

**Gebirgsmechanische Langzeitprognose für die
SchachanlageASSE**



**Institut
für
Gebirgsmechanik
GmbH**

Gebirgsmechanische Langzeitprognose für die SchachtanlageASSE

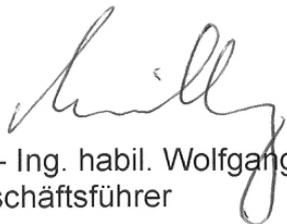
Bericht im Rahmen der LVB II „Gebirgsmechanische Langzeitprognose“

Auftrag Nr. B IfG 19 / 2003, Revision 02

Bearbeiter:

Dr. - Ing. Peter Kamlot
Dipl. - Ing. Ralf-Michael Günther
Dipl. - Phys. Dieter Brückner
Dipl. - Ing. Christian Schroers

Leipzig, den 01.11.2006



Dr. - Ing. habil. Wolfgang Minkley
Geschäftsführer



Dr. - Ing. Peter Kamlot
Projektleiter

INHALTSVERZEICHNIS

1.	VERANLASSUNG UND GEGENSTAND	4
2.	DARSTELLUNG DER STANDORTBEDINGUNGEN	6
3.	GEBIRGSMECHANISCHE BEGRÜNDUNG DER SCHUTZFLUIDEINLEITUNG.....	10
<i>3.1</i>	<i>Analyse der gebirgsmechanischen Entwicklung bei einem weiteren Zutritt von 11 m³/d Deckgebirgslösung.....</i>	<i>10</i>
<i>3.2</i>	<i>Bewertung.....</i>	<i>12</i>
4.	BEARBEITUNGSABLAUF	12
5.	DARSTELLUNG DER FÜR DIE STOFFGESETZFORMULIERUNG DURCHGEFÜHRTEN LABORVERSUCHE AM LEINESTEINSALZ, CARNALLITIT UND VERSATZ.....	14
5.1	LABORVERSUCHE AM STEINSALZ ZUR ERMITTLUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG BEI GROßEN DEFORMATIONEN, DES ZEITABHÄNGIGEN VERHALTENS SOWIE DES LÖSUNGSEINFLUSSES	14
<i>5.1.1</i>	<i>Festigkeitsversuche unter konstanter Einspannung bis in den Restfestigkeitsbereich.....</i>	<i>14</i>
<i>5.1.2</i>	<i>Kriechverhalten des intakten und entfestigten Steinsalzes.....</i>	<i>17</i>
5.2	LABORVERSUCHE AM CARNALLITIT ZUR ERMITTLUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG BEI GROßEN DEFORMATIONEN, DES ZEITABHÄNGIGEN VERHALTENS SOWIE DES LÖSUNGSEINFLUSSES	19
<i>5.2.1</i>	<i>Festigkeitsverhalten ohne und mit Lösungseinfluss</i>	<i>19</i>
<i>5.2.2</i>	<i>Kriechverhalten des intakten und entfestigten Carnallitits.....</i>	<i>21</i>
5.3	LABORVERSUCHE AN DEN IM BERGWERK ASSE EINGEBRACHTEN VERSATZARTEN ZUR ERMITTLUNG DES KOMPAKTIONSVERHALTENS IM TROCKENEN ZUSTAND UND UNTER LÖSUNGSEINFLUSS	23
6.	ABLEITUNG VON STOFFGESETZEN AUS DEN LABORVERSUCHEN	27
6.1	STOFFANSATZ UND PARAMETER ZUR NACHBILDUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG SOWIE DES KRIECHVERHALTENS VON STEINSALZ	27
6.2	STOFFANSATZ UND MATERIALPARAMETER ZUR NACHBILDUNG DER DILATANZ UND ENTFESTIGUNG SOWIE DES KRIECHVERHALTENS VON CARNALLITIT.....	31
6.3	STOFFANSATZ UND MATERIALPARAMETER ZUR MODELLIERUNG DES VERSATZDRUCKVERHALTENS VOR UND NACH DER SCHUTZFLUIDEINLEITUNG	35

7.	ABLEITUNG DER KENNWERTE FÜR DAS DECKGEBIRGE.....	37
7.1	LITHOLOGIE DER DECKGEBIRGSSCHICHTEN	37
7.2	RICHTUNG DER FESTIGKEITSANISOTROPIEN INFOLGE DER TEKTONISCHEN GLIEDERUNG SOWIE DES SCHICHTFLÄCHENEINFALLENS	38
7.3	ANWENDUNG INGENIEURGEOLOGISCHER VERFAHREN ZUR ABMINDERUNG VON GESTEINSFESTIGKEITEN AUF GEBIRGSFESTIGKEITEN.....	41
7.4	PARAMETER FÜR DIE DECKGEBIRGSMATRIX UND DIE SCHICHTUNG	43
8.	BESCHREIBUNG DES GROßRÄUMIGEN 2D-MODELLS GRUBENGEBÄUDE- DECKGEBIRGE UND BEWERTUNG DES GEBIRGSMECHANISCHEN BEANSPRUCHUNGSZUSTANDES.....	47
8.1	RANDBEDINGUNGEN, STRATIGRAPHIE UND TEKTONIK	47
8.2	BERECHNUNG DES GRUNDSPANNUNGSZUSTANDES.....	50
8.3	MODELLIERUNG DER AUFFAHRUNGEN UND DES VERSATZEINBRINGENS.....	51
8.4	MODELL DER LASTANNAHMEN IM DECKGEBIRGE	53
8.5	BEWERTUNG DES GEBIRGSMECHANISCHEN BEANSPRUCHUNGSZUSTANDES IM GRUBENGEBÄUDE UND DECKGEBIRGE BIS ZUM ENDE DER BETRIEBSPHASE.....	58
8.5.1	<i>Methodische Vorgehensweise</i>	<i>58</i>
8.5.2	<i>Bewertung der gebirgsmechanischen Entwicklung bis zum Ende der Betriebsphase auf Basis der 3D- und 2D-Rechenmodelle</i>	<i>59</i>
9.	BERECHNUNG DER SOHLENBEZOGENEN KONVERGENZRATEN UND POROSITÄSENTWICKLUNG IN DER NACHBETRIEBSPHASE.....	65
9.1	MODELLFESTLEGUNGEN.....	65
9.2	KONVERGENZ- UND POROSITÄSENTWICKLUNG NACH DER VOLLSTÄNDIGEN SCHUTZFLUIDEINLEITUNG IN DER SÜDFLANKE IM JAHR 2014 NACH [2]	67
9.3	KONVERGENZ- UND POROSITÄSENTWICKLUNG NACH DER VOLLSTÄNDIGEN SCHUTZFLUIDEINLEITUNG IN DER SÜDFLANKE IM JAHR 2016 NACH [3]	71
10.	ABSCHÄTZUNG DER AUSWIRKUNGEN EINES BEMESSUNGSERDBEBENS UND DER ERHÖHTEN AUFLAST INFOLGE EISÜBERDECKUNG AUF DEN KONVERGENZVERLAUF	77
10.1	BEGRÜNDUNG.....	77
10.2	ANALYSE DES BEMESSUNGSERDBEBENS.....	77

10.3	ANALYSE EINER EISZEIT VOM TYP „SAALE“	80
11.	ZUSAMMENFASSUNG UND SCHLUSSFOLGERUNGEN	83
	LITERATURVERZEICHNIS	90
	ANLAGENVERZEICHNIS	94

Exemplar für BMBF und BMU

1. Veranlassung und Gegenstand

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

Im Rahmen der Leistungsvereinbarung II „Gebirgsmechanische Langzeitprognose“ wurde das Institut für Gebirgsmechanik Leipzig vom GSF-Forschungszentrum für Umwelt und Gesundheit beauftragt, Untersuchungen durchzuführen, auf deren Basis die gebirgsmechanischen Reaktionen im Grubengebäude der Schachtanlage Asse sowie im benachbarten südlichen Deckgebirge in der Nachbetriebsphase prognostiziert werden sollen. Die zukünftige Entwicklung in der Nachbetriebsphase am Standort Asse hängt entscheidend vom gegenwärtigen komplexen Beanspruchungszustand im Bergwerk mit größtenteils entfestigten Pfeilern und gebrochenen Schweben in Wechselwirkung mit dem Kompaktionsverhalten des eingebrachten Versatzes, dem Tragverhalten des unmittelbaren südlichen Deckgebirges sowie der Art und zeitlichen Abfolge der Schließungsmaßnahmen bis zum Ende der Betriebsphase ab. In der vorliegenden Analyse wurden unterschiedliche zeitliche Abläufe der Schließungsmaßnahmen aus [2] und [3] untersucht.

Der Bericht baut auf der „Tragfähigkeitsanalyse des Gesamtsystems der Schachtanlage Asse in der Betriebsphase“ [1] auf, in der die gegenwärtige gebirgsmechanische Situation und zu erwartende Entwicklung bis zum Ende der Betriebsphase auf der Basis umfangreicher Laborversuche am Leinsteinsalz und Trümmercarnallit, Steinsalzversatz und Rückstand der Carnallitabbau sowie den Deckgebirgsgesteinen, den Daten der Standortüberwachung (Verschiebungsmessungen, Spannungsmonitoring, Mikroseismik) und eigener Hydrofrac-Spannungssondierungen sowie numerischer Modellrechnungen untersucht und die gebirgsmechanische Zulässigkeit der im Schließungskonzept der Schachtanlage Asse [2] aufgeführten technischen Maßnahmen nachgewiesen werden konnte. Die gebirgsmechanische Zulässigkeit der Schließungsmaßnahmen gemäß [3] wird im Detail in [4] belegt, bei den hier darzustellenden langzeitigen Entwicklungen in der Nachbetriebsphase aber gleichfalls vorausgesetzt.

Als wesentlich für die Einhaltung der Anforderungskriterien

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

wurde für die Schutzfluideinleitung oberhalb der 700-m-Sohle die Aufgabe eines pneumatischen Stützdruckes von 1,0 bis 1,5 MPa im dann verschlossenen und für die Belegschaft nicht mehr zugänglichen Grubengebäude identifiziert. Dieser Stützdruck wirkt dem bei der Schutzfluideinleitung in den Pfeilern eintretenden Feuchtekriechen und Traglastabfall sowie der verminderten Stützwirkung infolge Versatzdruckabfall entgegen, bis sich im Grubengebäude ein hydrostatischer Stützdruck infolge der Flüssigkeitssäule aufbaut.

Die Prognose der gebirgsmechanischen Entwicklung in der Nachbetriebsphase baut auf der Tragfähigkeitsanalyse bis zum Ende der Betriebsphase auf und schließt zeitlich daran an. Dabei ist es nicht mehr möglich, für die Zeiträume von Jahrtausenden den Beanspruchungszustand einzelner Tragelemente des Grubengebäudes belastbar auszuweisen, sondern mit den Modellrechnungen wird die integrale Entwicklung des Gesamtsystems Grubengebäude/Deckgebirge in Form von mittleren Konvergenzanalysen der Abbausohlen als wesentliche Basis für die Nuklidausbreitungsrechnungen zum Nachweis der Schutzzieleinhaltung bestimmt. Eine solche Prognose über lange Zeiträume wird als zulässig erachtet, wenn sich mit einer Vielzahl von Fallstudien unterschiedlicher Materialparameter (insbesondere des Versatzes), Einwirkungen und zeitlicher Prozessabläufe zueinander konsistente, harmonische und prognostizierbare Konvergenzverläufe ergeben. Die Modellrechnungen müssen so robust sein, dass auch Elemente einer Szenarienanalyse, wie die Auswirkungen eines Bemessungserdbebens oder der Auflast einer Eisüberdeckung am Standort Asse analysiert werden können.

Die gebirgsmechanischen Aussagen gelten für die dargelegten mechanischen Randbedingungen und Modellparameter, wie sie gegenwärtig am Standort ermittelt werden können bzw. aus Laborversuchen bekannt sind.

Im vorliegenden Abschlußbericht zur Langzeitprognose werden mit ebenen Rechenmodellen entsprechend des Vertikalschnittes 2 durch das Grubengebäude die Hohlraumauffahrung und Versatztätigkeit bis zum Ende der Betriebsphase nachgebildet und die gebirgsmechanischen Auswirkungen der Schließungsmaßnahmen untersucht. Die

Konvergenzentwicklung in der Nachbetriebsphase wird in einer Bandbreitenberechnung unter Variation der als signifikant erkannten Einwirkungen abgeschätzt.

Entsprechend der LVB VIII des Rahmenvertrages zwischen der GSF und dem IfG werden weiterhin auf Grundlage des Berichtes „Geowissenschaftliche Langzeitprognose“ [5] gebirgsmechanisch relevante Szenarien identifiziert und hinsichtlich ihres Einflusses auf das Konvergenzverhalten untersucht.

Die vorliegende Revision 02 stellt eine Gesamtüberarbeitung der Revisionen 00 und 01 dar, die infolge eines geänderten Schließungskonzeptes, neuer Versatzparameter und neuer Resultate zur hydraulischen Rückwirkung auf die Fluidinnendrucke im Grubengebäude notwendig war. Weiterhin erfolgt eine umfangreichere Begründung der in den Rechenmodellen verwendeten Lastannahmen, Strukturfestlegungen und Stoffansätze.

2. Darstellung der Standortbedingungen

Im Bergwerk Asse wurden entsprechend [6] in den Jahren 1909 bis 1964 die folgenden drei Baufelder für die Mineralgewinnung aufgefahren:

- Carnallitbaufeld an der Nordflanke mit einem Ausbruchsvolumen von ca. 1.000.000 m³ im Zeitraum von 1909 bis 1925, wobei bereits während der Gewinnung die Hohlräume größtenteils wieder versetzt worden sind.
- Steinsalzbaufeld an der Südflanke (Leine-Steinsalz oder Jüngeres Steinsalz) mit einem Ausbruchsvolumen von ca. 3.400.000 m³ im Zeitraum von 1916 bis 1964.
- Steinsalzbaufeld im Sattelkern (Steißfurt-Steinsalz oder Älteres Steinsalz) mit einem Ausbruchsvolumen von ca. 440.000 m³ im Zeitraum von 1927 bis 1963.

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

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

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

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

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

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

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

Auf Basis dieses Vergleiches muss festgestellt werden, dass in der Zeit von 1916 bis 1964 in dem aufgefahrenen Pfeiler-Schweben-System die Pfeilerbelastungen höher als die Langzeittragfähigkeiten waren. Das Tragsystem hat mit Kriechverformungen, plastischen Deformationen sowie lokalen Bruchprozessen auf die eingetragene Gebirgsspannung

reagiert und ist dadurch nachgiebig geworden. Gegenwärtig hält der Schädigungsprozess immer noch an und das Abbaufeld an der Südflanke ist demzufolge gebirgsmechanisch als ein nachgiebiges Tragsystem im Grenzzustand zu bewerten. Dieser Befund stimmt mit einschlägigen Erfahrungen aus dem Kali- und Steinsalzbergbau für vergleichbare Abmessungen überein.

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

Von 1984 bis 1994 wurden mit dem bei der Auffahrung des Tiefenaufschlusses unterhalb der 775-m-Sohle anfallenden Salz zunächst die Abbaue 1 bis 4 des Westflügels auf der 658-m- und 679-m-Sohle und später durchgängig die Abbaue der 725-m- und 700-m-Sohle versetzt. Der Tiefenaufschluss umfasst alle Grubenbaue unterhalb der 775-m-Sohle und besitzt ca. 240.000 m³ Ausbruchsvolumen. Er besitzt auf Grund seines sehr geringen Durchbaugrades (einzelne Strecken bzw. Streckenerweiterungen) gebirgsmechanisch für das Gesamtragsystem eine untergeordnete Bedeutung.

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

Der eingebrachte Versatz führt zu einer Konturstabilisierung der Tragelemente, insbesondere der Pfeiler, die neben der aussteifenden Wirkung der Schweben bzw. Schwebenreste die Pfeilerquerdehnungen behindert. Trotz der Konturstabilisierung der im Versatz eingebetteten Pfeiler schreitet der Entfestigungsprozess fort, wobei mit einer Verzögerung von einigen Jahren auf den versetzten Sohlen jedoch eine Verlangsamung der

Pfeilerstauchungen festzustellen ist. Aktuell nehmen die Verformungsraten unterhalb der 511-m-Sohle langsam ab und erreichen Mittelwerte von etwa 3‰ pro Jahr [7].

Das Überschreiten des Tragfähigkeitsmaximums der Pfeiler im Zeitraum von 1985 bis 1991 bewirkte eine Beschleunigung der Pfeilerstauchungen, verbunden mit einem signifikanten Verformungseintrag in das Deckgebirge. Insbesondere sind von diesem Verformungseintrag die südlich der Abbaue vorhandene Steinsalzbarriere (Steinsalzschutzschicht) und der angrenzende 15 m mächtige Rötanhydrit einschließlich des gesamten Oberen Buntsandsteins beeinflusst.

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

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

3. Gebirgsmechanische Begründung der Schutzfluideinleitung

3.1 Analyse der gebirgsmechanischen Entwicklung bei einem weiteren Zutritt von 11 m³/d Deckgebirgslösung

Zur gebirgsmechanischen Begründung der Notwendigkeit einer Schutzfluideinleitung wurde mittels einer vorauslaufenden Bilanzierung analysiert, welche gebirgsmechanischen Konsequenzen bei einem weiteren konstanten Zufluss an NaCl-gesättigter Deckgebirgslösung mit 11 m³/d nach der Beendigung der Betriebsphase ohne technische Auffangmaßnahmen zu erwarten wären.

Generell ist bei einem weiteren Deckgebirgslösungszufluss auch eine sinkende NaCl-sättigung (evtl. verbunden mit einer Erhöhung der Zutrittsrate) denkbar, die zu Hohlräumerverweiterungen im Steinsalz führen wird. Da sich solche Prozesse in der zeitlichen Entwicklung nicht belastbar abschätzen lassen, werden bei der folgenden Analyse Zersetzungserscheinungen im Steinsalz ausgeschlossen, die Zersetzung des Carnallitits infolge eines konstanten Zuflusses NaCl-gesättigter Lösung jedoch berücksichtigt.

Die Deckgebirgslösung stapelt sich in die noch offenen Hohlräume bzw. die Versatzporen ein, wobei sich die befüllbaren Volumen in Abhängigkeit von der Hohlraumkonvergenz weiter verringern. Infolge der als spontan angenommenen Zersetzung von Carnallitit wandelt sich die Deckgebirgslösung in Q-Lösung um. Entsprechend [2] zersetzen 1,1 Volumenteile Deckgebirgslösung 1,6 Volumenteile Carnallitit. Es entsteht ein neuer konvergenzaktiver Hohlraum und der zersetzte Carnallitit wird als Versatzkörper mit einer mittleren Porosität von 40 % im gesamten neugebildeten Hohlraum wirksam. Die Q-Lösung wird durch die weiter laufende Hohlraumkonvergenz aus bereits überstauten Teufenniveaus, bis dort der Konvergenzprozeß abgeklungen ist, in höher gelegene Hohlräume gepresst und trägt somit zusätzlich zu den Zuflüssen an Deckgebirgslösung zur Füllung der noch offenen Porenräume bei. Die Wichte der Deckgebirgslösung beträgt 11,77 kPa/m und der Q-Lösung 12,68 kPa/m.

Bei der Analyse dieses Zuflussszenarios muss berücksichtigt werden, dass sich Konvergenzverlauf, Carnallititzersetzung und das Hochpressen von Q-Lösung bei konstantem Deckgebirgslösungszutritt wechselseitig beeinflussen. Aus dem Zutritt resultiert infolge des Feuchtekriechens und der Versatzdruckverringerung in den Steinsalz- und Carnallititabbauen eine erhöhte Konvergenzrate, die sich infolge der Carnallititzersetzung weiter verstärkt. Später wird die Hohlraumkonvergenz durch den sich aufbauenden hydrostatischen Druck im Grubengebäude verringert.

Für das Carnallitfeld ergibt sich, dass bei einem Zutritt von Deckgebirgslösung zunächst die Pfeiler zersetzt werden. Aus den Pfeilerbreiten von 10 m und Kammerbreiten von 20 m folgt, dass das gesamte Pfeilervolumen etwa 50 % des Gesamtkammervolumens im Carnallitfeld beträgt. Wenn die Deckgebirgslösung in den Versatz in den Kammern eindringt, wird dieses Pfeilervolumen vollständig unter Bildung einer Q-Lösung aufgelöst. Eine zusätzliche Zersetzung des Anstehenden wurde nicht angenommen.

Im Gegensatz dazu stehen nördlich der Südflanke keine Carnallitpfeiler an und es kommt zu Zersetzungen des anstehenden Carnallitits im Unverritzten. Die Zersetzungsbereiche umfassen die gesamte streichende Erstreckung der Sohlen.

Aus der Analyse ist zu schlussfolgern, dass etwa 250 Jahre nach der Schließung des Bergwerkes der Zersetzungsprozess im Carnallit abgeschlossen und alle Porenräume im Grubengebäude mit Q-Lösung gefüllt sind sowie keine Deckgebirgslösung mehr zufließt. Bis zu diesem Zeitpunkt sind etwa 1 Mio. m³ Lösung zugetreten, die etwa 1,5 Mio. m³ Carnallit zersetzt haben. Dieses zersetzte Carnallitvolumen teilt sich zu 1/3 auf die Pfeilersubstanz im Carnallitfeld und zu 2/3 auf den anstehenden Carnallit nördlich der Südflanke auf.

Das betrachtete Szenario führt zu einer Aktivierung der Verschiebung an der Südflanke. Durch das Überfluten dieser Bereiche wird die Wirkung des eingebrachten Versatzes verringert. Im Carnallit kommt es zu Zersetzungen und im durchfeuchteten Salz beschleunigt sich das Kriechen. Die vergrößerte Nachgiebigkeit im Auflagerbereich des Traggewölbes führt zu einer Aktivierung der Deckgebirgsbewegungen. Das zersetzte Volumen im Carnallit unmittelbar nördlich der Südflanke liegt im Verschiebungsmaximum mit den gebirgsmechanisch ohnehin schon am stärksten beanspruchten und geschädigten Bereichen im Grubengebäude. Besonders für den oberen Teil der Südflanke mit der geringmächtigen Steinsalzbarriere müssen unter diesen Bedingungen Bruchprozesse prognostiziert werden, deren Auswirkungen auf die Nachbetriebsphase nur schwer einzuschätzen sind.

Auch die vollständige Zersetzung der Pfeiler im Carnallitfeld erscheint problematisch, da neben Pfeilern mit starken Entfestigungserscheinungen und einer Resttragfähigkeit gering höher als Altversatz insbesondere im östlichen Teil des Carnallitbaufeldes mit den kürzeren und niedrigeren Pfeilern und z.T. mit vollständig versetzten Kammern auch höhere minimale Druckeinspannungen bis 2 MPa mit entsprechenden Tragfähigkeiten sondiert wurden. Eine Zersetzung von belasteten Carnallitpfeilern könnte zu plötzlichen Setzungserscheinungen und Spannungsumlagerungen führen.

3.2 Bewertung

Die gelenkte Einleitung von gesättigter $MgCl_2$ -Lösung ist aus gebirgsmechanischer Sicht sinnvoll und notwendig, da sonst im langfristigen Prozess in der Nachbetriebsphase durch die permanent zuzitenden $MgCl_2$ -ungesättigten Salzlösungen (ca. 4.000 m³/a) nach Standzeiten von mehreren Jahrzehnten eine Zersetzung großvolumiger Carnallitbereiche induziert werden würde. Mit dem weiteren Anstieg des Fluidspiegels wäre von einer Eskalation der Konvergenz in Verbindung mit einer Instabilität und Kollapsmöglichkeit des Grubengebäudes auszugehen, die über lange Zeiträume anhält und zu einer latenten Gefährdung für die Tagesoberfläche führen würde. Die Auswirkung auf das Deckgebirge ist nur schwer einzuschätzen und die Bildung neuer Wegsamkeiten in das Grubengebäude nicht auszuschließen. Eine Steigerung der Zutrittsraten und eine abnehmende NaCl-Sättigung würden die Situation noch verschärfen.

In der Alternative wird nur eine Schließungsmaßnahme unter Einleitung einer gesättigten $MgCl_2$ - Lösung als Schutzfluid als geeignet angesehen, die gebirgsmechanische Entwicklung des Gesamtsystems Grubengebäude/Deckgebirge bis in die Nachbetriebsphase belastbar prognostizieren und die Einhaltung des eingangs aufgestellten Schutzziels nachweisen zu können. Es kommt zu keiner zusätzlichen Hohlrumschaffung infolge Carnallitzersetzung und die stabilisierende Wirkung des hydrostatischen Innendruckes behindert den weiter voranschreitenden Entfestigungsprozess im Tragsystem und der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge. Alle weiteren gebirgsmechanischen Untersuchungen zielen deshalb auf das „Schutzfluidkonzept“ ab, bei dem insbesondere die gebirgsmechanischen Reaktionen infolge Feuchtekiechen, Versatzdruckabfall und Festigkeitsverlust zum Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung belastbar prognostiziert werden müssen.

4. Bearbeitungsablauf

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

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

mikroseismischen Überwachung, in der Südflanke und dem unmittelbaren südlichen Deckgebirge nachweisbar.

Zur Untersuchung der unter solchen Bedingungen noch vorhandenen Tragfähigkeiten wurden spezielle Festigkeits- und Kriechversuche am Steinsalz und Carnallit (im Carnallitbaufeld waren mit Spannungssondierungen und Pfeilerinspektionen mittels Bohrlochkamera gleichfalls hohe Schädigungen nachweisbar) bis in den Dilatanz- und Restfestigkeitsbereich durchgeführt. Eine entsprechende Datenbasis für die Modellierung des Dilatanz- und Entfestigungsverhaltens lag bis dahin noch nicht vor. Da im Rahmen der Schließungsmaßnahmen eine Schutzfluideinleitung vorgesehen ist, wurde der Einfluss einer Befeuchtung der Prüfkörper mit hochgesättigter $MgCl_2$ - Lösung ermittelt. Als Materialgesetz für Steinsalz und Carnallit kam ein am IfG Leipzig entwickelter visko-elasto-plastischer Stoffansatz unter Berücksichtigung von Dilatanz, Entfestigung sowie stationären Kriechens zur Anwendung.

Das Kompaktionsverhalten des Fremdversatzes (Ronnenbergversatz) und des Altversatzes (Rückstand in den Carnallitabbauen) vor und nach der Befeuchtung mit $MgCl_2$ - Lösung wurde in speziellen Versatzdruckzellen und Triaxialzellen untersucht.

Bezüglich der Materialparameter der Deckgebirgsschichten wurde auf das Festigkeitskataster der Schachanlage Asse [8] und Angaben zu tektonisch und lithologisch angelegten Festigkeitsanisotropien im Deckgebirge [9] Bezug genommen.

Auf Grund der geometrischen Anordnung der Pfeiler und Schweben wurde zur Berechnung der großräumigen gebirgsmechanischen Wechselwirkungen zwischen Grubengebäude und Deckgebirge bis in die Nachbetriebsphase ein ebenes Vertikalmodell entsprechend des querschlägigen Vertikalschnittes 2 verwendet. Dieses Modell ist repräsentativ für die streichende Ausrichtung des Bergwerkes Asse. Das Traglastverhalten in der Einleitungsphase des Schutzfluides wurde mit dreidimensionalen Rechenmodellen des vergitterten Systems der Pfeiler und Schweben in [1] untersucht. Auf die Resultate wurde bei der Begründung der Randbedingungen für die zweidimensionalen Berechnungen Bezug genommen.

Nach der Analyse der gegenwärtigen Beanspruchungssituation bezieht sich die Prognose der gebirgsmechanischen Reaktionen bis zum Ende der Betriebsphase auf die konzipierten Schließungsvarianten [2] und [3], bei deren Bewertung von einer komplexen Wechselwirkung zwischen dem Abbausystem an der Südflanke und dem unmittelbar südlich anstehenden Deckgebirge ausgegangen werden muss.

Die Ermittlung der in der Nachbetriebsphase zu erwartenden Konvergenzen und Porositätsentwicklungen erfolgte sohlenbezogen für die Unter- und Obergrenze des Streubereiches gebirgsmechanisch signifikanter Einwirkungen. Es wurden die sich verringern den konvergenzaktiven mittleren Hohlraumvolumen jeder Sohle, die Konvergenzraten und die Versatzporositäten als Funktion der Zeit ab der Gegenwart bis zu einem Zeitraum von 100.000 Jahren berechnet. In den Verläufen sind demzufolge die gebirgsmechanischen Reaktionen während der Schließungsmaßnahmen berücksichtigt und werden bewertet.

Weiterhin werden die Auswirkungen der Auflasterhöhung durch eine Eiszeit nach [5] und des Bemessungserdbebens entsprechend [10] auf das Konvergenzverhalten in der Nachbetriebsphase in ihren gebirgsmechanischen Konsequenzen diskutiert und hinsichtlich der Repräsentanz analysiert.

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

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

Im Zeitraum ab Anfang 1998 bis Mitte 2003 wurden am IfG Leipzig 4 größere Versuchsserien am Leinsteinsalz Asse durchgeführt. Die Probenahmeorte, petrographischen Kurzbeschreibungen, Dichten, Elastizitätsparameter sowie Angaben zum Aufbau und zur Durchführung der Laborversuche sind in der Tragfähigkeitsanalyse [1] angegeben. Das geprüfte Leinsteinsalz wurde vom Grubengeologen als typisch und repräsentativ autorisiert.

5.1.1 Festigkeitsversuche unter konstanter Einspannung bis in den Restfestigkeitsbereich

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

nahezu konstantes Festigkeitsplateau ausbildet oder eine verformungsabhängige Entfestigung eintritt.

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

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

Das Prüfkörpermaterial wurde in der Kammer 3 der 490-m-Sohle gewonnen. Die gelieferten Bohrkern wurden vor der Prüfkörperherstellung einer Eingangskontrolle mittels Durchschallung unterzogen und eine Freigabe für die Weiterbearbeitung erfolgte nur für ungeschädigte Kerne.

In den Anlagen 3 und 4 sind ausgewählte Versuchskurven ($\sigma_3 = 0,2$ bis 10 MPa) für die Abhängigkeit der Differenzspannung von der Axialverformung $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$ und der Volumenverformung von der Axialverformung $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$ dargestellt. Die Verformungsgeschwindigkeit betrug $\dot{\varepsilon}_1 = 5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$.

Nach Überschreitung des Lastmaximums fällt bei weiterer Verformung die aufnehmbare Spannung wieder ab (Entfestigung). Die Dilatanzkurven steigen in der Versuchsphase des stärksten Festigkeitsverlustes steil an. Bis zur vollständigen Ausbildung der Bruchfläche bzw. von Bruchflächenscharen ist dabei noch nahezu das gesamte Prüfkörpervolumen in die volumetrische Verformung einbezogen. Erreicht die Spannung das Restfestigkeitsniveau, „knickt“ die Dilatanzkurve ab und setzt sich mit einem nahezu konstanten Anstieg fort. Das bedeutet, dass die Auflockerung im Material zwar weiter zunimmt, diese aber an die Bruchfläche als ausgeprägten Inhomogenitätsbereich gebunden ist, der nunmehr signifikant das Volumenverformungsverhalten bestimmt.

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

Bei allen Triaxialversuchen, bei denen sich Restfestigkeitsniveaus ausbildeten ($\sigma_3 < 3$ MPa), waren diese über einen größeren Verformungsbereich nahezu konstant. Der z. T.

auftretende geringe Festigkeitsanstieg in dieser Versuchsphase ist auf einen sich aufbauenden Scherwiderstand durch Aufgleiten auf den Bruchflächen des Prüfkörpers zurückzuführen. Der Betrag der Restfestigkeit und der erreichte Verformungsbereich sind dabei abhängig vom Manteldruck. Wie die Anlagen zeigen, sind schon ab Manteldrücken von 0,2 MPa Restfestigkeitsplateaus bis zu Verformungen von 20 % nachweisbar.

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

Der Streubereich der mittels Relaxationsversuchen (Methodik siehe [11]) auf eine In-situ-Deformationsrate von $\dot{\varepsilon}_1 = 10^{-10} \text{ s}^{-1}$ extrapolierten Differenzspannungen in Abhängigkeit vom Manteldruck in Anlage 6 ist dagegen wesentlich größer. Die Relaxationen wurden generell vor dem Tragfähigkeitsmaximum begonnen und die Differenzspannungen repräsentieren Tragwiderstände, die vom intakten Leinsteinsalz bei einer Deformationsrate von etwa 3 ‰ pro Jahr aufgebaut werden.

Beide Anlagen weisen aus, dass die Festigkeiten der Laborserie 490-m-Sohle, Kammer 3 an der Untergrenze der Streubereiche liegen. Die mittels dieser Prüfkörpercharge bestimmten Materialparameter für den visko-elasto-plastischen Stoffansatz sind somit konservativ festgelegt.

In den Anlagen 7 und 8 sind ausgewählte Versuchskurven für Manteldrücke $\sigma_3 = 0,2 \text{ MPa}$ bis 3 MPa für die Abhängigkeit der Differenzspannung von der Axialverformung $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$ und der Volumenverformung von der Axialverformung $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$ dargestellt. Im Unterschied zu den in den Anlagen 3 und 4 gezeigten Kurven erfolgte hier im Entfestigungsbereich eine Befeuchtung des Leinsteinsalzes. Die Verformungsgeschwindigkeit der Proben betrug gleichfalls $5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$.

Die Befeuchtung mit MgCl_2 -Lösung wurde nahezu drucklos (0,1 – 0,15 MPa) über eine Bohrung von 5 mm Durchmesser nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit bzw. nach dem Erreichen des Restfestigkeitsniveaus vorgenommen. Die Tränkeinrichtung blieb während des weiteren Versuchsablaufes angeschlossen und gewährleistete eine permanente Befeuchtung des sich bildenden Rissinventars. Die Bohrung besitzt keinen signifikanten Einfluss auf den Spannungszustand in den Prüfkörpern. Als Lösung wurde eine Hochsole der Deusa GmbH Bleicherode mit einer Dichte von $1,289 \text{ g/cm}^3$ verwendet. Die Sole enthält 330 g/l MgCl_2 , 58 g/l KCl, 25 g/l NaCl sowie 26 g/l MgSO_4 und führt zu keinen

Zersetzungserscheinungen, d.h. zu keinen Änderungen des tragenden Querschnittes, im Steinsalz.

Die Spitzen- und Restfestigkeiten liegen im Streubereich der trockenen Versuche. Es ist kein signifikanter Einfluss der Durchfeuchtung auf das Spannungs-Verformungsverhalten nachweisbar. Auch unter Kontakt mit $MgCl_2$ -Lösung wurden bei allen Versuchen über einen größeren Verformungsbereich Restfestigkeitsniveaus gefunden, die ab Manteldrücken von 0,2 MPa noch bei Verformungen von 20 % vorhanden sind. Die Befeuchtung im Restfestigkeitsbereich führte lediglich zu einer stärkeren Schwankung der Festigkeiten (stick-slip auf den Bruchflächen).

Das Dilatanzverhalten der im Restfestigkeitsbereich befeuchteten Prüfkörper wird durch den Kontakt mit der $MgCl_2$ -Lösung nicht beeinflusst.

Die Existenz von Restfestigkeitsplateaus bis in den Deformationsbereich von 20 % ist wesentlich für eine Prognose des Tragverhaltens im Abbausystem unter den bis zum Ende der Betriebsphase noch zu erwartenden Deformationen. In Anlage 9 sind für Manteldrücke bis 2 MPa die ermittelten Restfestigkeitsplateaus ohne und mit Befeuchtung mit den erreichten Axialdeformationen für die Probenahmeorte Kammer 3 auf der 490-m-Sohle und Kammer 6 auf der 511-m-Sohle angegeben.

5.1.2 Kriechverhalten des intakten und entfestigten Steinsalzes

In den Anlagen 10 und 11 sind ausgewählte Verformungs-Zeit-Diagramme der Kriechversuche an trockenem und befeuchtetem Steinsalz im Beanspruchungsbereich vor und nach dem Traglastmaximum dargestellt. Der Entfestigungszustand zur Untersuchung des Kriechverhaltens nach dem Traglastmaximum wurde mit vorgeschalteten triaxialen Versuchen in Deformationsregelung erreicht. Die Kriechbeschleunigung infolge des Befeuchtens ist differenziert und hängt vom Spannungszustand sowie der probenspezifischen Festigkeit ab. Generell erreichen aber die meisten Versuche wieder eine stationäre Kriechphase. Die Versuche liefen teilweise bis zu einem halben Jahr.

Die Auswertung der sekundären Kriechraten kompakter und trockener Steinsalzprüfkörper in Anlage 12 (grüne Farbe für intaktes Steinsalz) bestätigt den aus früheren Untersuchungen bekannten Spannungsexponenten $n = 5$, der im Ansatz BGRa als Referenzkriechgesetz für Steinsalz benutzt wird:

$$\dot{\epsilon}_{\text{bgr}} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) (\sigma_{\text{diff}})^n \quad (5.1)$$

Dabei sind

A	=	0,18 d ⁻¹
n	=	5
Q	=	54 kJ/mol
R	=	8,314 · 10 ⁻³ kJ/(mol · K)
σ_{diff}	=	Spannung in MPa
T	=	Temperatur in Kelvin

Die Funktion ist in Anlage 12 als Gerade dargestellt.

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

In der Anlage sind weiterhin die aus den Relaxationsversuchen für eine Verformungsrate von $10^{-10} \text{ s}^{-1} = 8,6 \cdot 10^{-6} \text{ d}^{-1}$ extrapolierten Differenzspannungen angegeben. Die Abweichung zu den in den Kriechversuchen für diese Deformationsrate gefundenen Effektivspannungen σ_{diff} liegt beim entfestigten Steinsalz bei einem mittleren Faktor 4 und beim kompaktem Steinsalz bei einem mittleren Faktor 1,5.

Nach der Erfassung des Dauerstandsverhaltens der Prüfkörper im trockenen Zustand wurde die oben beschriebene MgCl_2 -Lösung zugeführt. Dazu wurde zwischen Gummiummantelung und Mantelfläche des Prüfkörpers eine definierte Menge Lösung (2 cm^3) gegeben und danach der Kriechversuch weitergeführt.

Im Ergebnis zeigte sich:

- Der Beschleunigungsfaktor unterliegt relativ großen probenspezifischen Schwankungen.
- Der Beschleunigungsfaktor des intakten und entfestigten Steinsalzes nach der Befeuchtung kann mit einem maximalen Wert von 5 eingegrenzt werden (dünne grüne und rote Linien in Anlage 12).

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

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

Auch aus dem aufgeschlossenen Trümmercarnallit wurden im Bergwerk Asse im Verlauf der letzten Jahre an unterschiedlichen Orten Bohrkerne mit einem Durchmesser von etwa 100 mm für die Herstellung von Prüfkörpern gewonnen. Die Probenahmeorte, petrographischen Kurzbeschreibungen, Dichten sowie Elastizitätsparameter sind gleichfalls in der Tragfähigkeitsanalyse [1] angegeben.

5.2.1 Festigkeitsverhalten ohne und mit Lösungseinfluss

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

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

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

In Anlage 13 sind für ausgewählte Versuche der Serie 8/9 Ost exemplarisch die Versuchskurven σ_{diff} in Abhängigkeit von der Axialverformung ε_1 für Manteldrücke von 0,2 bis 20 MPa dargestellt. Die Verformungsrate betrug $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$.

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

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

Bei den im Carnallitbaufeld aufgefahrenen Pfeilern mit Breiten von 10 m und Höhen von bis zu 40 m ist bei minimalen Druckeinspannungen im Pfeilerkern von wenigen MPa (auch unter Berücksichtigung des Versatzes) und nach Standzeiten von Jahrzehnten demzufolge mit ausgeprägten Entfestigungen zu rechnen. Die Dilatanzen werden entsprechend Anlage 14 mit > 10 % eingeschätzt und lassen singuläre Risse und ausgeprägte Scherbänder erwarten. Wesentlich für die Festlegung der Materialparameter ist beim Carnallit die versuchstechnisch nachweisbare Existenz einer Restfestigkeit im Nachbruchbereich, die auch bei den geringen Manteldrücken von 0,5 MPa vorhanden ist.

Der alternierende Festigkeitsverlauf des unter einem Manteldruck von 4 MPa untersuchten Prüfkörpers in Anlage 13 ist auf „stick-slip“ Erscheinungen zurückzuführen, die typisch für Proben mit hohem Carnallitanteil sind. Nach dem Festigkeitsversuch, die Spitzenfestigkeit wurde bei einer Axialdeformation von 1,9 % erreicht, sind im gesamten Prüfkörper die Rissstrukturen, jedoch auch die typische diagonal verlaufende Bruchfläche zu erkennen.

In den Anlagen 15 und 16 sind Versuchskurven für Manteldrücke $\sigma_3 = 0,2 \text{ MPa}$ bis 10 MPa für die Abhängigkeit der Differenzspannung von der Axialverformung $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$ und der Volumenverformung von der Axialverformung $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$ dargestellt. Im Unterschied zu den in den Anlagen 13 und 14 gezeigten Kurven erfolgte hier im Entfestigungsbereich eine Befeuchtung des Trümmercarnallits. Diese soll die gebirgsmechanischen Reaktionen des Carnallits auf die Schutzfluideinleitung simulieren. Die Verformungsgeschwindigkeit der Proben betrug gleichfalls $2,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$.

Die Befeuchtung mit MgCl_2 -Lösung wurde nahezu drucklos (0,1 MPa) über eine Bohrung von 5 mm Durchmesser nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit vorgenommen. Eine Ausnahme bildete der Versuch mit $\sigma_3 = 10 \text{ MPa}$, bei dem es im Verformungsverlauf zu einem Verschluss der Einleitungsbohrung kam. Der Widerstand wurde mit einem erhöhten Einpressdruck von 0,35 MPa überwunden, der jedoch offensichtlich einen hydraulisch wirksamen Innendruck im Rissystem des Prüfkörpers und damit gemäß dem Effektivspannungskonzept einen Tragfähigkeitsverlust erzeugte.

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

Die Spitzenfestigkeiten liegen im Streubereich der Versuchsserie in Anlage 13. Zum Zeitpunkt der Befeuchtung nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit ist kein signifikanter Einfluss auf das Spannungs-Verformungsverhalten nachweisbar. Auch unter Kontakt mit MgCl_2 -Lösung wurden bei allen Manteldrücken über einen größeren Verformungsbereich Restfestigkeitsniveaus gefunden, die ab Manteldrücken von 0,2 MPa noch bei Verformungen von 12 % vorhanden sind. Die Befeuchtung führte in der Tendenz jedoch zu niedrigeren Restfestigkeiten.

Das Dilatanzverhalten der im Restfestigkeitsbereich befeuchteten Prüfkörper wird durch den Kontakt mit der MgCl_2 -Lösung unter Berücksichtigung der Materialstreuung nicht wesentlich beeinflusst.

Eine Gesamtdarstellung der Spitzenfestigkeiten der untersuchten Carnallititprüfkörper zeigt Anlage 17. Neben den oben diskutierten triaxialen Kompaktionsversuchen (TC) sind auch die Resultate uniaxialer Festigkeitsversuche (UC) sowie triaxialer Extensionsversuche (TE) aufgeführt.

In Anlage 17 wird für die Untergrenze des Streubereiches der Festigkeiten ein mittlerer Zusammenhang

$$\sigma_{\text{diff}} = \sigma_D + \frac{(\sigma_{\text{Max}} - \sigma_D)}{(\sigma_{\phi} - \sigma_3)} \cdot \sigma_3 \quad (5.2)$$

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

gefunden.

5.2.2 Kriechverhalten des intakten und entfestigten Carnallitits

In Anlage 18 sind ausgewählte Verformungs-Zeit-Diagramme der Kriechversuche an trockenem Carnallitit im Vorbruchbereich und in Anlage 19 im Nachbruchbereich dargestellt.

Die Prüfkörperbelastungen wurden entsprechend der im Carnallitbaufeld zu erwartenden Spannungszustände festgelegt. Der Entfestigungszustand zur Untersuchung des Kriechverhaltens nach dem Traglastmaximum (Nachbruchbereich) wurde mit vorgeschalteten dreiaxialen Versuchen in Deformationsregelung erreicht. In der Anlage 18 ist deutlich das sekundäre oder stationäre Kriechen bei geringen Spannungsdifferenzen von dem tertiären Kriechen mit dem sich andeutenden Kriechbruch bei höheren Spannungsdifferenzen zu unterscheiden. Die wirkenden Spannungen in Anlage 19 wurden bewusst niedrig gewählt, um im Untersuchungszeitraum keinen Kriechbruch herbeizuführen.

Die Befeuchtung mit $MgCl_2$ -Lösung erfolgte nach einer Versuchsdauer von mindestens 50 Tagen. Dazu wurde zwischen Gummiummantelung und Mantelfläche des Prüfkörpers ein Lösungsvolumen von 2 cm^3 gegeben und danach der Kriechversuch weitergeführt. In Anlage 20 ist die erhebliche Zunahme der Kriechrate zu erkennen. Die Kriechbeschleunigung war differenziert und hing vom Spannungszustand sowie der probenspezifischen Festigkeit ab. Die Befeuchtung des Carnallitits führte aber bei den meisten Versuchen im Vor- und Nachbruchbereich nach einer unterschiedlichen Zeitdauer zum Kriechbruch.

In den Anlagen 21 und 22 werden diese Feststellungen zum Verhalten von befeuchtetem Carnallitit (Lösungszugabe ab Versuchsbeginn) am Beispiel von Proben der unterschiedlichen Lokationen im Carnallititbaufeld bestätigt. In Abhängigkeit von den wirkenden Spannungen und der Kriechzeit waren die Prüfkörper vor der Lösungszugabe mehr oder weniger geschädigt und versagen größtenteils nach der Lösungszugabe im Versuchszeitraum mit einem Kriechbruch. Nur in Ausnahmefällen wurde auf Grund probenspezifischer Besonderheiten im Mineralgehalt und Gefüge bis zum Versuchsende noch keine Kriechbeschleunigung beobachtet ($\sigma_1 = 9 \text{ MPa}$, $\sigma_3 = 1 \text{ MPa}$ und $\sigma_1 = 14 \text{ MPa}$, $\sigma_3 = 2 \text{ MPa}$ in Anlage 21). Diese Unterschiede repräsentieren die natürliche Streuung des Stoffverhaltens von Carnallitit.

Die Anlage 23 zeigt in einer doppellogarithmischen Darstellung die Abhängigkeit der stationären Kriechrate von der wirkenden Spannungsdifferenz. Es ist zu erkennen, dass die Kriechraten (trocken) des intakten und entfestigten Carnallitits in einem gemeinsamen Streubereich liegen, dessen Untergrenze mit der Exponentialfunktion

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

(5.3)

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

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

$$\dot{\epsilon}_{\text{bgr}} = 0,18 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{R \cdot T}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{diff}}}{\sigma^*}\right)^5 + 4,39 \cdot 10^{-7} \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{diff}}}{\sigma^*}\right)^2 \quad (5.4)$$

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

mit

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

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

$$(\dot{\epsilon})_{\text{feucht}} = 1,0 \cdot 10^{-4} \cdot \exp(0,4 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (5.5)$$

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

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

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

Im Forschungsbergwerk Asse wurden die Abbaue im Carnallititbaufeld mit Rückstandsmaterial aus der Verarbeitung (Altversatz) und die Abbaue im Staßfurt- und Leine-Steinsalz mit Auffahrungssalz (Eigenversatz) sowie mit Blasversatz der Halde

Ronnenberg (Fremdversatz) verfüllt. Im Zuge der Schließung wird in das Grubengebäude ein Schutzfluid (hochmineralisierte $MgCl_2$ -Lösung) eingeleitet. Im Einleitungsverlauf ist mit einer Versatzsackung und der Ausbildung von Firstspalten zu rechnen. Die Versatzsackung führt zu einer höheren Dichte und damit einem stärkeren seitlichen Ausbauwiderstand. In der Nachbetriebsphase wird der Versatz mit seinem schutzfluiderfüllten Porenraum infolge der Konvergenzprozesse weiter kompaktiert und Schutzfluid aus dem Porenraum ausgepresst.

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

Beide Zellen bewirken eine annähernd vollständige Querdehnungsbehinderung. Die sich demzufolge aufbauende Horizontalspannung wird mittels Dehnungsmessstreifen erfasst. Die Zellen sind oben mit Stahldeckeln verschlossen, über welche die vertikale Prüfmaschinenbelastung in weg- oder kraft geregelter Fahrweise eingeleitet wird. In Abhängigkeit von den verwendeten Prüfmaschinen wurden in der kleinen Zelle maximale Vertikalspannungen von 13 MPa und in der großen Zelle von 23 MPa erreicht. Ein Teil dieser eingeleiteten Vertikalspannungen geht durch Reibung zwischen Versatz und Zellenwand verloren. Diese Anteile werden mittels einer Druckzelle am Versatzboden gemessen bzw. analytisch mit der Siloformel berechnet. In den Anlagen 24 und 25 sind die beiden Versatzzellen abgebildet. Das Verhältnis zwischen Durchmesser D und Höhe H von 0,5 bis 0,6 weicht von den in der Bodenmechanik üblichen Oedometerzellen mit einem D/H-Verhältnis von bis zu 6 ab, da mit dem Equipment vorwiegend das Versatzverhalten in den hohen Abbaukammern des Salzbergbaus untersucht werden soll.

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

$$\phi_0 = 1 - \frac{\rho_0}{\rho_s} \quad (5.6)$$

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

können aus den mittleren Einbaudichten die mittleren sohlenbezogenen Porositäten berechnet werden. Dieser Parameter bestimmt mit weiter voranschreitender Hohlraum-

konvergenz wesentlich das Versatzdruckverhalten (je niedriger die Einbauporosität, desto stärker der Versatzdruckaufbau) und wurde vom Auftraggeber in [12] und [38] ermittelt.

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

Im Rahmen der Versuchsdurchführung (detaillierte Beschreibung in [13]) ist es wesentlich, analog wie beim Salzgestein, das zeitabhängige Verhalten des Versatzes zu berücksichtigen. Die unter den üblichen Kompaktionsgeschwindigkeiten erreichten Versatzspannungen sind wesentlich höher, als sie sich in situ bei Ablauf von Kriech- und Relaxationsprozessen einstellen. Aus diesem Grund wurden im Kompaktionsverlauf Kriech- und Relaxationsphasen bis zu mehreren Tagen eingeschaltet. Die entsprechenden Auswertungsbeziehungen sind am Beispiel des Eigenversatzes in [14] aufgeführt.

In der Anlage 26 ist die Kurve eines exemplarischen Versatzdruckversuches ($\phi_0 = 33,1 \%$) unter einer Kompaktionsrate $\dot{\epsilon}_v \approx 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ dem sich aus der Extrapolation auf in situ relevante Raten von $\dot{\epsilon}_v \approx 10^{-10} \text{ s}^{-1}$ ergebenden Versatzdruckverlauf gegenübergestellt.

Der nach einer Versuchsdauer von über einer Woche aus dem Drucktopf ausgepresste Versatzkörper ist in Anlage 27 zu sehen. Aus dem kompakten Versatzkörper wurden mit einer Kernbohrkrone Prüfkörper für Festigkeitsversuche gewonnen. Für minimale Druckeinspannungen $< 1 \text{ MPa}$ wurden eine Kohäsion von $2,0 \text{ MPa}$ und ein Winkel der inneren Reibung von 62° und für minimale Druckeinspannungen $> 1 \text{ MPa}$ eine Kohäsion von $7,3 \text{ MPa}$ und ein Winkel der inneren Reibung von 35° gefunden.

Die gute Übereinstimmung der Kompaktionszustände des Fremdversatzes mit dem Versatzdruckverhalten ausgebohrter Altversatzkörper aus dem Carnallitfeld (siehe [1]) ist hinsichtlich des dominierenden Steinsalzgehaltes im Altversatz plausibel und berechtigt unter Berücksichtigung der Dichte bzw. Ausgangsporosität für die 3 Versatzarten Alt-, Eigen- und Fremdversatz im befeuchteten Zustand den Ansatz vergleichbarer Festigkeiten bzw. Versatzdruckkurven.

Hinsichtlich der Umsetzung des Schließungskonzeptes lässt sich aus den vorliegenden Versuchsergebnissen unter Laborbedingungen ableiten, dass bei Porositäten, die in situ

relevanten Bedingungen entsprechen, unmittelbar nach der Schutzfluideinleitung ohne wesentlichen hydrostatischen Druckaufbau von einem luftgefüllten Porenraumanteil am Gesamtvolumen ϕ_{Luft} von 5 – 8 % ausgegangen werden muss. Dieser luftgefüllte Porenraumanteil war in den Laborversuchen bei einem Fluiddruck von 1 bis 2 bar für das Fluid unzugänglich. Die Gesamtporosität ϕ_{Gesamt} entspricht dabei der rechnerischen totalen Porosität.

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

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

Auf Grund der Erfahrungen aus schon gefluteten Salzbergwerken gilt als sicher, dass Hochlagen im Grubengebäude (Kammer- und Streckenfirsten) z.T. luffertfüllt bleiben werden. Das geplante Einleitregime für das Schutzfluid sieht daher bis zur 700-m-Sohle eine bereichsweise Auffüllung der durch Strömungsbarrieren unterteilten Bereiche des Grubengebäudes über Bohrungen vor [15]. Oberhalb der 700-m-Sohle beschränkt sich das Grubengebäude im Wesentlichen auf die über 10 Sohlen und in 9 Kammerreihen leicht vertikal versetzt übereinander angeordneten Abbaue an der Südflanke, die durch Durchhiebe und fehlende Schweben direkte Verbindungen untereinander aufweisen. Aufgrund dieser Anordnung ist nur im Bereich der MAW-Kammer (8a 532-m-Sohle) und im oberen Bereich des Grubengebäudes mit größeren luftgefüllten Bereichen zu rechnen. Die dort bzw. in den restlichen Porenräumen im Versatz eingeschlossene Luft wird mit dem steigenden hydrostatischen Druck komprimiert und wirkt gebirgsmechanisch analog stabilisierend wie eine hydraulische Druckrandbedingung. Im langfristigen Prozess ist eine Permeation im anstehenden Salzgestein zu erwarten.

6. Ableitung von Stoffgesetzen aus den Laborversuchen

6.1 Stoffansatz und Parameter zur Nachbildung der Dilatanz und Entfestigung sowie des Kriechverhaltens von Steinsalz

Wesentlich im Rahmen der hier zu lösenden Problemstellung war die Berücksichtigung einer vom Manteldruck und der Deformation abhängigen Entfestigung nach Überschreitung der Festigkeitsgrenze (strain softening) bei Verknüpfung mit dem Kriechverhalten. Dieser Ansatz ist innerhalb des BMBF-Projektes [16] entwickelt worden.

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

Bezüglich des skleronomen Modells wird von folgenden grundlegenden Eigenschaften ausgegangen:

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

Das rheonome Modell entspricht dem phänomenologischen modellrheologischen Stoffgesetz von BURGERS.

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

Das visko-elasto-plastische Modellkonzept unterscheidet drei Verformungsanteile, deren Summe die Gesamtverformung liefert:

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

Das visko-elasto-plastische Stoffgesetz mit Entfestigung und Dilatanz ist im Programm FLAC als DLL-file (dynamic linked libraries) verfügbar und verifiziert ([17]). Die Darstellung aller grundlegenden physikalischen Beziehungen ist in [1] enthalten.

Bei den numerischen Berechnungen kommen folgende elastische Parameter zur Anwendung:

Elastische Parameter:

elastischer Kompressionsmodul $K = 16,66 \text{ GPa}$
elastischer Schermodul $G = 10 \text{ GPa}$

bzw.

YOUNG'scher Modul	$E = 25 \text{ GPa}$
Poissonzahl	$\nu = 0,25$
Dichte	$\rho = 2,17 \text{ g/cm}^3$

Da die in den Anlagen 3 und 4 bzw. 7 und 8 dargestellten Versuchskurven $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$ sowie $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$ mit einer Deformationsrate $5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ und damit im Vergleich mit den untertägigen Belastungsraten etwa 4 Größenordnungen schneller gefahren wurden, muss eine Überführung dieser Kurven in die in situ relevante Deformationsrate vorgenommen werden. Wie die Auswertung der in [11] beschriebenen Relaxationsversuche gezeigt hat, sind die im Laborversuch ermittelten Festigkeitswerte für die Übertragung auf in situ mit einem Faktor von 0,5 bis 0,6 zu beaufschlagen. Ein solcher Faktor ist in der Literatur als Ausnutzungsgrad für vorgegebene bruchfreie Standzeiten des Steinsalzes diskutiert worden und impliziert, dass die langfristig erträglichen Festigkeiten nur etwa halb so groß wie die Laborfestigkeiten sind. Dahinter steht die Modellvorstellung, dass Steinsalz immer nur eine bestimmte plastisch-irreversible Deformationsarbeit aufnehmen kann, ohne seine Festigkeit zu verlieren.

Bei kleineren Deformationsraten sind die aufnehmbaren Spannungen kleiner, unter Voraussetzung der gleichen wirkenden plastisch-irreversiblen Deformationsarbeit die aufnehmbaren Deformationen jedoch größer.

In der vorliegenden Arbeit wurde diese Hypothese der spezifischen Dissipationsleistung eines Festkörpers für die Berechnung äquivalenter, in situ relevanter Versuchskurven $\sigma_{\text{diff}} \sim \varepsilon_1$ und $\varepsilon_v \sim \varepsilon_1$ so angewendet, dass der Spannungswert mit dem angegebenen Faktor multipliziert und entsprechend der Energieäquivalenz die größere Deformation zugewiesen wurde. In Anlage 28 sind die sich am Beispiel von Laborversuchen unter einem Manteldruck von 0,2 MPa ergebenden Spannungs-Deformationskurven dargestellt. Methodisch analog erfolgte die Zuordnung der größeren Deformation zur Dilatanz im Betrachtungspunkt. Die umgerechneten Arbeitslinien wurden in mittleren Typkurven für unterschiedliche Manteldrücke zusammengefasst.

Aus den Typkurven lassen sich für gleiche plastische Deformationen die Differenzspannungen bzw. Dilatanz in Abhängigkeit vom Manteldruck ableiten und die in den Anlagen 29 und 30 dargestellten Kurven konstruieren. Die folgenden beiden Tabellen 6.1 und 6.2 geben die entsprechenden Eingabetabellen für den Stoffansatz wieder. Entsprechend der Laborresultate erfolgte keine Differenzierung der Eingabetabellen für trockenes und feuchtes Steinsalz.

Tabelle 6.1: Langzeitfestigkeitsparameter in Abhängigkeit von der plastischen Deformation ε^p

ε^p [%]	σ_D [MPa]	σ_{MAX} [MPa]	σ_ϕ [MPa]
0	5,8	32	4,7
2	13	34,5	8
5	16	33	6
7	16	27	1,8
9	13,5	26,8	0,7
11	0	27,5	0,3
15	0	42	2,5
20	0	58	5
25	0	60	5
35	0	90	10

Tabelle 6.2: Dilatanzverhalten in Abhängigkeit von der plastischen Deformation ε^p

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

Die Kriechparameter basieren auf den durchgeführten Versuchen am intakten und entfestigten Steinsalz entsprechend Anlage 12. Für das befeuchtete Steinsalz wurde ein Vorfaktor von 5 gefunden. Bei den beabsichtigten langzeitigen Konvergenzberechnungen bis in die Nachbetriebsphase bleibt das Kelvin-Modell für die Abbildung von transienten Deformationsvorgängen (z.B. nach Lastwechseln) ausgeschaltet. Für das Maxwell-Modell ergeben sich folgende Parameter (graphische Darstellung in Anlage 31):

trockenes Steinsalz – ungeschädigt:

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

trockenes Steinsalz – geschädigt im Restfestigkeitsbereich:

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

feuchtes Steinsalz – ungeschädigt:

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

feuchtes Steinsalz – geschädigt im Restfestigkeitsbereich:

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

6.2 Stoffansatz und Materialparameter zur Nachbildung der Dilatanz und Entfestigung sowie des Kriechverhaltens von Carnallit

Wie im Abschnitt 5.2 in Auswertung der Festigkeitsversuche ausgeführt, sind in den Pfeilern des Carnallitbaufeldes Risse und Scherbänder zu erwarten. Dieser Befund entspricht bei den Pfeilerbreiten von 10 m und Abbauhöhen bis 40 m bei minimalen Druckeinspannungen von wenigen MPa und den langen Standzeiten von Jahrzehnten den bergmännischen Erfahrungen. Demzufolge musste auch für den Carnallit der oben beschriebene Stoffansatz zur Simulation einer vom Manteldruck und der Deformation abhängigen Entfestigung nach Überschreitung der Festigkeitsgrenze bei Verknüpfung mit dem Kriechverhalten verwendet werden.

In Auswertung der im Abschnitt 5.2 dargelegten Versuche kommen folgende elastische Parameter zur Anwendung:

Elastische Parameter:

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

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

bzw.

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

Poissonzahl $\nu = 0,34$

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

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

Dementsprechend wurden aus den in den Anlagen 13 und 14 dargestellten Laborversuchen ohne Befeuchtung sowie den in den Anlagen 15 und 16 gezeigten Laborversuchen mit Schutzfluidzuführung im Nachbruchbereich gemeinsame Typkurven konstruiert. Dabei erfolgte eine Anpassung der Restfestigkeitsbereiche an die feuchten Versuchskurven. Die Restfestigkeiten der befeuchteten Proben waren niedriger als die der trockenen Prüfkörper.

Die beiden folgenden Tabellen (graphische Darstellung siehe Anlagen 32 und 33) beinhalten die Eingabewerte für die Anwendung des Stoffansatzes auf den Carnallit.

Tabelle 6.3: Festigkeitsparameter in Abhängigkeit von der plastischen Deformation ε^p

ε^p [%]	σ_D [MPa]	σ_{MAX} [MPa]	σ_ϕ [MPa]
0	11,1	85	21,7
0,2	19,0	85	15,0
0,5	18,8	85	9,5
1	10,4	85	5,7
2	1,4	85	4,9
3	0	85	5,8
5	0	85	7,6
10	0	85	11,2

Tabelle 6.4 : Dilatanzverhalten in Abhängigkeit der plastischen Deformation ε^p

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

Die Kriechparameter basieren auf den durchgeführten Versuchen am intakten und entfestigten Carnallit ohne und mit Befeuchtung. In der Anlage 23 ist dargestellt, dass die Untergrenze des Streubereiches der trockenen Kriechraten mit einer Exponentialfunktion

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

(6.1)

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

und die Obergrenze des Streubereiches der Kriechraten nach Zuführung der $MgCl_2$ -Lösung mit der Beziehung

$$(\dot{\epsilon})_{\text{feucht}} = 1 \cdot 10^{-4} \cdot \exp(0,4 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (6.2)$$

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

eingegrenzt werden kann.

Mittels einer Kurvenanpassung lassen sich die äquivalenten Funktionen für die Untergrenze

$$(\dot{\epsilon})_{\text{trocken}} = \frac{\sigma_{\text{diff}}}{5,79 \cdot 10^5} \cdot \exp(0,16 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (6.3)$$

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

sowie

$$(\dot{\epsilon})_{\text{feucht}} = \frac{\sigma_{\text{diff}}}{1,16 \cdot 10^4} \cdot \exp(0,16 \cdot \sigma_{\text{diff}}) \quad (6.4)$$

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

für die Obergrenze des Streubereiches ermitteln.

Dies entspricht den folgenden Parametern für das Maxwell-Modell (analog zum Steinsalz bleibt bei den beabsichtigten langzeitigen Konvergenzberechnungen das Kelvin-Modell ausgeschaltet):

trockener Carnallitit:

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

Carnallitit nach Befeuchtung:

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

6.3 Stoffansatz und Materialparameter zur Modellierung des Versatzdruckverhaltens vor und nach der Schutzfluideinleitung

Die im Abschnitt 5.3 dargestellten Versuche am Fremdversatz gestatten die Festlegung einer mechanischen Zustandsgleichung für den gefluteten Versatz, die das Kompaktionsverhalten und den sich aufbauenden Versatzdruck in Abhängigkeit von der Porosität bei der Schutzfluideinleitung und seiner Restporosität, d. h. seiner maximalen Kompaktierbarkeit wiedergibt:

$$p_v(\phi, \dot{\epsilon}_v) = p_* \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}_v}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{0,125} \cdot \left(\frac{\phi_0 - \phi}{\phi - \phi_R} \right)^{0,5} \quad (6.5)$$

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

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

In Anlage 34 sind für eine in situ relevante Kompaktionsrate von $\dot{\epsilon}_v = 1 \cdot 10^{-10} \text{ s}^{-1}$ sowie sohlenbezogene Ausgangsporositäten nach [12] die entsprechenden Versatzdruckkurven dargestellt. Sie werden im Rechenmodell ab dem Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung auf der jeweiligen Sohle angesetzt. Es wird davon ausgegangen, dass im gefluteten Versatzkörper ein Festigkeitsverlust im Korngefüge eintritt, der eine Sackung und demzufolge eine Vergrößerung des Firstspaltes nach sich zieht. Der stabilisierende Versatzdruck gegen die Hohlraumkonvergenz kann sich erst aufbauen, wenn mit voranschreitenden Kriechprozessen und Deckgebirgsverschiebungen ein Formschluss zwischen Kammerkontur und Versatz stattgefunden hat und eine weitere Kompaktion eintritt. Im Rechenmodell wird die bis zu einem Formschluss notwendige Hohlraumkonvergenz integral (auf die gesamte Sohle bezogen) mit 10 % angesetzt. Die sich im Modell in Abhängigkeit von der Hohlraumkonvergenz ϵ_v aufbauenden Versatzdrücke sind in Anlage 35 sohlenbezogen dargestellt.

In Anlage 36 sind die vollständigen Parametersätze für den befeuchteten Versatz angegeben. Zur Modellierung wird im Rechenprogramm FLAC der Stoffansatz „double yield“ (siehe [18]) verwendet. Die Festigkeitsparameter gelten für eine in situ relevante Deformationsrate von etwa 3 ‰ pro Jahr.

Bezüglich des Kompaktionsverhaltens im trockenen Versatz vor der Schutzfluideinleitung kommen die Parametertabellen 6.5 (repräsentativ für den oberen Bereich der Südflanke) und 6.6 (repräsentativ für den unteren Bereich der Südflanke) zur Anwendung.

Tabelle 6.5: Eingabetabelle für Fremdversatz (trocken)

Volumetrische Deformation ε_V [%]	Versatzdruck p_V [MPa]
0	0,0
10	0,2
20	0,7
25	1,2

Tabelle 6.6: Eingabetabelle für Eigen- bzw. Altversatz (trocken)

Volumetrische Deformation ε_V [%]	Versatzdruck p_V [MPa]
0	0
10	3
20	8
25	15

Die trockenen Kompaktionskurven des Fremdversatzes wurden in [13] und die des Eigenversatzes in [14] bestimmt. Die Einbauporositäten betragen 40 % bzw. 35 %.

Im Rechenmodell werden in allen Sohlen im Leinsteinsalz ab der 700-m-Sohle die Parameter des Fremdversatzes und in den Kammern unterhalb der 700-m-Sohle, im Staßfurtsteinsalz und Carnallit des Eigen- bzw. Altversatzes angesetzt. Für alle Abbaue im Steinsalz wird bei Versatzeinbau ein Firstspalt von 30 cm angenommen und im Carnallitbaufeld die oberste E-Sohle beim Einbau als unversetzt modelliert. Der Einfluss der Versatzart in den Abbauen auf den gegenwärtig wirkenden Versatzdruck ergibt sich entsprechend [19] als gering. Die Messungen mit Druckmesszellen weisen Versatzdrücke lediglich in Höhe des Eigengewichtes aus.

