastung auf $\sigma_{Diff} = 15 MPa$
3. Belastung auf $\sigma_{Diff} = 20 MPa$
4. Entlastung auf $\sigma_{Diff} = 18 MPa$
5. Belastung auf $\sigma_{Diff} = 20 MPa$

Während bei Belastung die Verfestigung maßgeblichen Einfluss auf das transiente Verhalten besitzt, spielt die Erholung von Versetzungen während der Entlastung eine wichtige Rolle. Mit der Belastung steigt die Versetzungsdichte und das Material verfestigt sich. Da sich der Verfestigungszustand abhängig von der wirkenden Belastung entwickelt, ist das Probenmaterial nach der Entlastung plötzlich „überverfestigt“. Der aktuelle Verfestigungszustand, welcher der höheren, bereits „ertragenen“ Belastung entspricht, ist für die reduzierte Belastung zu hoch. Dies hat zur Folge, dass nach der Entlastung die Kriechrate zunächst um mehrere Größenordnungen geringer ist. Durch die Erholung von Versetzungen wird die Versetzungsdichte und damit die Gesamtverfestigung allmählich reduziert. Deshalb steigt die Kriechrate nach einer gewissen Zeit langsam wieder bis zum Erreichen der stationären Kriechrate an. Dieser Prozess verhält sich umgekehrt zum transienten Kriechen und wird deshalb als inverses transientes Kriechen bezeichnet.

Abb. 38 zeigt das Ergebnis der Nachrechnung des Mehrstufen- Lastwechselversuches. Die erste Belastungsstufe mit $\sigma_{Diff} = 20 MPa$, die darauf folgende Entlastung auf $\sigma_{Diff} = 15 MPa$ und die Wiederbelastung auf $\sigma_{Diff} = 20 MPa$ werden vom Stoffmodell gut nachvollzogen. Insbesondere der berechnete Rückgang der Kriechrate auf $\dot{\epsilon}_{cr} \approx 3 \cdot 10^{-6} d^{-1}$ in der 2. Laststufe entspricht in etwa dem Mittelwert der Messwerte. Für die letzten beiden Laststufen weicht das Berechnungsergebnis etwas stärker vom Versuchsergebnis ab. Da sich die berechnete Verfestigung über den gesamten Be- und Entlastungspfad entwickelt,

akkumulieren sich die Unterschiede zum Versuch mit steigender Anzahl der Lastwechsel. Trotzdem kann mit dem Stoffmodell das komplexe Verhalten von Steinsalz bei Be- und Entlastung im Mehrstufen- Lastwechselversuch abgebildet werden.

Abb. 38: Mehrstufen- Lastwechselversuch und Berechnung mit dem Stoffmodell



Verformungsgesteuerte Triaxialversuche (Belastungsgeschwindigkeit: $\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$)

Im Anschluss an die vorgestellten Kriechversuche wurden die Triaxialversuche nachgerechnet, aus denen die Dilatanz- bzw. Schädigungsparameter für das Stoffmodell gewonnen wurden. Das Berechnungsergebnis in Abb. 39 zeigt, dass mit dem Parametersatz (Anlage 45) das Festigkeitsverhalten und die Entfestigung bis zum Erreichen der Restfestigkeit sehr gut beschrieben werden kann.

Das im Labor gemessene Dilatanzverhalten (Anlage 38) weist eine ungewöhnlich starke Primärkompaktion auf. Weiter ist festzustellen, dass sich die Versuche mit einem Manteldruck von $\sigma_3 = 2 \text{ MPa}$ und $\sigma_3 = 3 \text{ MPa}$ hinsichtlich der elastischen Kompaktion nicht plausibel zueinander verhalten. So wird bei einem Manteldruck von $\sigma_3 = 2 \text{ MPa}$ die Probe stärker kompaktiert, als bei $\sigma_3 = 3 \text{ MPa}$. Werden die Minima der gemessenen Dilatanzverläufe zur Bestimmung der Dilatanzgrenze herangezogen, liegen diese deutlich über der Restfestigkeit der einzelnen Versuche. Eine denkbare Erklärung dafür ist, dass die jeweiligen Versuche nicht zur gleichen Probencharge gehören, oder aber bei Versuchsbeginn bereits aufgelockert waren. Aus diesem Grund weicht das Modellierungsergebnis insbesondere im Spannungsbereich $\sigma_3 = 2 \text{ und } 3 \text{ MPa}$ von den Messwerten ab. Insgesamt wird das gemessene

sene Dilatanzverhalten mit dem Stoffmodell aber ebenfalls in sehr guter Weise nachvollzogen (Abb. 40 und Anlage 47).

Abb. 39: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten (Asse)

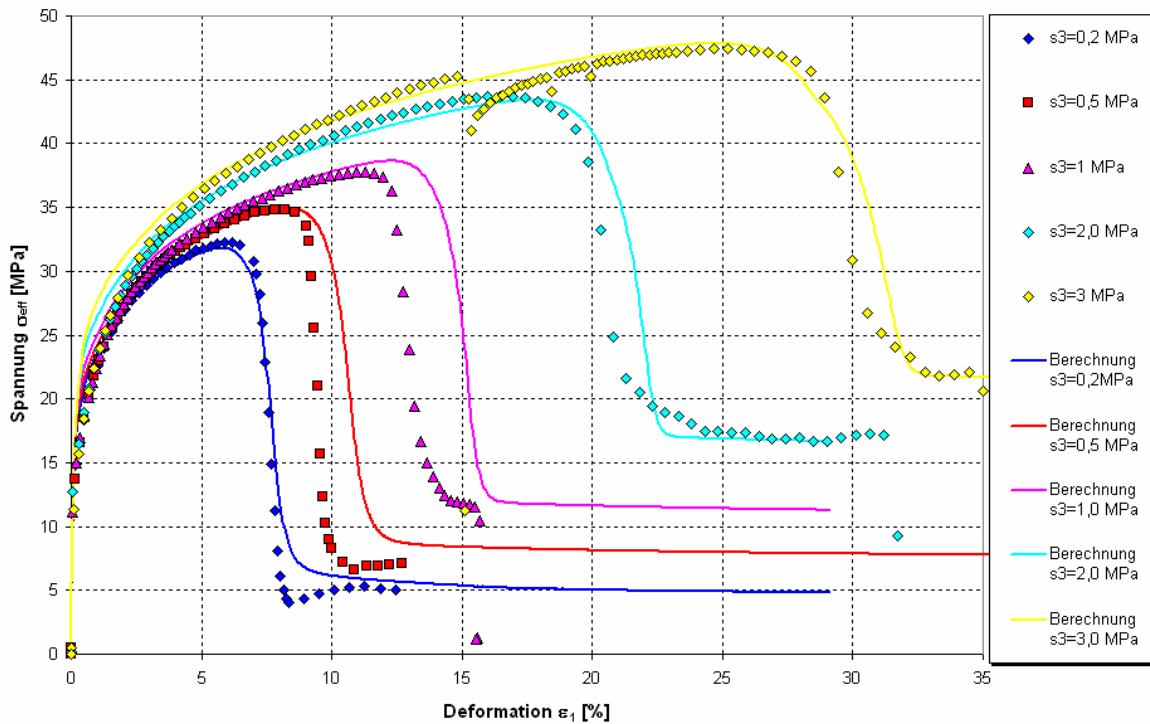
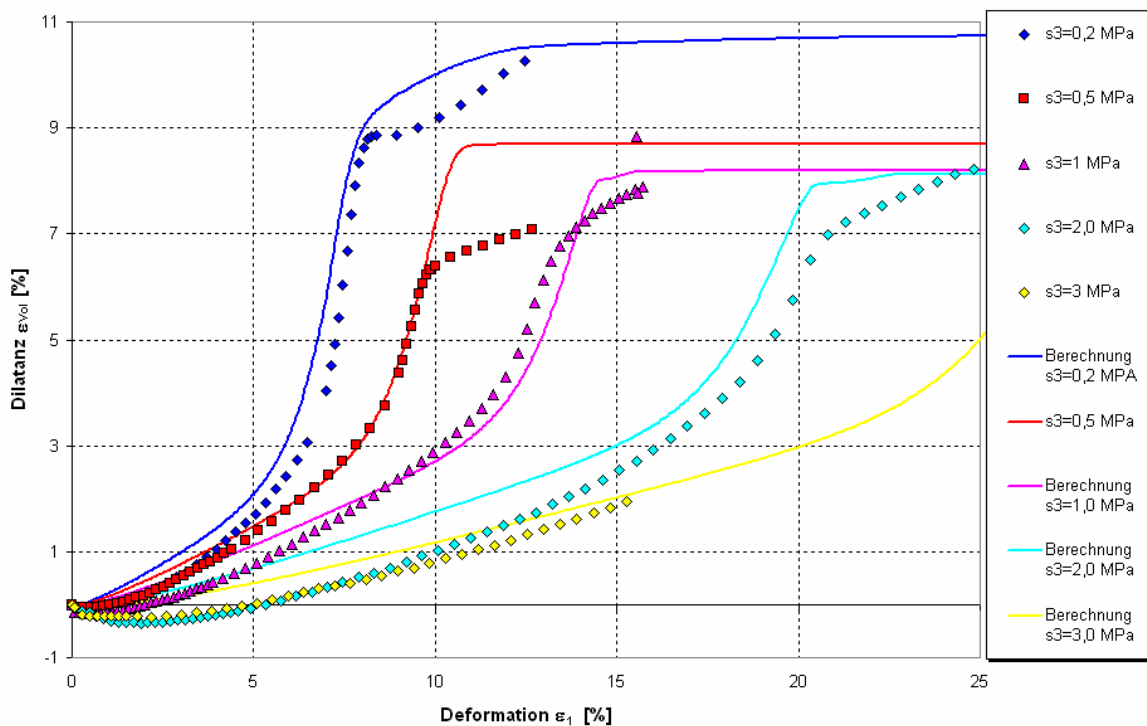


Abb. 40: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Dilatanzverhalten (Asse)



Triaxialversuch bei reduzierter Belastungsgeschwindigkeit ($\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-6} s^{-1}$)

Neben der Nachrechnung von Versuchen mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-5} s^{-1}$ konnte auch das geschwindigkeitsabhängige Festigkeits- und Dilatanzverhalten an einem Versuch (Manteldruck $\sigma_3 = 1,0 MPa$) überprüft werden, der mit 10-fach langsamerer Geschwindigkeit ($\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-6} s^{-1}$) gefahren wurde (Abb. 41 und Anlage 48).

Im Vergleich des Dilatanzverhaltens beider Versuche zeigt sich, dass der schneller gestauchte Versuch bis zu einer Prüfkörperstauchung von $\varepsilon_1 \approx 6\%$ eine signifikant größere Anfangskompaktion besitzt, als der langsamere Versuch (Abb. 42 und Anlage 49). Da die Anfangskompaktion im Idealfall nur vom elastischen Verhalten abhängt und dieses unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit wirkt, ist dieses Versuchsergebnis nicht plausibel. Tatsächlich sollte die Anfangskompaktion bei beiden Versuchen in etwa gleich sein, wogegen die Dilatanzrate mit sinkender Belastungsgeschwindigkeit kleiner wird, da der Anteil der schädigungsfreien Verformung an der Gesamtverformung zunimmt. Diese Effekte werden durch das Stoffmodell erfasst (Abb. 42).

Im Vergleich mit dem Laborergebnis wird das geschwindigkeitsabhängige Festigkeitsverhalten in guter Näherung mit dem Stoffmodell berechnet (Abb. 41), was mit den oben genannten Einschränkungen auch für das geschwindigkeitsabhängig berechnete Dilatanzverhalten gilt (Abb. 42).

Abb. 41: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten (Asse - Manteldruck $\sigma_3 = 2,5 MPa$)

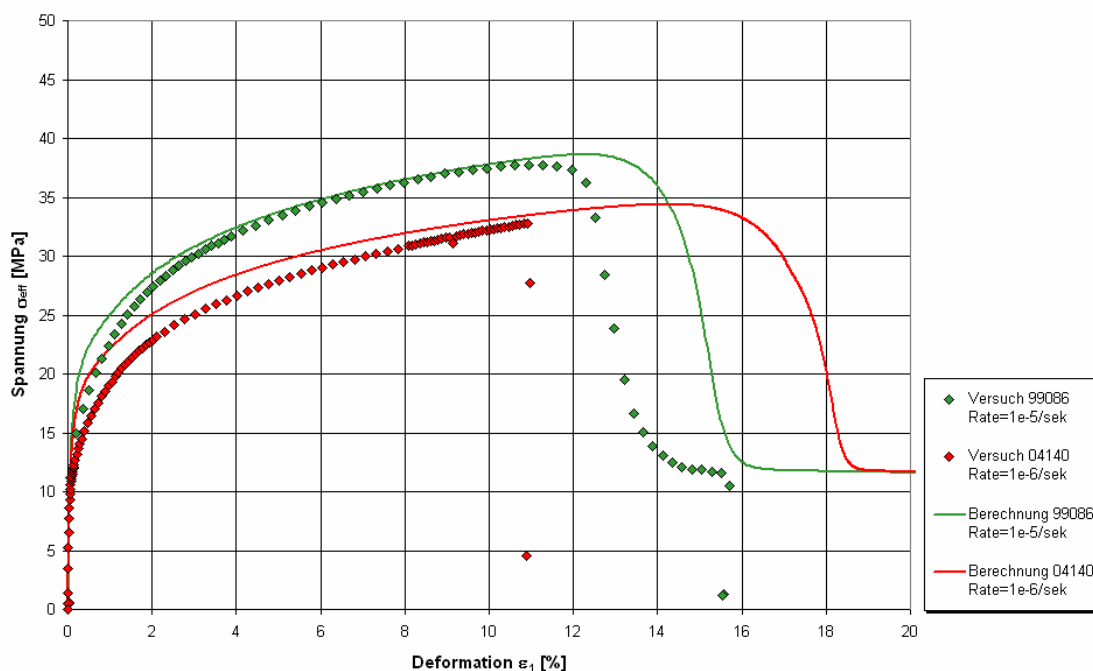
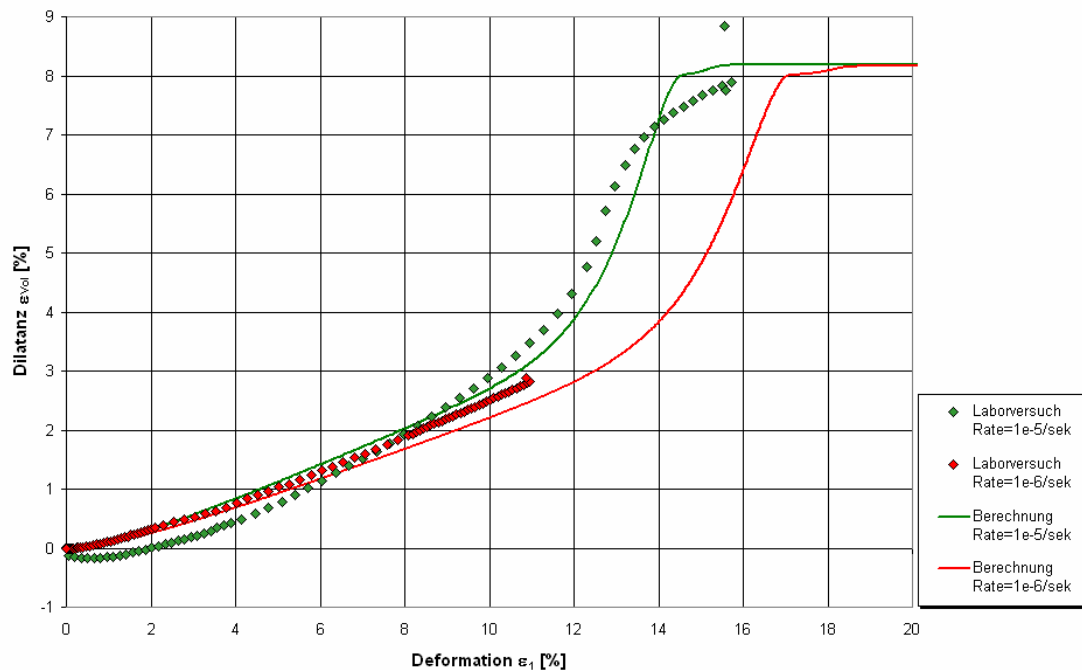


Abb. 42: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Dilatanzverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten (Asse - Manteldruck $\sigma_3 = 2,5 \text{ MPa}$)

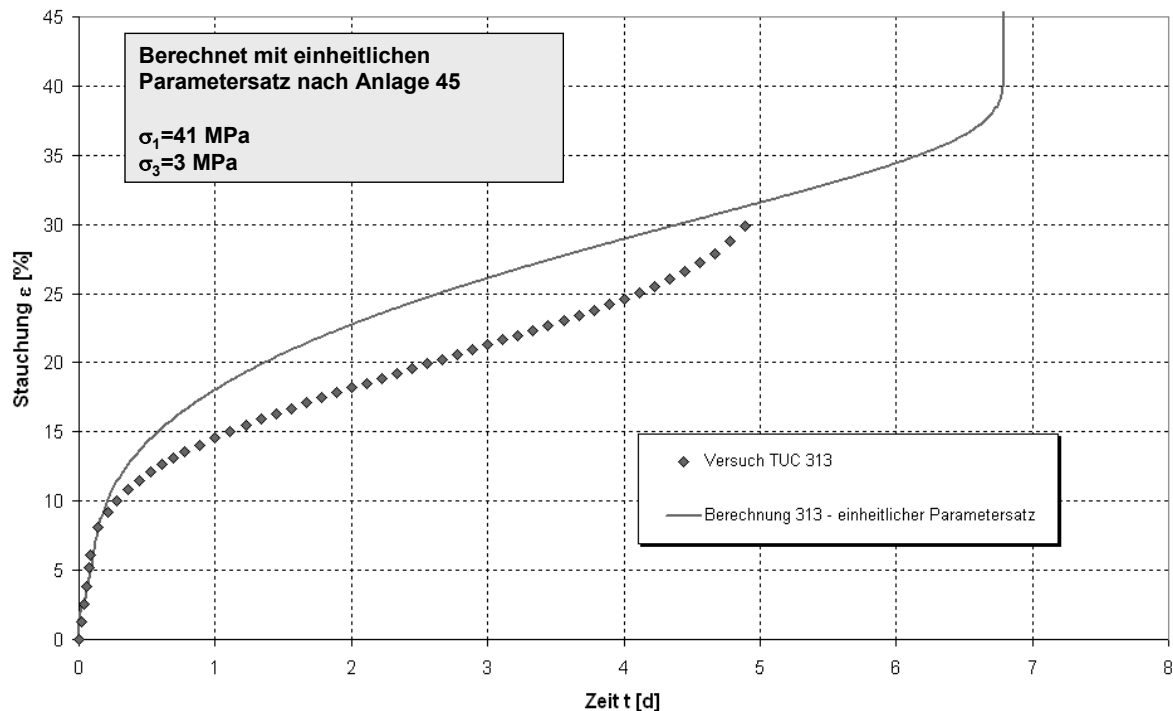


Die Modellrechnungen mit dem Einzelementmodell haben gezeigt, dass bei einer konstanten Verformungsrate das gemessene Festigkeits- und Dilatanzverhalten in sehr guter Übereinstimmung nachvollzogen werden kann. Diese sehr gute Übereinstimmung ist zum Teil auch darin begründet, dass die Dilatanz-/Schädigungsparameter für das Stoffmodell eben aus diesen Triaxialversuchen gewonnen werden. Es ist deshalb von besonderem Interesse im nächsten Schritt, das Stoffmodell unter konstanten Spannungsbedingungen, d. h. für einen anderen Spannungspfad, hinsichtlich des Standzeitverhaltens zu überprüfen.

Kriechversuch TUC 313 mit tertiärer Phase

Von der TU Clausthal wurde dazu dem Projekt ein Kriechversuch an Asse-Speisesalz (TUC 313) zur Verfügung gestellt, der nach einer Standzeit von ca. 4,5 Tagen in einen Kriechbruch übergeht. Diese Probe wurde bei einem Manteldruck von $\sigma_3 = 3 \text{ MPa}$ mit einer Spannungsdifferenz von $\sigma_{Diff} = 38 \text{ MPa}$ belastet. Im numerischen Modell wurden die gleichen Spannungsrandbedingungen für den, mit einem Element modellierten, Probekörper vorgegeben. Nach der Berechnung mit dem Stoffmodell ergibt sich der Kriechbruch nach einer Standzeit von ca. 6,8 Tagen (Abb. 43 und Anlage 50)

Abb. 43: Versuch TUC 313 Kriechbruch und Nachrechnung ($\sigma_{Diff} = 38 \text{ MPa}$; $\sigma_3 = 3 \text{ MPa}$)



Trotz einer zeitlichen Abweichung von ca. 2 Tagen hinsichtlich des Bruchzeitpunktes, ist die Güte des Berechnungsergebnisses bemerkenswert, da

- die Schädigungs- bzw. Dilatanzparameter bei einem anderen Versuchsregime bestimmt wurden (Abschnitt 3.2),
- die Bestimmung der Kriechparameter auf einer schmalen Datenbasis beruht (Abschnitt 3.1),
- die Nachrechnung des Versuches TUC 313 ohne weitere Parameteranpassung durchgeführt wurde (Anlage 45),
- die Versuche zur Parameterbestimmung und der Kriechversuch mit Kriechbruch von zwei verschiedenen Einrichtungen durchgeführt wurden (BGR und TUC), was eine gewisse Streuung der Ergebnisse erwarten lässt,
- das jeweils untersuchte Probematerial (beides Asse-Speisesalz) wahrscheinlich nicht zu einer einheitlichen Probencharge gehört und
- die Bestimmung der Schädigungs- bzw. Dilatanzparameter an möglicherweise aufgelockertem Probematerial erfolgte.

Unter diesen Aspekten ist die zeitliche Abweichung des Bruchereignisses von ca. 2 Tagen geringfügig. Es kann deshalb zusammengefasst werden, dass mit dem Stoffmodell Gün-

ther/Salzer und dem für Asse-Speisesalz bestimmten Parametersatz (Anlage 45) die standzeitbedingte Entfestigung mit Übergang zum tertiären Versagen im erwarteten Streubereich in einer guten Näherung beschrieben wird.

Triaxialversuche mit vernetzen Probekörpermodell

Abschließend wurden Triaxialversuche bei Manteldrücken von $\sigma_3 = 1 \text{ MPa}$ und $\sigma_3 = 2 \text{ MPa}$ mit einem umfangreich vernetzten Probekörpermodell nachgerechnet (Anlage 51). Im Gegensatz zum Enelementmodell ist es mit solchen Modellen möglich, die Spannungsumlagerungen und die Prüfkörperschädigung in ihrer Entwicklung abhängig vom Deformationszustand zu untersuchen.

Diese Modellrechnungen zeigen, dass sich die Effektivspannung bei geringer Deformation ($\varepsilon_1 = 8,8\%$) zunächst ober- und unterhalb der Prüfkörpermitte konzentriert (Anlagen 51 und 54). Mit wachsender Stauchung entwickeln sich Scherbänder, auf denen sich die Spannungen konzentrieren. Bei einer Einspannung von $\sigma_3 = 1 \text{ MPa}$ haben sich nach einer berechneten Prüfkörperstauchung von $\varepsilon_1 = 13\%$ bereits diagonal ausgerichtete, höher belastete Scherbänder herausgebildet, die einen Bruchkegel formen (Anlage 51). Bei 2 MPa Manteldruck ist dies bei gleicher Prüfkörperstauchung noch nicht geschehen. Dilatanz und effektive Deformation konzentrieren sich dagegen grundsätzlich in der Prüfkörpermitte (Anlagen 52, 53, 55 und 56).

Das Verhalten des Prüfkörpers hängt stark von den modellierten Kontaktbedingungen zwischen Lastplatte und Prüfkörperendfläche ab. Für das Projekt war ein vollständiger Verbund für diesen Kontakt vorgegeben. Da sich die Kontakteigenschaften zwischen Lastplatte und Prüfkörper auf den Minimalspannungszustand im Prüfkörper auswirken, ist zu erwarten, dass sich das Bruchbild und auch der Bruchpunkt im Modell abhängig von den angesetzten Kontaktbedingungen ändern. Eine detaillierte Analyse dieses Verhaltens wurde im Rahmen des Vorhabens nicht durchgeführt.

4 Zusammenfassung

Mit dem Erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz nach Günther/Salzer wird das mechanische Verhalten von duktilen Salzgesteinen auf der Grundlage der effektiven Verfestigung beschrieben. Die effektive Verfestigung ist das Resultat innerkristalliner Prozesse, die in komplexer Wechselwirkung die Entwicklung der Mikrostruktur bestimmen, aber im Detail nicht mit gesteinsmechanischen Laborversuchen bestimmt werden können. Mit dem Stoffmodell konnte gezeigt werden, dass das differenzierte strukturmechanische Verhalten mit den integralen Größen Verfestigung, Erholung und Schädigung in einer guten Näherung beschrieben werden kann. Diese integral gefassten Größen können direkt aus Laborversuchen abgeleitet werden.

Das schädigungsfreie und schädigungsinduzierte Kriechen sowie das Festigkeits- und Entfestigungsverhalten ergibt sich im Stoffmodell in Abhängigkeit von der effektiven Verfestigung, die eine innere Zustandsgröße des Materials darstellt. Die effektive Verfestigungsrate berechnet sich aus der Wechselwirkung zwischen Verfestigungs-, Erholungs- und Schädigungsrate. Dabei entspricht die Verfestigungsrate der Verformungsrate, die vollständig verfestigend wirkt und aus dem Entstehen und Wandern von Versetzungen resultiert. Dem entgegen wirken, verfestigungsreduzierend, eine Verformungsrate, welche die Erholung beschreibt, und eine weitere, entfestigend wirkende, die der Schädigung entspricht. Dabei konnte für die untersuchten Steinsalzvarietäten gezeigt werden, dass die Schädigungsrate in einer guten Näherung der Dilatanzrate gleichgesetzt werden kann.

Die effektive Verfestigung ist im Stoffmodell die zentrale, zeitabhängige Größe in deren Abhängigkeit sich das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechen entwickelt. Das heißt, schädigungsfreies und schädigungsinduziertes Kriechen sowie Festigkeits- und Entfestigungsverhalten bis zum Erreichen der Restfestigkeit werden ebenfalls über die effektive Verfestigung zeitabhängig beschrieben. Da die Schädigungsentwicklung im Stoffmodell von der geleisteten Arbeit abhängig ist, ergibt sich auch die für Steinsalz typische Abhängigkeit des Festigkeits- und Dilatanzverhaltens von der Verformungsgeschwindigkeit.

Im Rahmen des Verbundvorhabens wurden auf der Grundlage vorhandener Kriech- und Triaxialversuche an Staßfurt-Steinsalz aus den Bergwerken Asse und Sondershausen zwei unterschiedliche Parametersätze bestimmt. Durch umfangreiche Nachrechnungen von Laborversuchen, einer konkreten Streckenauffahrung und einer fiktiven Kammer-Pfeiler-

Situation wurde die Güte des Stoffmodells und der abgeleiteten Parametersätze überprüft. Es konnte gezeigt werden, dass mit dem vorgestellten Stoffmodell

- das schädigungsfreie Kriechverhalten,
- das schädigungsinduzierte Kriechverhalten einschließlich Kriechbruch,
- das Festigkeits- und Dilatanzverhalten im Triaxialversuch,
- das geschwindigkeitsabhängige Festigkeits- und Dilatanzverhalten und
- die aufgelockerte Zone und das Spannungsfeld in einer Streckenumgebung

im Vergleich mit Versuchs- bzw. Messergebnissen in guter Übereinstimmung beschrieben wird. Für das Verhalten von Steinsalzpfeilern in einer fiktiven Situation ohne konkrete Vergleichsmessungen ergaben die Berechnungen plausible, den Erfahrungen entsprechende Ergebnisse. Dabei gestattet das Stoffmodell einen detaillierten Einblick in die Schädigungs- und Entfestigungsprozesse, welche beim Versagen von Steinsalzpfeilern wirksam werden. Eine Validierung des Stoffmodells an realen Pfeilern, die immer in einem Ensemble aufgeföhren werden, ist in einer weiteren Bearbeitungsphase allerdings noch zu realisieren.

Mit dem Erweiterten Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz nach Günther/ Salzer wurde ein neuartiges Stoffmodell vorgestellt, mit dem das komplexe, zeitabhängige Verhalten duktiler Salzgesteine über eine vereinfachte Formulierung der Entwicklung der innerkristallinen Mikrostruktur beschrieben wird. Daraus ergibt sich das Konzept der effektiven Verfestigung mit dem das komplexe Kurzzeit- und Langzeitverhalten duktiler Salzgesteine wesentlich zuverlässiger als bisher beschrieben werden kann. Das Konzept der effektiven Verfestigung eignet sich insbesondere für duktile Salzgesteine, bei denen sich der Bruchzustand aus dem Kriechen heraus, über die Akkumulation von Mikrorissen, die schon weit vor dem eigentlichen makroskopischen Bruch entstehen, entwickelt. Das zeitunabhängige Spröbruchverhalten, wie es für gering duktile Salzgesteine typisch ist und das zeitabhängige Verhalten duktiler Salzgesteine, sind physikalisch unterschiedlicher Natur. Es ist deshalb sinnvoll, die für das Spröbruchverhalten charakteristische plötzliche Entfestigung und damit verbundene dynamische Energiefreisetzung mit einem Stoffmodell zu beschreiben, das die Physik dieses Prozesses besser beschreibt. Dazu wurde am IfG Leipzig ein visko-elasto-plastisches Stoffmodell nach MINKLEY entwickelt, bei dem einem rheonomen Kriechmodell ein skleronomes plastisches Modell nachgeschaltet ist. Dieser Ansatz wurde speziell zur Beschreibung des ausgeprägten Spröbruchverhaltens von Carnallitit mit plötzlicher Entfestigung entwickelt. Die Ergebnisse die im Rahmen des Verbundvorhabens mit diesem Stoffmodell erzielt wurden, sind in einem weiteren Bericht zusammengefasst.