7. Ableitung der Kennwerte für das Deckgebirge

7.1 Lithologie der Deckgebirgsschichten

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

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

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

Zur Begründung der im Rechenmodell verwendeten Parameter wurde zunächst auf Basis von [9] und [20] die lithologische Ausbildung dahingehend ausgewertet, welche gebirgsmechanischen Reaktionen im Deckgebirge infolge der bergbaulich bedingten Gebirgsspannungsumverlagerungen und Verformungsprozesse zu erwarten sind. Die tektonische Beschreibung in [20], insbesondere der Kerne aus der am nächsten zur Südflanke gelegenen Tiefbohrung Remlingen 6, sowie der in [21] beschriebenen Bruchrichtungen im Laborversuch wurde hinsichtlich der im Rechenmodell festzulegenden Anisotropierichtungen analysiert. Mit ingenieurgeologischen Verfahren entsprechend [22] und [23] ist es auf dieser Basis möglich, die im Festigkeitskataster [8] aufgeführten Gesteinsfestigkeiten der Laborversuche in die infolge des lokalen Durchtrennungsgrades niedrigeren Gebirgsfestigkeiten abzumindern und mit den entsprechenden Anisotropierichtungen vorzugeben.

In [20] ist ausgeführt, dass an der Nordflanke des Asse-Sattels ein normaler, konkordanter Übergang aus dem Zechstein in den Buntsandstein existiert. An der Südflanke, deren gebirgsmechanische Reaktivität einen Schwerpunkt der Modellrechnungen bildet, ist eine Schichtlücke nachgewiesen, an der auf das Zechstein unmittelbar der Obere Buntsandstein folgt.

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

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

7.2 Richtung der Festigkeitsanisotropien infolge der tektonischen Gliederung sowie des Schichtflächeneinfallens

Auf Grund der Erkenntnisse der Mitte der 80er Jahre gestoßenen Erkundungsbohrungen Remlingen 5 bis 9 steht fest, dass die Asse-Struktur vor allem durch eine herzyn streichende Scheitelstörung geprägt ist, welche die Nord- von der Südflanke trennt. Durch die halokinetische Herauswölbung in der Kreidezeit wurde das Deckgebirge nach [20] hauptsächlich gedehnt, durch Einengungstektonik während der subherzynen Phase weiter aufgerichtet und zusammengesoben. Schließlich bewirkten Ablaugungsvorgänge an den Salinaren des Zechsteins, des Oberen Buntsandsteins und des Mittleren Muschelkalks ein Nachsacken der Deckgebirgsschichten. Es bildete sich über dem Salzspiegel und dem Hutgestein des Asse-Sattels eine grabenartige Begleitstörung nördlich der Scheitelstörung. Über dem Top der Salzstruktur befindet sich daher eine Zone stark beanspruchter und gegeneinander verkippter Schollen aus dem Unteren Buntsandstein.

In [20] sind bezüglich der Bohrkernanalyse der Remlingen 6, diese befindet sich in einer südwestlichen Entfernung von nur 200 m zum Grubengebäude im geologischen Schnitt 2, folgende Angaben zur Tektonik zu finden:

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

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

Unterer Keuper *ku*

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

Oberer Muschelkalk *mo*

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

Mittlerer Muschelkalk *mm*

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

Unterer Muschelkalk *mu*

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

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

Oberer Buntsandstein so

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

Die Spülungsverluste in der Bohrung summierten sich auf etwa 1.370 m³. Die hydraulische Leitfähigkeit der einzelnen Gebirgsschichten ist dabei sehr unterschiedlich und entsprechend [9] als Folge von Geringleitern (Aquitarde) und Leitern (Aquifere) aufzufassen.

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

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

In [21] ist bezüglich der Festigkeitsversuche an den untersuchten Ton-, Mergel-, Kalk- und Sandsteinen der Tiefbohrungen ausgeführt, dass diese sehr unterschiedlich ausgebildet sind und eine ausgeprägte Schichtung aufweisen. Die Schichtung ist durch Materialwechsel und Ablösungen an den Schichtflächen erkennbar. Zum Teil sind Schichtfugen vorhanden oder Tone in den Schichtebenen angereichert. Besonders bei den Wellenkalken haben auch Kalkkonkretionen und Zementationen zur Verbindung der Schichtfugen beigetragen. Die Bruchflächen lagen bevorzugt parallel zu den Schichtflächen orientiert und waren bei tonigem Schichtbelag glatt bzw. bei Schichtflächen ohne Zwischenmittel rau.

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

einem ausgeprägte Maximum antithetischer Klüfte oder den synthetisch ausgerichteten Schwächeflächen parallel zur Schichtung bestimmt wird, wurden in den Modellrechnungen am IfG beide Festigkeitsanisotropien untersucht. In dem Rechenmodell, welches der gebirgsmechanischen Langzeitprognose zugrunde liegt, sind die Schwächeflächen als „verschmierte“ Festigkeitsanisotropie (ubiquitous joints gemäß [18]) bankparallel (parallel zur Schichtung) festgelegt und in begleitenden dreidimensionalen Modellrechnungen wurde die gebirgsmechanische Wirksamkeit einer bankrechten Ausrichtung (senkrecht zur Schichtung) analysiert. Die gebirgsmechanischen Auswirkungen dieser Festlegungen werden nachfolgend diskutiert.

Die Darstellung der anhand der Kluffanalyse von der Grubengeologie des Bergwerkes Asse konstruierten Großklüfte als weiträumiges strukturgeologisches Merkmal im querschlägigen Schnitt 2 folgt im Abschnitt 8.

7.3 Anwendung ingenieurgeologischer Verfahren zur Abminderung von Gesteinsfestigkeiten auf Gebirgsfestigkeiten

Entsprechend [22] weist das Gebirge im allgemeinen, da es Gefügeschwächeflächen wie Klüfte und Verwerfungen enthält, eine geringere Verbandsfestigkeit als die es bildenden Gesteine auf. Es wurde gefunden, dass Bohrlöcher parallel zur Schichtung oft eine viel höhere Intaktheit der Kerne als quer dazu aufweisen.

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

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

beeinflusst. Das Bergwerk Asse wurde zwar nicht im geklüfteten Gebirge aufgefahren, die Mächtigkeit der Steinsalzbarriere auf den oberen Sohlen zum Rötanhydrit beträgt aber nur wenige Meter, so dass von einer gegenseitigen Beeinflussung der gebirgsmechanischen Reaktionen ausgegangen werden muss. Diese Reaktionen (lokale Festigkeitsüberschreitungen) im Bergwerk einschließlich der Steinsalzbarriere und im südlichen Deckgebirge werden mittels der „Mikroseismischen Überwachung der Schachtanlage Asse“ [24] nachgewiesen.

Die Gefügeschwächeflächen lassen sich mit Gefügeklassifikationsmethoden berücksichtigen, von denen das Q-System nach Barton und Mitarbeitern, das Geomechanische Klassifikationssystem von Bieniawski und die Bergbau-Gebirgs-Klassifikation von Laubscher die gebräuchlichsten sind (Literaturstellen in [22]).

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

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

Zahlenmäßige Abminderungen der Kohäsion und des Reibungswinkels in Abhängigkeit vom geschilderten Durchtrennungsgrad konnten unter Recherche von [23] in Anwendung des Festigkeitskriteriums nach Hoek-Brown vorgenommen werden und führten beispielsweise bei Gesteinsparametern des Rötanhydrits von Kohäsion 5 MPa und Reibungswinkel 35 Grad (Mittelwerte aus [8]) zu Parametern des Gebirgsverbandes von Kohäsion 0,3 MPa und Reibungswinkel 22 Grad.

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

7.4 Parameter für die Deckgebirgsmatrix und die Schichtung

Die Deckgebirgsschichten des Buntsandsteins und Muschelkalks werden mit einem bilinearen transversalisotropen elasto-plastischen Stoffansatz modelliert. Die Bilinearität der Festigkeiten (siehe Anlage 37) wurde in Auswertung der Gesteinsparameter in [8] eingeführt, um in Abhängigkeit von der minimalen Druckeinspannung unterschiedliche Festigkeitsparameter vorgeben zu können. Die Ermittlung der Festigkeitsparameter Kohäsion c und Winkel der inneren Reibung ϕ erfolgte mit Hilfe von Triaxialversuchen und direkten Scherversuchen.

Da im Festigkeitskataster der GSF neben den Parametern für die Spitzenfestigkeit auch die Parameter für die Restfestigkeit nach Überschreitung der Spitzenfestigkeit angegeben sind, konnten für das zweidimensionale Deckgebirgsmodell die Restfestigkeitsparameter aus den Triaxialversuchen für die Gebirgsmatrix angesetzt und die aus den direkten Scherversuchen abgeleiteten Restfestigkeitsparameter zur Modellierung des Schichtgefüges (verminderte Festigkeit aufgrund einer allgegenwärtigen parallel zur Schichtung orientierten Klüftigkeit) verwendet werden (Begründung im Abschnitt 7.2). Die Werte sind in den Tabellen 7.1 bis 7.4 aufgeführt. Alle Parameter beinhalten ggf. Abminderungen der Gesteinsfestigkeit auf die Verbandsfestigkeit infolge des lokalen Durchtrennungsgrades, wobei die Abminderung nicht formal, sondern im Rahmen von Sensitivitätsstudien mit dem Ziel einer möglichst guten Übereinstimmung der Rechenergebnisse mit den In-situ-Meßwerten erfolgte. Insbesondere die Kohäsionen von 0 für den Buntsandstein und Muschelkalk bei minimalen Druckeinspannungen $< 7,5$ MPa (Rötanhydrit < 4 MPa) repräsentieren die im Abschnitt 7.2 geschilderten Bohrkernbefunde. Bei dem geogenen Durchtrennungsgrad, der eine hohe gebirgsmechanische Beanspruchung bei der Sattelauffaltung ausweist, und den bis zur Gegenwart infolge des nachgiebig gebauten Abbausystems an der Südflanke eingetragenen Deckgebirgsverformungen ist die Verwendung von Restfestigkeiten gut begründet.

Da die Untersuchungen entsprechend [8] nur bei Manteldrücken bis zu einer Einspannung von $\sigma_3 \geq 7,5$ MPa (so2-so4, mu-mo, su) bzw. $\sigma_3 \geq 4$ MPa (so1A) durchgeführt wurden, werden die aus dem Kataster abgeleiteten Festigkeitsparameter im Modell ebenfalls nur bei entsprechenden Einspannungszuständen angesetzt, d.h. im Bereich $\sigma_3 > 7,5$ MPa bzw. $\sigma_3 > 4$ MPa. Im unteren Einspannungsbereich wird eine Bruchgerade unter der Annahme festgelegt, dass für den angesetzten Restfestigkeitsbereich das Material unter einaxialer Beanspruchung keine Kohäsion mehr besitzt.

Tabelle 7.1: Restfestigkeitsparameter für Rötanhydrit so1A (c in MPa und ϕ in Grad)

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

Tabelle 7.2: Restfestigkeitsparameter für Oberen Buntsandstein so2-so4
(c in MPa und ϕ in Grad)

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

Tabelle 7.3: Restfestigkeitsparameter Unterer und Mittlerer Buntsandstein su-sm
(c in MPa, ϕ in Grad)

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

Tabelle 7.4: Restfestigkeitsparameter für Muschelkalk (c in MPa und ϕ in Grad)

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

In Anlage 37 sind die Festigkeitsgeraden der Gebirgsmatrix bzw. des Schichtgefüges graphisch dargestellt.

Die Festigkeiten der diskreten Trennflächen (Großklüfte) gemäß dem tektonischen Modell des Auftraggebers werden mit $c = 0$ und $\phi = 28$ Grad vorgegeben. Diese Parameter ergeben sich als Mittelwerte aus [8].

Die Dichten der Deckgebirgsschichten, Poissonzahlen sowie Elastizitätsmoduln stammen gleichfalls aus [8]. In den folgenden Tabellen sind für die einzelnen Schichten die Parameterober- und untergrenzen sowie die Modellwerte aufgeführt.

Da die Poissonzahlen einen wesentlichen Einfluss auf die Ausbildung des elastischen Grundspannungszustandes besitzen, erfolgte in Tabelle 7.6 eine zusätzliche Berücksichtigung der Literaturquelle [25].

Tabelle 7.5: Dichte der Deckgebirgsschichten (ρ in g/cm^3)

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

Tabelle 7.6: Poissonzahl ν

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

* Berücksichtigung von [25]

Tabelle 7.7: Elastizitätsmodul der Deckgebirgsgesteine (E in GPa)

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

Die Festigkeitsparameter, Dichten, Poissonzahlen sowie Elastizitätsmoduln der Deckgebirgsschichten in größerer Entfernung vom Grubengebäude konnten aus den umfangreichen Arbeiten in [26] und [27] entnommen werden. Für die Gebirgsfestigkeiten wurde ein linearer Ansatz gewählt und zwischen der Gebirgsmatrix und dem Schichtgefüge differenziert.

Tabelle 7.8: Gebirgsfestigkeiten für Keuper, Jura, Kreide, Hutgestein (c in MPa, ϕ in Grad)

Schicht	Gebirgsmatrix		Schichtung	
	Kohäsion c	Reibungswinkel ϕ	Kohäsion c_j	Reibungswinkel ϕ_j
Keuper	10,0	35,0	3,0	31,0
Jura	10,0	35,0	3,0	31,0
Kreide	10,0	35,0	3,0	31,0
Hutgestein	2,2	25,0	1,0	23,0

Tabelle 7.9: Dichte (ρ in g/cm^3), Poissonzahl ν und Elastizitätsmodul (E in GPa)

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

8. Beschreibung des großräumigen 2D-Modells Grubengebäude-Deckgebirge und Bewertung des gebirgsmechanischen Beanspruchungszustandes

8.1 Randbedingungen, Stratigraphie und Tektonik

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

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

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

Die Modellgröße orientiert sich an Voruntersuchungen, die in [26] zum Grundspannungszustand durchgeführt wurden. Darin wurde ausgeführt, dass die Modellgröße einen erheblichen Einfluss auf den primären Spannungs-Verformungszustand besitzt. Insbesondere bei der Berücksichtigung unterschiedlicher stoffbezogener Wichten wurden Verschiebungsbilder ermittelt, die bei kleineren Modellabmessungen, als im Folgenden verwendet, nicht plausibel waren. So sind in [26] Rotationsbewegungen der südlichen Deckgebirgsschichten berechnet worden, die ihre Ursache in einer zu geringen Modellabmessung hatten. Infolge des Dichteunterschiedes zwischen Deckgebirge und Salinar steigt das Salz auf und hebt das Deckgebirge an bzw. verbiegt die Deckgebirgsschichten im sattelnahen Bereich. Bei zu gering gewählten horizontalen Modellabmessungen wird ein Abklingen der Biegung zum Modellrand hin verhindert. In der Folge entsteht eine Rotation seitlich der Flanken.

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

Aufbauend auf [26] wurden für die durchzuführenden numerischen Berechnungen Modellabmessungen entsprechend Anlage 38 mit einer Breite von 6300 m festgelegt. Das Modell ist bis in eine Tiefe von -2250 m NN vernetzt. Die gesamte Modellhöhe variiert infolge der gegebenen Topographie zwischen 2400 m und 2460 m. Die Modellränder liegen entsprechend [18] ausreichend weit weg vom Bewertungsbereich im Abbauhorizont und unmittelbaren Deckgebirge, so dass keine gegenseitige Beeinflussung auftreten kann.

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

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

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

Weiterhin ist im Modell eine mit der Teufe zunehmende Temperatur vorgegeben. Der verwendete Gradient beträgt 0,02 K/m. Das teufenabhängige Temperaturfeld wird in der Modellrechnung für die temperaturabhängigen Kriechansätze genutzt.

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

Entsprechend dieser Vorgaben wurden, wie in Anlage 38 dargestellt, die über Kohäsion und Reibungswinkel verbundenen Klufkörper diskretisiert und im Bereich der Südflanke in das Deckgebirge integriert. Die Klufufer der Klufkörper sind elasto-plastisch über eine Normal- und eine Schersteifigkeit miteinander verbunden. Die Variation von Kohäsion, Reibungswinkel und Zugfestigkeit ermöglicht es, das Festigkeitsverhalten der Klüfte im

Modell zu untersuchen. Auf diese Weise können Verschiebungen von Kluffkörpern zueinander sowie Ablösevorgänge und neue Kluffkörperkontakte simuliert werden.

Der stratigraphische Aufbau ist gleichfalls in Anlage 38 dargestellt. Der Untere und Mittlere Buntsandstein sowie der Untere bis Obere Muschelkalk wurden zu jeweils einer Schicht mit mittleren (gewichteter Mittelwert) stoffphysikalischen Parametern zusammengefasst. Diese Vorgehensweise ist auf Grund der geringen Unterschiede der Stoffparameter sowie der Erfahrung, dass die Kluffkörperreaktionen die ermittelten Steifigkeits- und Festigkeitsunterschiede überlagern, gerechtfertigt.

Die Festigkeitsanisotropie parallel zum Einfallen der Schichten (bankparallel) lässt sich mittels des kleintektonischen Befundes der Bohrkerne aus den Untersuchungsbohrungen im Deckgebirge sowie gesteinsmechanischer Untersuchungen (siehe Kapitel 7.2) belegen. Grundsätzlich wäre auch eine bankrechte Richtung einer „verschmierten“ Festigkeitsabminderung infolge der Salzstockhebung gerechtfertigt. In den bisher vorliegenden begleitenden dreidimensionalen Sensitivitätsrechnungen [4] wurden beide Vorzugsrichtungen hinsichtlich ihrer gebirgsmechanischen Wirksamkeit untersucht, aber keine eindeutigen Belege für oder gegen eine der beiden Richtungen gefunden. Die Wechselwirkungen zwischen dem Grubengebäude und Deckgebirge sind sehr komplex und die einzelnen Einflüsse schwer zu identifizieren. In Würdigung der Befunde im Abschnitt 7.2 wird die bankparallele Anisotropie auf Grund der stärkeren Ausprägung und des nahezu allgegenwärtigen Auftretens in der gebirgsmechanischen Reaktivität als besser begründet angesehen. Die bankrechte Bewegungsmöglichkeit des Deckgebirges ist durch die Großklüfte gegeben und wird mit den hydraulischen Lastannahmen (siehe Kapitel 8.4) erzeugt.

Im Bereich des Salzstockes wird zwischen dem Carnallitit und Steinsalz unterschieden. Dabei erfolgt im Modell (siehe Anlage 39) auf Grund der geringen Unterschiede im gesteinsmechanischen Verhalten nach [8] keine Trennung zwischen Älterem Steinsalz Na2, Jüngerem Steinsalz Na3 und Allersteinsalz Na4. Die abbaunahen Bereiche im Steinsalz werden mit einem visko-elasto-plastischen Stoffansatz beschrieben. Dieser Ansatz bildet das rheonome Verformungsverhalten des Salzgebirges mit Hilfe eines Burgers-Körpers ab. Bereiche des Steinsalzgebirges, die in größerer Entfernung vom Hohlraum liegen, werden mit dem temperaturabhängigen Kriechansatz für sekundäres Kriechen BGRa modelliert.

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

8.2 Berechnung des Grundspannungszustandes

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

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

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

Modellränder, abhängig und repräsentiert einen Gleichgewichtszustand im Modell, nicht aber halokinetische Prozesse.

In den Anlagen 40 bis 42 sind die entsprechenden Bilder der maximalen und minimalen Hauptspannungen σ_1 und σ_3 , der Vertikal- und Horizontalspannungen σ_y und σ_x sowie der in streichender Richtung quer zur Modellebene wirkenden Horizontalspannung σ_z (diese ist beim ebenen Deformationszustand gleichfalls eine Hauptspannung) dargestellt. Infolge der Dichteunterschiede zwischen Salinar und Deckgebirge setzt ein Salzaufstieg ein (siehe Anlage 41 unten) und insbesondere die Horizontalspannungen im südlichen Deckgebirge im Oberen Buntsandstein und Muschelkalk werden infolge des höheren Seitendruckes im Salinar angehoben ($\sigma_x = 10$ bis 20 MPa auf $\sigma_x = 20$ bis 30 MPa). Das Salz wirkt auf das umschließende Deckgebirge wie ein hydrostatischer Druck. Der Spannungszustand im Deckgebirge wird deshalb weitreichend bis zu den Modellrändern gestört. Mit der Erhöhung der Horizontalspannungen im südlichen Deckgebirge im Oberen Buntsandstein und Muschelkalk kommt es auch zu einer Steigerung der Vertikalspannung in diesem Bereich (Anlage 41 oben).

Der Muschelkalk verhält sich steif und zieht Spannungen auf sich. Infolge eingetragener Biegebeanspruchungen, die sich durch das Aufsteigen des Salzes erklären lassen, werden im Modell (Anlage 41 unten) erhöhte Horizontalspannungen von $\sigma_x = 40$ bis 50 MPa, diese entsprechen der maximalen Hauptspannung in Anlage 40 oben, berechnet.

Die untere Abbildung in Anlage 42 zeigt die Spannungsdifferenzen zwischen σ_1 und σ_3 nach der Ausgleichsrechnung, die bis zu einer Modellzeit von 10^6 Jahren geführt wurde. Die Spannungsdifferenzen im Sattel liegen zwischen 0 und $2,5$ MPa. Im biegesteifen Muschelkalk werden dagegen Spannungsdifferenzen bis in einen Bereich von $12,5$ bis 15 MPa ausgewiesen.

8.3 Modellierung der Auffahrungen und des Versatzeinbringens

Die zeitliche und räumliche Auffahrung der Kammern im Leinsteinsalz der Südflanke sowie im Carnallitit und Staßfurtsteinsalz wird durch Wegnahme der entsprechenden Elemente im Modellnetz realisiert. Wie bereits ausgeführt, muss im ebenen Modell vorausgesetzt werden, dass der Schnitt auch repräsentativ für die Verhältnisse östlich und westlich der Schnittebene (in streichender Richtung) ist. Entsprechend der geometrischen Abmessungen der Abbausohlen an der Südflanke kann von einer relativ zur querschlägigen Länge dominierenden Erstreckung in streichender Richtung von ca. 620 m ausgegangen werden. Die Modellierung der Auffahrung der Abbaukammern sowie der Versatztätigkeit erfolgt

sohlenbezogen entsprechend der Angaben im Risswerk bzw. des Auftraggebers. Im 2D-Modell werden folgende Parameter umgesetzt:

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

Die querschlägigen Kammerbreiten wurden aus dem Schnitt 2 entnommen und variieren sohlenspezifisch.

Tabelle 8.1: Querschlägige Breiten der Abbausohlen

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

Die Abbaupfeiler können in dem ebenen Vertikalmodell nicht abgebildet werden. Ihre Stützwirkung wird indirekt als Spannungsrandbedingung normal so zu den Schweben simuliert, dass näherungsweise der Systemtragwiderstand erhalten bleibt. Daraus ergibt sich jedoch ein Tragwiderstand nur in horizontaler Richtung ohne Lastabtrag der vertikalen Spannungskomponenten aus dem Deckgebirge und es sind vergrößerte Vertikalanteile der Deckgebirgsverschiebungen zu erwarten. Die Modellüberprüfung erfolgte deshalb anhand der Beträge der Verschiebungsvektoren.

Wie in Anlage 43 aufgeführt, wurden die Zeitpunkte der Sohlenauffahrungen sowie des Versatzeinbringens wie folgt festgelegt (gewichtet nach dem Schwerpunkt der Aktivitäten):

Tabelle 8.2: Auffahrungs- und Versatzzeitpunkte

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

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

8.4 Modell der Lastannahmen im Deckgebirge

Mit dem oben beschriebenen Rechenmodell unter Einbeziehung der dargelegten Stoffansätze und Materialparameter wurden in den zurückliegenden 10 Jahren eine Vielzahl

von Fallstudien mit dem Ziel einer möglichst guten Übereinstimmung der berechneten Verschiebungen, Spannungen und gebirgsmechanischen Reaktionen mit den In-situ-Messwerten durchgeführt [34]. Grundsätzlich hat sich gezeigt, dass mit dem Modell eines steifen Deckgebirges ohne tektonische Elemente infolge der Kriecheigenschaften des Salzgesteins im Sattelkern systematisch größere Verschiebungsanteile aus nördlicher Richtung berechnet werden. Tatsächlich stammen etwa 80 % der Gesamtstauchung aus der südlichen Richtung [35], so dass ein solches Modell nicht den Standortbedingungen entsprechen kann und das Hauptaugenmerk auf eine Verringerung der Steifigkeit des südlichen Deckgebirges gerichtet werden muss.

Der Vergleich der Rechenergebnisse mit

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

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

Das Deckgebirge besitzt zumindest lokal in unmittelbarer Nähe zum Bergwerk entsprechend der ingenieurgeologischen Befunde einen hohen Durchtrennungsgrad mit geringen Gebirgsfestigkeiten. Infolge der triaxialen Einspannung im Gebirge sind die Trennflächen

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

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

Für FLAC wurde ein Unterprogramm geschrieben, welches fortlaufend im Berechnungsablauf die im Deckgebirge erreichten Scherdeformationen abfragt und bei Erreichen des aus dem Laborversuch bekannten kritischen Betrages eigenständig Fluiddrücke in Höhe des hydraulischen Gradienten (Teufe 25 bis 200 m = 9,81 kPa/m und Teufe > 200 m = 11,77 kPa/m) initialisiert. Dabei ist es jedoch notwendig, die hydraulischen Drücke allmählich in Abhängigkeit von der erreichten Materialschädigung aufzubauen. In Bezug auf den effektiven Durchtrennungsgrad von Klüften oder in Scherbändern wird die Wichtung des Fluiddruckes über einen „Wirkfaktor für strukturelle Integrität WF“ gesteuert. Der Wirkfaktor wird in Rückrechnungen bestimmt und der angesetzte Fluiddruck bewirkt eine Mobilitätserhöhung. Diese Mobilität impliziert zusätzlich die im 2D-Modell nicht abzubildenden Querstörungen im Nahbereich des Bergwerks, aber auch Einflüsse der zweidimensionalen Modellierung (eine Bruchzone mit dem dort wirkenden Fluiddruck ist im theoretisch unendlichen 2D-Modell normal zur Modellebene überbewertet).

Der Wirkfaktor für strukturelle Integrität kann nur integral verwendet werden, eine Quantifizierung der einzelnen Bestandteile ist nicht möglich. Er ist nur über Rückrechnungen zu identifizieren, da seine Größe von den sich ausbildenden bergbaulichen Spannungs- und Deformationsfeldern im Deckgebirge abhängt, die zunächst nicht bekannt sind. Während der Rechnungen wurde ein Wirkfaktor für die strukturelle Integrität zwischen 0,6 und 1 verwendet.

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

Die beschriebene Modellierung basiert auf Methoden der Ingenieur- bzw. Strukturgeologie und steht im Einklang mit den beobachteten gebirgsmechanischen Erscheinungen. Die berechneten Festigkeitsüberschreitungen im Rötanhydrit liegen in den gleichen Bereichen im südlichen Deckgebirge, in denen auch eine verstärkte mikroseismische Aktivität lokalisierbar ist [24]. Weiterhin sind Entfestigungserscheinungen und Auflockerungen in der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge in dem Bereich der oberen Abbausohlen nachweisbar, wo die Deckgebirgslösung auf lokalen Trenn- und Bruchflächen in Richtung Grubengebäude penetriert.

Vergleichbare Modellkonzepte sind entsprechend Anlage 44 auch in anderen geowissenschaftlichen Anwendungsbereichen üblich. Insbesondere bei der Rückrechnung des Bergrutsches über dem Vajont-Stausee 1963 in den Italienischen Alpen hatte sich entsprechend der Ausführungen von Müller-Salzburg in [28] gezeigt, dass eine modellmechanische Erklärung nur mit der Wirkung des Wassers in den sich entfestigenden und den Zusammenhalt verlierenden Klüften und der lokal brechenden Gebirgsmatrix geliefert werden konnte. Ohne die hydraulische Wirkung wären nicht plausible fiktive Reibungswinkel von 3 bis 6° zur Erklärung des Bergrutsches notwendig gewesen. In Analogie zu den vom IfG verwendeten Modellvorstellungen wird geschlussfolgert, dass „der Druck des freien Kluftwassers nur an den durchgerissenen Klufflächen angreift“ (Seite 694) und der vollständigen Durchtrennung „der Zusammenhalt der Gesteinsmasse, die Verbandsfestigkeit, entgegensteht“ (Seite 694). Der Autor spricht von einem gleichzeitigen Auftreten von Scherwiderständen im Felsmaterial (Gesteinsmatrix) und Reibungswiderständen auf Klüften und er geht von einer Bildung sekundärer Bruchflächen aus. Die Reibungswiderstände auf Klüften können sich zeitabhängig in Abhängigkeit von der Rauigkeit und dem Kluftwassereinfluss ändern und von einem Haft- über einen Gleit- bis zu einem Restreibungswert abbauen (Seite 477). Die Annahme einer Kohäsion von Null gilt „gewiss, soweit sich die Gleitung auf vorhandenen Trennflächen (Schichtflächen) ereignet“ (Seite 481). Insgesamt ist die Bezeichnung „Risszone ein wenig irreführend, weil man beim Wort Riss an Neubrüche denkt. Solche kommen tatsächlich vor; überwiegend aber sind es Öffnungen und Verschiebungen an vorhandenen Klüften und Spaltbarkeitsflächen, welche zur Bildung gelockerter und aufgerissener Gebirgszonen geführt haben“ (Seite 451). Mittels Piezometermessungen konnte die direkte Korrelation zwischen Kluftöffnung und steigendem Wasserdruck im Gründungsfelsen einer Talsperre nachgewiesen werden (Seite 466).

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

8.5 Bewertung des gebirgsmechanischen Beanspruchungszustandes im Grubengebäude und Deckgebirge bis zum Ende der Betriebsphase

8.5.1 Methodische Vorgehensweise

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

Diese Verfahrensweise impliziert für das Salinar, das Bereiche der Pfeiler und Schweben (bzw. auch die gesamten Pfeiler und Schweben) bis in den Nachbruchbereich „gefahren“ werden können und im Ergebnis der Lastausgleichsprozesse innerhalb der Tragelemente der integrale Resttragwiderstand berechnet wird. Vom Rechenprogramm wird fortlaufend unter Berücksichtigung der voranschreitenden plastischen Deformation und der aktuellen minimalen Druckeinspannung die Festigkeitsgrenze angepasst. Entsprechend der im Abschnitt 6 dargelegten Stoffeigenschaften werden somit in den Modellelementen bis zur Spitzenfestigkeit zu- und nach der Überschreitung abnehmende Tragfähigkeitsverläufe bzw. konstante Resttragfähigkeiten simuliert.

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

8.5.2 Bewertung der gebirgsmechanischen Entwicklung bis zum Ende der Betriebsphase auf Basis der 3D- und 2D-Rechenmodelle

In der „Tragfähigkeitsanalyse des Gesamtsystems der Schachanlage Asse in der Betriebsphase“ [1] wurde an einem 3D-Submodell der 511 mS bis zur 574 mS untersucht, welcher Tragwiderstand der Pfeiler und Schweben an der Südflanke gegen die wirkenden Gebirgsspannungen mit zunehmender Deformation (mit einem weitgehend über die Betriebsphase konstanten Restfestigkeitsplateau oder fortschreitender Entfestigung) bis zum Ende der Betriebsphase prognostiziert werden kann. Die dreidimensionalen Modellrechnungen waren erforderlich, da in den oben beschriebenen zweidimensionalen Modellen entsprechend Schnitt 2 durch das Grubengebäude und Deckgebirge keine Pfeiler abgebildet werden können. Als Ergebnis liegt vor, dass unter der Querdehnungsbehinderung infolge der noch vorhandenen Schwebenreste sowie der Stützwirkung durch den Versatz eine nahezu konstante Resttragfähigkeit bis zum Beginn der Schutzfluideinleitung gegeben ist. Diese prognostische Entwicklung ist stark abhängig von der Aussteifungswirkung der Schwebenreste und wäre bei einem vollständigen Herausbrechen der Schwebenringe nicht mehr nachweisbar. In diesem Fall wäre ein deutlicher Tragfähigkeitsverlust schon vor der Schutzfluideinleitung zu konstatieren.

Die konstant angesetzte Deckgebirgsverschiebungsrates von 150 mm/a am südlichen Modellrand bis zur Schutzfluideinleitung ab der 679-m-Sohle im Jahr 2011 entsprechend dem Schließungskonzept [2] repräsentierte dabei eine konservative Beanspruchungsbedingung, die für die unmittelbar zukünftige gebirgsmechanische Entwicklung überschätzt ist. Tatsächlich ist in dem modellierten Teufenbereich infolge der Versatzwirkung eine deutlich degressive Tendenz der Deckgebirgsverschiebungsrates nachweisbar. Unter Prognose einer auch zukünftig degressiven Tendenz, wie gegenwärtig betragsmäßig in dieser Teufe festgestellt, würde sich der gleiche Deformationszuwachs des Abbausystems der Südflanke etwa 2 Jahre später ergeben. Unter der Voraussetzung weiterhin trockener Baufeldbedingungen (keine Beschleunigungen der Kriech- und Entfestigungsprozesse an der Südflanke infolge unerkannt zutretender Deckgebirgslösungen) und ohne signifikante dynamische Anregungen aus dem Deckgebirge wäre die Zunahme der Schädigung im Tragsystem in einer um etwa 2,5 Jahre verlängerten „trockenen“ Betriebsphase bis zur Schutzfluideinleitung ab der 679-m-Sohle im Jahr 2014 identisch zum in der Tragfähigkeitsanalyse [1] untersuchten Ausgangszustand der Einleitung. Der Wirksamkeitsnachweis des pneumatischen Stützdruckes in der dann späteren Einleitungsphase nach dem Schließungskonzept [3] bzgl. der Deckgebirgsverschiebungsrates und dynamischen Reaktionen erfolgt in der 3D-

Tragfähigkeitsanalyse in [4]. In der hier vorliegenden Langzeitprognose werden die langzeitigen gebirgsmechanischen Konsequenzen beider Zeitabläufe untersucht und die Zulässigkeit der Schließungsmaßnahmen am Ende der Betriebsphase vorausgesetzt.

Bei der Schutzfluideinleitung werden sich die befeuchteten Pfeiler durch stärkeres Kriechen der Last entziehen und es erfolgt ein weiterer Lastabtrag über das unmittelbare südliche Deckgebirge, welcher auch dort zu gebirgsmechanischen Reaktionen führt. Die in das Abbausystem eingeleiteten Gebirgslasten sind in der Folge entscheidend von der Eigentragfähigkeit des Deckgebirges abhängig. In den Modellen wurde sowohl ein „schlaff“ aufliegendes Deckgebirge mit weiterhin voller Einleitung der Gebirgslast, als auch ein sich z.T. selbst stützendes Deckgebirge mit verminderter Einleitung der Gebirgslast simuliert. Die zu erwartenden Entwicklungen werden zwischen den beiden Modellen liegen und repräsentieren eine Bandbreite mit gleichwertigen Ober- und Untergrenzen.

Die bisher vorliegenden gebirgsmechanischen 2D- und 3D-Modellrechnungen haben gezeigt, dass im Bergwerk Asse von einem nachgiebigen Abbausystem an der Südflanke mit entfestigten Schweben und Pfeilern auszugehen ist. Es haben im erheblichen Maße Gebirgsspannungsumverlagerungen, verbunden mit einem Lastabtrag auf das benachbarte südliche Deckgebirge, stattgefunden. Dieses hat unter der Wirkung anstehender Deckgebirgslösungen mit lokalen Festigkeitsüberschreitungen in geologisch angelegten Trennflächen bzw. mit der Ausbildung von Scherbändern in den Schichten des Oberen Buntsandsteins reagiert. Die Festigkeitsverluste verringerten die Eigentragfähigkeit im die Südflanke überspannenden Deckgebirgsgewölbe und verursachten wiederum eine höhere Beanspruchung des Abbausystems sowie seit Mitte der 80er Jahre verstärkte Deckgebirgsverschiebungen. Es ist deshalb von einem komplexen Tragsystem Grubengebäude-Deckgebirge auszugehen, dessen Stützwirkung auch wesentlich die in der Betriebsphase noch zu erwartenden gebirgsmechanischen Reaktionen bestimmen wird.

Aus dieser gebirgsmechanischen Zustandsbeschreibung für das Tragsystem und Deckgebirge wird ersichtlich, dass im Verlauf der Schutzfluideinleitung eine Beschleunigung der Deckgebirgsverschiebungsraten, evtl. auch verbunden mit seismischer Energiefreisetzung im Deckgebirge und Erhöhungen der Zuflussraten, nicht auszuschließen ist. Vom IfG wird hierzu folgender Standpunkt vertreten:

- Dynamische Einwirkungen bzw. schnell ablaufende Deformationsprozesse (Konvergenzsprünge) sollten in dem stark geschädigten und entfestigten Abbausystem einschließlich der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge grundsätzlich vermieden werden. Die Abbaue sind zwar vollständig versetzt, infolge der

Versatzsackung kommt es jedoch gleichzeitig mit dem Einsetzen des Feuchtekriechens auch zu einem Stützkraftentzug.

- Die gebirgsmechanischen Konsequenzen bruchhafter Reaktionen lassen sich in den gebirgsmechanischen Modellrechnungen wesentlich schwerer einschätzen als ein weiterer harmonischer, im Labor und in situ gut untersuchter, Kriech- und Versatzkompaktionsprozess. Nur wenn in das Tragsystem keine weiteren signifikanten Schädigungen eingetragen werden und die Entwicklung bis zum Ende der Betriebsphase (Deckgebirgsverschiebungen, Pfeilerkonvergenzen, Versatzkompaktion) innerhalb des vorliegenden Erfahrungskorridors verbleibt, kann der Ausgangszustand im Grubengebäude für die Nachbetriebsphase belastbar prognostiziert werden.

Wie in [1] ausgewiesen, sind diese Anforderungen

- einer Beibehaltung bzw. eines degressiven Verlaufs der Deckgebirgsverschiebungsraten und
- einer Blockierung dynamischer Reaktionen

nur mit einem pneumatischen Stützdruck in der Höhe von 1,0 bis 1,5 MPa im Verlauf der Einleitung auf der 679 mS bis zur 490 mS möglich. Mit dem pneumatischen Stützdruck wird der ohnehin infolge der Lösungsüberstapelung auftretende Innendruck vorweggenommen, er verhindert jedoch weitere starke Schädigungsprozesse in den Tragelementen und Deckgebirgsschichten mit nicht auszuschließenden Konsequenzen auf das Zuflussgeschehen. Aus gebirgsmechanischer Sicht besteht kein Anlass, bei der Beendigung der Betriebsphase des Bergwerkes das Risiko bruchhafter und schwer zu prognostizierender Entwicklungen in Kauf zu nehmen. Das Bergwerk sollte vielmehr innerhalb des gegenwärtig vorliegenden Erfahrungskorridors der Deckgebirgsverschiebungsraten möglichst „schonend“ geschlossen werden. Damit besteht dann auch kein bergbausicherheitliches Risiko mehr für die untertägige Belegschaft, da bei einem pneumatischen Druckaufbau die Schächte geschlossen sein müssen.

Mit den dargelegten Stoffgesetzen und Materialparametern für Steinsalz und Carnallit, das Deckgebirge und den Versatz wurden die Rechnungen entsprechend der Schließungskonzepte [2] und [3] weitergeführt. Die folgenden Ausführungen beziehen sich auf die Darstellung der gebirgsmechanischen Beanspruchungen bis bzw. zum Ende der Betriebsphase entsprechend des Zeitplanes nach [2].

In [1] konnten als wesentliche Einwirkfaktoren bzgl. des zukünftigen Systemverhaltens in der Einleitungsphase die Einwirktiefe des Schutzfluides im Anstehenden und der hydraulische Wirkfaktor (Wirkfaktor für strukturelle Integrität) identifiziert werden. Die Festlegung der Ober- und Untergrenzen zur Berechnung einer möglichst abdeckenden Bandbreite in der Prognose basiert auf folgenden Kriterien:

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

Der pneumatische Stützdruck wird im Rechenmodell in Schritten von 0,1 MPa von Mai bis September 2011 aufgebaut. Der zeitliche Ablauf des Schließungskonzeptes ist in Anlage 45 dargestellt. Das Schutzfluid stapelt sich gemäß der zeitlichen Abfolge in dieser Anlage in die noch offenen Resthohlräume bzw. die Versatzporen ein, wobei von einem Vollversatz der Abbaue mit einem geringen Firstspalt von weniger als 30 cm ausgegangen wird.

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

Das Hohlraumvolumen sowie die Versatzporositäten werden entsprechend [12] sohlenspezifisch angesetzt. Es ist dabei zu beachten, dass die Volumina über den gesamten Berechnungszeitraum der Konvergenz unterliegen, so dass sich die Anfangsvolumina kontinuierlich reduzieren.

Die Umschaltung auf das Feuchtekriechen erfolgt in den Steinsalz- und Carnallitbereichen sohlen- und zeitbezogen gemäß der im Abschnitt 6 begründeten Beschleunigungsfaktoren mit einer maximalen oder minimalen Einwirktiefe.

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

In allen fluidbeeinflussten Stoffbereichen des Bergwerkes einschließlich des Versatzes wird ein hydraulischer Druck, der sich aus der Schutzfluidwichte von 12,68 kPa/m und der Überstapelungshöhe ergibt, ohne Abminderung initialisiert. Infolge der Anwendung des Effektivspannungskonzeptes im Rechenprogramm FLAC führt das zur Erhöhung der Festigkeitsausnutzung oder, wo die Festigkeitsgrenze schon erreicht ist, zu verstärkten plastischen Deformationen.

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

Die Anlagen 46 und 47 zeigen die Deckgebirgsverschiebungsraten in ihrer oberen (maximaler hydraulischer Wirkfaktor und maximale Einwirktiefe des Schutzfluides = „worst case“) und unteren (minimaler hydraulischer Wirkfaktor und minimale Einwirktiefe des Schutzfluides = „best case“) Grenze des Streubereiches für die 553 mS und die 700 mS bei Modellierung der Schließungsmaßnahme mit einem Druckluftaufbau von 1 MPa von Mai bis September 2011. Es ist zu erkennen, dass die mittleren Raten, wie in situ gemessen, auf der 553 mS bei etwa 160 ± 20 mm/a und auf der 700 mS bei etwa 80 ± 20 mm/a liegen und deutlich degressiv verlaufen. Die Festlegung der Obergrenzen bewirkt auf beiden Sohlen maximale Verschiebungsraten von kurzzeitig etwa 250 bis 260 mm/a zum Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung auf der 679 mS, die mit der Drucklufferzeugung schnell abklingen.

Diese kurzzeitigen Konvergenzsprünge resultieren aus der Berücksichtigung des
Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig; Friederikenstraße 60; 04279 Leipzig; Tel/(Fax): 0341/33600-(0/308)

dynamischen Systemverhaltens. Das bedeutet, die sich im Rechenmodell ergebenden Spannungsakkumulationen können sich im dynamischen Rechenmodus abbauen. Solche Reaktionen sind während der Schutzfluideinleitung infolge des Feuchtekriechens, der Versatzdrucksackung und der Festigkeitsverringering zu erwarten. Die Obergrenze des bisherigen Erfahrungskorridors wird nur marginal überschritten. Mit der Druckluft werden die Raten signifikant verringert und fallen danach mit steigender Höhe des Lösungsspiegels im Grubengebäude weiter ab. Nach der vollständigen Schutzfluideinleitung bis zur 490-m-Sohle kommen die Deckgebirgsverschiebungen im Rechenmodell praktisch zum Stillstand.

Die Berechnung der Einwirkungsuntergrenze weist eine Verhinderung jeglicher Erhöhungen der Verschiebungsraten aus und führt zu einem deutlich degressiven Verlauf.

Der Prognosebereich der zu erwartenden Deckgebirgsreaktionen liegt zwischen beiden Rechnungen, wobei beide Ergebnisse gleichwertig sind.

In den Anlagen 48 und 49 sind die Scherdeformationen im Deckgebirge und Grubengebäude sowie die mit einem Fluiddruck beaufschlagten Deckgebirgsbereiche nach dem Abschluss der Einleitung entsprechend des Zeitplanes in [2] dargestellt. In Anlage 48 ist zu erkennen, dass die erhöhten Scherdeformationen im Deckgebirge (Scherdeformationen > 10 %) eine Gleitfläche mit Gewölbewirkung über dem Steinsalzfeld der Südflanke bilden. Die auftretenden Scherdeformationen im Oberen Buntsandstein (insbesondere im Rötanhydrit) und an der Schichtgrenze zum Unteren Muschelkalk begründen entsprechend der dargelegten Modellierung die in Anlage 49 gezeigten lokalen Initialisierungen von hydraulischen Drücken mit unterschiedlichen Wirkfaktoren. Es ist bemerkenswert, dass die angelegten tektonischen Trennflächen der Großklüfte die Scherbänder nur unwesentlich in ihrer Lage beeinflussen. Die Lage der Scherbänder wird vorrangig vom Verschiebungsfeld in Hohlraumrichtung und den daraus resultierenden Festigkeitsüberschreitungen verursacht.

Die erhöhten Scherdeformationen in der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge in der Höhe des Firstbereiches der 511 mS sowie südlich der 679 mS bis 750 mS in Anlage 48 sind in ihren gebirgsmechanischen Konsequenzen unterschiedlich zu bewerten: In Höhe des Firstbereiches der 511 mS existiert aufgrund der Durchbiegung der Südflanke und der geringen Mächtigkeit der Steinsalzbarriere ein Beanspruchungszustand, aus dem Festigkeitsüberschreitungen und Integritätsverluste abgeleitet werden müssen. In diesem Teufenbereich ist in lokalen Rissen oder Rissystemen in der Betriebsphase die Übertrittszone der Deckgebirgslösungen in das Grubengebäude lokalisiert. Die hydraulische Wirksamkeit wird auch in der Nachbetriebsphase weiter erhalten bleiben.

Die Scherdeformationen von etwa 2 bis 4 % im Teufenbereich 679 mS bis 750 mS im wesentlich mächtigeren Steinsalz lassen dahingegen lediglich auf gering höhere

Durchlässigkeiten der Steinsalzbarriere ohne Festigkeits- und Integritätsverlust bis zum Ende der Betriebsphase schließen.

Die Volumendilatanzen in Anlage 50 bestätigen modellmechanisch einen naheliegenden Integritätsverlust im Teufenniveau der 511 mS sowie nur geringfügig erhöhte Permeabilitäten im Bereich der 679 mS bis 750 mS. Im Vergleich mit einer einschlägigen Literaturangabe in [29] kann für den unteren Teufenbereich bei den gegebenen minimalen Druckeinspannungen von 2 bis 3 MPa aus einer volumetrischen Dilatanz von 0,6 ‰ eine noch hohe Dichtheit des Steinsalzes mit etwa 10^{-19} m² abgeleitet werden.

Die Anlagen 48 bis 50 repräsentieren die Obergrenze des Streubereiches der gebirgsmechanischen Reaktionen. Insgesamt ist aus den Darstellungen das Bild eines in Wechselwirkung mit dem Deckgebirge entfestigten und nachgiebigen Tragsystems abzuleiten. Der Hohlraumkonvergenzprozess in der Nachbetriebsphase wird, nachdem die mit der Schutzfluideinleitung verbundenen gebirgsmechanischen Wechselwirkungen abgeklungen sind und sich im Grubengebäude konstante hydraulischen Innendrucke eingestellt haben, im Wesentlichen vom Kompaktionsverhalten des Versatzes bestimmt. Zur Qualifizierung dieser Stützwirkung ist es wichtig, soweit die Abbaue in der Betriebsphase noch zugänglich sind, diese so vollständig wie möglich zu versetzen.

9. Berechnung der sohlenbezogenen Konvergenzraten und Porositätsentwicklung in der Nachbetriebsphase

9.1 Modellfestlegungen

Die Prognose der in der Nachbetriebsphase zu erwartenden Konvergenzen und Porositätsentwicklungen erfolgte unter Weiterführung der zweidimensionalen Rechnung sohlenbezogen für die Unter- und Obergrenze des Streubereiches der bereits diskutierten gebirgsmechanisch signifikanten Einwirkungen. Die in den Anlagen 48 bis 50 gezeigten Beanspruchungs- bzw. Schädigungszustände zum Abschluss der Schutzfluideinleitung in die Südflanke sind dabei für das Jahr 2014 nach [2] vergleichbar mit dem Jahr 2016 nach [3]. Voraussetzung ist, dass das Bergwerk mittels eines pneumatischen Stützdruckes innerhalb des vorliegenden Erfahrungskorridors der Deckgebirgsverschiebungsraten möglichst „schonend“ geschlossen wird. An diesen Zustand anschließend wird zunächst die Konvergenz- und Porositätsentwicklung in der Nachbetriebsphase gemäß [2] und in einem folgenden Arbeitsschritt entsprechend [3] analysiert.

Mit der Rechnung sollen keine konkreten Elemente des Grubengebäudes oder Deckgebirges bewertet, sondern die integralen Entwicklungen der Sohlen bzw. Abbaubereiche des

Gesamtsystems Grubengebäude und Deckgebirge bis zu einem Zeitpunkt in 100.000 Jahren simuliert werden. Diese Entwicklungen bilden eine wesentliche Basis für die Nuklidausbreitungsrechnungen zum Nachweis der Schutzzieleinhaltung. Es wurden die sich verringenden konvergenzaktiven mittleren Hohlraumvolumen jeder Sohle, Konvergenzraten ($\Delta V/(V \cdot \Delta t)$ als Relativänderung des Volumens jeweils bezogen auf ein Jahr) und Versatzporositäten als Funktion der Zeit ab dem Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung in die 775-m-Sohle berechnet. In den Verläufen sind demzufolge die gebirgsmechanischen Reaktionen während der Schließungsmaßnahmen (auch noch vor der pneumatischen Druckerzeugung) berücksichtigt und werden bewertet.

Nach der Schutzfluideinleitung in das Grubengebäude bis zur 490-m-Sohle bleibt der pneumatische Stützdruck erhalten und es wird infolge der Hohlraumkonvergenz und des Permeationswiderstandes in der Steinsalzbarriere von einem allmählichen Druckanstieg im geschlossenen Grubengebäude ausgegangen. Dieser Druckanstieg wird beobachtet und in Abhängigkeit vom Druckniveau und der extrapolierbaren Entwicklung wird der Schacht 4 endgültig verschlossen. Der sich danach einstellende hydraulische Druck wird entsprechend der hydraulischen Berechnungen mit LOPOS für das Schließungskonzept [2] aus [30] und für das Schließungskonzept [3] aus [36] abgeleitet und als Druckrandbedingung im gebirgsmechanischen Modell vorgegeben. In einzelnen Fallstudien wurden auch Konvergenz- und Porositätsanalysen ohne einen hydraulischen Druckverlauf infolge des Permeationswiderstandes berechnet. Hier wurde im Grubengebäude nur der hydrostatische Druck entsprechend der Schutzfluidwichte von 12,68 kPa/m nach einem hydraulischen Anschluss im oberen Bereich der Südflanke an die Deckgebirgslösungen mit den Wichten gemäß Formel 9.1 vorgegeben. Diese Fallstudien dienen der Parameterableitung für die hydraulischen Berechnungen.

Der hydraulische Druck im Grubengebäude wird in allen penetrierten Konturbereichen mit den maximalen und minimalen Einwirkiefen und im Versatz ohne Abminderung angesetzt und führt zu einer nahezu vollständigen Abbremsung der Deckgebirgsverschiebungen. Im Deckgebirge werden als Bandbreitenuntergrenze die bis zur Gegenwart identifizierten Wirkfaktoren für strukturelle Integrität bzw. als Bandbreitenobergrenze maximale Wirkfaktoren von 1 festgelegt. Als hydraulische Drücke für die Deckgebirgslösungen kommen folgende Gradienten zur Anwendung ($z = \text{Teufe}$):

$$\gamma_{\text{Fl}} = \begin{cases} 9,81 \frac{\text{kPa}}{\text{m}} & 25 \text{ m} < z < 200 \text{ m} \\ 11,77 \frac{\text{kPa}}{\text{m}} & 200 \text{ m} < z \end{cases} \quad (9.1)$$

9.2 Konvergenz- und Porositätsentwicklung nach der vollständigen Schutzfluideinleitung in der Südflanke im Jahr 2014 nach [2]

Der zeitliche Ablauf der Schließungsmaßnahmen entsprechend [2] kann Anlage 45 entnommen werden. Die Versatzdruck-Porositätskennlinien, Versatzdruckkurven sowie Eingabeparameter für das Stoffgesetz „double yield“ sind in den Anlagen 34 bis 36 dargestellt. Sie gelten für eine in situ relevante Kompaktionsrate von $\dot{\epsilon}_v = 1 \cdot 10^{-10} \text{ s}^{-1}$ (entspricht einer Rate von etwa 3 ‰ pro Jahr) und werden im Rechenmodell ab dem Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung auf der jeweiligen Sohle angesetzt. Dabei wird davon ausgegangen, dass es im gefluteten Versatzkörper zu einem Festigkeitsverlust im Korngefüge, einer Sackung und demzufolge einer Vergrößerung des Firstspaltes kommt. Der stabilisierende Versatzdruck gegen die Hohlraumkonvergenz kann sich erst wieder aufbauen, wenn mit voranschreitenden Kriechprozessen und Deckgebirgsverschiebungen ein Formschluss zwischen Kammerkontur und Versatz stattgefunden hat und eine weitere Kompaktion eintritt. Im Rechenmodell wird die bis zu einem Formschluss notwendige Hohlraumkonvergenz integral (auf die gesamte Sohle bezogen) mit 10 % angesetzt.

Infolge wirkender Permeationswiderstände in der Steinsalzbarriere erhöht sich mit der Hohlraumkonvergenz der hydraulische Druck im abgeschlossenen Grubengebäude. Diese Druckerhöhung wurde in den Modellrechnungen auf der Grundlage der Strömungsberechnungen [30] für alle Sohlen generalisiert und entsprechend Anlage 51 berücksichtigt. Es ist der Überdruck über dem hydrostatischen Druck, resultierend aus Gradient und Teufe, dargestellt. Dabei wird von einem hydraulischen Kurzschluss im oberen Teil des Grubengebäudes zwischen dem Schutzfluid mit einer Wichte von 12,68 kPa/m und den Deckgebirgslösungen mit einer in der Teufe gestaffelten Wichte entsprechend Formel 9.1 ausgegangen. Der Überdruck wirkt nur im Grubengebäude einschließlich der Versatzkörper und penetrierten Hohlraumkonturbereiche und wird in einzelnen Druckstufen (siehe Anlage 51) simuliert. Der maximale Zusatzdruck beträgt $\Delta p_0 = 1,1 \text{ MPa}$ und wirkt im Zeitraum zwischen 2019 bis 2084. Im Jahr 5004, also nach 3000 Jahren ab der Gegenwart, baut sich der zusätzliche Abströmwiderstand wieder auf Null ab.

Die Konvergenzberechnung wurde bis zu einem Zeitpunkt von 100.000 Jahren ab der Gegenwart (Jahr 2004) durchgeführt. In den Anlagen 52 bis 81 sind nacheinanderfolgend jeweils die Konvergenzraten in a^{-1} und die Porositätsentwicklung der einzelnen Sohlen (aus dem Tiefsten beginnend) dargestellt. Aus modelltechnischen Gründen wurden die Abbaue unterhalb der 750 mS mit dem Tiefenaufschluss, das sich über mehrere Sohlen erstreckende Carnallitfeld und die 490 mS und 511 mS einschließlich der nördlichen Hinterfahrungskammern zu jeweils einem charakteristischen Bereich zusammengefasst.

Die Kurven für die Konvergenz- und Porositätsentwicklung aller Sohlen beginnen mit dem Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung in die 775-m-Sohle im Jahr 2008 (siehe Anlage 45). Die Startporositäten wurden aus [12] übernommen bzw. auf dieser Basis extrapoliert. Der Nullpunkt der Abszissen liegt bei dem Jahr 2004.

Eine deutliche Beschleunigung der Konvergenzraten mit dem Feuchtekiechen ist nur auf den Sohlen der Südflanke unter Vorgabe einer maximalen Einwirktiefe des Schutzfluides im Anstehenden und eines maximalen hydraulischen Wirkfaktors im Deckgebirge festzustellen. In Abbildung 1 ist dieser Verlauf am Beispiel der 637-m-Sohle etwa in halber Höhe der Südflanke als rote Kurve dargestellt. Die unter maximalen Einwirkungen bis zum Wirken des vollständigen hydraulischen Druckes ansteigende Konvergenzrate verursacht eine deutliche Verringerung der Versatzporosität, die bis zum Ende des Berechnungszeitraumes in ihrem Abstand zur Porositätsentwicklung unter minimalen Einwirkungen erhalten bleibt und eine erkennbare Bandbreite bildet.

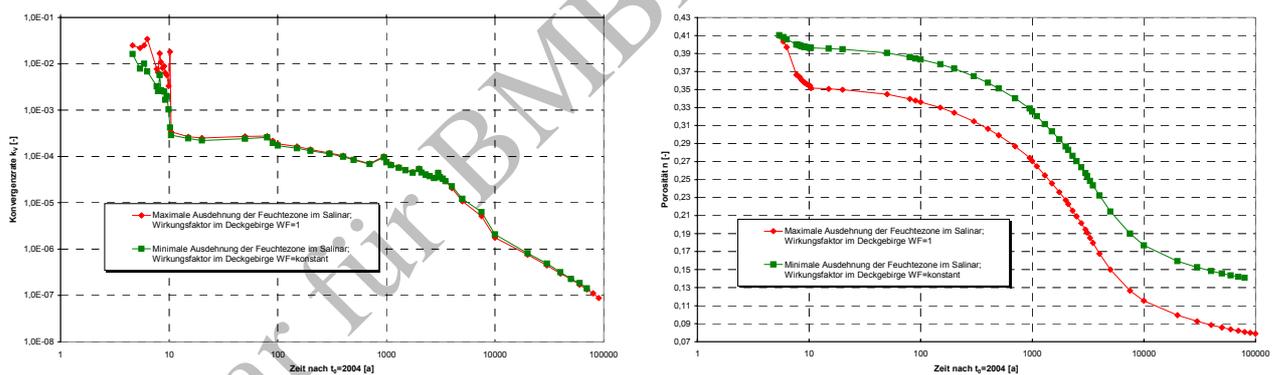


Abbildung 1: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung auf der 637-m-Sohle nach [2]

Das Carnallitfeld (Abbildung 2) und die Abbaue im Staßfurtsteinsalz sind weiter vom südlichen Deckgebirge entfernt und liegen offensichtlich nicht mehr im unmittelbaren Einflussbereich der Einwirkung aus dem Deckgebirge. Die Konvergenzrate der Fallstudie mit maximalen Einwirkungen unterscheidet sich kaum von der Rechnung mit minimalen Einwirkungen und demzufolge liegen die Porositätsentwicklungen nahezu deckungsgleich übereinander.

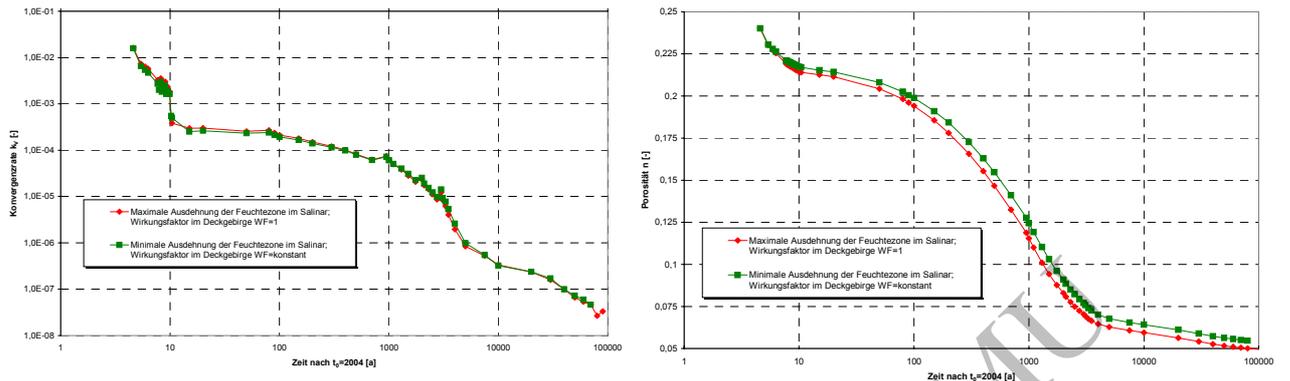


Abbildung 2: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung im Carnallitfeld nach [2]

Weiterhin ist ein stabilisierender Einfluss der Feldestränder der Südflanke festzustellen, da die Konvergenzerhöhungen bei maximalen Einwirkungen auf der obersten und untersten Sohle geringer sind. Dies äußert sich in einer geringen Porositätsbandbreite der 775-m-Sohle in Abbildung 3 und der 511/490-m-Sohle in Abbildung 4.

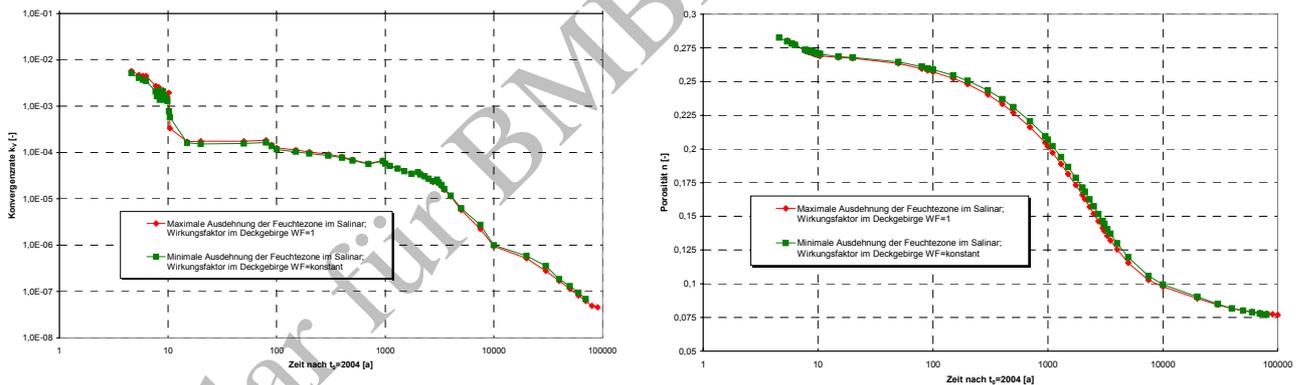


Abbildung 3: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung auf der 775-m-Sohle inkl. Tiefenausschluss nach [2]

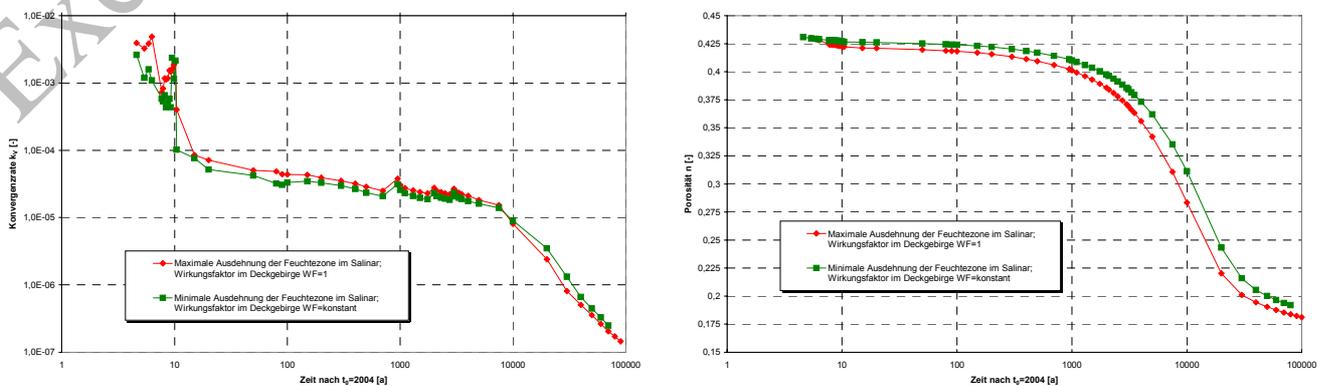


Abbildung 4: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung auf der 490-m-Sohle und 511-m-Sohle inkl. MAW nach [2]

Insgesamt ist im gesamten Grubengebäude die stabilisierende Wirkung des pneumatischen Stützdruckes festzustellen. Die in früheren Rechenfällen ohne einen stabilisierenden pneumatischen Stützdruck beobachteten starken Deckgebirgsbeschleunigungen auf den oberen Sohlen bei Einsetzen des Feuchtekriechens treten nicht mehr auf.

In den Anlagen 82 und 83 sowie Abbildung 5 wurden die Verringerung des konvergenzaktiven Gesamtvolumens im Grubengebäude in m^3 und der Verlauf der Gesamtauspressrate in m^3/a dargestellt.

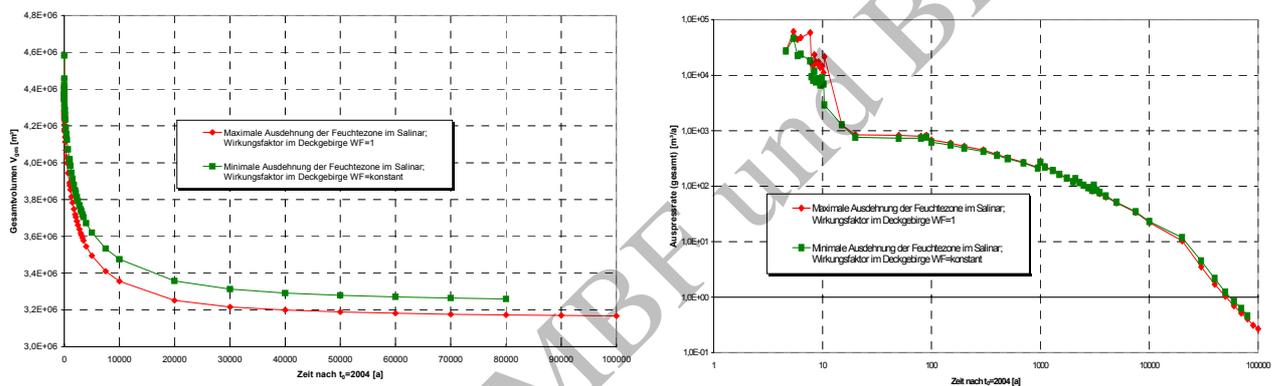


Abbildung 5: Konvergenzaktiven Gesamtvolumens in m^3 und Gesamtauspressrate in m^3/a nach [2]

Die Raten erreichen nach 100.000 Jahren eine Größenordnung von 10^{-7} a^{-1} . Aus gebirgsmechanischer Sicht repräsentieren solche Raten einen porösen (Porositäten 5-18 %), jedoch relativ festen Salinarbereich mit Flüssigkeitseinschlüssen, der nur durch geringe Spannungsdifferenzen beansprucht wird.