Formelzeichen

A_p	Vorfaktor im Kriechansatz
A_s	Vorfaktor für stationäres Kriechen im Norton-Ansatz
A_1, A_2, A_3	Parameter zur Beschreibung des funktionalen Zusammenhangs zwischen Dilatanz und Dilatanzarbeit
a_1, a_2, a_3	Dilatanz-/Schädigungsparameter zur Beschreibung der σ_3 -Abhängigkeit des Parameters $A_1 = f(\sigma_3)$
a_4, a_5, a_6	Dilatanz-/Schädigungsparameter zur Beschreibung der σ_3 -Abhängigkeit des Parameters $A_2 = f(\sigma_3)$
a_7, a_8, a_9	Dilatanz-/Schädigungsparameter zur Beschreibung der σ_3 -Abhängigkeit des Parameters $A_3 = f(\sigma_3)$
α	Parameter zur Beschreibung des elastischen Verhaltens in den Beziehungen $K = f(\varepsilon_{Vol})$ und $\nu = f(\varepsilon_{Vol})$
D_1, D_2, D_3	Parameter zur Beschreibung der von der Minimalspannung abhängigen Dilatanzgrenze $\sigma_{eff}^{Dil} = f(\sigma_3)$
E	Elastizitätsmodul
ε_{eff}	Effektivverformung
ε_{eff}^{cr}	Kriechverformung
ε_{eff}^V	effektive Verfestigung
$\varepsilon_{eff}^{V,0}$	Vorverfestigung im Kriechansatz
ε_{Vol}	Dilatanz, volumetrische Deformation
$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr}$	Kriechrate
$\dot{\varepsilon}_{eff}^V$	Verfestigungsrate
$\dot{\varepsilon}_{eff}^E$	Erholungsrate
$\dot{\varepsilon}_{eff}^S$	Schädigungsrate
$\dot{\varepsilon}_{eff,S}^V$	Verfestigungsrate im stationären Zustand
$\dot{\varepsilon}_{Vol}$	Dilatanzrate

$\Delta\varepsilon_{eff}$	Verformungsänderung
$\Delta\varepsilon_{vol}^e$	elastische Volumenänderung
$\Delta\varepsilon_{vol}^s$	schädigungsinduzierte Volumenänderung
G	Schermodul
K	Kompressionsmodul
K_0	Kompressionsmodul für ungeschädigtes Salz
K_R	Kompressionsmodul im Restfestigkeitsbereich
μ	Parameter im Kriechansatz
n_p	Spannungsexponent im Kriechansatz
n_s	Spannungsexponent für stationäres Kriechen im Norton-Ansatz
$n_{\varepsilon_{vol},0}$	Spannungsexponent für ungeschädigtes Material
n_1, n_2	Parameter zur Beschreibung der σ_3 -Abhängigkeit des Spannungsexponenten im Dilatanzbereich
n_3, n_4	Parameter zur Beschreibung der Dilatanzabhängigkeit des Spannungsexponenten im Dilatanzbereich
ν	Poissonzahl
ν_0	Poissonzahl für ungeschädigtes Salz
ν_R	Poissonzahl im Restfestigkeitsbereich
Q	Aktivierungsenergie
R	Gaskonstante
r_σ	Spannungsrelation
r_V	Relation der Dehnraten
σ_{eff}	Effektivspannung
$\sigma_{eff, Max}$	Spitzenfestigkeit
$\sigma_{eff, Rest}$	Restfestigkeit
σ_{eff}^{Dil}	Dilatanzgrenze
σ_3	Minimalspannung, kleinste Hauptspannung
σ_0	Oktaedernormalspannung
T	Temperatur
t_0	Erholungszeit im Kriechansatz

t_C	Zeitkonstante
U	Arbeit, Verformungsarbeit
U_{Dil}	Dilatanzarbeit
ΔU_{Dil}	Änderung der Dilatanzarbeit
ΔU	Änderung der Verformungsarbeit

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1:	<i>Kriechen und Verfestigung im Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz</i>	7
Abb. 2:	<i>Kriechen und Verfestigung im Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz mit Erholung</i>	9
Abb. 3:	<i>Festigkeitsversuch (Steinsalz)</i>	11
Abb. 4:	<i>Dilatanzverhalten (Steinsalz)</i>	10
Abb. 5:	<i>Triaxialversuch, gemessene Verformungs- und Dilatanzrate</i>	13
Abb. 6:	<i>Triaxialversuch, Spannungsrelation und Relation der Dehnraten</i>	14
Abb. 7:	<i>Dilatanzarbeit im Stoffmodell Günther/Salzer</i>	15
Abb. 8:	<i>Dilatanzgrenze im Stoffmodell Günther/Salzer</i>	16
Abb. 9:	<i>Beziehung zwischen Dilatanz ε_{Vol} und Dilatanzarbeit U_{Dil} im Stoffmodell Günther/Salzer</i>	17
Abb. 10-1:	<i>Parameter A1</i>	17
Abb. 10-2:	<i>Parameter A2</i>	17
Abb. 10-3:	<i>Parameter A3</i>	17
Abb. 11:	<i>Kriechbruch und effektive Verfestigung ε_{eff}^V im Stoffmodell Günther/Salzer</i>	18
Abb. 12:	<i>Triaxialversuche und Berechnung mit dem Stoffmodell Günther/Salzer</i>	19
Abb. 13:	<i>Abhängigkeit des Spannungsexponenten n_p vom Manteldruck σ_3 (Gl. 1.18)</i>	20
Abb. 14:	<i>Spannungsexponent n_p abhängig v. σ_3 und ε_{Vol} nach Gl. (1.19) $n_p = f(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$</i>	21
Abb. 15:	<i>Triaxialversuche und Berechnung mit dem Stoffmodell Günther/ Salzer mit spannungsabhängigen Spannungsexponenten im Dilatanzbereich $n_p = f(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$</i>	21
Abb. 16:	<i>Spannungsexponent n_p abhängig von σ_3 und ε_{Vol} nach Gl. (1.20) $n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$</i>	22
Abb. 17:	<i>Triaxialversuche und Berechnung mit dem Stoffmodell Günther/Salzer mit spannungs- und dilatanzabhängigen Spannungsexponenten $n_p = g(\sigma_3, \varepsilon_{Vol})$</i>	23
Abb. 18:	<i>Triaxialversuche und Berechnungsergebnisse – Einfluss des Spannungsexponenten</i>	24
Abb. 19:	<i>Abhängigkeit der elastischen Parameter von der Dilatanz</i>	25
Abb. 20:	<i>Kriechversuche und analytische Anpassung für das Stoffmodell</i>	28
Abb. 21:	<i>Darstellung der gemessenen Kriechrate über der Verformung (2. Laststufe)</i>	29
Abb. 22:	<i>Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten</i>	33
Abb. 23:	<i>Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Dilatanzverhalten</i>	34
Abb. 24:	<i>Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten (Manteldruck $\sigma_3 = 2,5 \text{ MPa}$)</i>	35

<i>Abb. 25: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Dilatanzverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten (Manteldruck $\sigma_3 = 2,5 \text{ MPa}$)</i>	35
<i>Abb. 26: Vergleich zwischen FRAC-Messungen nach einer Standzeit von ca. 35 Jahren und berechneter Minimalspannungsverteilung in der Hohlraumumgebung</i>	37
<i>Abb. 27: Berechnete Auflockerungszone nach einer Standzeit von 1 bzw. 35 Jahren</i>	38
<i>Abb. 28: Horizontalverschiebung mit Konturbruch nach 22 Jahren</i>	41
<i>Abb. 29: Vertikalspannung im Pfeilerquerschnitt und Pfeilerstauchung</i>	41
<i>Abb. 30: Spannungsumlagerungen im Pfeilerquerschnitt unmittelbar nach der Auffahrung</i>	42
<i>Abb. 31: Rissentstehung und Konturbruch (Auflast $p = 17 \text{ MPa}$)</i>	43
<i>Abb. 32: Dilatanzentwicklung und Spannungsumlagerung im Pfeilerquerschnitt</i>	43
<i>Abb. 33: Horizontalverschiebung der Pfeilerkontur mit Konturbruch</i>	44
<i>Abb. 34: Modellpfeiler $\alpha = 1$; $h_{Pf} = 20 \text{ m}$ - Stauchung und Schädigungszustand im Pfeilerkern</i>	45
<i>Abb. 35: Modellpfeiler $\alpha = 0,8$; $h_{Pf} = 25 \text{ m}$ - Stauchung und Schädigungszustand im Pfeilerkern</i>	45
<i>Abb. 36: Modellpfeiler $\alpha = 0,66$; $h_{Pf} = 30 \text{ m}$ - Stauchung und Schädigungszustand im Pfeilerkern</i>	46
<i>Abb. 37: Kriechversuch mit zwei Laststufen und Berechnung mit dem Stoffmodell</i>	50
<i>Abb. 38: Mehrstufen- Lastwechselversuch und Berechnung mit dem Stoffmodell</i>	52
<i>Abb. 39: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten (Asse)</i>	53
<i>Abb. 40: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Dilatanzverhalten (Asse)</i>	53
<i>Abb. 41: Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Festigkeitsverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten</i>	54
<i>Abb. 42: Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Dilatanzverhalten bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten</i>	55
<i>Abb. 43: Versuch TUC 313 Kriechbruch und Nachrechnung ($\Delta\sigma = 38 \text{ MPa}$; $\sigma_3 = 3 \text{ MPa}$)</i>	56

Literaturverzeichnis

- BLUM, W. (2004): Mechanische Eigenschaften. Skript zur Vorlesung
Institut für Werkstoffwissenschaften Universität Erlangen, September 2004
- CUNDELL, P. A.; HART, R. D. (1992): Numerical modeling of discontinua. Engineering Computations, Vol. 9, 101 – 113
- HUNSCHKE, U., SCHULZE O., WALTER, F., PLISCHKE, I. (2003): Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein, Abschlussbericht Projekt Gorleben, BGR Hannover, 2004
- ITASCA (2000): FLAC 4.0 – Fast Lagrangian Analysis of Continua. Version 4.0.- User's Manual. ITASCA Consulting Group Inc. Minneapolis, Minnesota, USA
- ODQVIST, F. K. G. und HULT, H. (1962): Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe. Springer Verlag, Berlin
- SALZER, K und SCHREINER, W. (1991): Der Rechencode MKEN zur Ermittlung der Zeitabhängigkeit des Spannungs-Verformungszustandes um Hohlräume im Salzgebirge. Kali und Steinsalz, Band 10, Heft 12, Oktober 1991
- SALZER, K (1993): Ableitung eines kombinierten Kriechgesetzes unter Berücksichtigung der Erholung. Teilbericht zum BMFT Vorhaben 02 C 00 628, IfG Leipzig, 1993
- SALZER, K.; MENZEL, W.; GÜNTHER, R.-M. (2000): Prognose der Auflockerungszone am Beispiel der EU1 (Standort Versuchsverschlussbauwerk). Vortrag 2. Fachgespräch „Stoßnahe Auflockerungszonen: Detektion, Quantifizierung und Modellierung ihrer mechanischen und hydraulischen Eigenschaften. FZK Karlsruhe, 9.05.2000
- SALZER, K., KONIETZKY, H., GÜNTHER, R.-M., (1998): A new creep law to describe the transient and secondary creep phase. Proceedings of the fourth European Conference on Numerical Methods in Geotechnical Engineering NUMGE98, Udine, Italy, October 14-16

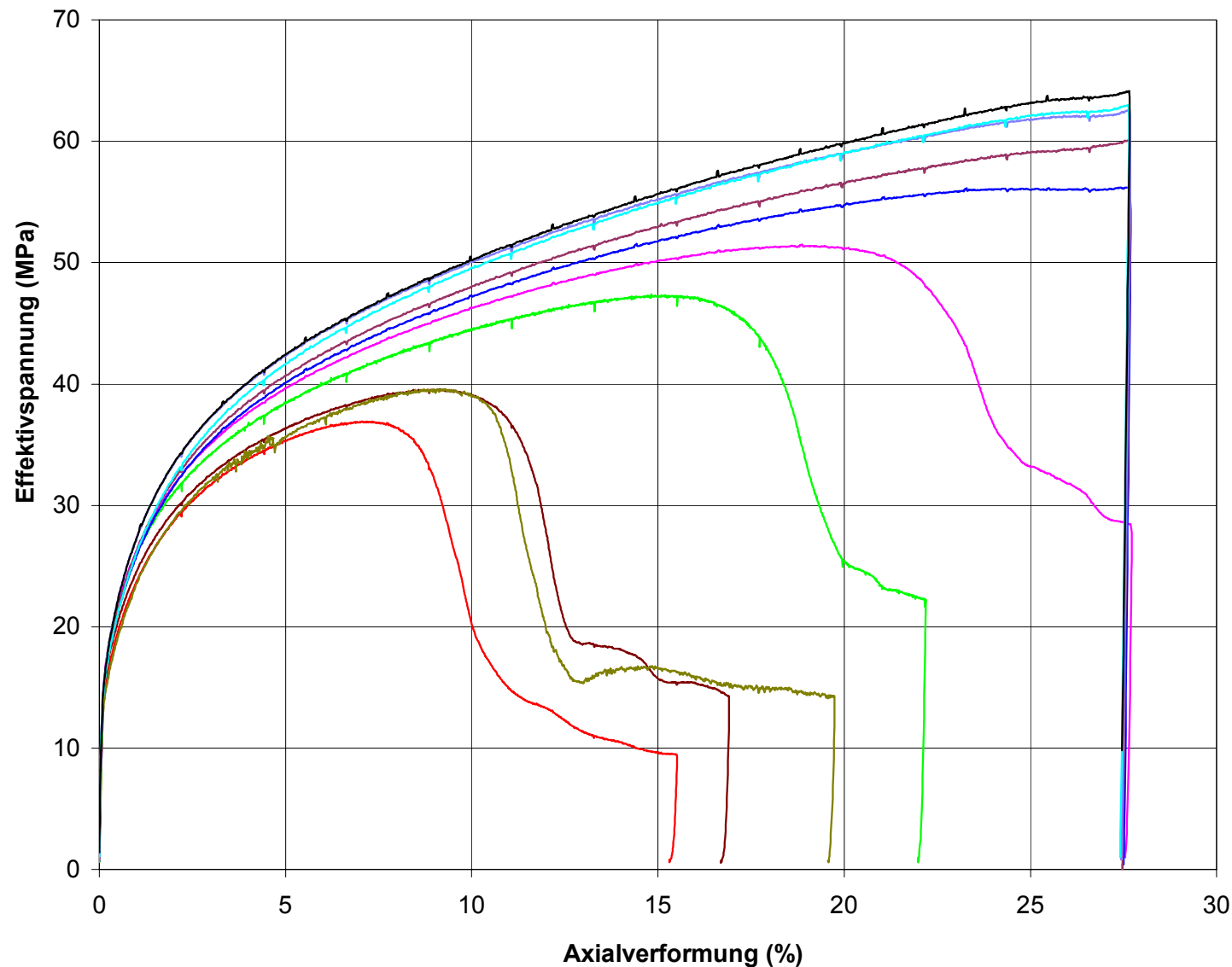
Anlagenverzeichnis

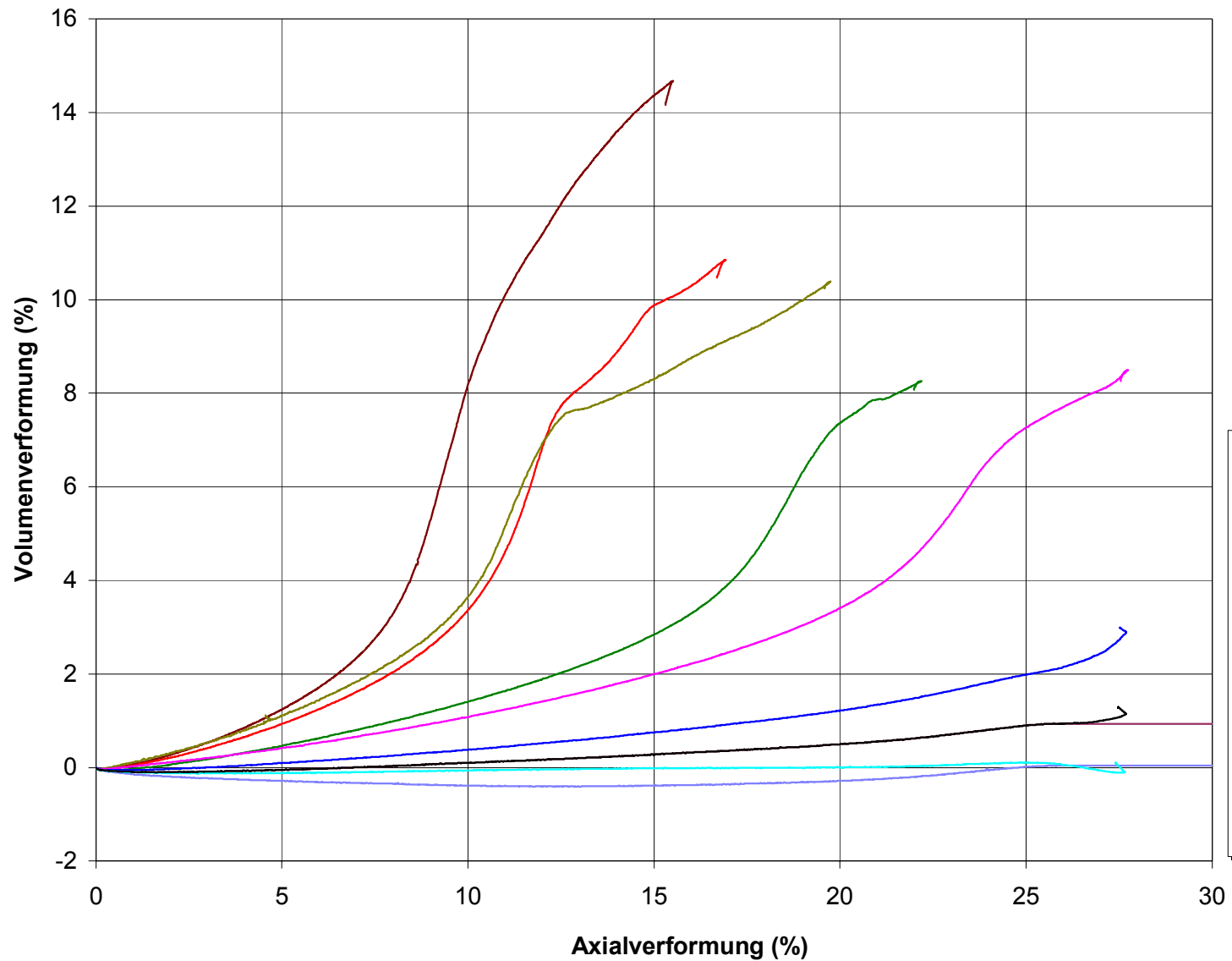
STEINSALZ SONDRERSHAUSEN (ANHYDRITREGION)		ANLAGEN 1 – 31
Anlage 1	Ergebnisse der Triaxialversuche – Festigkeit	
Anlage 2	Ergebnisse der Triaxialversuche - Dilatanz	
Anlage 3	Restfestigkeits/ Dilatanzgrenze für das Stoffmodell Günther/Salzer	
Anlage 4	Dilatanz in Abhängigkeit von der Dilatanzarbeit - Parameterbestimmung I	
Anlage 5	Spannungsabhängigkeit der Dilatanzparameter A_1 , A_2 und A_3 Parameterbestimmung II	
Anlage 6	Abhängigkeit des Spannungsexponenten vom Manteldruck	
Anlage 7	Abhängigkeit des Spannungsexponenten vom Manteldruck und der Schädigung	
Anlage 8	Abhängigkeit der elastischen Parameter von der Dilatanz	
Anlage 9	Steinsalz Sondershausen (Anhydritregion) Zweistufen Kriechversuche – berechnete Gesamtverformung	
Anlage 10	Nachrechnung der Triaxialversuche mit dem Stoffmodell Günther/Salzer Spannungsexponent n_p ist abhängig vom Manteldruck und der Schädigung	
Anlage 11	Lage des Versuchsverschlussbauwerkes - EU1 Grube Sondershausen	
Anlage 12	Maschinenstrecke EU1 – Modellaufbau	
Anlage 13	Minimalspannung σ_3 nach 35 Jahren Standzeit	
Anlage 14	Effektivspannung σ_{eff} nach 35 Jahren Standzeit	
Anlage 15	Vollständiger Parametersatzes für das Stoffmodell Günther/Salzer	
Anlage 16	Modellberechnung einer Kammer-Pfeiler-Situation – Modellaufbau	
Anlage 17	Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 7\text{MPa}$ Effektivspannung σ_{eff} im Pfeiler	
Anlage 18	Kammer-Pfeiler-Situation Pfeilerauflast $p = 7\text{MPa}$ Minimale Hauptspannung σ_3 im Pfeiler	
Anlage 19	Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 7\text{MPa}$ Horizontalspannungsverteilung σ_{xx} in Pfeilermitte	

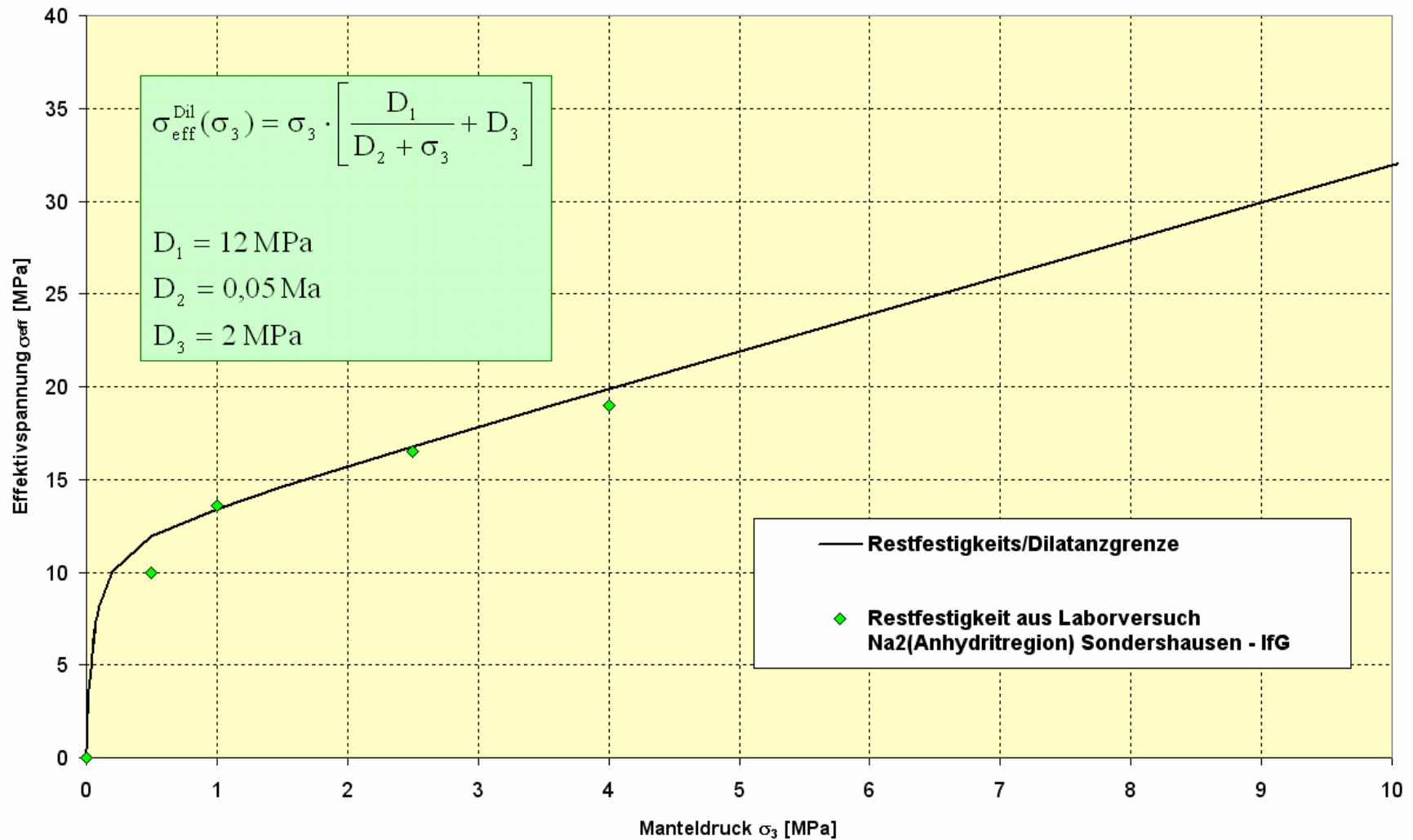
-
- Anlage 20 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 7\text{MPa}$
Vertikalspannungsverteilung σ_{yy} in Pfeilermitte
- Anlage 21 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 7\text{MPa}$
Volumendilatanz ε_{vol} im Pfeiler
- Anlage 22 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 12\text{MPa}$
Effektivspannung σ_{eff} im Pfeiler
- Anlage 23 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 12\text{MPa}$
Minimale Hauptspannung σ_3 im Pfeiler
- Anlage 24 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 12\text{MPa}$
Horizontalspannungsverteilung σ_{xx} in Pfeilermitte
- Anlage 25 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 12\text{MPa}$
Vertikalspannungsverteilung σ_{yy} in Pfeilermitte
- Anlage 26 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 12\text{MPa}$
Volumendilatanz ε_{vol} im Pfeiler
- Anlage 27 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 17\text{MPa}$
Effektivspannung σ_{eff} im Pfeiler
- Anlage 28 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 17\text{MPa}$
Minimale Hauptspannung σ_3 im Pfeiler
- Anlage 29 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 17\text{MPa}$
Volumendilatanz ε_{vol} im Pfeiler
- Anlage 30 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 17\text{MPa}$
Rissentwicklung bis zum Konturbruch – Dilatanzverteilung
- Anlage 31 Kammer-Pfeiler-Situation – Pfeilerauflast $p = 17\text{MPa}$
Rissentwicklung bis zum Konturbruch-Vertikalspannungsverteilung

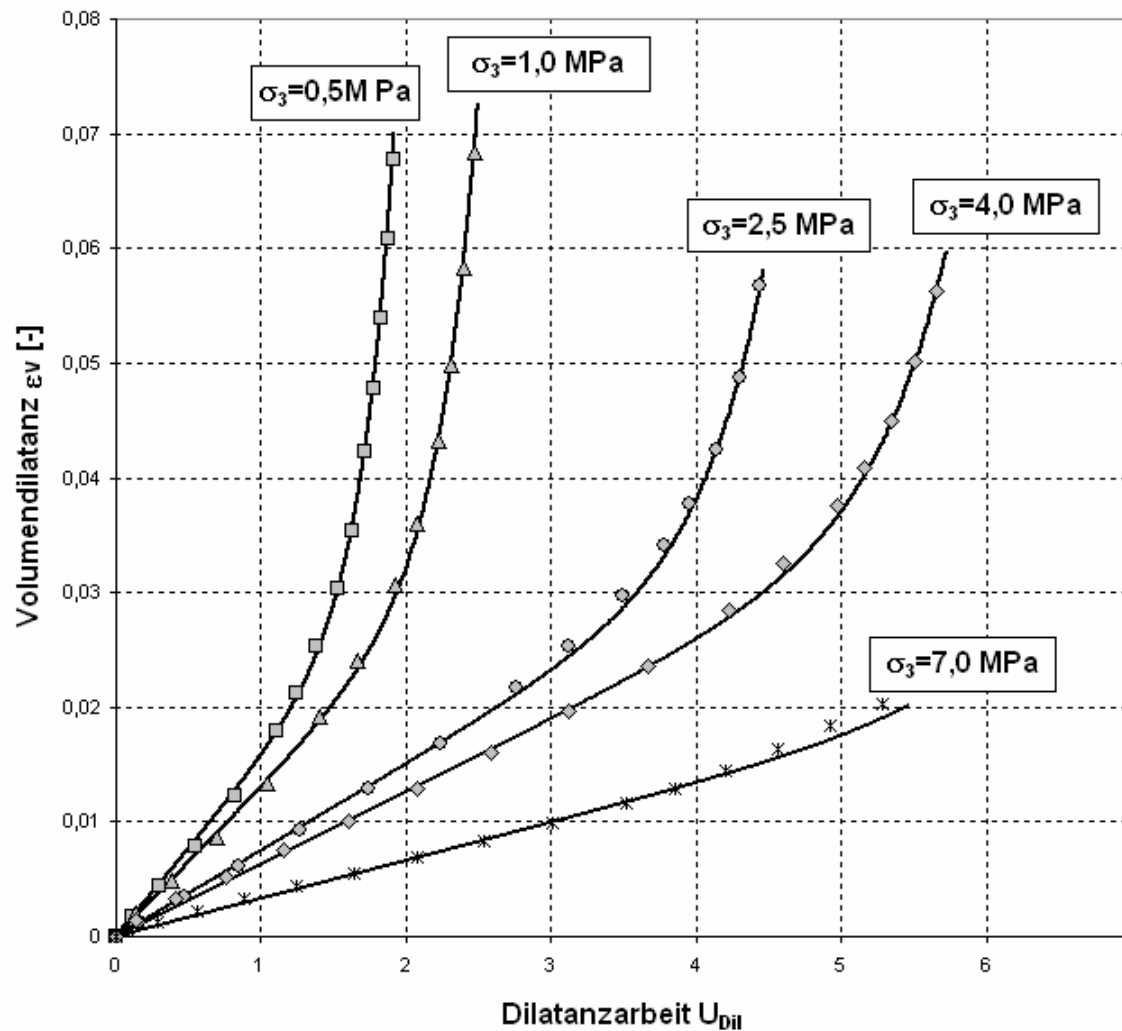
<i>Steinsalz Asse (Speisesalz, z2SP)</i>	<i>Anlagen 32-56</i>
Anlage 32	Kriechversuche (95015 und 04141) – Gesamtverformung
Anlage 33	Kriechversuche (95008 und 94097) – Gesamtverformung
Anlage 34	Kriechrate über der Verformung
Anlage 35	Kriechversuche (04139) – Gesamtverformung
Anlage 36	Lastwechselfersuch 04138 – Gesamtverformung
Anlage 37	Ergebnisse der Triaxialversuche – Festigkeit
Anlage 38	Ergebnisse der Triaxialversuche – Dilatanz
Anlage 39	Restfestigkeits/ Dilatanzgrenze - für das Stoffmodell Günther/Salzer
Anlage 40	Dilatanz in Abhängigkeit von der Dilatanzarbeit Parameterbestimmung I
Anlage 41	Spannungsabhängigkeit der Dilatanzparameter A_1 , A_2 und A_3 Parameterbestimmung II
Anlage 42	Dilatanz in Abhängigkeit von der Dilatanzarbeit Parameterbestimmung III
Anlage 43	Abhängigkeit des Spannungsexponenten vom Manteldruck
Anlage 44	Abhängigkeit des Spannungsexponenten vom Manteldruck und der Schädigung
Anlage 45	Parametersatz mit dilatanz- und spannungsabhängigen Spannungsexponenten für das Stoffmodell Günther/Salzer
Anlage 46	Nachrechnung der Triaxialversuche mit dem Stoffmodell Günther/Salzer Spannungsexponent n_p ist abhängig vom Manteldruck und der Schädigung
Anlage 47	Nachrechnung des Dilatanzverhaltens mit dem Stoffmodell Günther/Salzer Spannungsexponent n ist abhängig vom Manteldruck und der Schädigung
Anlage 48	Versuche 99086 und 04140 bei unterschiedlicher Belastungsgeschwindigkeit Festigkeitsberechnung
Anlage 49	Versuche 99086 und 04140 bei unterschiedlicher Belastungsgeschwindigkeit Dilatanzberechnung
Anlage 50	Kriechversuch 313 – Gesamtverformung

-
- Anlage 51 Versuch 04131- vernetzter Probekörper - Effektivspannung
(fester Verbund an den Prüfkörperendflächen)
- Anlage 52 Versuch 04131- vernetzter Probekörper – Effektivdeformation
(fester Verbund an den Prüfkörperendflächen)
- Anlage 53 Versuch 04131- vernetzter Probekörper – Volumendeformation
(fester Verbund an den Prüfkörperendflächen)
- Anlage 54 Versuch 04132- vernetzter Probekörper – Effektivspannung
(fester Verbund an den Prüfkörperendflächen)
- Anlage 55 Versuch 04132- vernetzter Probekörper – Effektivdeformation
(fester Verbund an den Prüfkörperendflächen)
- Anlage 56 Versuch 04132- vernetzter Probekörper – Volumendeformation
(fester Verbund an den Prüfkörperendflächen)



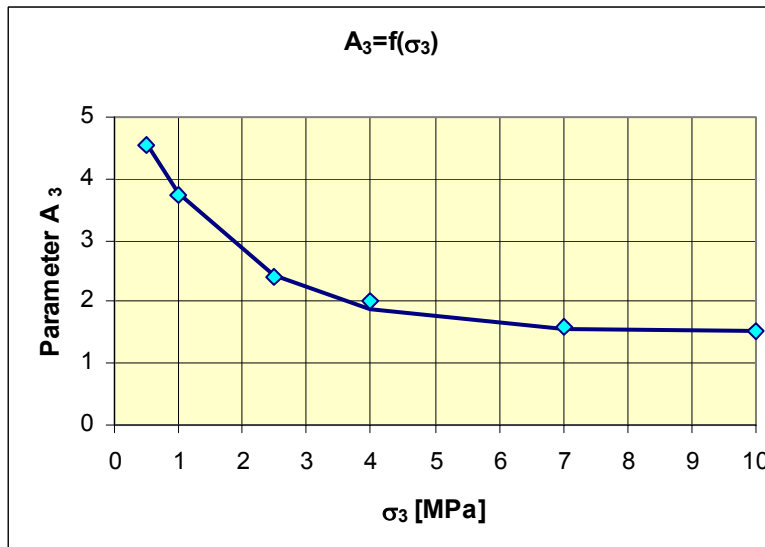
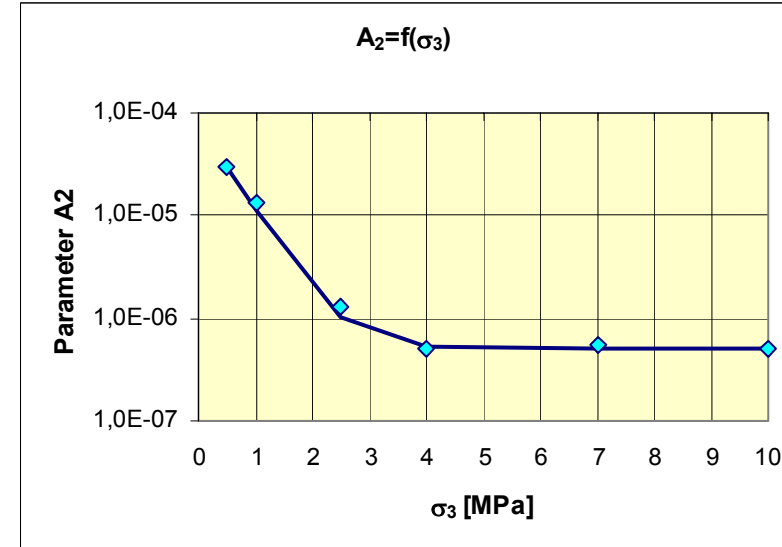
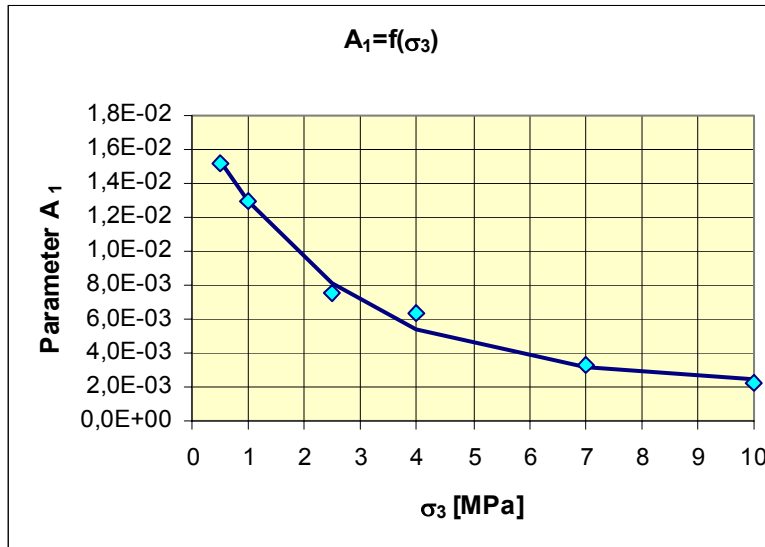






Versuchsergebnis und Anpassung nach Gl. (1.13)

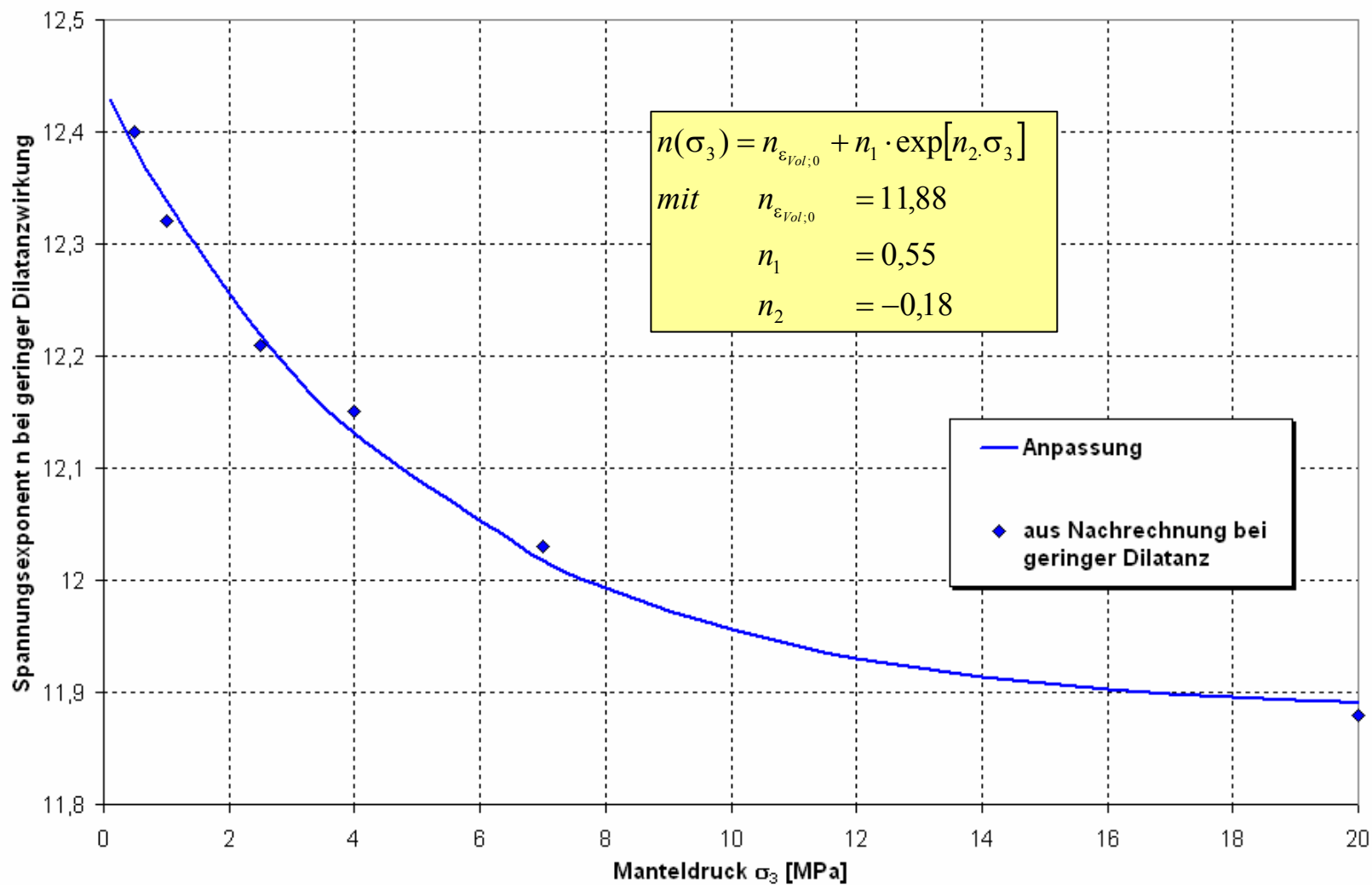
σ_3 [MPa]	A_1	A_2	A_3
0,5	1,52E-02	2,99E-05	4,55
1	1,29E-02	1,30E-05	3,75
2,5	7,50E-03	1,30E-06	2,40
4	6,30E-03	5,00E-07	2,00
7	3,30E-03	5,50E-07	1,60
10	2,20E-03	5,00E-07	1,51

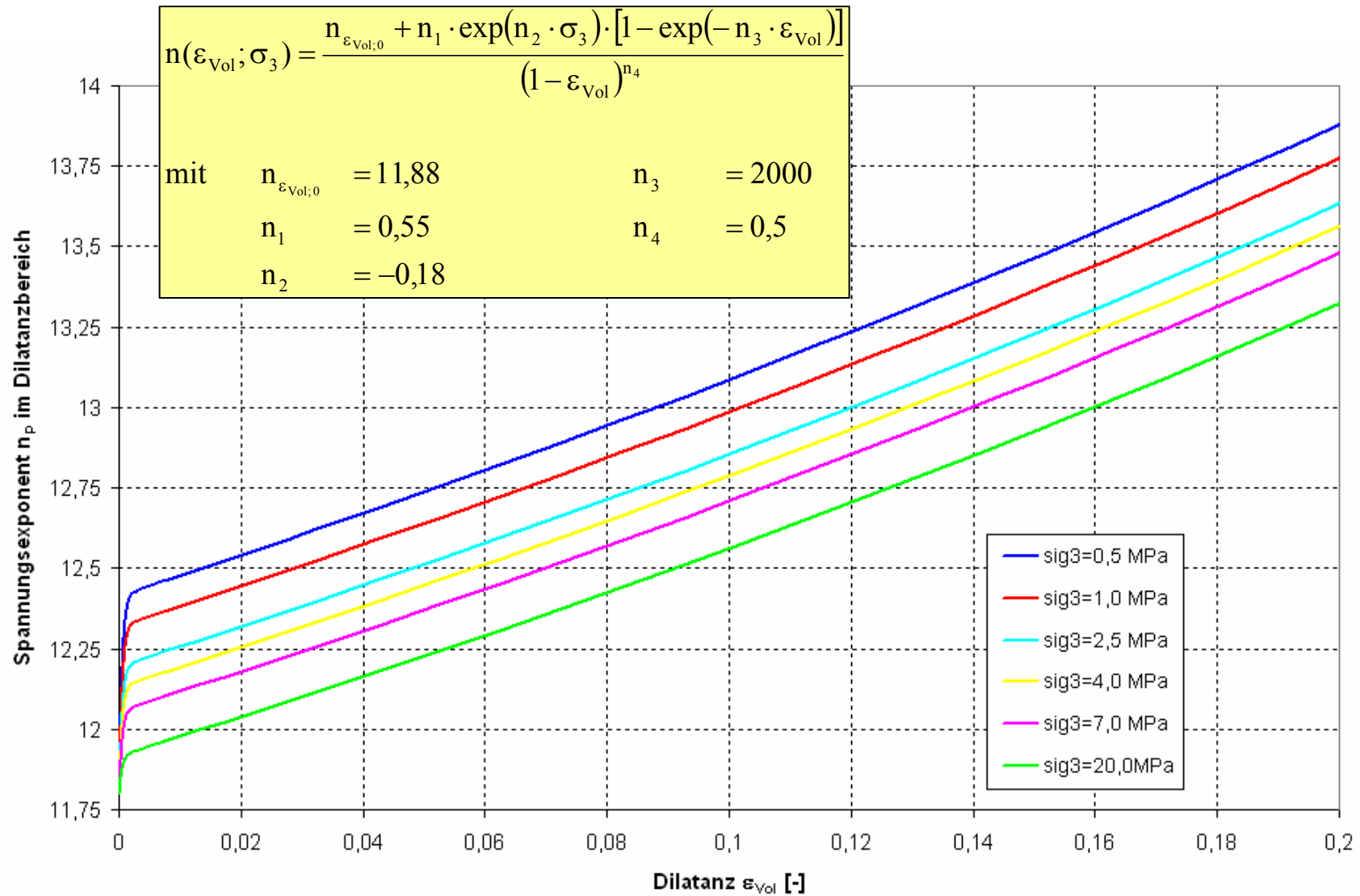


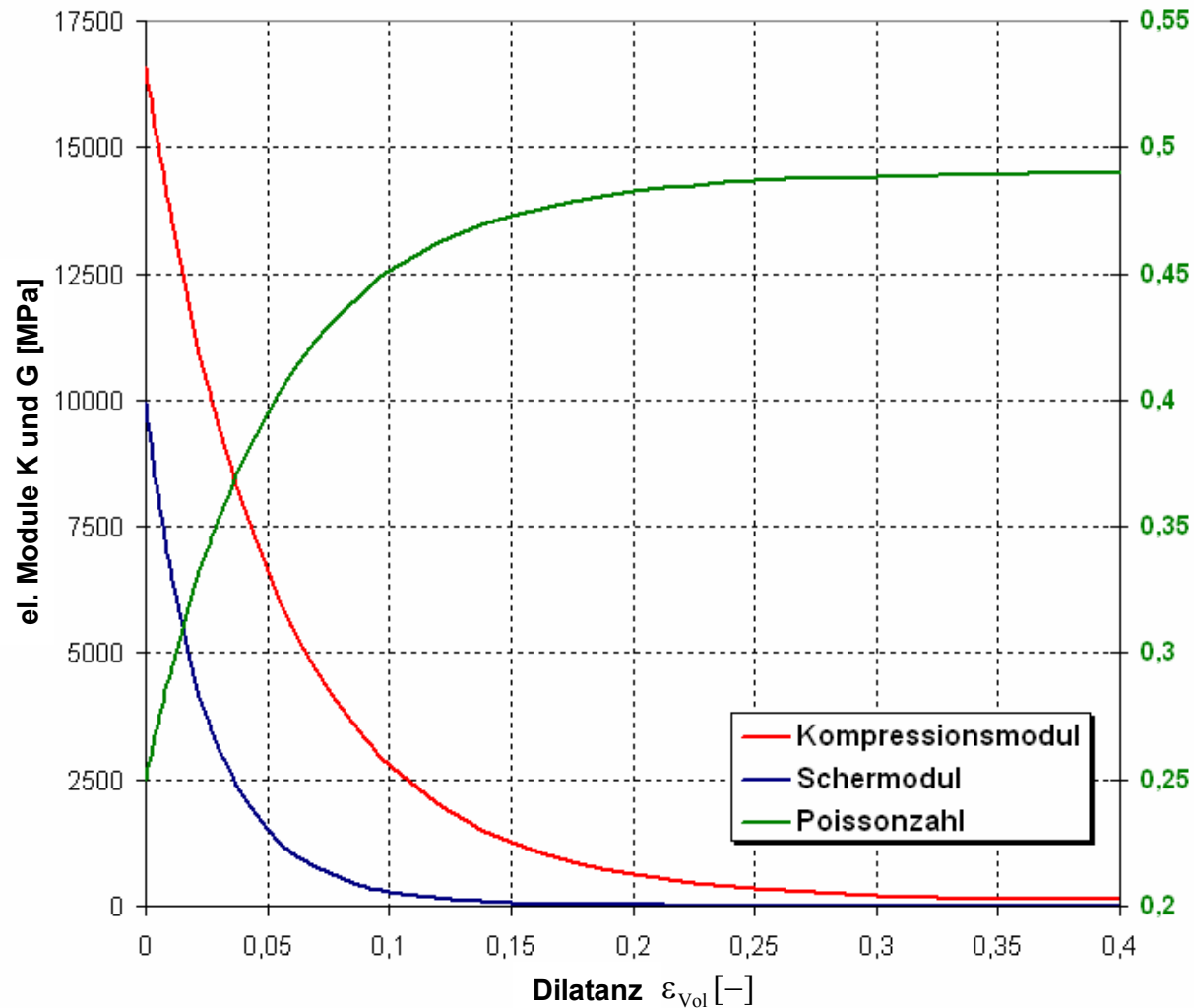
$$A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{aligned} a_1 &= 2,1 \cdot 10^{-3} \\ a_2 &= 0,016 \\ a_3 &= -0,39 \end{aligned}$$

$$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{aligned} a_4 &= 5 \cdot 10^{-7} \\ a_5 &= 8 \cdot 10^{-5} \\ a_6 &= -2 \end{aligned}$$

$$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{aligned} a_7 &= 1,5 \\ a_8 &= 4,15 \\ a_9 &= -0,6 \end{aligned}$$







$$K(\epsilon_{Vol}) = \frac{K_0 - K_R}{(1 + \epsilon_{Vol})^\alpha} + K_R$$

$$\nu(\epsilon_{Vol}) = \frac{\nu_0 - \nu_R}{(1 + \epsilon_{Vol})^\alpha} + \nu_R$$

$$G(\epsilon_{Vol}) = \frac{3}{2} K(\epsilon_{Vol}) \cdot \frac{1 - 2 \cdot \nu(\epsilon_{Vol})}{1 + \nu(\epsilon_{Vol})}$$

Parameter

$K_0 = 16,6 \text{ GPa}$ Kompressionsmodul für ungeschädigtes Steinsalz

$K_R = 100 \text{ MPa}$ Kompressionsmodul im Restfestigkeitsbereich

$\nu_0 = 0,25$ Poissonzahl für ungeschädigtes Steinsalz

$\alpha = 18$ Krümmungsparameter (Fit)

Dilatanzgrenze:

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right]$$

mit $D_1 = 12 \text{ MPa}$ $D_2 = 0,05 \text{ MPa}$ $D_3 = 2 \text{ MPa}$

Schädigungsentwicklung: $A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3]$ mit $a_1 = 2,1 \cdot 10^{-3}$

$$a_2 = 0,016$$

$$a_3 = -0,39$$

$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3]$ mit $a_4 = 5 \cdot 10^{-7}$

$$a_5 = 8 \cdot 10^{-5}$$

$$a_6 = -2$$

$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3]$ mit $a_7 = 1,5$

$$a_8 = 4,15$$

$$a_9 = -0,6$$

Kriechen:

$$A_p = 2,7 \cdot 10^{-24} [\text{d}^{-1}]$$

$$\mu = 2,6$$

$$t_0 = 4000 \quad [\text{d}]$$

$$n(\varepsilon_{\text{Vol}}; \sigma_3) = \frac{n_{\varepsilon_{\text{Vol}};0} + n_1 \cdot \exp(n_2 \cdot \sigma_3) \cdot [1 - \exp(-n_3 \cdot \varepsilon_{\text{Vol}})]}{(1 - \varepsilon_{\text{Vol}})^{n_4}}$$

mit $n_{\varepsilon_{\text{Vol}};0} = 11,88$

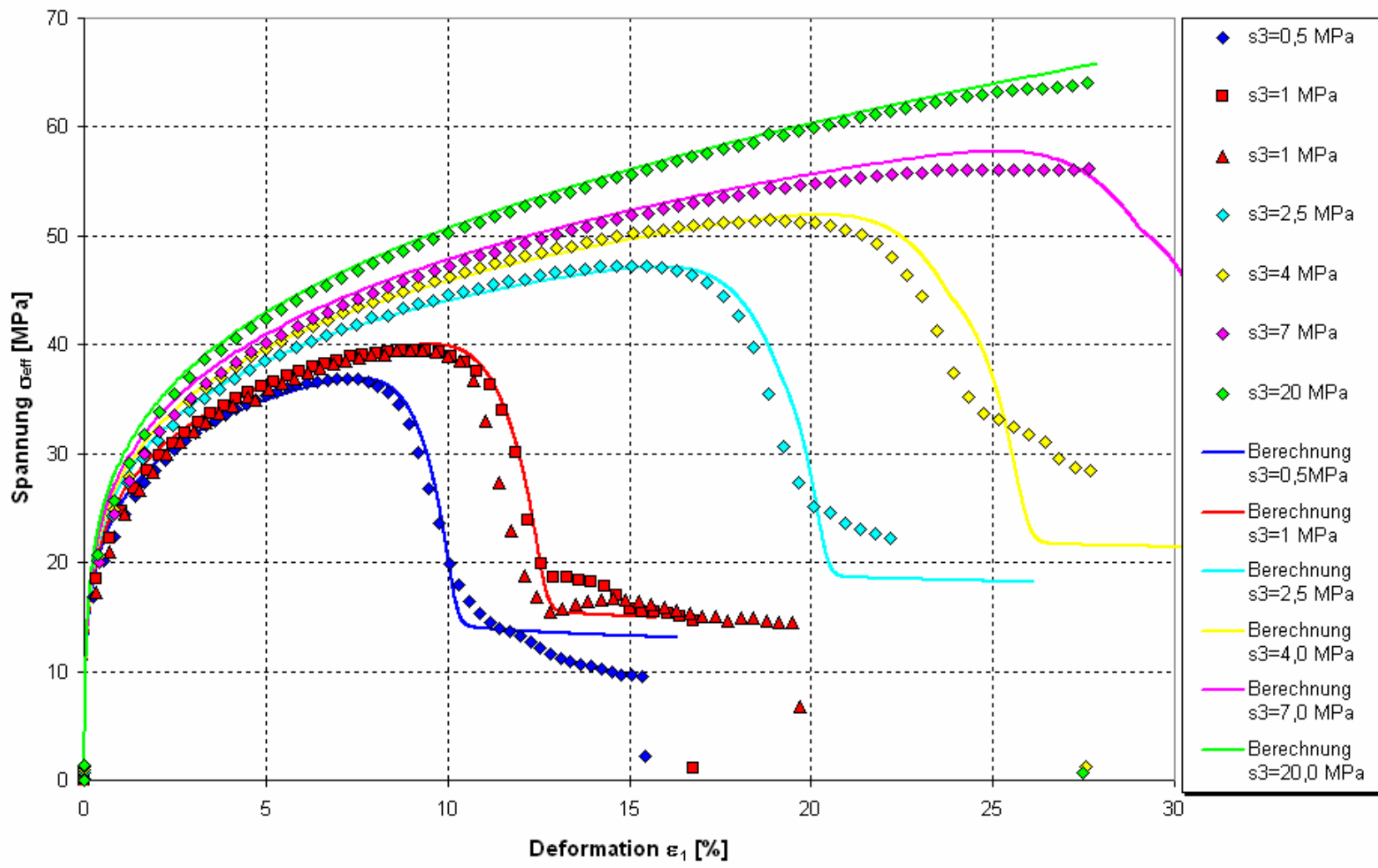
$$n_1 = 0,55$$

$$n_2 = -0,18$$

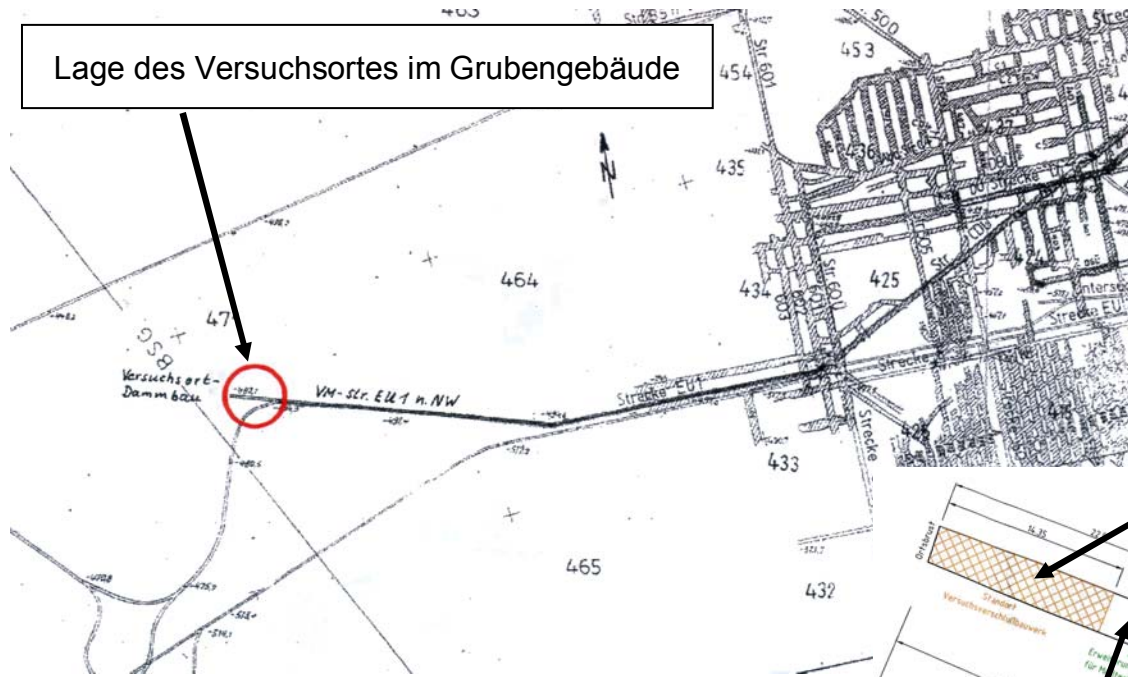
$$n_3 = 2000$$

$$n_4 = 0,5$$

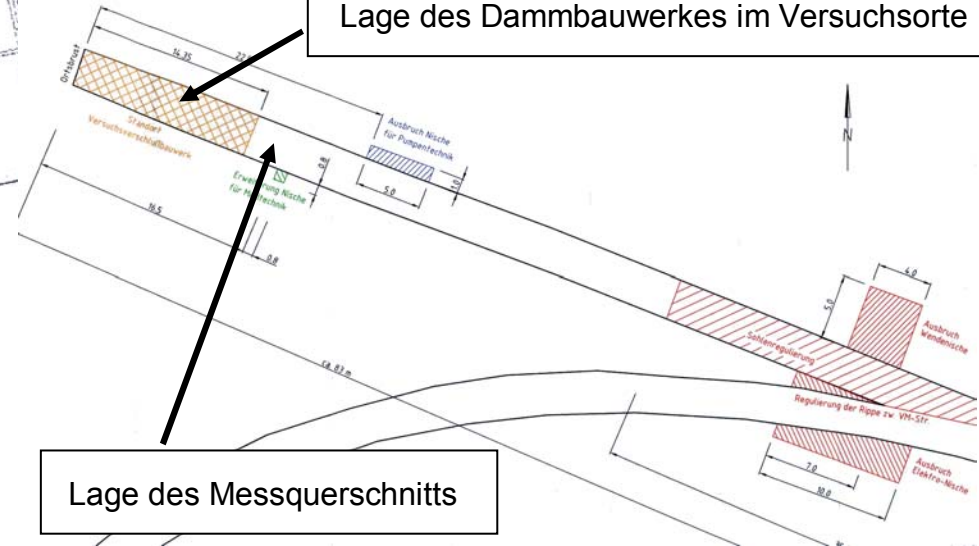




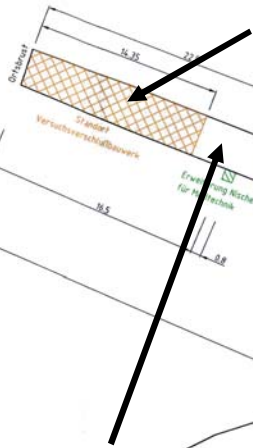
Lage des Versuchsortes im Grubengebäude

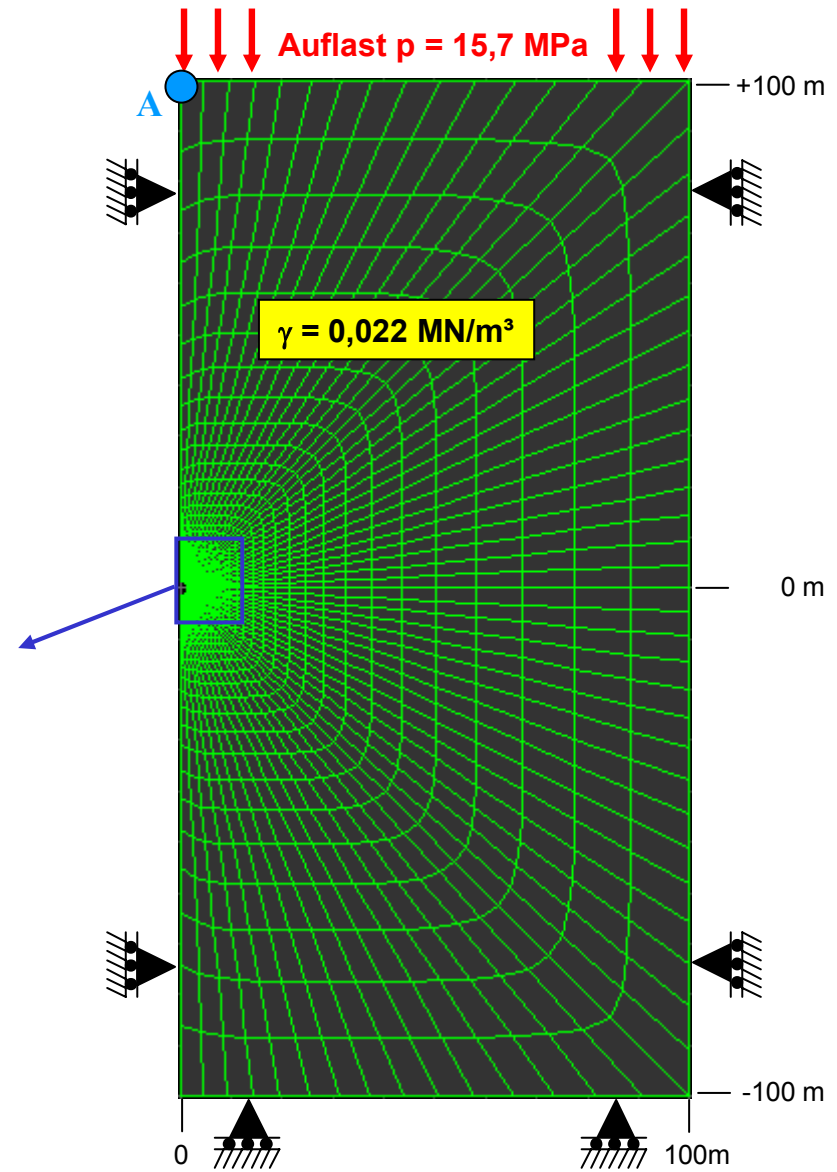
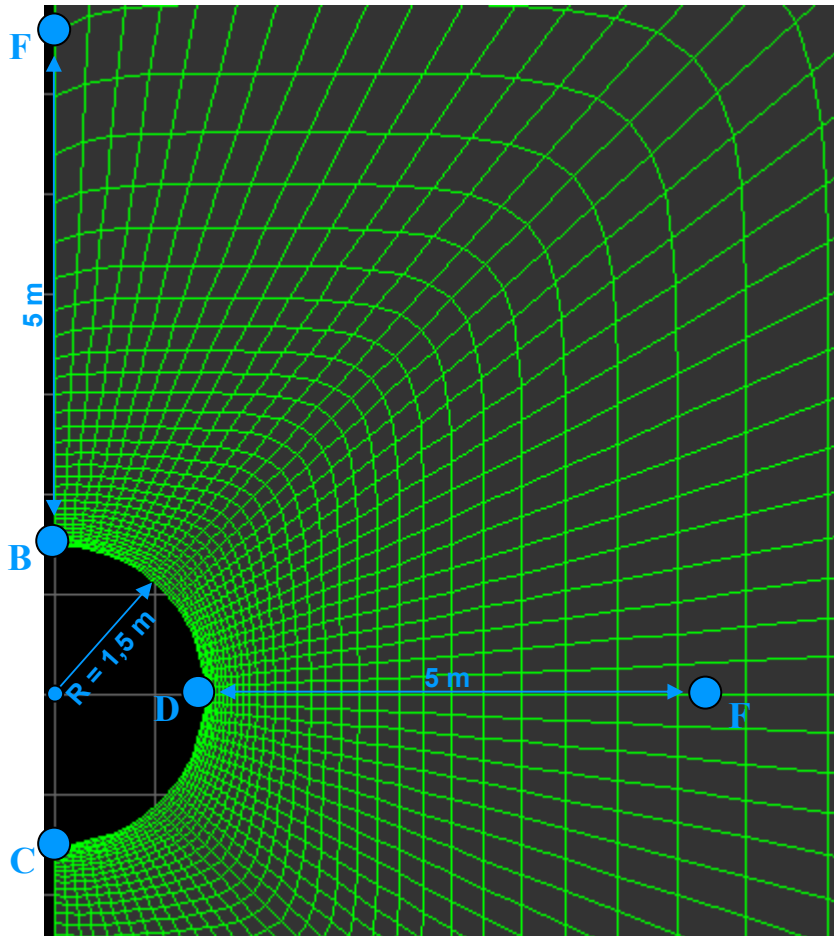


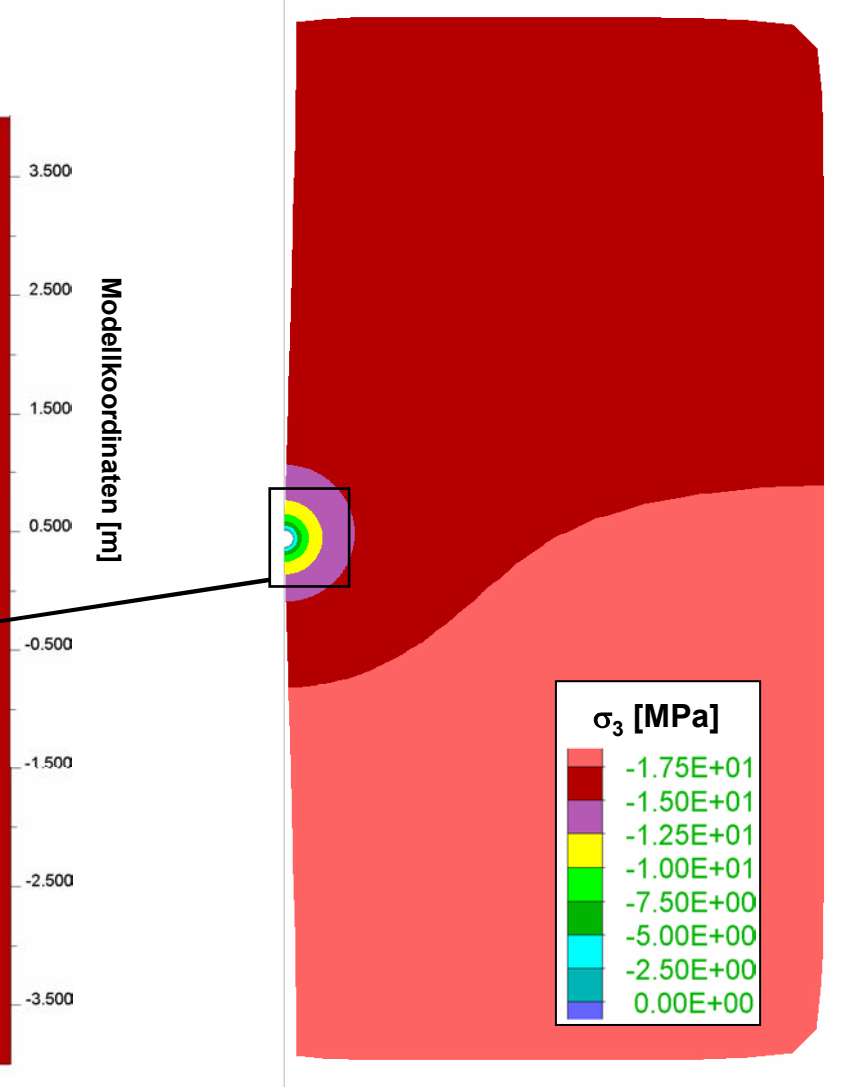
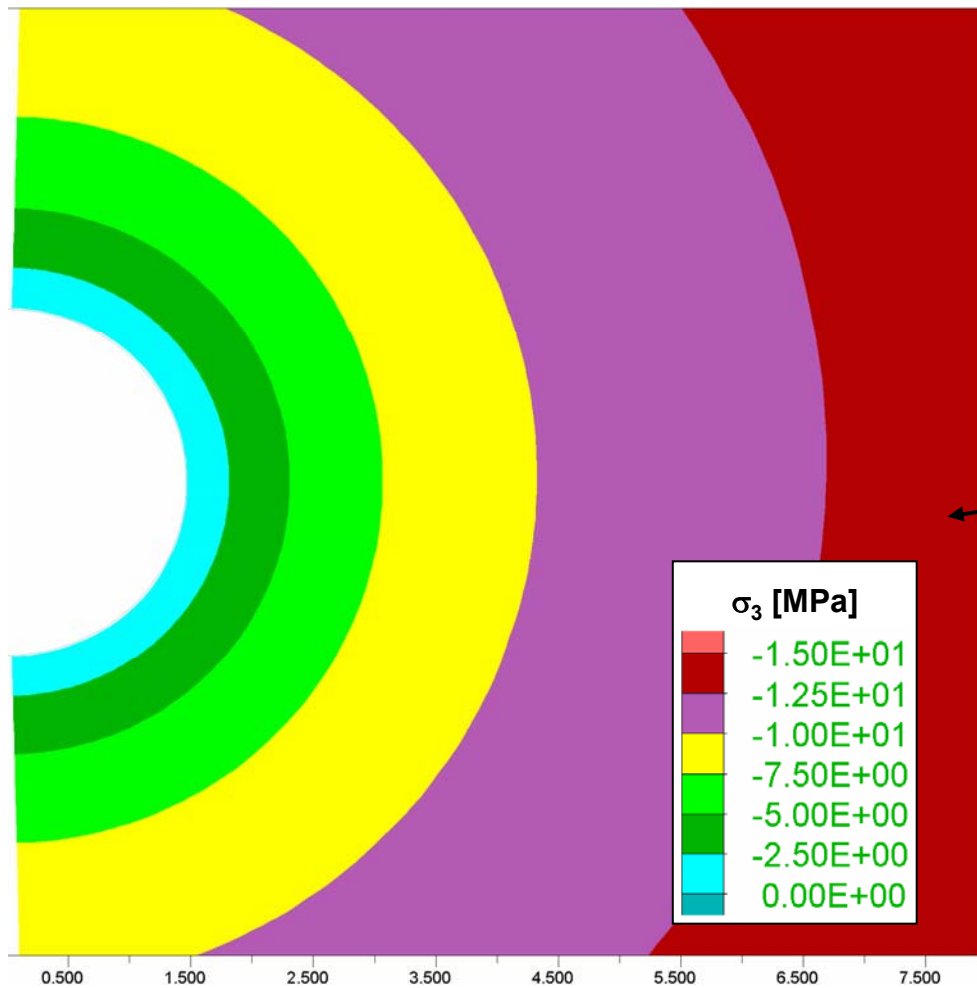
Lage des Dammbauwerkes im Versuchsort

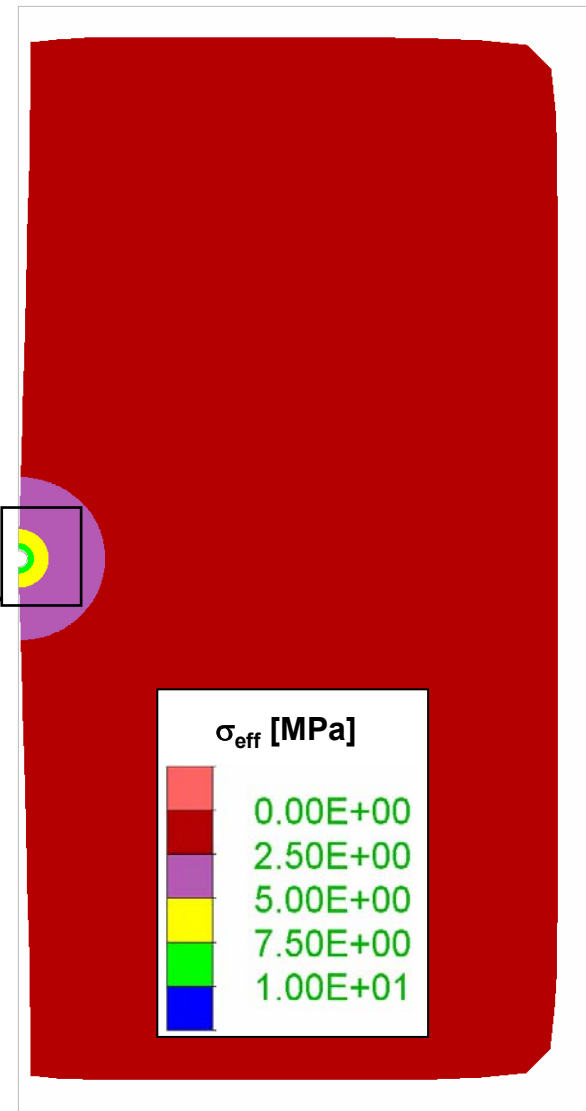
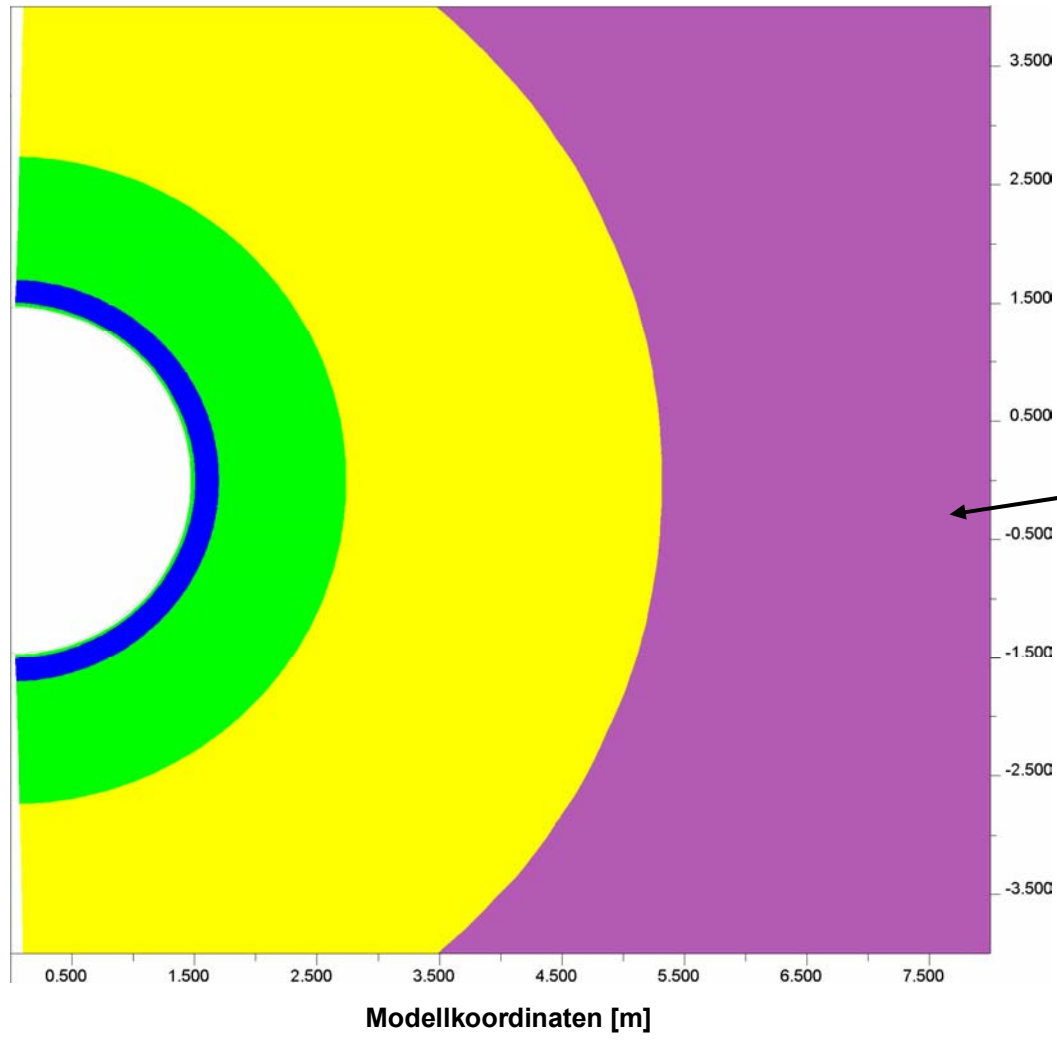