Gegenwärtig besitzt der konvergenzaktive Hohlraum nach [12] ein Volumen von etwa 4,6 Mio. m^3 und wird sich entsprechend der Modellrechnungen nach 100.000 Jahren auf etwa 3,2 Mio. m^3 verringert haben. Das entspricht einer prozentualen Hohlraumverringerng um 30 % und würde bedeuten, dass sich z. B. bei einer gegenwärtigen integralen Ausgangsporosität im Bergwerk von 35 % nach 100.000 Jahren eine Porosität von 7 % einstellt.

Die Prognose von Auspressraten von weniger als 1 m^3 pro Jahr, wie nach 100.000 Jahren zu erwarten, ist mit den gebirgsmechanischen Modellen sowie den zugrundeliegenden Laborversuchen und Stoffgesetzen nur noch ungenau möglich, da insbesondere geochemische Prozesse wie Auskristallisationen, die eine zunehmende Verfestigung der Versatzmatrix bewirken, nicht erfasst werden.

9.3 Konvergenz- und Porositätsentwicklung nach der vollständigen Schutzfluideinleitung in der Südflanke im Jahr 2016 nach [3]

Der zeitliche Ablauf der Schließungsmaßnahmen entsprechend [3] kann Anlage 84 entnommen werden. Der geänderte Zeitplan sieht die Schutzfluideinleitung ab der 679 mS bis zur 490 mS vom April 2014 bis zum Mai 2016, also etwa 2,5 Jahre später als in [2], vor. In [4] wird mittels eines gebirgsmechanischen 3D-Modells nachgewiesen, dass unter der Voraussetzung eines pneumatischen Stützdruckes, der eine Erhöhung der Deckgebirgsverschiebungsraten sowie dynamische Reaktionen im Grubengebäude verhindert, die Aussage getroffen, dass dieser Zeitplan noch zulässig ist.

In Analogie zu Kapitel 9.2 wurden wieder zwei Fallstudien mit maximaler und mittels Kalibrierung angepasster Mobilität des unmittelbaren südlichen Deckgebirges bzw. mit maximaler und minimaler Einwirktiefe des Schutzfluides im Grubengebäude berechnet. Gegenüber der Rechnung im Kapitel 9.2 wurden folgende Modifikationen vorgenommen:

1. geänderter Zeitplan zur Schließung der Schachanlage Asse gemäß [3],
2. Aufbau eines pneumatischen Drucks im Grubengebäude in der Höhe von 1 MPa entsprechend 2,5 Jahre später,
3. Berücksichtigung eines abweichenden und geringfügig erhöhten Überdruckes Δp_0 im Grubengebäude, der in der Nachbetriebsphase länger bestehen bleibt,
4. Präzisierung der In-situ-Versatzporositäten entsprechend [38].

In den Anlagen 85 bis 87 sind für eine in situ relevante Kompaktionsrate von $\dot{\epsilon}_v = 1 \cdot 10^{-10} \text{s}^{-1}$ sowie die vom Auftraggeber übermittelten sohlenbezogenen Ausgangsporositäten die Versatzdruck-Porositäts-Kennlinien, die entsprechenden Versatzdruckkurven sowie die Eingabeparameter für das Stoffgesetz „double yield“ dargestellt. Sie werden im Rechenmodell ab dem Zeitpunkt der Schutzfluideinleitung auf der jeweiligen Sohle angesetzt. Dabei wird gleichfalls davon ausgegangen, dass es im gefluteten Versatzkörper zu einem Festigkeitsverlust im Korngefüge, einer Sackung und demzufolge einer Vergrößerung des Firstspaltes kommt. Der stabilisierende Versatzdruck gegen die Hohlraumkonvergenz kann sich erst aufbauen, wenn mit voranschreitenden Kriechprozessen und Deckgebirgsverschiebungen ein Formschluss zwischen Kammerkontur und Versatz stattgefunden hat und eine weitere Kompaktion eintritt. Im Rechenmodell wird die bis zu einem Formschluss notwendige Hohlraumkonvergenz integral (auf die gesamte Sohle bezogen) mit 10 % angesetzt.

Der sich infolge wirkender Permeationswiderstände in der Steinsalzbarriere mit der Hohlraumkonvergenz aufbauende hydraulische Druck im abgeschlossenen Grubengebäude ist in Anlage 88 gezeigt. Dieser Druckverlauf gilt für ein Teufenniveau von 500 m und wird im Grubengebäude unter Anwendung der Wichte des Schutzfluides von 12,68 kPa/m und des Teufenunterschiedes auf alle anderen Sohlen umgerechnet. Der Druck wirkt nur im Grubengebäude einschließlich der Versatzkörper und penetrierten Hohlraumkonturbereiche. Im Jahr 17.500, also nach etwa 15.500 Jahren ab der Gegenwart, gleicht sich der hydraulische Druck im Grubengebäude an den hydrostatischen Überlagerungsdruck bis zur Grundwasseroberkante an.

Die Konvergenzberechnung wurde bis zu einem Zeitpunkt von 100.000 Jahren ab der Gegenwart durchgeführt. In den Anlagen 89 bis 118 sind nacheinanderfolgend jeweils die Konvergenzraten in a^{-1} und die Porositätsentwicklung der einzelnen Sohlen (aus dem Tiefsten beginnend) dargestellt. Aus modelltechnischen Gründen wurden die Abbaue unterhalb der 750 mS mit dem Tiefenaufschluss, das sich über mehrere Sohlen erstreckende Carnallitfeld und die 490 mS und 511 mS einschließlich der nördlichen Hinterfahrungskammern zu jeweils einem charakteristischen Bereich zusammengefasst. Die Anlagen 119 und 120 zeigen die Volumenverminderung, bezogen auf das gesamte konvergenzaktive Hohlraumvolumen, und die Auspressrate im Bergwerk. Die Nullzeitpunkt ist wieder auf Anfang 2004 bezogen und der erste Datenpunkt jeweils auf die Schutzfluideinleitung in die 775-m-Sohle im Jahr 2010. In den Verläufen sind demzufolge die gebirgsmechanischen Reaktionen zunächst noch in der trockenen Betriebsphase und danach während der Schließungsmaßnahmen (auch noch vor der pneumatischen Druckerzeugung im Frühjahr 2014) berücksichtigt. In den Anlagen 89 bis 120 sind zusätzlich die Konvergenz- und Porositätsverläufe bei Ansatz eines Bemessungserdbebens dargestellt. Dieses Szenario wird nachfolgend diskutiert.

Im Unterschied zur Analyse im Kapitel 9.2 wurden die folgenden Unterschiede gefunden:

Die deutliche Erhöhung der Konvergenzraten des „worst case“ im Vergleich zum „best case“ ist nicht mehr festzustellen (siehe als Beispiel Konvergenz- und Porositätsverläufe in den Abbildungen 6 bis 8). Dies führt nicht mehr zu dem signifikant stärkeren Porositätsabbau im „worst case“ und in der Nachbetriebsphase ist deshalb die Bandbreite der Porositätsverläufe wesentlich geringer. Die Ursache dieser geringeren Reaktivität des Systems im „worst case“ wird erstens auf eine stärkere Stützwirkung im Versatz der über der Einleitungssohle liegenden und noch nicht gefluteten Sohlen zurückgeführt. Der höhere Versatzdruck kann sich in der Phase einer längeren Trockenkonvergenz aufbauen. Die geringere

Porositätsverringering im „worst case“ ist zweitens auf die kürzere Zeitspanne der Schutzfluideinleitung in der Südflanke zurückzuführen. In [2] betrug die Zeitdauer vom Beginn der Einleitung 679 mS bis Ende der Einleitung 490 mS etwa 31 Monate und entsprechend des hier berechneten Zeitablaufes sind etwa 25 Monate anzusetzen. Drittens hat sich mit der längeren „trockenen“ Betriebsphase auch die Reaktivität des „best case“ erhöht (höhere hydraulische Wirkfaktoren im Deckgebirge), so dass sich dieser Rechenfall dem „worst case“ annähert.

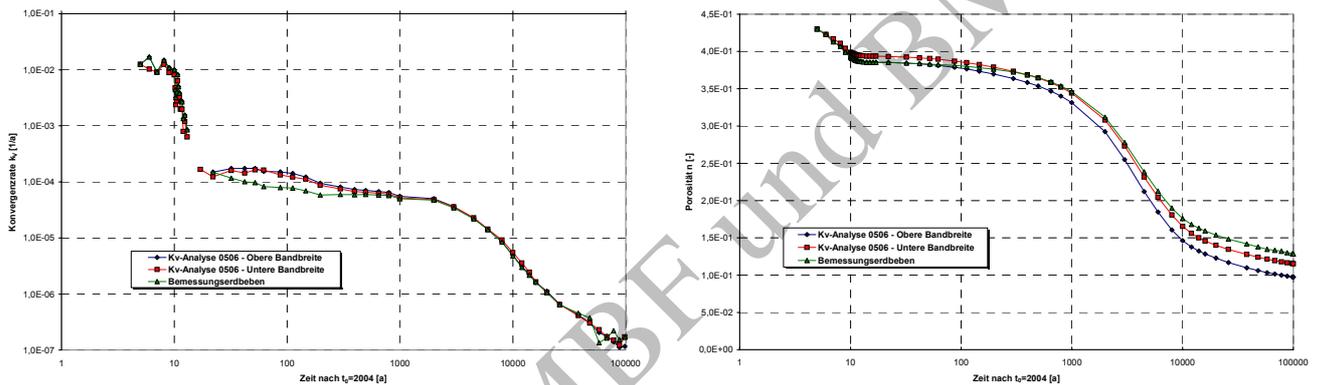


Abbildung 6: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung auf der 637-m-Sohle nach [3]

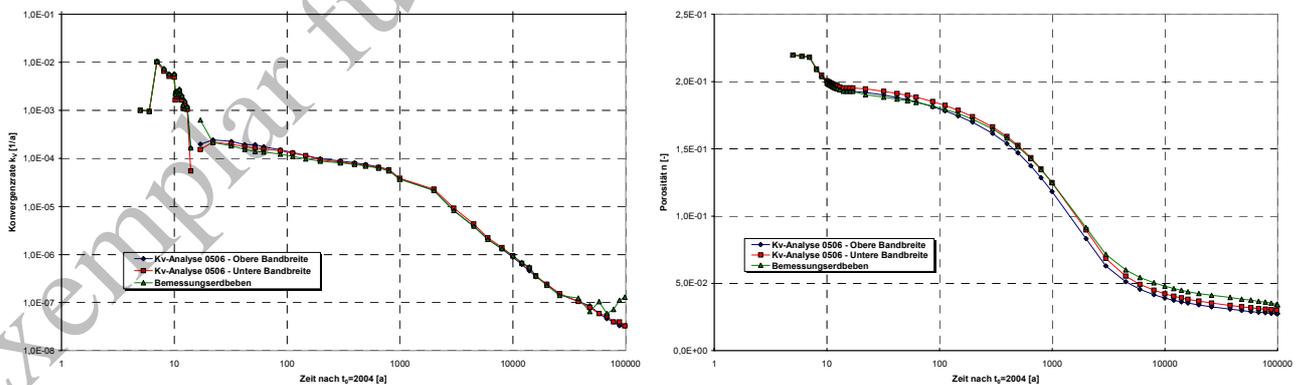


Abbildung 7: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung im Carnallitfeld nach [3]

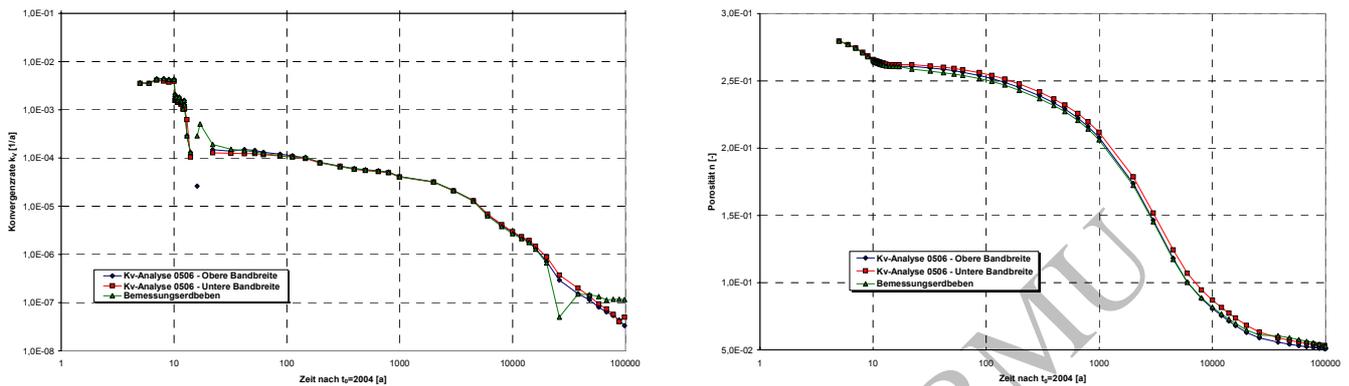


Abbildung 8: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung auf der 775-m-Sohle inkl. Tiefenaufschluss nach [3]

Eine deutliche Beschleunigung der Konvergenzraten mit dem Feuchtekriechen ist überwiegend auf den oberen Sohlen der Südflanke ab der 553 mS festzustellen. Dies ist plausibel, da in den oberen Sohlen von den geringsten Versatzdrücken auszugehen ist. Die stärkere Reaktivität zeigt sich auch in der überdurchschnittlichen Abbremsung (im Vergleich zu den tieferen Sohlen) der Konvergenzraten unter dem ansteigenden hydraulischen Druck in der Grube entsprechend der Druckfunktion in Anlage 88. Die Versatzkörper sind danach überkonsolidiert, verlieren an Stützwirkung und die Konvergenzraten steigen geringfügig an. Erst mit fortschreitender Hohlraumkonvergenz baut sich die Stützwirkung wieder auf und die Konvergenzraten erreichen erneut eine degressive Tendenz (siehe Abbildung 9).

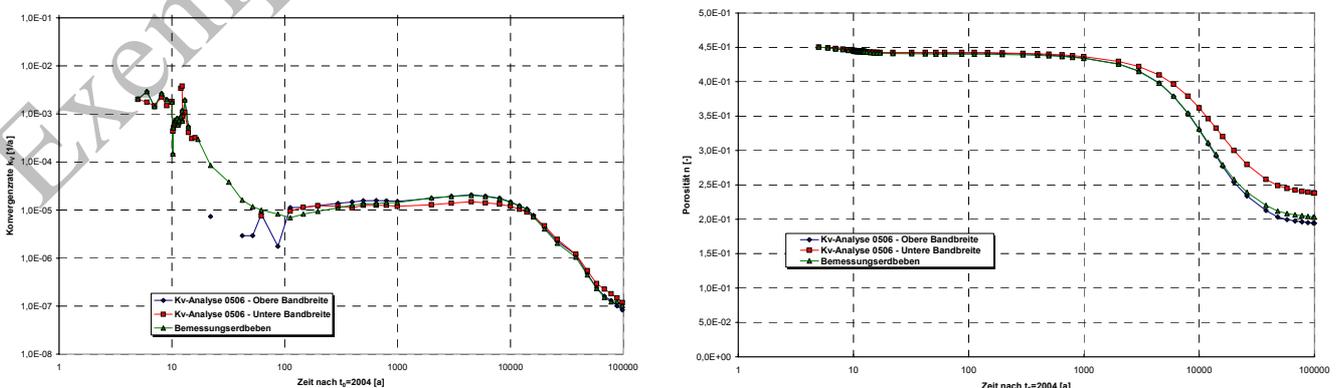


Abbildung 9: Konvergenzrate in a^{-1} und Porositätsentwicklung auf der 490-m-Sohle und 511-m-Sohle inkl. MAW nach [3]

Nach der Einstellung des vollen hydrostatischen Überlagerungsdruckes bzw. des erhöhten Abströmwiderstandes stellen sich in der unmittelbaren Nachbetriebsphase mittlere Konvergenzraten von Zehntel Promille pro Jahr ein, die in dieser Größenordnung aus gefluteten Bergwerken und Kavernen im Salzgestein bekannt sind. Die Konvergenzraten für die beiden Fallstudien der Einwirkungen liegen in der Nachbetriebsphase nahezu deckungsgleich übereinander. Der Einfluss des unterschiedlichen Deckgebirgsverhaltens wird durch den hydrostatischen Innendruck überprägt. Eine geringe Bandbreite wird nur durch die Porositätsentwicklungen infolge des unterschiedlichen Konvergenzverhaltens bei der Schutzfluideinleitung gebildet.

Die Konvergenzraten erreichen nach 100.000 Jahren eine Größenordnung von 10^{-7} a^{-1} . Aus gebirgsmechanischer Sicht repräsentieren solche Raten einen porösen (Porositäten 3 bis 24 %), jedoch relativ festen Salinarbereich mit Flüssigkeitseinschlüssen, der nur durch geringe Spannungsdifferenzen beansprucht wird.

Die Konvergenzraten und Porositätsentwicklungen sind in sich konsistent und spiegeln den funktionalen Zusammenhang dieser Parameter wider. Die Entwicklungen können auf Grund ihres harmonischen Verlaufes gut mit einem Kurvenfit abgebildet werden. Die Konsistenz wird ersichtlich bei einem Vergleich der Porositätsentwicklungen der Unter- und Obergrenze des Streubereiches mit nahezu identischen Verläufen, jedoch unterschiedlichen Startwerten zu Beginn der Nachbetriebsphase infolge unterschiedlicher Versatzkompaktionen in der Betriebsphase.

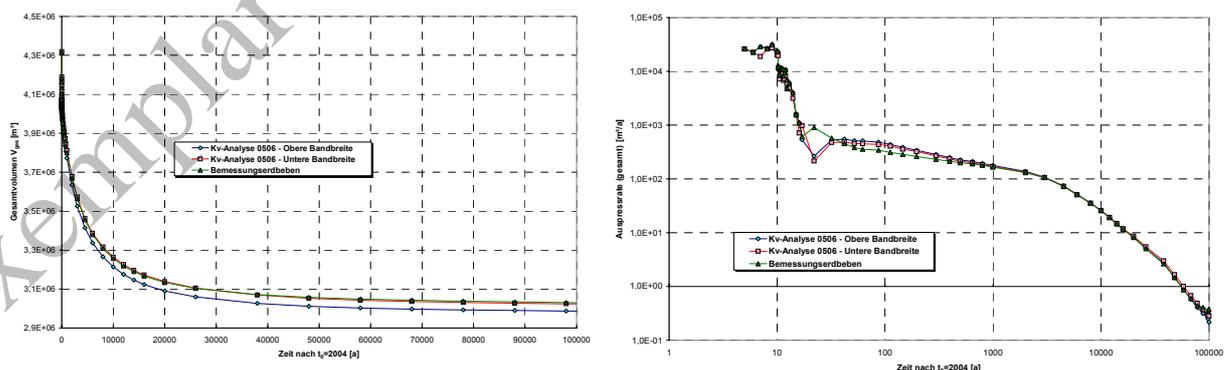


Abbildung 10: Konvergenzaktiven Gesamtvolumens in m^3 und Gesamtauspressrate in m^3/a nach [3]

In den Anlagen 119 und 120 und in Abbildung 10 wurden die Verringerung des konvergenzaktiven Gesamtvolumens im Grubengebäude in m^3 und der Verlauf der Gesamtauspressrate in m^3/a dargestellt. Im Jahr 2004 besaß der konvergenzaktive Hohlraum nach der Abschätzung in [38] ein Volumen von etwa 4,3 Mio. m^3 und wird sich

entsprechend der Modellrechnungen nach 100.000 Jahren auf etwa 3,0 Mio. m³ verringert haben. Das entspricht einer prozentualen Hohlraumverringerng um 30 % und würde entsprechend Formel (9.2) bedeuten, dass sich bei einer gegenwärtigen integralen Ausgangsporosität im Bergwerk von 36 % nach 100.000 Jahren eine mittlere Porosität von 9 % einstellt.

$$\phi = \frac{\phi_0 - \varepsilon_v}{1 - \varepsilon_v} \quad (9.2)$$

mit $\phi_0 = 36 \%$ und $\varepsilon_v = 30 \%$

Wie bereits im Kapitel 9.2 ausgeführt, ist eine Prognose von Auspressraten von weniger als 1 m³ pro Jahr mit den gebirgsmechanischen Modellen sowie den zugrundeliegenden Laborversuchen und Stoffgesetzen nur noch ungenau möglich, da insbesondere geochemische Prozesse wie Auskristallisationen, die eine zunehmende Verfestigung der Versatzmatrix bewirken, nicht berücksichtigt werden.

Die Konvergenz- und Porositätsverläufe werden für das Verschiebungsmaximum im vertikalen Schnitt 2 querschlägig durch das Grubengebäude berechnet. Die westlichen und östlichen Feldesränder mit geringeren Konvergenzraten lassen sich mit dem Modell nicht berücksichtigen. Bei dem Bezug der maximalen Konvergenzraten auf das gesamte Hohlraumvolumen jeder Sohle kommt es damit systematisch zu einer Überschätzung des konvergierenden Hohlraumvolumens. Weiterhin wird darauf hingewiesen, dass für das Steinsalz und den Carnallit Stoffansätze mit Berücksichtigung dilatanter Deformationen verwendet wurden. Die im Rechenmodell simulierten dilatanten Entfestigungs- und Bruchprozesse sind repräsentativ für die Konturzonen in der streichenden Mitte der Abbaukammern und gegenüber den durch Pfeiler gestützten Bereichen gleichfalls überschätzt. Die Überschätzung des konvergierenden Hohlraumvolumens und damit der Porositätsabnahme im Versatz lässt sich aus der Form der querschlägigen Verschiebungsmulde in Richtung der Südflanke mit etwa 30 % abschätzen. In Anbetracht der schwer festzulegenden Versatzporositäten als Mittelwert einer Sohle werden diese modellbedingten Idealisierungen aber als marginal für den mittleren Porositätsverlauf der Sohlen beurteilt. Für eine Berechnung der Übertragung der Hohlraumkonvergenzen bis an die Tagesoberfläche und Modellierung der übermäßigen Senkungsmulde ist zu beachten, dass die mit den Deckgebirgsverschiebungen korrelierenden Pfeilerstauchungen unmittelbar senkungswirksam sind, während die Konturauflockerungen erst in der Nachbetriebsphase bzw. nicht vollständig übertragen werden.

10. Abschätzung der Auswirkungen eines Bemessungserdbebens und der erhöhten Auflast infolge Eisüberdeckung auf den Konvergenzverlauf

10.1 Begründung

In Auswertung der „Geowissenschaftlichen Langzeitprognose“ [5] wurden die Szenarien ausgewählt, bei denen es hinsichtlich eines nicht auszuschließenden Gefährdungs- bzw. Einwirkungspotentials notwendig erschien, die gebirgsmechanischen Konsequenzen im gefluteten und geschlossenen Bergwerk zu untersuchen. In der vorliegenden gebirgsmechanischen Langzeitprognose sollen die Auswirkungen eines Bemessungserdbebens und der erhöhten übertägigen Auflast durch das Inlandeis bei einer Eiszeit vom Typ „Saale“ untersucht werden. Die Festlegung der Zeitpunkte für beide Ereignisse erfolgte konservativ für den Beginn der Nachbetriebsphase (Bemessungserdbeben) bzw. auf Basis einer Zuarbeit von der Firma Colenco [31]. Eine detaillierte gebirgsmechanische Bewertung von Tragelementen im Bergwerk oder der Deckgebirgsbereiche ist auf Grund der bereits verschlossenen und durch das Schutzfluid stabilisierten Grube nicht mehr erforderlich. Jedoch kann der weitere integrale Konvergenzprozess des Grubengebäudes auch für die zu betrachtenden Einwirkungen eines Erdbebens oder einer Eiszeit prognostiziert werden.

10.2 Analyse des Bemessungserdbebens

Da aus gebirgsmechanischer Sicht die Endverwahrung erst mit der Einstellung eines mindestens hydrostatischen Lösungsinndruckes im Grubengebäude abgeschlossen ist, wird der Zeitpunkt des Bemessungserdbebens im Berechnungsmodell entsprechend Anlage 88 im Jahre 2020 angesetzt. Alle weiteren Konvergenz- und Versatzkompaktionsprozesse gemäß dem Schließungskonzept [3] führen zu einer Stabilisierung des Bergwerkes und Setzung der Deckgebirgsschichten, so dass dieser frühe Zeitpunkt der Nachbetriebsphase konservativ ist.

Folgende Parameter wurden für das zu betrachtende Bemessungserdbeben unter Berücksichtigung der KTA 2201.1 entsprechend dem Bericht „Seismologische Verhältnisse und seismische Einwirkungen am Standort“ [10] für untertage abgeleitet:

- Epizentralintensität: VI ½ MSK
- Jährliche Überschreitenswahrscheinlichkeit : $1 \cdot 10^{-5} \text{ a}^{-1}$
- Resultierende Horizontalbeschleunigung: $90 \text{ cm} \cdot \text{s}^{-2}$

- Vertikalbeschleunigung: $45 \text{ cm} \cdot \text{s}^{-2}$
- Dauer der Starkbebenphase: 1,5 s

Diese Größen sind nach [10] in hohem Maße konservativ und decken das seismische Risiko für den Standort Asse ab.

Das Ziel der Untersuchung besteht darin, das Konvergenzverhalten sowie die Stabilität des Grubengebäudes und des Deckgebirges bei Eintritt eines dynamischen Ereignisses der Stärke MSK VI $\frac{1}{2}$ zu prognostizieren. Aus diesem Grund werden der numerischen Berechnung die Parameter für untertage zugrunde gelegt. Es erfolgt eine Analyse der Horizontalbeschleunigung a_h im Frequenzband zwischen $0,5 \text{ Hz} < f < 50 \text{ Hz}$. Dazu werden die Eckwerte der Beschleunigungs-Antwortspektren in [10] verwendet, wobei analog zur Dauer der Starkbebenphase die Eckwerte für unter Tage relevant sind. Die Eckwerte sind in Tabelle 10.1 aufgeführt.

Tabelle 10.1: Eckwerte des Beschleunigungs-Antwortspektrums der resultierenden Horizontalkomponente für den Standort Asse (5 % Dämpfung)

Frequenz in Hz	0,5	6,0	15	25	50
Resultierende untertägige Horizontalbeschleunigung in m/s^2	0,104	1,69	1,69	0,91	0,91

Zur Generierung des Beschleunigungs-Zeitverlaufes als Anregung, dessen Antwortspektrum möglichst gut mit den Eckwerten (Zielantwortspektrum) übereinstimmt, wurde das Programm SIMQKE-1 (A program for artificial motion generation, Dept. of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology) angewandt. Das ist ein Simulationsverfahren, mit dem mittels mathematischer Funktionen die künstliche Entwicklung von Erdbeben untersucht wird. Das Programm, welches weltweit verwendet wird, setzt in einer Basisvariante eine statistische Beziehung zwischen den Beschleunigungs-Amplituden der Anregung und dem Beschleunigungs-Antwortspektrum sowie eine gleichmäßige Frequenzverteilung im logarithmischen Maßstab voraus. Die simulierte Anregung repräsentiert eine rein mathematische Beschreibung (wobei aber das Zielantwortspektrum physikalisch begründet ist) und wird nur für die Starkbebenphase verwendet.

In [37] wurde die Simulation mit folgenden Eingabegrößen vorgenommen:

- Gesamtdauer des Zeitverlaufes: 10 s
- Abtastrate: 10 Hz
- Intensitäts-Einhüllende: trapezförmig mit 2 s Anstieg, 2 s Plateau und 6 s Abklingzeit
- Anzupassendes Response-Spektrum: siehe Tabelle 10.1

In der Anlage 121 ist der Beschleunigungs-Zeitverlauf als Anregung und in Anlage 122 die gute Übereinstimmung des gefundenen Antwortspektrums mit dem Zielantwortspektrum dargestellt. Dieser Beschleunigungs-Zeitverlauf wurde an der Modellunterkante, was einer Herdtiefe von ca. 2,5 km entspricht, als Randbedingung vorgegeben und die Modellreaktion berechnet.

In den Anlagen 89 bis 120 sind die sehr geringen Auswirkungen des Bemessungserdbebens auf den Konvergenz- und Porositätsverlauf aller Sohlen dargestellt. Die seismische Anregung führt aber offensichtlich zu einer Versatzverdichtung und Setzung des Tragsystems. Die danach in der frühen Nachbetriebsphase berechneten Konvergenzraten liegen deshalb überwiegend gering tiefer als die untere Extrapolationsgrenze, was zu einer systematisch höheren Porosität (über dem Ergebniskorridor der Rechnungen ohne Bemessungserdbeben) am Ende des Betrachtungszeitraumes führt. In den integralen Verläufen des gesamten konvergenzaktiven Hohlraumvolumens in Anlage 119 und der Auspressrate aus dem Bergwerk in Anlage 120 ist dagegen keine Überschreitung des Ergebniskorridors festzustellen.

Die Abweichungen vom harmonischen Verlauf, insbesondere in der späten Nachbetriebsphase, sind numerisch bedingt und nicht relevant.

Durch das eingestapelte und unter hydrostatischem Druck stehende Schutzfluid werden Grubengebäude und Deckgebirge stabilisiert. Der im Grubengebäude wirkende Stützdruck des Schutzfluides bewirkt nicht nur in unmittelbarer Hohlraumumgebung, sondern auch im gesamten bis dahin stark entspannten Deckgebirge eine allmähliche Zunahme der minimalen Hauptspannung σ_3 . Da Deformations-Entfestigungsvorgänge im höheren Einspannungsbereich nicht oder nur mit geringer Intensität auftreten, bleibt die Stabilität des Grubengebäudes und des Deckgebirges auch unter der Annahme eines Bemessungserdbebens der Intensität MSK VI $\frac{1}{2}$ erhalten.

Eine Analyse der dynamischen Einwirkungen auf sicherheitsrelevante technische Elemente wie Schachtverschlüsse und Strömungsbarrieren erfolgt in der entsprechenden Entwurfsplanung.

10.3 Analyse einer Eiszeit vom Typ „Saale“

Das Ziel dieser Szenarienberechnung bestand darin, die Entwicklung des Gesamthohlraumvolumens unter der Wirkung einer Eisüberlagerung zu ermitteln. Diese wird in ca. 100.000 bis 120.000 Jahren angenommen. In [31] wurde dazu ausgeführt, dass als wahrscheinliche Entwicklung eine Eiszeit vom Typ „Weichsel“ zu keinem Eisvorstoß bis zum Standort der Asse führt. Als alternative Entwicklung wird in der Geowissenschaftlichen Langzeitprognose [5] jedoch in einer Eiszeit vom Typ „Saale“ ein Vorstoß der kontinentalen Eismasse über den Standort hinaus betrachtet, dessen gebirgsmechanische Auswirkungen im Folgenden untersucht werden. Die detaillierten Vorgaben für die Modellbildung stammen aus [31] in Anlehnung an [5]. Der Eisvorstoß nach dem Typ „Saale“ ist weniger wahrscheinlich als eine Eiszeit vom Typ „Weichsel“ und in [31] ist ausgeführt, dass mit dem Szenario eine grundsätzliche Entwicklung beschrieben wird, dessen Detailangaben nicht als konkrete Prognose belastbar sind.

Die Modellrechnungen schließen an die Konvergenzanalyse entsprechend des Schließungskonzeptes [2] an und führen diese ab einem Zeitpunkt von 100.000 Jahren nach der Gegenwart weiter. Infolge des späten Prognosezeitraumes wird nur noch die zeitliche Entwicklung des konvergenzaktiven Gesamthohlraumvolumens und konservativ die Obergrenze des Extrapolationskorridors mit einem hydraulischem Wirkfaktor von 1 im Deckgebirge und einer maximalen Einwirktiefe des Schutzfluids im Bergwerk dargestellt.

Es wurden folgende Rechnungen bis zu einem Zeitpunkt von 120.000 Jahren nach der Gegenwart durchgeführt (siehe Anlage 124):

- Eiszeit vom Typ „Weichsel“ (ohne Eisüberdeckung): Es existiert keine Eisüberdeckung der Asse. Die Konvergenzberechnung wird ohne Änderung der Modellrandbedingungen fortgeführt. Diese Modellrechnung dient als Vergleichsmaß für das Szenario Eiszeit vom Typ „Saale“ mit Eisüberdeckung der Asse.
- Eiszeit vom Typ „Saale“ (mit vollständiger Eisüberdeckung ohne Porendruck): Der Standort Asse ist vollständig vom Eis mit einer Höhe von 600 m bedeckt. Es wird nur die zusätzliche Eisauflast berücksichtigt, die zu einer verstärkten Konvergenz und damit Volumenverringerng führt.

- Eiszeit vom Typ „Saale“ (mit vollständiger Eisüberdeckung und Porendruck 2 MPa):
Der Standort Asse ist vollständig vom Eis mit einer Höhe von 600 m bedeckt. Zusätzlich zur Eisauflast wird auch der Wasserspiegel im Eis mit einer Höhe von etwa 1/3 der Eishöhe berücksichtigt. Dieser schließt hydraulisch an das Grundwasser und damit über die fluidgefüllten Scherbänder im Deckgebirge auch an das Grubengebäude an. Damit werden alle hydraulisch angeschlossenen Bereiche (Scherbänder und Klüfte im Deckgebirge, Permeationsbereiche in der Abbaukontur im Bergwerk, Porenraum im Versatz) mit einem höheren Porendruck beaufschlagt, der einer verstärkten Konvergenz infolge der Eisauflast entgegen wirkt.
- Eiszeit vom Typ „Saale“ (mit asymmetrischer Eisüberdeckung ohne Porendruck): Das Eis hat, von Norden kommend, gerade den Standort der Asse erreicht. Die Eismächtigkeit steigt in nördlicher Richtung mit einem Anstiegswinkel von etwa 4 Grad an und erreicht in einer Entfernung von 3 km eine Höhe von 200 m. Infolge der geringen Eishöhe über dem Standort wird eine hydraulische Druckerhöhung im Grundwasserleiter und damit allen angeschlossenen Bereichen ausgeschlossen.

Die Modellierung einer vollständigen Eisauflast am Standort für den Typ „Saale“ erfolgt entsprechend folgender Randbedingungen:

- Beginn der Eisüberdeckung nach 106.000 Jahren ab der Gegenwart
- Eisdichte $0,9 \text{ g/cm}^3$
- Wasserhöhe im Eis beträgt 1/3 der Eishöhe
- Eishöhe wächst mit 1,5 m pro Jahr
- Maximale Eishöhe mit 600 m nach 106.400 Jahren
- Fortführung der Rechnung nach Erreichen der maximalen Eishöhe um weitere 13.600 Jahre bis zum Beginn einer Warmzeit nach ca. 120.000 Jahren

Der Aufbau der mechanischen Auflast sowie des zusätzlichen Wasserdruckes ist in Anlage 123 dargestellt. Der hydrostatische Druck wurde zeitgleich mit dem Anwachsen der statischen Auflast in das Modell eingeschrieben.

Die Wirkfaktoren für strukturelle Integrität im Deckgebirge sowie die Einwirktiefen für das Fluid im Konturbereich blieben unverändert. Eine Abkühlung des Gebirges und eine dadurch bedingte Lösungsauspressung wurde nicht berücksichtigt, da

- sich entsprechend der Argumentation in [5], Kapitel 5.4 der Salzkörper (und damit auch der konvergenzaktive Hohlraum) in der Eiszeit zwar zusammenzieht, es

gleichzeitig aber auch zu einer Kontraktion der Salzlösung im Grubengebäude kommt, so dass der Nettoeffekt für eine zusätzliche Auspressung sehr gering ist und

- die Abkühlung im Salzgebirge zu einem allseitigen Spannungsabbau führt und sich die konvergenzverursachenden Hauptspannungsdifferenzen nicht signifikant ändern werden.

Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass sich in dem stark geschädigten und nachgiebigen Grubengebäude und unmittelbaren Deckgebirge Spannungsausgleichsprozesse dominieren, die Temperaturspannungseffekte kompensieren werden. Da die Abkühlung langsam in Jahrhunderten erfolgt, wird das Salzgebirge immer in der Lage sein, thermisch bedingte Spannungsdifferenzen, die zu Rissbildungen führen könnten, mittels Kriech- und Relaxationsprozessen abzubauen.

Die Modellierung eines Eisvorstoßes bis zum Standort ohne Überfahrung und damit einer asymmetrischen Eisauflast für den Typ „Saale“ erfolgt entsprechend der Randbedingungen:

- Beginn der Modellierung nach 106.000 Jahren ab der Gegenwart
- Modellierung einer Annäherung der Eiszunge in 3 Schritten entsprechend der Entfernung vom Standort bis zum nördlichen Modellrand von 3 km um jeweils 1 km in 200 Jahren (in 106.600 Jahren hat die Eiszunge den Standort erreicht)
- Eisdichte $0,9 \text{ g/cm}^3$
- Kein zusätzlicher Porendruck
- Fortführung der Rechnung um weitere 13.400 Jahre bis zum Beginn einer Warmzeit nach ca. 120.000 Jahren

Die Eishöhe am nördlichen Modellrand in einer Distanz von 3 km berechnet sich nach [31] mit

$$h_{\text{Eis}} \text{ in m} = \sqrt{11,08 \text{ m} \cdot D \text{ in m}} \quad (10.1)$$

zu etwa 200 m bzw. der Anstiegswinkel lässt sich mit

$$\alpha = a \tan \sqrt{\frac{11,08}{D}} \quad (10.2)$$

zu etwa 4 Grad angeben.

Die Ergebnisse der durchgeführten Modellrechnungen sind in Anlage 124 dargestellt. Die Verringerung des konvergenzaktiven Gesamtvolumens ist für die Rechnung mit vollständiger Eisüberdeckung ohne Porendruck am stärksten und mit Porendruck entsprechend geringer sowie für die asymmetrische Eisüberdeckung relativ klein. Das Gesamthohlraumvolumen verringert sich im Vergleich zur Rechnung ohne Eisauflast (Weichseleiszeit, nach 120.000 Jahren Abbau auf 3,165 Mio. m³)

- infolge der vollen Eisauflast ohne Porendruck auf ca. 3,075 Mio. m³ (97 %),
- infolge der vollen Eisauflast mit Porendruck auf ca. 3,09 Mio. m³ (98 %) und
- infolge der asymmetrischen Eisauflast ohne Porendruck auf ca. 3,135 Mio. m³ (99 %).

Wie in Anlage 125 am Beispiel der Rechnung mit vollständiger Eisüberdeckung und einem Porendruck von 2 MPa dargestellt, führt die Eisauflast zu einer Porositätsverringerng im Bergwerk, die auf den höher gelegenen Sohlen stärker ausfällt. Dort war ursprünglich die Startporosität zum Beginn der Nachbetriebsphase höher und die wirkenden Gebirgsspannungen sind geringer. Die Lösungen aus diesen Bereichen werden deshalb stärker ausgepresst.

Grundsätzlich ist anzumerken, dass für eine mögliche Eiszeit wegen der sehr langen Prognosezeiträume und damit verbundenen weiteren Einwirkungen und Prozessen (z.B. chemische Umwandlungen) die berechneten Ergebnisse nur die Größenordnung der Beeinflussung des integralen Konvergenzverhaltens durch die Eisüberfahung angeben. Diese ist sehr gering und gebirgsmechanisch nicht mehr relevant.

11. Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Die vorgelegten Resultate von gebirgsmechanischen Modellrechnungen auf Basis von speziellen Laborversuchen bis in den Restfestigkeitsbereich bzw. unter Befeuchtung mit einer MgCl₂-Lösung und weiterentwickelten Stoffgesetzen für Steinsalz und Carnallit zur Simulation der Entfestigung und Dilatanz ohne und mit Lösungseinfluss haben in Übereinstimmung mit dem gegebenen In-situ-Zustand gezeigt, dass im Bergwerk Asse von einem nachgiebigen Abbausystem an der Südflanke mit entfestigten Schweben und Pfeilern auszugehen ist. Es haben im erheblichen Maße Gebirgsspannungsumverlagerungen, verbunden mit einem Lastabtrag auf das benachbarte südliche Deckgebirge, stattgefunden. Dieses hat unter der Wirkung anstehender Deckgebirgslösungen mit lokalen Festigkeitsüberschreitungen in geologisch angelegten Trennflächen bzw. mit der Ausbildung

von Scherbändern im Gebirge reagiert. Die Festigkeitsverluste verringerten die Eigentragfähigkeit im die Südflanke überspannenden Deckgebirgsgewölbe und verursachten wiederum eine höhere Beanspruchung des Abbausystems sowie seit Mitte der 80er Jahre verstärkte Deckgebirgsverschiebungen. Es ist deshalb von einem komplexen Tragsystem Grubengebäude-Deckgebirge auszugehen, dessen Stützwirkung auch wesentlich die in der noch verbleibenden Betriebsphase bzw. Nachbetriebsphase zu erwartenden gebirgsmechanischen Reaktionen bestimmen wird.

Das verwendete 2D-Modell entsprechend Schnitt 2 wurde auf Grund der plausiblen Abbildung komplexer Reaktionen und Wechselwirkungen am Standort Asse sowie der guten Übereinstimmung der Rechenergebnisse mit den im Grubengebäude gemessenen Verschiebungen, Spannungen und anderen gebirgsmechanischen Reaktionen (Ausbildung von Bruchzonen, Seismik, Lage der Zutrittsstelle) als geeignet befunden, auch Prognoserechnungen durchzuführen. Entscheidend dafür sind eine den In-situ-Meßwerten entsprechende Mobilität des Deckgebirges und Reaktivität des Abbausystems, wobei der korrekten Modellierung des Versatzverhaltens eine dominierende Bedeutung zukommt. Dieses Stoffverhalten ist auf der Basis von Laborversuchen und Versatzmessungen in situ gut belegt. Vom Bergwerksbetreiber sollte ein möglichst vollständiger und qualitätsgerechter Versatz der Abbaue realisiert werden.

Die zukünftige Entwicklung in der Nachbetriebsphase am Standort Asse hängt maßgeblich vom gegenwärtigen komplexen Beanspruchungszustand im Bergwerk mit größtenteils entfestigten Pfeilern und gebrochenen Schweben sowie dem Kompaktionsverhalten des eingebrachten Versatzes, dem Tragverhalten des unmittelbaren südlichen Deckgebirges sowie der Art und zeitlichen Abfolge der Schließungsmaßnahmen bis zum Ende der Betriebsphase ab.

Zur Einleitung einer gesättigten $MgCl_2$ - Lösung als Schutzfluid wird im Rahmen der Schließungsmaßnahmen keine Alternative gesehen. Nur mit dem Schutzfluid kann ein langfristig stabiler Endverwahrungszustand mit harmonisch degressiven und prognostizierbaren Konvergenzprozessen erreicht werden, dessen Simulation in den Nuklidenausbreitungsrechnungen in der Nachbetriebsphase eine Grundlage für den Nachweis der Einhaltung der Schutzziele bildet.

Mit der Schutzfluideinleitung ist im entfestigten Tragsystem der Südflanke jedoch mit einem Feuchtekriechen, verstärkten Bruchprozessen, Versatzsackungen und erhöhten Deckgebirgsverschiebungsraten, evtl. auch verbunden mit seismischer Energiefreisetzung im Deckgebirge und Erhöhungen der Zuflussraten, zu rechnen. Bevor das Tragsystem am

Ende der Betriebsphase aufgrund des hydrostatischen Stützdruckes den stabilen Zustand erreicht, würde es ohne zusätzliche Stabilisierungsmaßnahmen in der Einleitungsphase einen als labil zu kennzeichnenden Zustand durchlaufen. Vom IfG wird der Standpunkt vertreten, dass dynamische Einwirkungen bzw. schnell ablaufende Deformationsprozesse (Konvergenzsprünge) in dem stark geschädigten und entfestigten Abbausystem einschließlich der Steinsalzbarriere zum Deckgebirge grundsätzlich vermieden werden sollten. Die Abbaue sind zwar vollständig versetzt, infolge der Versatzsackung (bzw. Festigkeitsverluste im Versatz) kommt es jedoch gleichzeitig mit dem Einsetzen des Feuchtekriechens auch zu einem Stützkraftentzug. Die gebirgsmechanischen Konsequenzen bruchhafter Reaktionen lassen sich in den gebirgsmechanischen Modellrechnungen wesentlich schwerer einschätzen als ein weiterer harmonischer, im Labor und in situ gut untersuchter, Kriech- und Versatzkompaktionsprozess. Nur wenn in das Tragsystem keine weiteren signifikanten Schädigungen eingetragen werden und die Entwicklung bis zum Ende der Betriebsphase (Deckgebirgsverschiebungen, Pfeilerkonvergenzen, Versatzkompaktion) innerhalb des vorliegenden Erfahrungskorridors verbleibt, kann der Ausgangszustand im Grubengebäude für die Nachbetriebsphase belastbar prognostiziert werden.

Um solche Auswirkungen zu vermeiden, müssen an das Schließungskonzept folgende gebirgsmechanische Anforderungen gestellt werden:

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

Zur Einhaltung dieser Kriterien ist es in Auswertung der gebirgsmechanischen Standsicherheitsanalyse unverzichtbar, oberhalb der 700-m-Sohle parallel zur Schutzfluideinleitung einen pneumatischen Stützdruck in einem Nachweisbereich von 1,0 bis 1,5 MPa zu erzeugen. Die Grubenbelegschaft ist bei der damit notwendigen mannlosen Fluideinleitung keinen bergbausicherheitlichen Gefahren durch beschleunigte Deformations- und Bruchprozesse mehr ausgesetzt, da die Schächte für den pneumatischen Druckaufbau geschlossen sein müssen.

Mit dem pneumatischen Stützdruck wird der ohnehin infolge der Lösungsüberstapelung auftretenden Innendruck vorweggenommen, er verhindert jedoch weitere starke Schädigungsprozesse in den Tragelementen und Deckgebirgsschichten. Aus gebirgsmechanischer Sicht besteht kein Anlass, bei der Beendigung der Betriebsphase des Bergwerkes das Risiko bruchhafter und schwer zu prognostizierender Entwicklungen in Kauf zu nehmen. Das Bergwerk sollte vielmehr innerhalb des gegenwärtig vorliegenden

Erfahrungskorridors der Deckgebirgsverschiebungsraten möglichst „schonend“ geschlossen werden.

Im Rahmen der begleitenden gebirgsmechanischen Begutachtung bis zum Ende der Betriebsphase werden die Gebirgsreaktionen messtechnisch überwacht und mit den Prognosewerten verglichen. Einer sich bei der Messung andeutende Abweichung von den Prognosewerten wird mit einer Änderung des Einleitregimes (verändertes Zeitregime auf der jeweiligen Sohle, Variation des pneumatischen Stützdruckes) begegnet. Weiterhin wird eine fortlaufende Modellüberprüfung und -anpassung an die tatsächlichen gebirgsmechanischen Reaktionen zur Erhöhung der Prognosesicherheit notwendig sein.

Die Prognose der gebirgsmechanischen Entwicklung in der Nachbetriebsphase baut auf der Tragfähigkeitsanalyse bis zum Ende der Betriebsphase auf und schließt zeitlich daran an. Dabei ist es nicht mehr möglich, für die Zeiträume von Jahrtausenden den Beanspruchungszustand einzelner Tragelemente des Grubengebäudes belastbar auszuweisen, sondern mit den Modellrechnungen wird die integrale Entwicklung des Gesamtsystems Grubengebäude/Deckgebirge in Form von mittleren Konvergenz- und Porositätsanalysen der Abbausohlen als wesentliche Basis für die Nuklidausbreitungsrechnungen zum Nachweis der Schutzzeleinhaltung bestimmt. Eine solche Prognose über lange Zeiträume wird als zulässig erachtet, wenn sich mit einer Vielzahl von Fallstudien unterschiedlicher Materialparameter (insbesondere des Versatzes), Einwirkungen und zeitlicher Prozessabläufe zueinander konsistente, harmonische und prognostizierbare Entwicklungen ergeben.

Die berechneten Konvergenz- und Porositätsverläufe in jeweils zwei Fallstudien für die Ober- und Untergrenze gebirgsmechanischer Reaktionen für zwei unterschiedliche Zeitabläufe sowie Variationen der Hohlraumvolumina und Versatzporositäten beginnen mit der Schutzfluideinleitung in die 775-m-Sohle. Die Einwirkungen zum Ende der Betriebsphase werden also noch mit erfasst.

Die Beanspruchungs- bzw. Schädigungszustände zum Abschluss der Schutzfluideinleitung in die Südflanke sind für das Jahr 2014 nach [2] vergleichbar mit dem Jahr 2016 nach [3]. Voraussetzung ist, dass das Bergwerk mittels eines pneumatischen Stützdruckes innerhalb des vorliegenden Erfahrungskorridors der Deckgebirgsverschiebungsraten möglichst „schonend“ geschlossen wird.

Nach der Schutzfluideinleitung in das Grubengebäude bis zur 490-m-Sohle bleibt der pneumatische Stützdruck erhalten und es wird infolge der Hohlraumkonvergenz und des Permeationswiderstandes in der Steinsalzbarriere von einem allmählichen Druckanstieg im geschlossenen Grubengebäude ausgegangen. Dieser Druckverlauf wird aus hydraulischen

Berechnungen abgeleitet uns für die gebirgsmechanischen Prognoserechnungen vorgegeben. Die hydraulischen Drücke wirken nur im Grubengebäude einschließlich der Versatzkörper und penetrierten Hohlraumkonturbereiche und bauen sich in der Nachbetriebsphase wieder bis zum Niveau des hydrostatischen Druckes, wobei von einer hydraulischen Verbindung im oberen Teil des Grubengebäudes zwischen den Deckgebirgslösungen und dem Schutzfluid ausgegangen wird, ab.

Eine deutliche Beschleunigung der Konvergenzraten mit dem Feuchtekiechen des „worst case“ gegenüber dem „best case“ ist in der Rechnung gemäß [2] nur auf den Sohlen der Südflanke festzustellen. Das Carnallitfeld und die Abbaue im Staßfurtsteinsalz sind weiter vom südlichen Deckgebirge entfernt und liegen nicht mehr in diesem unmittelbaren Einflussbereich. Die Erhöhung der Konvergenzraten an der Südflanke mit maximalen Einwirkungen bewirkt eine mehr oder weniger deutliche Reduzierung der Versatzporosität gegenüber der Rechnung mit minimalen Einwirkungen.

Die signifikante Erhöhung der Konvergenzraten des „worst case“ im Vergleich zum „best case“ ist in der Rechnung entsprechend [3] nicht mehr festzustellen. Dies führt nicht mehr zu dem stärkeren Porositätsabbau im „worst case“ und in der Nachbetriebsphase ist deshalb die Bandbreite der Porositätsverläufe wesentlich geringer. Die Ursache dieser geringeren Reaktivität des Systems im „worst case“ wird erstens auf eine stärkere Stützwirkung im Versatz der über der aktuell gefluteten Sohle liegenden und noch nicht befeuchteten Sohlen zurückgeführt. Der höhere Versatzdruck kann sich in der Phase einer längeren Trockenkonvergenz aufbauen. Die geringere Porositätsverringern im „worst case“ ist zweitens auf die kürzere Zeitspanne der Schutzfluideinleitung in der Südflanke zurückzuführen. In [2] beträgt die Zeitdauer vom Beginn der Einleitung 679 mS bis Ende der Einleitung 490 mS etwa 31 Monate und entsprechend des Zeitablaufes in [3] sind etwa 25 Monate anzusetzen. Drittens hat sich mit der längeren „trockenen“ Betriebsphase auch die Reaktivität des „best case“ erhöht (höhere hydraulische Wirkfaktoren im Deckgebirge), so dass sich dieser Rechenfall dem „worst case“ annähert.

Nach der Einstellung des vollen hydrostatischen Überlagerungsdruckes bzw. des erhöhten Abströmwiderstandes stellen sich in der unmittelbaren Nachbetriebsphase mittlere Konvergenzraten von Zehntel Promille pro Jahr ein, die in dieser Größenordnung aus gefluteten Bergwerken und Kavernen im Salzgestein bekannt sind.

Die Konvergenzraten für die beiden Fallstudien der Einwirkungen sind bei beiden modellierten Zeitabläufen nach [2] und [3] in der Tendenz und Größenordnung vergleichbar und liegen in der Nachbetriebsphase z.T. nahezu deckungsgleich übereinander. Der Einfluss des unterschiedlichen Deckgebirgsverhaltens bzw. unterschiedlicher Einwirktiefen wird durch

den hydrostatischen Innendruck überprägt. Eine Bandbreite wird nur durch die Porositätsentwicklungen infolge des unterschiedlichen Konvergenzverhaltens bei der Schutzfluideinleitung gebildet. Die Entwicklungen der Konvergenzraten und Porositäten resultieren aus dem mit abnehmender Porosität steigenden Versatzwiderstand. Dieser funktionale Zusammenhang ist durch die Laborversuche gut belegt und gewährleistet auch für lange Zeiträume, neben der dominierenden Wirkung des hydraulischen Innendruckes, die Prognosefähigkeit des Gesamtsystems bei den geplanten Schließungsmaßnahmen. Die unterschiedlichen Überdrücke über dem hydrostatischen Lösungsdruck infolge des Permeationswiderstandes der Steinsalzbarriere und des Deckgebirges können zwar den Konvergenzverlauf auf den oberen Sohlen mit den niedrigsten Versatzporositäten beeinflussen, die grundsätzliche Tendenz und Größenordnung wird jedoch nur marginal verändert.

In Auswertung der „Geowissenschaftlichen Langzeitprognose“ [5] wurden Szenarien ausgewählt, bei denen es hinsichtlich eines nicht auszuschließenden Gefährdungs- bzw. Einwirkungspotentials notwendig erschien, die gebirgsmechanischen Konsequenzen im gefluteten und geschlossenen Bergwerk zu untersuchen. In der vorliegenden gebirgsmechanischen Langzeitprognose wurden die Auswirkungen eines Bemessungserdbebens und der erhöhten übertägigen Auflast durch eine vollständige bzw. nur teilweise Eisüberdeckung bei einer Eiszeit vom Typ „Saale“ untersucht.

Bei der Berechnung des Einflusses eines Bemessungserdbebens in der frühen Nachbetriebsphase auf den Konvergenzprozess wurde festgestellt, dass durch das eingestapelte und unter vollem hydrostatischen Druck stehende Schutzfluid das Grubengebäude und Deckgebirge bereits so stabilisiert sind, dass auch unter der Annahme einer Intensität $MSK VI \frac{1}{2}$ eine nur geringe Änderung des Konvergenzgeschehens eintritt. Der im Grubengebäude wirkende Stützdruck des Schutzfluides bewirkt nicht nur in unmittelbarer Hohlraumumgebung, sondern auch im gesamten bis dahin stark entspannten Deckgebirge eine allmähliche Zunahme der minimalen Hauptspannung. Da Deformations-Entfestigungsvorgänge im höheren Einspannungsbereich nicht oder nur mit geringer Intensität auftreten, bleibt die Stabilität des Grubengebäudes und des Deckgebirges auch unter der Annahme des Bemessungserdbebens erhalten.

Zur Untersuchung der Wirkung einer Eisüberlagerung auf den Konvergenzprozeß wurden unterschiedliche numerische Berechnungen durchgeführt. Die Vorgaben für die Modellbildung basierten auf [5] für den Standort Asse und Prognoserechnungen für die

globale Klimaentwicklung. Das Gesamthohlraumvolumen verringert sich im Vergleich zur Rechnung ohne Eisauflast nur geringfügig um maximal 3 %, wobei die Porositätsverringering auf den höheren Sohlen im Bergwerk stärker ausfällt.

Die Szenarienrechnungen zeigen, dass sich in der Nachbetriebsphase des gefluteten Bergwerkes infolge des hydrostatischen Innendruckes gebirgsmechanisch stabile Verhältnisse eingestellt haben. Das Systemverhalten ist offensichtlich so robust, dass auch ein Bemessungserdbeben oder die erhöhte Auflast in einer Einzzeit den Konvergenzprozeß nur geringfügig beeinflussen können. Dieses Systemverhalten unterscheidet sich grundlegend von der Betriebsphase des noch offenen Bergwerkes, in der selbst geringe pneumatische Innendrucke einen signifikanten gebirgsmechanischen Einfluss besitzen.

Exemplar für BMBF und BMBU

Literaturverzeichnis

- [1] Tragfähigkeitsanalyse des Gesamtsystems der Schachtanlage Asse in der Betriebsphase, Revision 02, Bericht an das GSF - Forschungsbergwerk Asse im Rahmen der LVB II, IfG Leipzig, Oktober 2006
- [2] Herleitung und Beschreibung des Konzepts zur Schließung der Schachtanlage Asse, Revision 04, interne Unterlage FB Asse, 14. 07. 2005
- [3] Herleitung und Beschreibung des Konzepts zur Schließung der Schachtanlage Asse, Revision 05, interne Unterlage FB Asse, 02. 10. 2006
- [4] Dreidimensionale gebirgsmechanische Modellrechnungen zur Standsicherheitsanalyse des Bergwerkes Asse, Abschlußbericht LVB VIII, IfG Leipzig, 02.11.2006
- [5] Geowissenschaftliche Langzeitprognose, Colenco, Baden, Schweiz, Juni 2005
- [6] Stockmann, N., Hensel, G.: Geotechnisches Kontroll- und Überwachungssystem zur Gewährleistung der Sicherheit der Schachtanlage Asse, GSF Forschungszentrum für Umwelt und Gesundheit, Schachtanlage Asse, Bereich Markscheiderei, 4. Geokinematischer Tag, Freiberg 2003
- [7] Hensel, G.: 110. Zwischenbericht zu den Deformationsmessungen, Markscheiderei – Schachtanlage Asse, GSF FB Asse, August 2006
- [8] Kataster der gesteinsmechanischen Parameter für den Standort Asse, Band I Text, Band II Anlagen, FB Asse, April 2000
- [9] Zusammenfassung der geologischen Grundlagen für die Langzeitsicherheitsbewertung der Schachtanlage Asse II, Bericht der ERCOSPLAN Ingenieurgesellschaft Geotechnik und Bergbau mbH, Erfurt unter Mitwirkung von Dr. H.-J. Franzke, Clausthal-Zellerfeld und Dr. A. Schwandt, Erfurt, Projektnummer EGB 03-003, Juni 2004
- [10] Seismologische Verhältnisse und seismische Einwirkungen am Standort, Rev. 03, GSF, Juli 2006

- [11] Laborversuche und dreidimensionale Modellrechnungen zur Tragfähigkeitsentwicklung in der Betriebsphase, Abschlußbericht IfG Leipzig, April 2003
- [12] Ermittlung des Volumens der Resthohlräume für das Einbringen eines Schutzfluides, Projekt Langzeitsicherheit FB Asse, Revision 02, Stand Mai 2003
- [13] Kompaktionsverhalten und mechanische Eigenschaften des mit Schutzfluid gefluteten und komprimierten Ronnenbergversatzes, Teilbericht zur Leistungsvereinbarung IV, IfG Leipzig, 23.04.2004
- [14] Investigation of Stress State and Rock-Mechanical Behaviour of Backfill and Host Rock in Dependence on Temperature (BAMBUS-II Project), IfG Leipzig, December 2003
- [15] Teichmann, L., u.a.: Schutzfluidkonzept, GSF FB Asse, Juli 2005
- [16] MINKLEY, W.: Untersuchungen (Stoffgesetz-Entwicklung, Modellierung) zum Spröbruchverhalten von Carnallit und seine Auswirkungen auf die Langzeitsicherheit von UTD, BMBF-Förderkennzeichen 02 C 0264, Projektstatusgespräch 15./16. Mai in Leipzig, Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE Nr. 7, 2001
- [17] Minkley, W., et al. : A visco-elasto-plastic softening model and its application for solving static and dynamic stability problems in potash mining, Proc. 2nd Int. FLAC Symposium Lyon, 29 - 31 October 2001
- [18] Fast Lagrangian Analysis of Continua, Manual FLAC 4.0, Itasca Consulting Group, Minneapolis, Minnesota, 2000
- [19] Gärtner, G., Stockmann, N.: Versatzdruckmessungen im Steinsalzbaufeld an der Asse-Südflanke, Stand September 2003, Arbeitsbericht Nr. 1/2003 des Teilbereiches Standortüberwachung
- [20] Klarr, K., u.a.: Erstellung von Tiefbohrungen auf der Südwestflanke der Asse, GSF-Bericht 36/90, Institut für Tief Lagerung, Braunschweig, September 1990

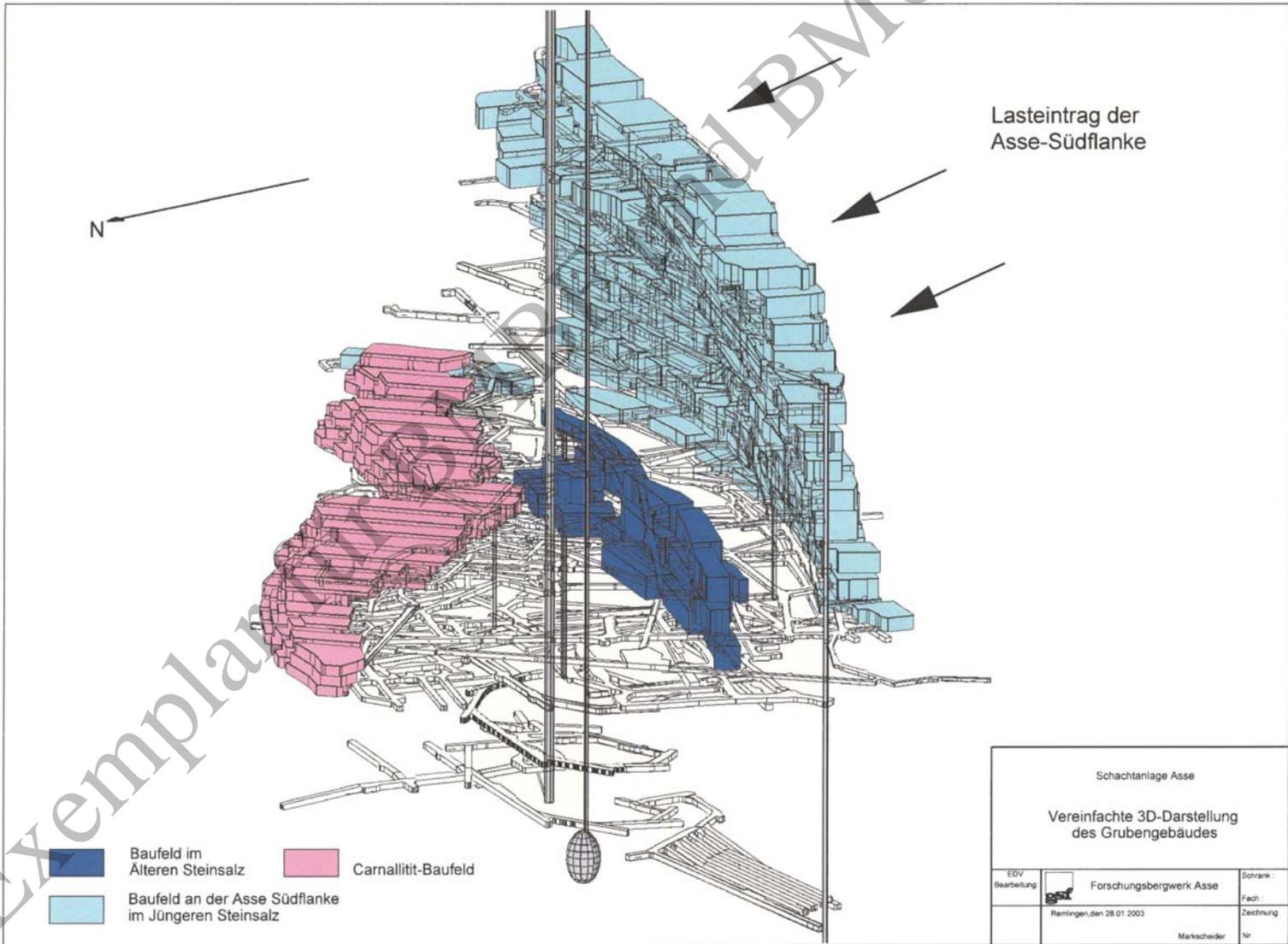
- [21] Walter, F., Wallmüller, R.: Beiträge zur Mechanik des Deckgebirges der Asse-Südflanke, GSF-Bericht 2/94, Institut für Tieflagerung, Braunschweig, 1994
- [22] Stacey, T. R., Page, C. H. : Practical Handbook for Underground Rock Mechanics, Series on Rock and Soil Mechanics, Vol. 12, Trans. Tech. Publications, Clausthal-Zellerfeld 1986
- [23] Hoek, E.: Strength of Rock and Rock Masses, Extract from a book entitled „Support of Underground Excavations in Hard Rock“, Authors Hoek, E., Kaiser, P.K., Bawden, W.F.
- [24] Fricke, H.: Mikroseismische Überwachung der Schachanlage Asse 2005, GSF FB Asse, Stand Februar 2006
- [25] Röckel, T.: Der Spannungszustand in der Erdkruste am Beispiel der Tiefbohrungen des KTB-Programms, Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 1996
- [26] Duddeck, H., u.a.: Geomechanische Berechnungen zum Standsicherheitsnachweis für das Bergwerksgebäude im Salzstock Asse, Bericht 1-3, TU Braunschweig, Institut für Statik, 1990
- [27] BGR: Gebirgsmechanisches Gutachten zur Stabilität der Abbaue der Schachanlage Asse II, 2. Fortschreibung, Hannover, 1993
- [28] Müller-Salzburg, L., Fecker, E.: Der Felsbau, Zweiter Band, Teil A: Felsbau über Tage, 2. Teil, Gründungen, Wasserkraftanlagen (1. und 2. Abschnitt), Ferdinand Enke Verlag Stuttgart, 1992
- [29] Popp, T.: Transporteigenschaften von Steinsalz – Modellierung der Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung, Meyniana, 54, Seite 113-129, Kiel, Oktober 2002
- [30] GRS-Notiz 314500-36, 04.05.2004
- [31] Vorgaben für die gebirgsmechanische Berechnung : Überführung der Asse durch das Inlandeis einer zukünftigen Eiszeit vom Typ der Saale-Vereisung, Memorandum 3331/31, Colenco, 09.09.2004

- [32] Gärtner, G., Stockmann, N.: Ergebnisse der Spannungsmessungen in Tragelementen des Grubengebäudes der Schachanlage Asse, 7. Zwischenbericht, Arbeitsbericht des Bereiches Markscheiderei, TB Standortüberwachung, Januar 2006
- [33] Hensel, G.: 110. Zwischenbericht zu den Deformationsmessungen, Markscheiderei – Schachanlage Asse, GSF FB Asse, August 2006
- [34] Modellierung der Betriebsphase des Bergwerkes Asse sowie der gebirgsmechanischen Erscheinungen im Deckgebirge, Bericht an das GSF Forschungsbergwerk Asse im Rahmen des Teils 9 des Nachtrages Nr. 2 zur HU/HFU Bau, IfG Leipzig, Juni 1999
- [35] Hensel, G.: Gebirgsbeobachtung 2005, Markscheiderei – Schachanlage Asse, GSF FB Asse, September 2005
- [36] Druckverlauf an der Austrittsstelle DG500-L, 500-m-Sohle, Rechenfall RVI-8-L, GRS Braunschweig, 28.03.2006
- [37] Korn, M.: Berechnung des Beschleunigungs-Zeitverlaufs für das Bemessungserdbeben am Standort Asse (untertägig), basierend auf dem Programm SIMQKE-1 (A program for artificial motion generation, Dept. of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology), Prof. Korn, Universität Leipzig, Institut für Geophysik und Geologie, Juni 2006
- [38] Ermittlung des Volumens der Resthohlräume für das Einbringen eines Schutzfluides, Projekt Langzeitsicherheit FB Asse, Revision 03, Stand März 2006