Lage des Messquerschnitts









Dilatanzgrenze:

$$\sigma_{\text{eff}}^{\text{Dil}}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right]$$

mit $D_1 = 12 \text{ MPa}$ $D_2 = 0,05 \text{ MPa}$ $D_3 = 2 \text{ MPa}$

Schädigungsentwicklung: $A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3]$ mit $a_1 = 2,1 \cdot 10^{-3}$

$$a_2 = 0,016$$

$$a_3 = -0,39$$

$$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3]$$
 mit $a_4 = 5 \cdot 10^{-7}$

$$a_5 = 8 \cdot 10^{-5}$$

$$a_6 = -2$$

$$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3]$$
 mit $a_7 = 1,5$

$$a_8 = 4,15$$

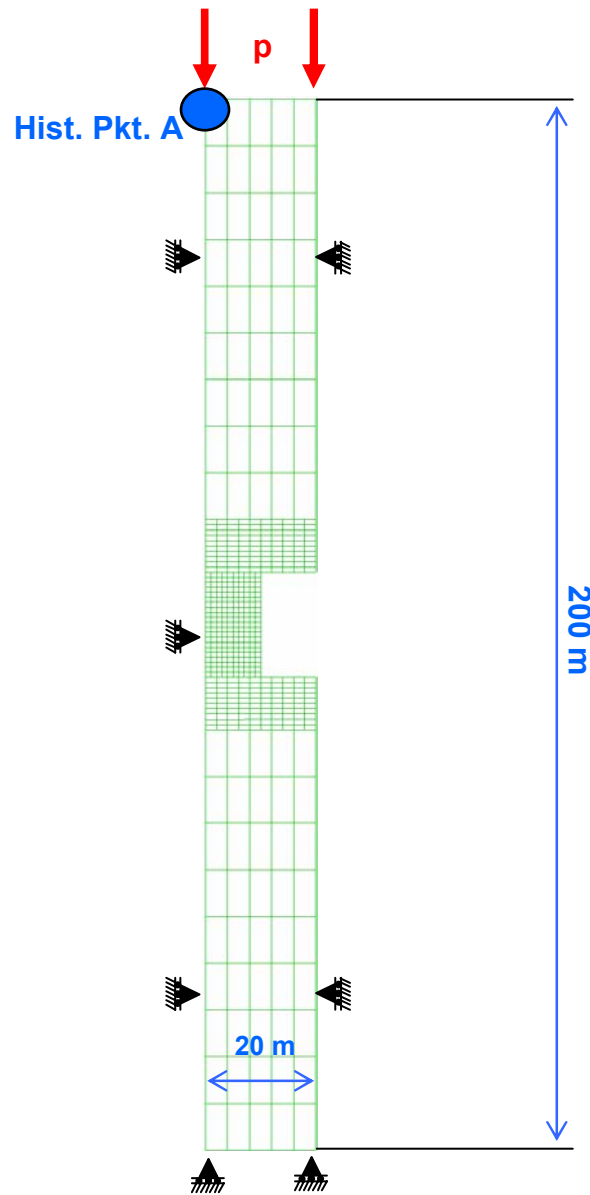
$$a_9 = -0,6$$

Kriechen: $A_p = 2,7 \cdot 10^{-24} [\text{d}^{-1}]$ mit $n(\varepsilon_{\text{Vol}}; \sigma_3) = \frac{n_{\varepsilon_{\text{Vol}};0} + n_1 \cdot \exp(n_2 \cdot \sigma_3) \cdot [1 - \exp(-n_3 \cdot \varepsilon_{\text{Vol}})]}{(1 - \varepsilon_{\text{Vol}})^{n_4}}$

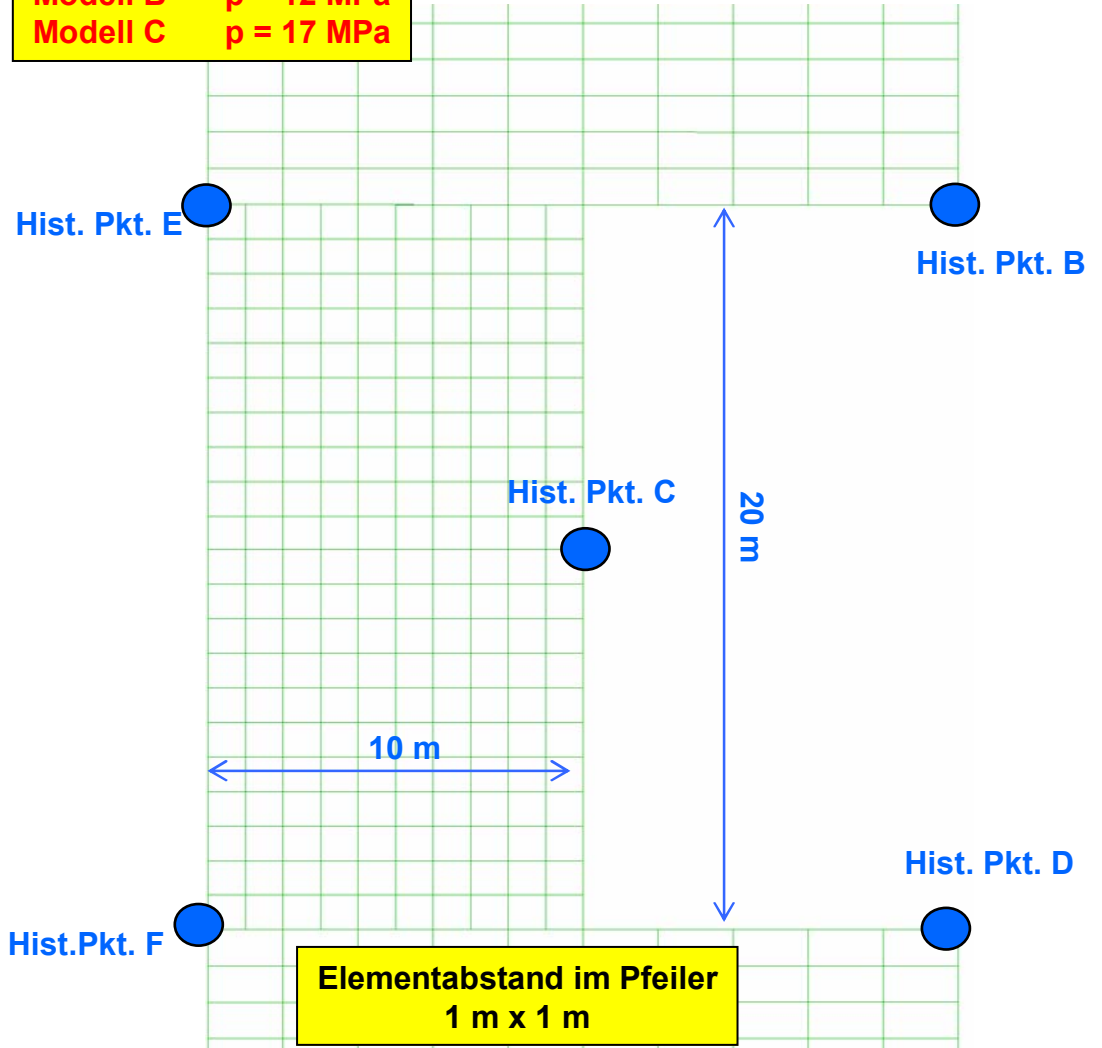
$$\mu = 2,6$$

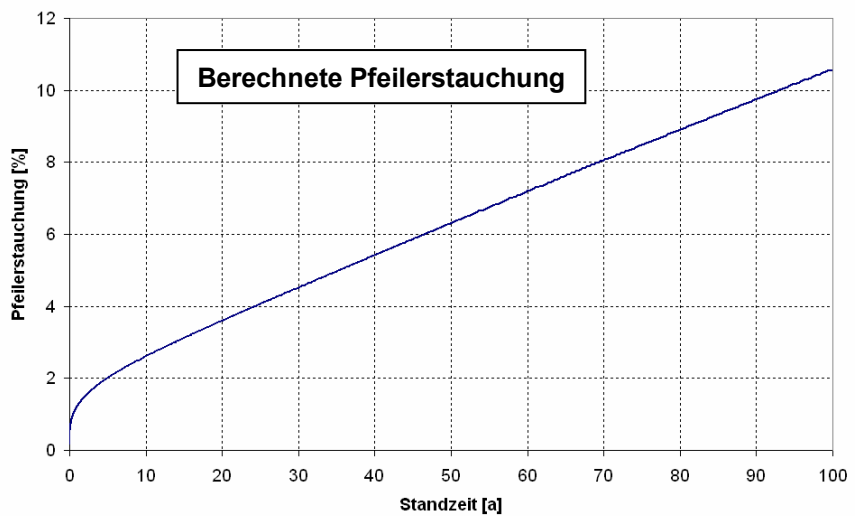
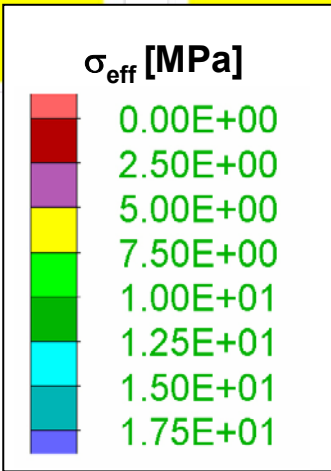
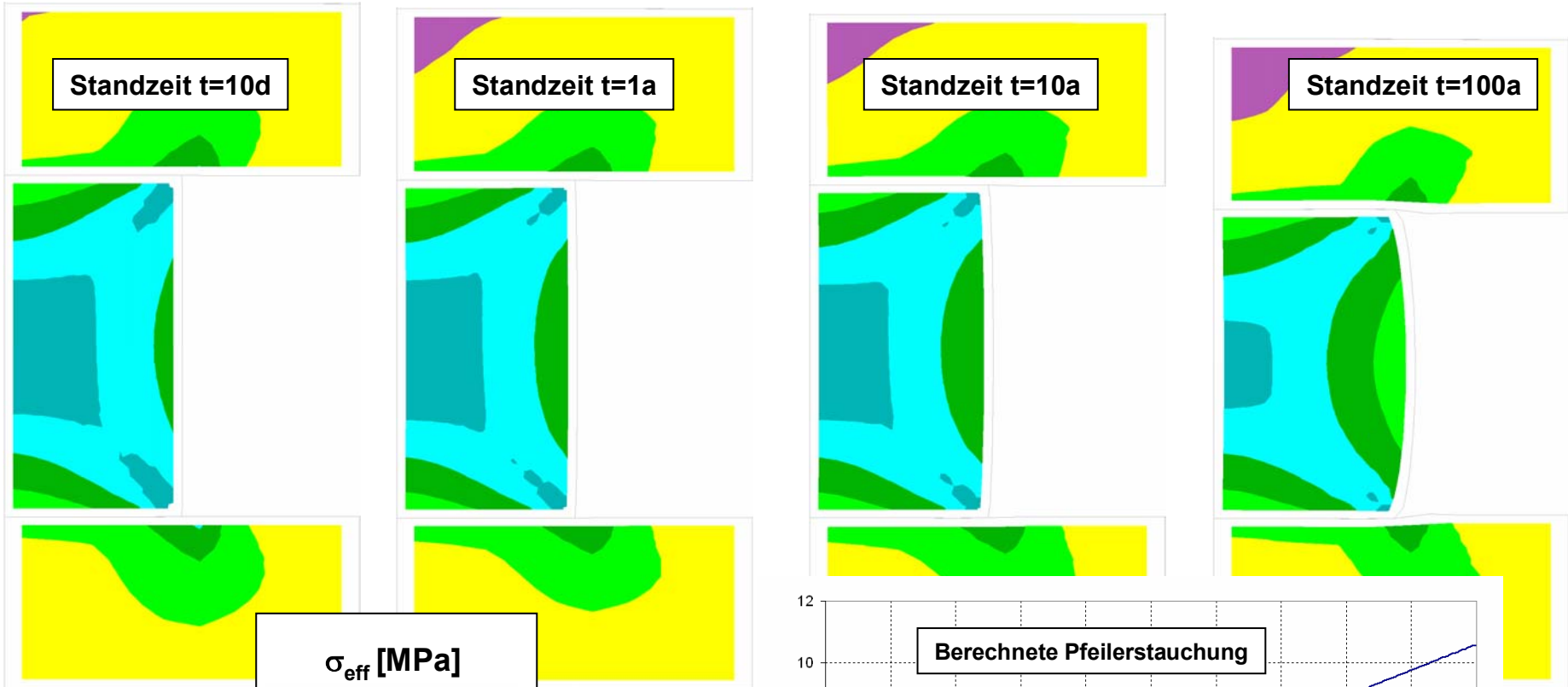
Aus der Rückrechnung Maschinenstrecke EU1 mit $n_{\varepsilon_{\text{Vol}};0} = 11,88$ $n_2 = -0,18$ $n_4 = 0,5$ (Fit)
ergibt sich eine Änderung von $n_1 = 0,55$ $n_3 = 2000$
 $t_0 = 4000 \text{ d}$ auf $t_0 = 7000 \text{ d}$

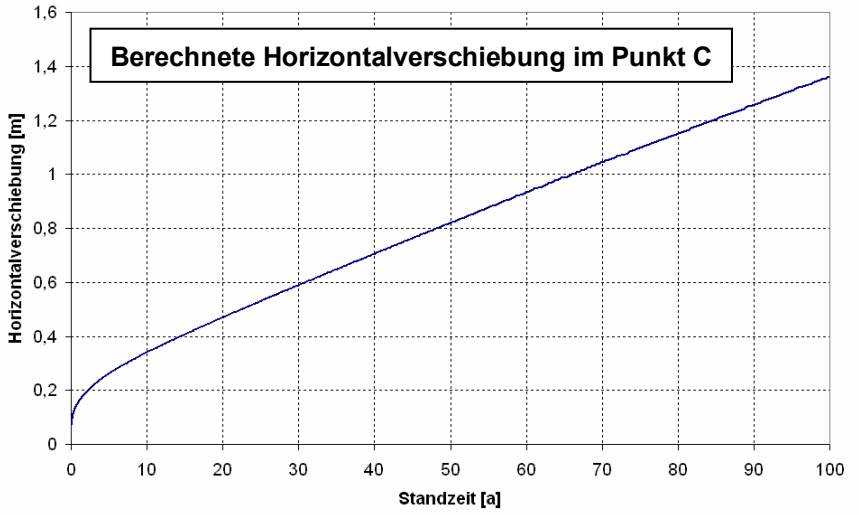
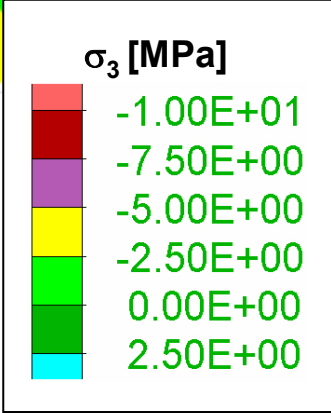
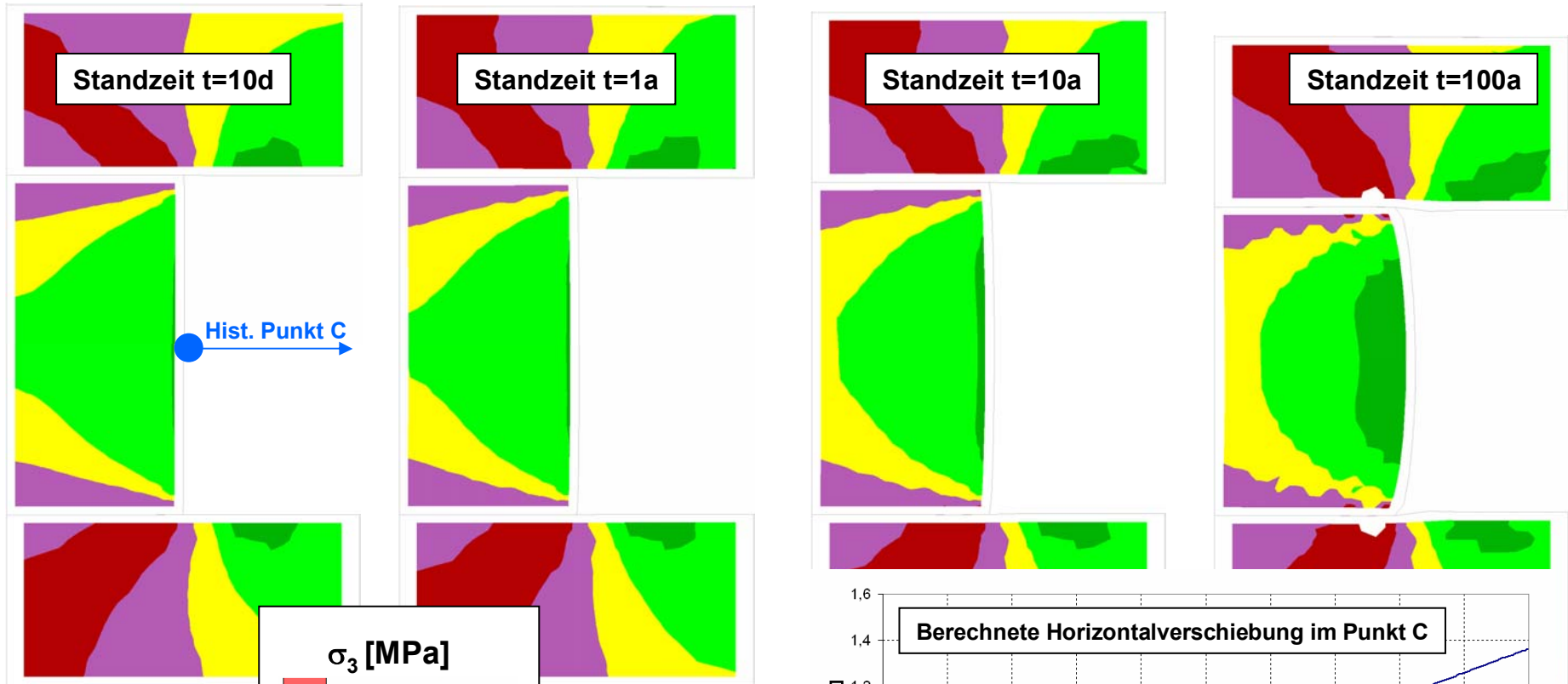


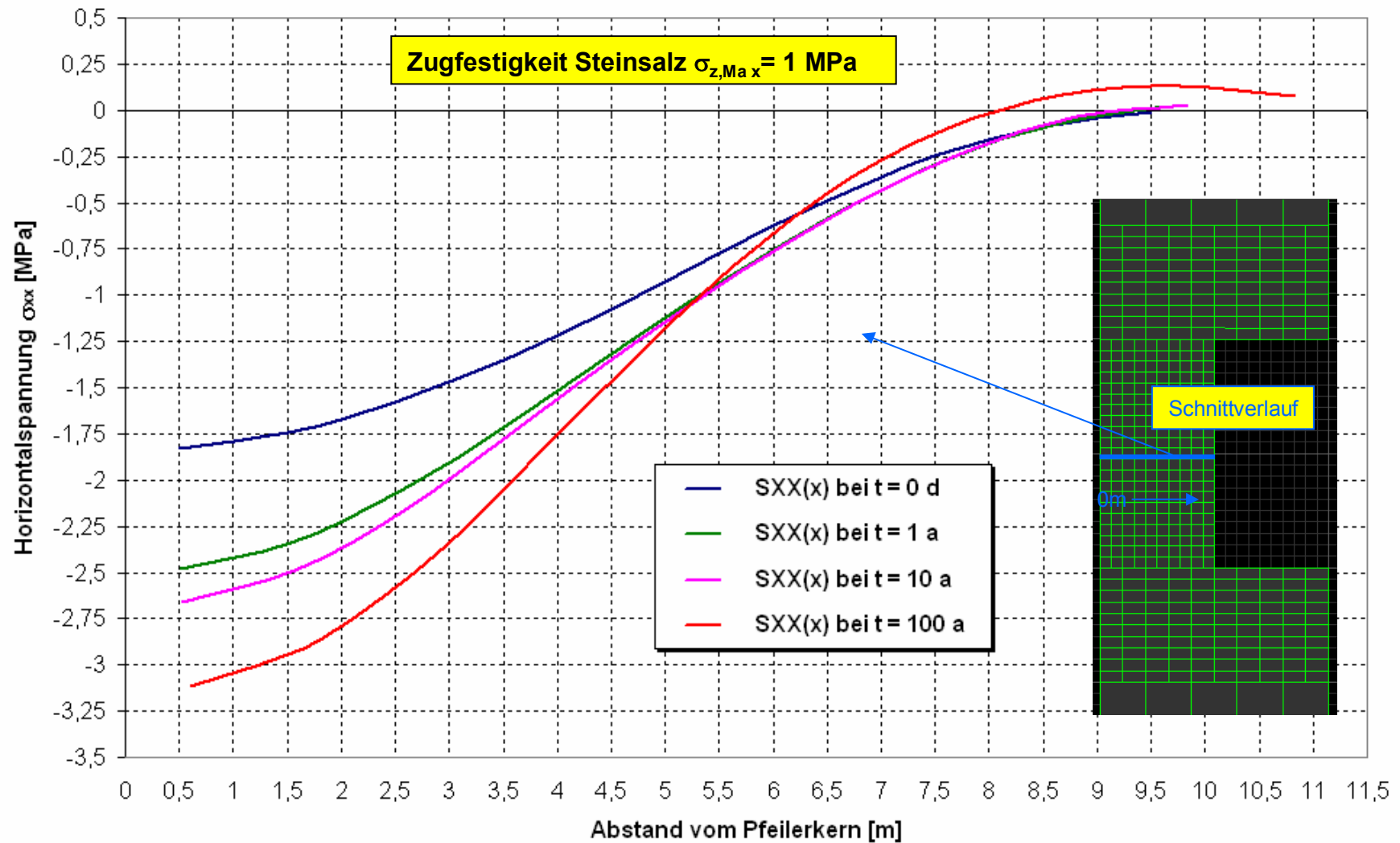


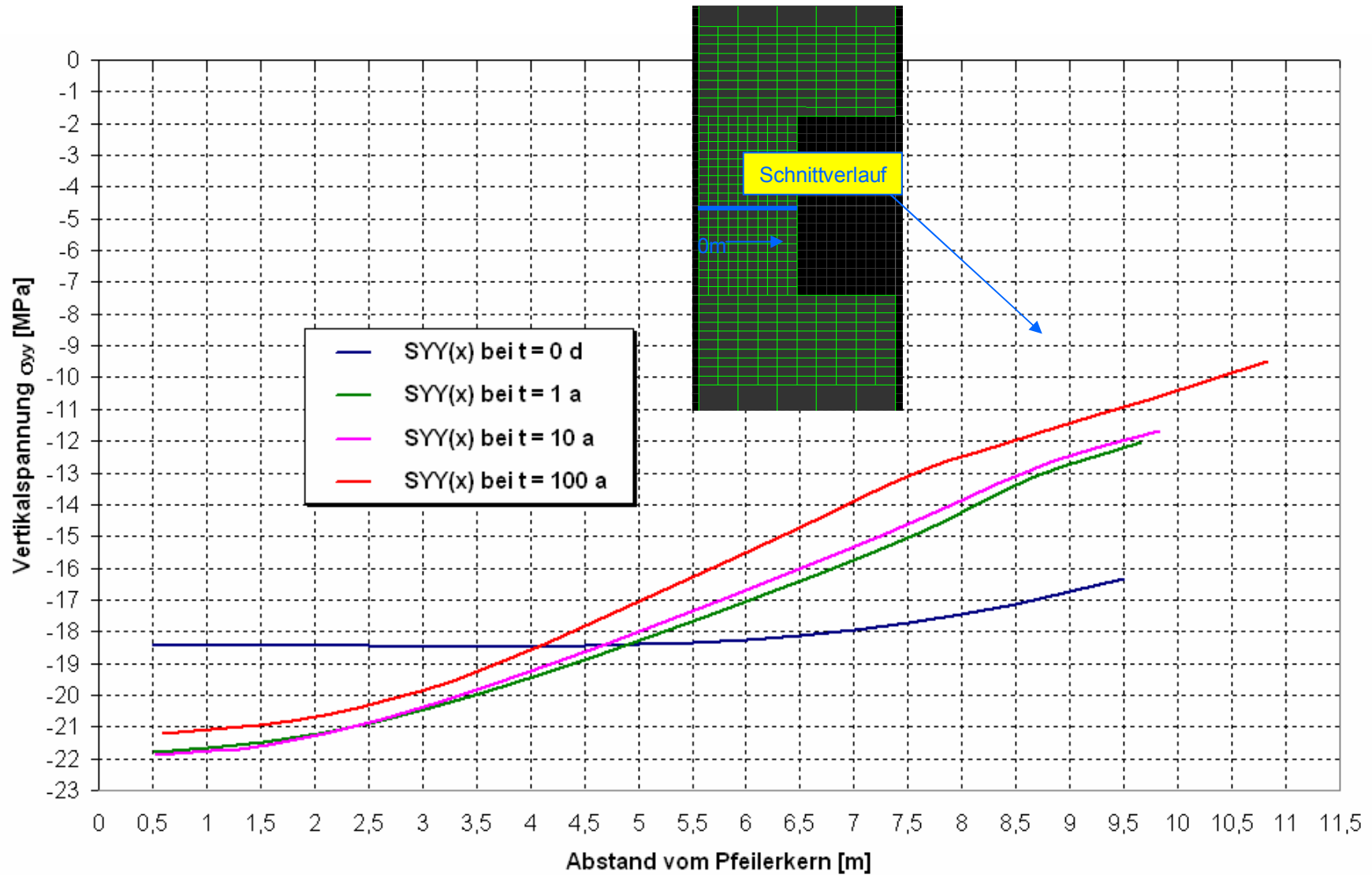
Modell A	$p = 7 \text{ MPa}$
Modell B	$p = 12 \text{ MPa}$
Modell C	$p = 17 \text{ MPa}$

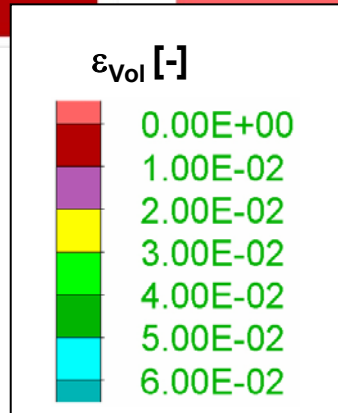
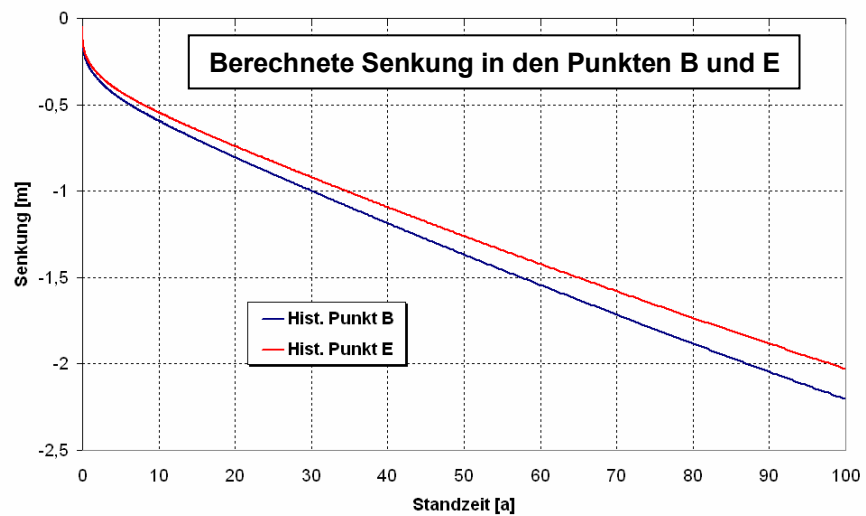
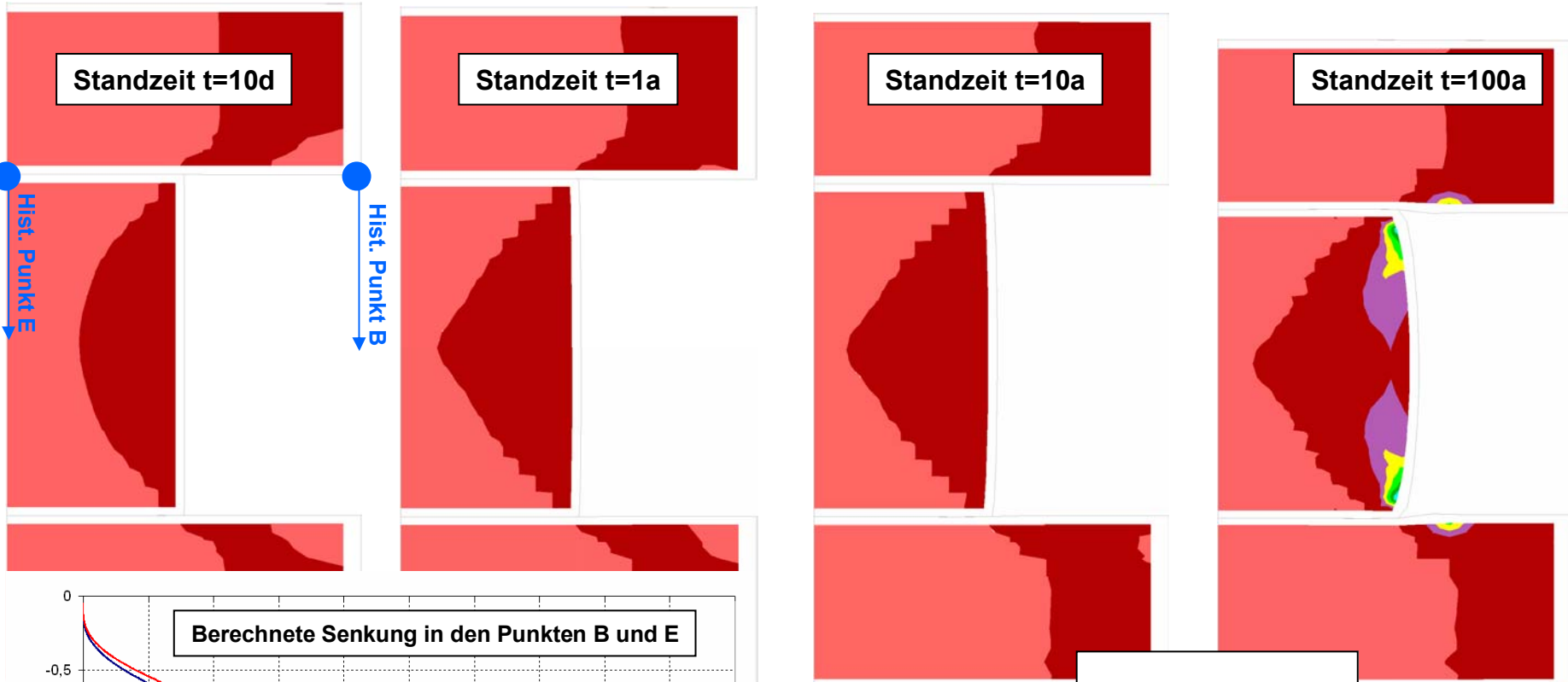


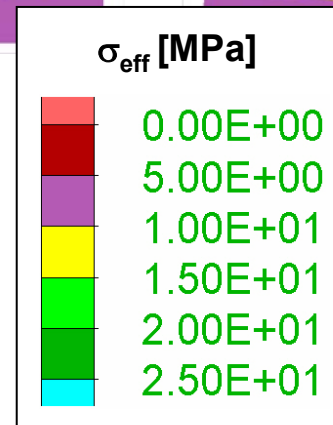
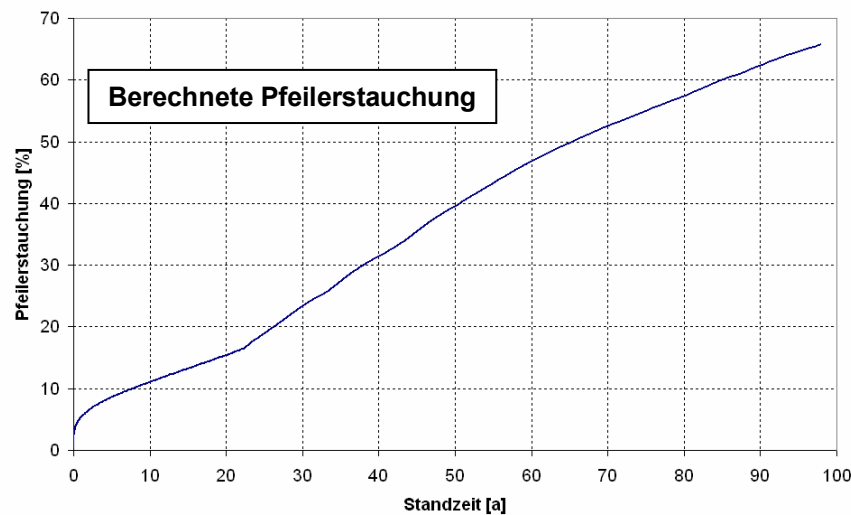
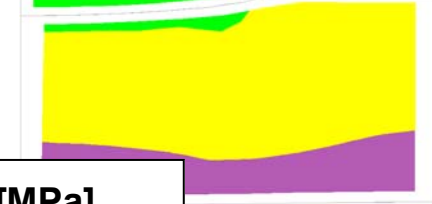
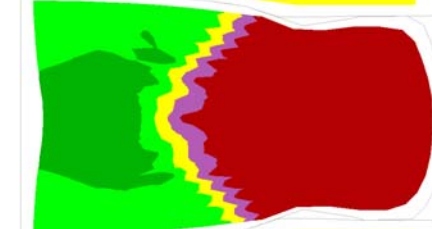
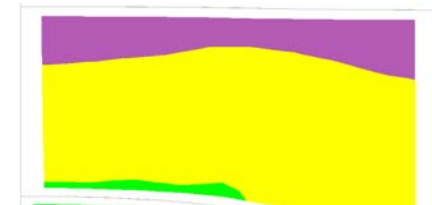
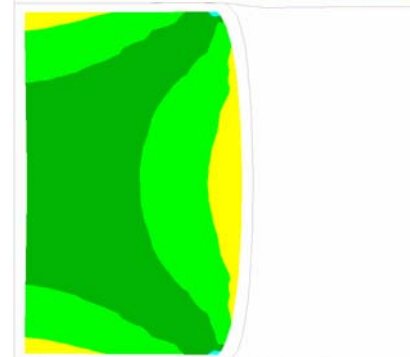
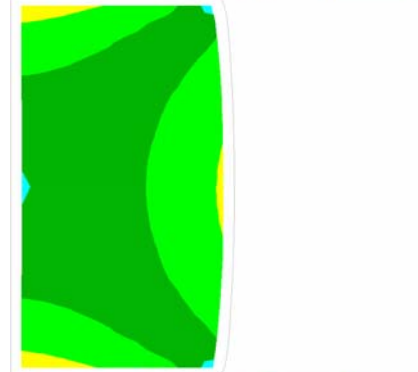
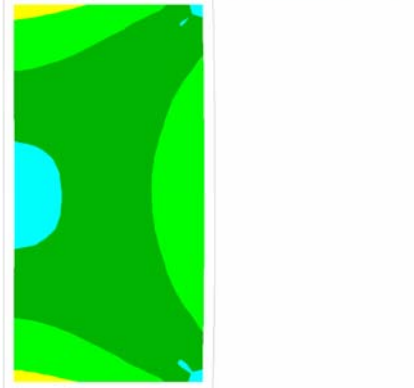
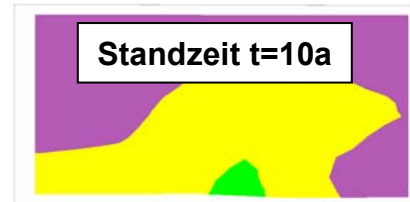


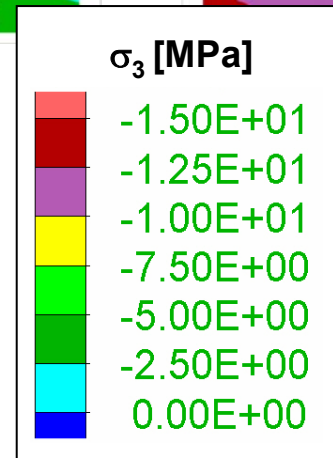
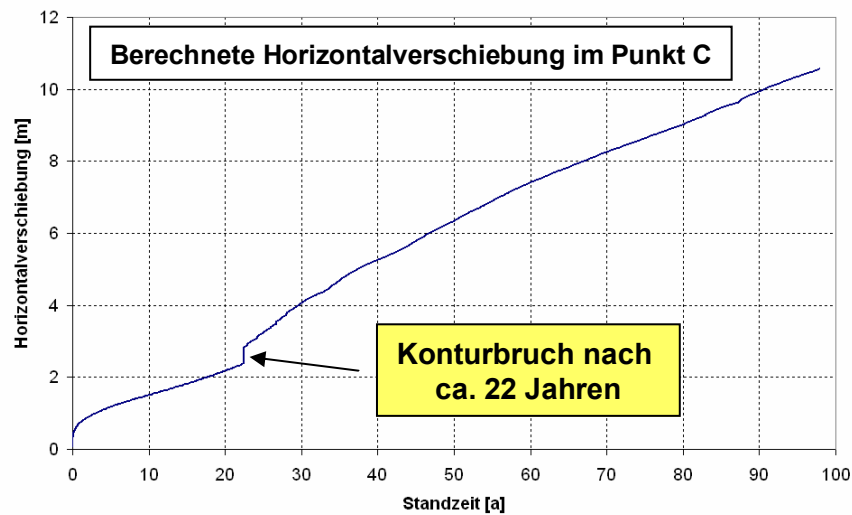
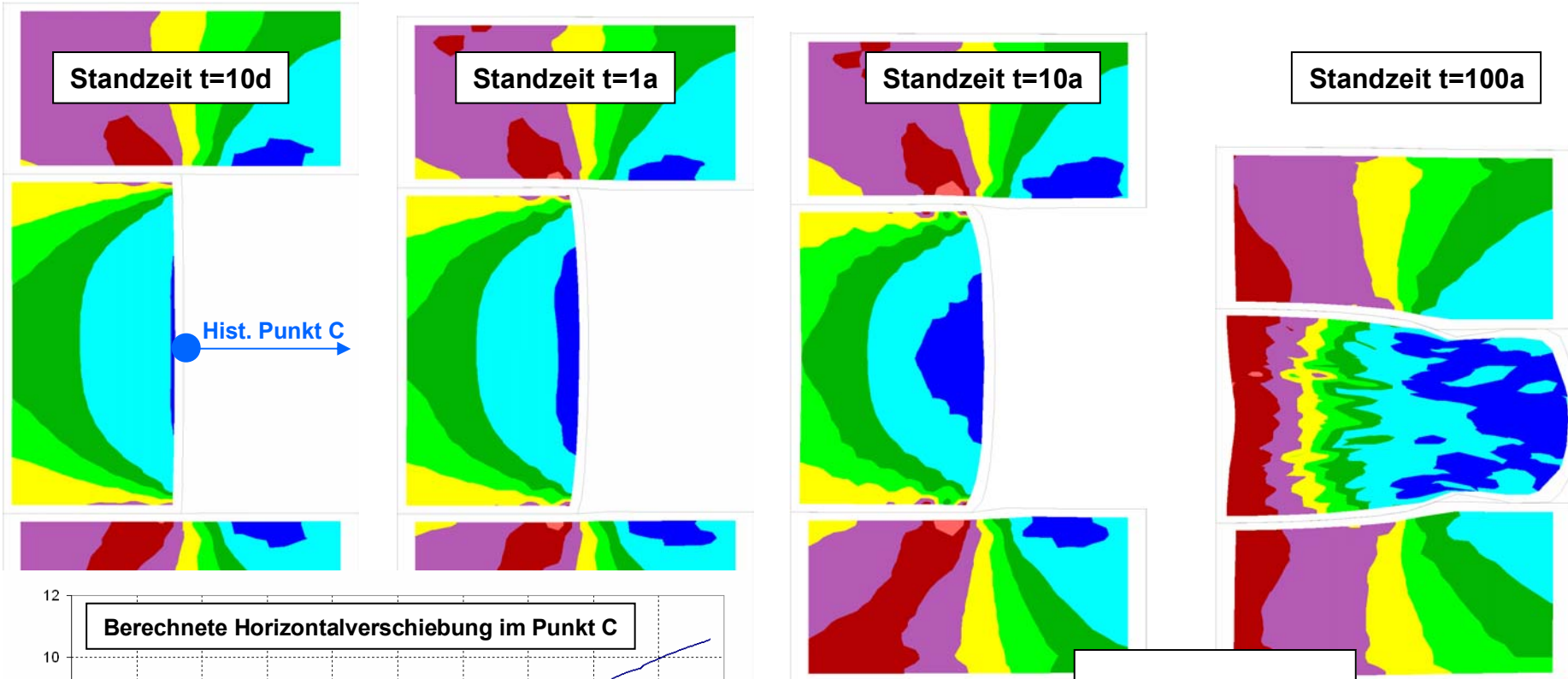


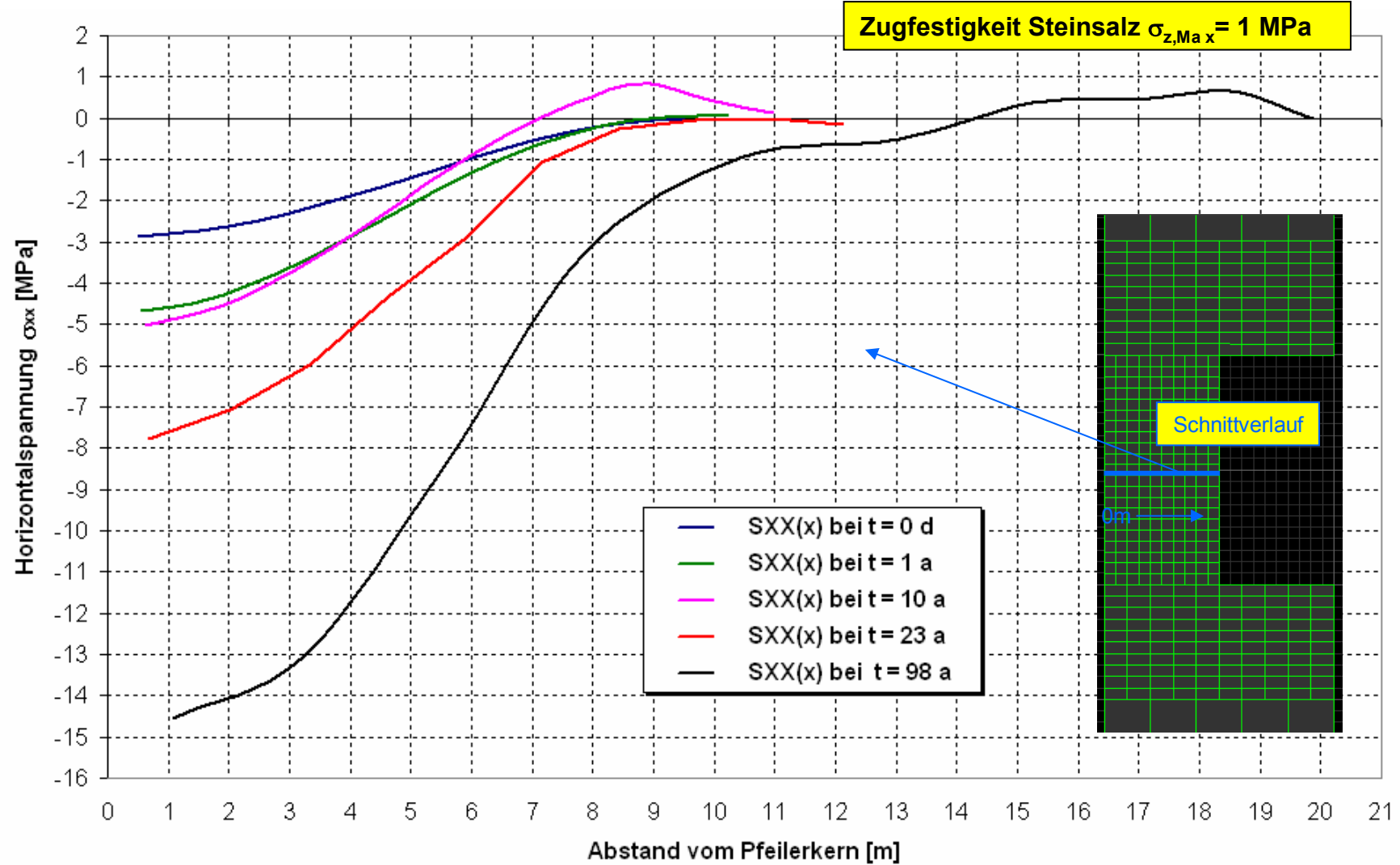


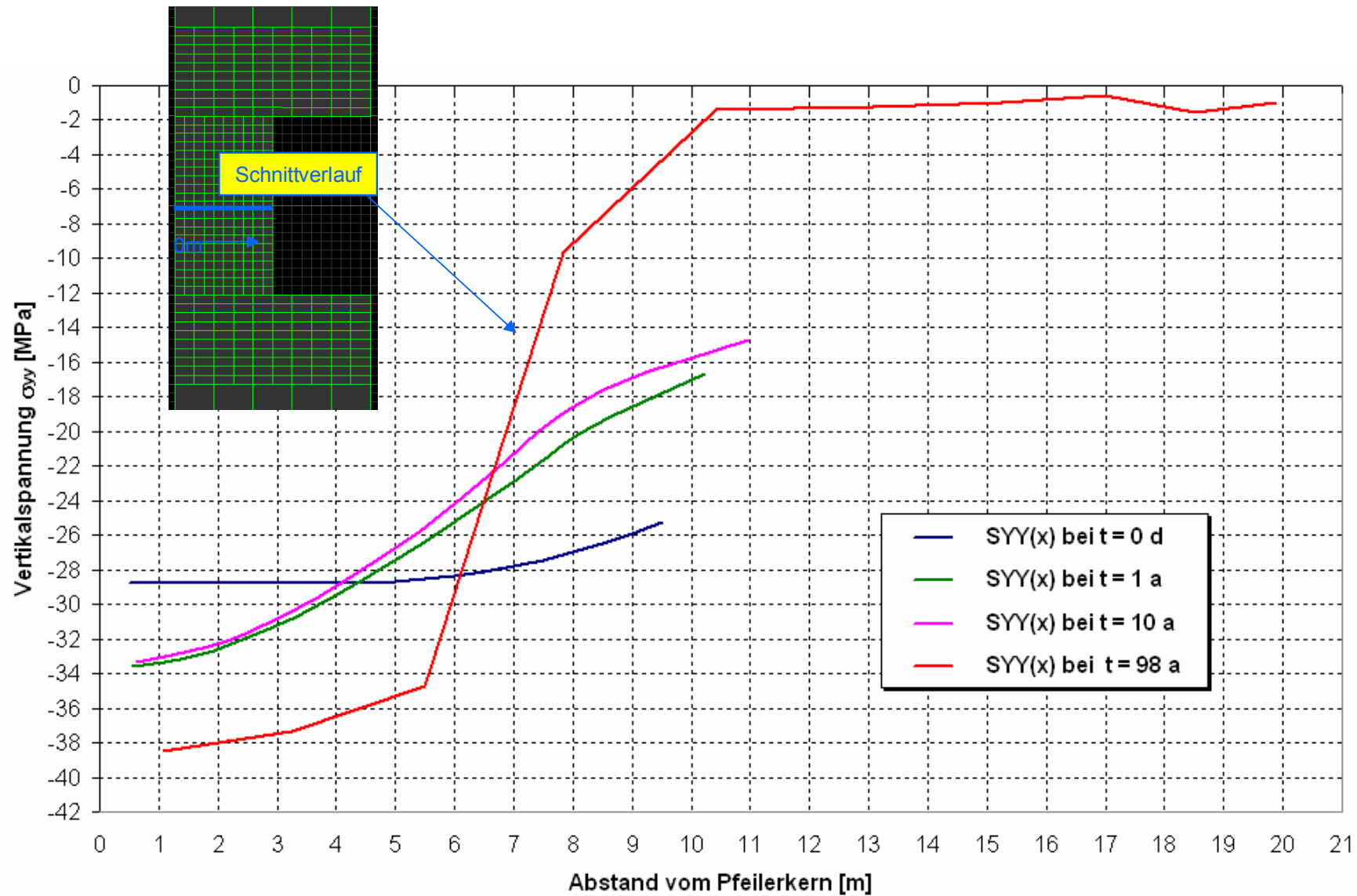


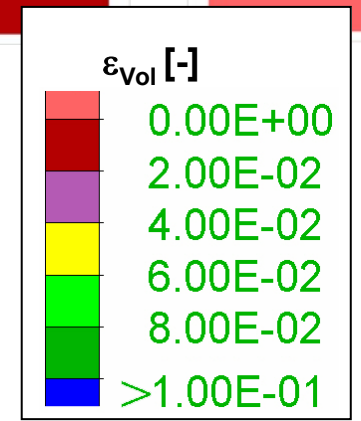
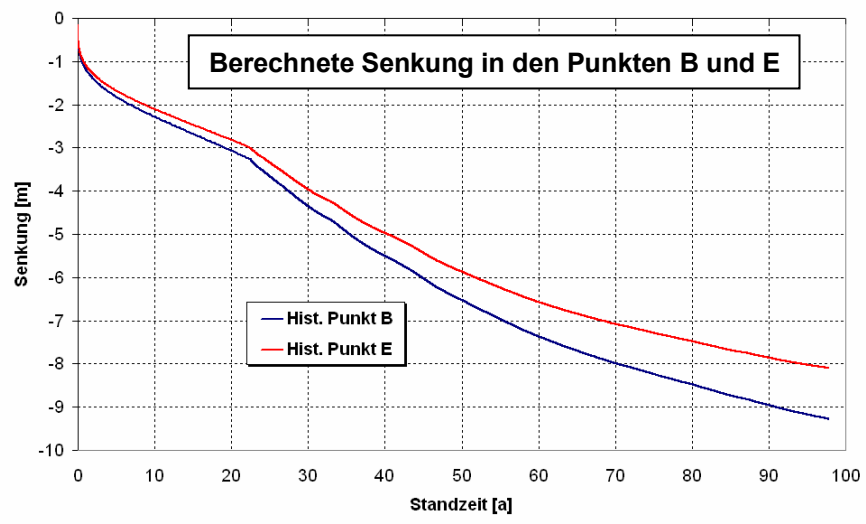
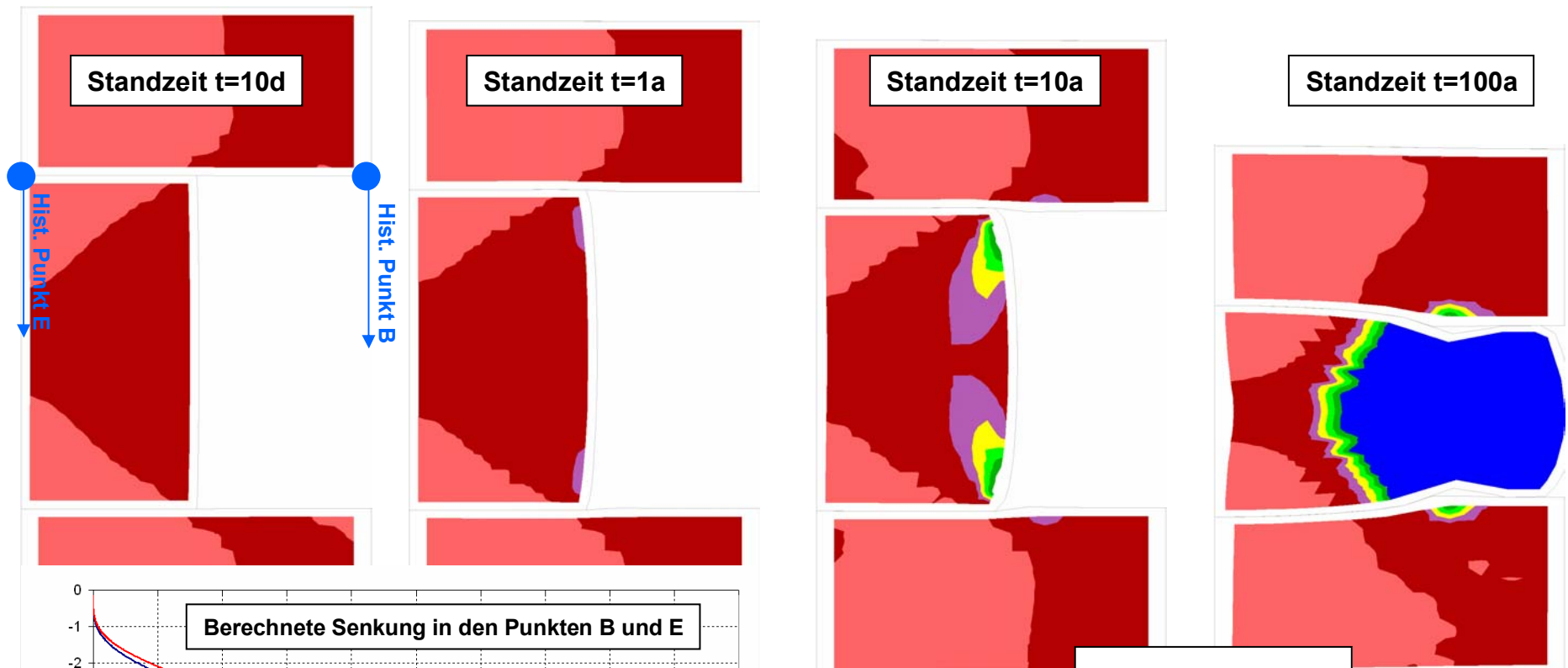


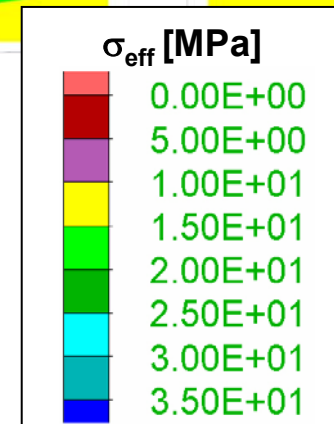
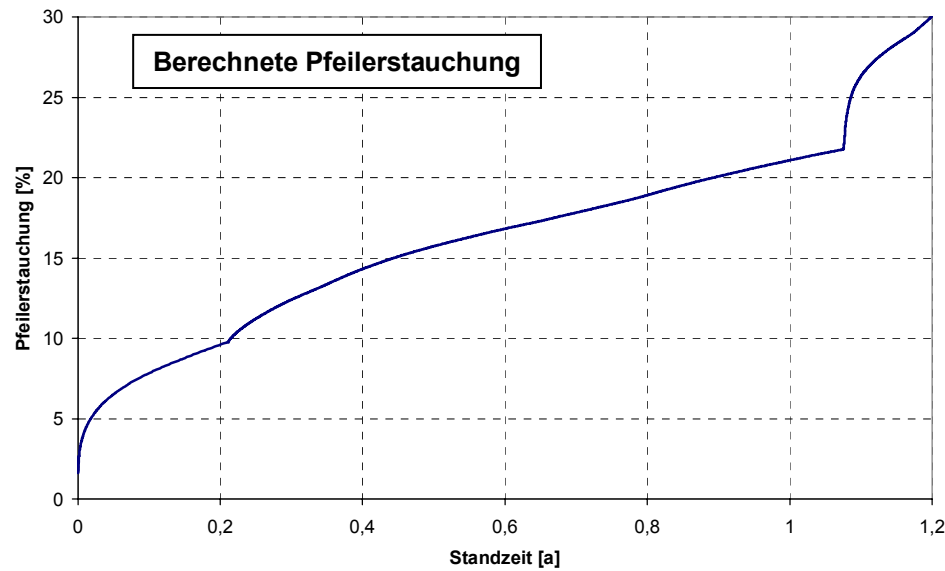
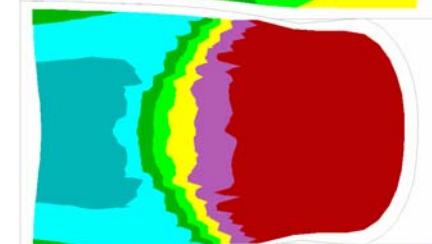
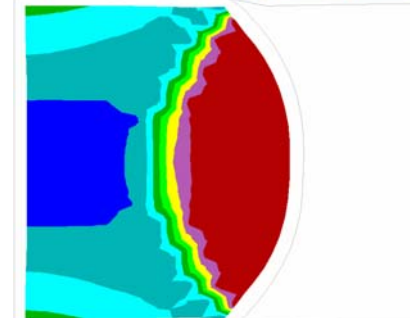
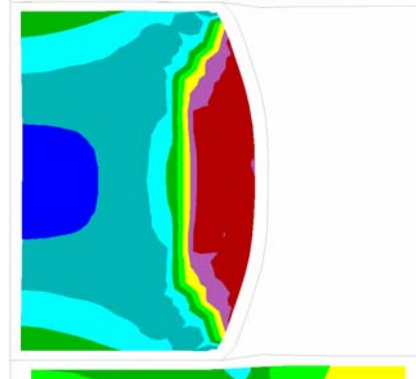
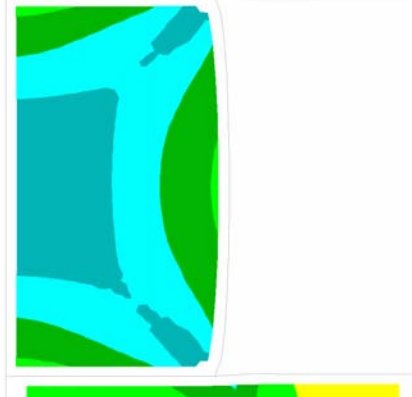
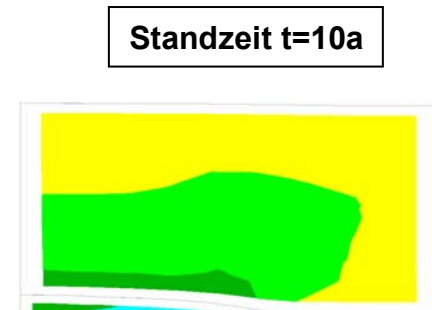
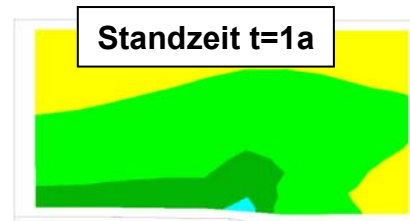


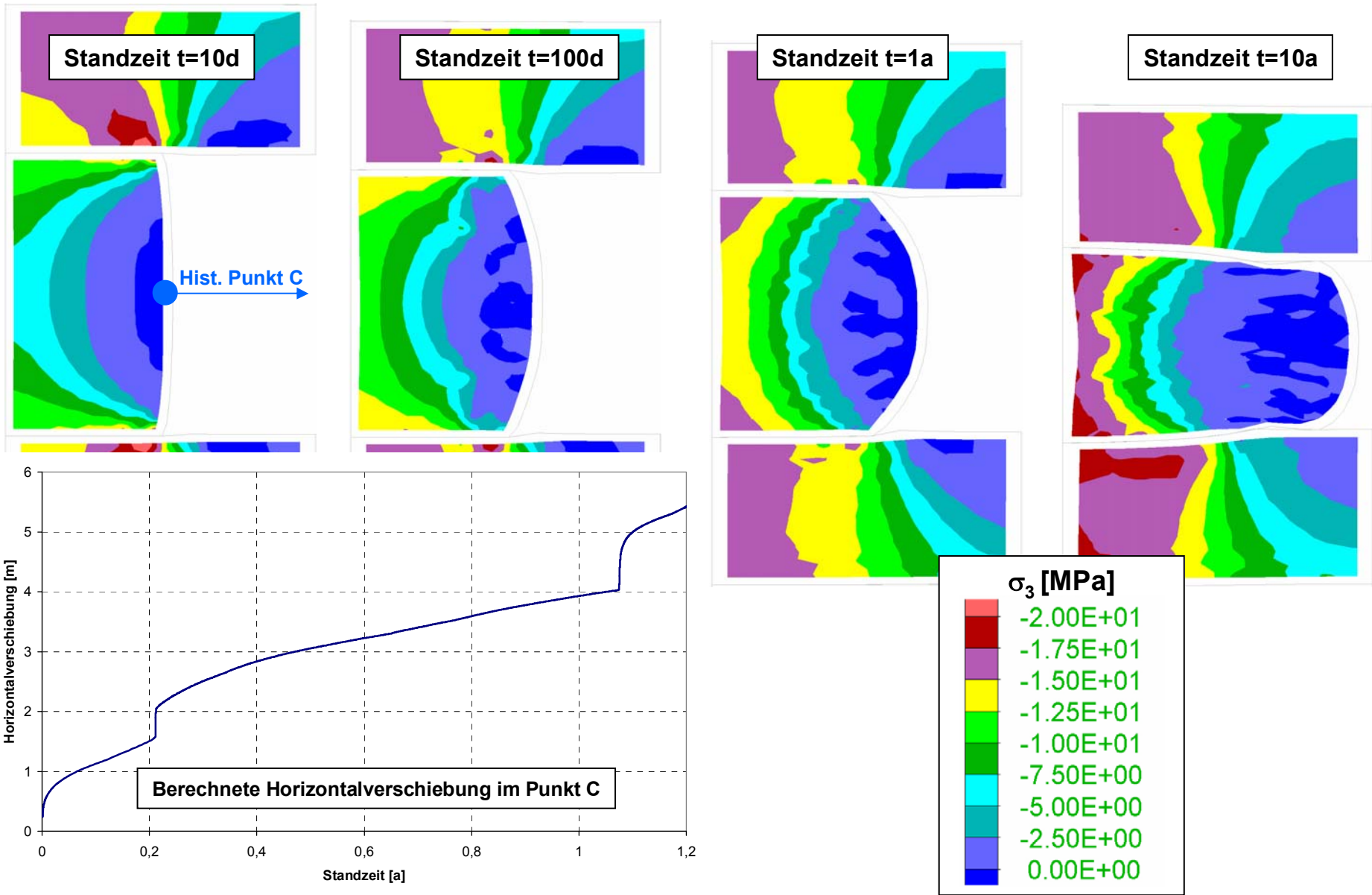


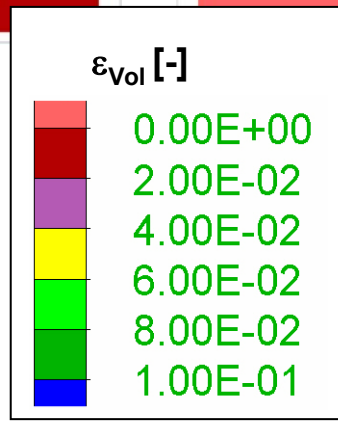
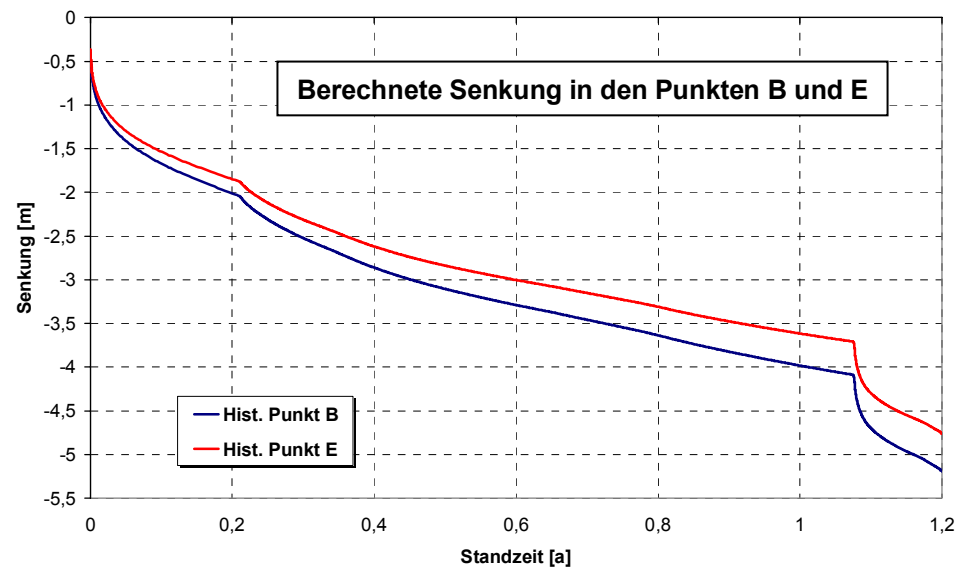
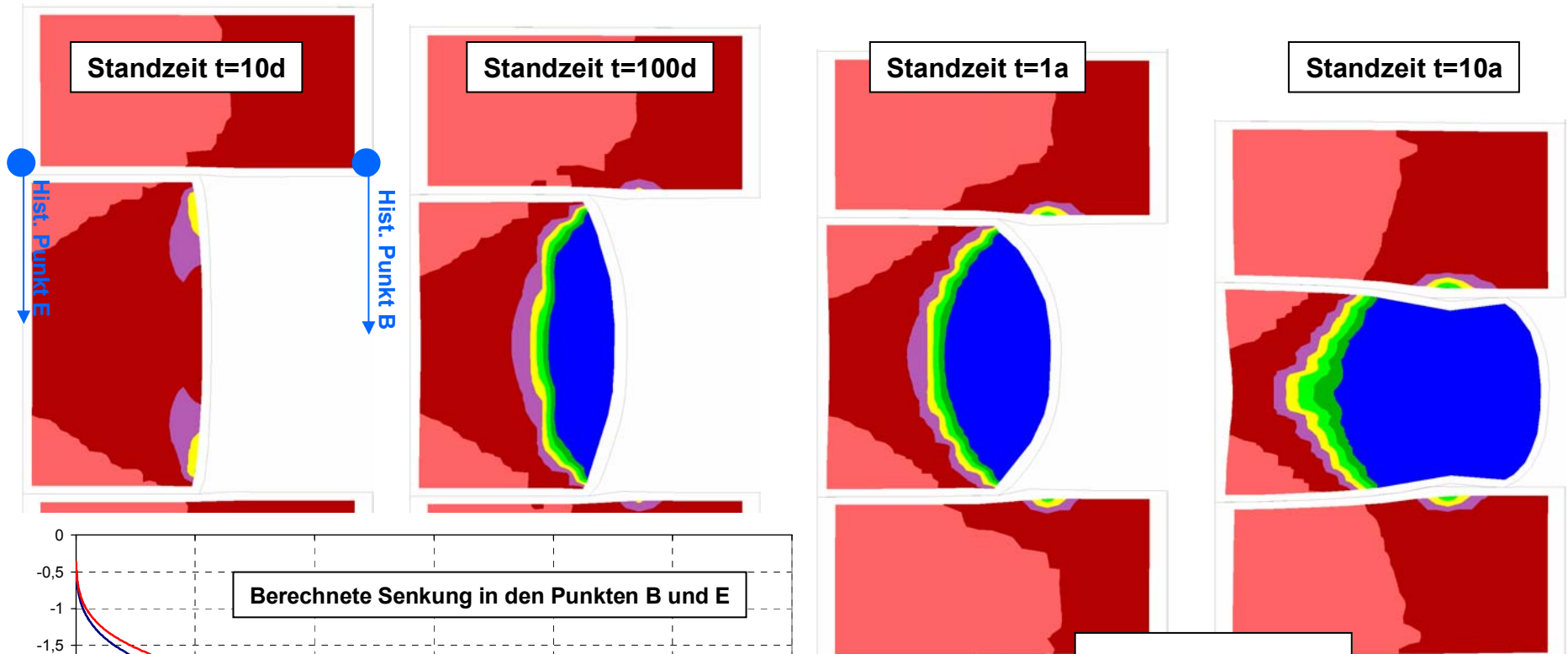