Anlagenverzeichnis

Anlage 1	Baufelder der Mineralgewinnung Asse
Anlage 2	Steinsalzbaufeld an der Südflanke
Anlage 3 bis 4	Festigkeit und Dilatanz Na3 ohne Befeuchtung
Anlage 5	Spitzenfestigkeiten Na3 ohne Befeuchtung
Anlage 6	Langzeitfestigkeiten Na3 ohne Befeuchtung
Anlage 7 bis 8	Festigkeit und Dilatanz Na3 mit Befeuchtung im Entfestigungsbereich
Anlage 9	Restfestigkeiten Leinsteinsalz trocken und befeuchtet
Anlage 10	Triaxiale Kriechversuche im Vorbruchbereich
Anlage 11	Triaxiale Kriechversuche am entfestigten Steinsalz
Anlage 12	Kriechraten des intakten und entfestigten Leinsteinsalzes
Anlage 13 bis 14	Festigkeit und Dilatanz Trümmercarnallit ohne Befeuchtung
Anlage 15 bis 16	Festigkeit und Dilatanz Trümmercarnallit mit Befeuchtung
Anlage 17	Spitzenfestigkeiten des Trümmercarnallits
Anlage 18	Kriechversuche Trümmercarnallit im Vorbruchbereich ohne Befeuchtung
Anlage 19	Kriechversuche Trümmercarnallit im Entfestigungsbereich ohne Befeuchtung
Anlage 20	Kriechbeschleunigung Trümmercarnallit infolge Befeuchtung
Anlage 21 bis 22	Kriechversuche Trümmercarnallit nach Befeuchtung
Anlage 23	Kriechraten des intakten und entfestigten Trümmercarnallits
Anlage 24	Versatzdruckzelle mit Volumen 5,4 Liter
Anlage 25	Versatzdruckzelle mit Volumen 160 Liter
Anlage 26	Exemplarisches Beispiel für die Extrapolation der Versatzdruckkurve auf In-situ-Raten
Anlage 27	Ausgepresster Versatzkörper nach dem Versuch
Anlage 28	Anwendung des Energiekriteriums für Steinsalz zur Extrapolation auf In-situ-Deformationsraten
Anlage 29 bis 30	Eingabetabellen Steinsalz für den skleronomen Stoffansatzteil
Anlage 31	Viskose Parameter Steinsalz für den rheonomen Stoffansatzteil
Anlage 32 bis 33	Festigkeiten und Dilatanz Trümmercarnallit für den skleronomen Stoffansatzteil
Anlage 34	Eingabekurven Versatz in Abhängigkeit von der Porosität
Anlage 35	Eingabekurven Versatz in Abhängigkeit von der Kompaktion
Anlage 36	Eingabetabellen Versatz in Abhängigkeit von der Kompaktion

Anlage 37	Festigkeiten der Deckgebirgsschichten
Anlage 38	Deckgebirgsmodell durch den Schnitt 2
Anlage 39	Bereiche mit gleichen Stoffmodellen
Anlage 40 bis 42	Darstellung des Grundspannungszustandes
Anlage 43	Auffahrungs- und Versatzzeitpunkte im Rechenmodell
Anlage 44	Literaturbeispiele für Fluiddruckhypothesen
Anlage 45	Schließungskonzept Stand Juni 2004
Anlage 46 bis 47	Ober- und Untergrenzen der Deckgebirgsverschiebungsraten bis zum Ende der Betriebsphase auf der 553 mS und 700 mS
Anlage 48	Scherdeformationen nach Abschluss der Betriebsphase
Anlage 49	Fluiddruckbeaufschlagte Deckgebirgsbereiche nach Abschluss der Betriebsphase
Anlage 50	Volumetrische Dilatanzen nach Abschluss der Betriebsphase
Anlage 51	Überdruck in der Nachbetriebsphase
Anlage 52 bis 81	Konvergenzraten und Porositätsentwicklungen in der Nachbetriebsphase auf den einzelnen Sohlen bis zu 100.000 Jahren nach [2]
Anlage 82	Verringerung des konvergenzaktiven Gesamtvolumens nach [2]
Anlage 83	Verringerung der Auspressrate aus dem Bergwerk nach [2]
Anlage 84	Schließungskonzept Stand Oktober 2006
Anlage 85	Eingabekurven Versatz in Abhängigkeit von der Porosität
Anlage 86	Eingabekurven Versatz in Abhängigkeit von der Kompaktion
Anlage 87	Eingabetabellen Versatz in Abhängigkeit von der Kompaktion
Anlage 88	Hydraulischer Druck infolge des Permeationswiderstandes
Anlage 89 bis 118	Konvergenzraten und Porositätsentwicklungen in der Nachbetriebsphase auf den einzelnen Sohlen bis zu 100.000 Jahren nach [3]
Anlage 119	Verringerung des konvergenzaktiven Gesamtvolumens nach [3]
Anlage 120	Verringerung der Auspressrate aus dem Bergwerk nach [3]
Anlage 121	Anregung für das Bemessungserdbeben
Anlage 122	Antwortspektrum für das Bemessungserdbeben
Anlage 123	Statische und hydraulische Randbedingungen bei voller Eisauflast
Anlage 124	Verringerung des konvergenzaktiven Hohlraumvolumens bei unterschiedlichen Szenarien für eine Eiszeit
Anlage 125	Sohlenbezogene Porositätsänderung bei voller Eisauflast



Anordnung der Tragelemente im Steinsalzbaufeld an der Asse - Südflanke



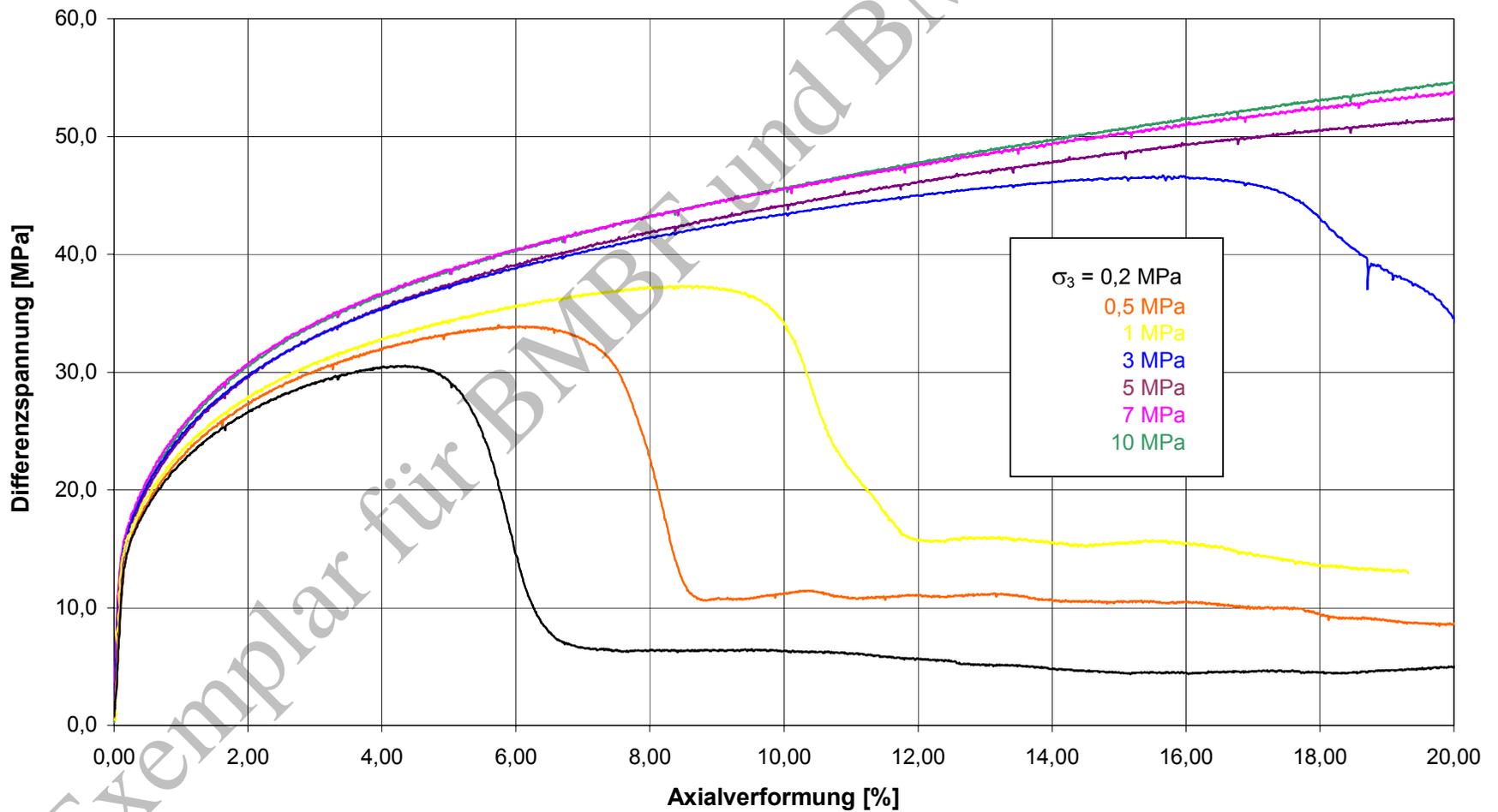
Fläche des Baufeldes $A_B = 178750 \text{ m}^2$

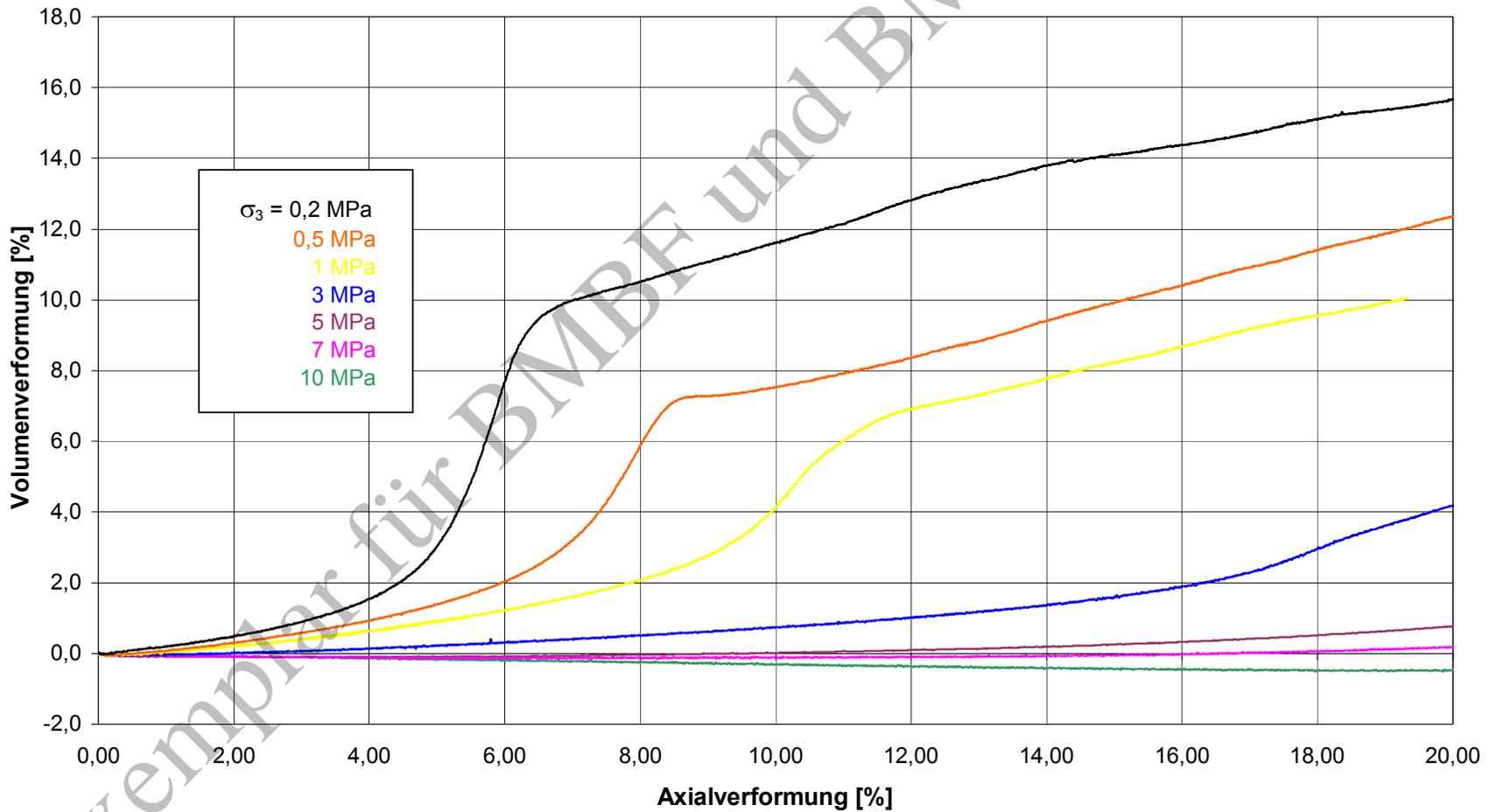


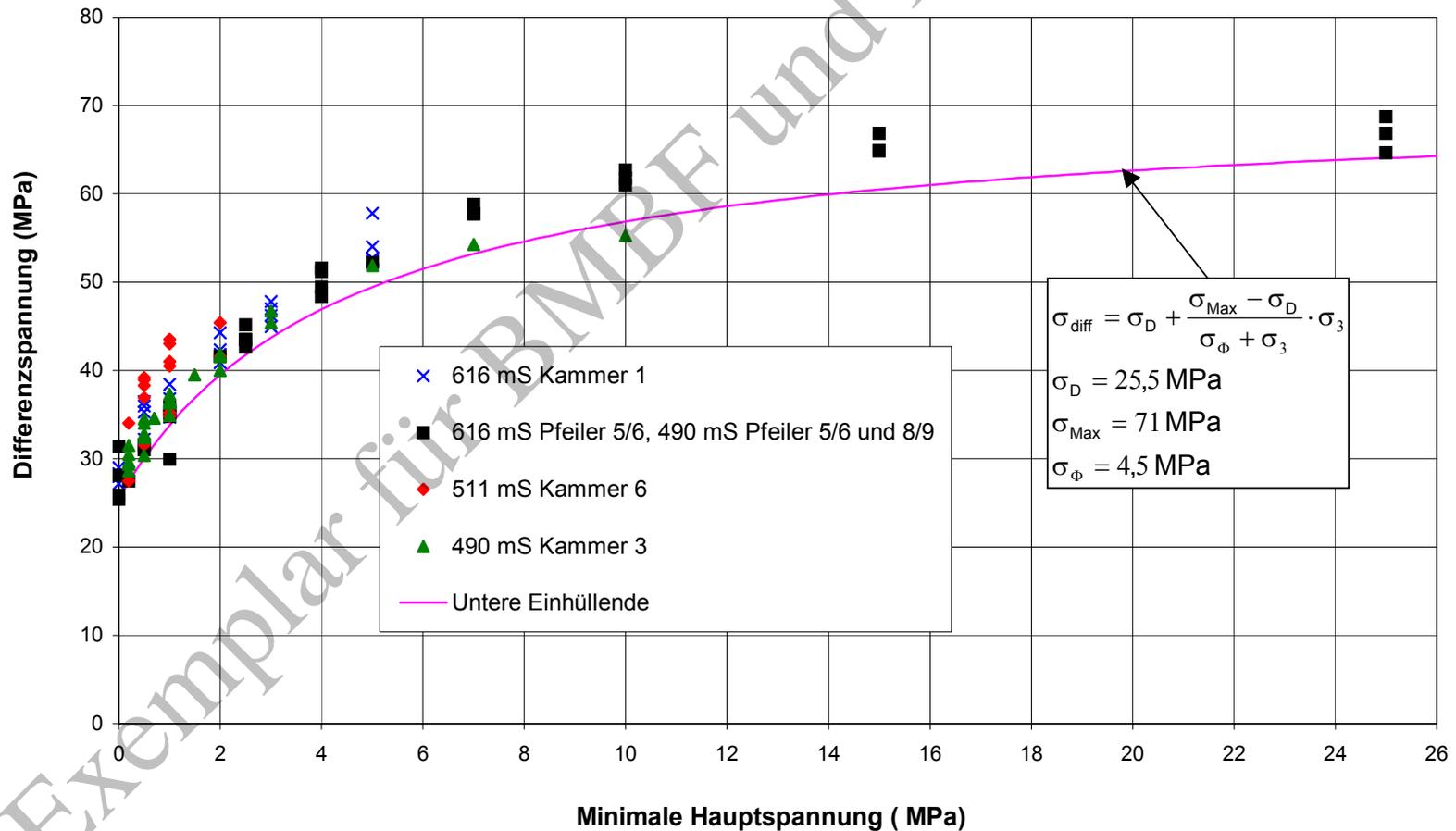
Fläche pro Pfeiler $A_{Pf} = 3300 \text{ m}^2$ / $A_{\text{Zentralpf}} = 5500 \text{ m}^2$