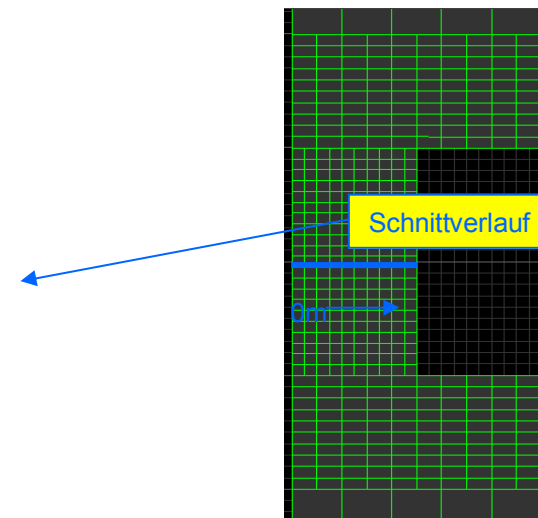
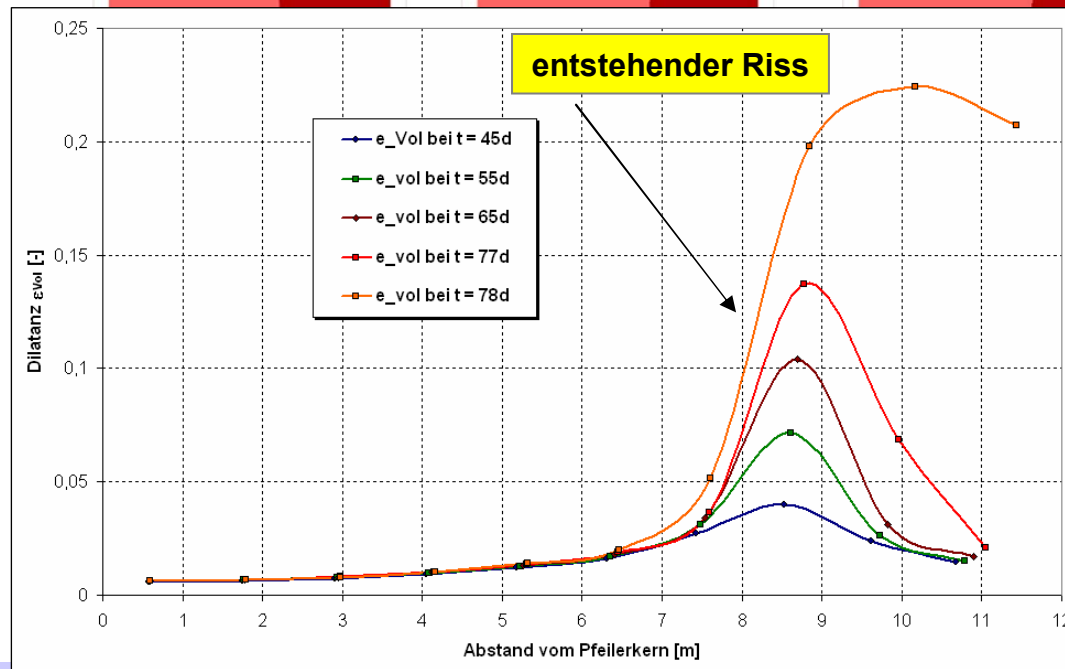
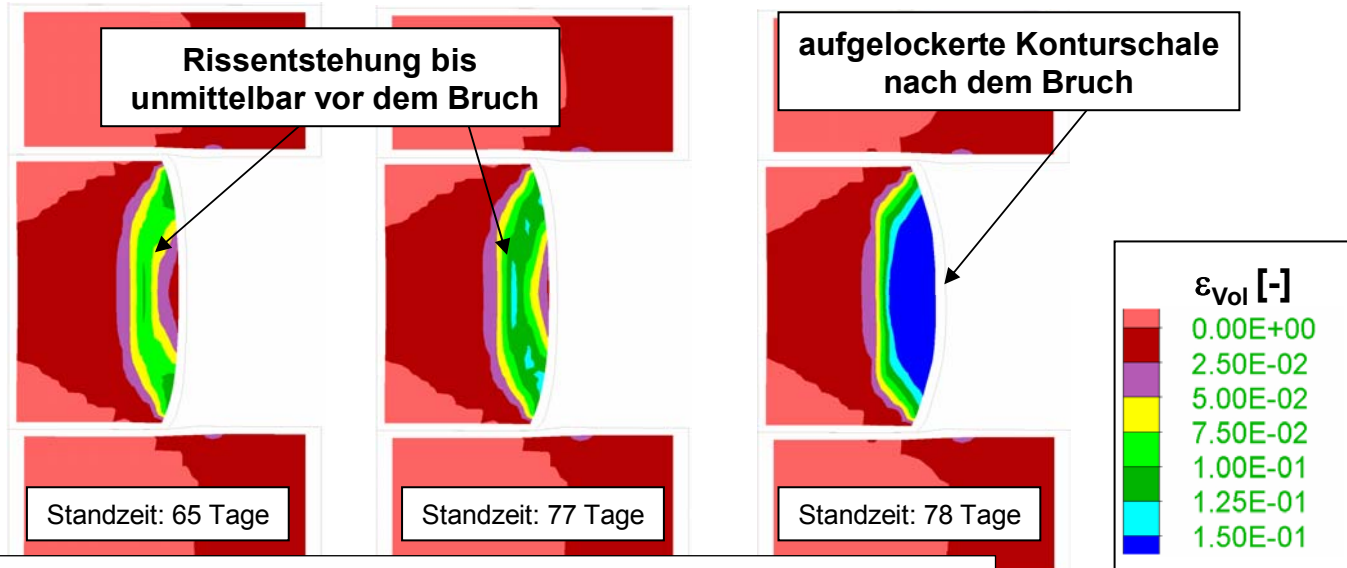


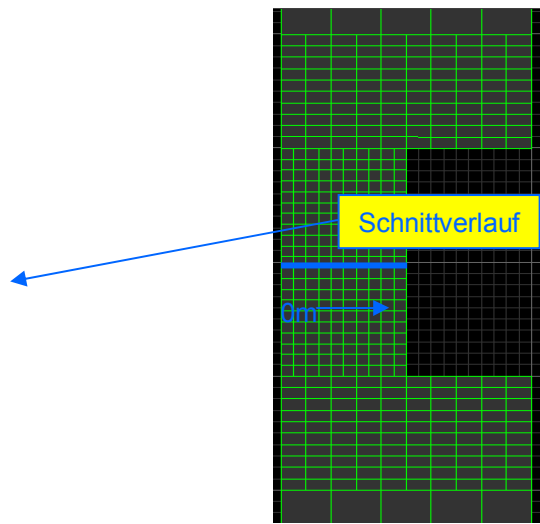
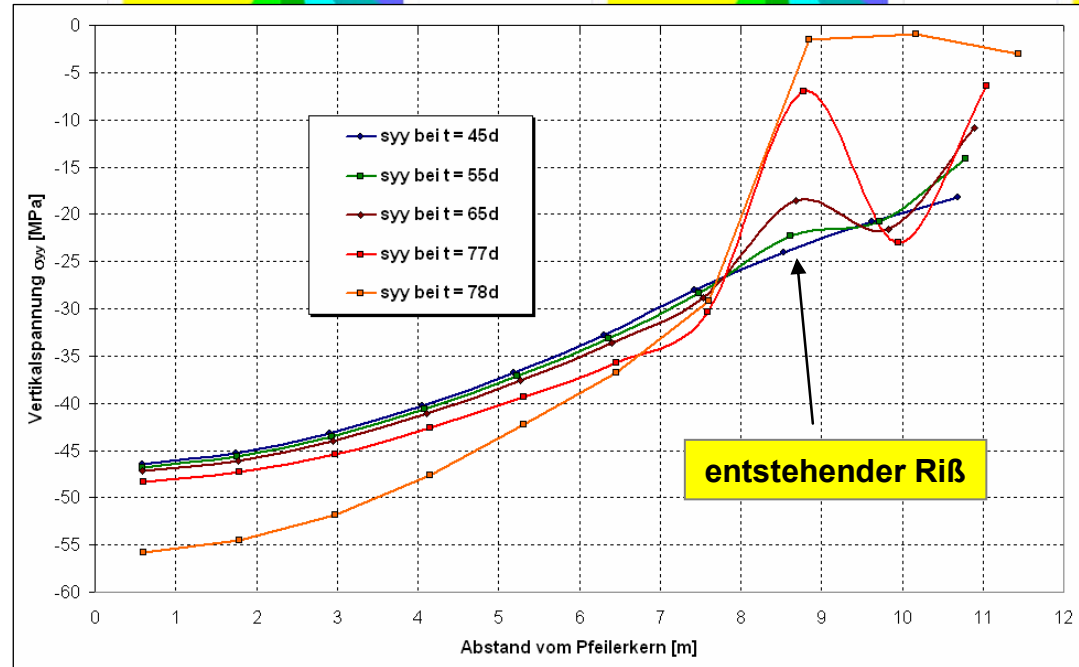
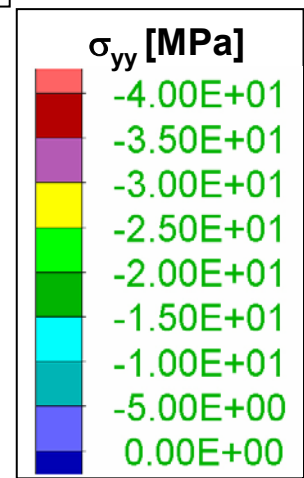
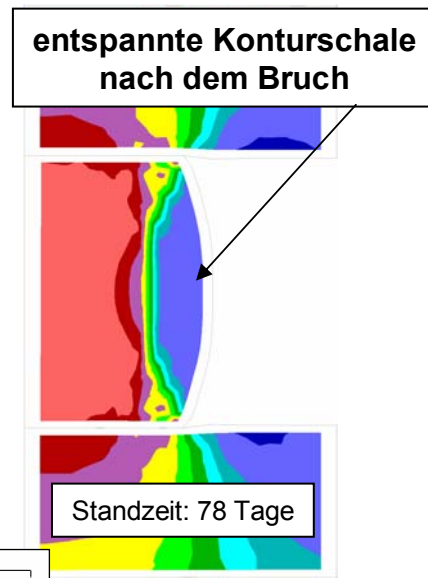
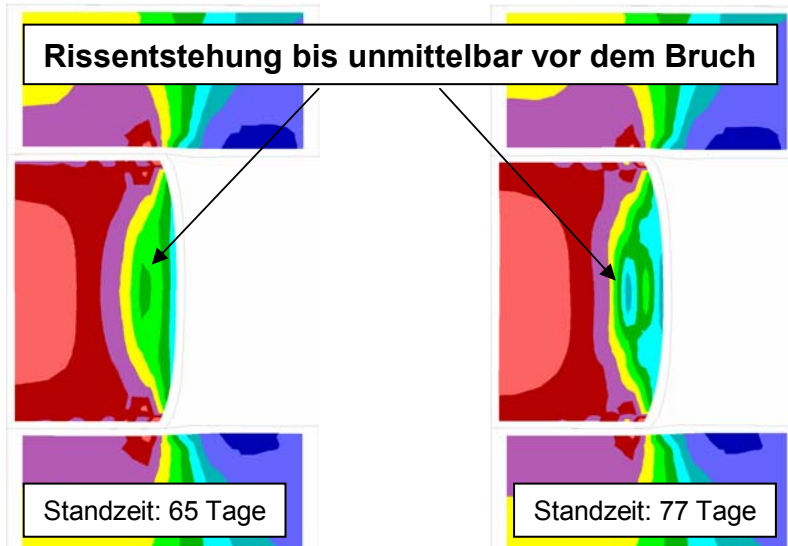


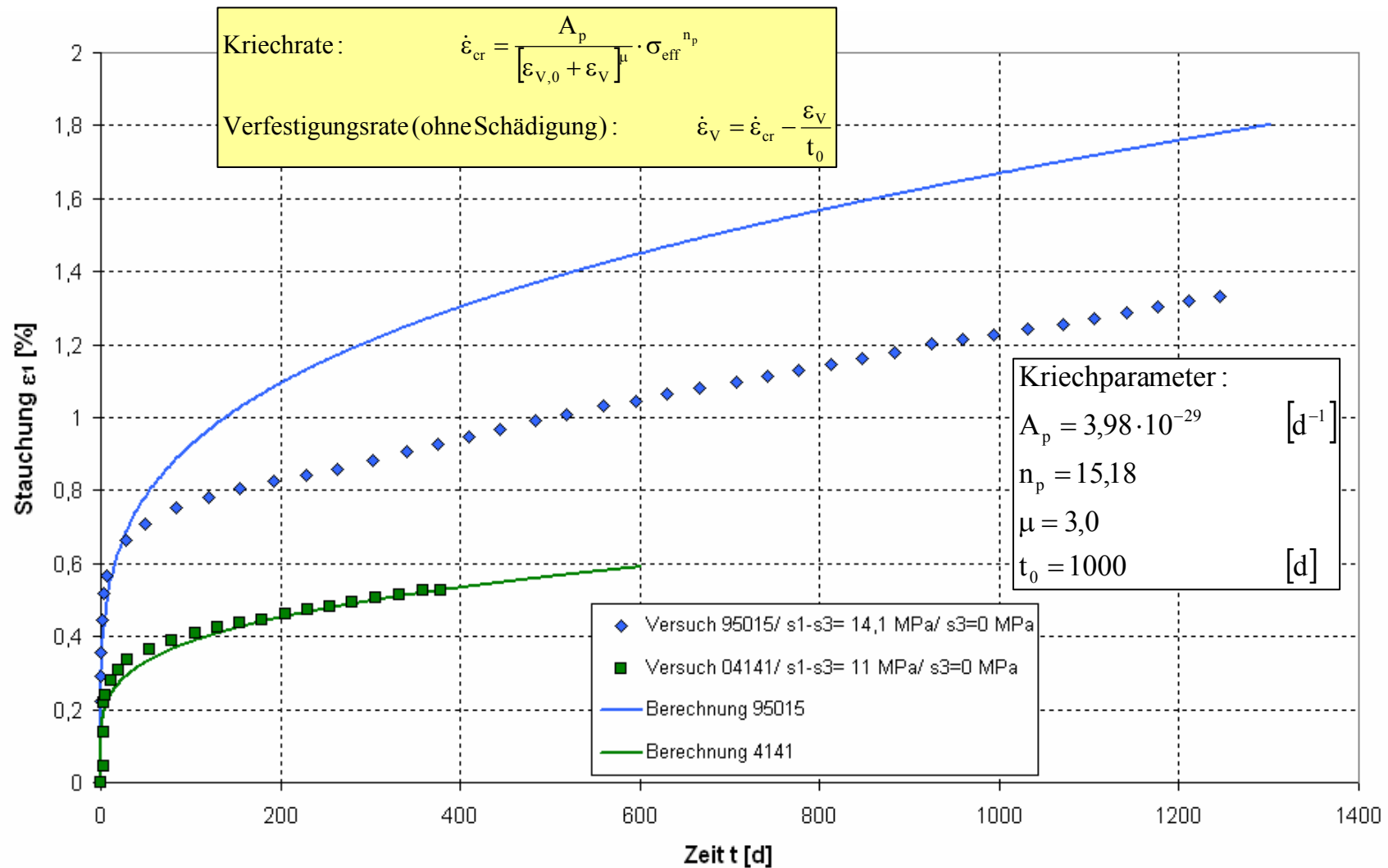


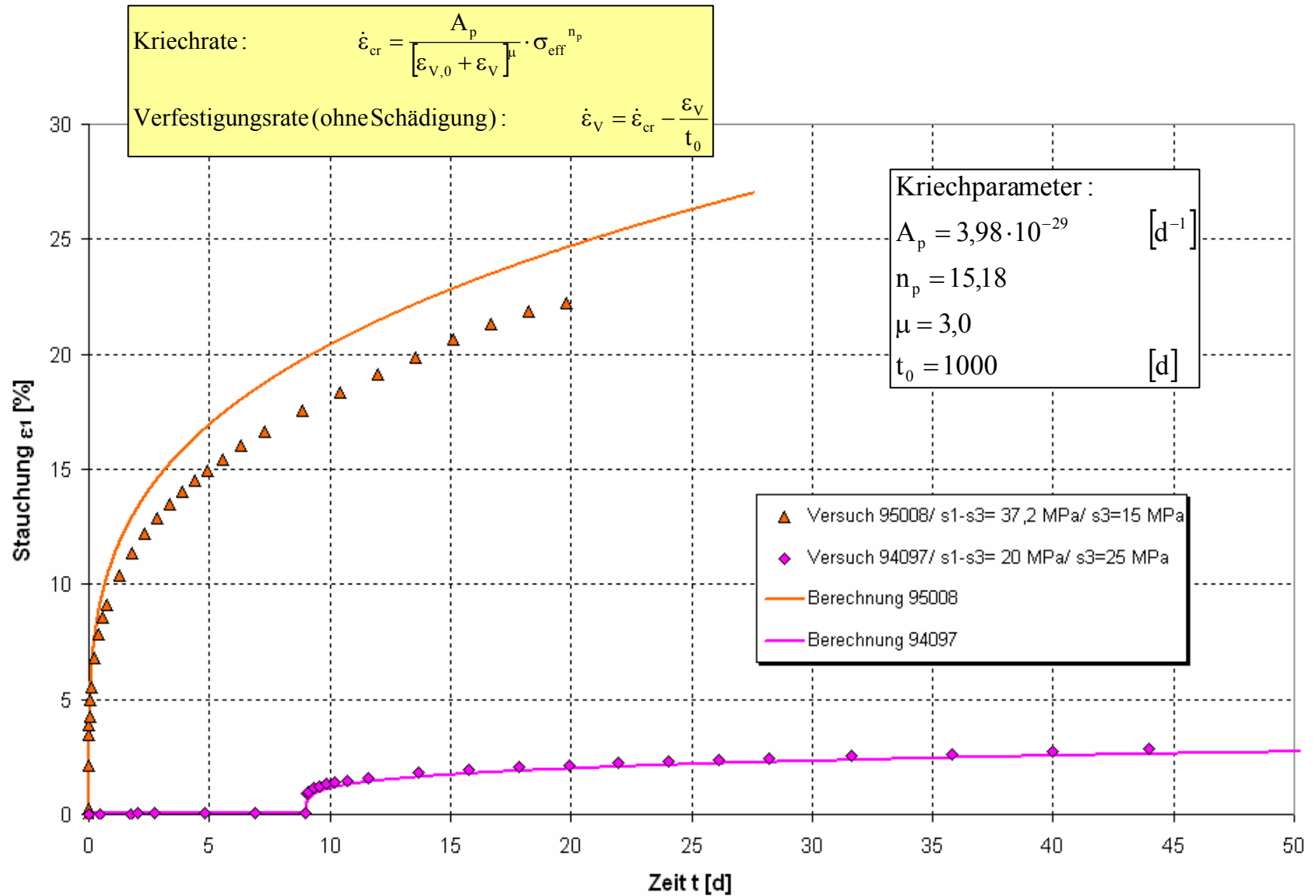


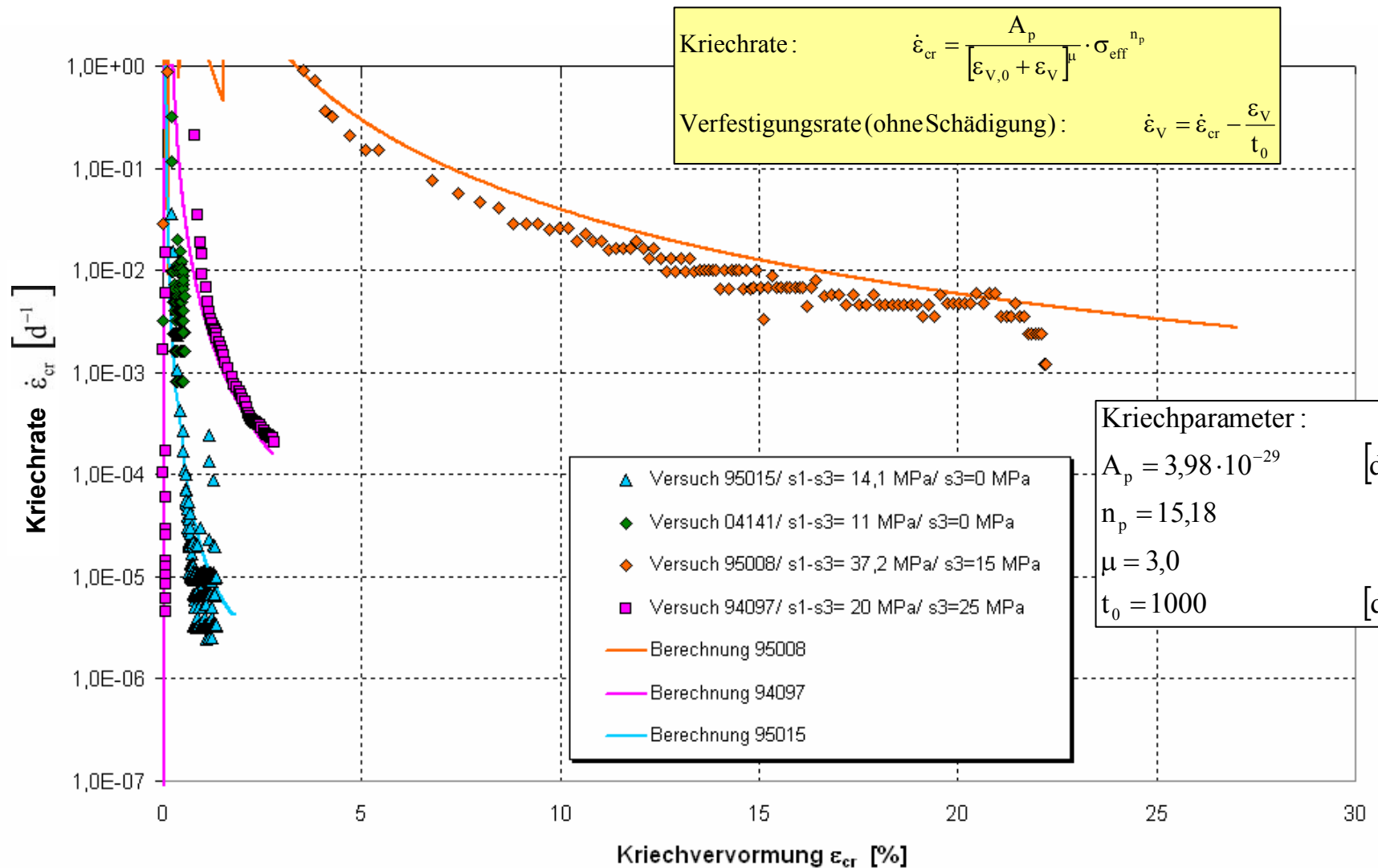


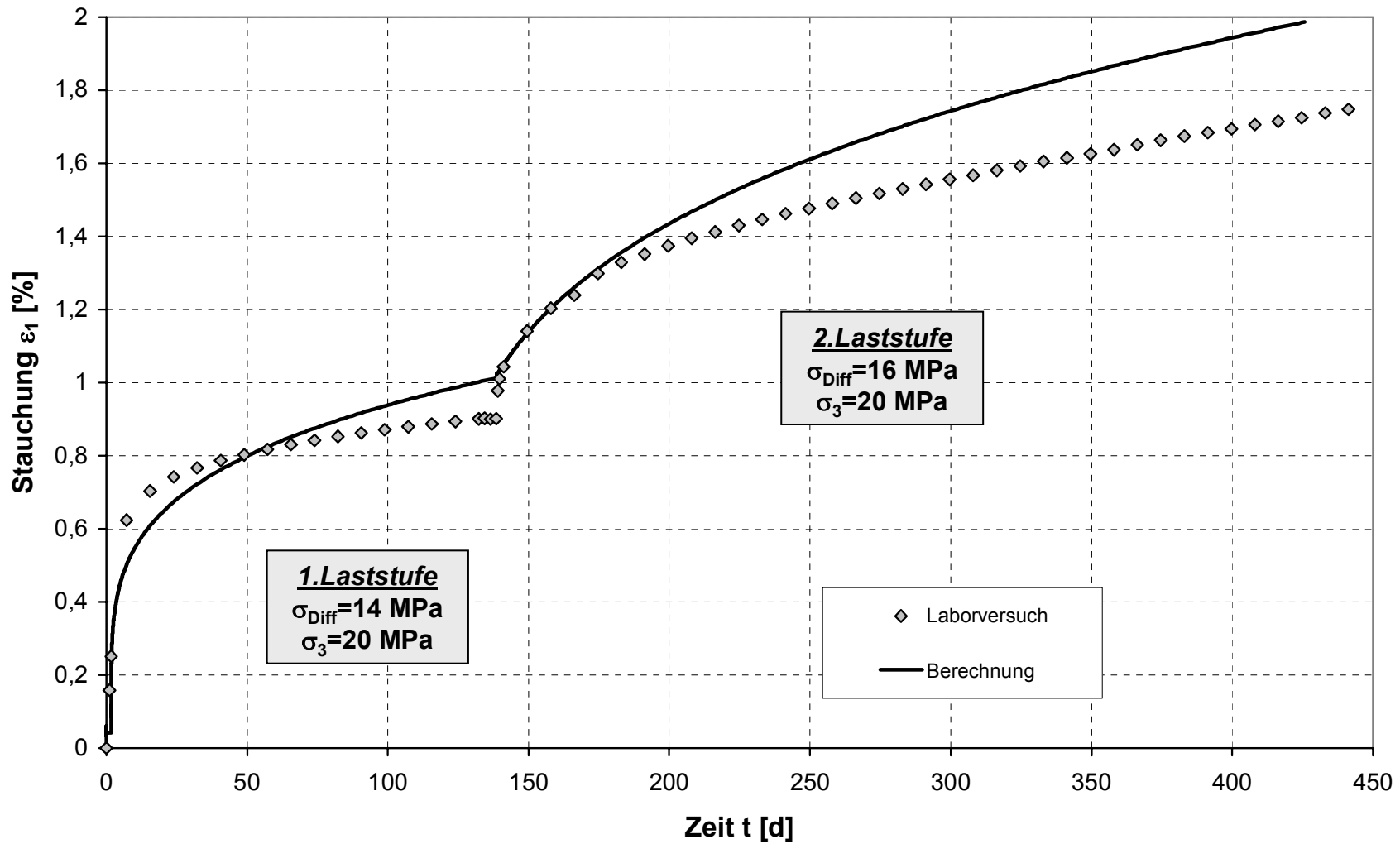


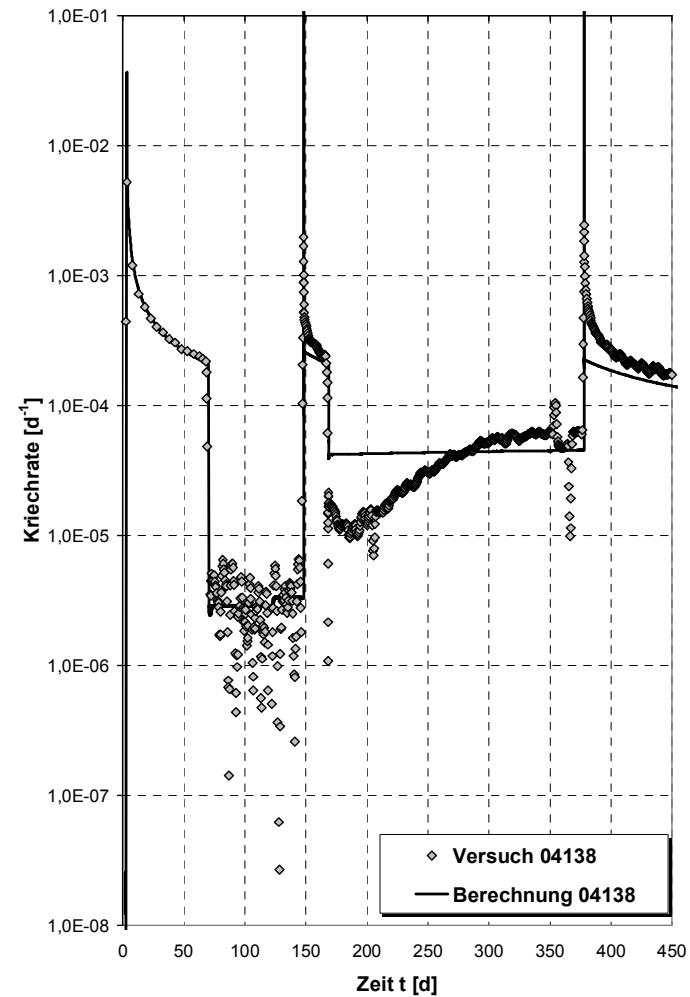
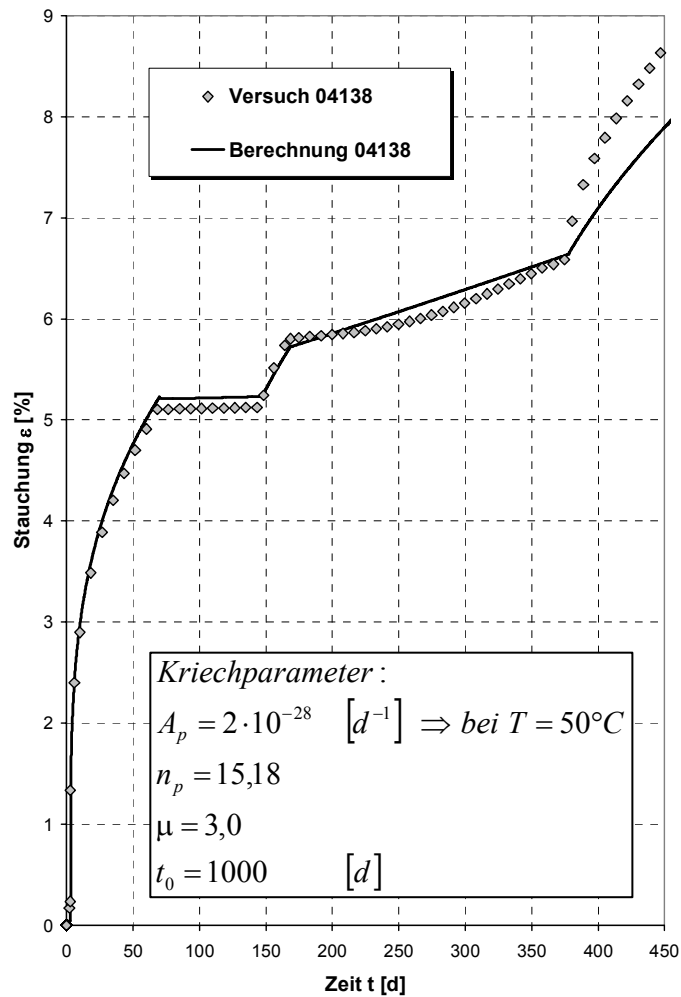


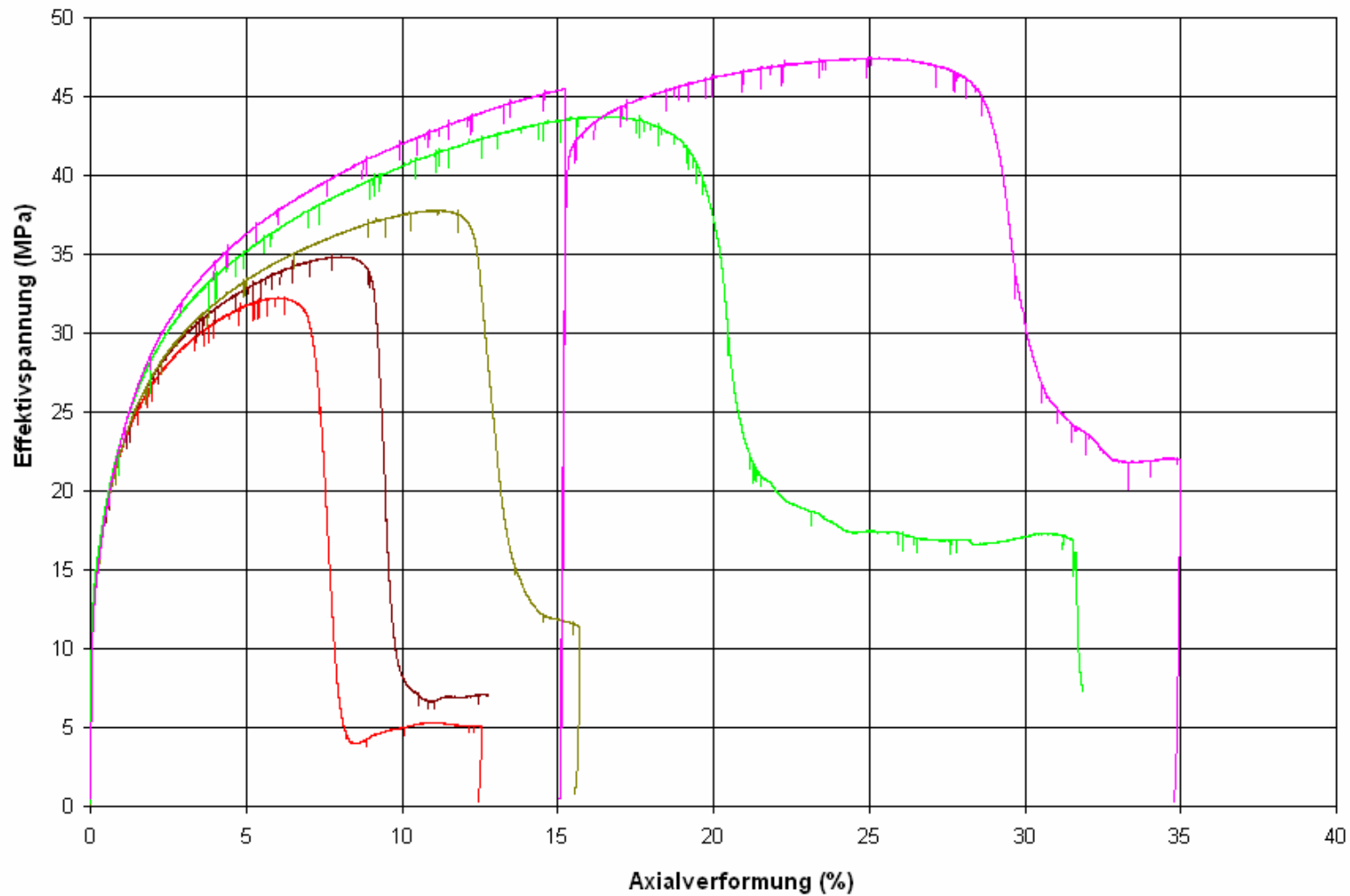


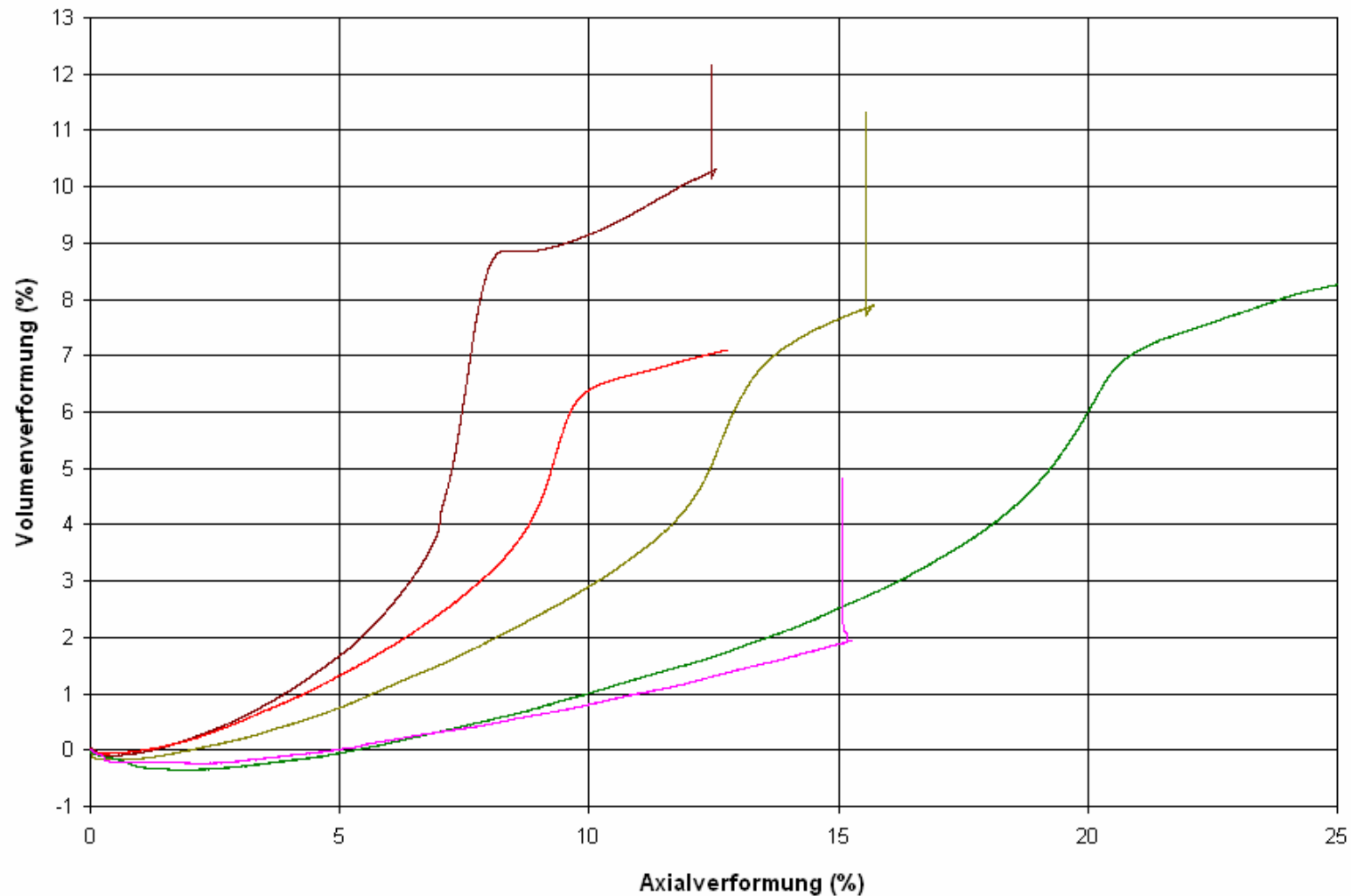


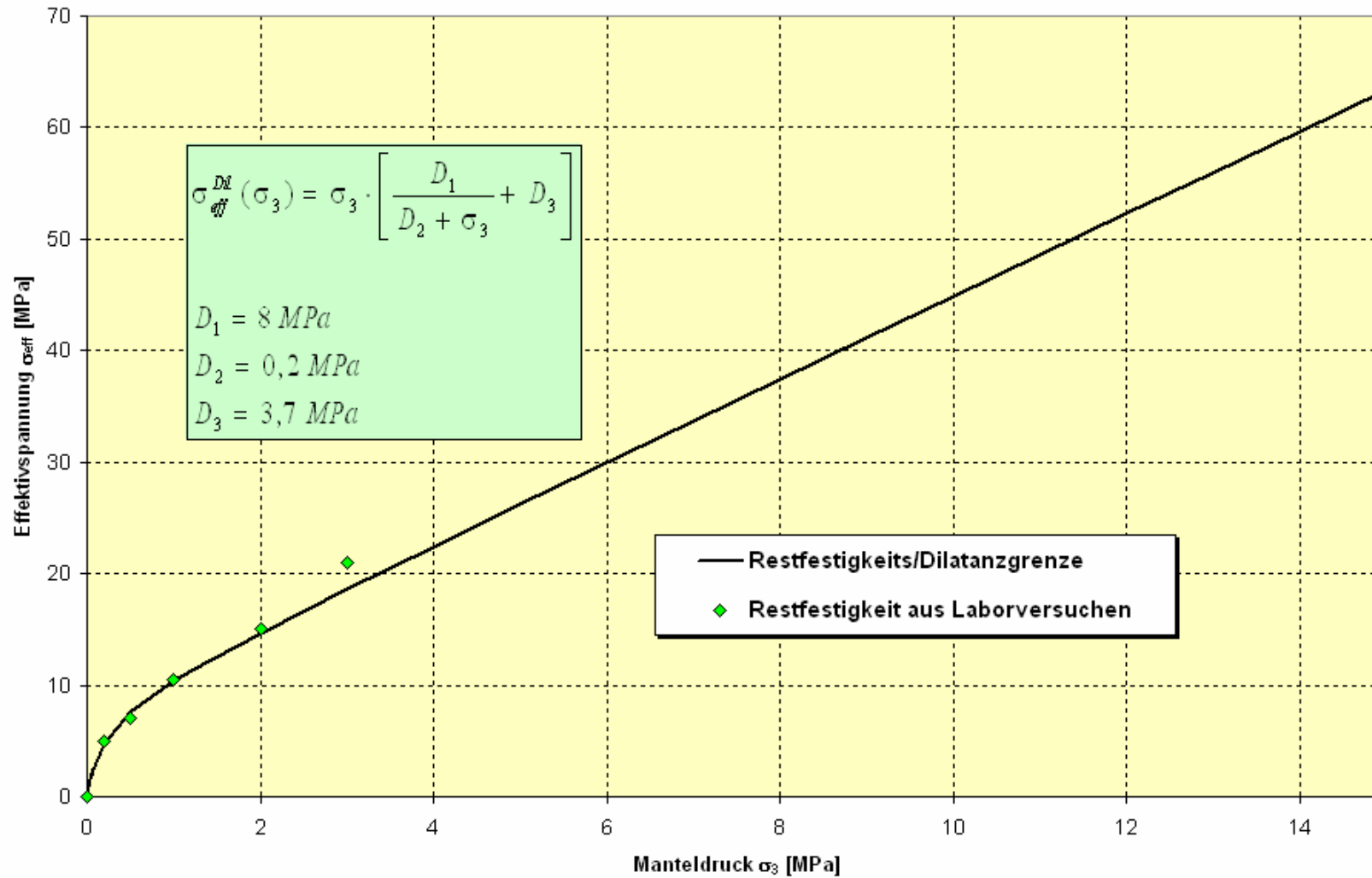


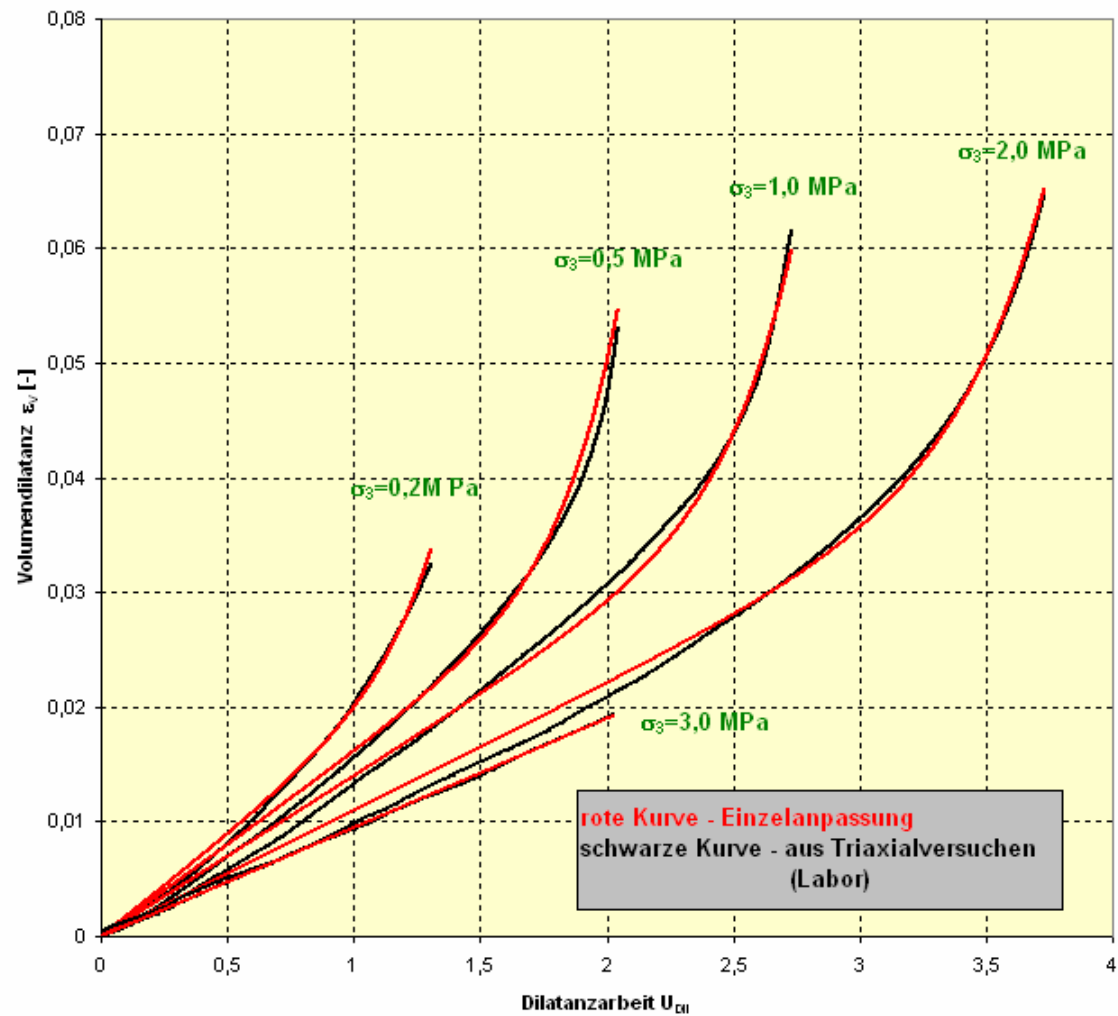








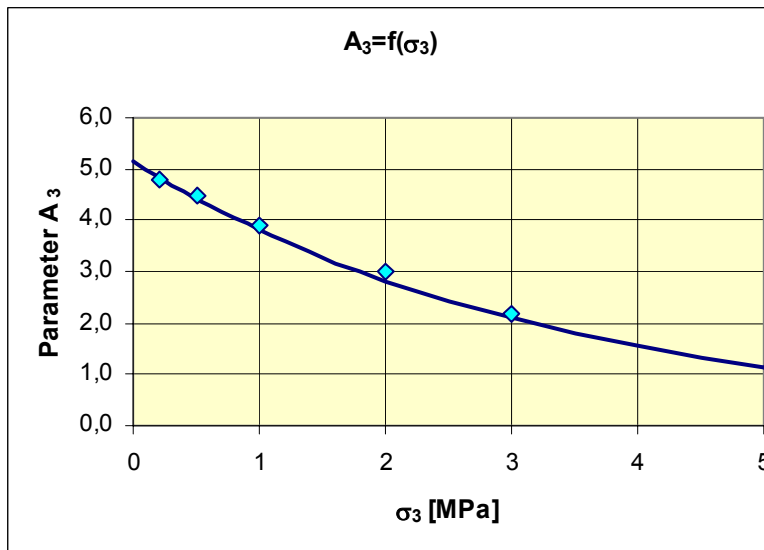
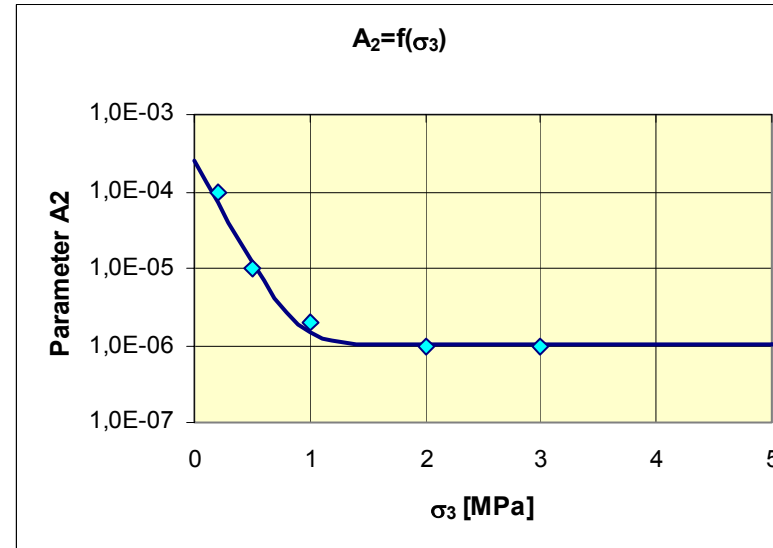
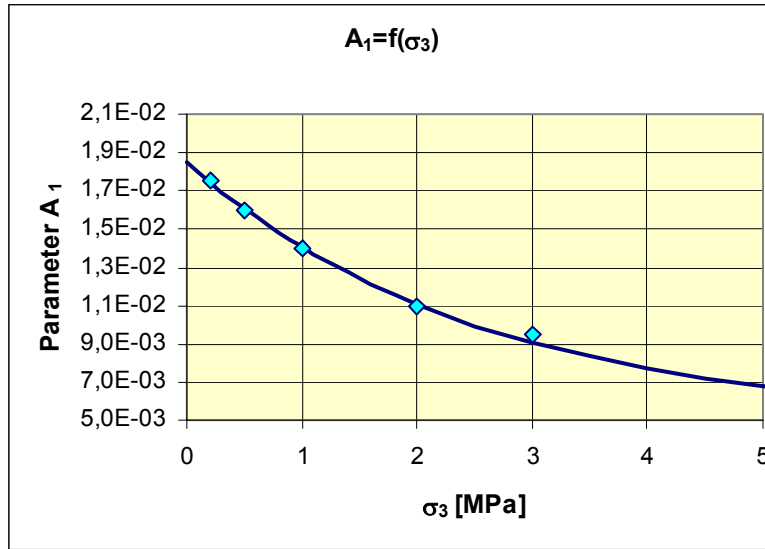




$$\epsilon_{Vol}(U_{Dil}) = A_1 \cdot U_{Dil} + \frac{A_2}{A_3} \cdot \exp[A_3 \cdot U_{Dil}]$$

σ_3 [MPa]	A_1	A_2	A_3
0,2	1,75E-02	1,00E-04	4,80
0,5	1,60E-02	1,00E-05	4,50
1	1,40E-02	2,00E-06	3,90
2	1,10E-02	1,00E-06	3,00
3	9,50E-03	6,00E-07	2,10



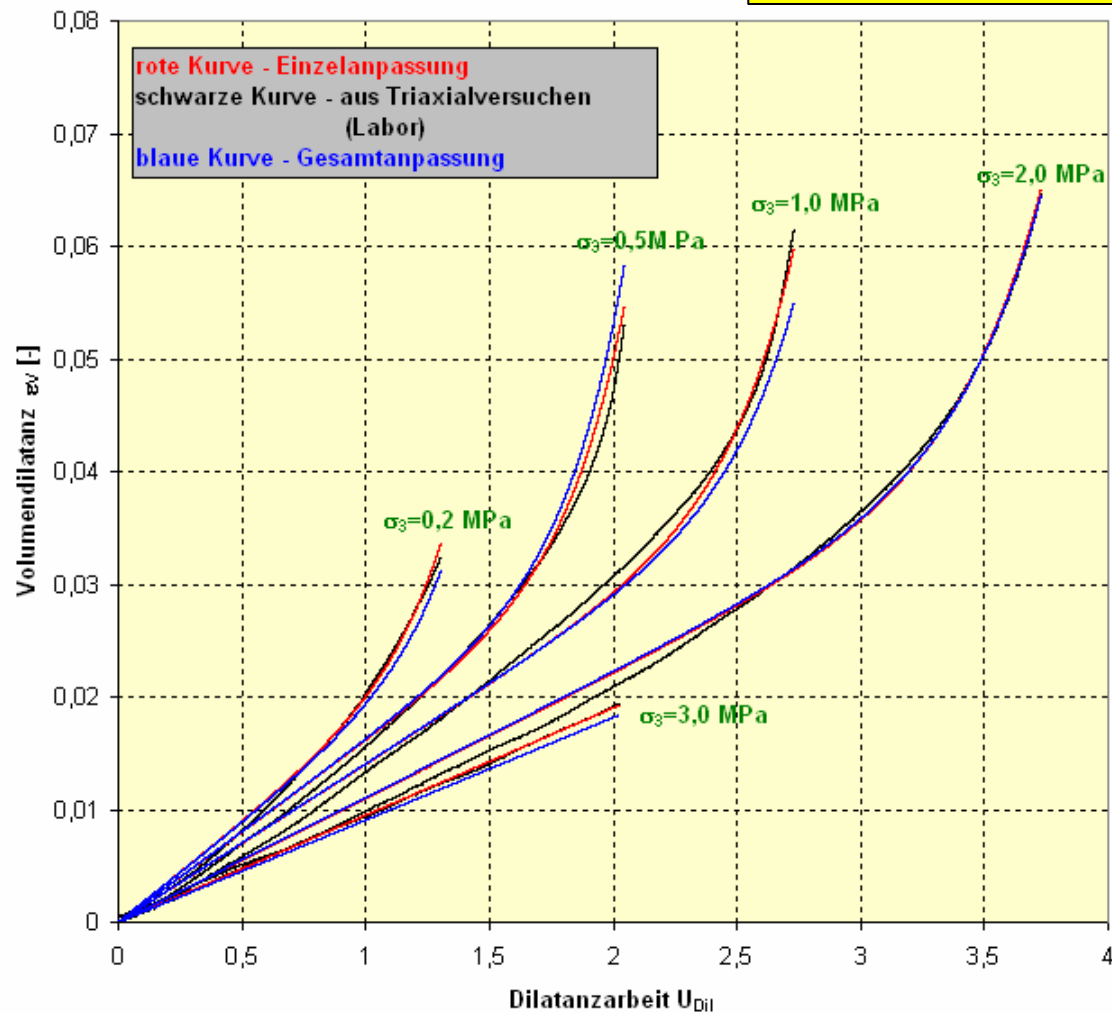


$$A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{aligned} a_1 &= 5,0 \cdot 10^{-3} \\ a_2 &= 0,0135 \\ a_3 &= -0,4 \end{aligned}$$

$$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{aligned} a_4 &= 1 \cdot 10^{-6} \\ a_5 &= 2,5 \cdot 10^{-4} \\ a_6 &= -6,25 \end{aligned}$$

$$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{aligned} a_7 &= 0,0 \\ a_8 &= 5,13 \\ a_9 &= -0,3 \end{aligned}$$

$$\varepsilon_{\text{Vol}}(\sigma_3, U_{\text{Dil}}) = A_1(\sigma_3) \cdot U_{\text{Dil}} + \frac{A_2(\sigma_3)}{A_3(\sigma_3)} \cdot \exp[A_3(\sigma_3) \cdot U_{\text{Dil}}]$$



$$A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{array}{l} a_1 = 5,0 \cdot 10^{-3} \\ a_2 = 0,0135 \\ a_3 = -0,4 \end{array}$$

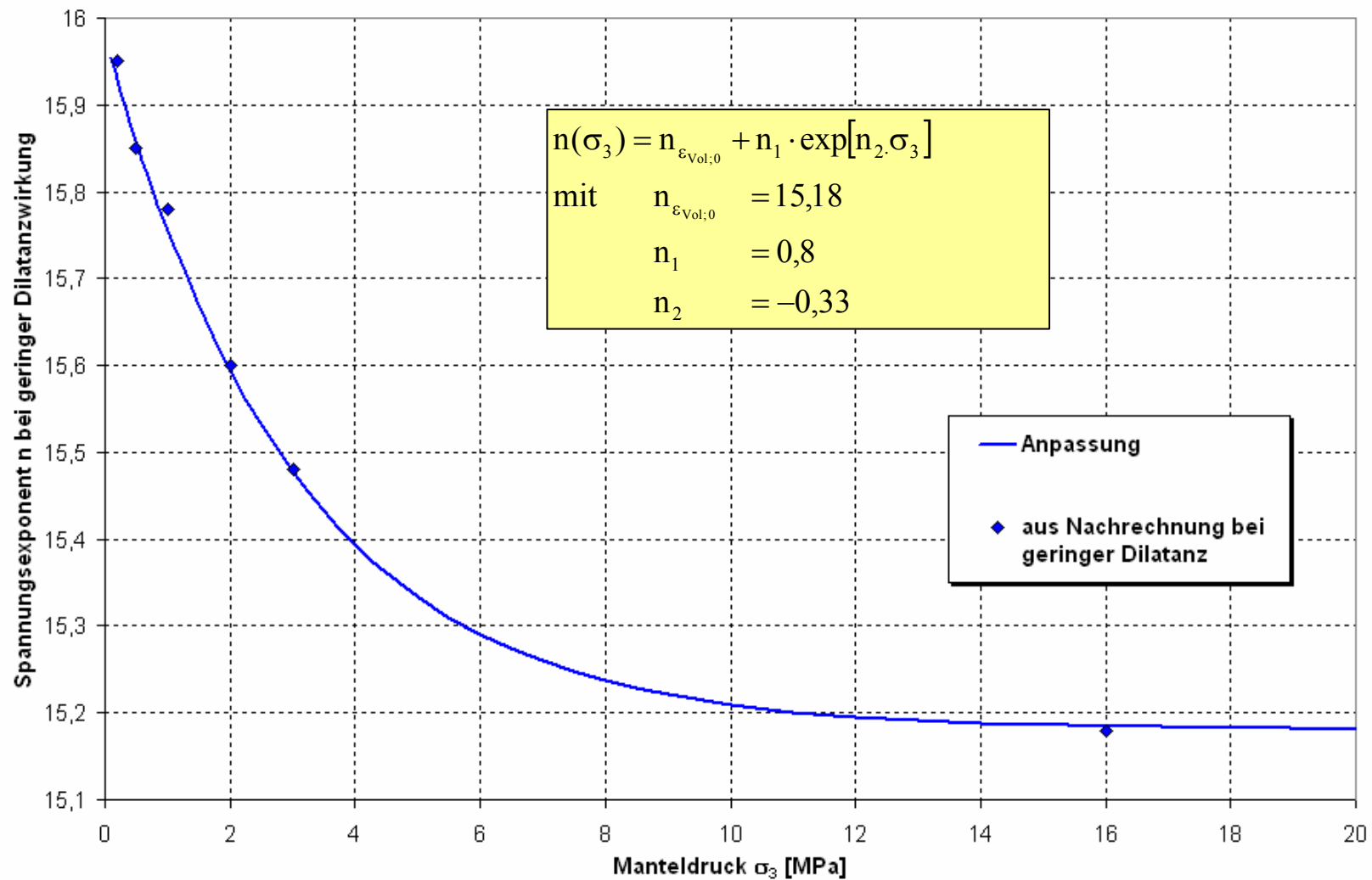
$$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{array}{l} a_4 = 1 \cdot 10^{-6} \\ a_5 = 2,5 \cdot 10^{-4} \\ a_6 = -6,25 \end{array}$$

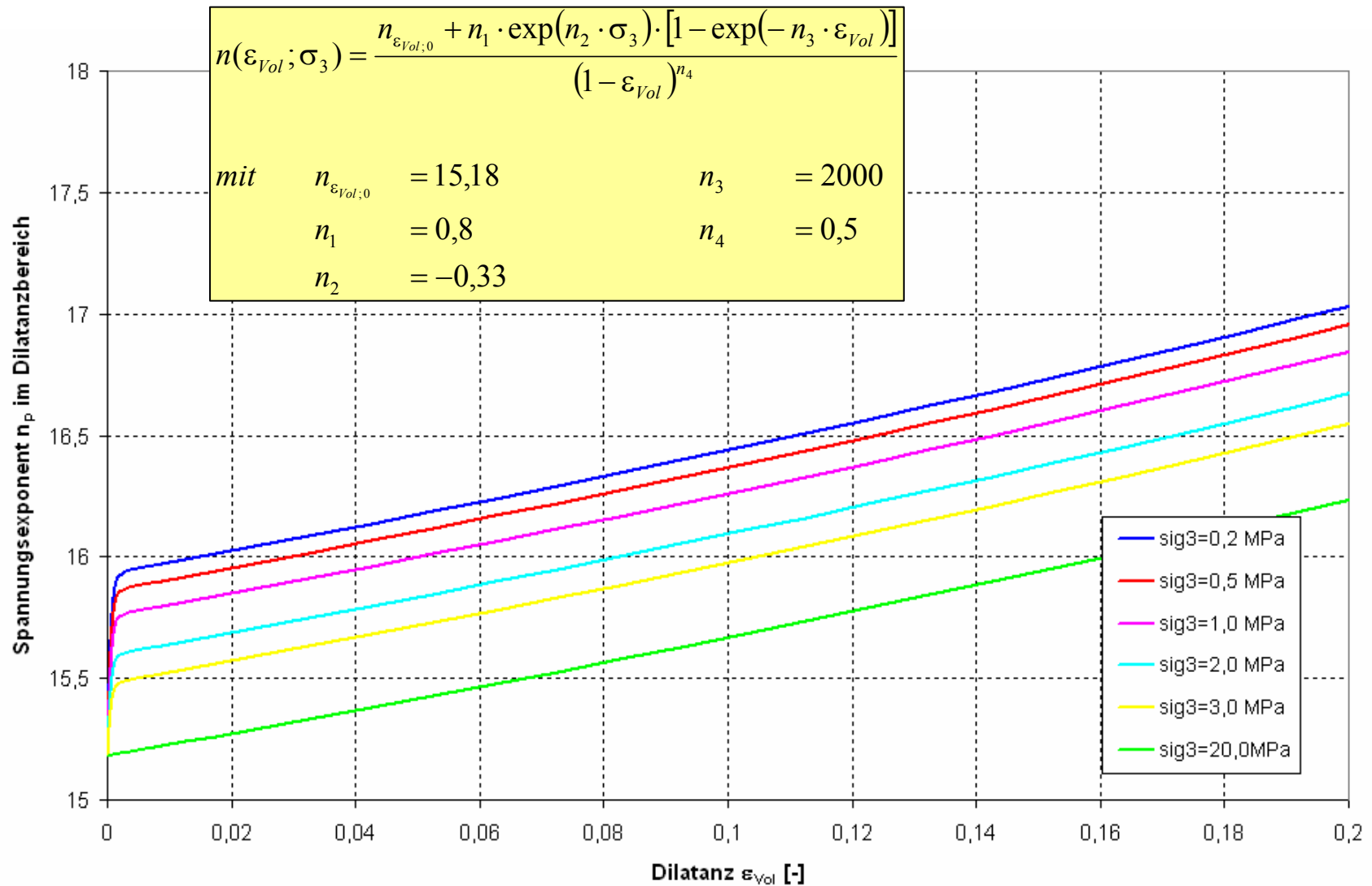
$$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3] \text{ mit } \begin{array}{l} a_7 = 0,0 \\ a_8 = 5,13 \\ a_9 = -0,3 \end{array}$$

$$\frac{d\varepsilon_{\text{Vol}}}{dU_{\text{Dil}}} = A_1(\sigma_3) + A_2(\sigma_3) \cdot \exp[A_3(\sigma_3) \cdot U_{\text{Dil}}]$$

$$d\varepsilon_{\text{Vol}} = [A_1(\sigma_3) + A_2(\sigma_3) \cdot \exp[A_3(\sigma_3) \cdot U_{\text{Dil}}]] \cdot dU_{\text{Dil}}$$

$$\frac{d\varepsilon_{\text{Vol}}}{dt} = \dot{\varepsilon}_{\text{Vol}} = \frac{d\varepsilon_{\text{Vol}}}{dU_{\text{Dil}}} \cdot \dot{U}_{\text{Dil}}$$





Dilatanzgrenze:

$$\sigma_{eff}^{Dil}(\sigma_3) = \sigma_3 \cdot \left[\frac{D_1}{D_2 + \sigma_3} + D_3 \right]$$

mit $D_1 = 8 \text{ MPa}$ $D_2 = 0,2 \text{ MPa}$ $D_3 = 3,7 \text{ MPa}$

Schädigungsentwicklung: $A_1(\sigma_3) = a_1 + a_2 \cdot \exp[a_3 \cdot \sigma_3]$ mit $a_1 = 5,0 \cdot 10^{-3}$

$$a_2 = 0,0135$$

$$a_3 = -0,4$$

$A_2(\sigma_3) = a_4 + a_5 \cdot \exp[a_6 \cdot \sigma_3]$ mit $a_4 = 1 \cdot 10^{-6}$

$$a_5 = 2,5 \cdot 10^{-4}$$

$$a_6 = -6,25$$

$A_3(\sigma_3) = a_7 + a_8 \cdot \exp[a_9 \cdot \sigma_3]$ mit $a_7 = 0,0$

$$a_8 = 5,13$$

$$a_9 = -0,3$$

Kriechen:

$$A_p = 3,98 \cdot 10^{-29} [d^{-1}]$$

$$\mu = 3,0$$

$$t_0 = 1000 [d]$$

$$n(\varepsilon_{Vol}; \sigma_3) = \frac{n_{\varepsilon_{Vol},0} + n_1 \cdot \exp(n_2 \cdot \sigma_3) \cdot [1 - \exp(-n_3 \cdot \varepsilon_{Vol})]}{(1 - \varepsilon_{Vol})^{n_4}}$$