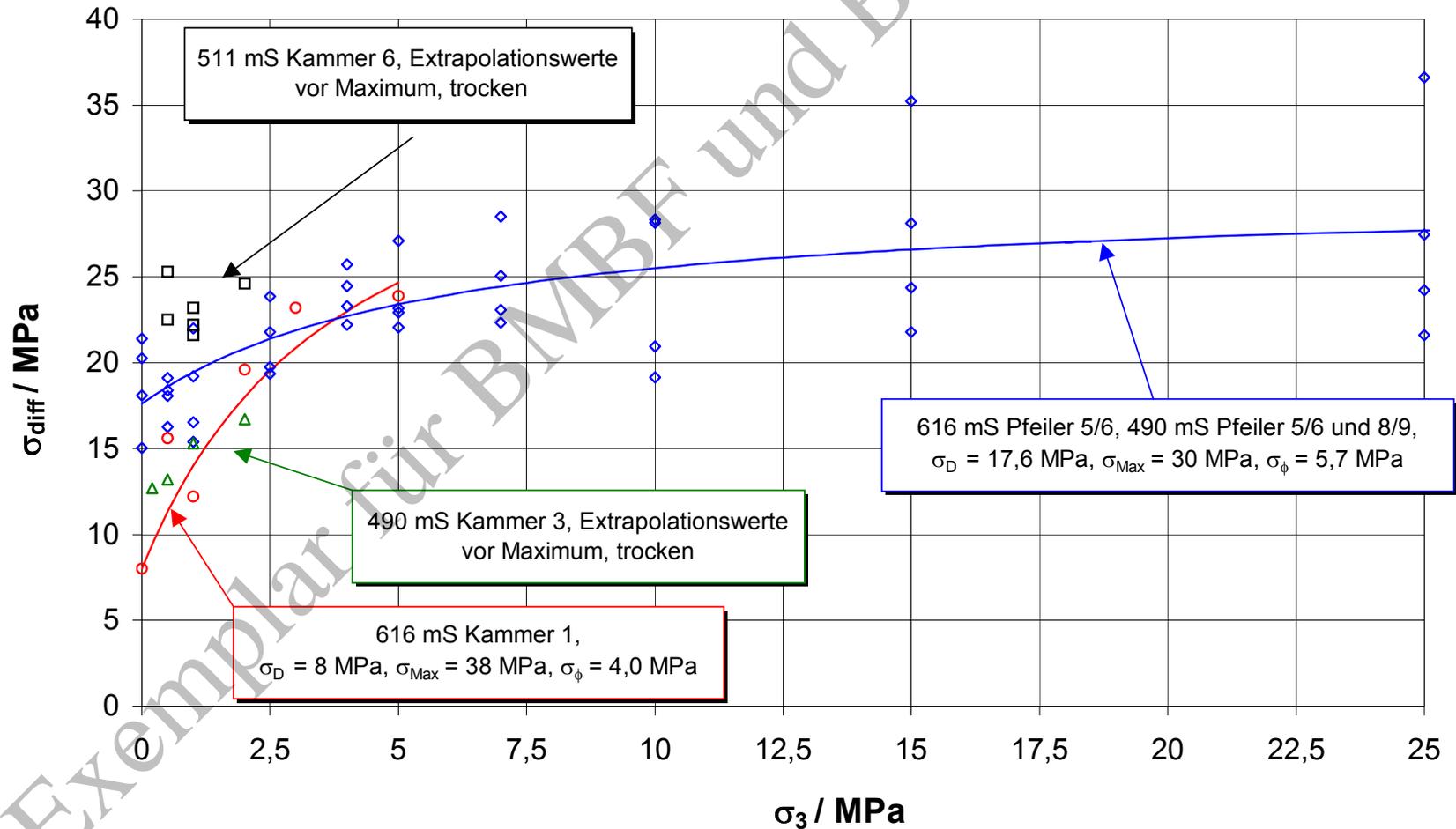


Fläche pro Schwebe $A_S = 360 \text{ m}^2$

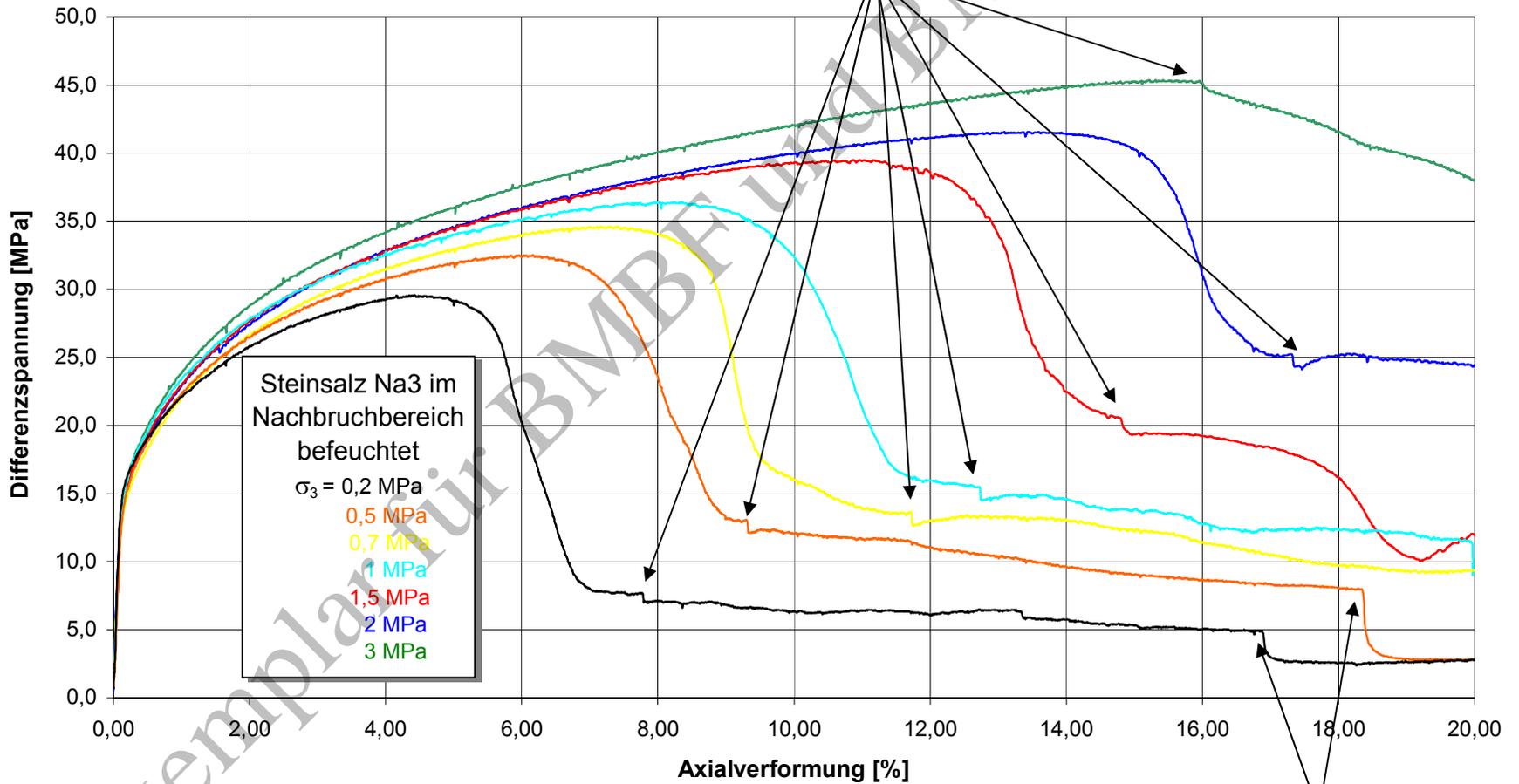


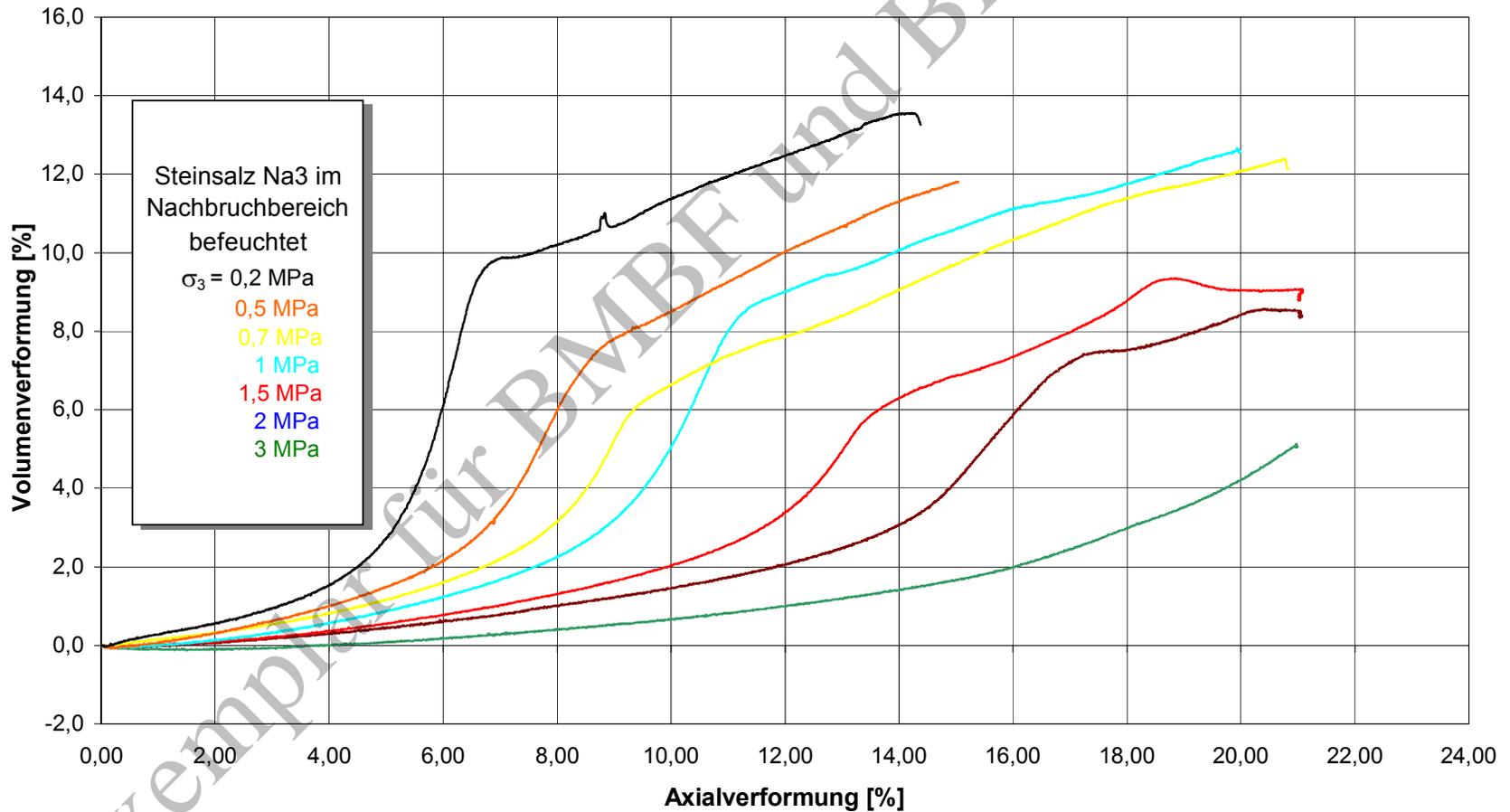


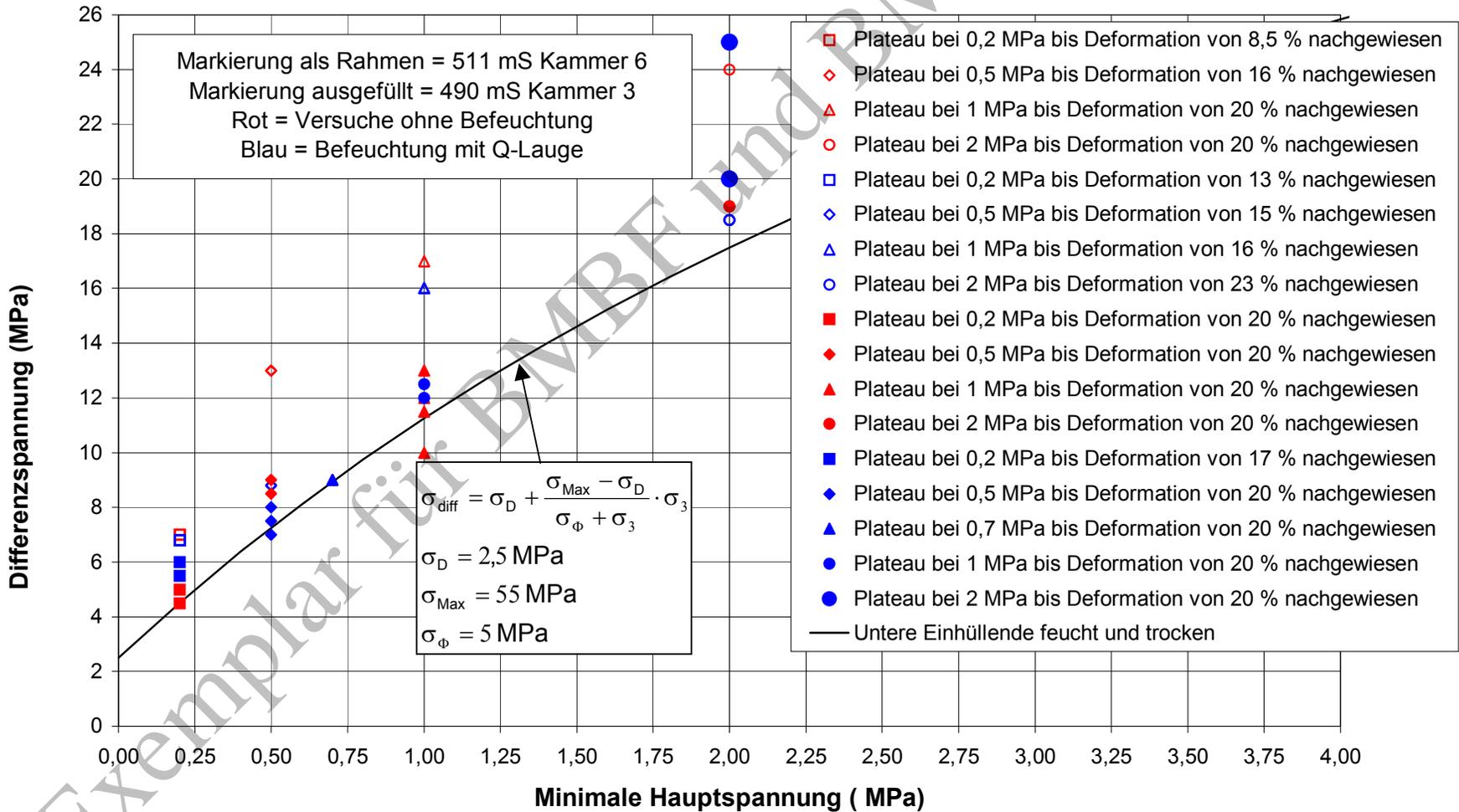


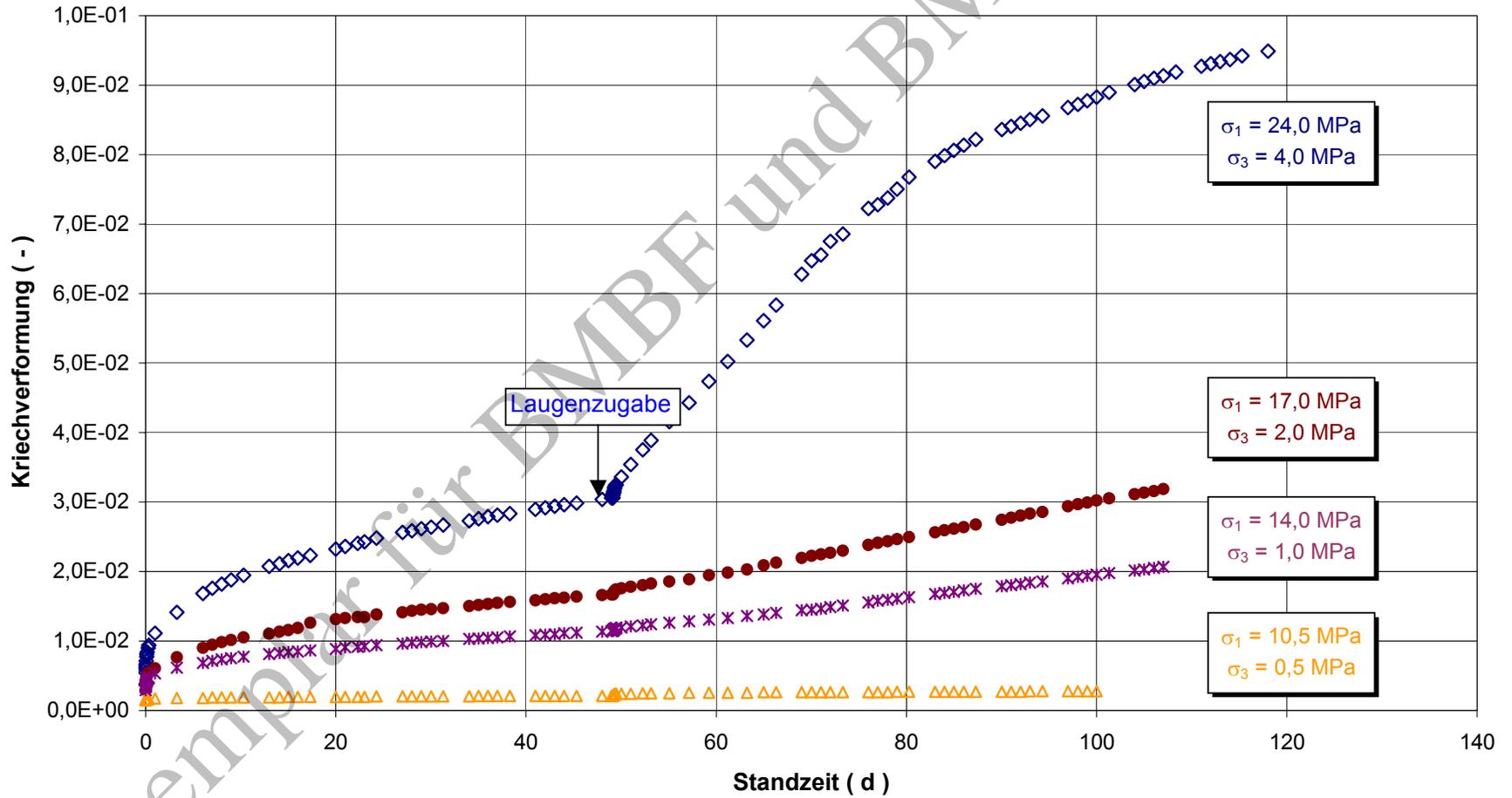


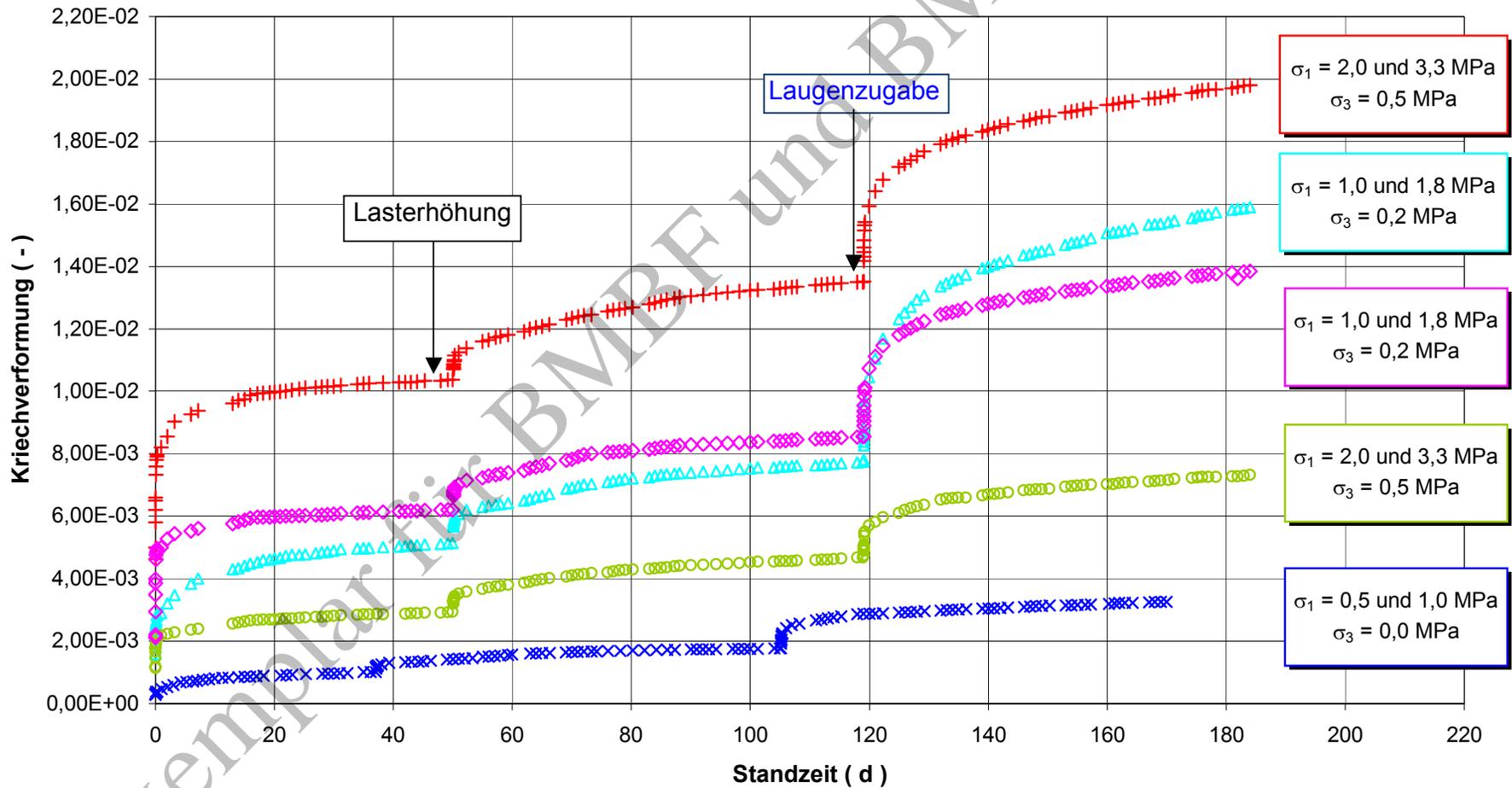
Drucklose Laugeneinleitung

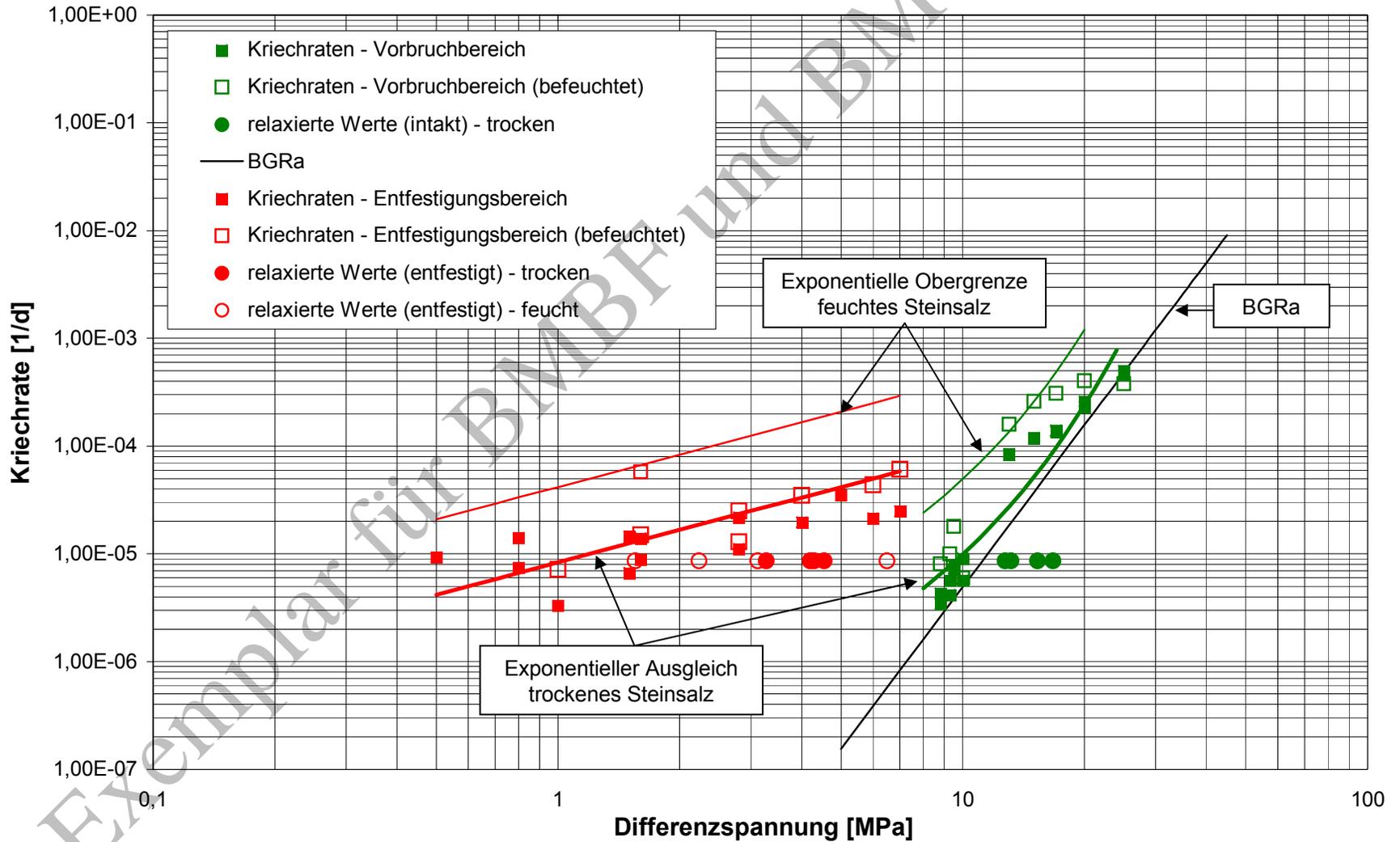


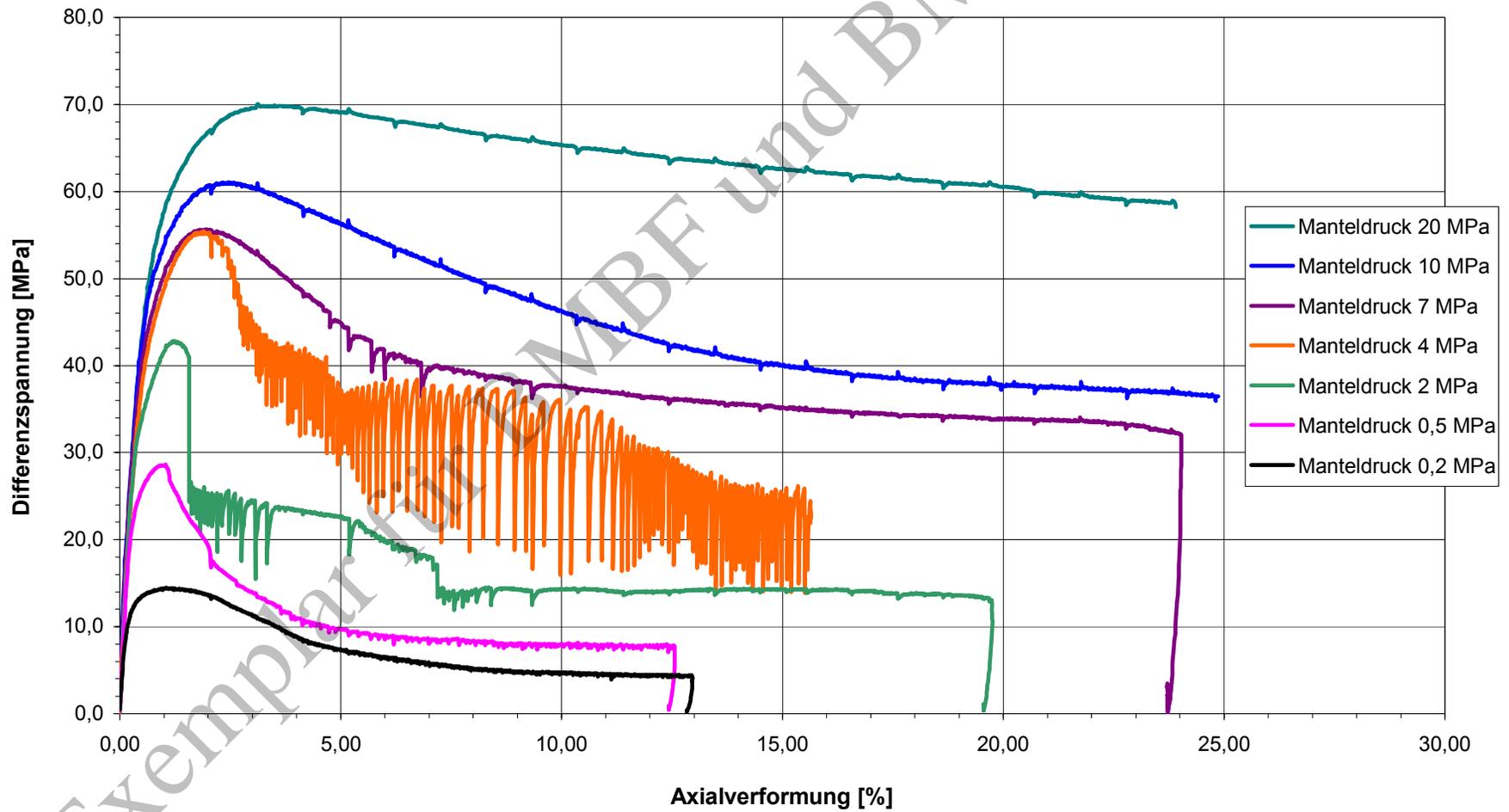


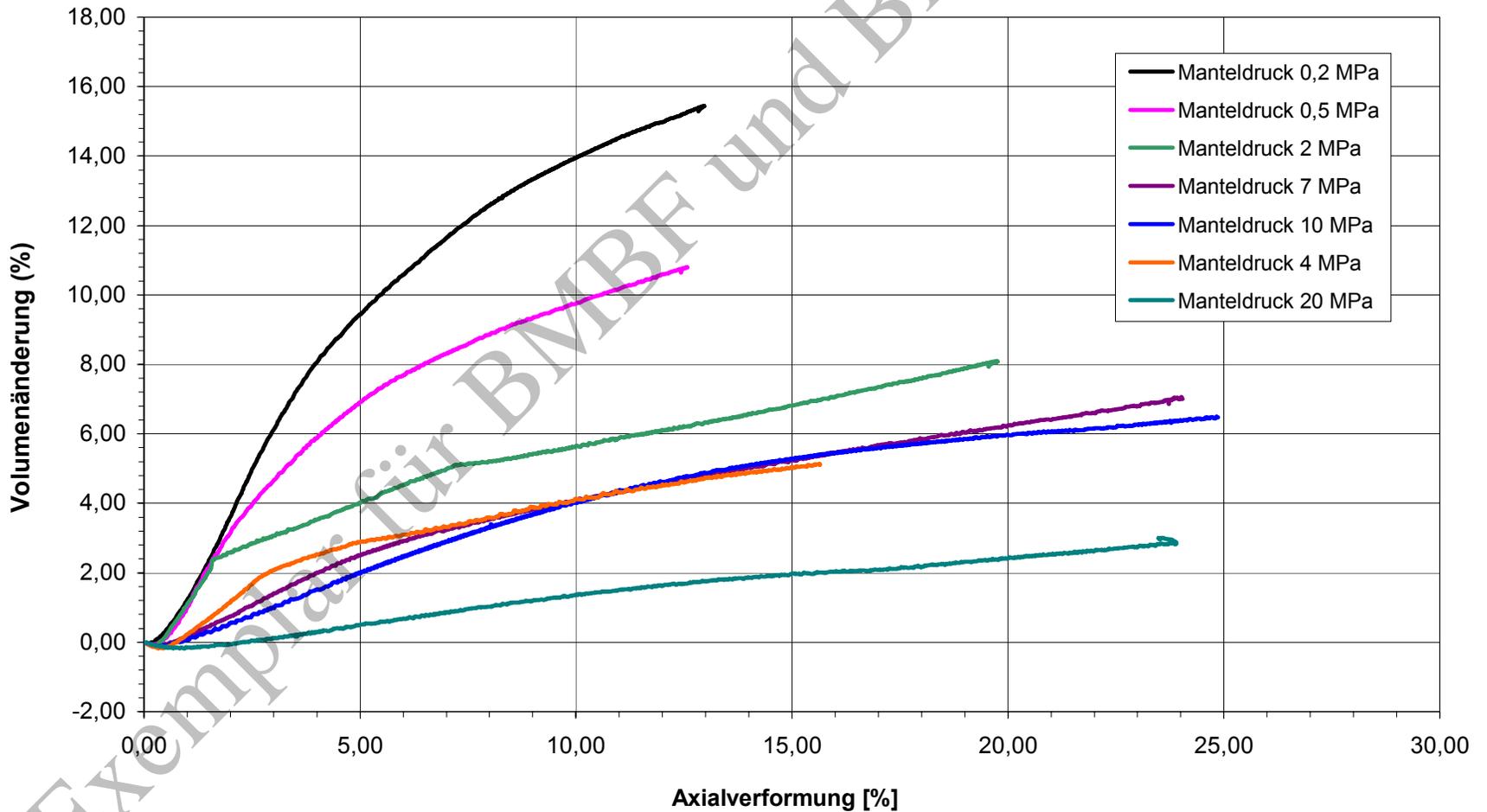


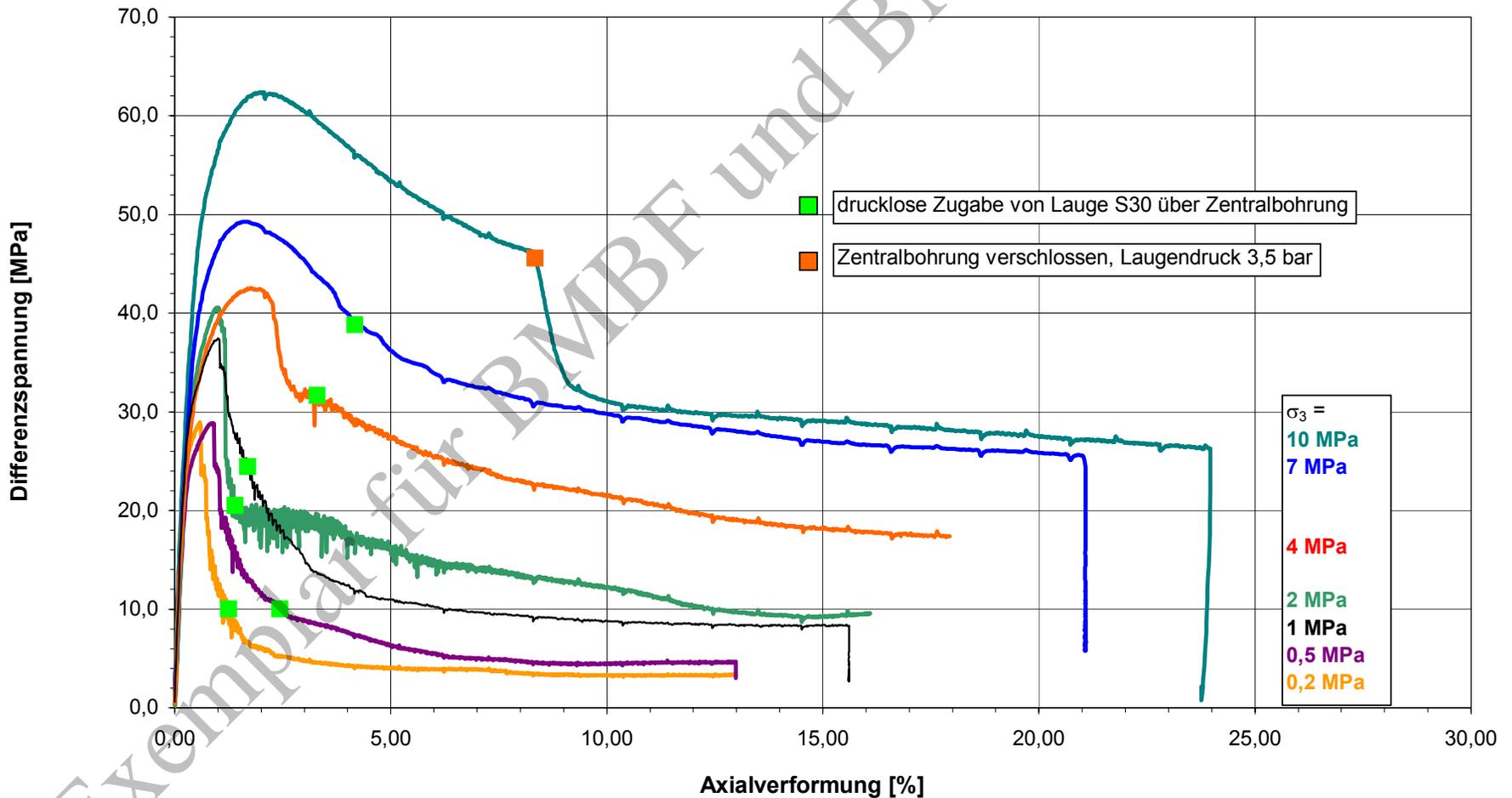


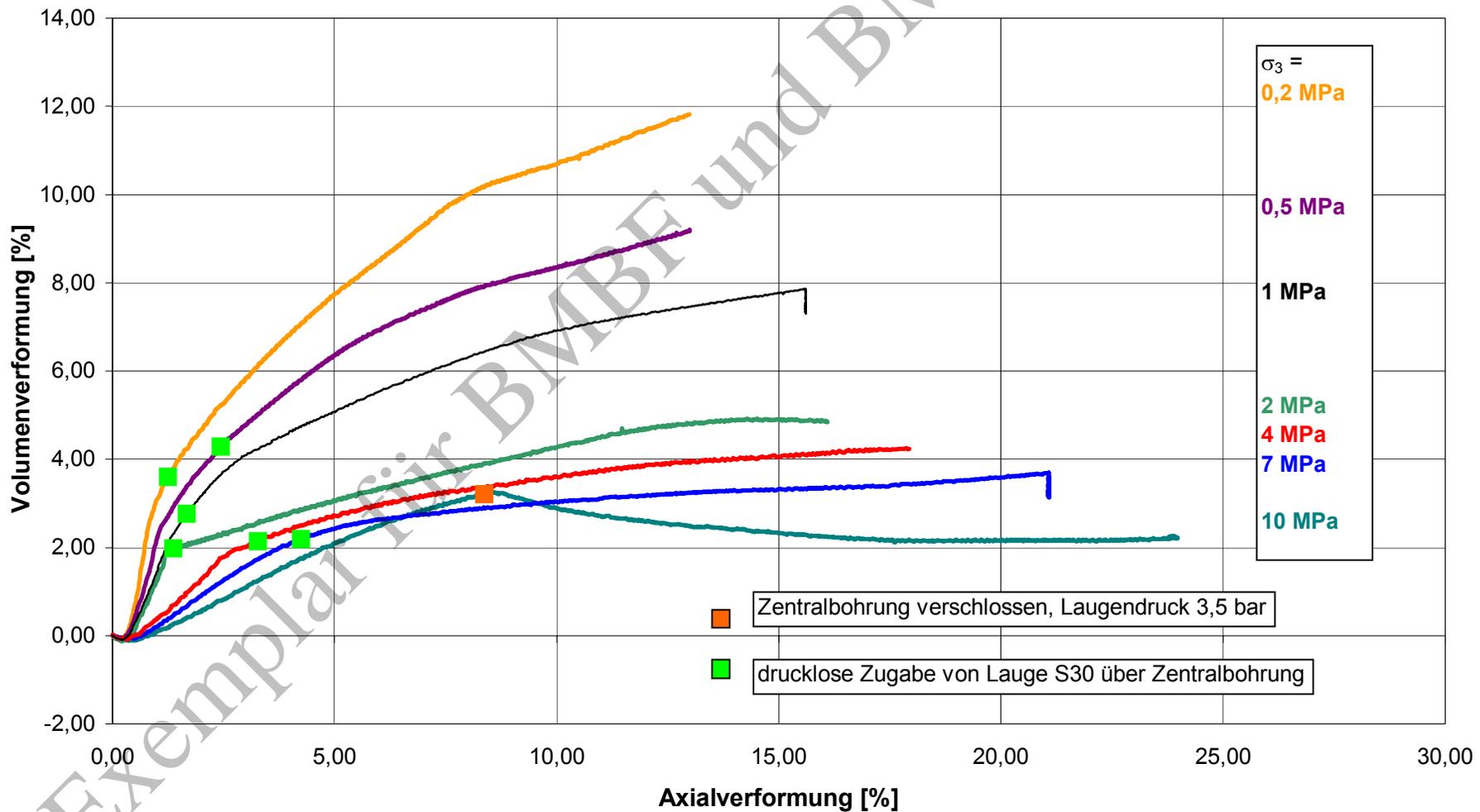


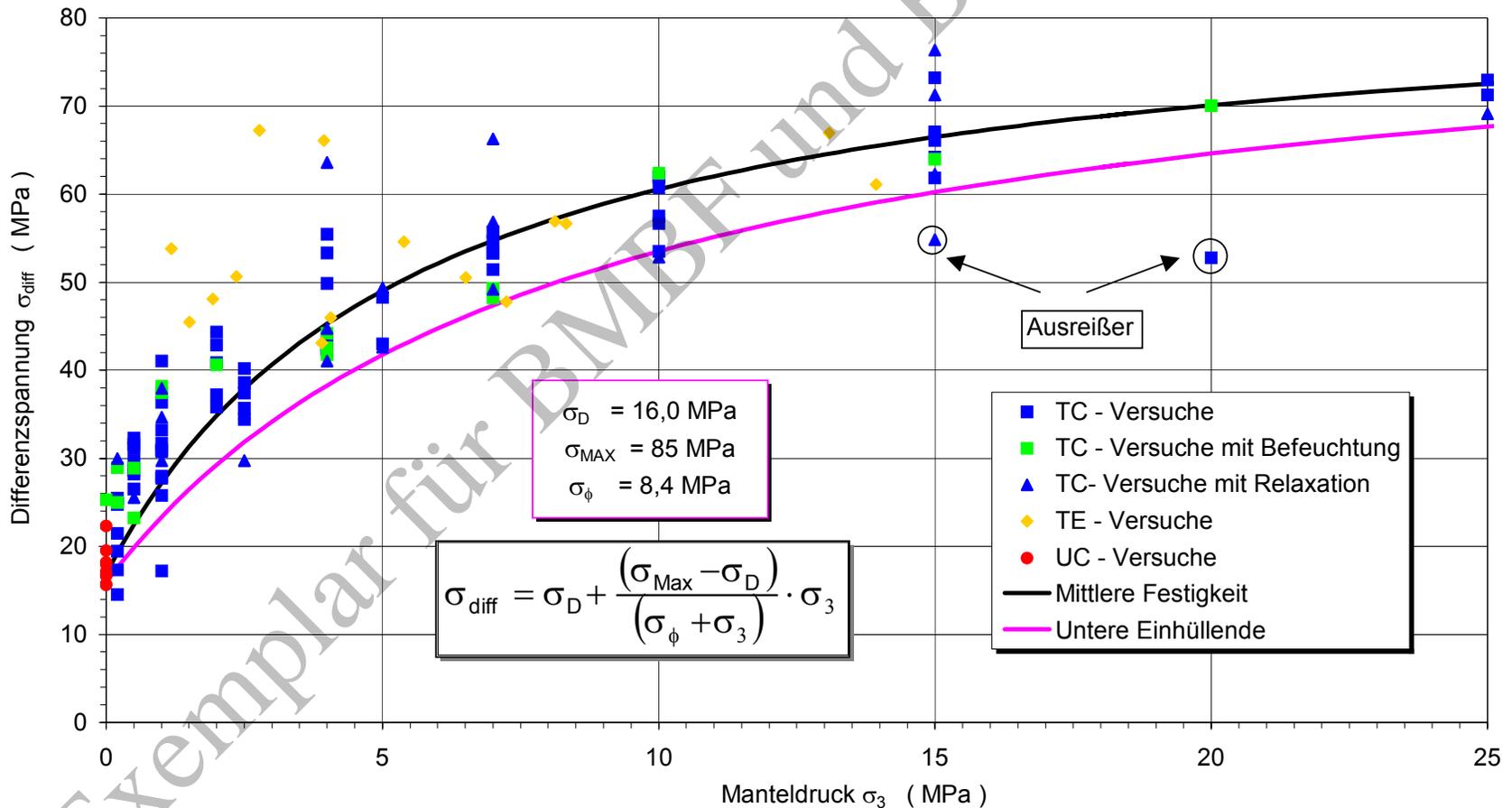


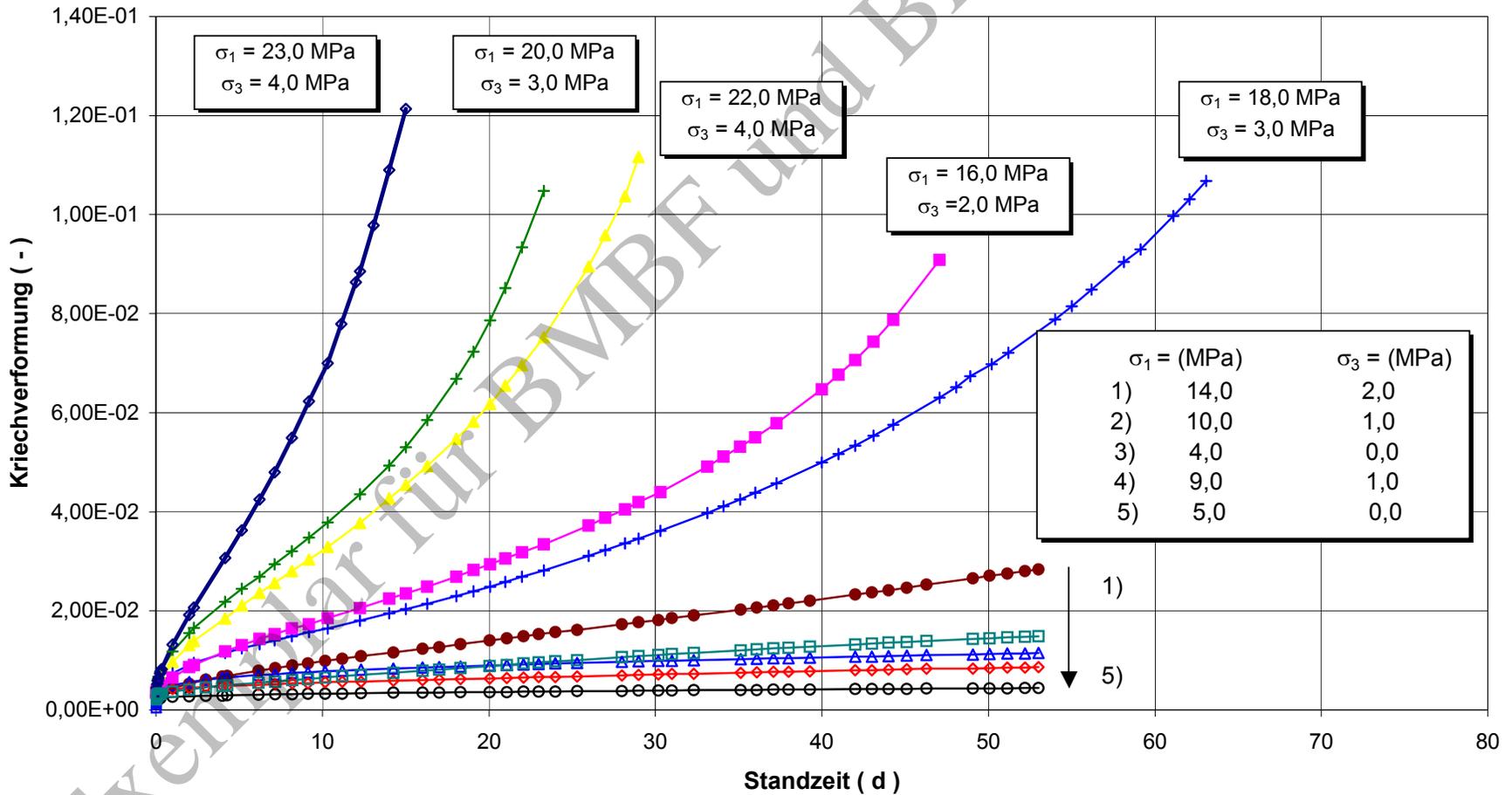


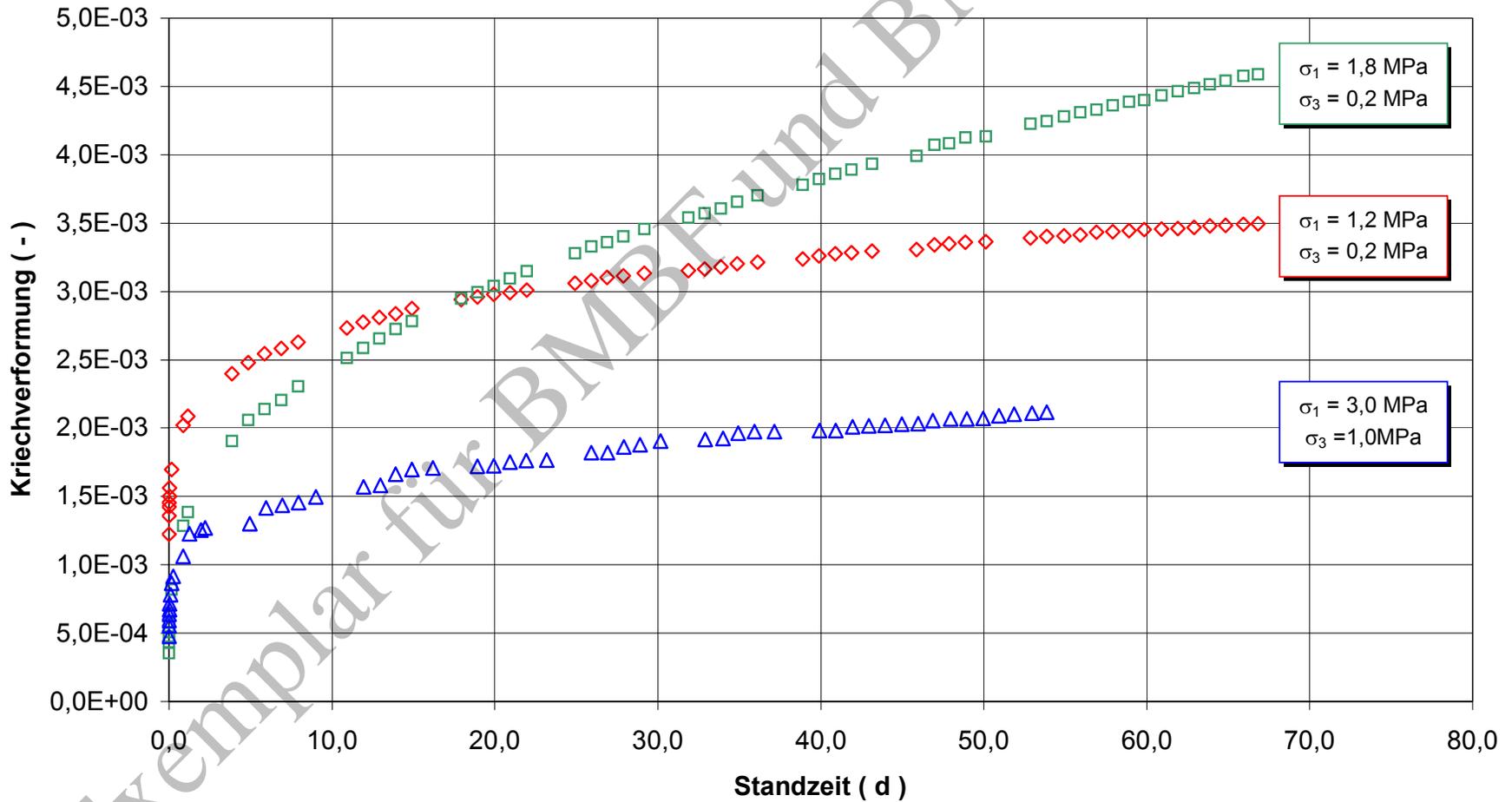


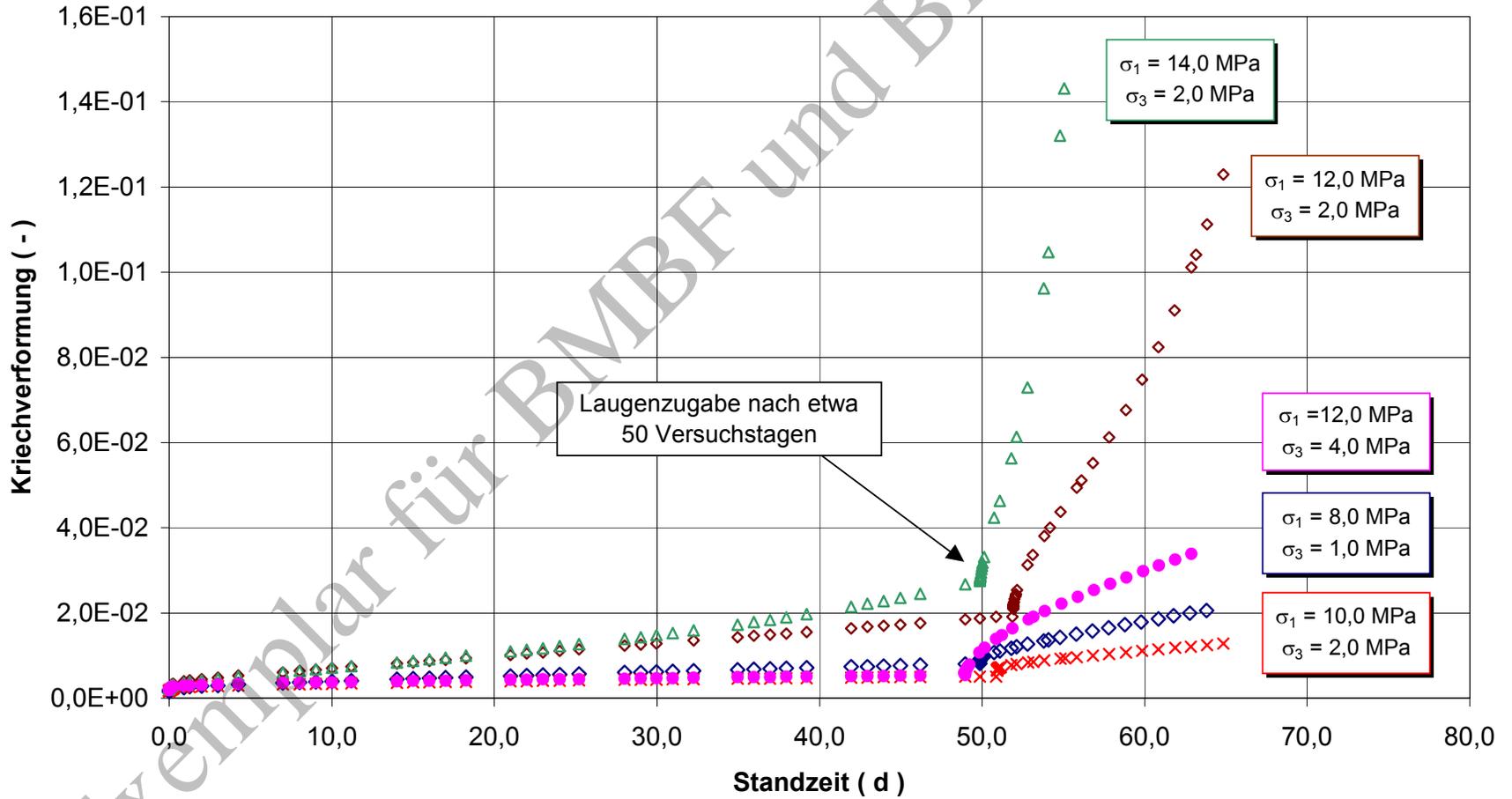


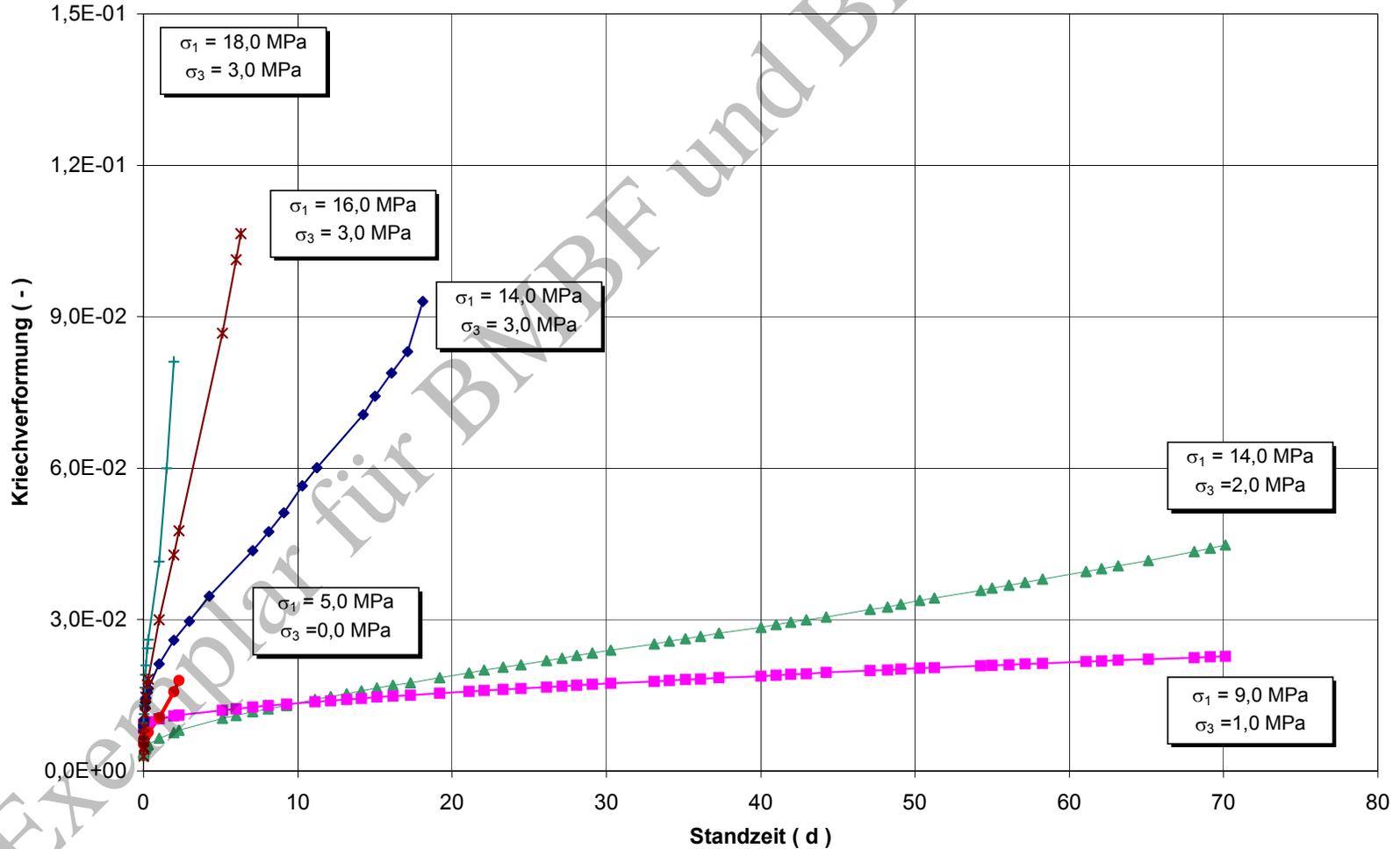


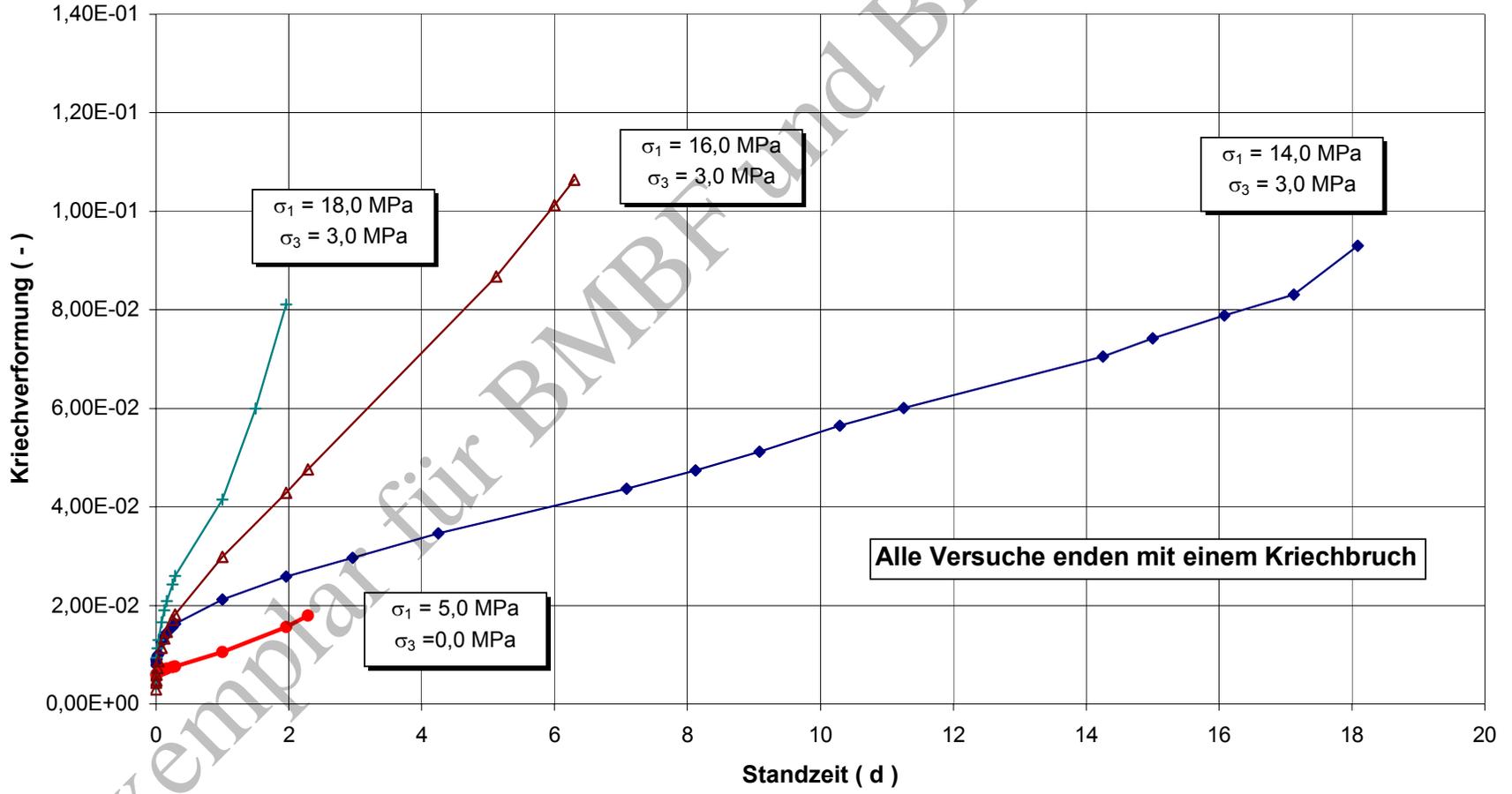


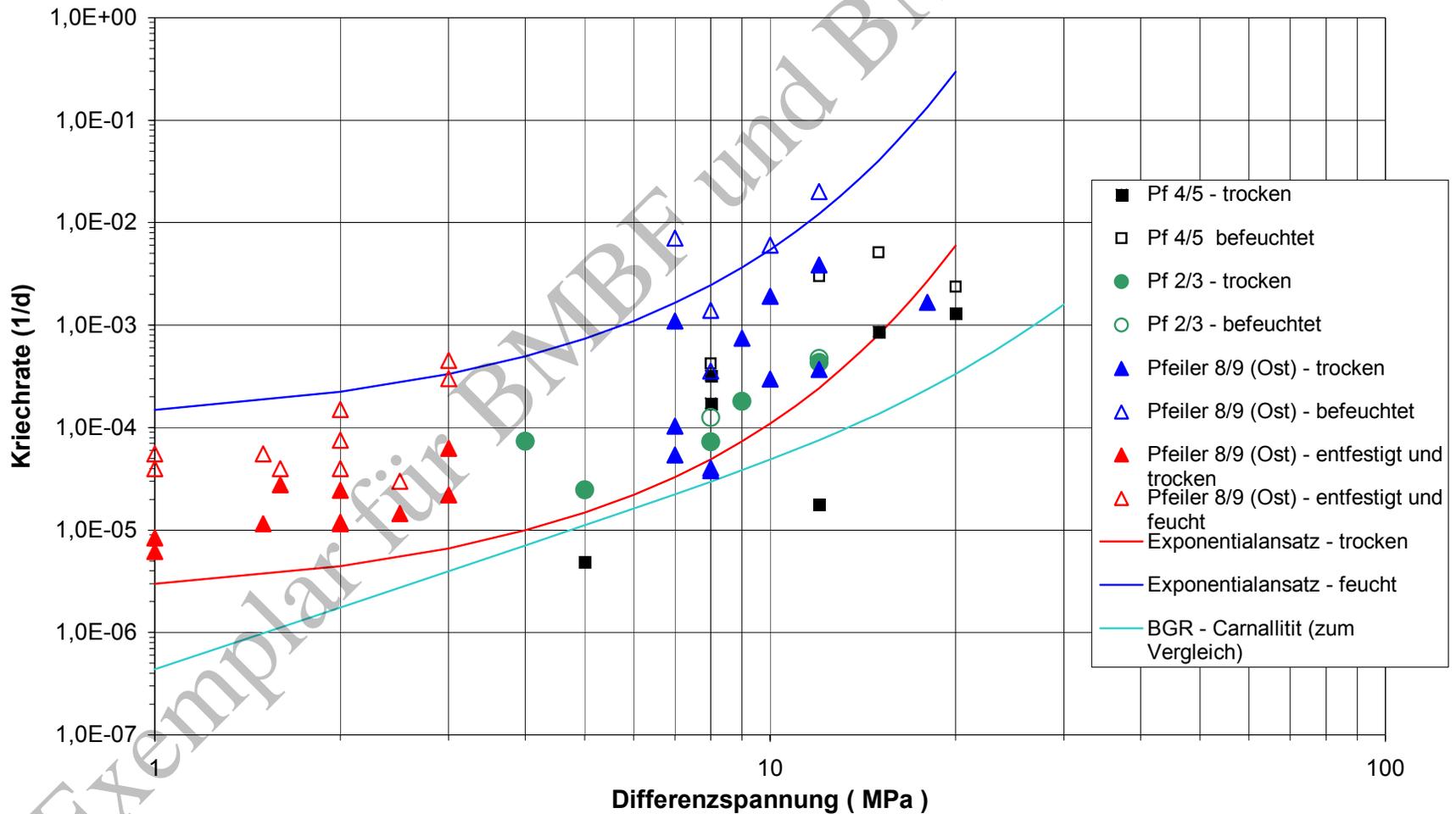


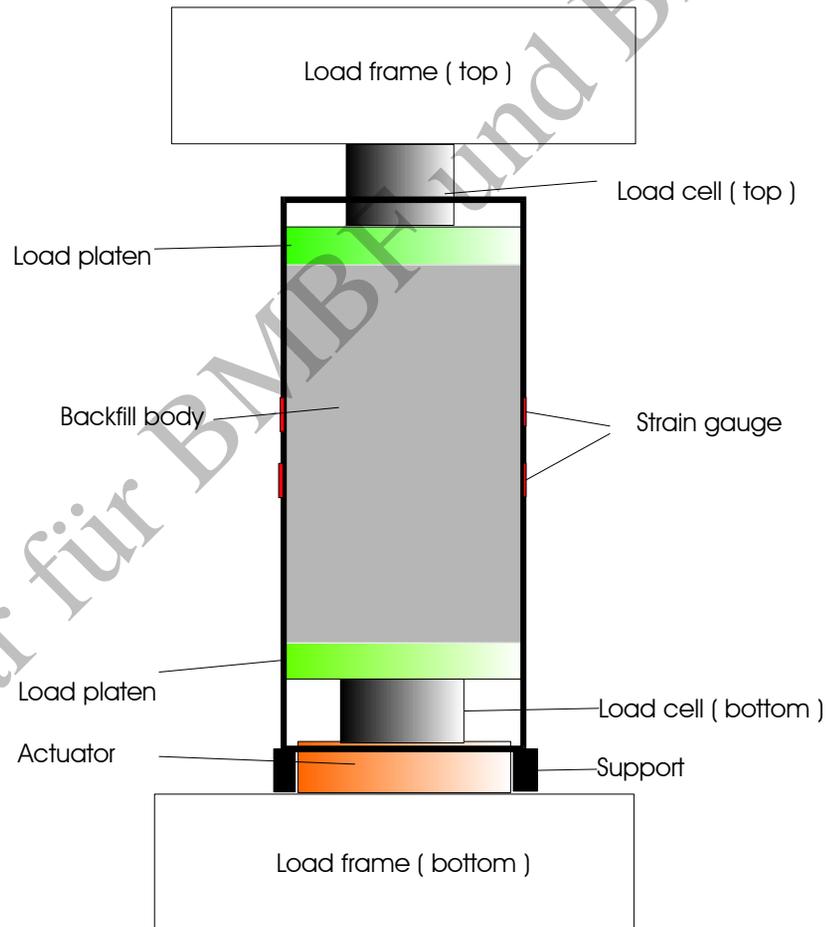






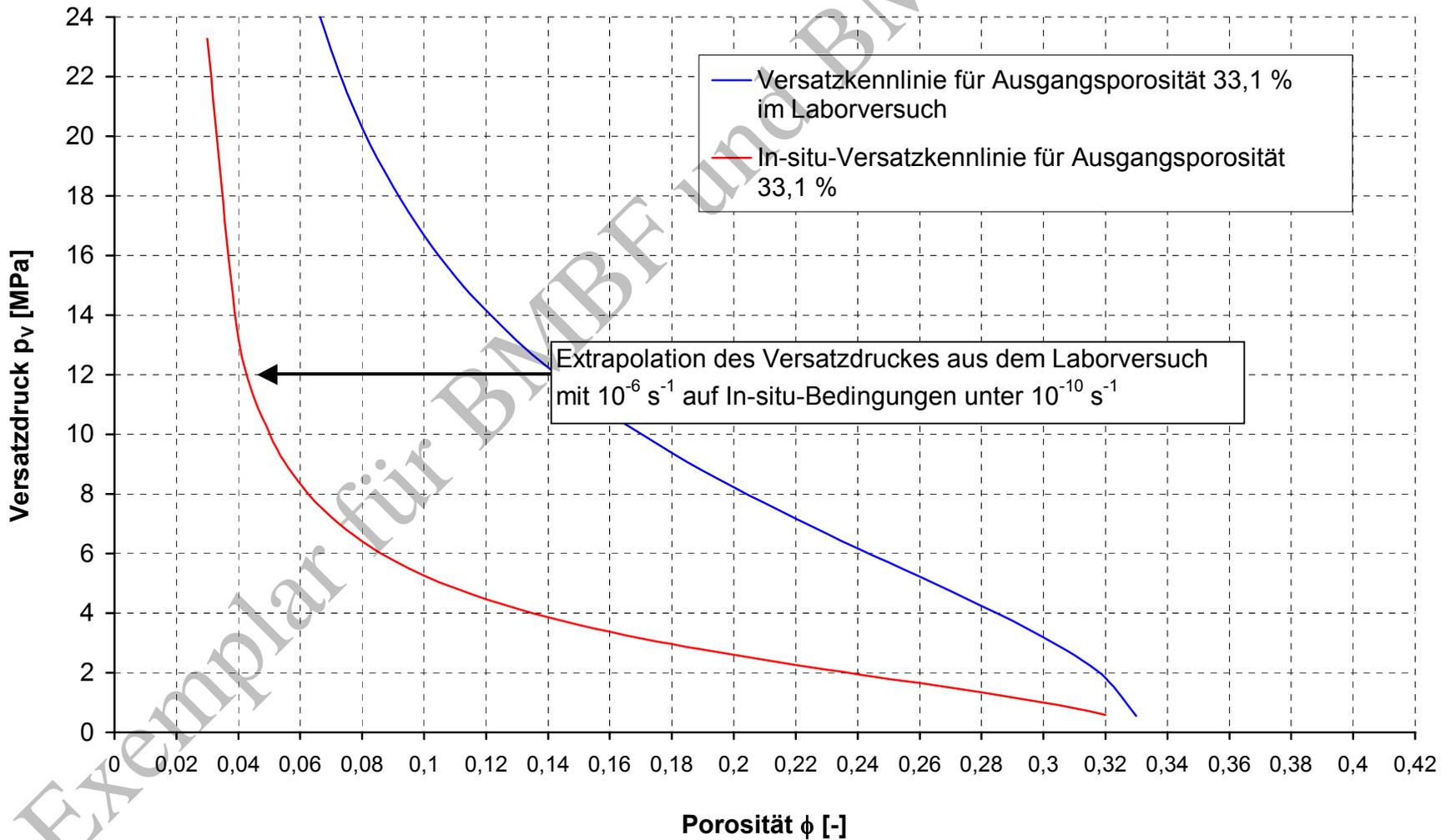




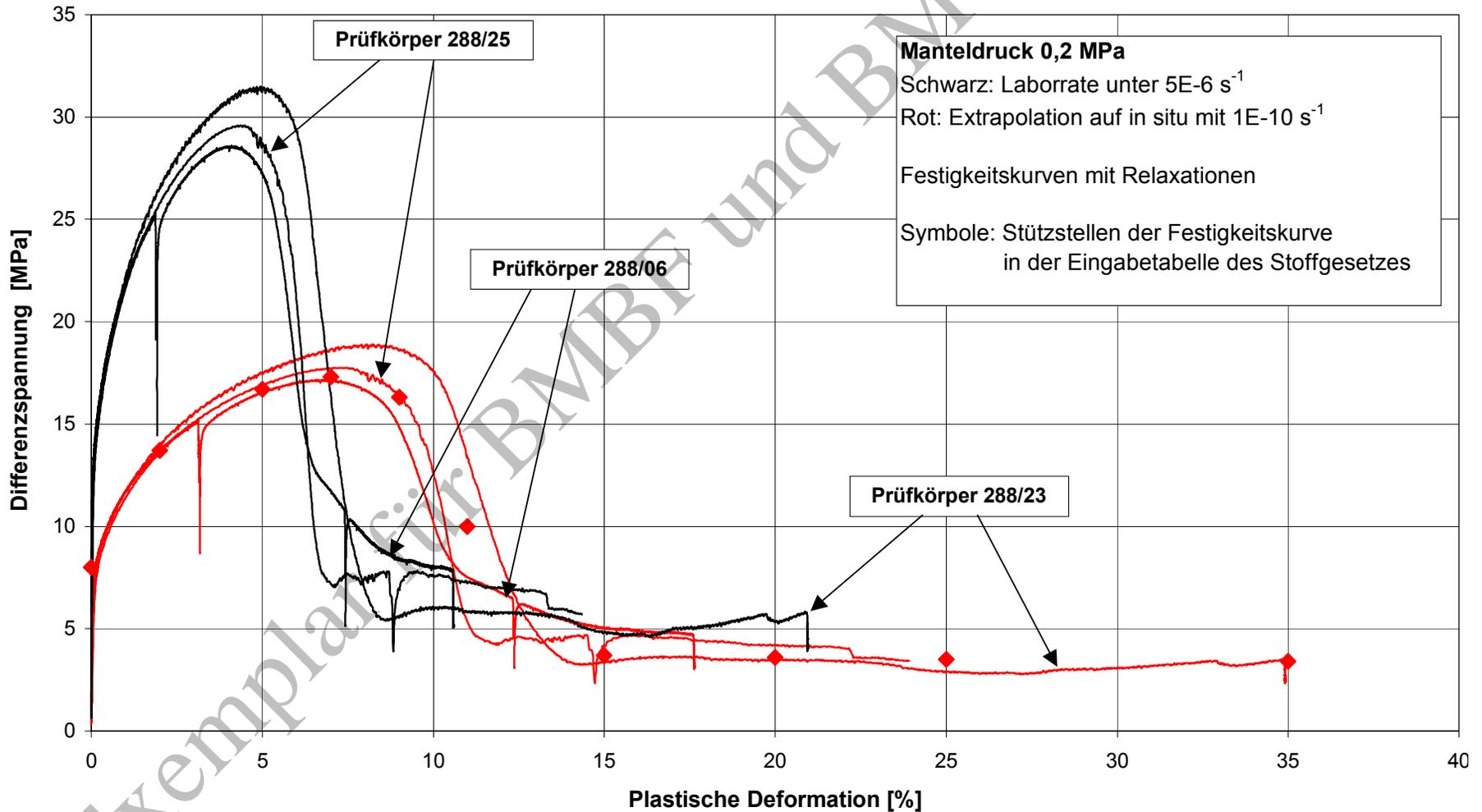


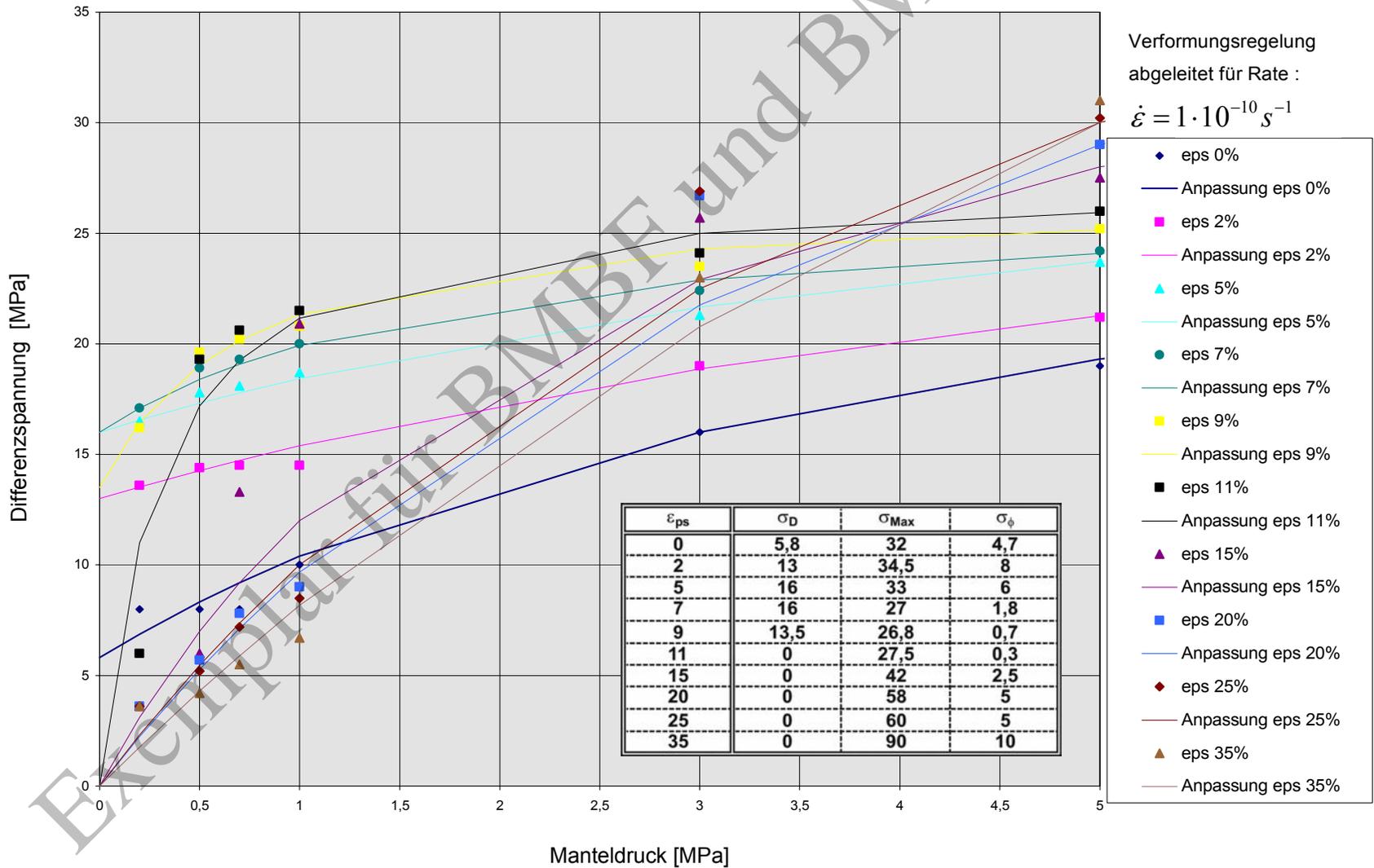


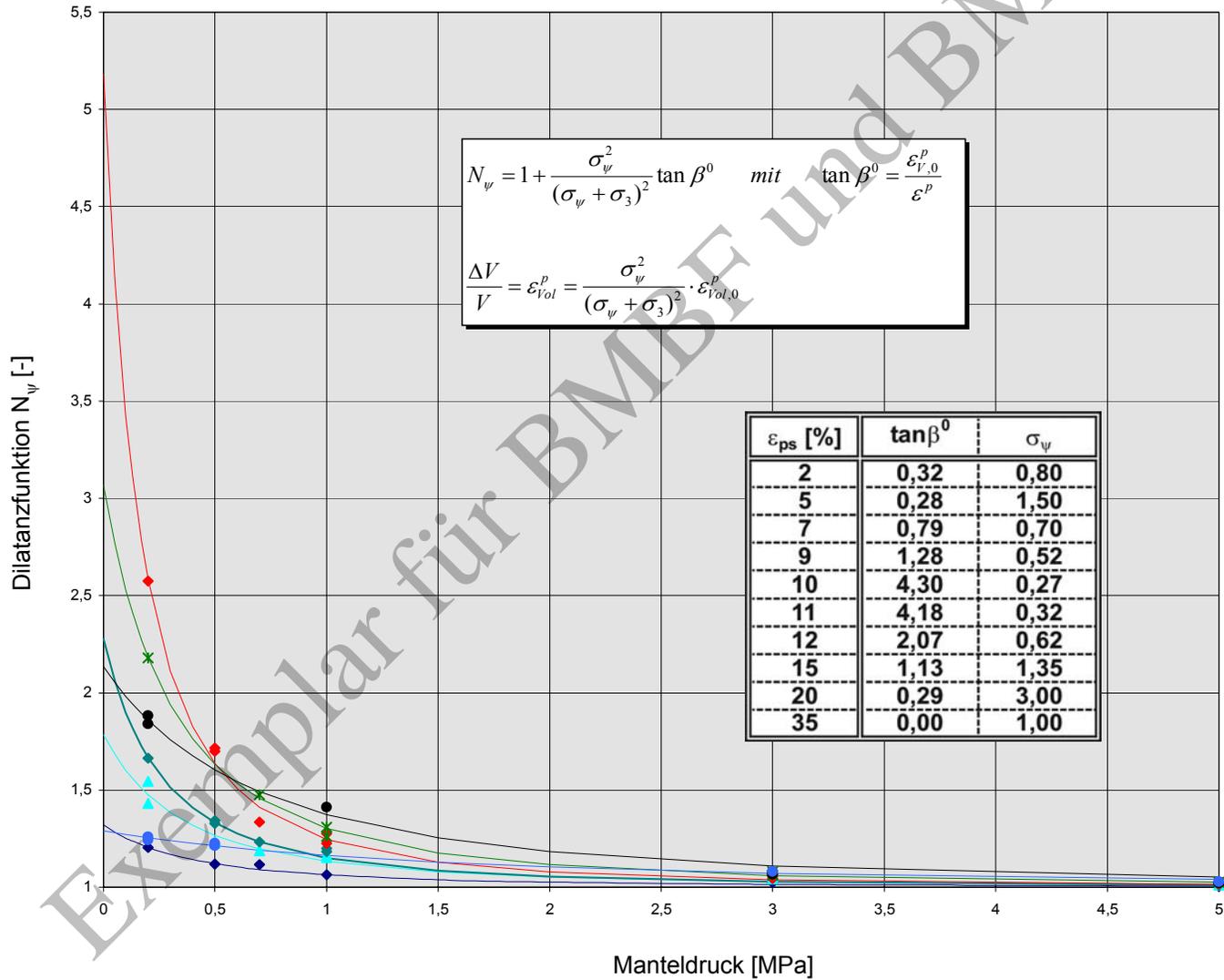
Druckzelle (zur Verringerung der Wandreibung eingefettet und mit Plastikfolie ausgekleidet) vor dem Einbau mit Drainageschlauch (links) und mit Filz abgedecktes Drainagerohr (oben)









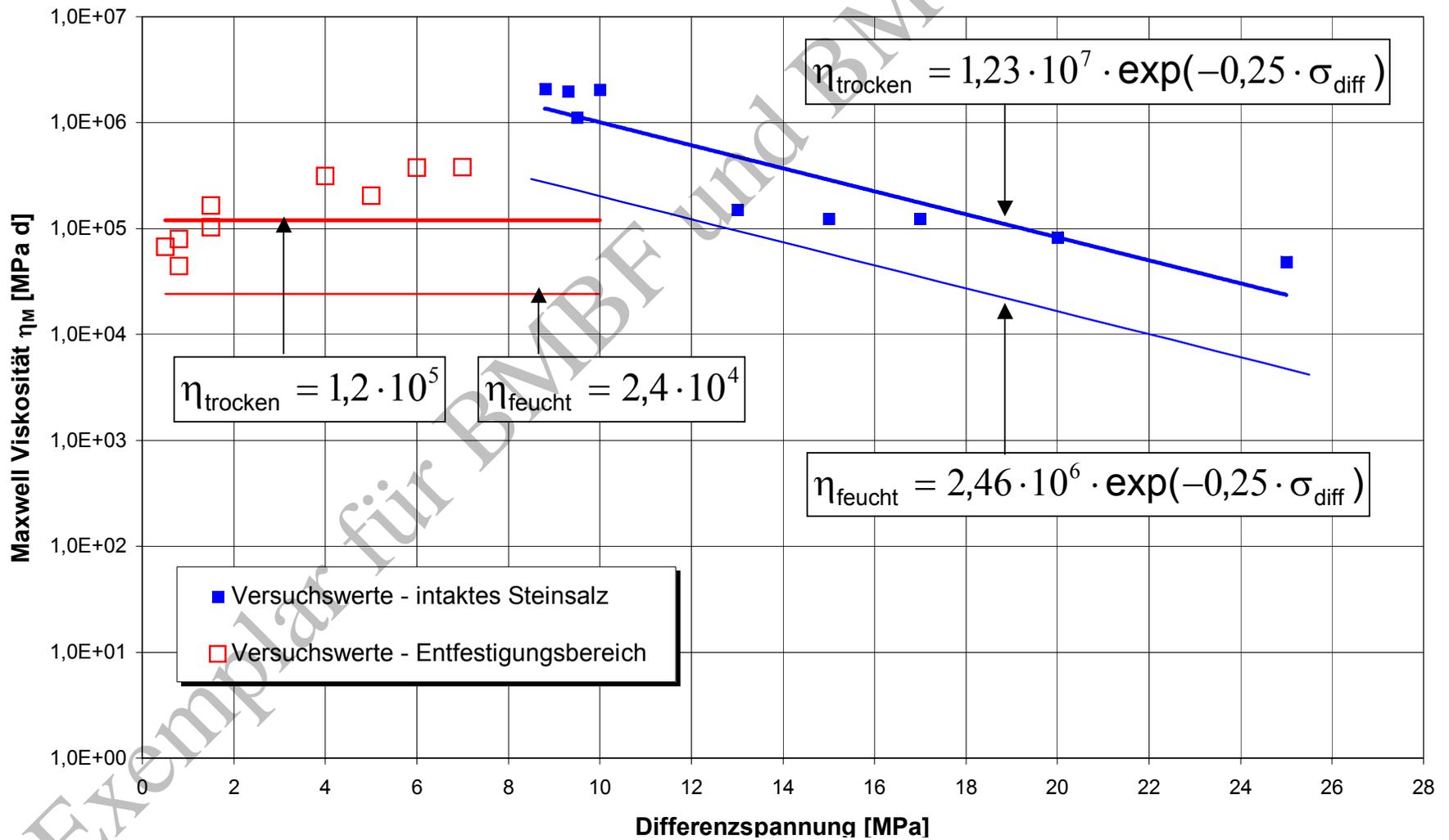


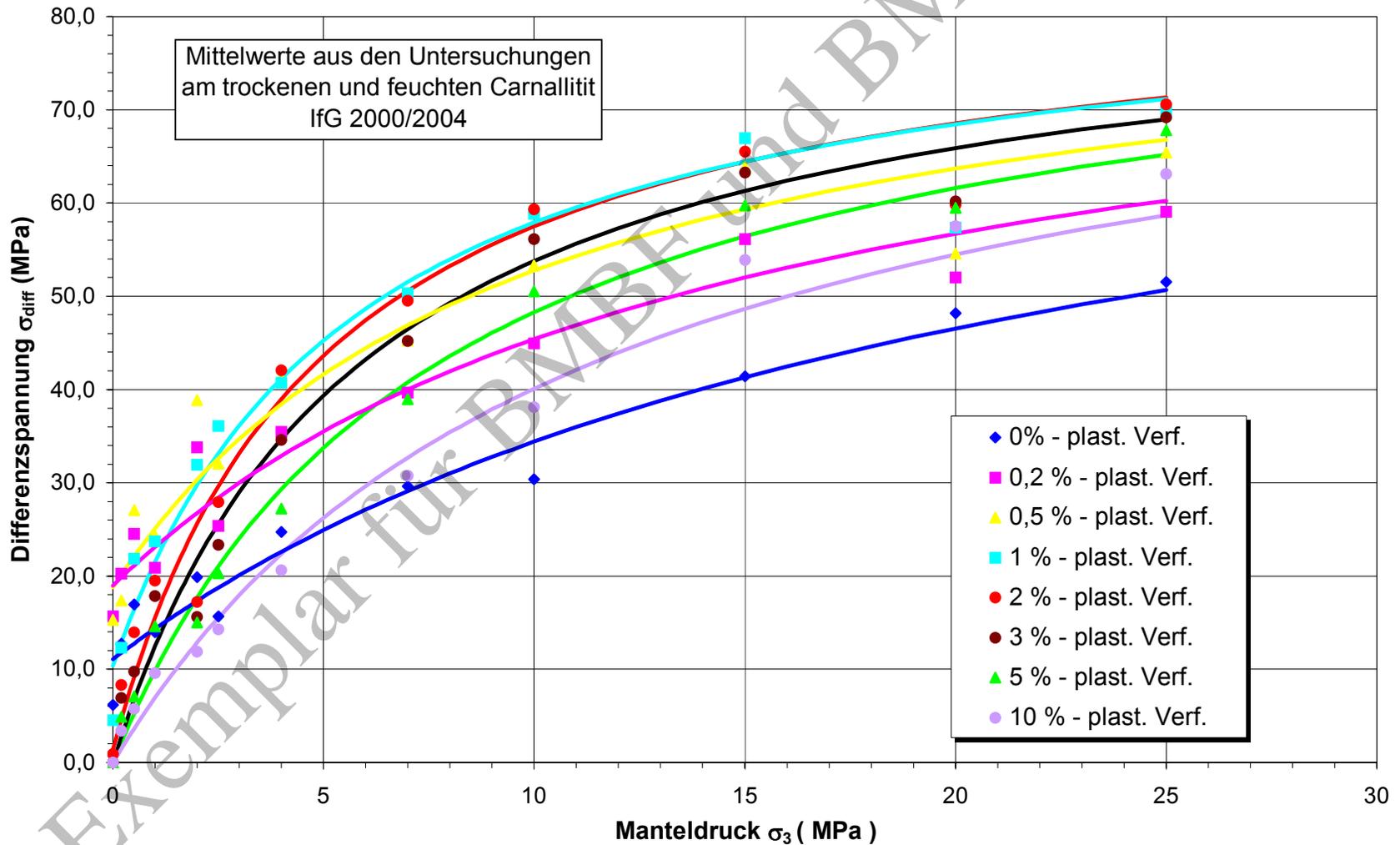
abgeleitet für Rate :

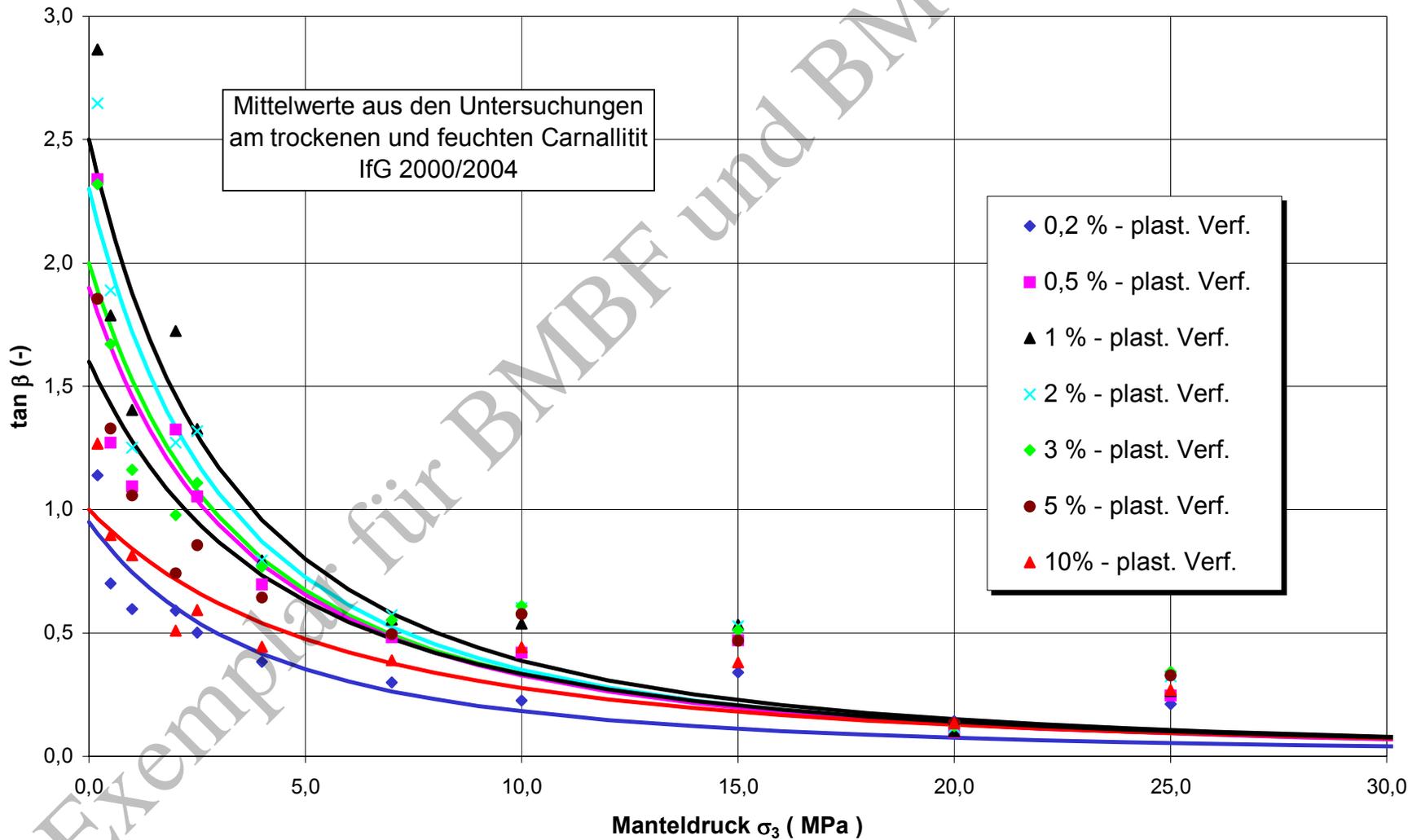
$$\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-10} \text{ s}^{-1}$$

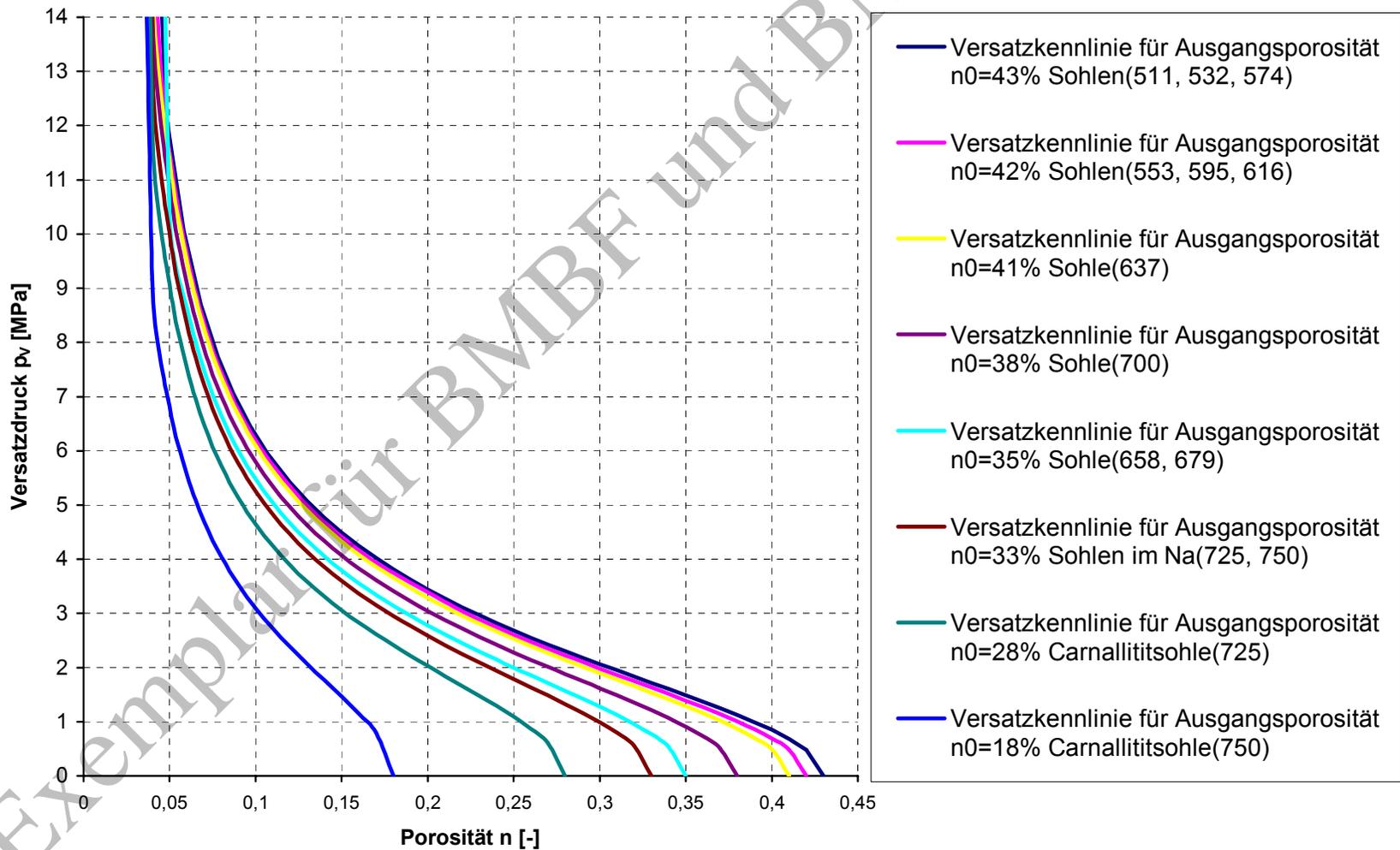
- ◆ eps=2%
- Anpassung eps=2%
- ▲ eps=7%
- Anpassung eps=7%
- ◆ eps=9%
- Anpassung eps=9%
- ◆ eps=11%
- Anpassung eps=11%
- ✱ eps=12%
- Anpassung eps=12%
- eps=15%
- Anpassung eps=15%
- eps=20%
- Anpassung eps=20%

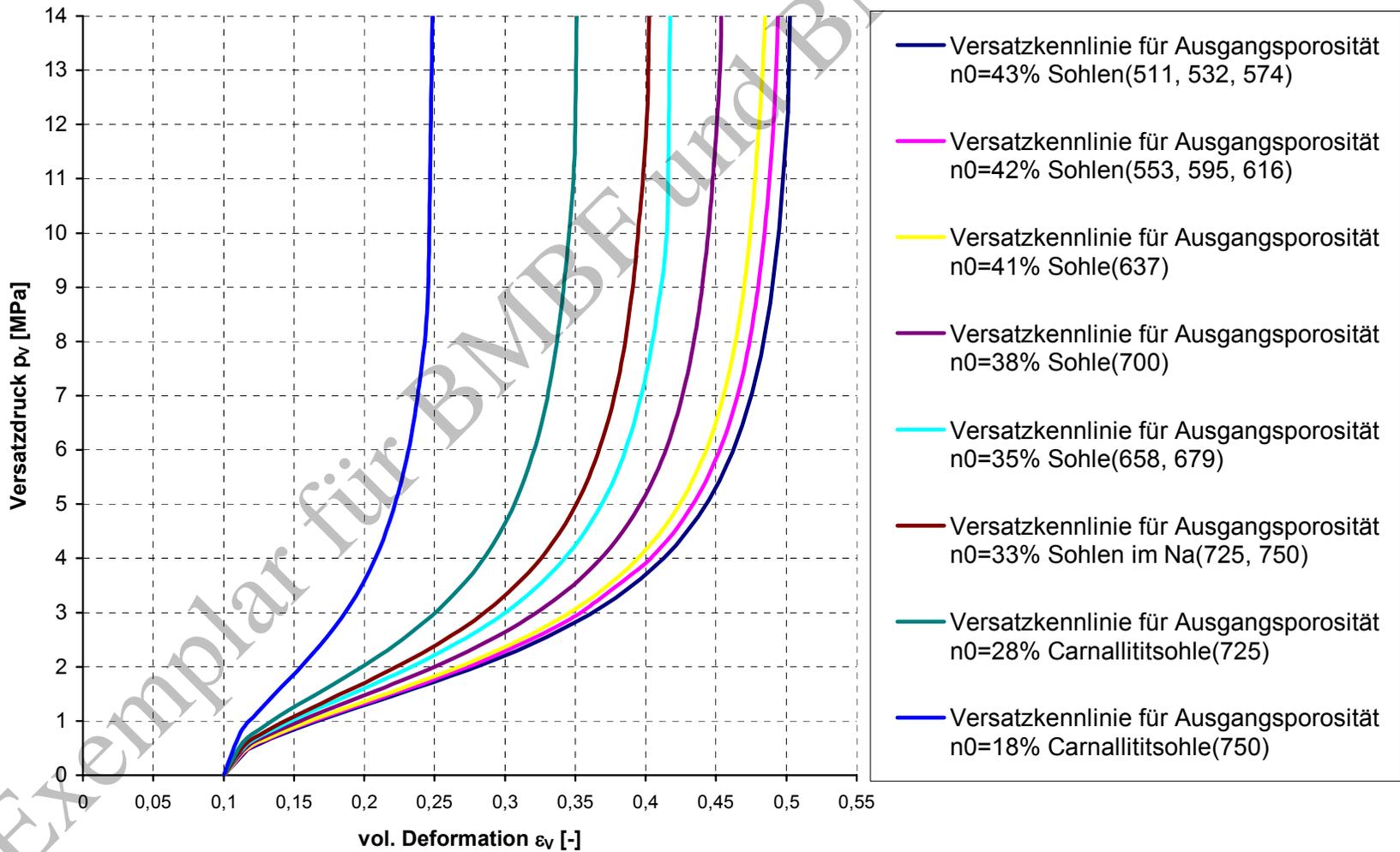












Porosität n_0 [-] = 0,43			Porosität n_0 [-] = 0,42			Porosität n_0 [-] = 0,41		
ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]
0	0	0,0	0	0	0,0	0	0	0,0
0,1	0,05	0,1	0,1	0,05	0,1	0,1	0,05	0,1
0,2	1,4	1,5	0,2	1,4	1,5	0,2	1,4	1,5
0,35	2,7	3,0	0,35	3	3,3	0,35	3	3,3
0,4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

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

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

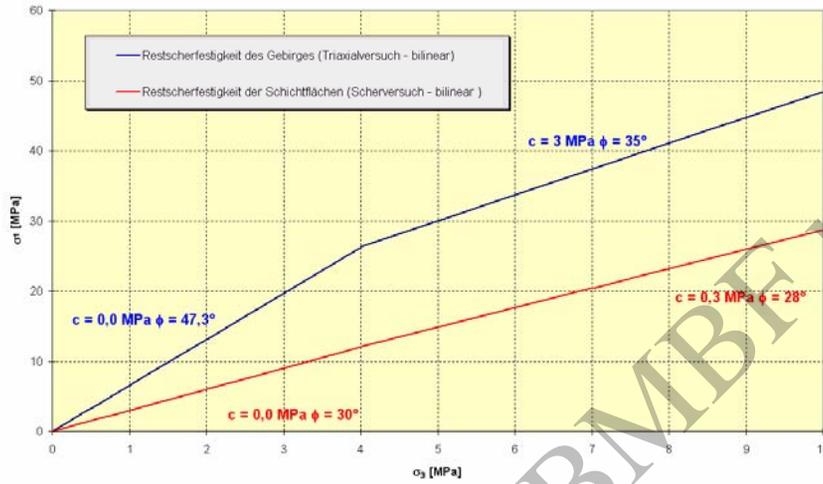
$$p_c = p_v \cdot \frac{R+1}{R} \quad \text{mit } R = 10$$

Versatzparameter (feucht):

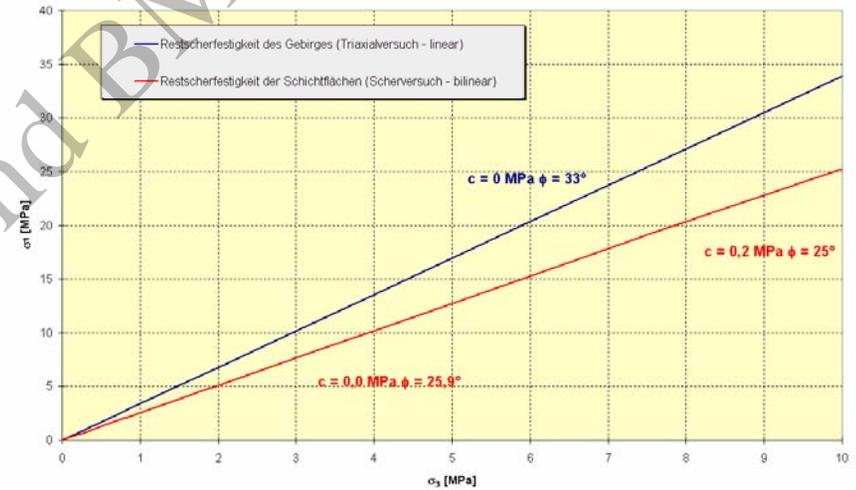
- Kohäsion $c = 0,5$ MPa
- Reibungswinkel $\phi = 9^\circ$
- Kompressionsmodul $K = 18$ GPa
- Schermodul $G = 8,3$ GPa
- Dichte $\rho_f = 1,9$ t/m³



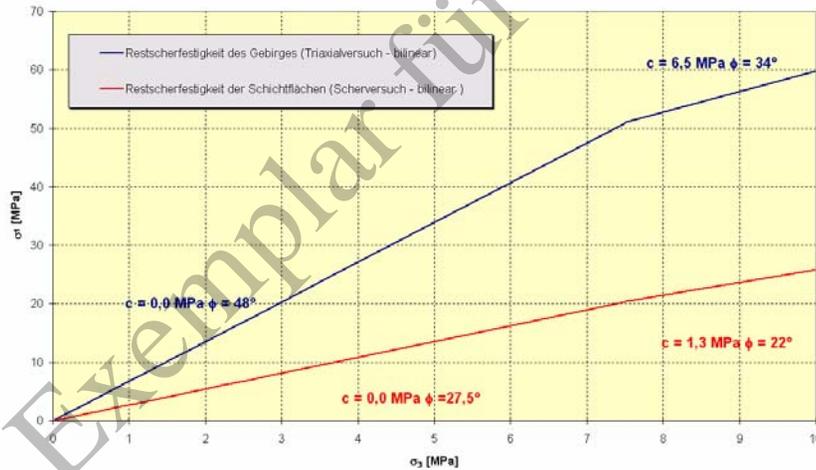
Rötanhvdrit so1A



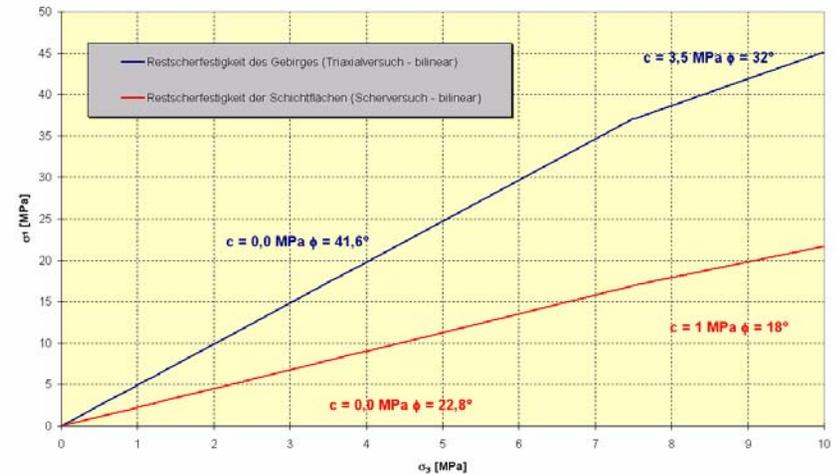
Oberer Buntsandstein so2-so4

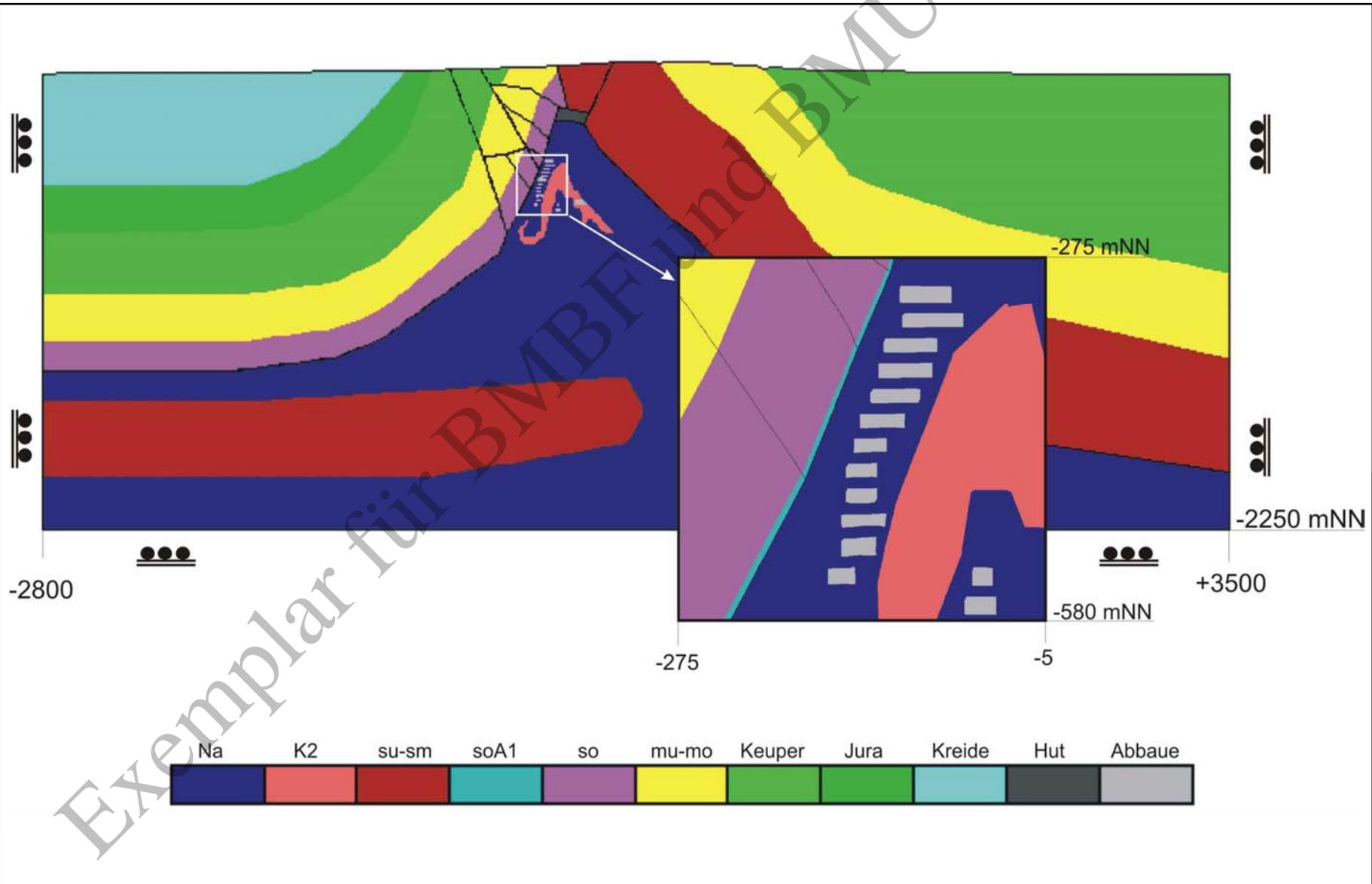


Muschelkalk



Mittlerer und Unterer Buntsandstein sm-su





JOB TITLE :

FLAC (Version 4.00)