mit $n_{\varepsilon_{Vol},0} = 15,18$

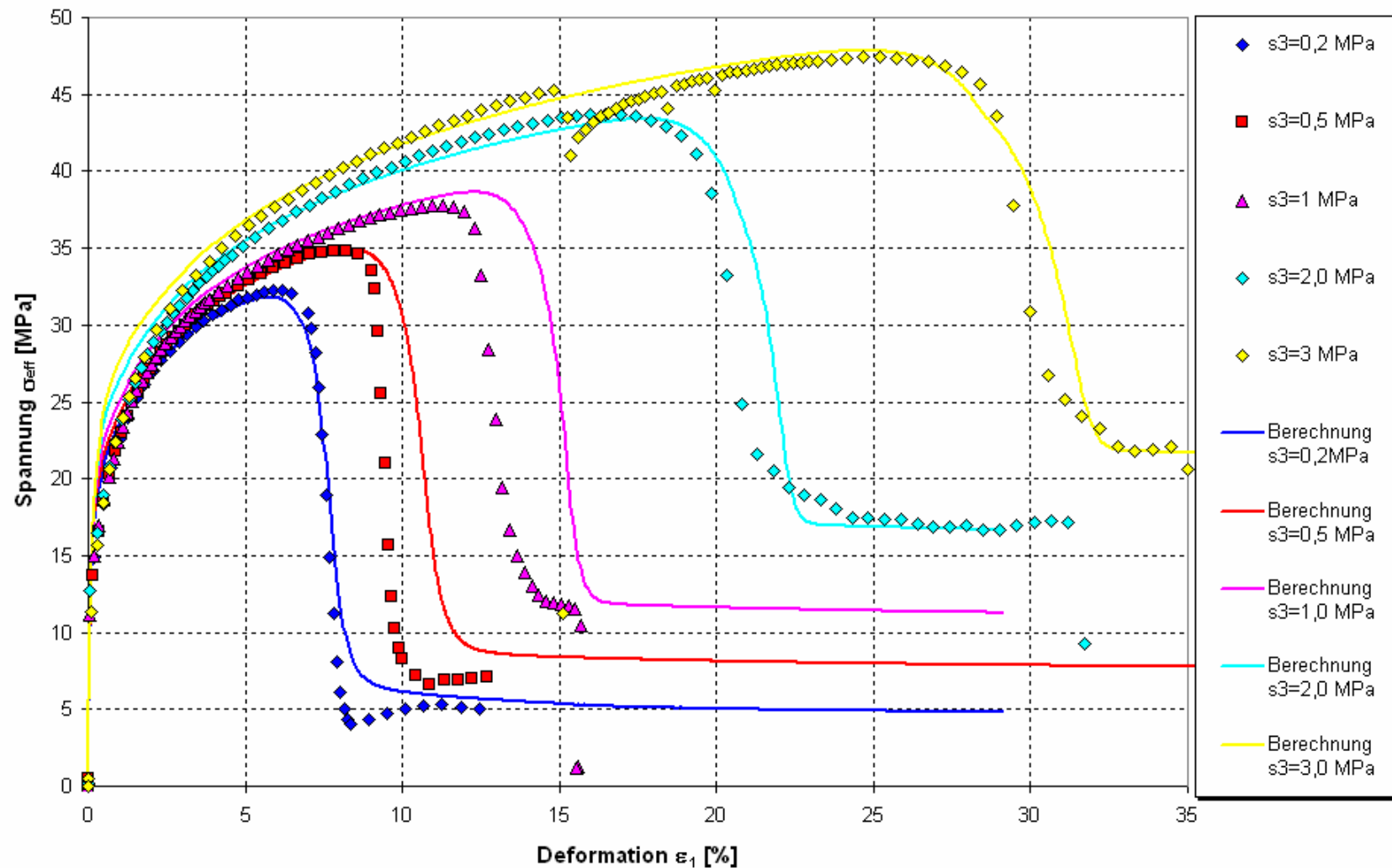
$$n_1 = 0,8$$

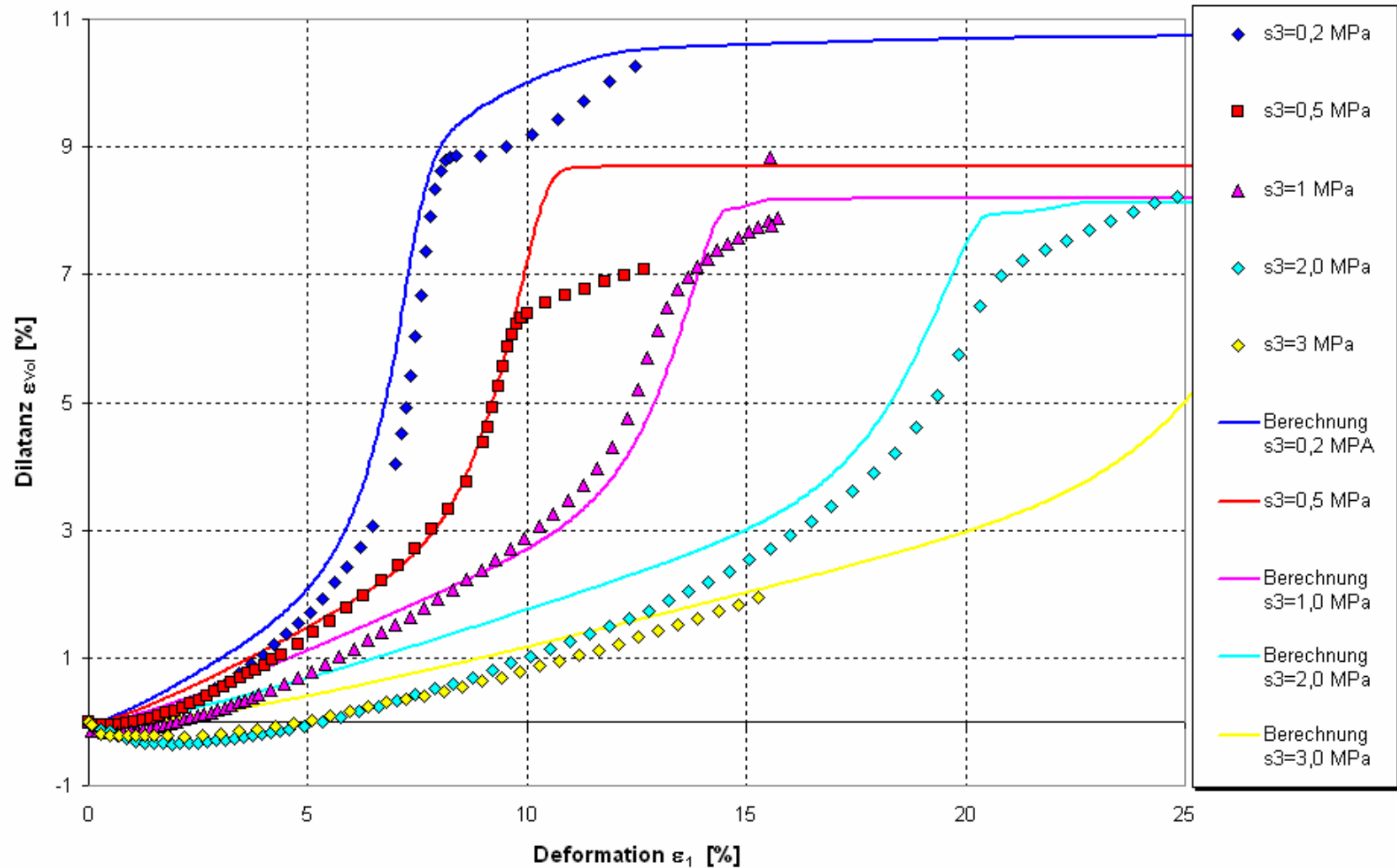
$$n_2 = -0,33$$

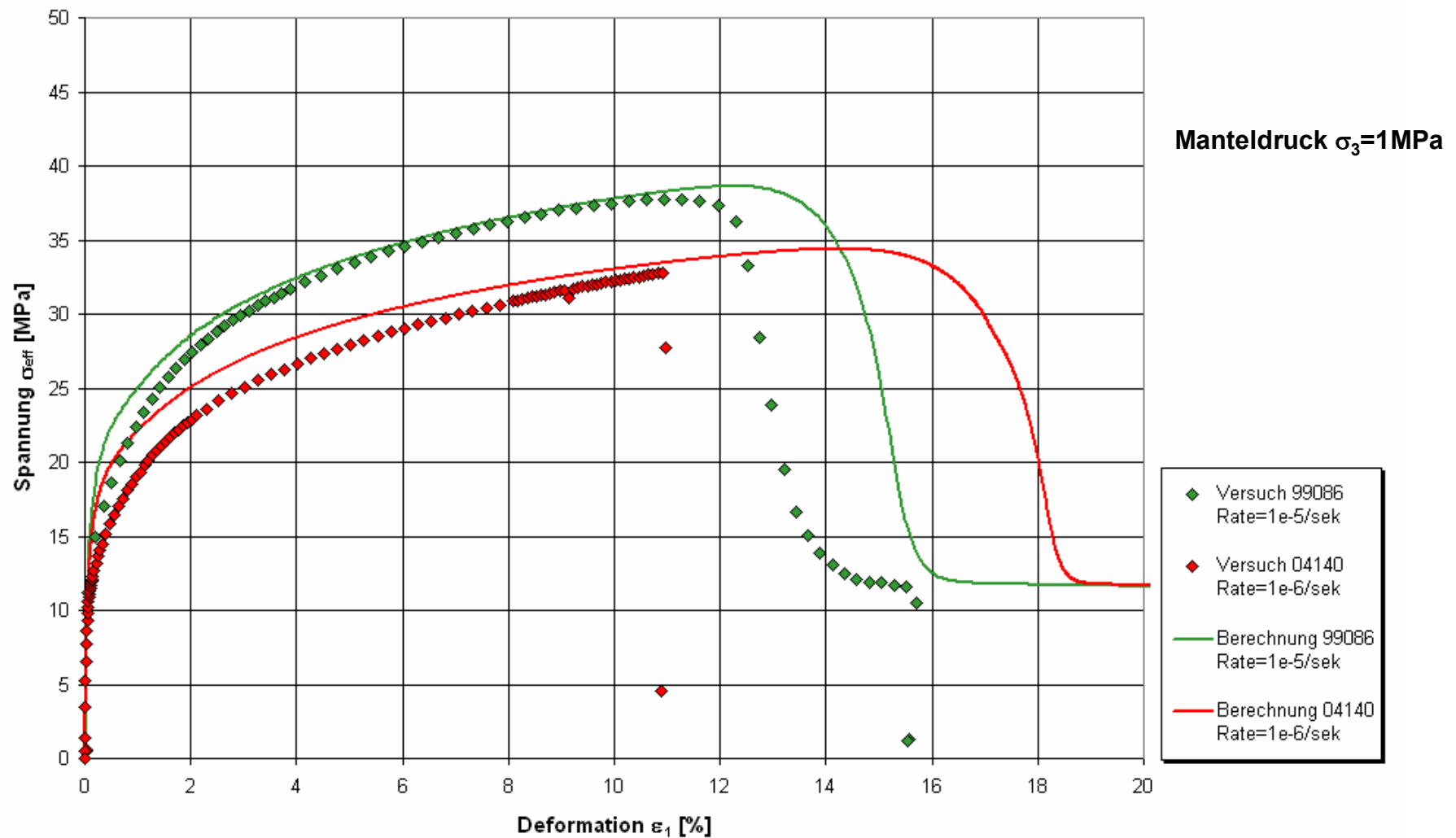
$$n_3 = 2000$$

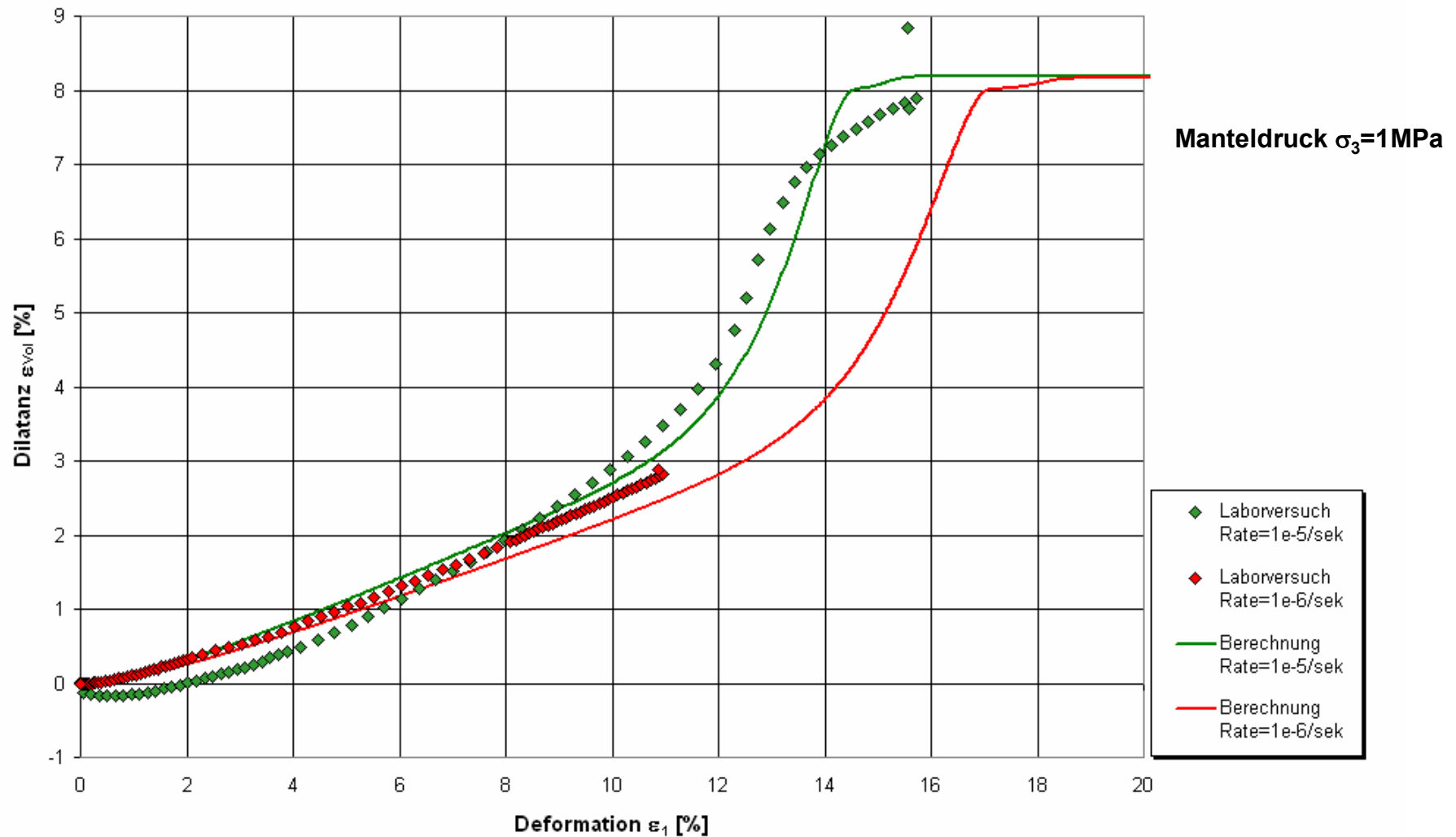
$$n_4 = 0,5$$

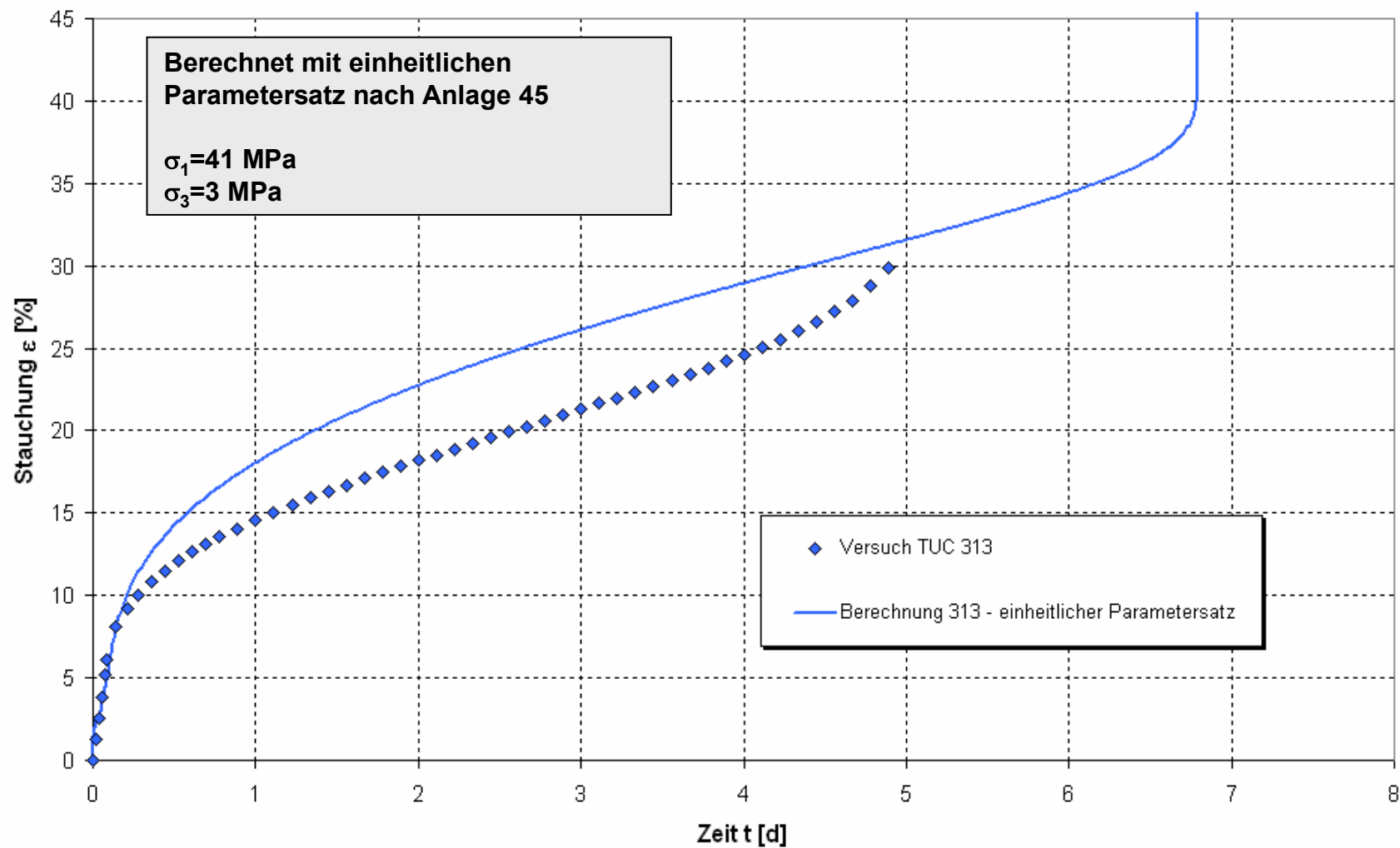


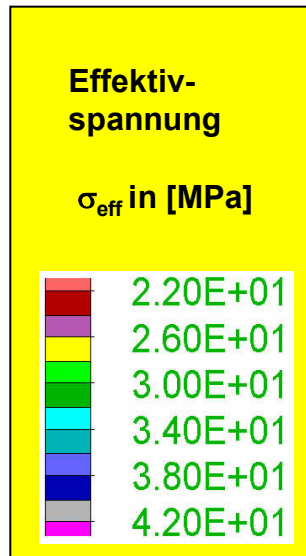
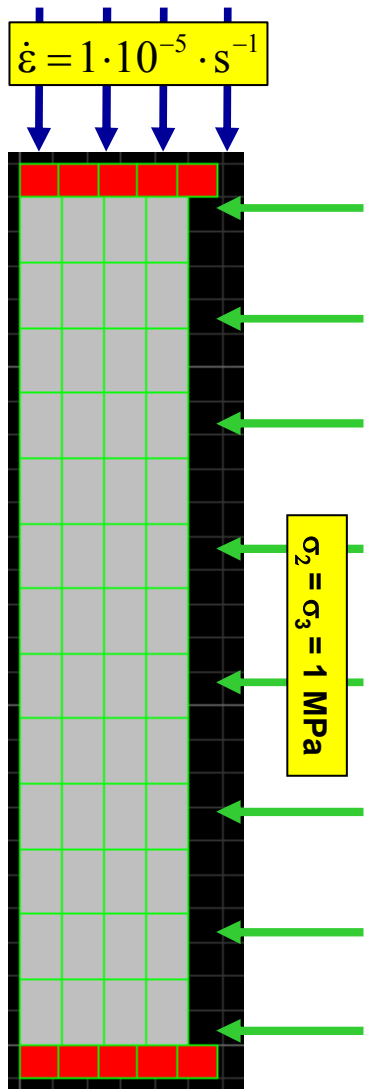




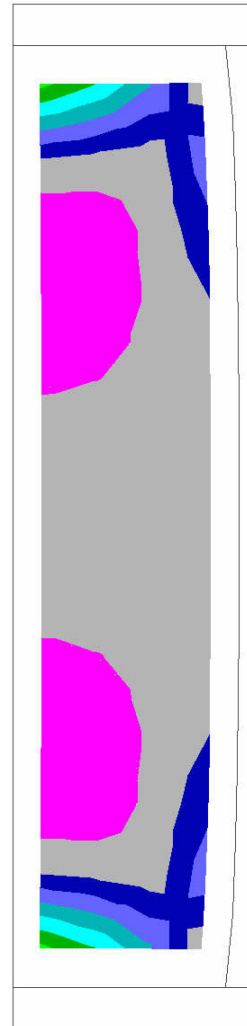




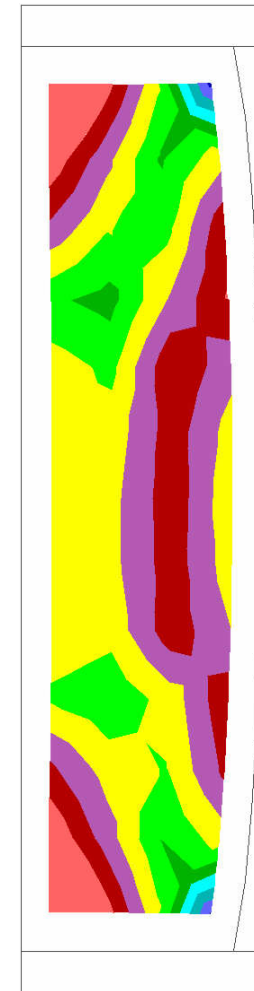




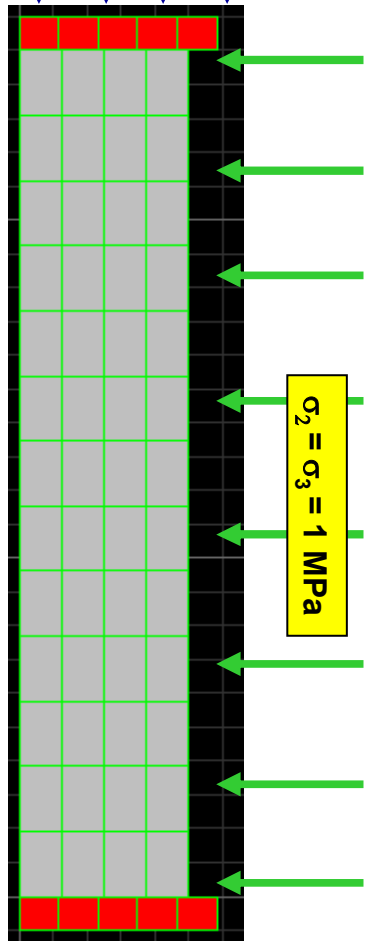
$\epsilon_1 = 8,8\%$



$\epsilon_1 = 13,0\%$

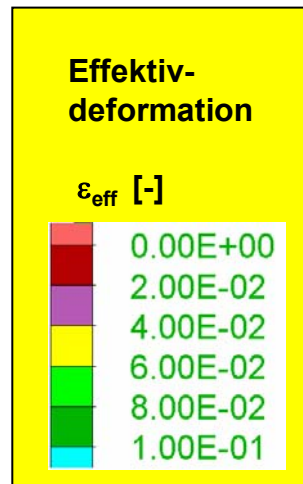
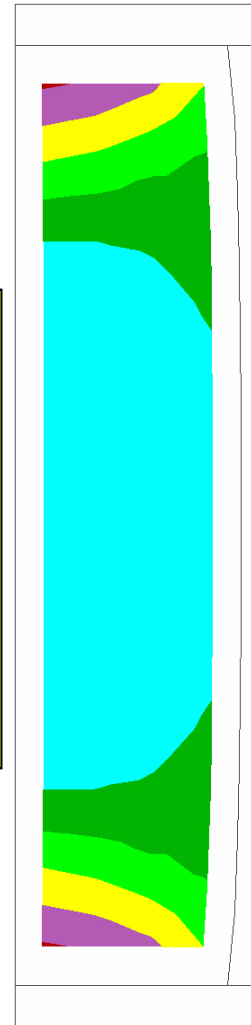


$$\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \cdot \text{s}^{-1}$$

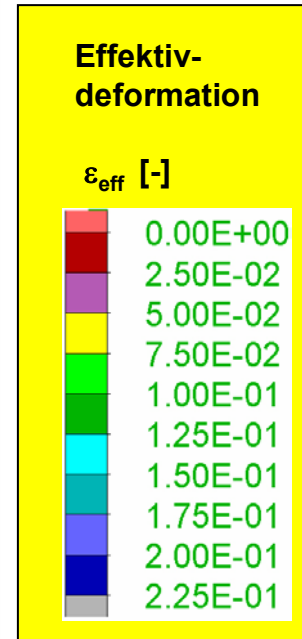
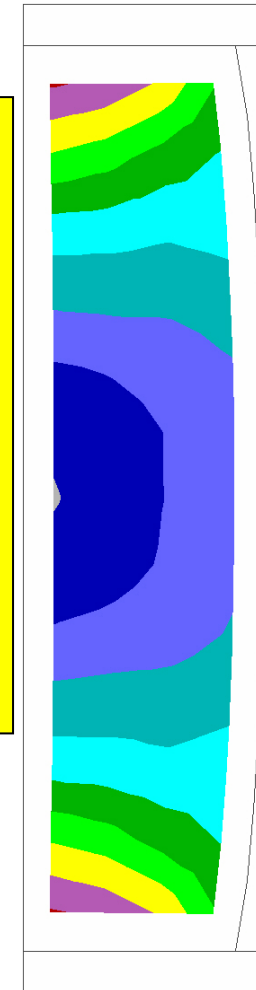


$$\sigma_2 = \sigma_3 = 1 \text{ MPa}$$

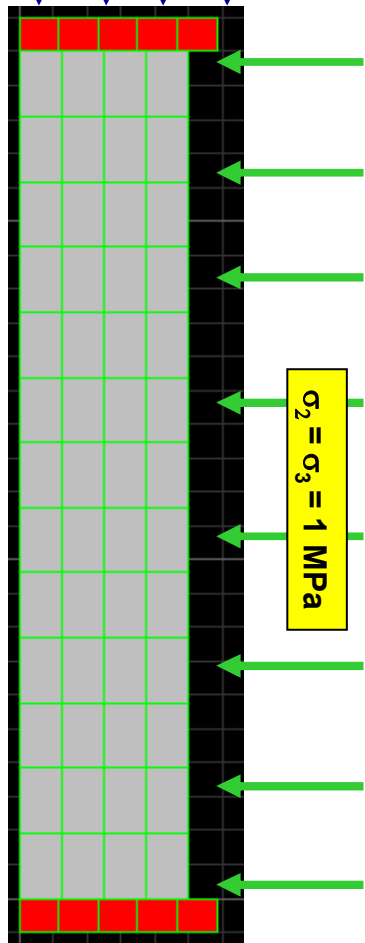
$$\epsilon_1 = 8,8\%$$



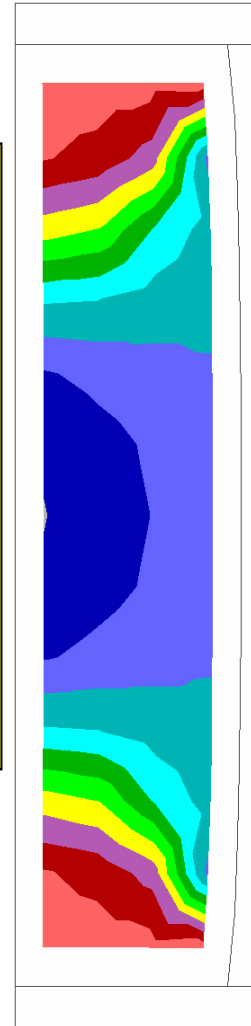
$$\epsilon_1 = 13,0\%$$



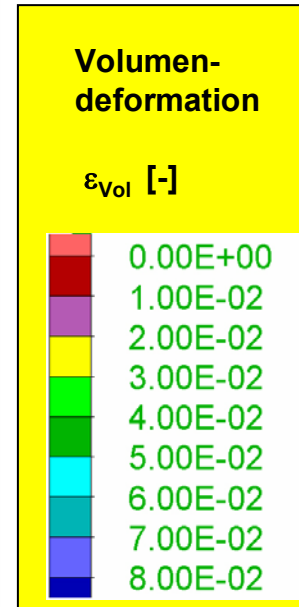
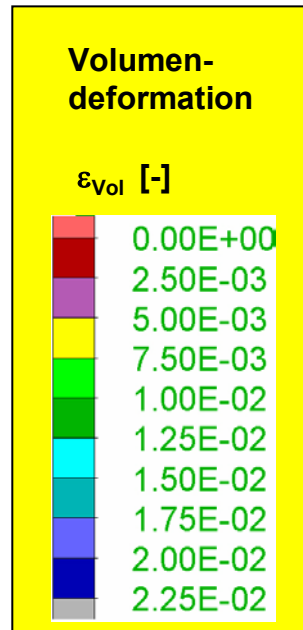
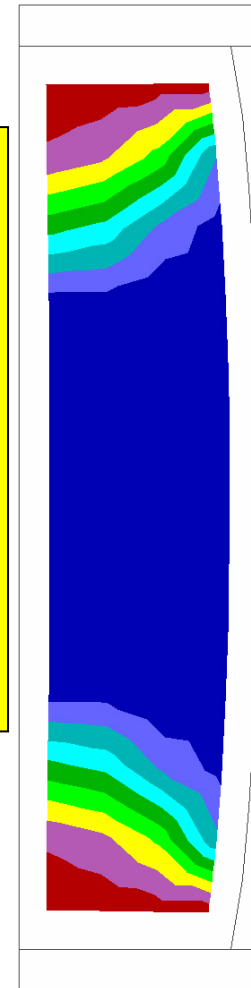
$$\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \cdot \text{s}^{-1}$$



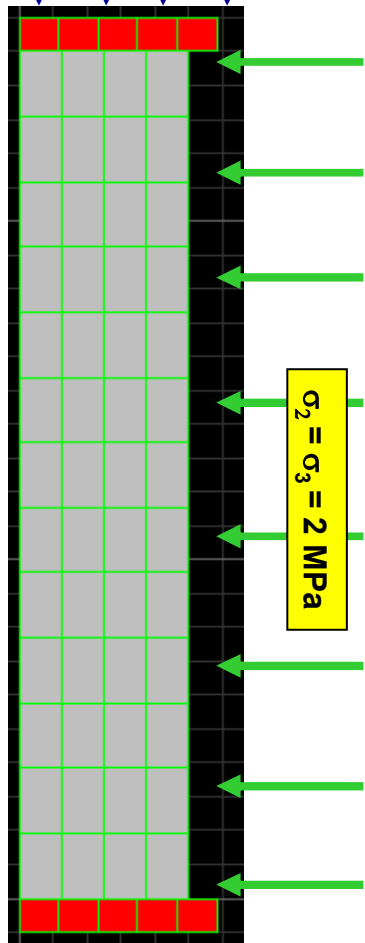
$$\varepsilon_1 = 8,8\%$$



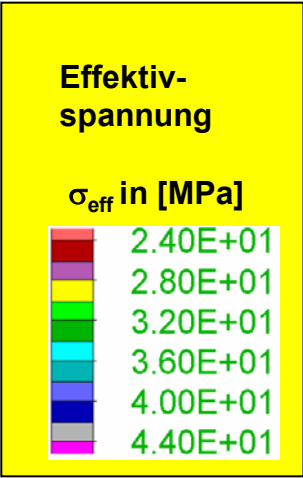
$$\varepsilon_1 = 13,0\%$$



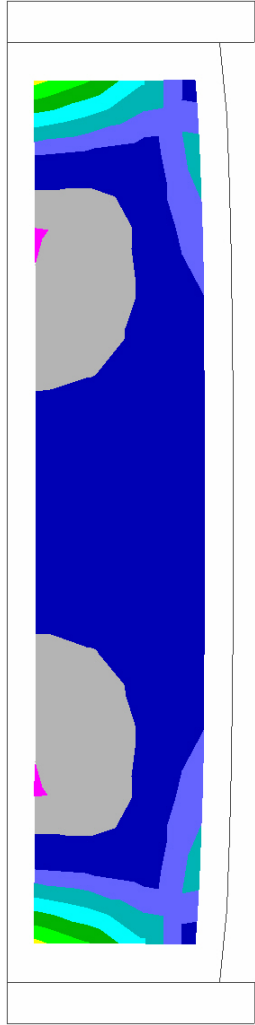
$$\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \cdot \text{s}^{-1}$$



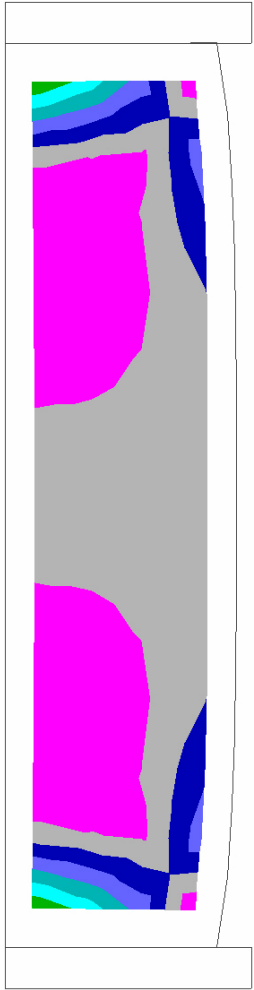
$$\sigma_2 = \sigma_3 = 2 \text{ MPa}$$

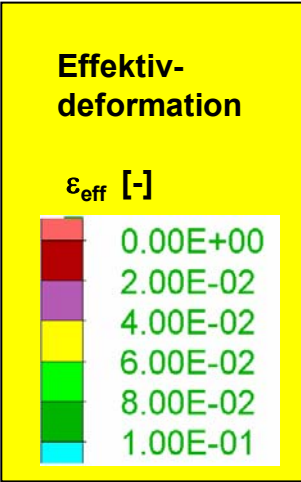
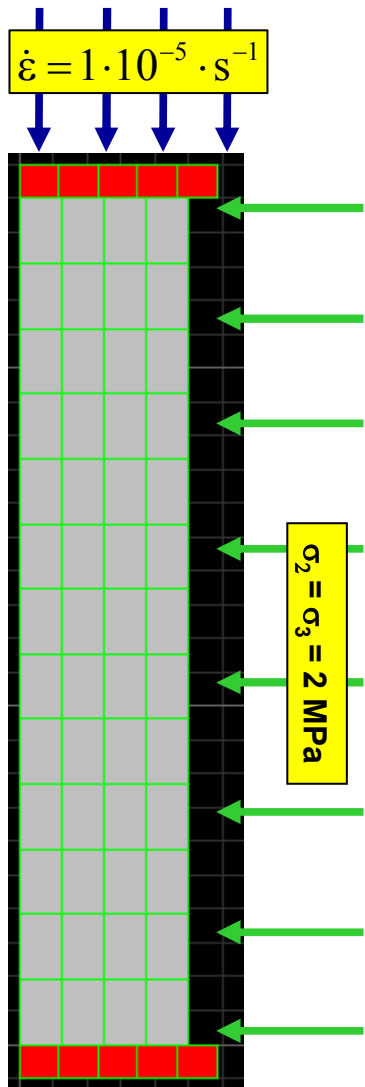


$\varepsilon_1 = 8,8\%$

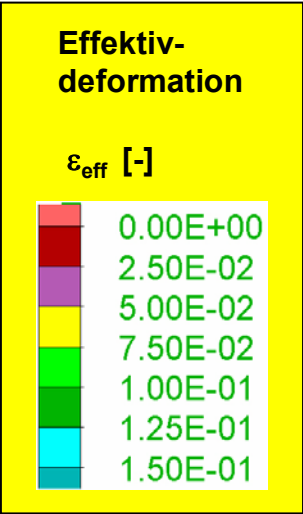
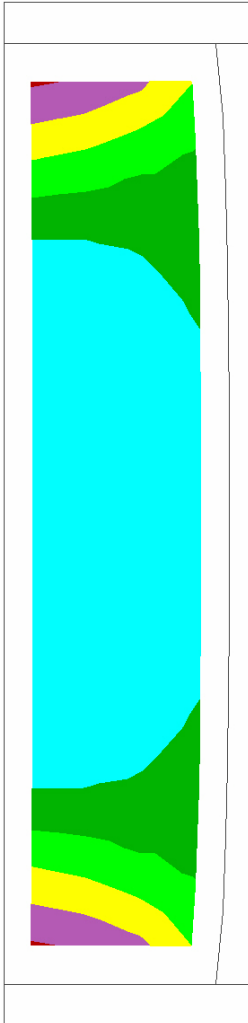


$\varepsilon_1 = 13,0\%$

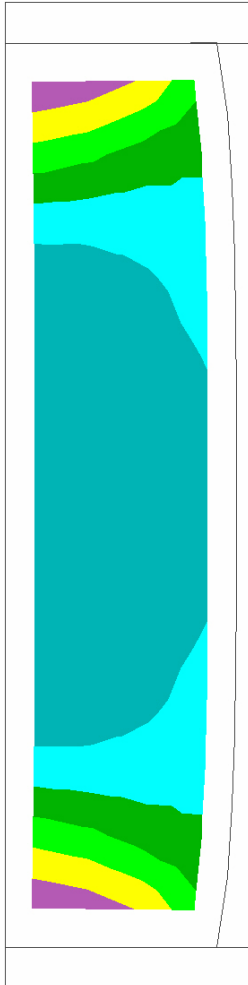




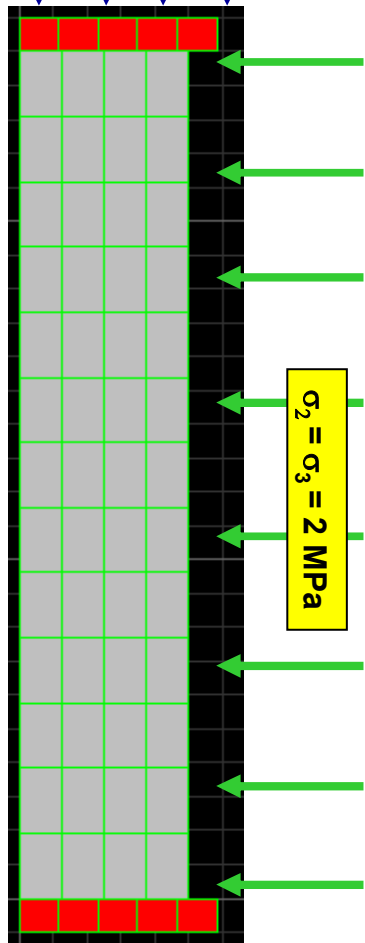
$\epsilon_1 = 8,8\%$



$\epsilon_1 = 13,0\%$

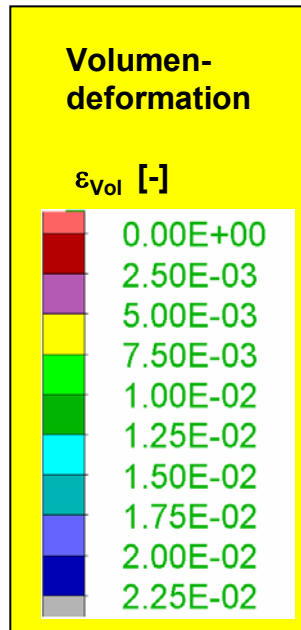
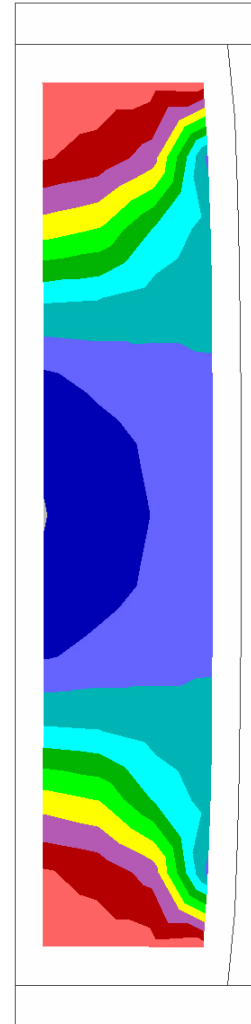


$$\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \cdot \text{s}^{-1}$$



$$\sigma_2 = \sigma_3 = 2 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_1 = 8,8\%$$



$$\varepsilon_1 = 13,0\%$$