LEGEND

12-Sep-03 14:29

step 1737103

Creep Time 8.3220E+05

-2.970E+03 <x< 3.562E+03

-4.236E+03 <y< 2.296E+03

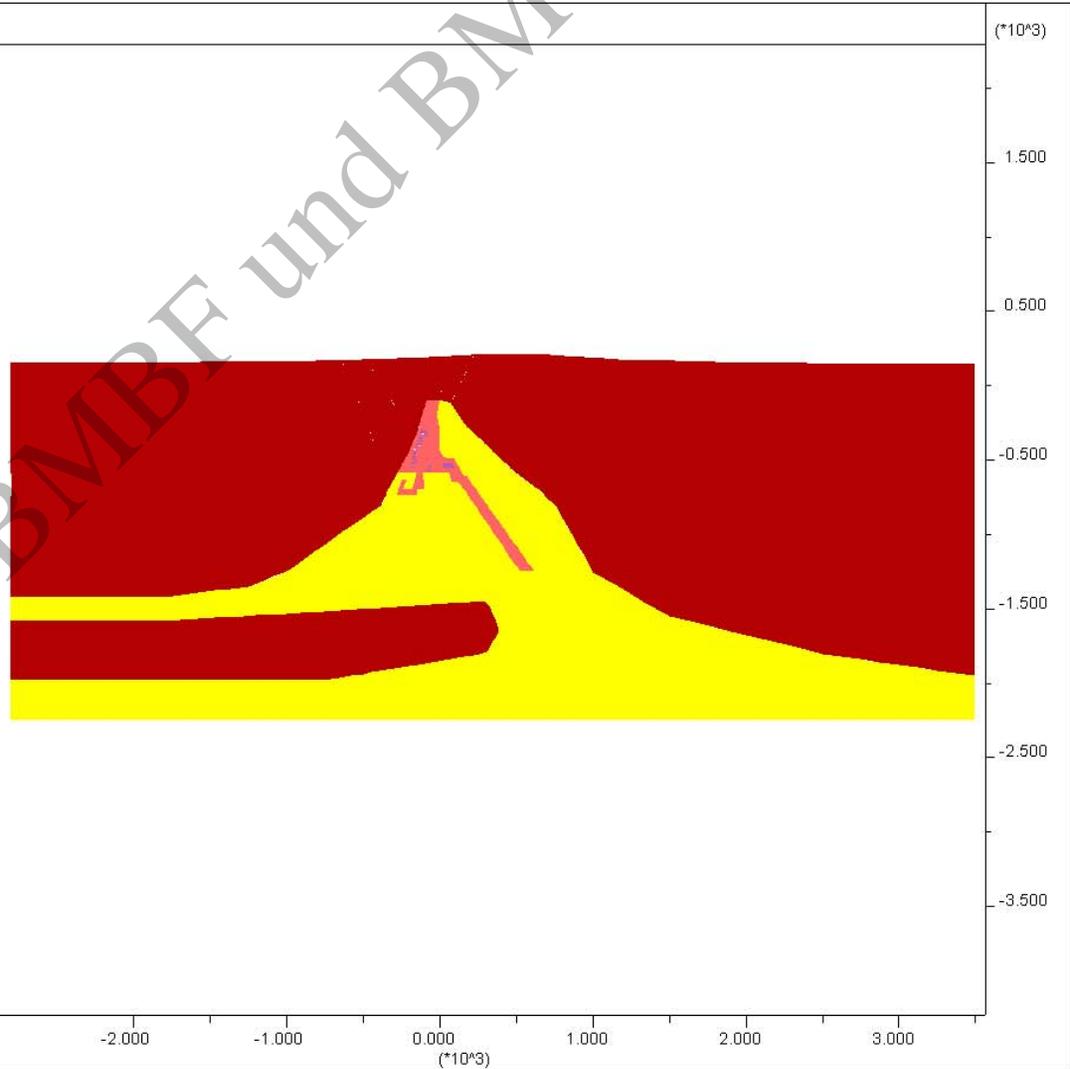
Material model

 Minkley UDM

 ubiquitous

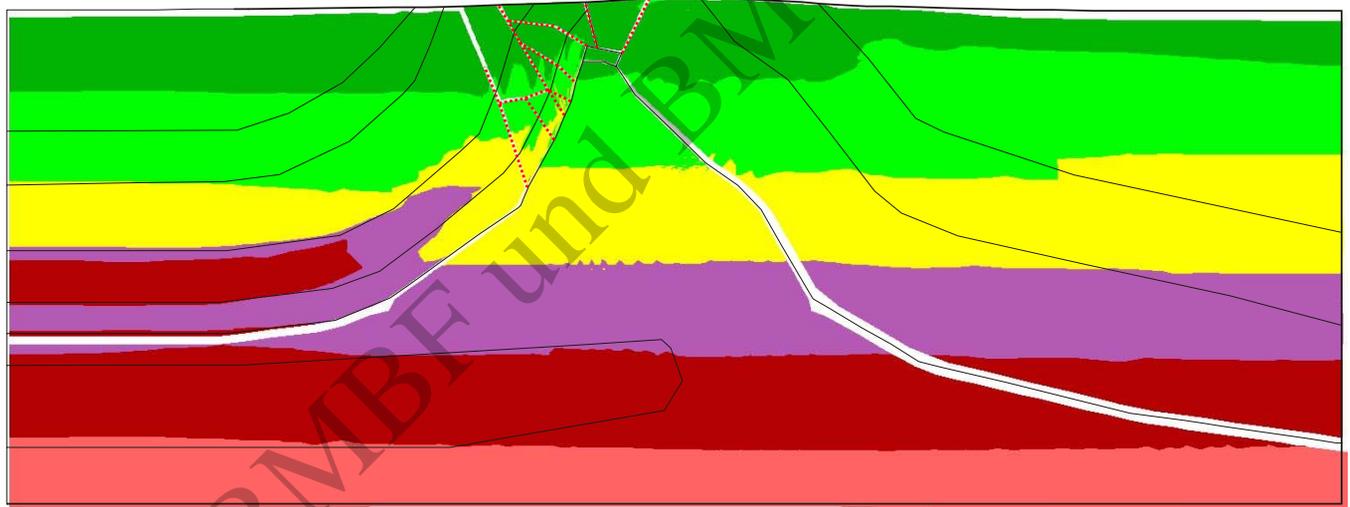
 dy

 wipp

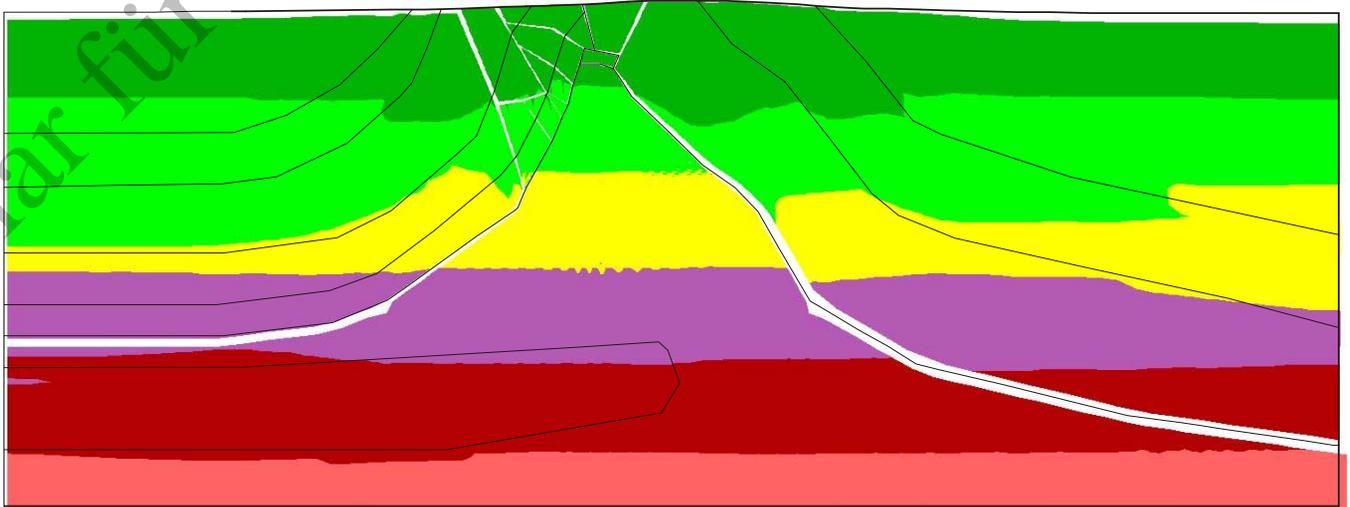


Druckspannung negativ
Zugspannung positiv

Maximale Hauptspannung



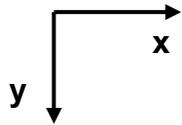
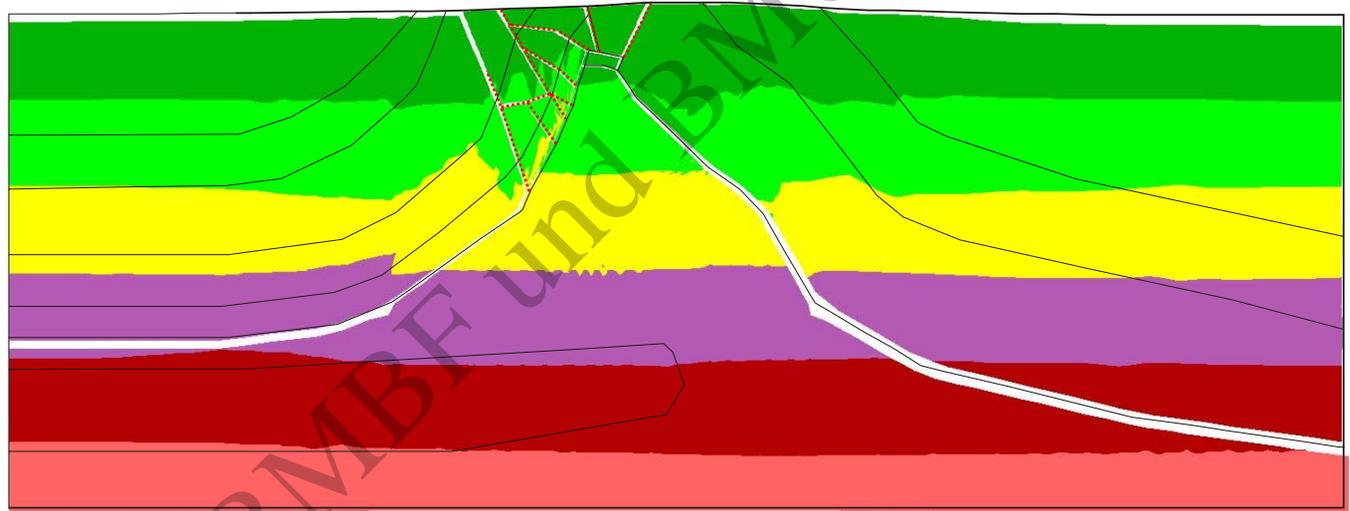
Minimale Hauptspannung



Druckspannung negativ
Zugspannung positiv

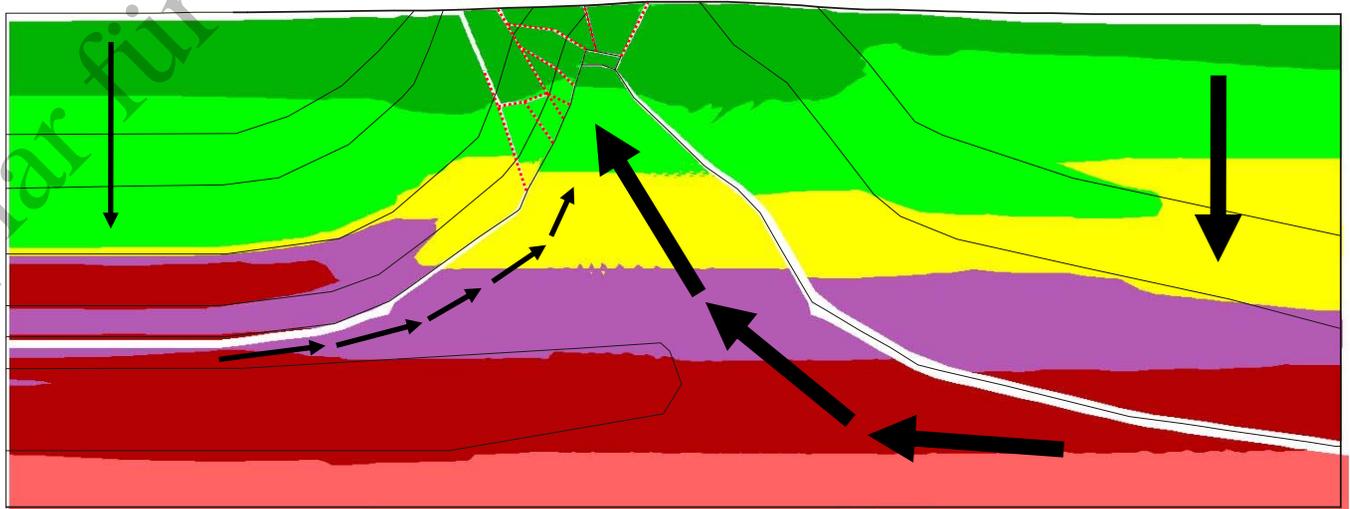
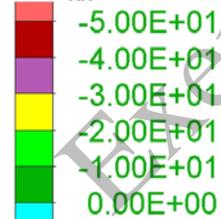
Vertikalspannung

σ_{yy} [MPa]



Horizontalspannung

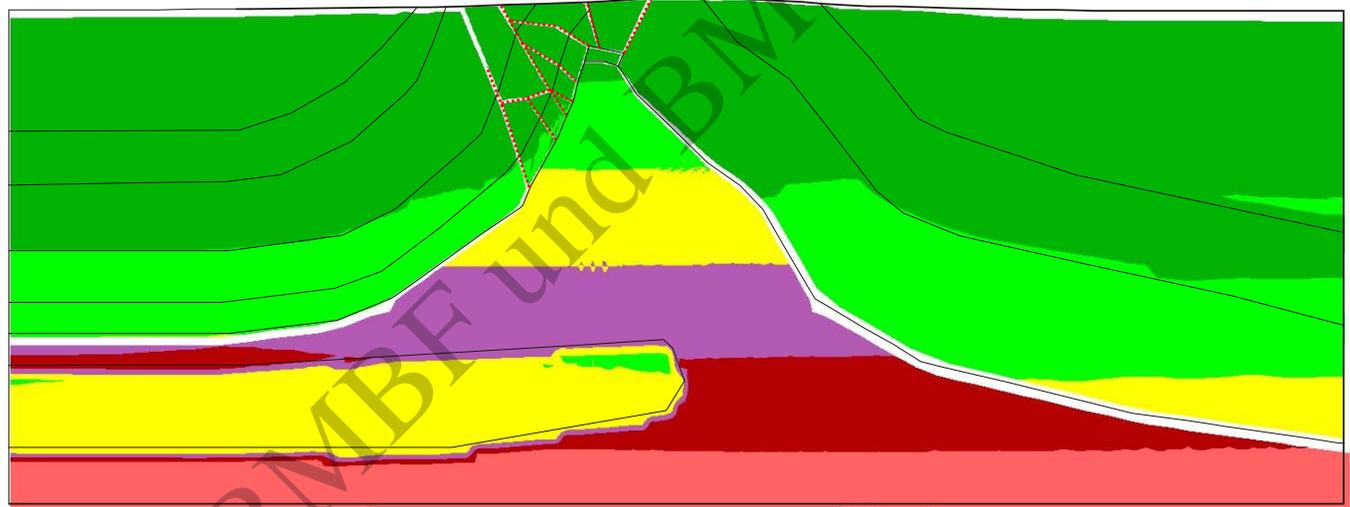
σ_{xx} [MPa]



Druckspannung negativ
Zugspannung positiv

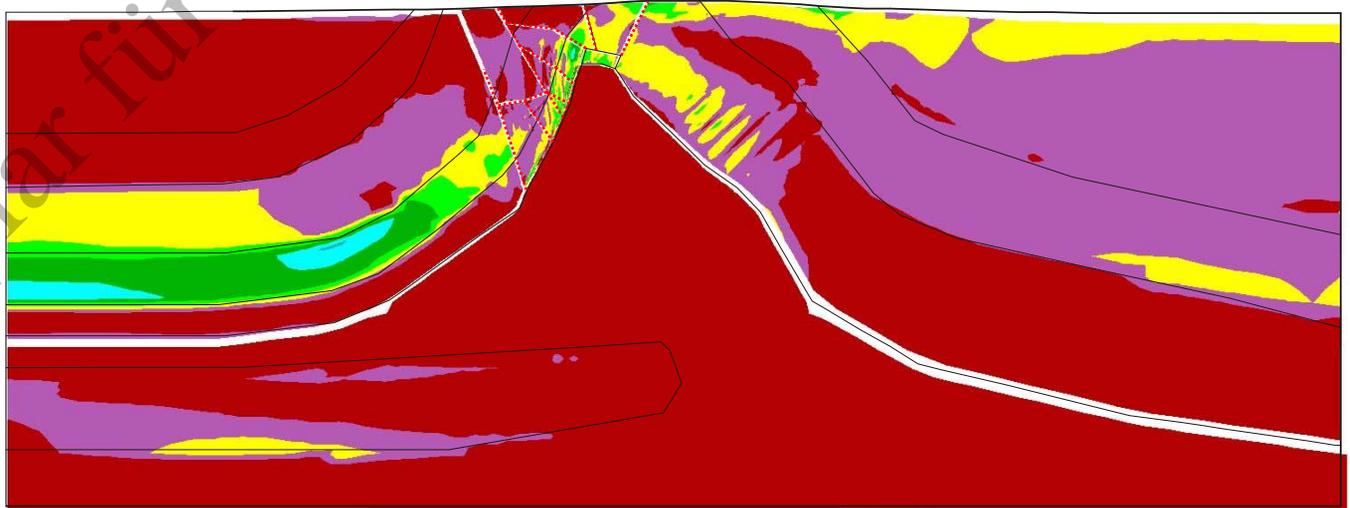
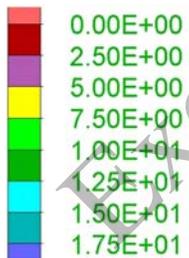
Horizontalspannung
(normal zur Bildebene)

σ_{zz} [MPa]



Hauptspannungsdifferenz

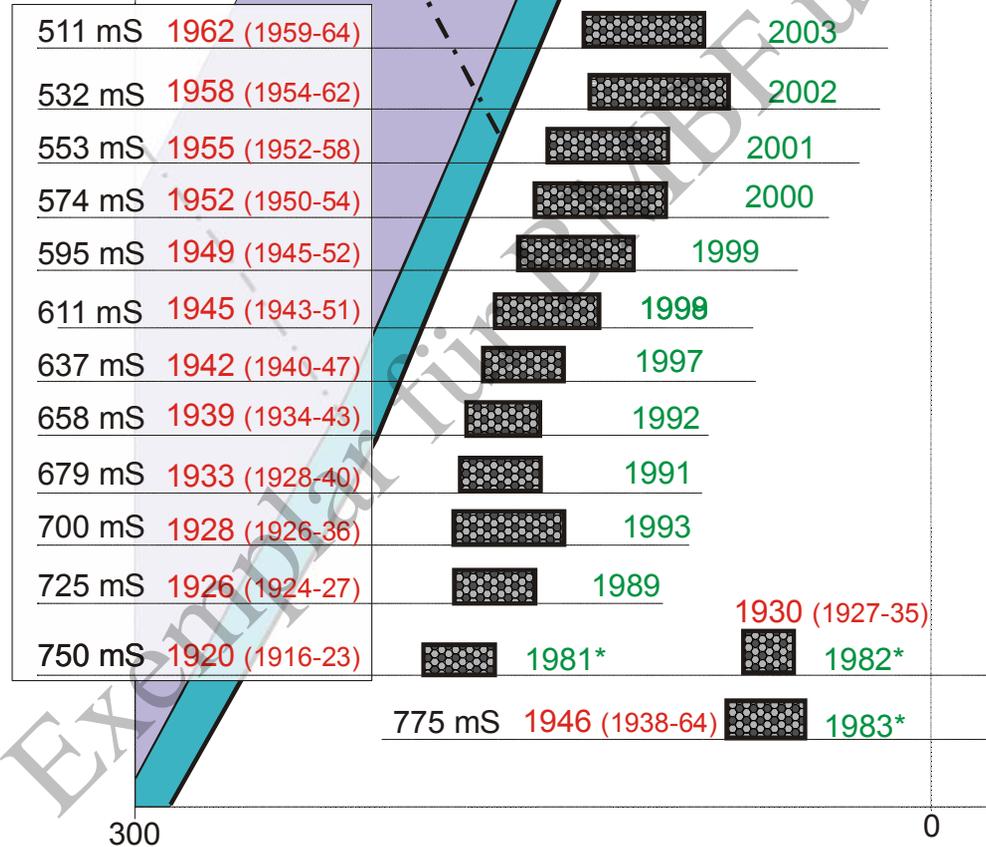
$\sigma_{diff} = \sigma_1 - \sigma_3$
[MPa]



-200 mNN

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

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



Auffahrung und Versatz der Kalisohlen:

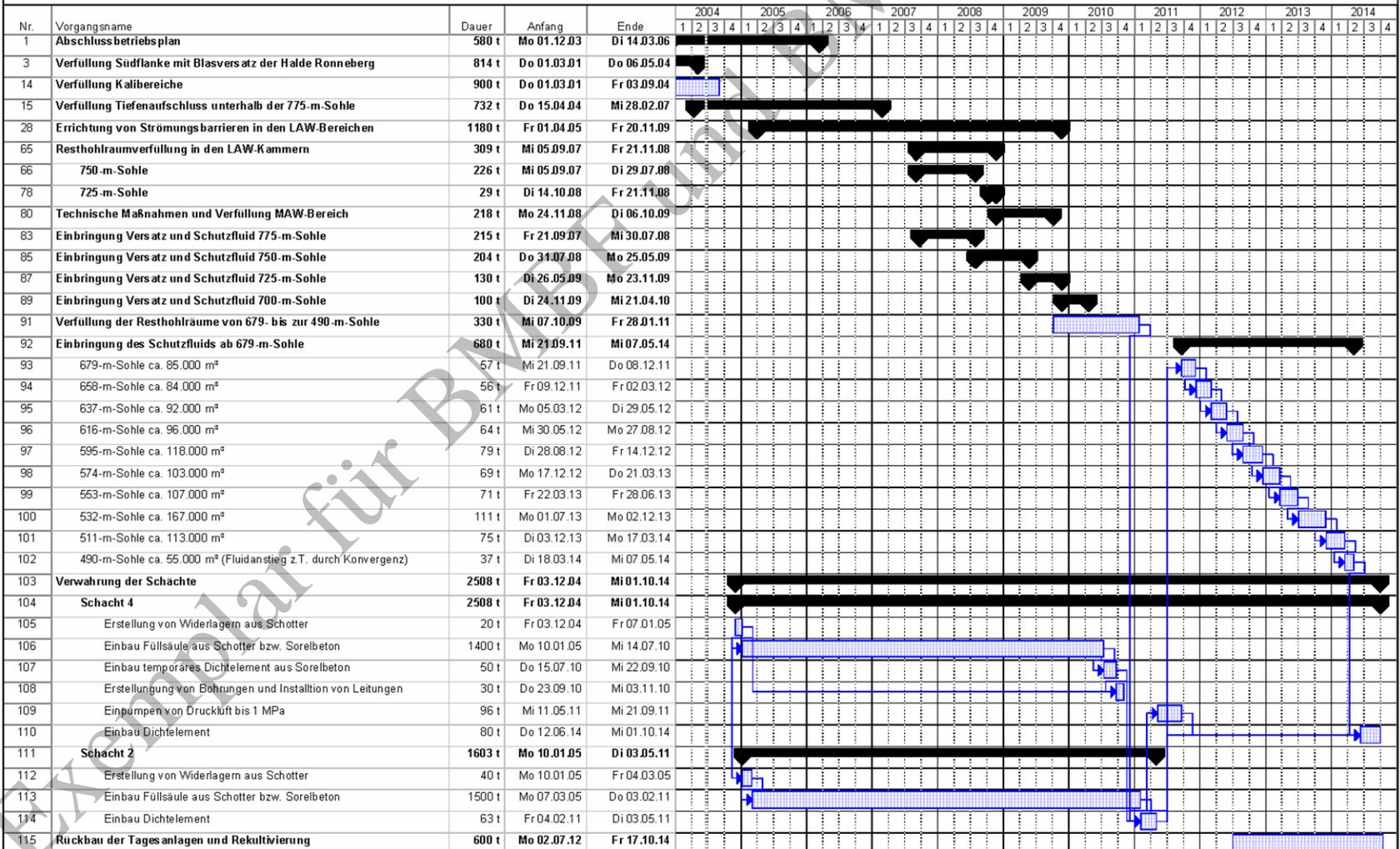
- A-Sohle: 1909-11
- B-Sohle: 1912-14
- C-Sohle: 1915-17
- D-Sohle: 1918-20
- E-Sohle: 1921-23

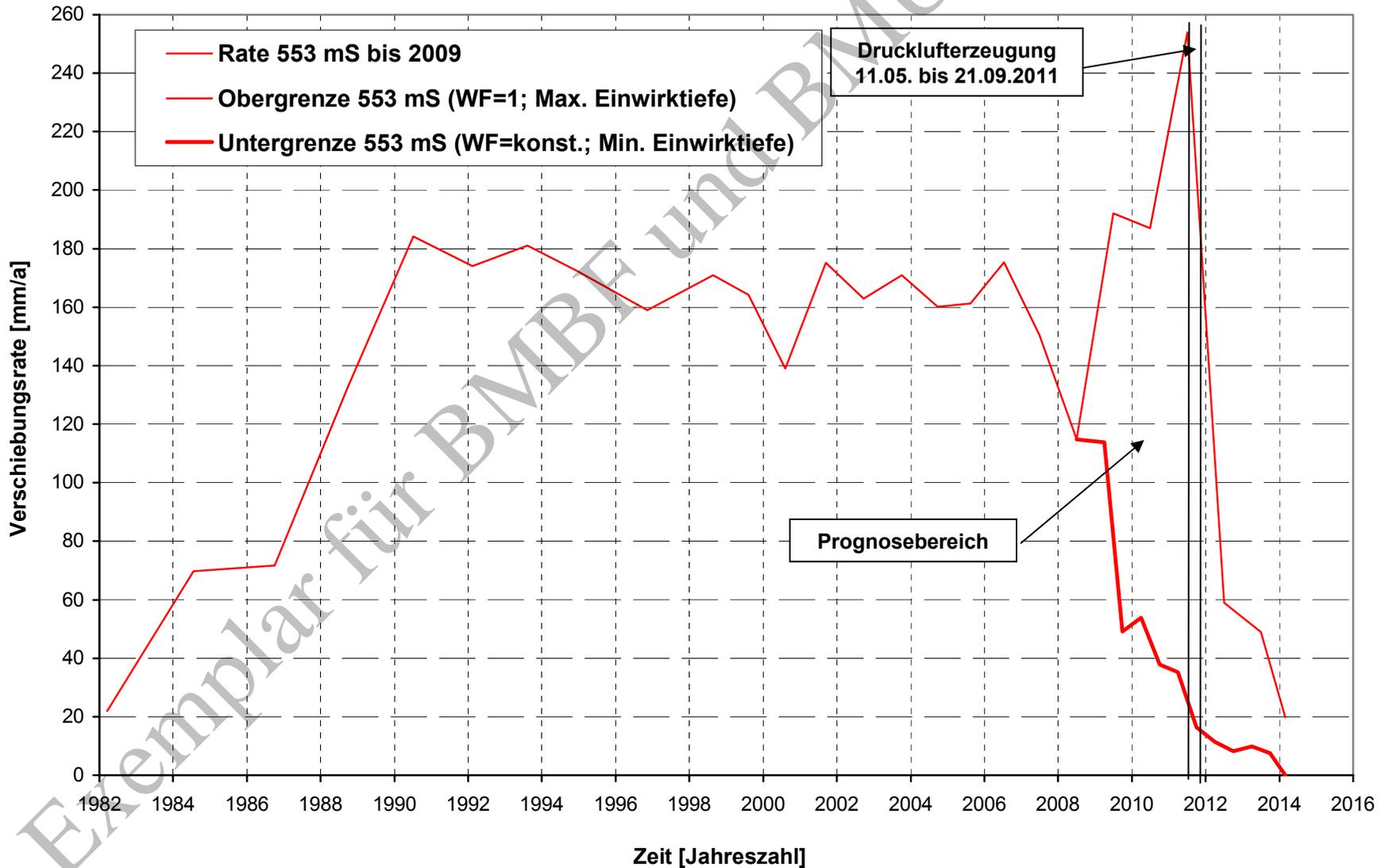


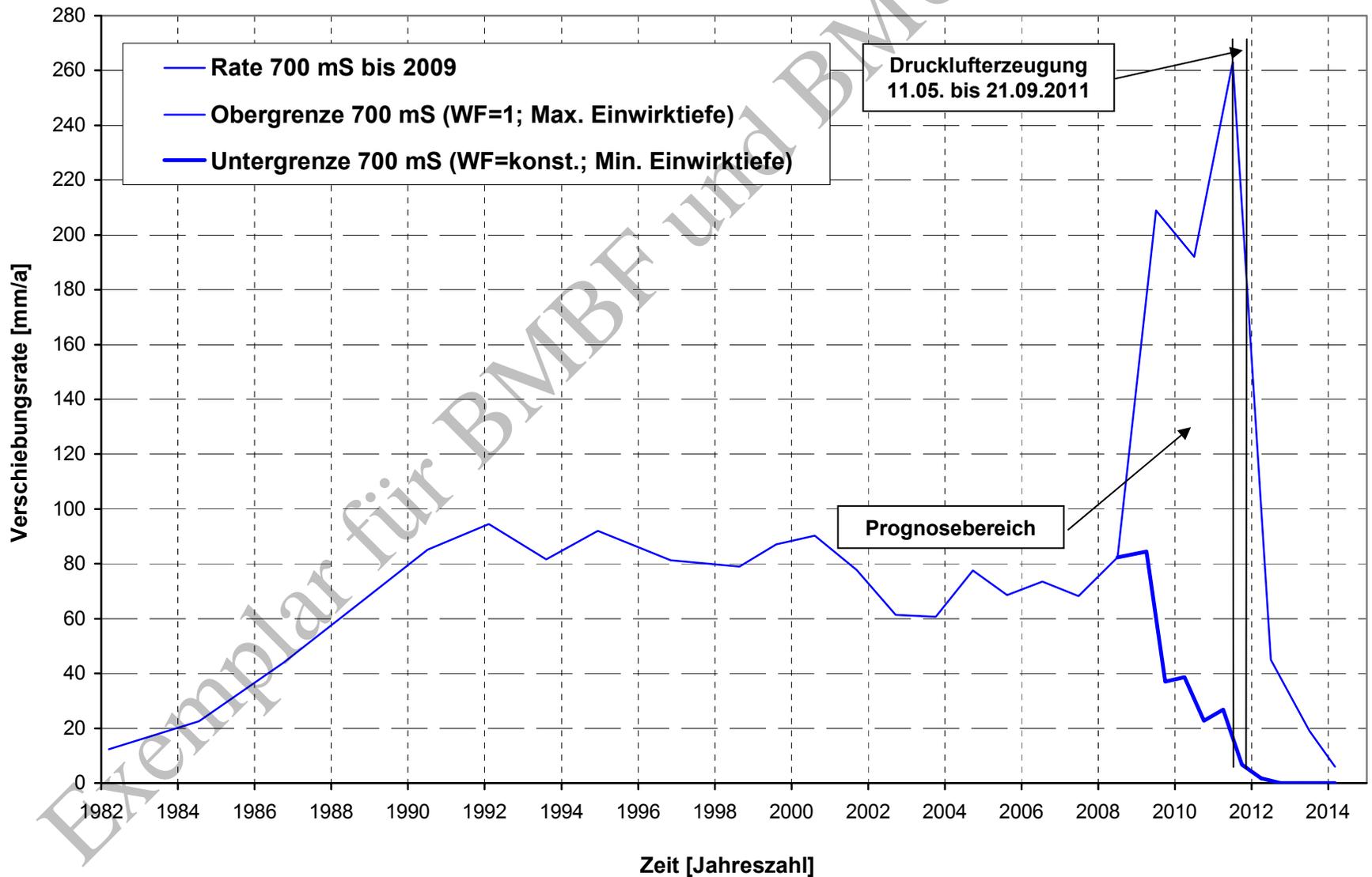
-600 mNN



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





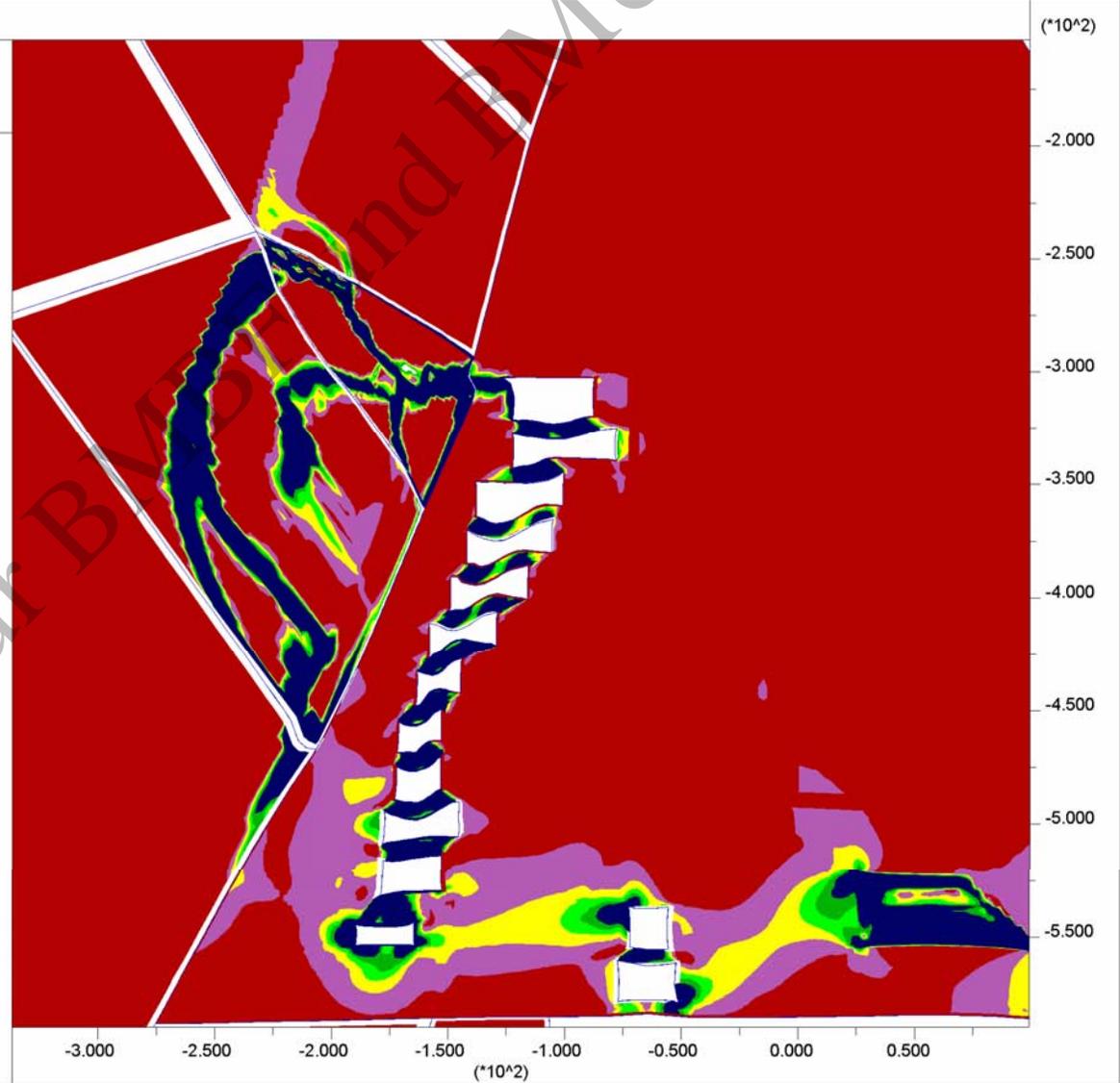
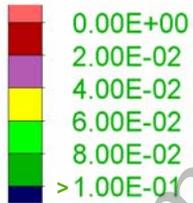


JOB TITLE :

FLAC (Version 4.00)

LEGEND

Scherdeformation
 ε_s [-]

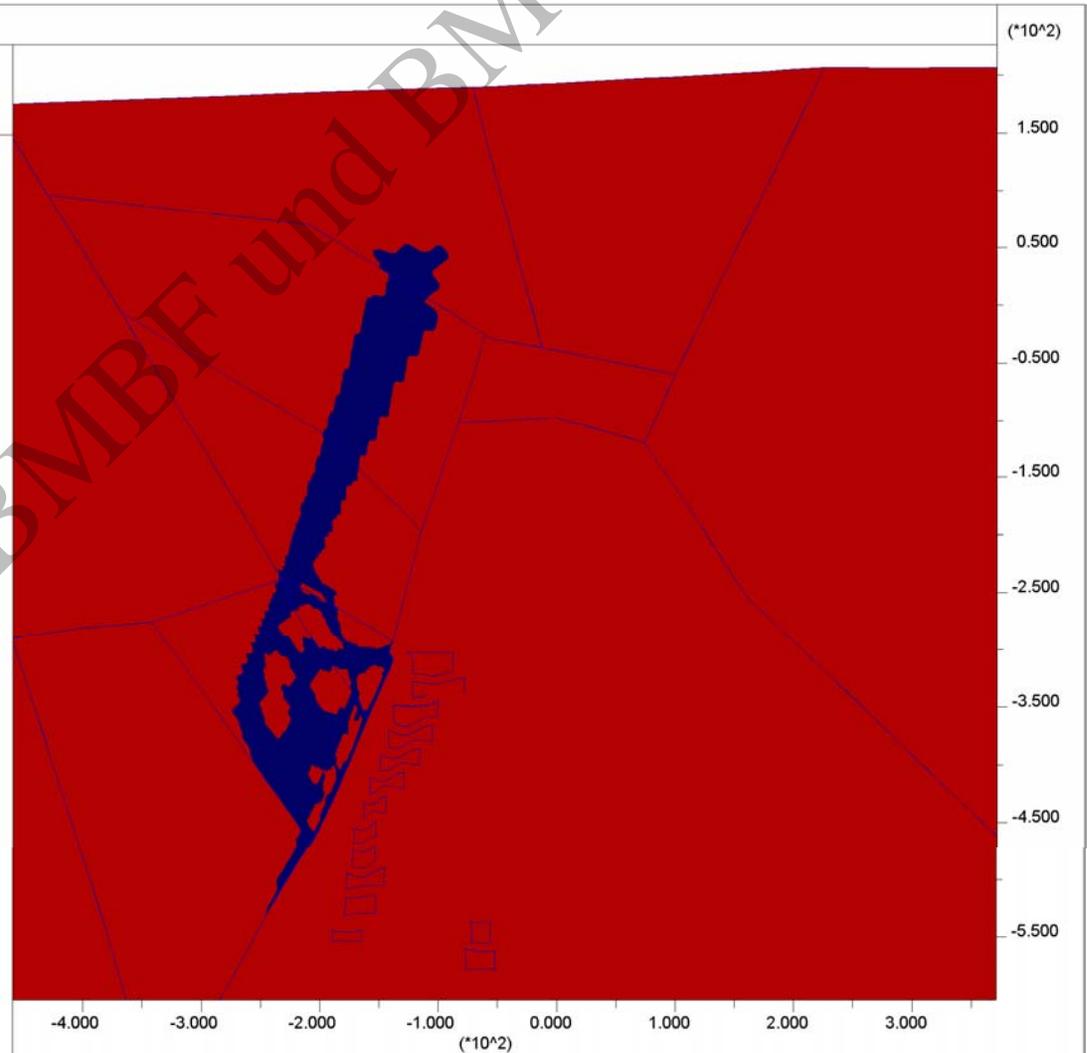


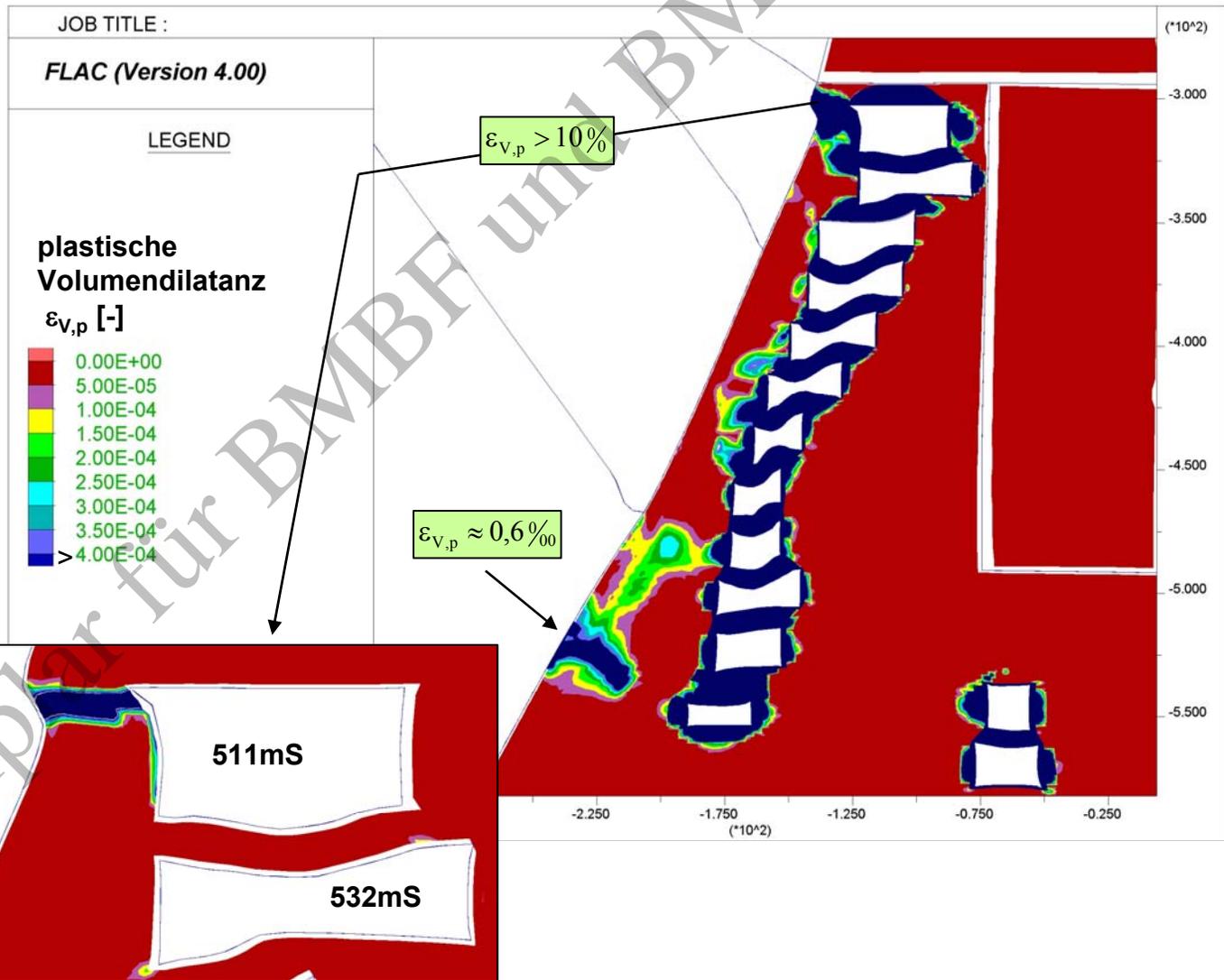
JOB TITLE :

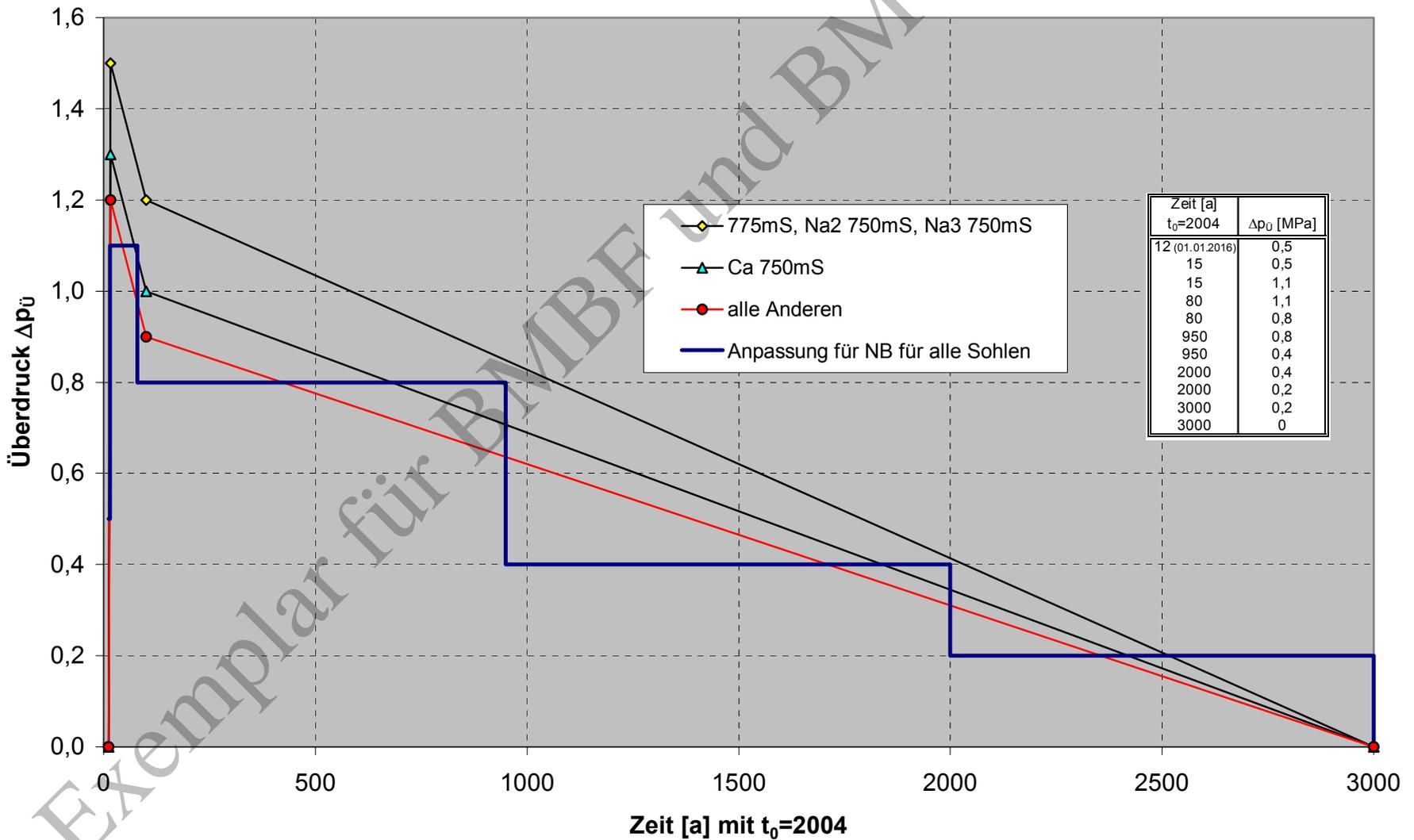
FLAC (Version 4.00)

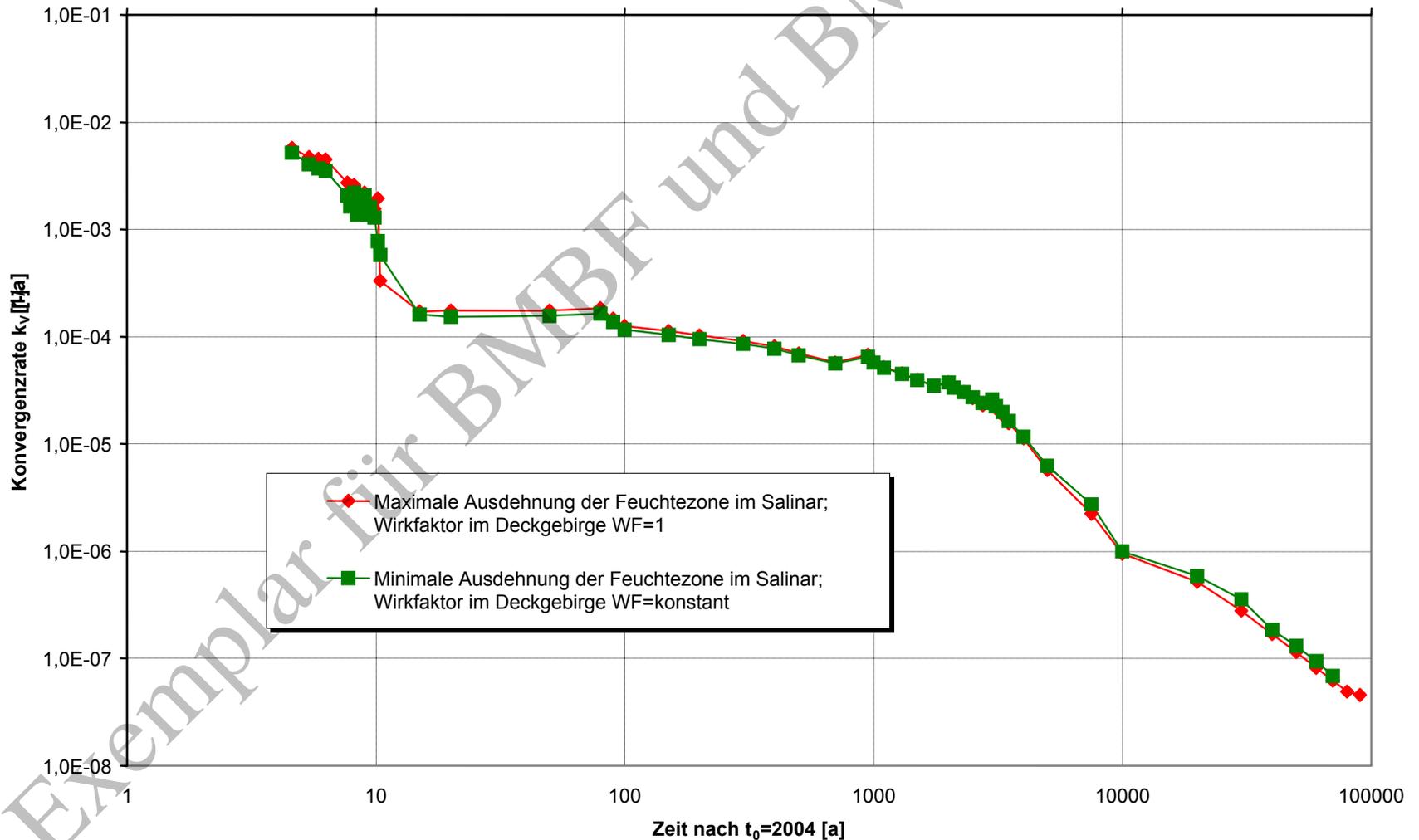
Deckgebirgsbereiche
mit mechanisch
wirksamen Fluiddruck

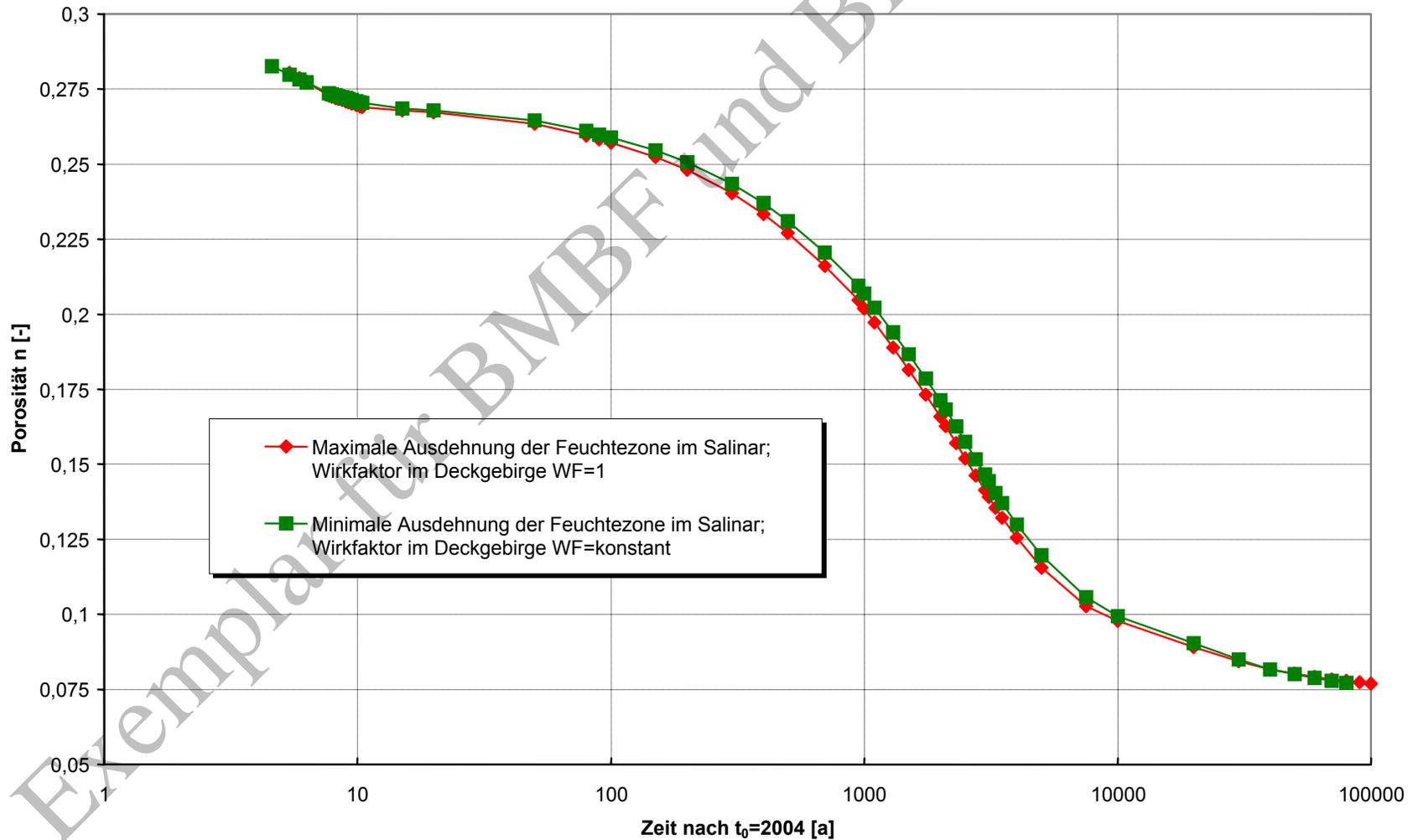
 kein Fluiddruck
 mech. wirk. Fluiddruck

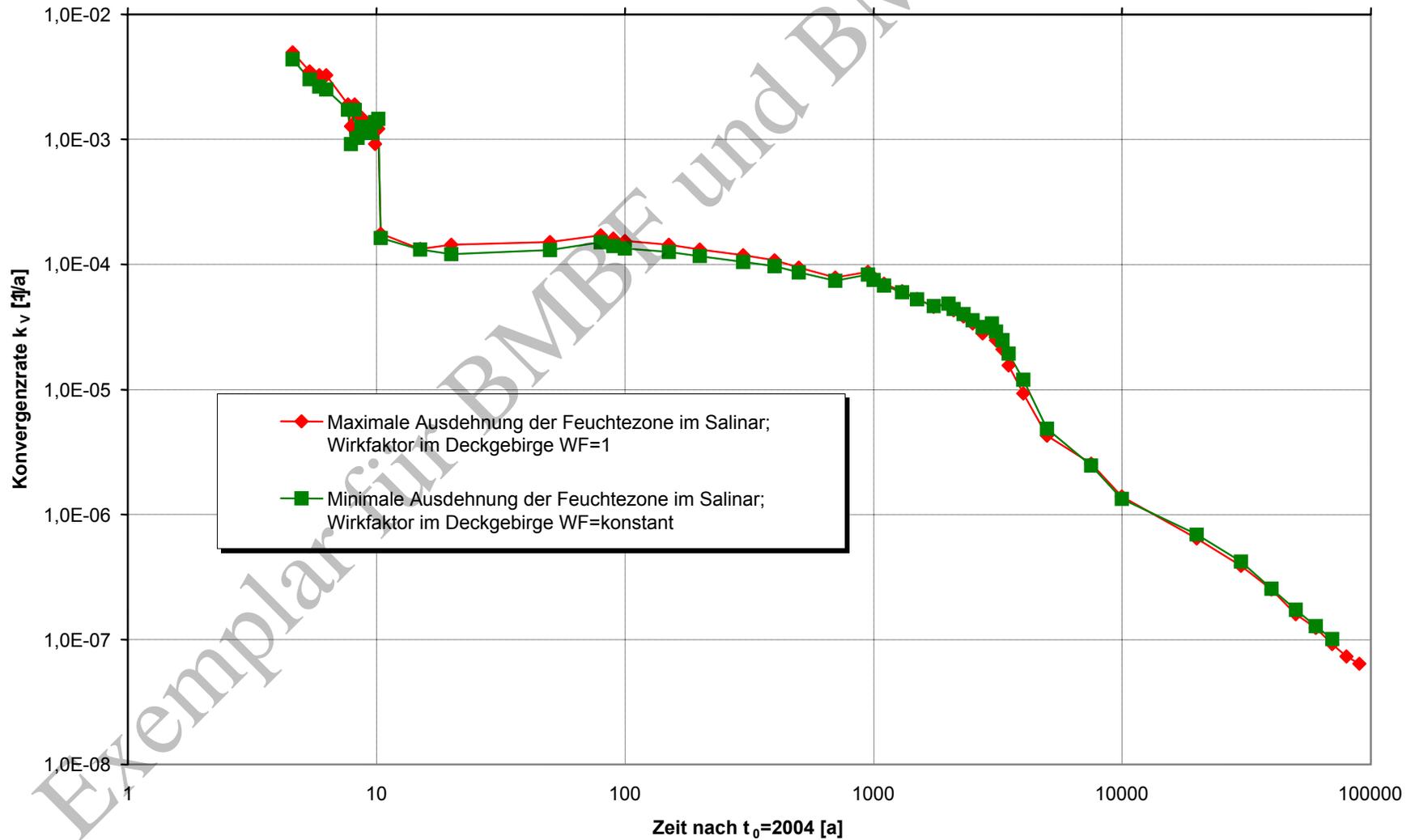


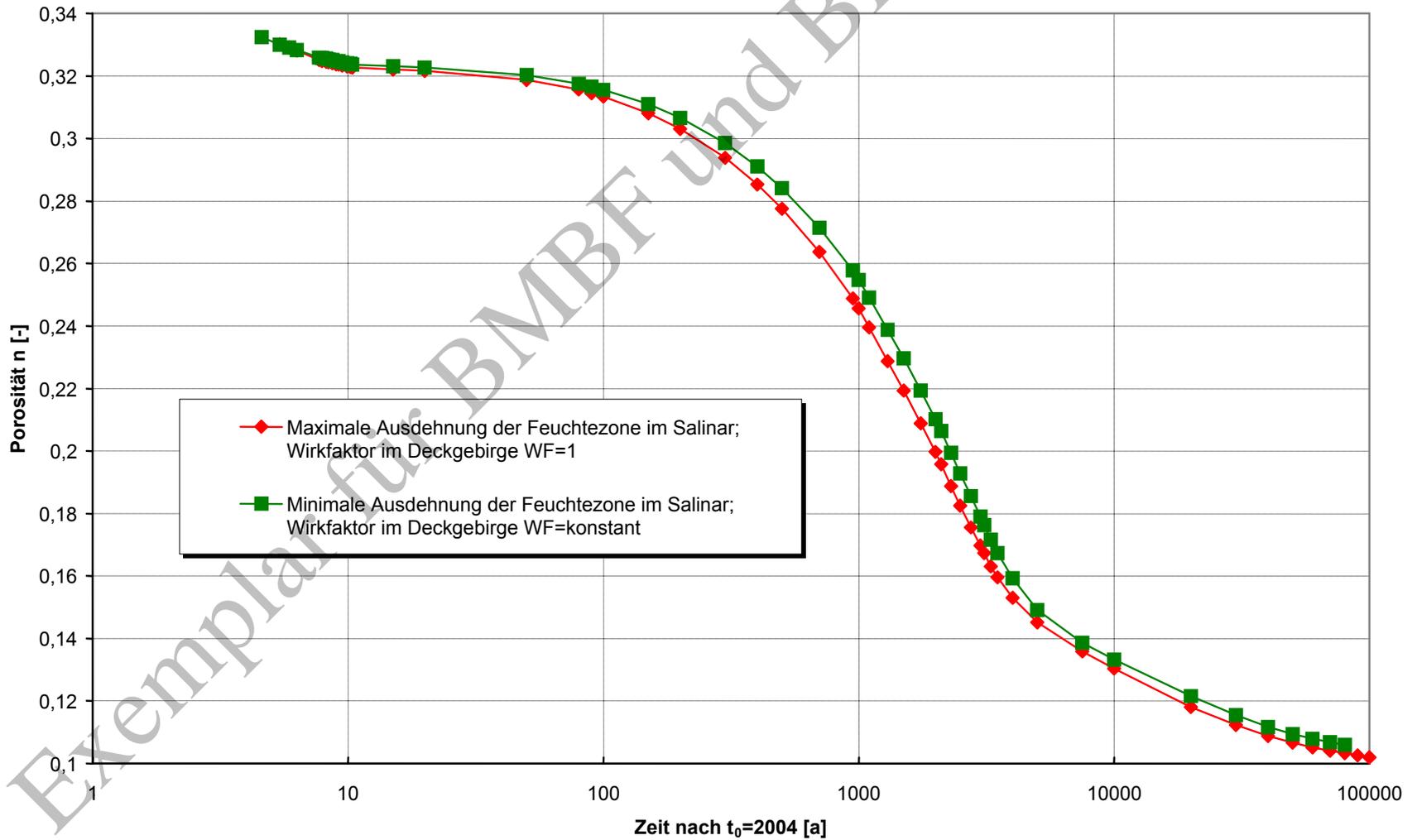


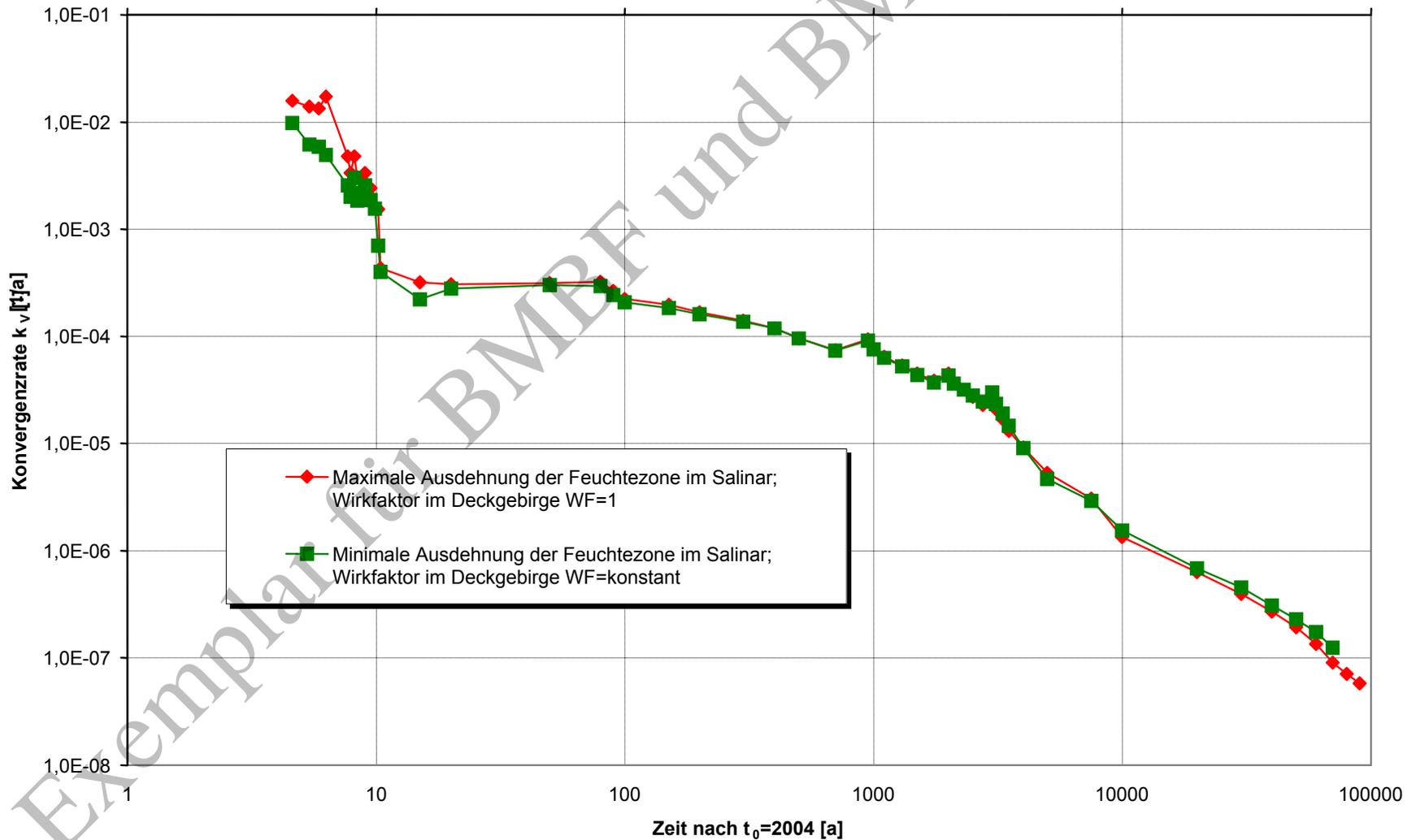


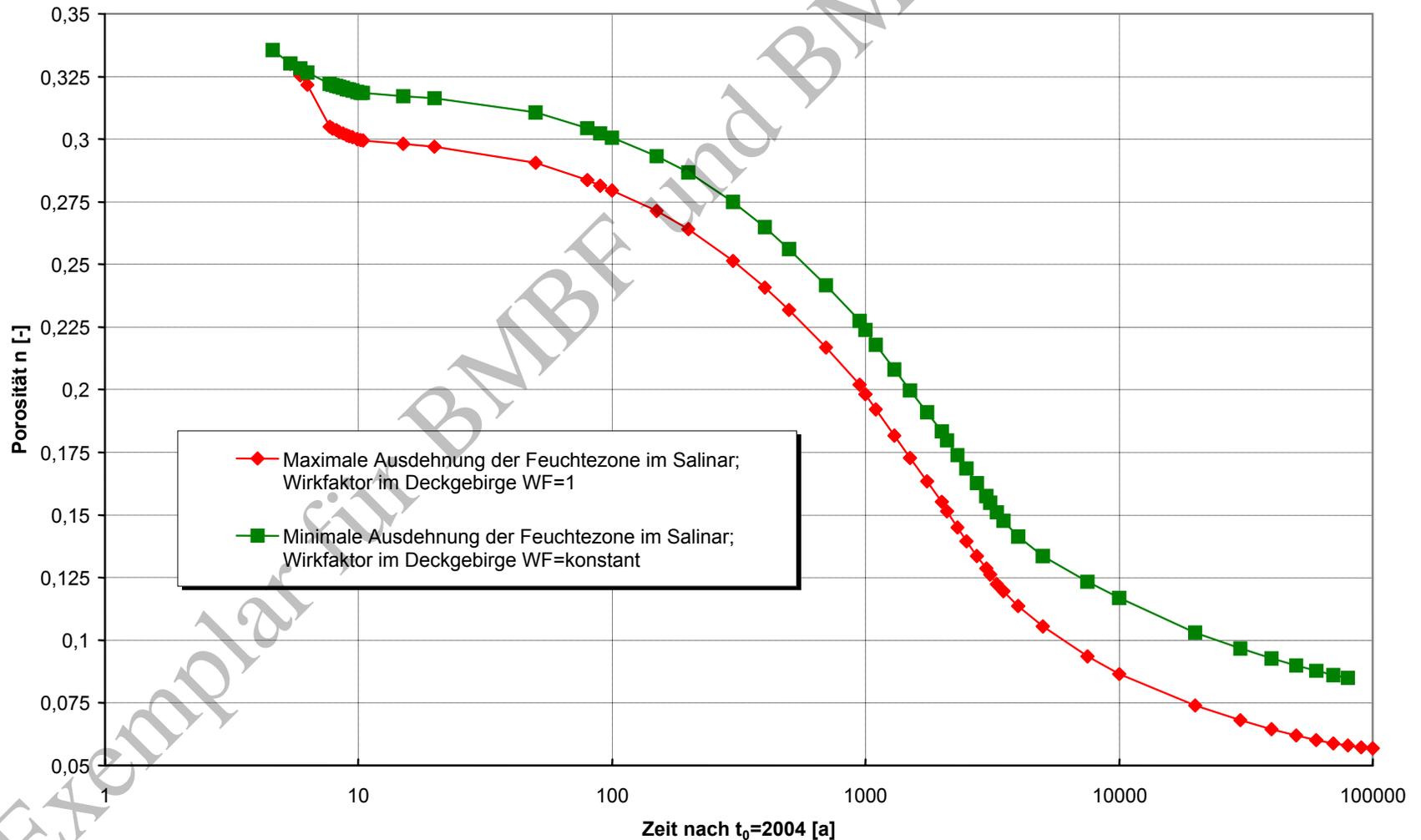


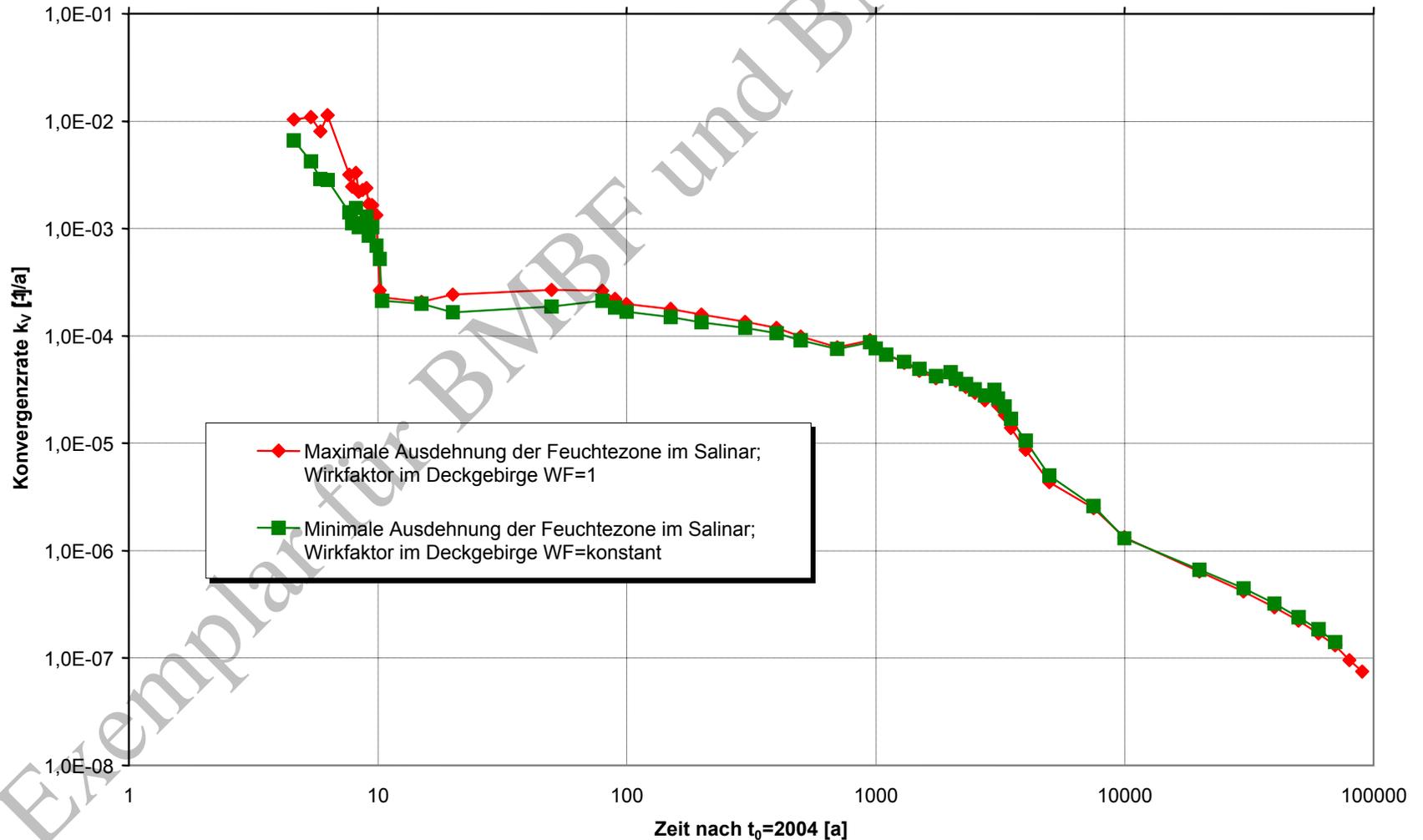


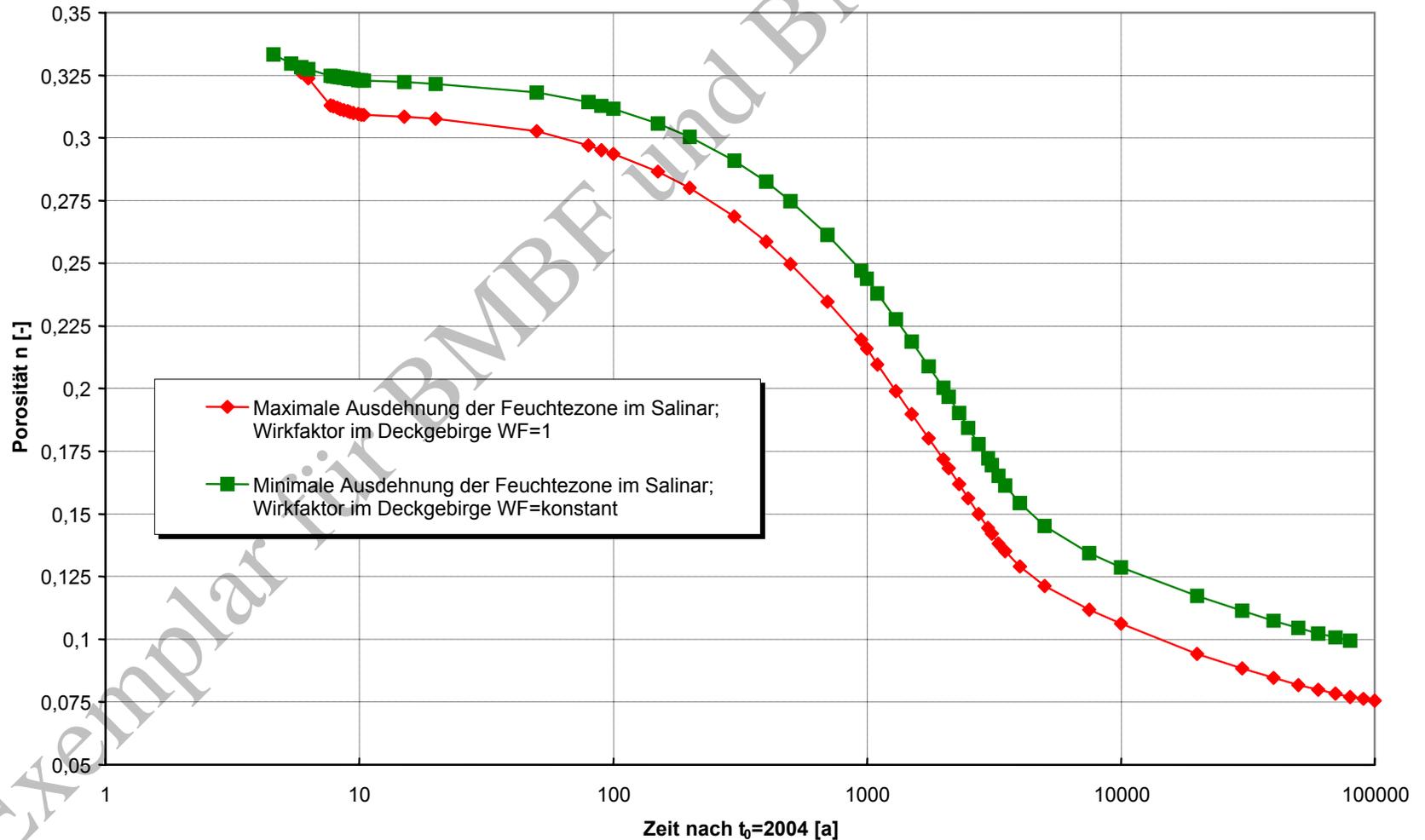


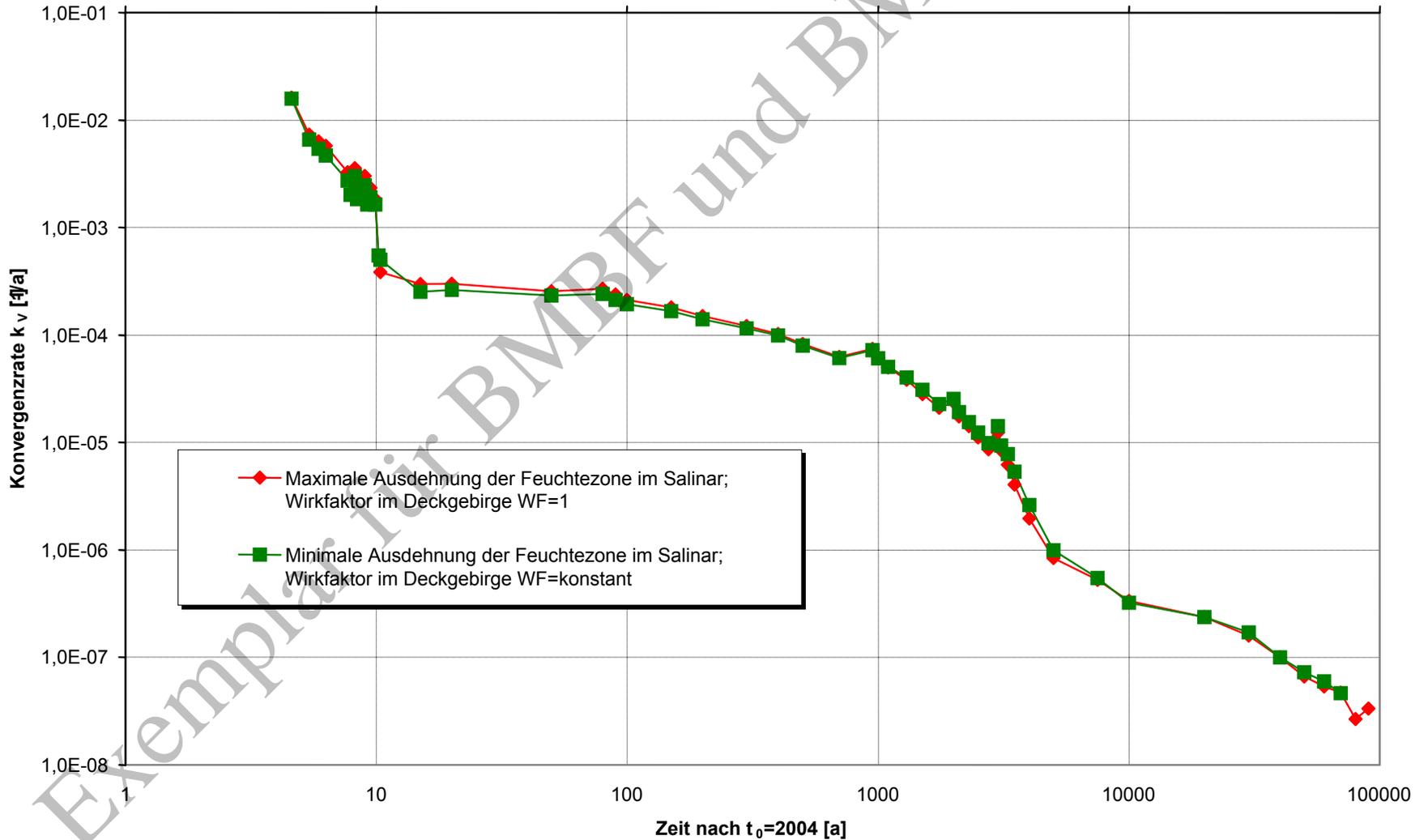


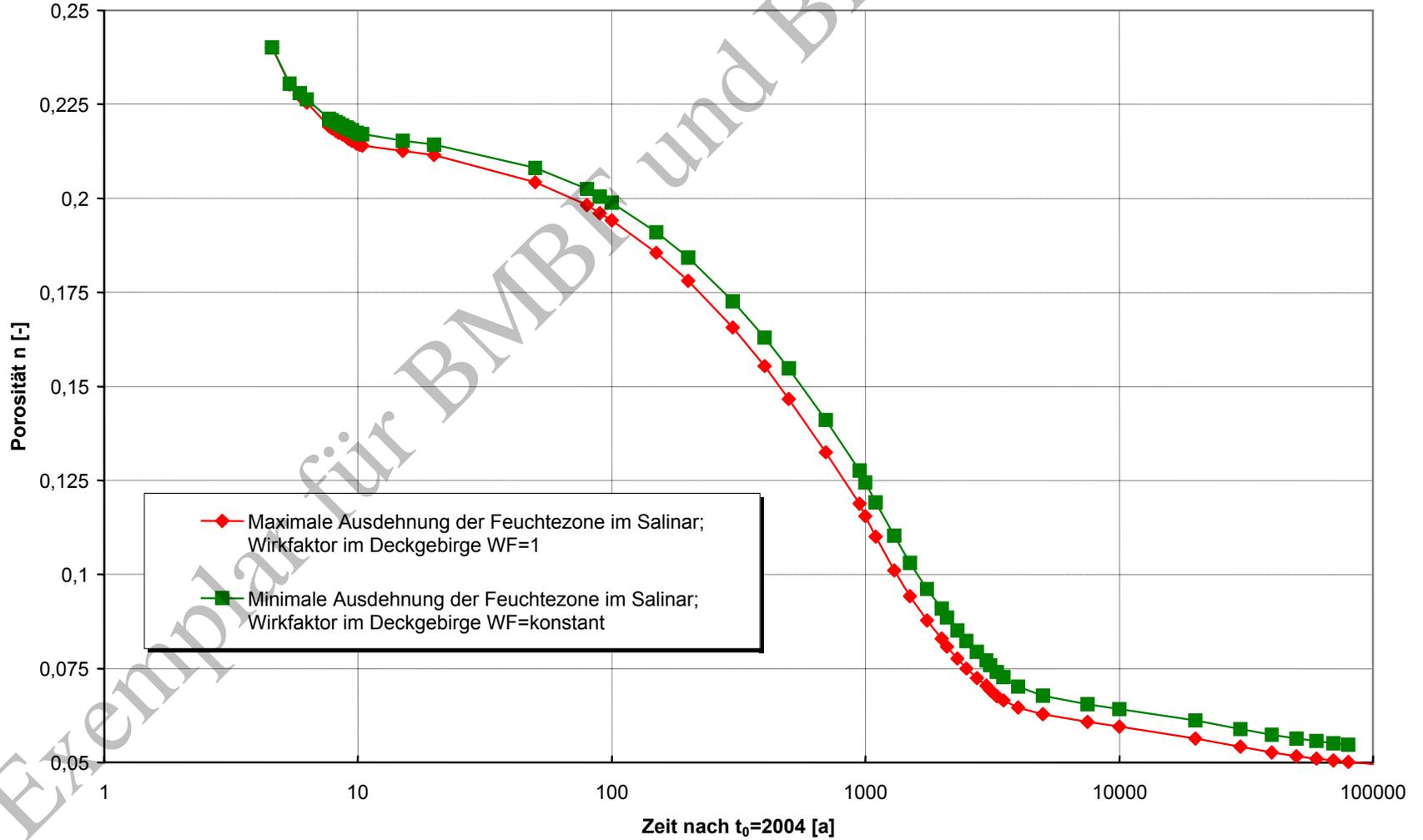


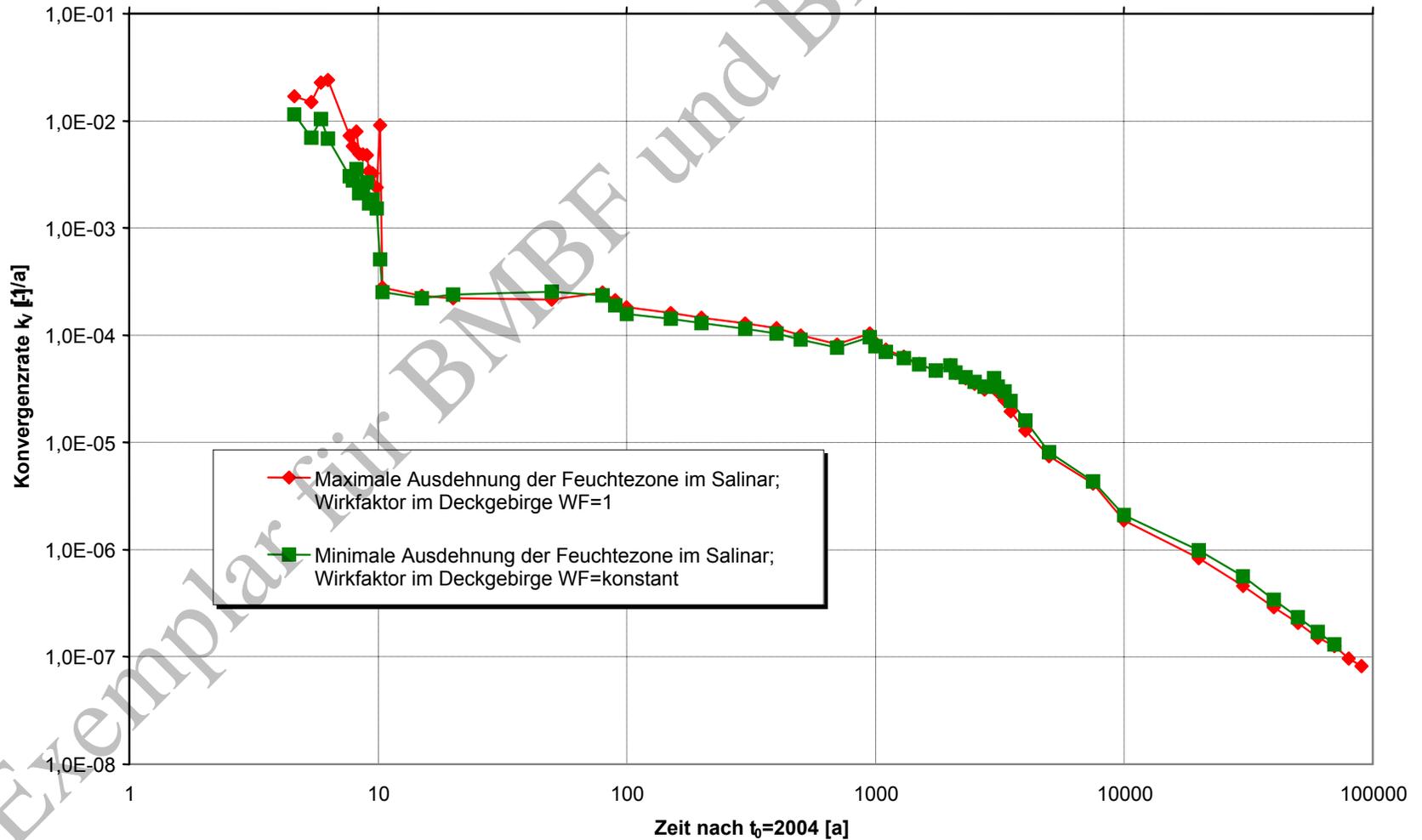


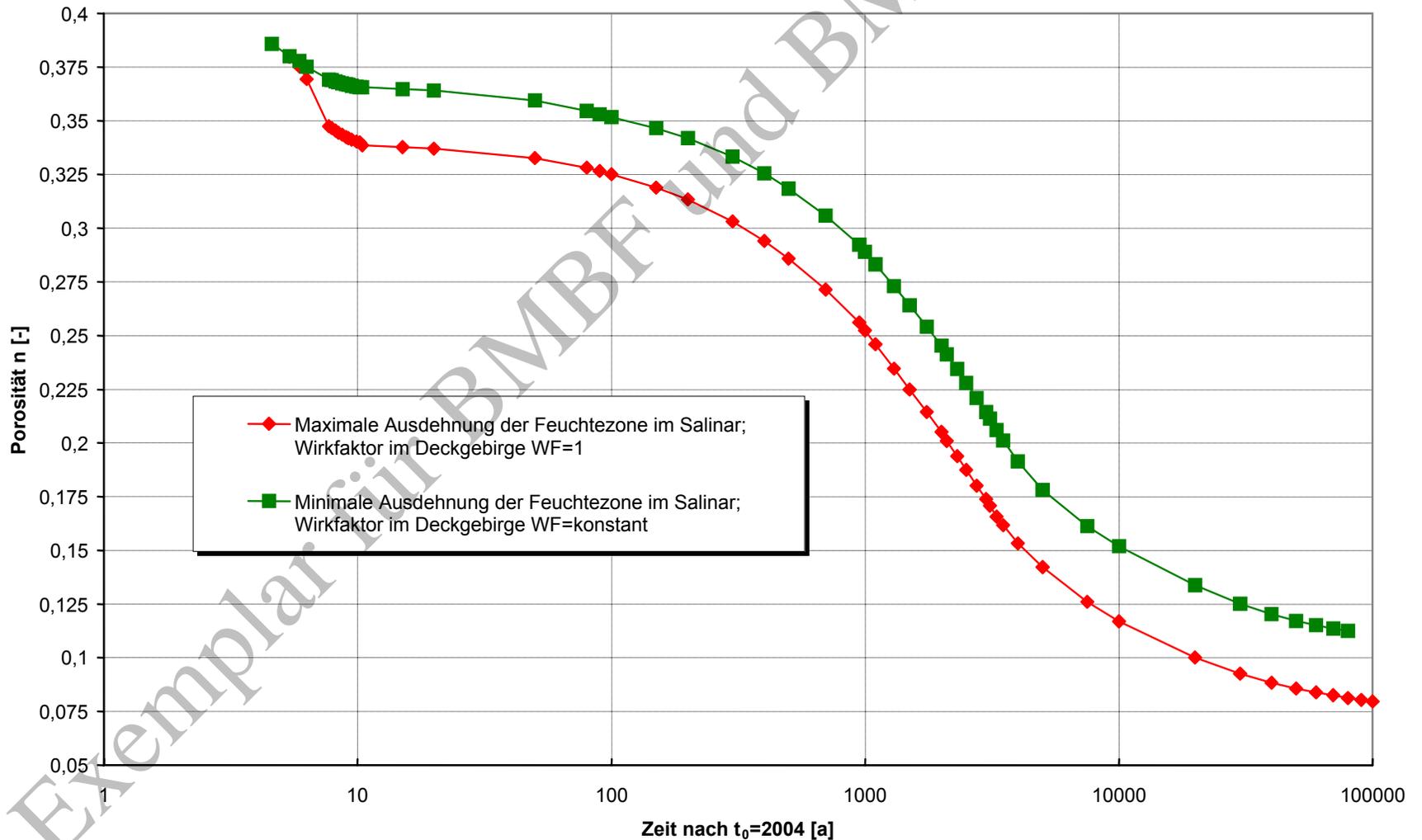


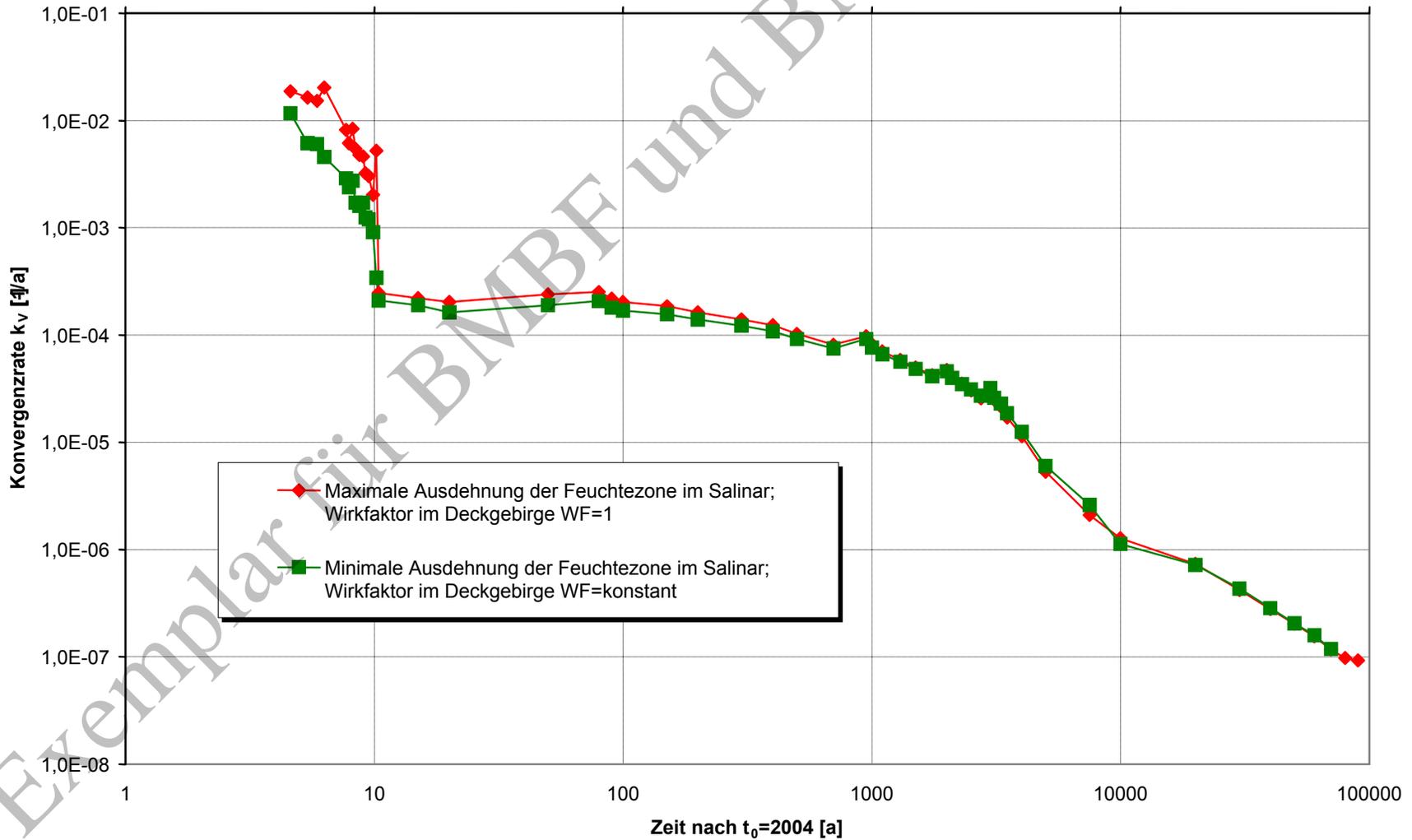


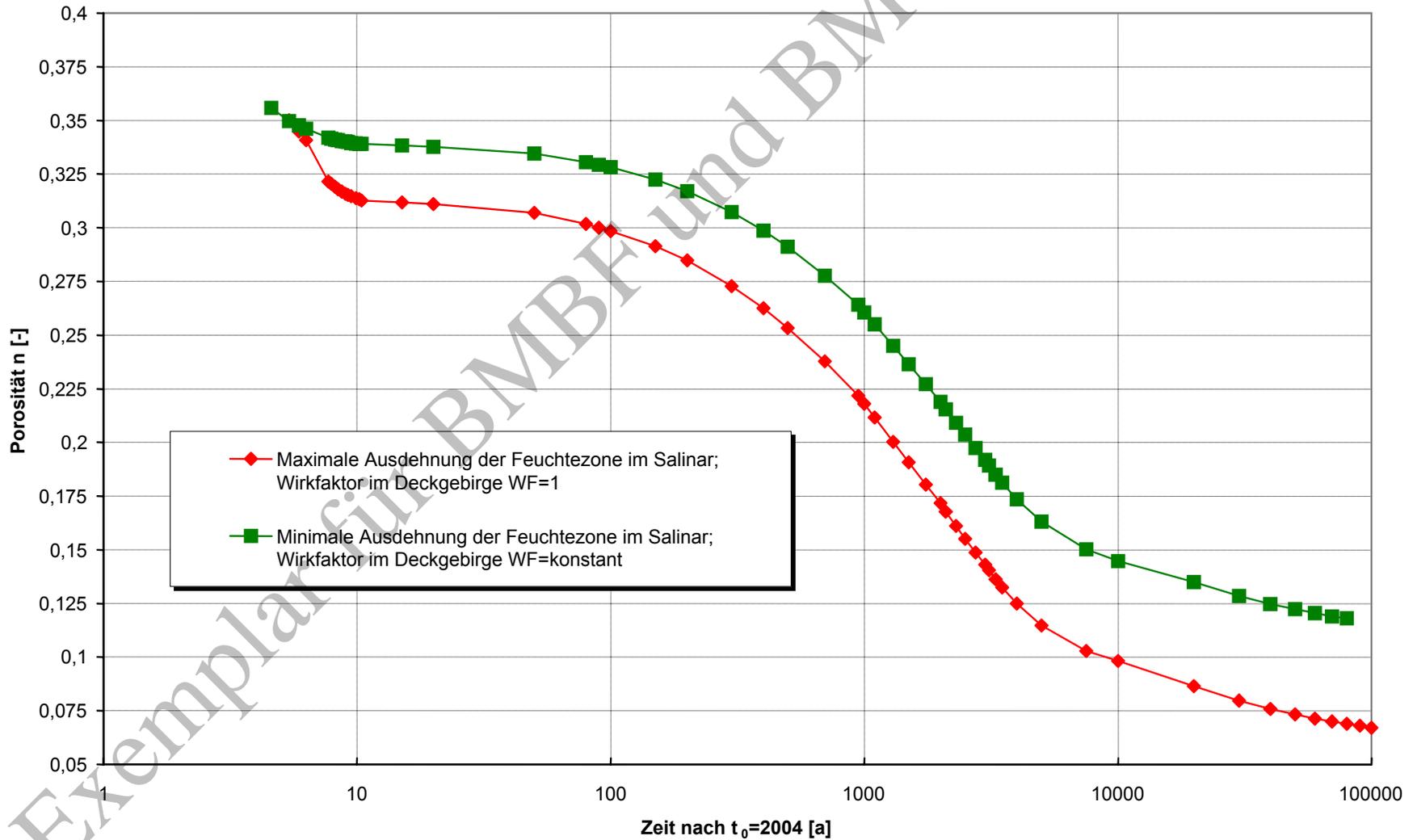


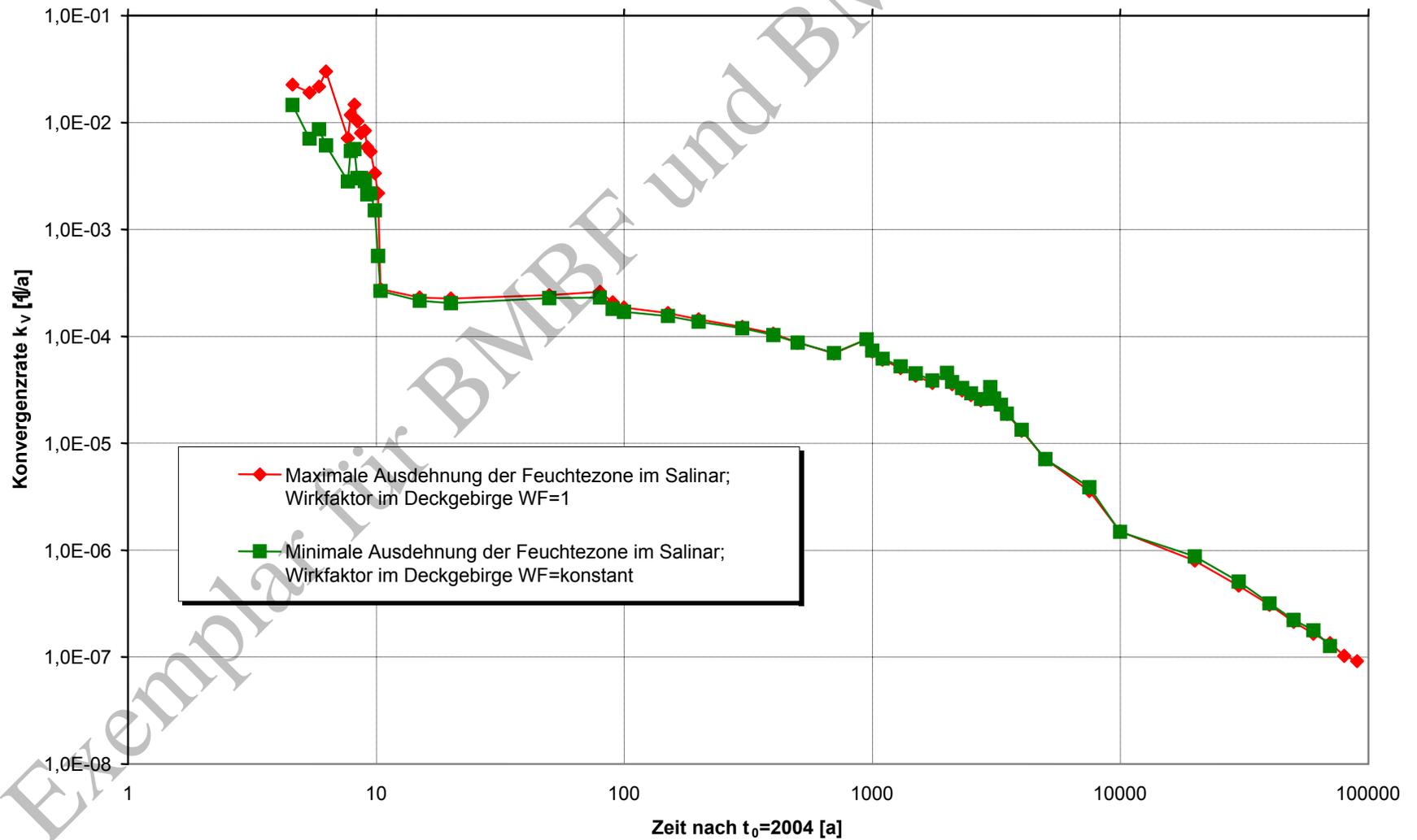


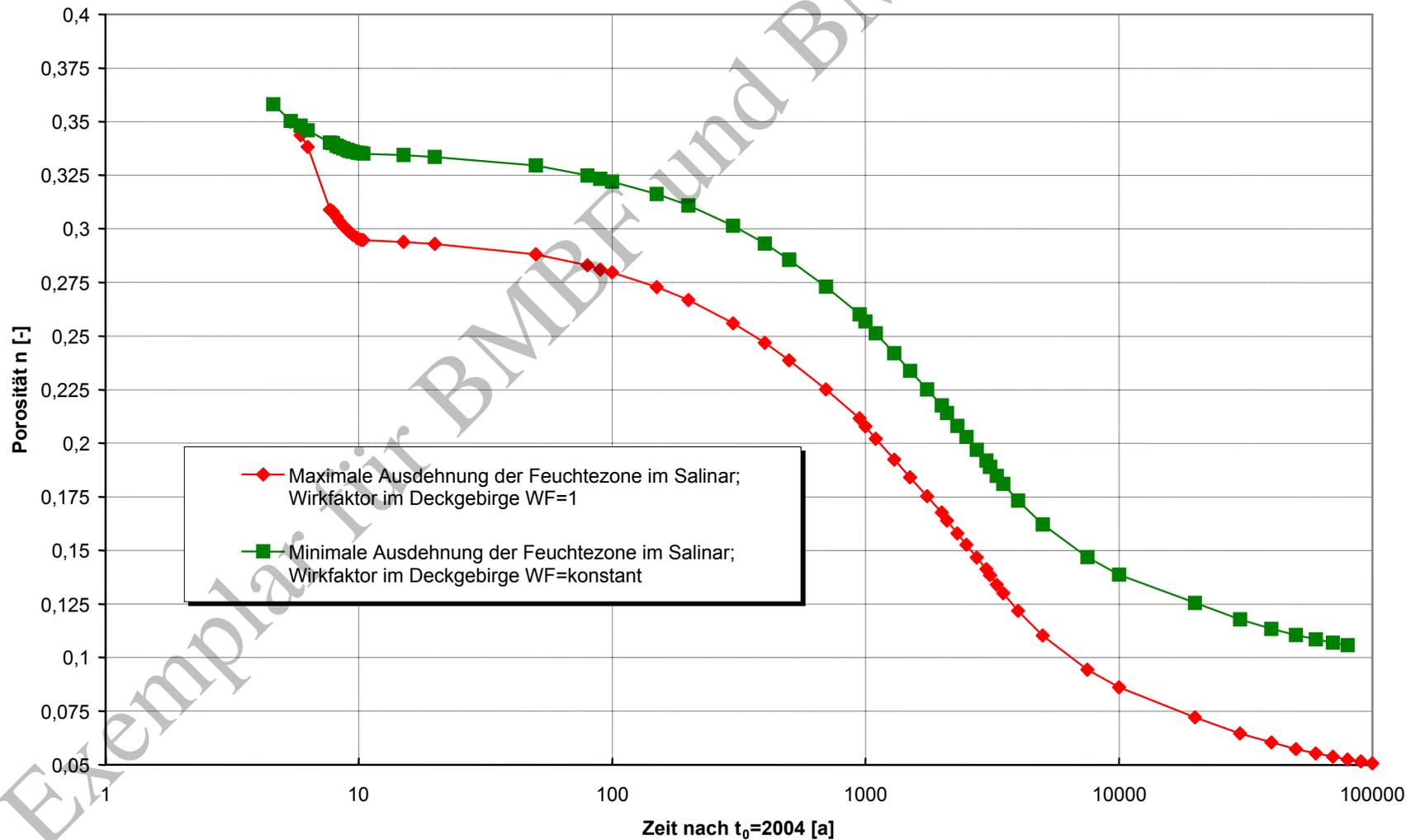


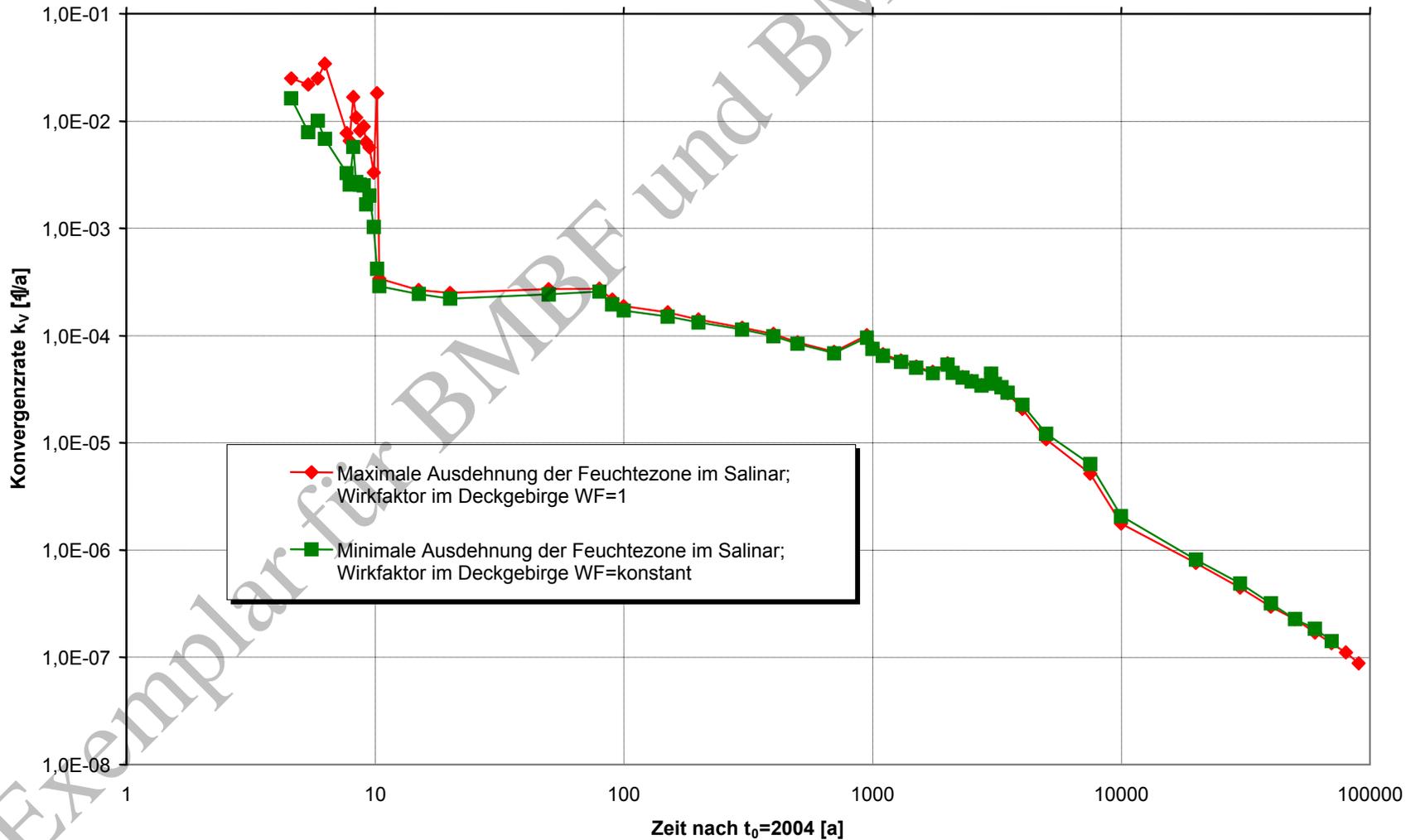


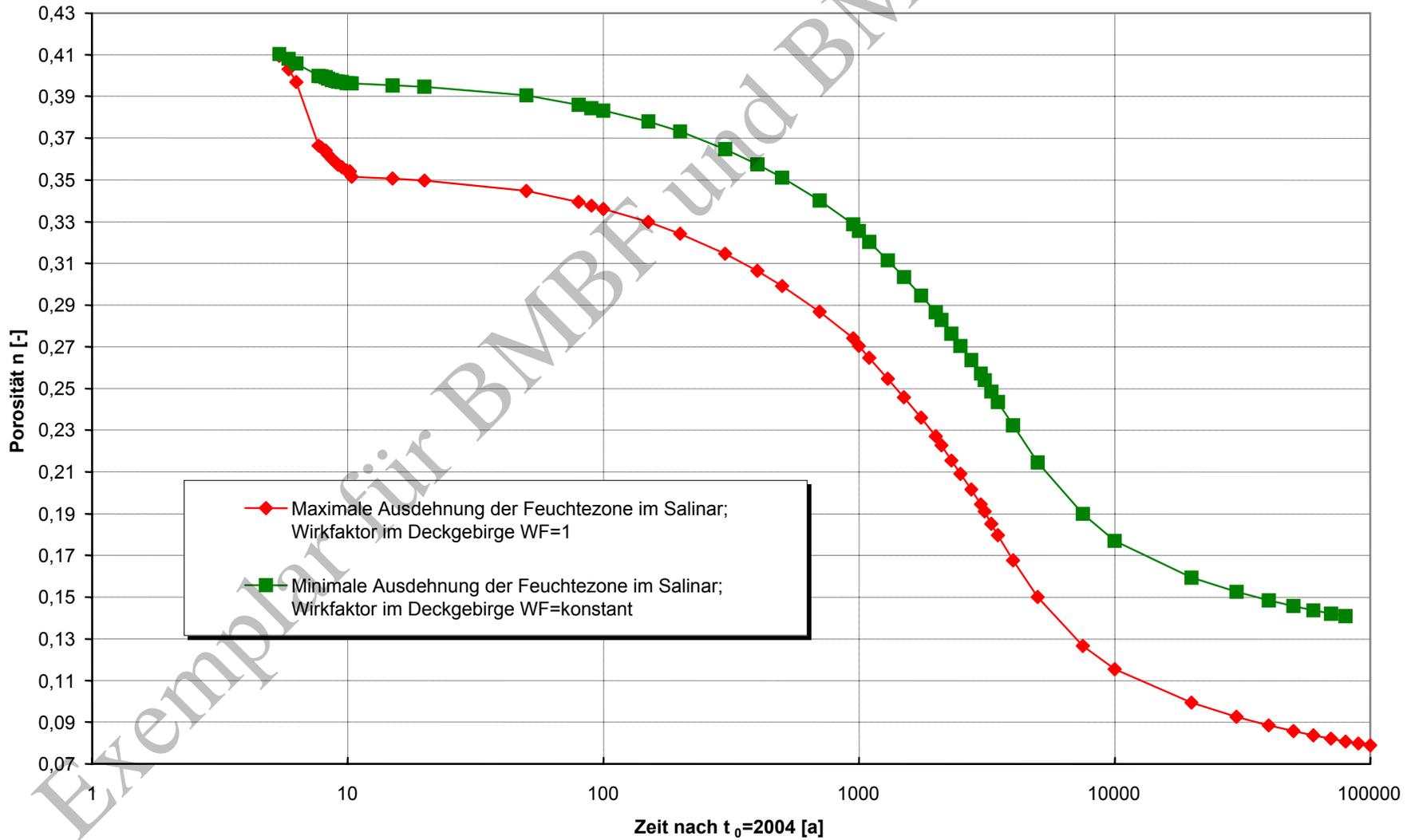


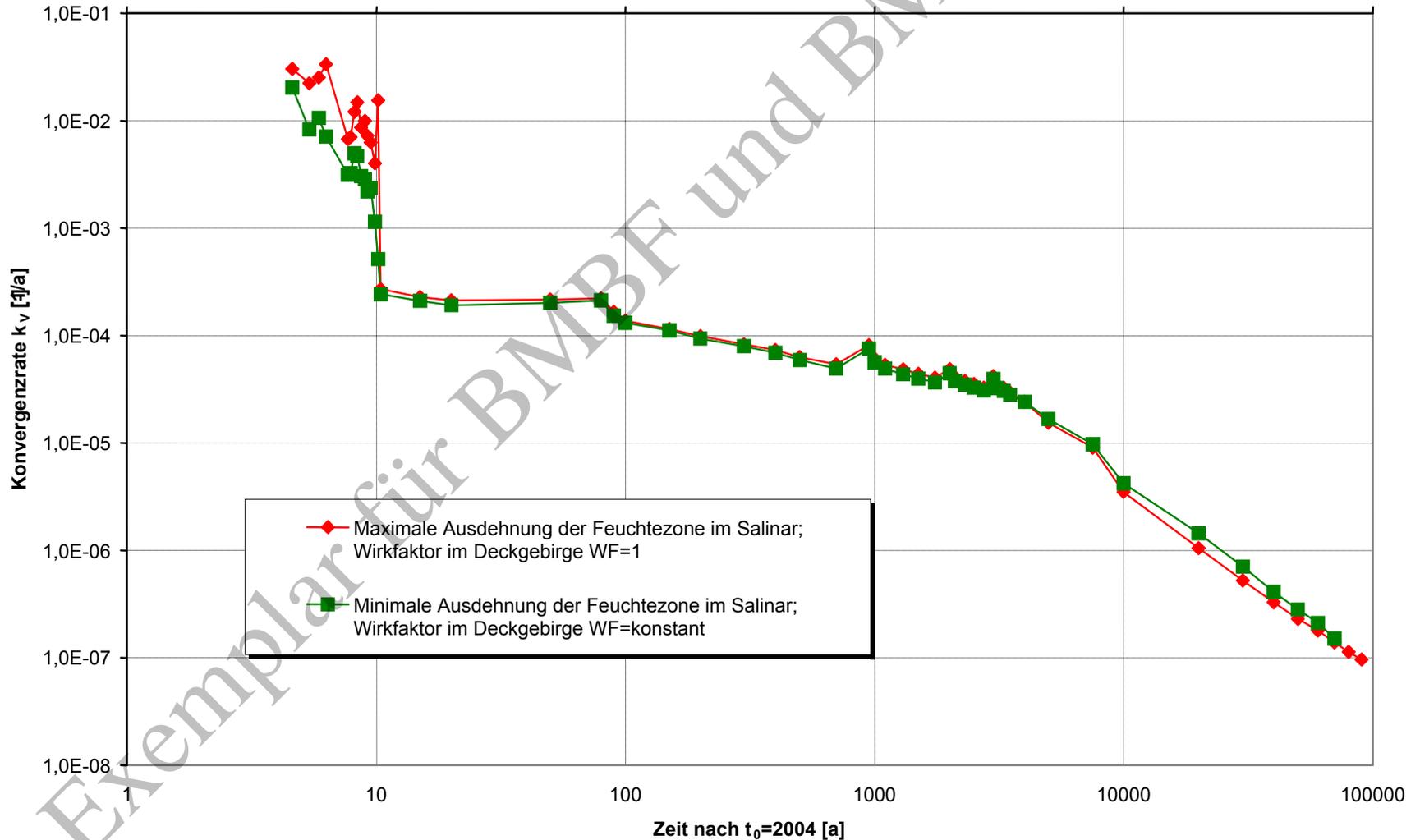


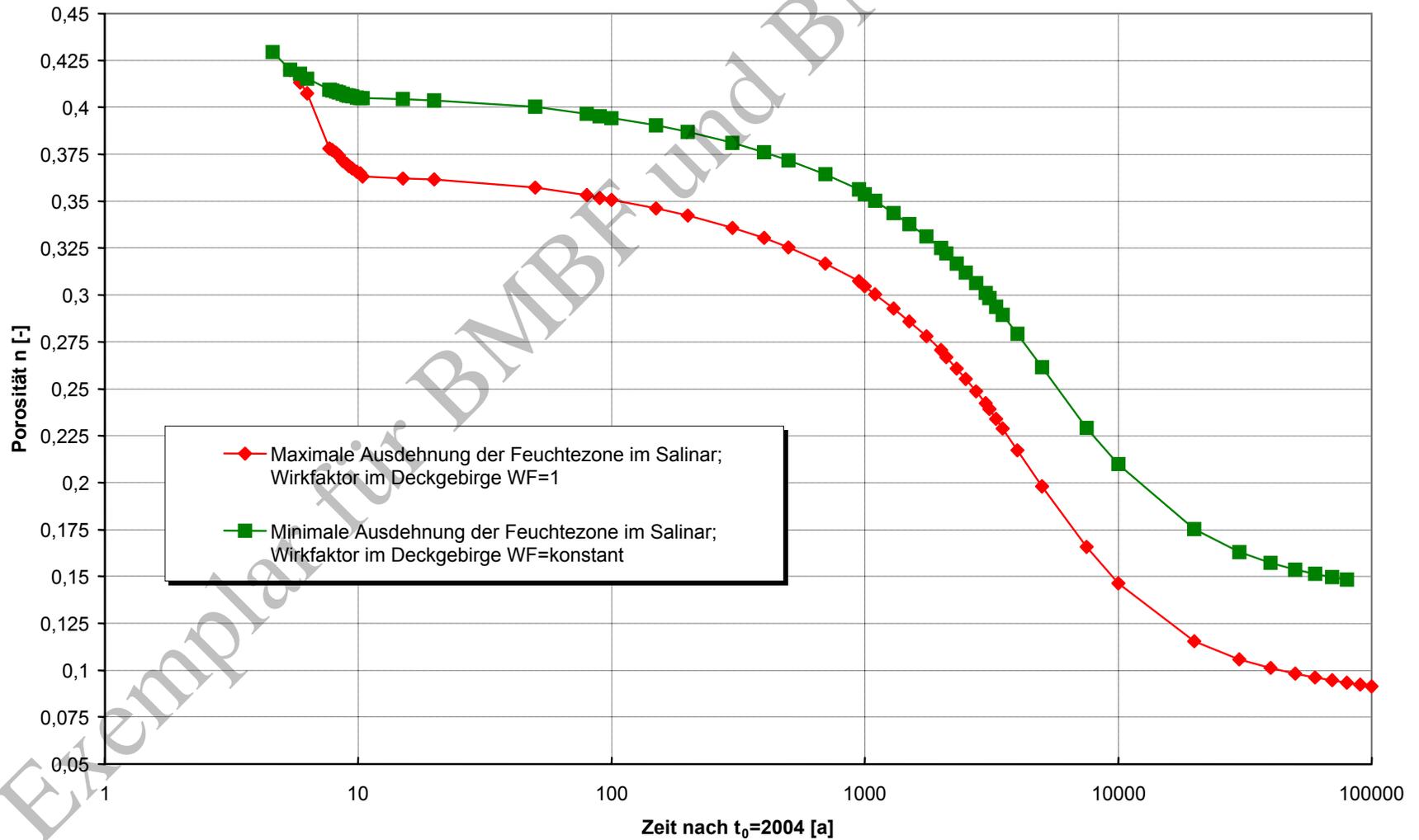


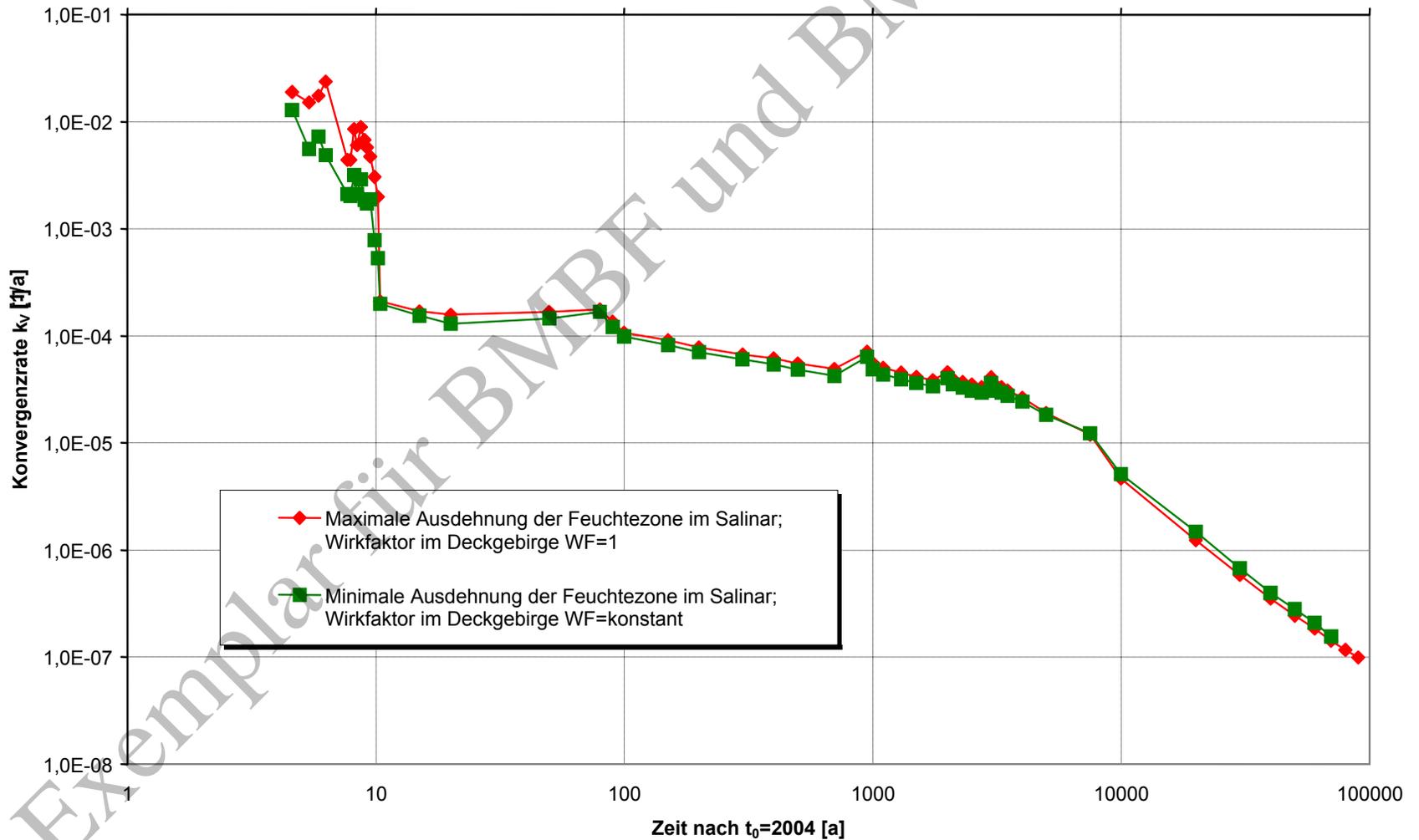


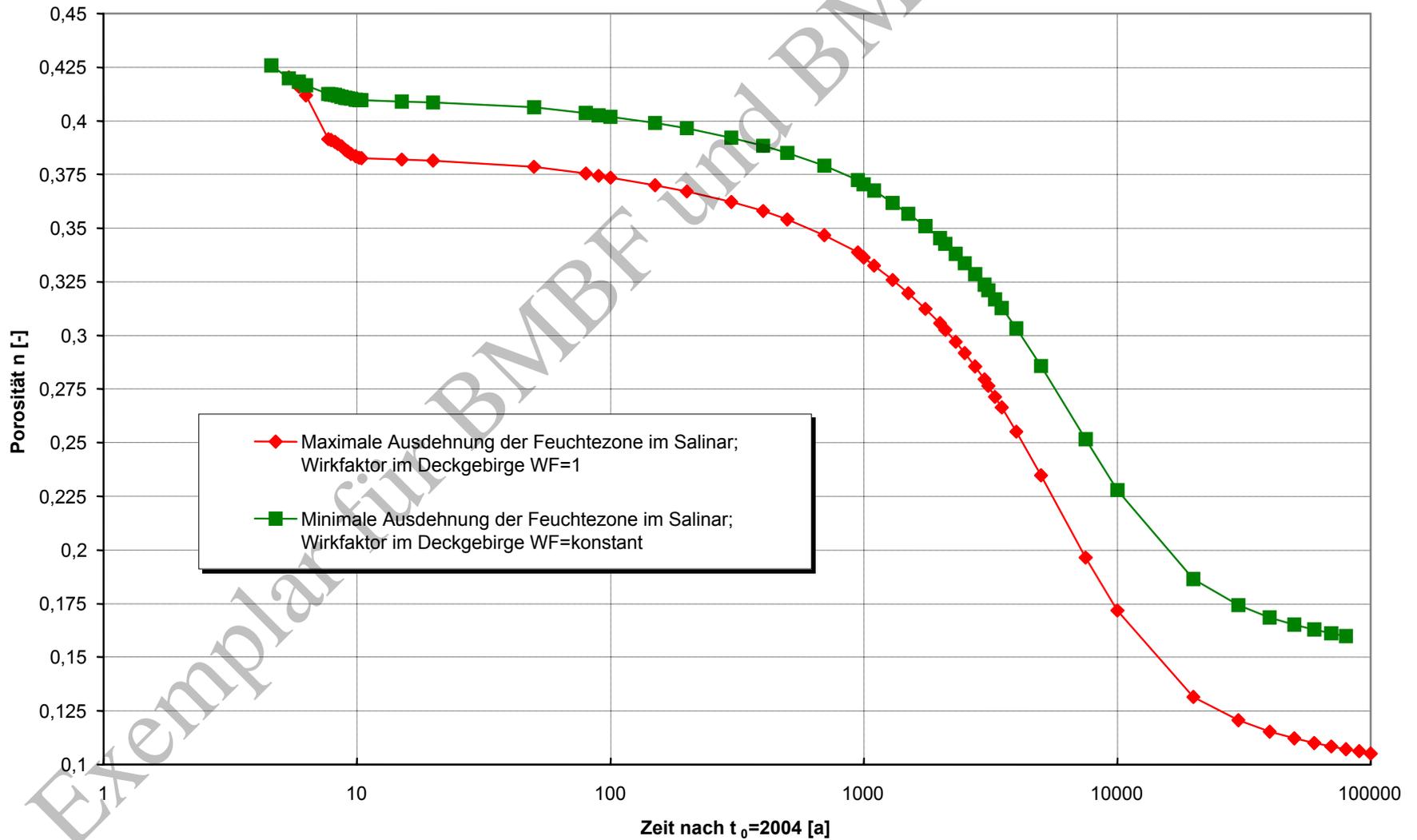


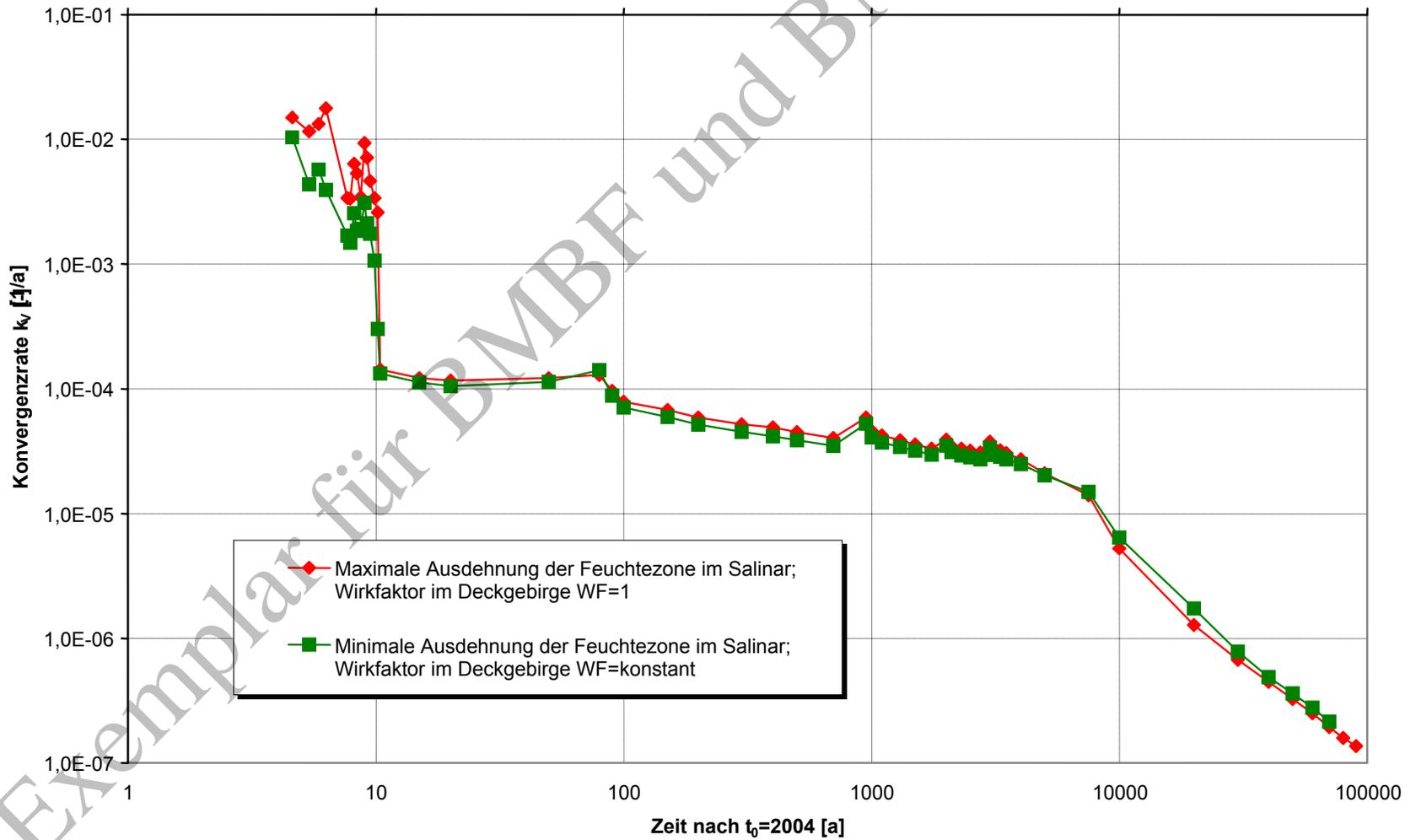


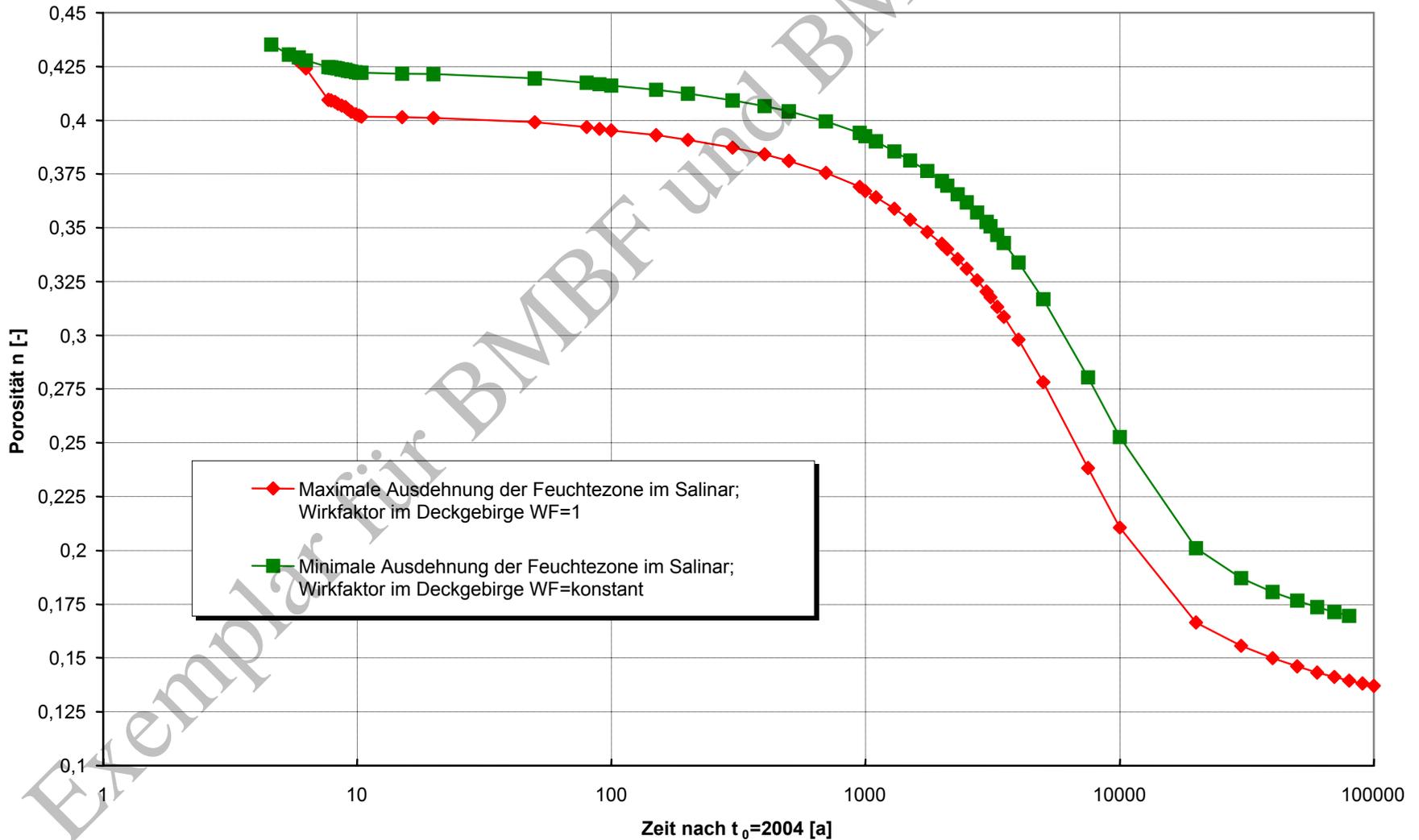


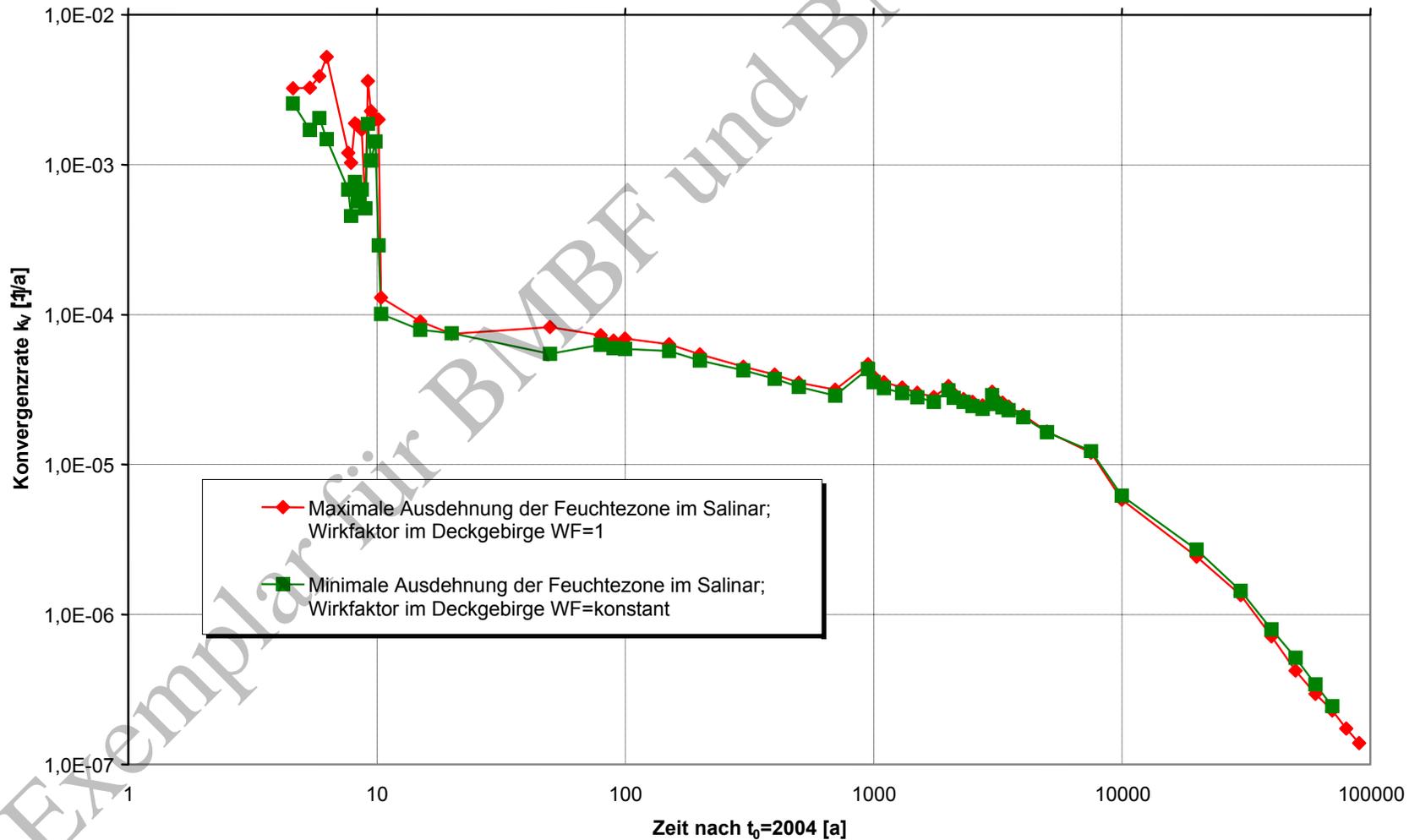


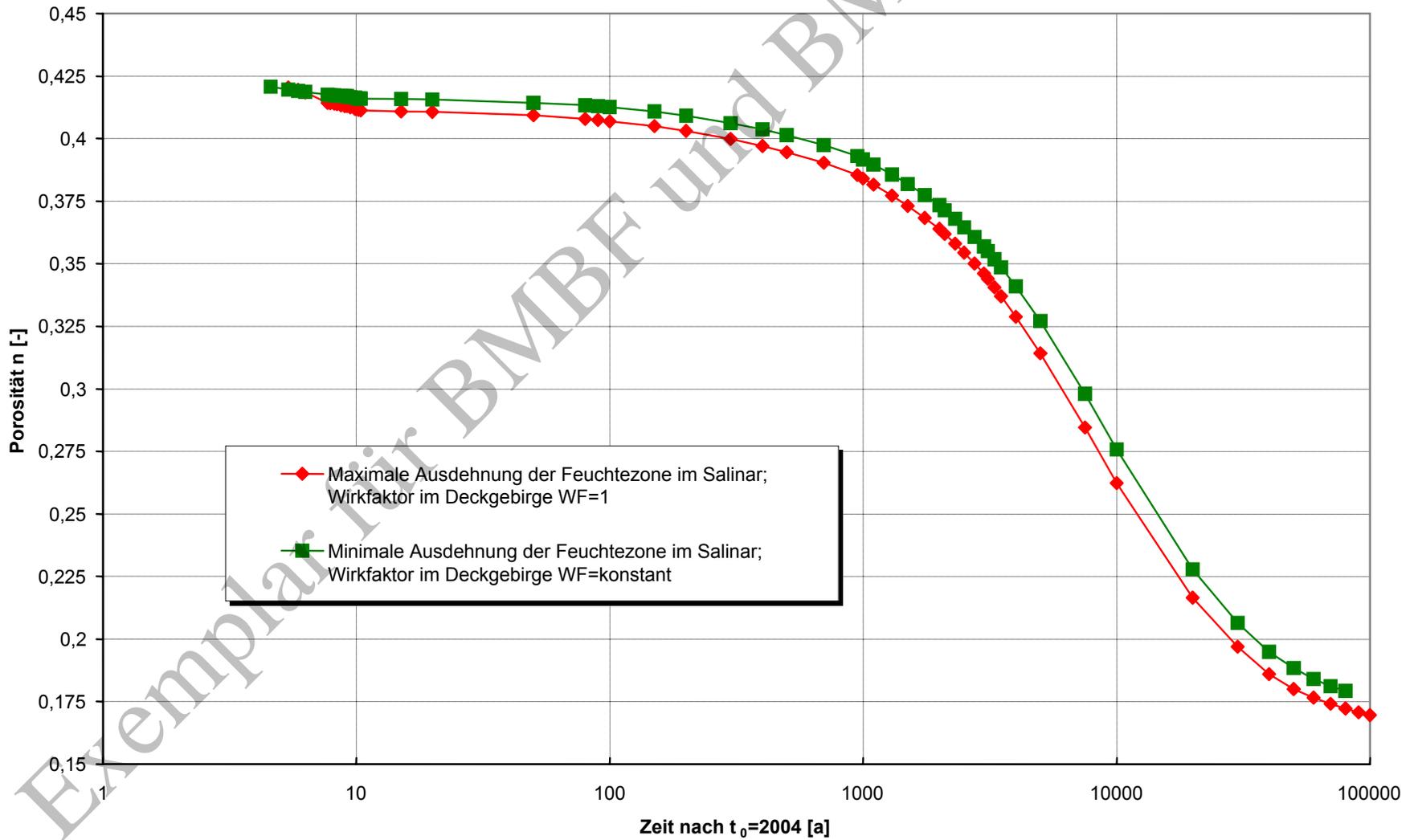


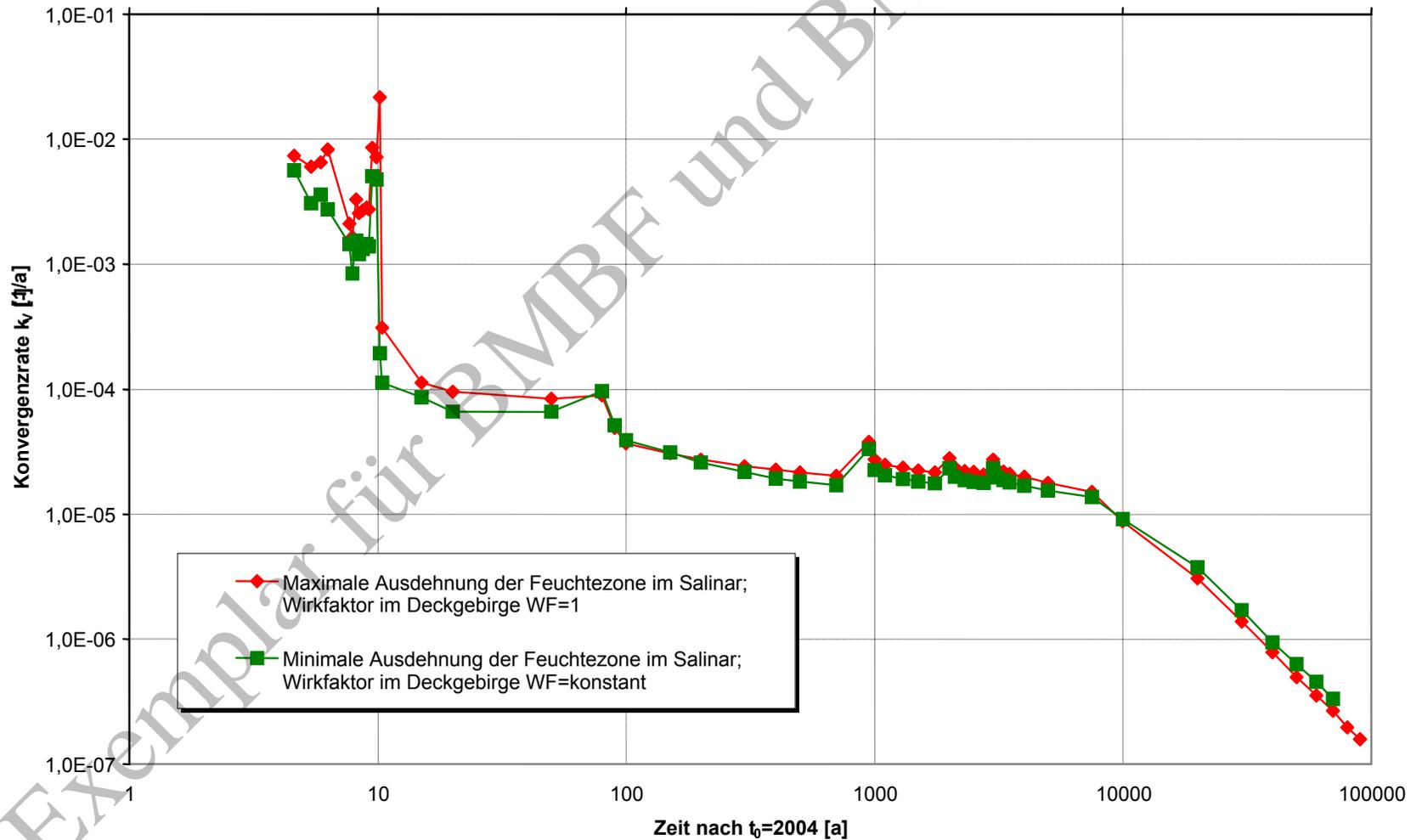


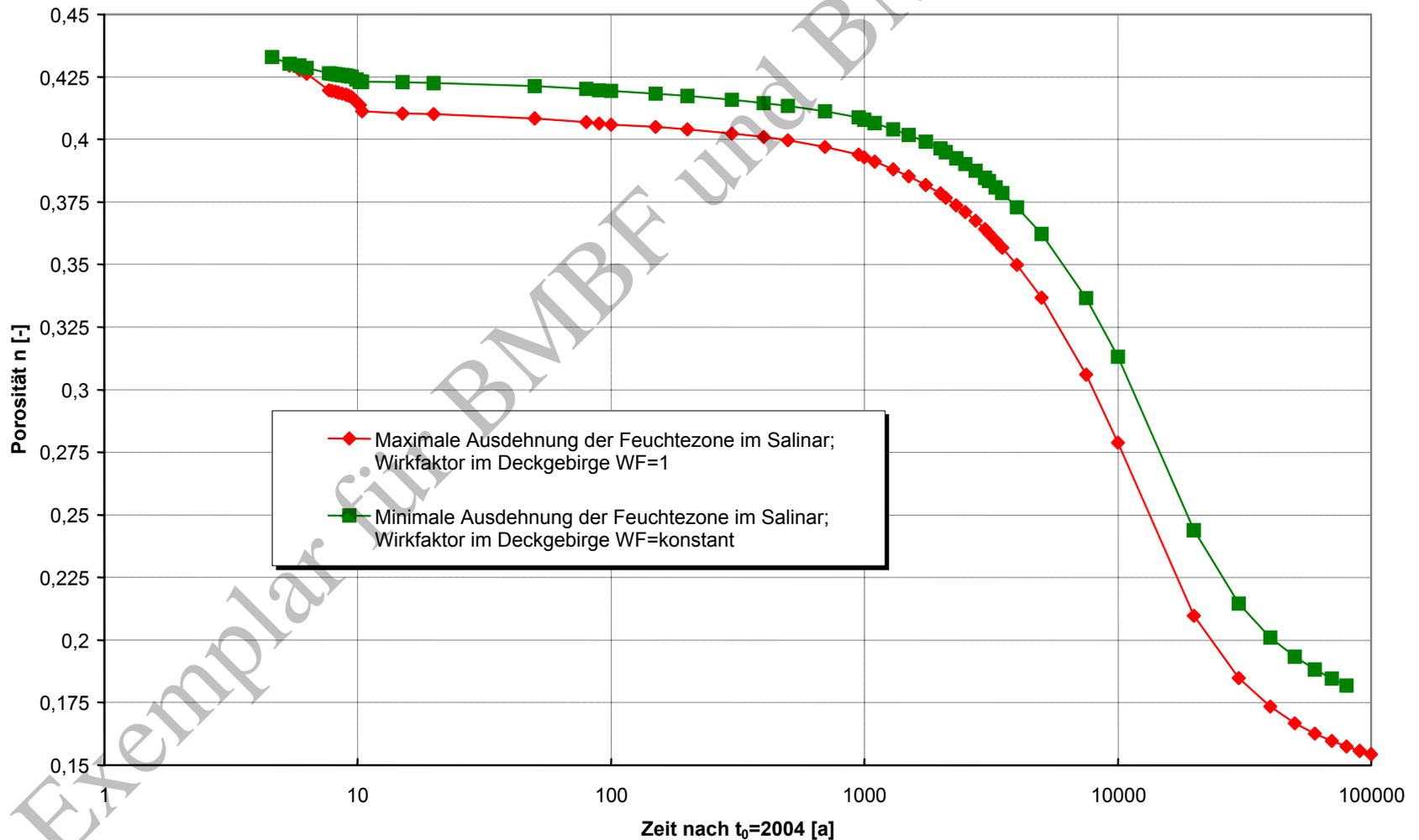


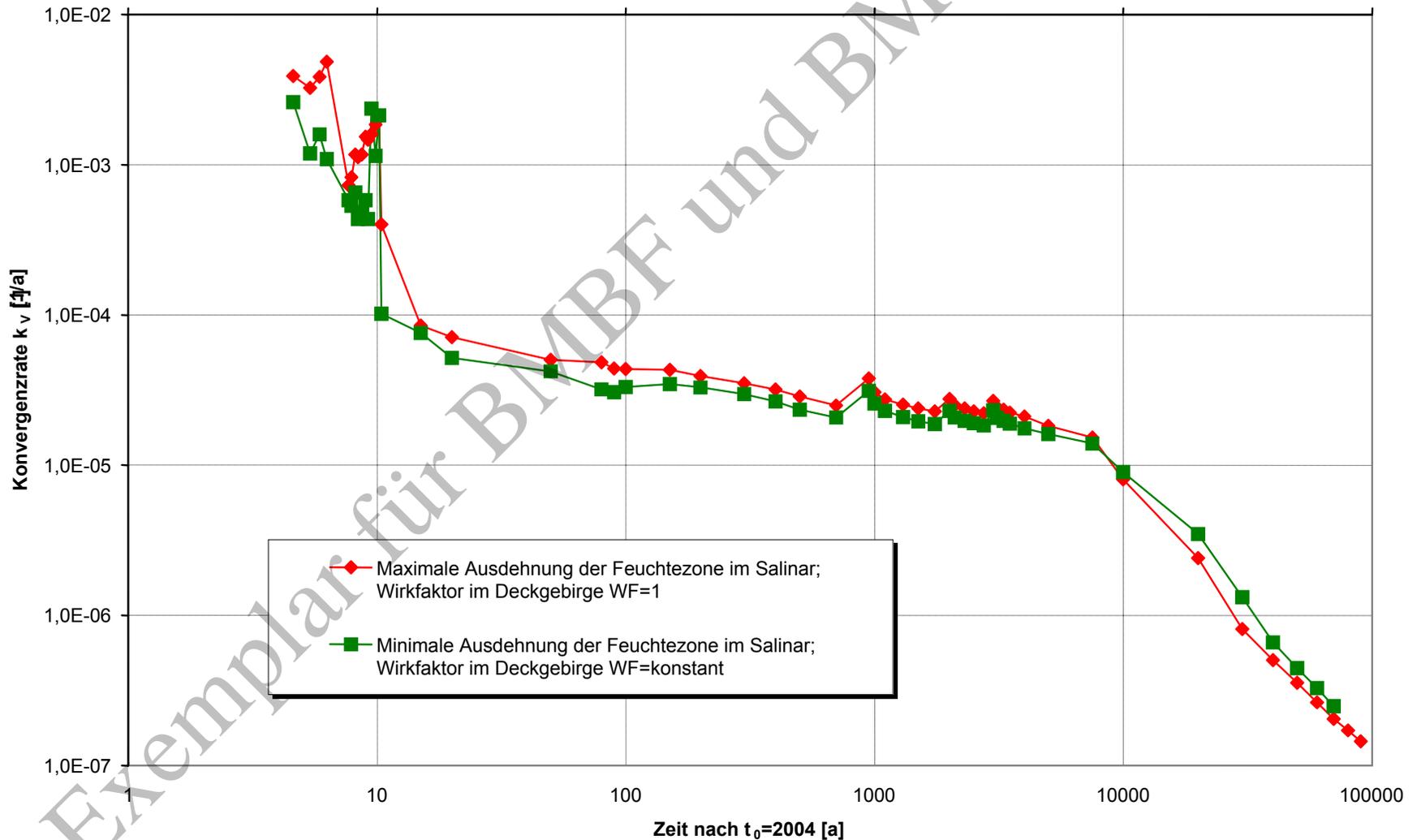


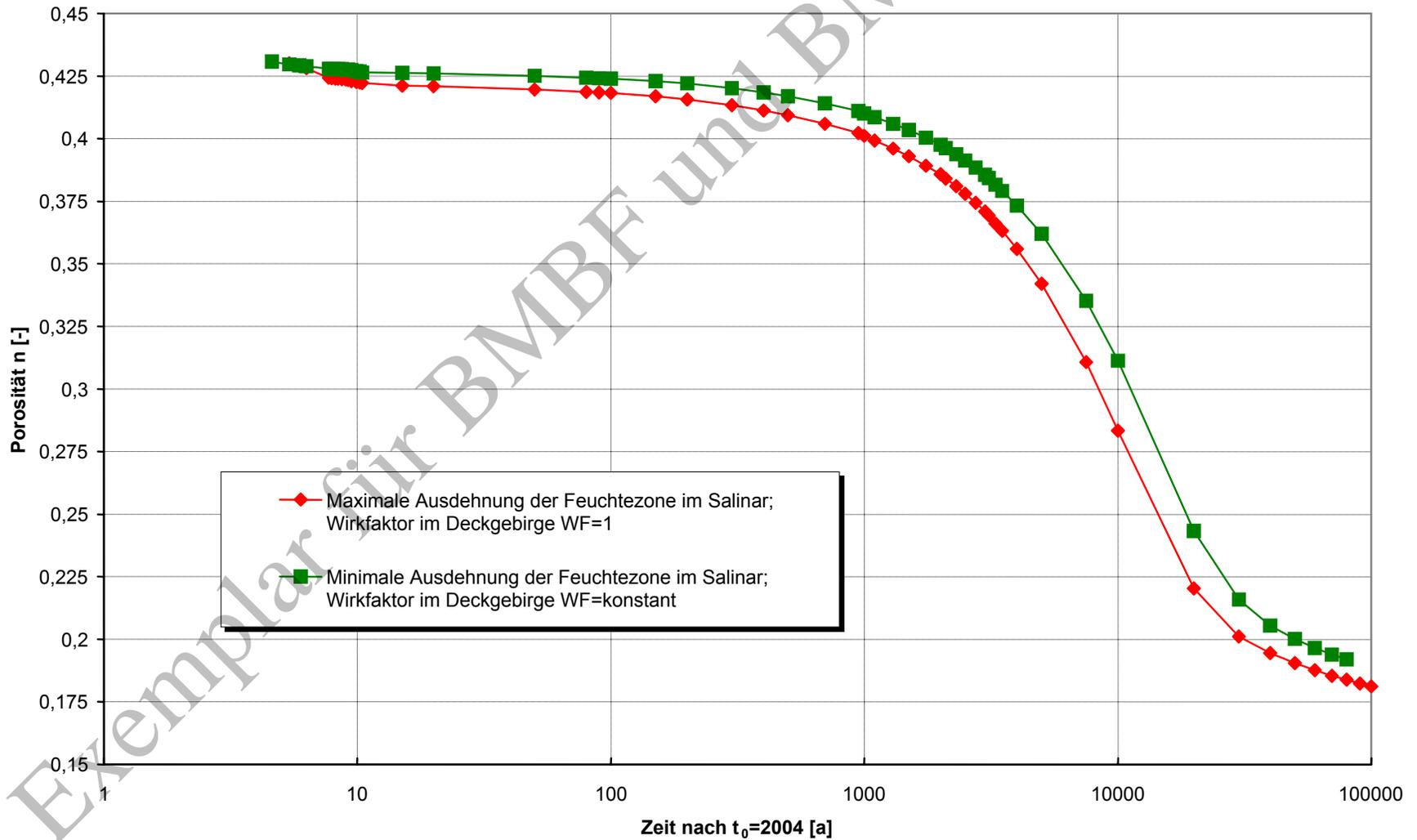


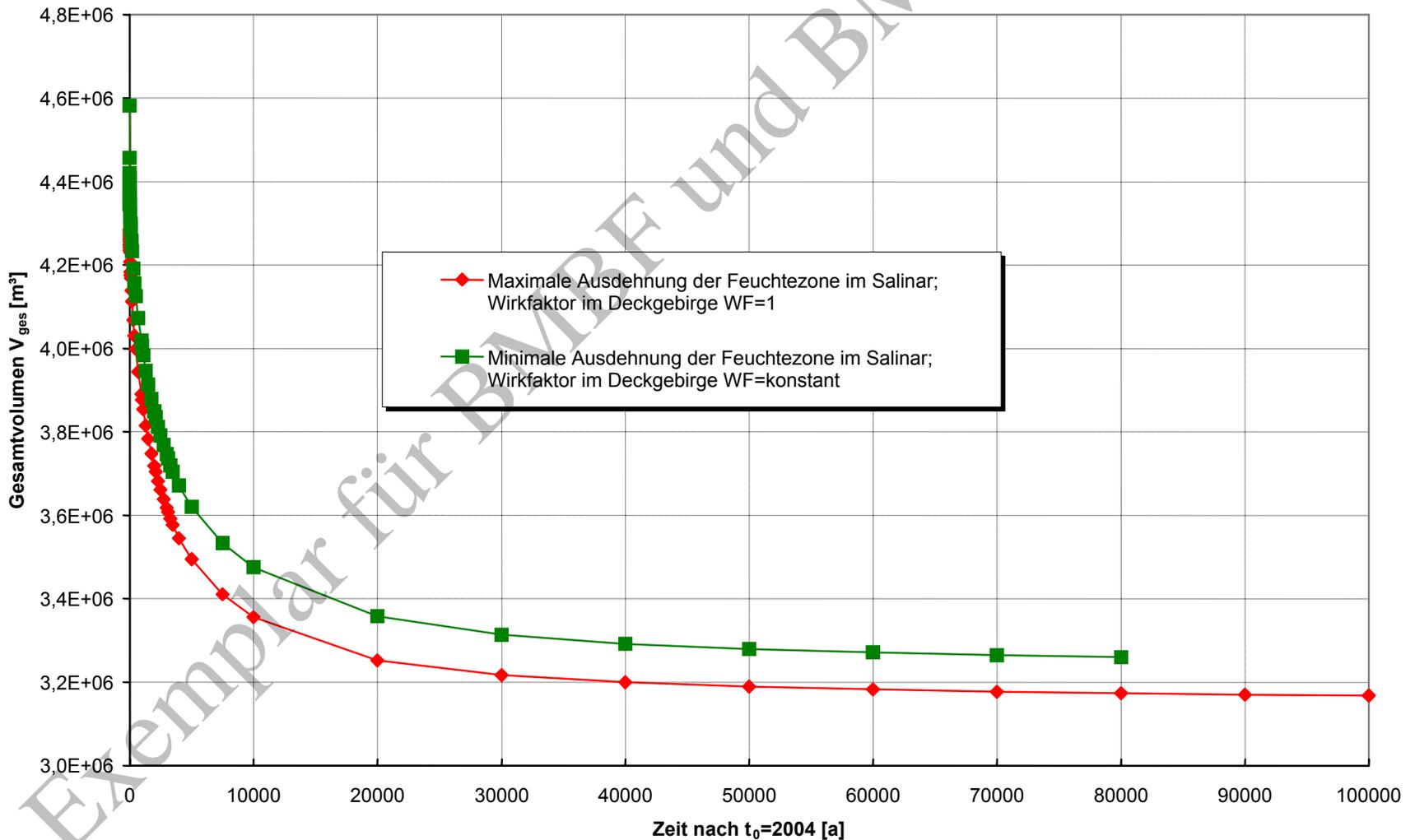


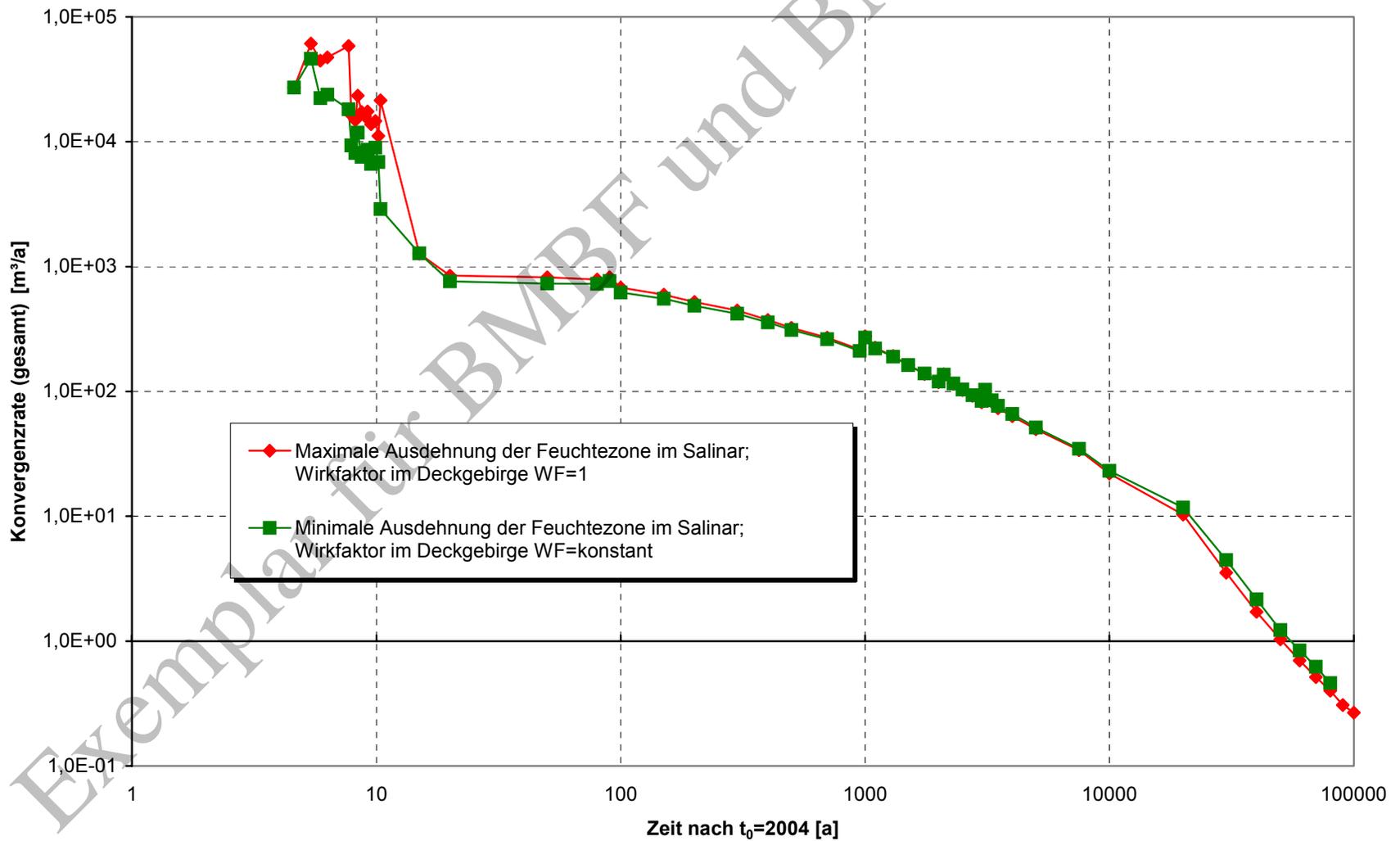




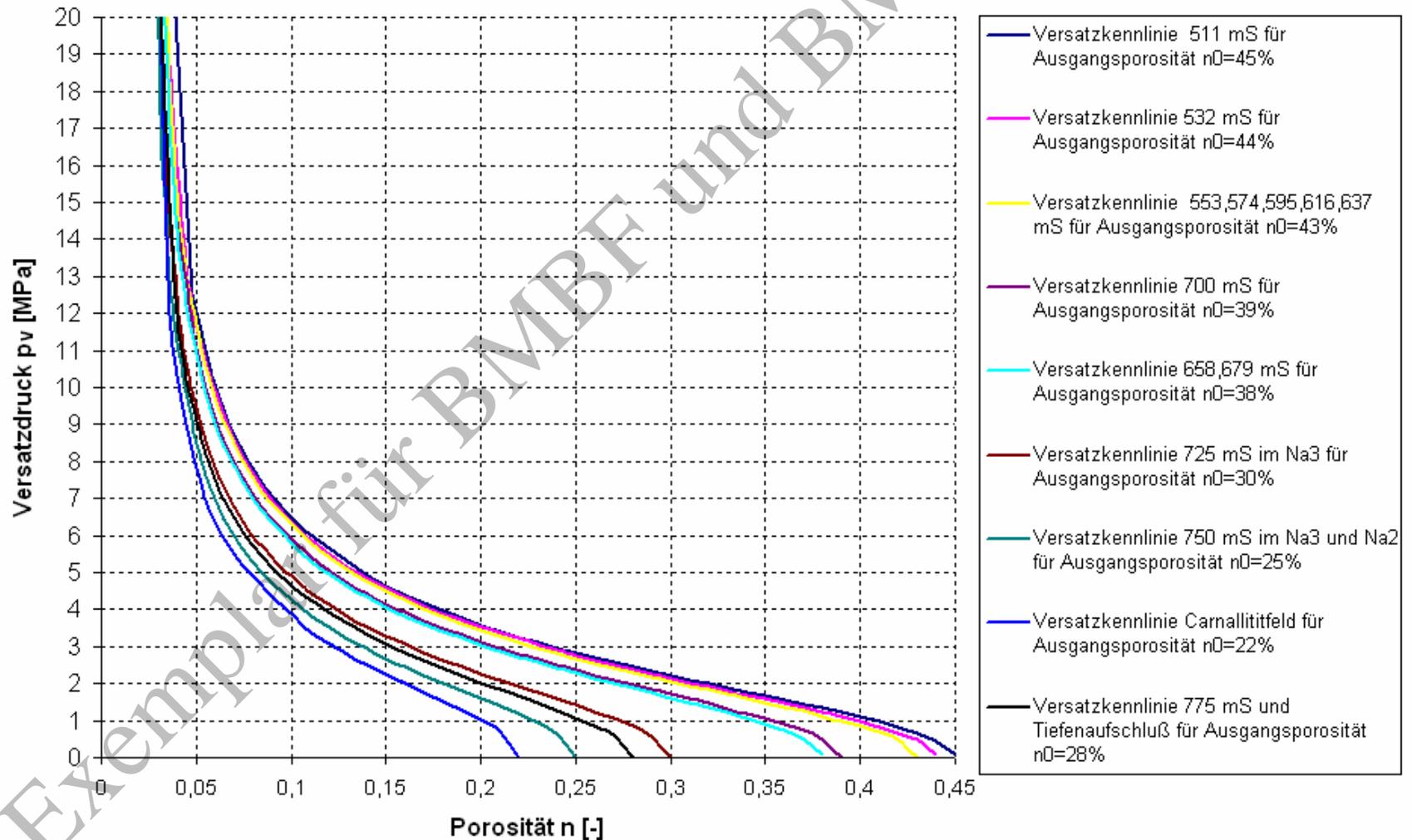


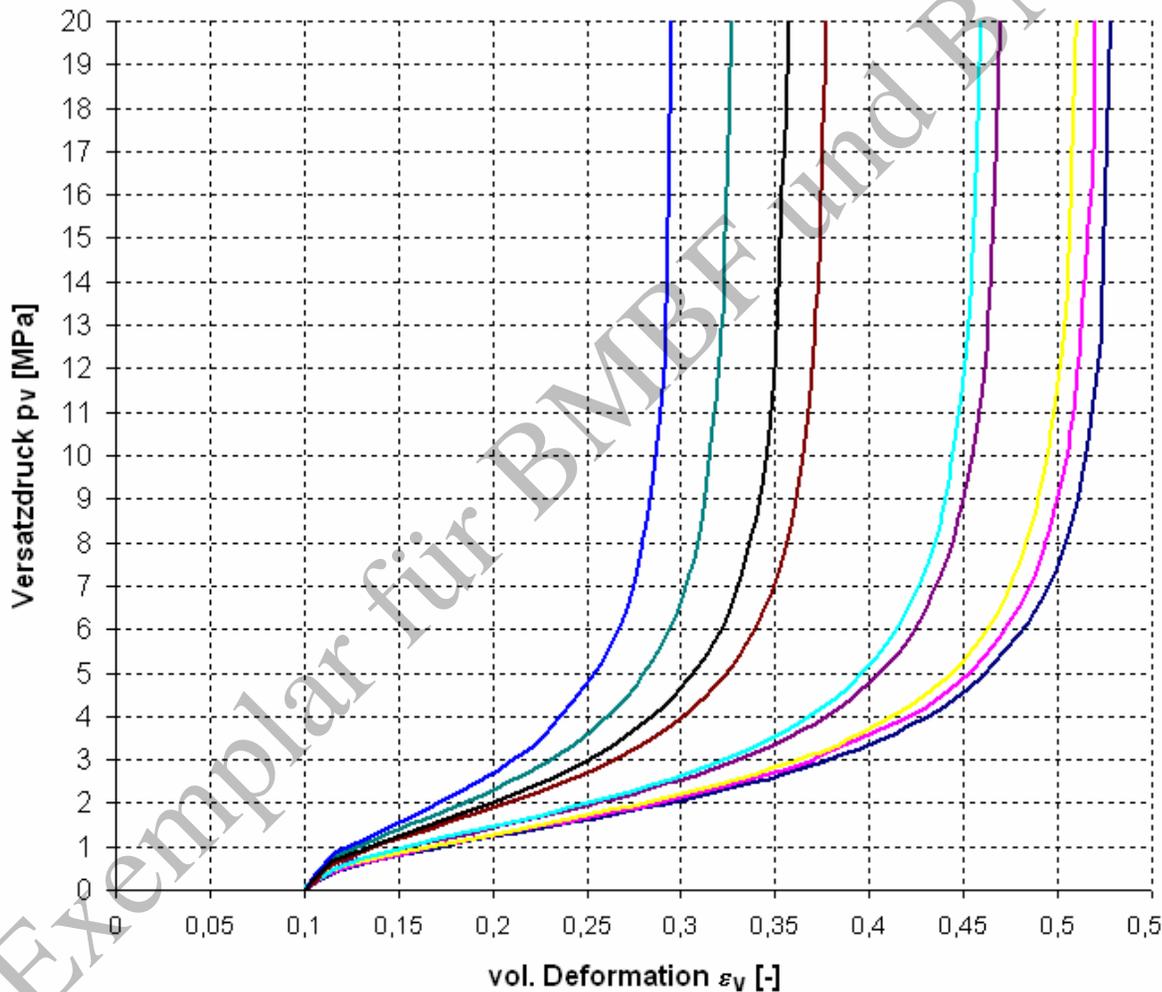






Nr.	Vorgangname	Dauer	Anfang	Ende	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019
82	Verfüllung der Resthohlräume von 679- bis zur 490-m-Sohle	330 t	30.11.10	20.03.12															
83	Einbringung Schutzfluid 775-m-Sohle	60 t	27.08.10	18.11.10															
85	Einbringung Schutzfluid 750-m-Sohle	150 t	27.06.11	27.01.12															
87	Einbringung Versatz und Schutzfluid 725-m-Sohle	90 t	30.01.12	04.06.12															
89	Einbringung Versatz und Schutzfluid 700-m-Sohle	45 t	23.10.12	24.12.12															
91	Einbringung des Schutzfluids ab 679-m-Sohle	545 t	28.04.14	27.05.16															
92	679-m-Sohle	45 t	28.04.14	27.06.14															
93	658-m-Sohle	45 t	30.06.14	29.08.14															
94	637-m-Sohle	50 t	01.09.14	07.11.14															
95	616-m-Sohle	50 t	10.11.14	16.01.15															
96	595-m-Sohle	60 t	19.01.15	10.04.15															
97	574-m-Sohle	55 t	13.04.15	26.06.15															
98	553-m-Sohle	55 t	29.06.15	11.09.15															
99	532-m-Sohle	85 t	14.09.15	08.01.16															
100	511-m-Sohle	60 t	11.01.16	01.04.16															
101	490-m-Sohle (Fluidanstieg z.T. durch Konvergenz)	40 t	04.04.16	27.05.16															
102	Verwahrung der Schächte	2765 t	28.11.05	09.09.16															
103	Schacht 4	2765 t	28.11.05	09.09.16															
104	Erstellung von Widerlagern aus Schotter	20 t	28.11.05	23.12.05															
105	Einbau Füllsäule aus Schotter bzw. Sorelbeton	2000 t	02.01.06	01.11.13															
106	Einbau temporäres Dichtelement aus Sorelbeton	50 t	04.11.13	10.01.14															
107	Erstellung von Bohrungen und Installation von Leitungen	25 t	13.01.14	14.02.14															
108	Einpumpen von Druckluft bis 1 MPa	30 t	17.03.14	25.04.14															
109	Einbau Dichtelement	50 t	04.07.16	09.09.16															
110	Schacht 2	2090 t	02.01.06	07.03.14															
111	Erstellung von Widerlagern aus Schotter	40 t	02.01.06	24.02.06															
112	Einbau Füllsäule aus Schotter bzw. Sorelbeton	2000 t	27.02.06	27.12.13															
113	Einbau Dichtelement	50 t	30.12.13	07.03.14															
114	Gebirgsmechanische Betriebsüberwachung	3270 t	02.02.04	31.10.16															



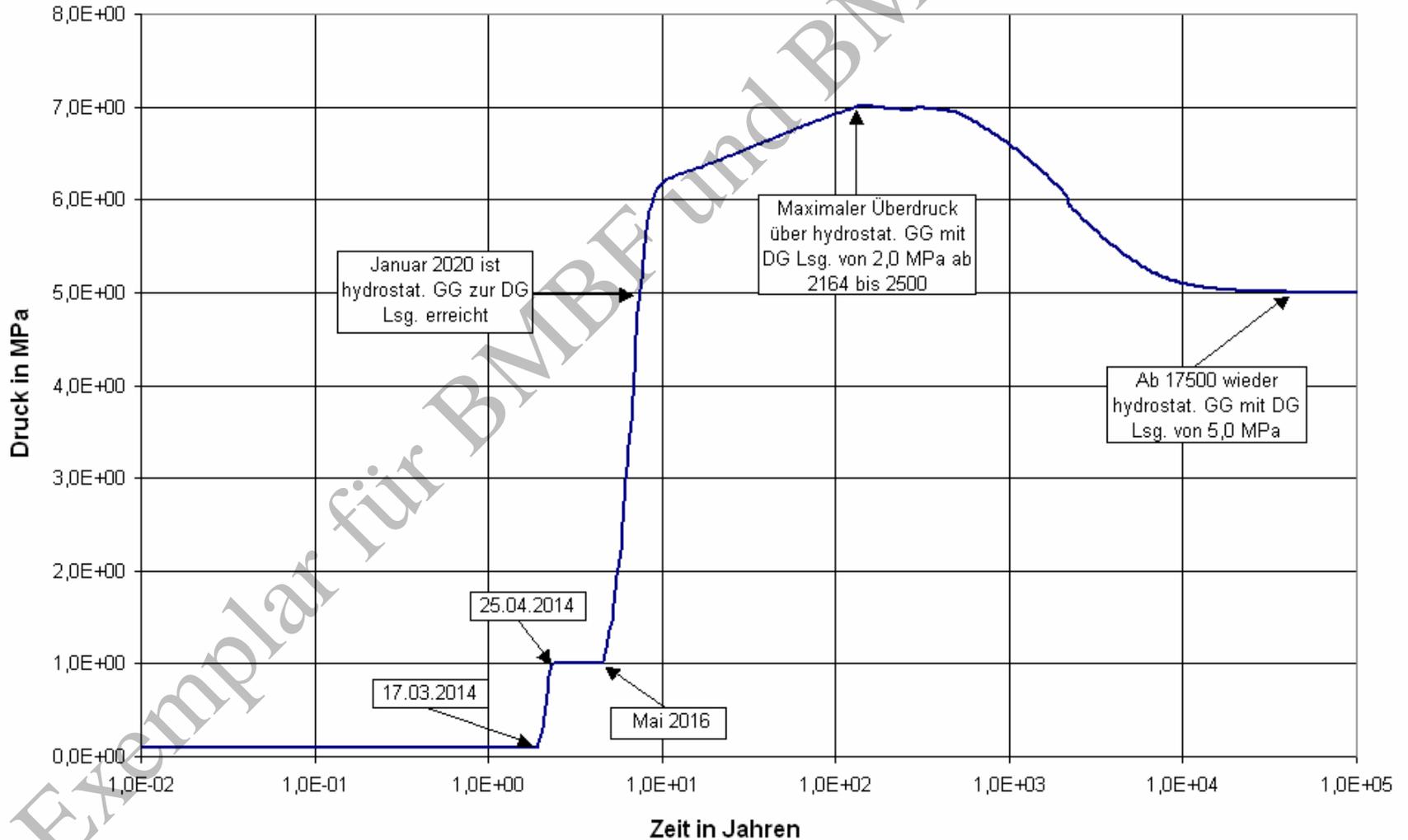


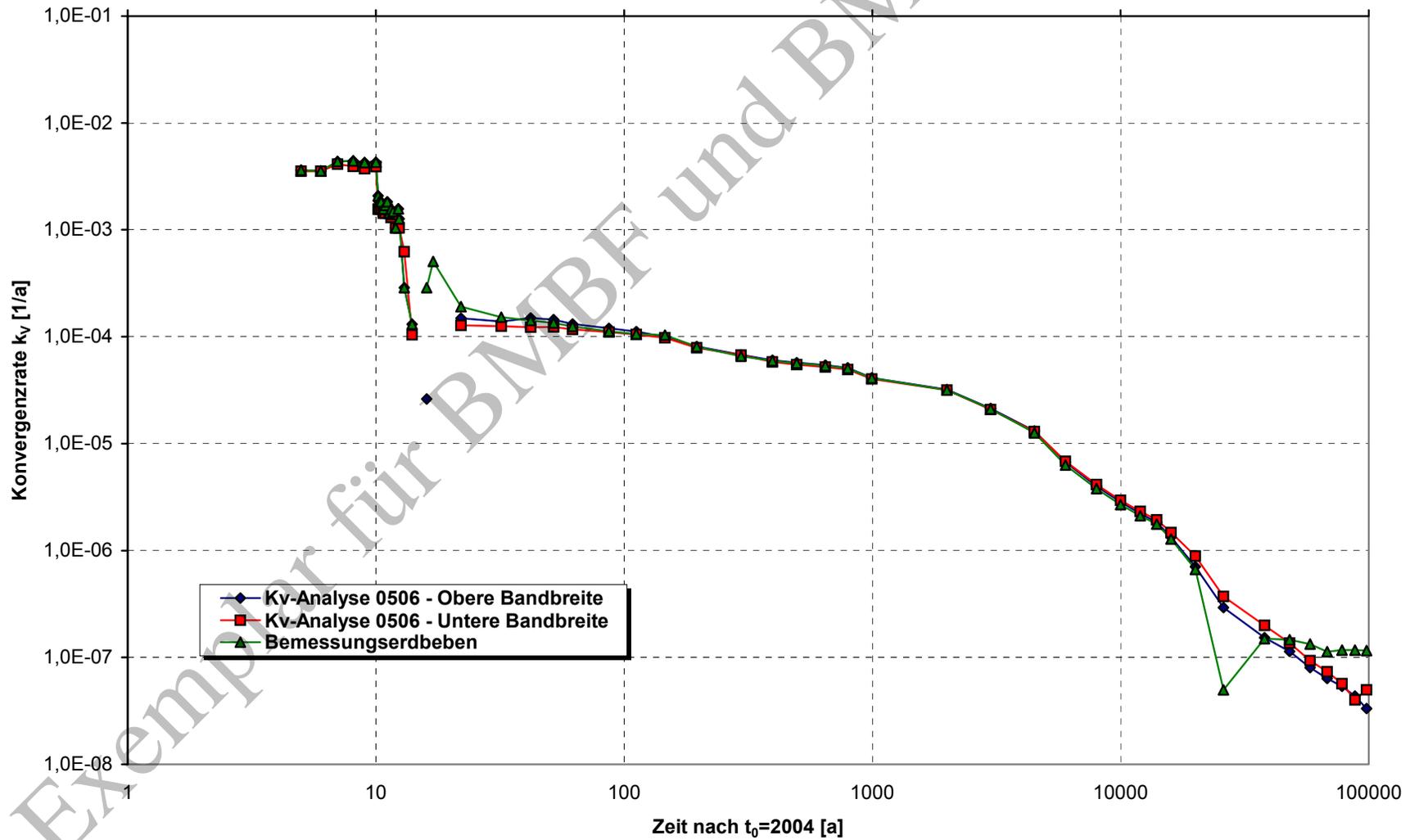
- Versatzkennlinie 511 mS für Ausgangsporosität $n_0=45\%$
- Versatzkennlinie 532 mS für Ausgangsporosität $n_0=44\%$
- Versatzkennlinie 553,574,595,616,637 mS für Ausgangsporosität $n_0=43\%$
- Versatzkennlinie 700 mS für Ausgangsporosität $n_0=39\%$
- Versatzkennlinie 658,679 mS für Ausgangsporosität $n_0=38\%$
- Versatzkennlinie 725 mS im Na3 für Ausgangsporosität $n_0=30\%$
- Versatzkennlinie 750 mS im Na3 und Na2 für Ausgangsporosität $n_0=25\%$
- Versatzkennlinie Carnallitfeld für Ausgangsporosität $n_0=22\%$
- Versatzkennlinie 775 mS und Tiefenaufschluß für Ausgangsporosität $n_0=28\%$

Porosität n0 [-] =45%			Porosität n0 [-] =44%			Porosität n0 [-] =43%		
ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,10	0,05	0,06	0,10	0,05	0,06	0,10	0,05	0,06
0,15	0,83	0,91	0,15	0,84	0,92	0,15	0,85	0,93
0,27	1,77	1,95	0,26	1,80	1,98	0,31	2,30	2,53
0,37	2,83	3,11	0,42	4,03	4,43	0,40	3,62	3,98
0,41	3,59	3,94	0,46	5,40	5,94	0,44	5,07	5,58
0,45	4,40	4,84	0,48	6,78	7,45	0,48	7,57	8,32
0,50	7,95	8,74	0,51	11,05	12,15	0,50	11,70	12,87
0,52	10,34	11,37	0,51	13,33	14,67	0,51	15,30	16,83
0,52	12,54	13,80	0,52	19,09	21,00	0,51	26,83	29,52
0,53	27,50	30,24	0,53	61,04	67,15	0,51	60,30	66,33
0,54	50,41	55,45						

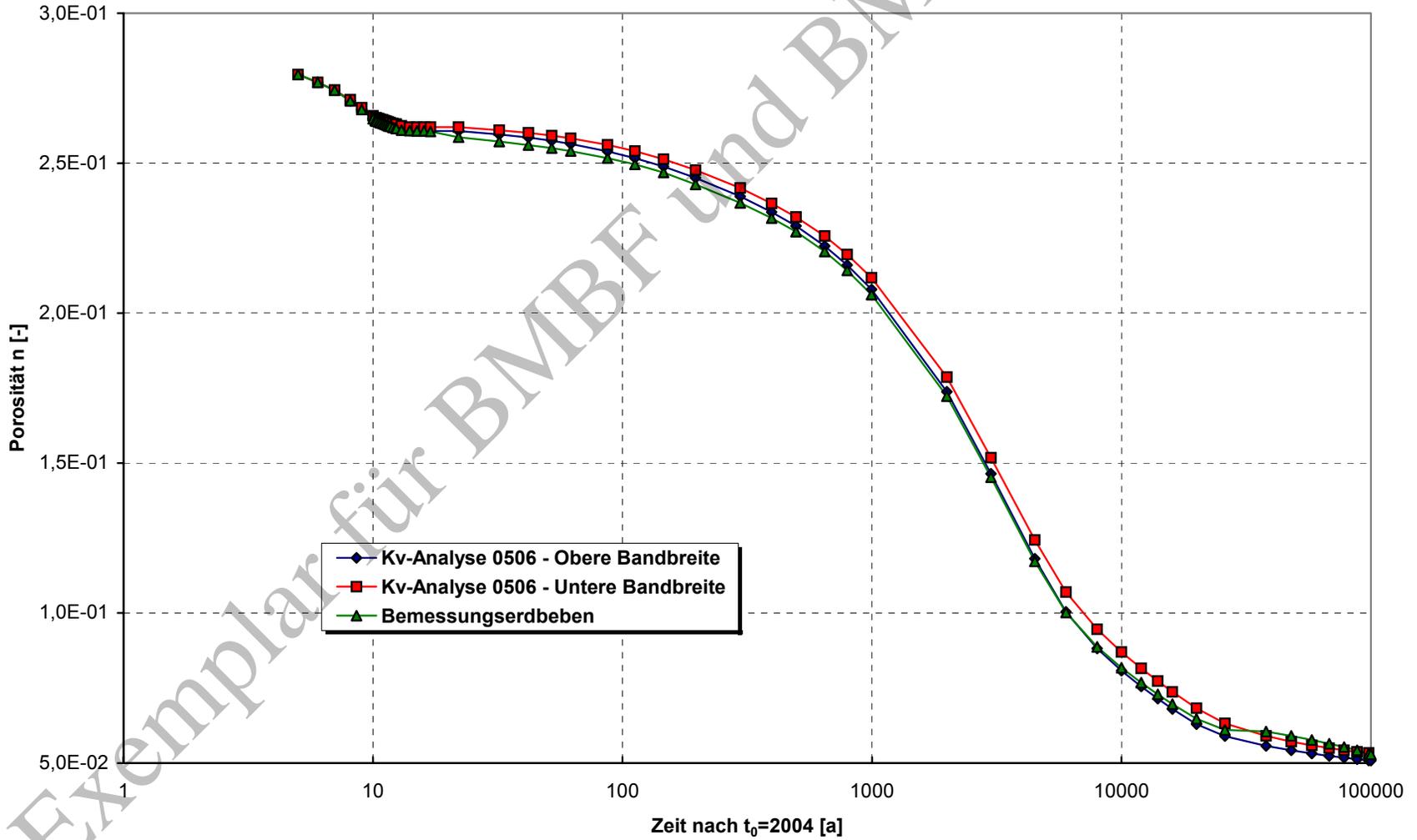
Porosität n0 [-] =38%			Porosität n0 [-] =39%			Porosität n0 [-] =25%		
ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,10	0,05	0,06	0,10	0,05	0,06	0,10	0,05	0,06
0,15	0,91	1,00	0,15	0,90	0,99	0,15	1,39	1,53
0,31	2,72	2,99	0,26	2,10	2,31	0,20	2,23	2,45
0,31	2,72	2,99	0,35	3,30	3,63	0,25	3,51	3,86
0,37	4,07	4,48	0,38	4,16	4,57	0,28	5,27	5,80
0,41	5,80	6,38	0,41	5,06	5,56	0,32	11,22	12,35
0,44	9,07	9,98	0,43	6,45	7,09	0,32	12,64	13,90
0,45	14,28	15,71	0,45	9,21	10,13	0,32	13,23	14,56
0,46	25,10	27,61	0,46	14,49	15,94	0,32	13,91	15,30
0,46	56,44	62,09	0,47	57,24	62,96	0,33	44,90	49,39

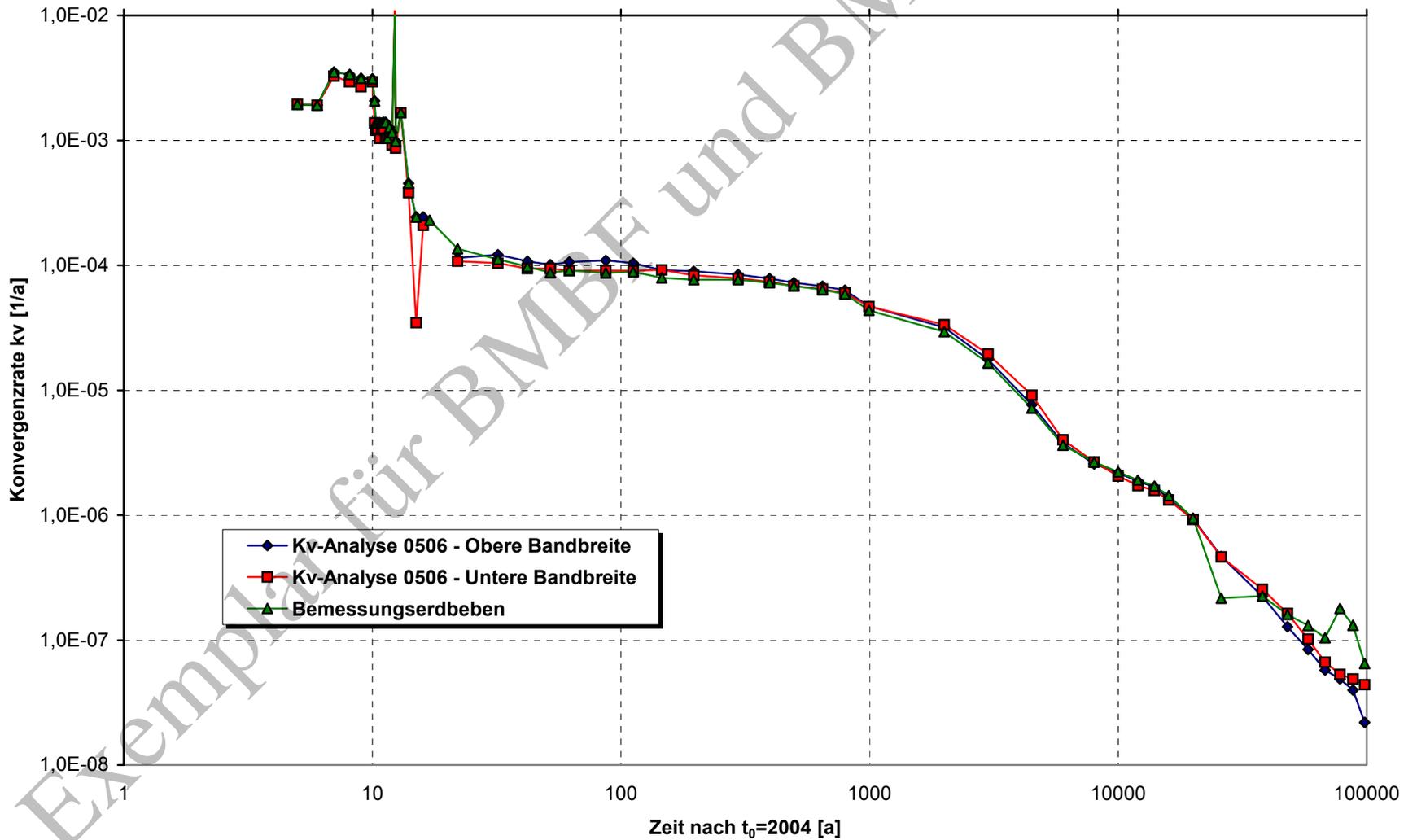
Porosität n0 [-] =30%			Porosität n0 [-] =28%			Porosität n0 [-] =0,22%		
ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]	ε_v [-]	p_v [MPa]	p_c [MPa]
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,10	0,05	0,06	0,10	0,05	0,06	0,10	0,05	0,06
0,13	0,84	0,92	0,13	0,88	0,96	0,13	1,01	1,12
0,18	1,58	1,74	0,20	2,03	2,23	0,17	2,00	2,20
0,23	2,27	2,49	0,26	3,31	3,64	0,19	2,50	2,75
0,28	3,29	3,61	0,30	4,65	5,11	0,21	3,08	3,39
0,32	4,68	5,15	0,32	5,72	6,29	0,22	3,41	3,75
0,33	5,13	5,65	0,33	7,52	8,27	0,26	5,48	6,02
0,33	5,39	5,93	0,35	12,00	13,20	0,28	7,82	8,61
0,36	8,57	9,43	0,36	21,21	23,33	0,29	12,90	14,19
0,38	22,05	24,25	0,36	21,21	23,33	0,30	41,79	45,96

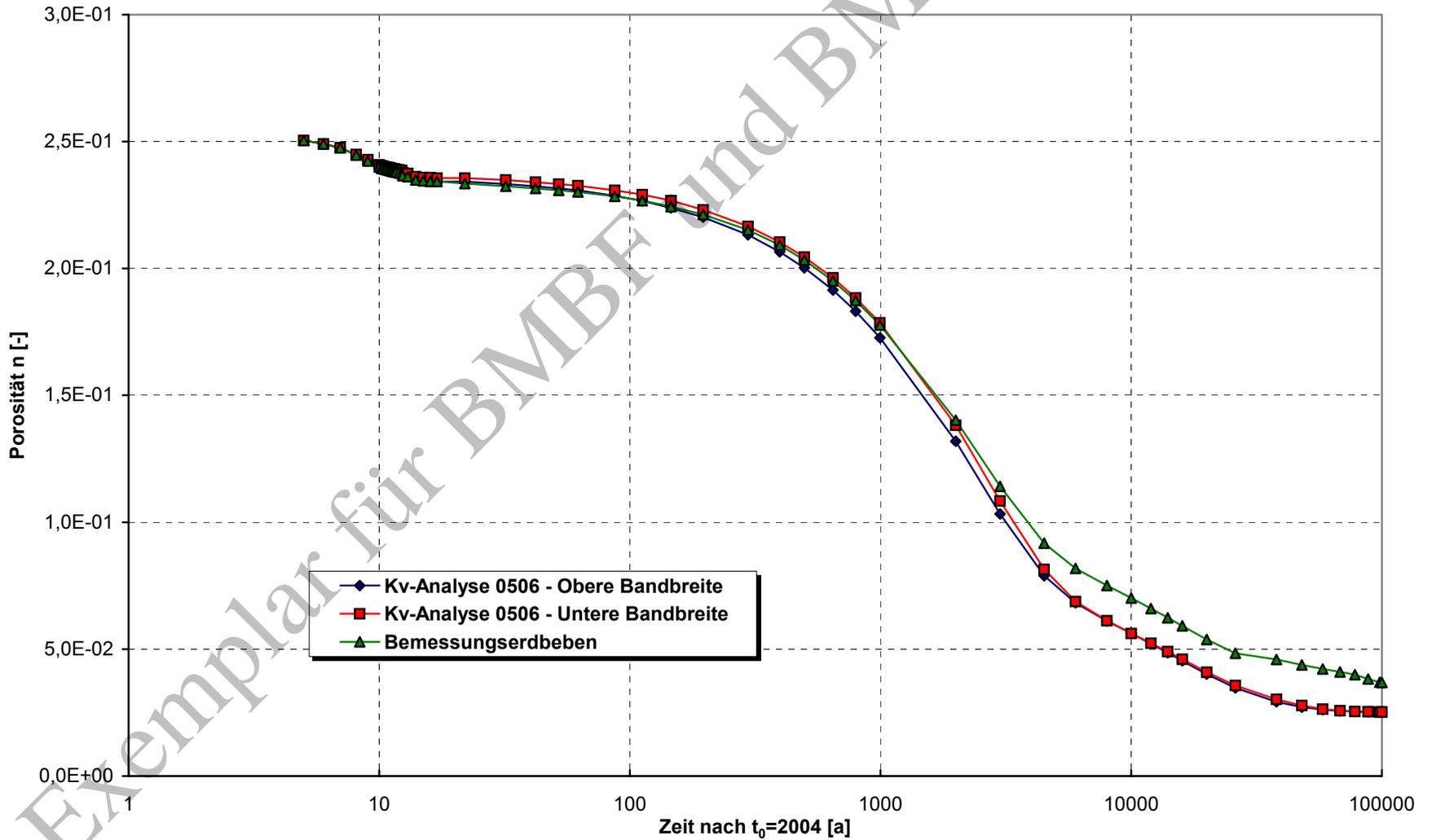


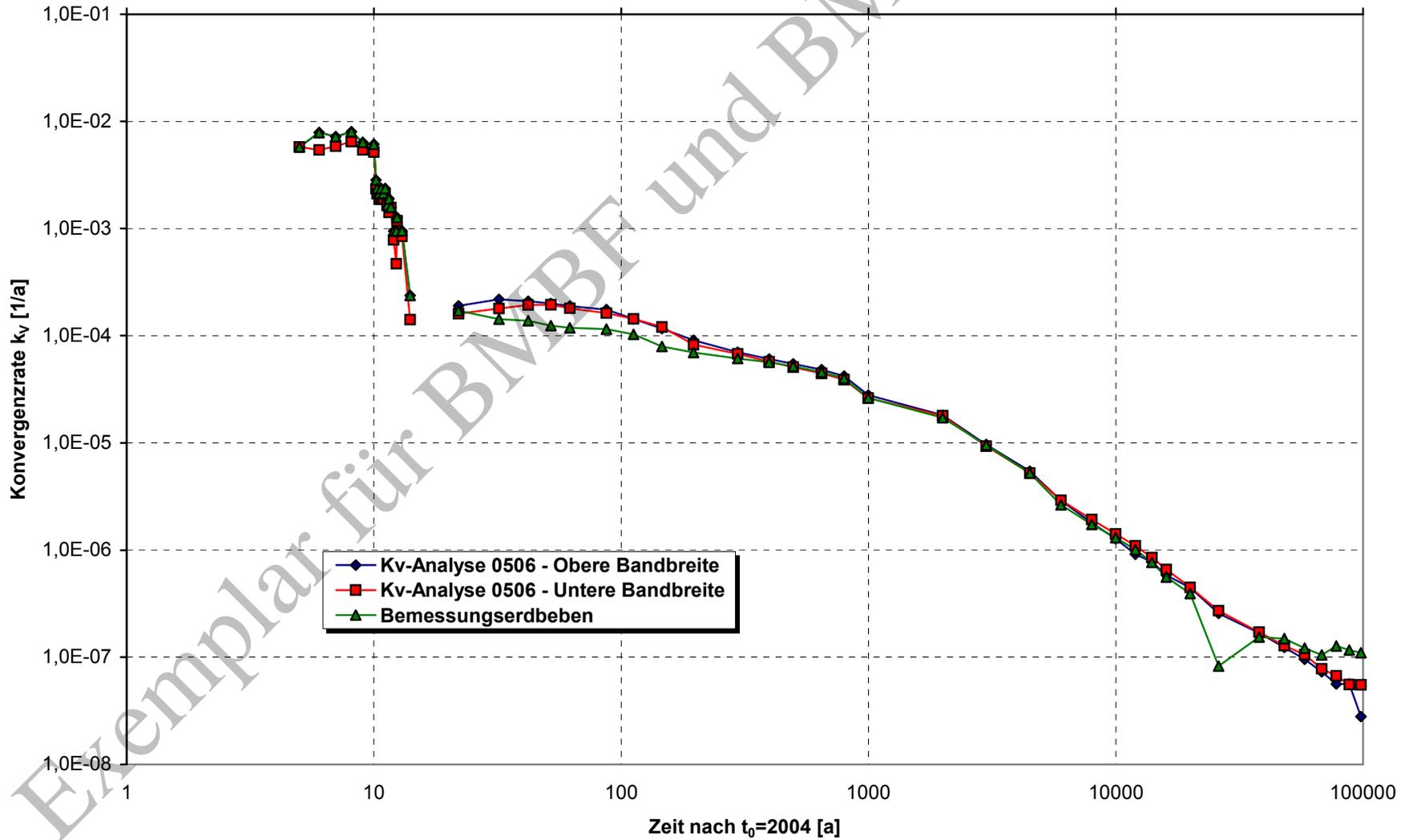


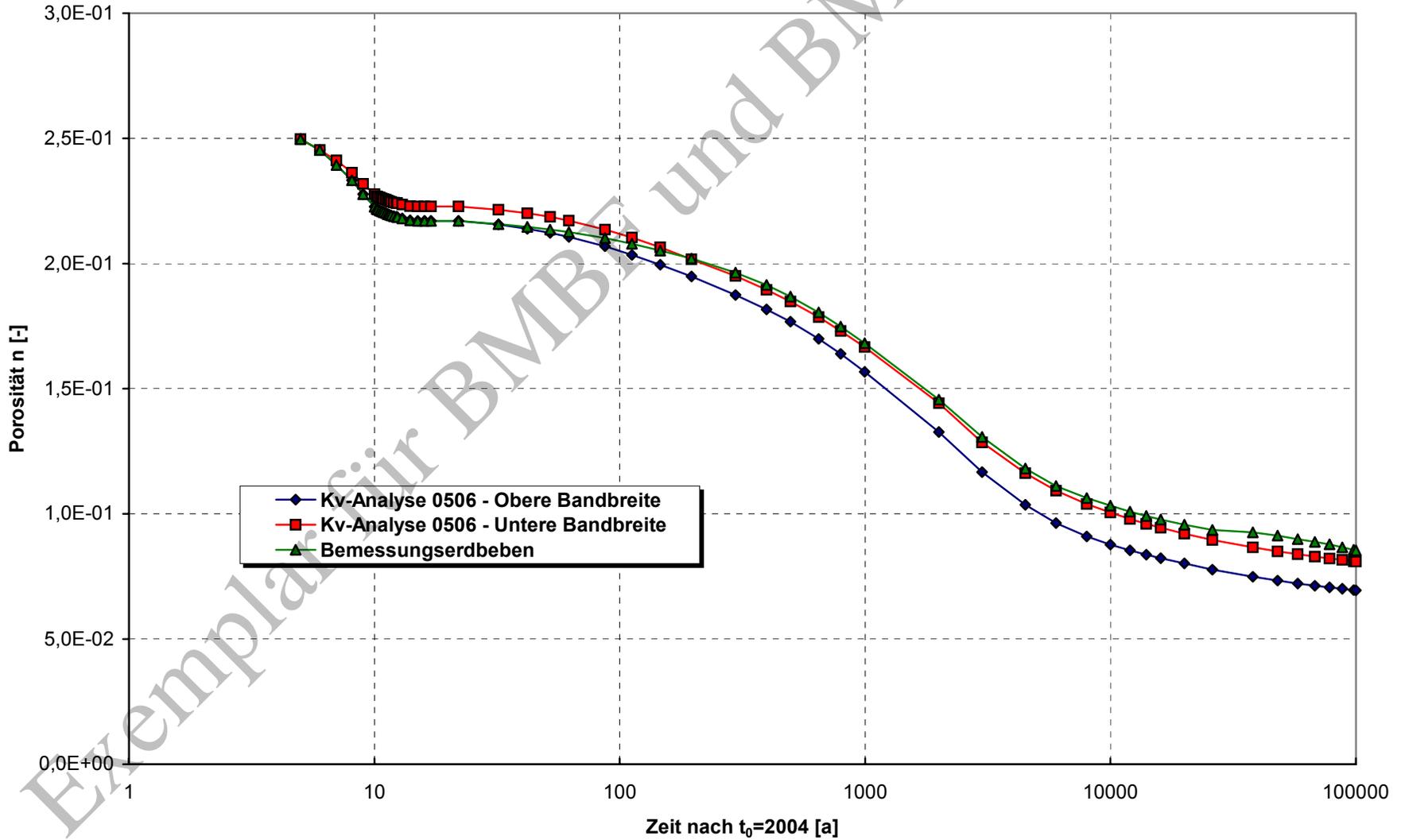
Exemplar für BMBF und BMU

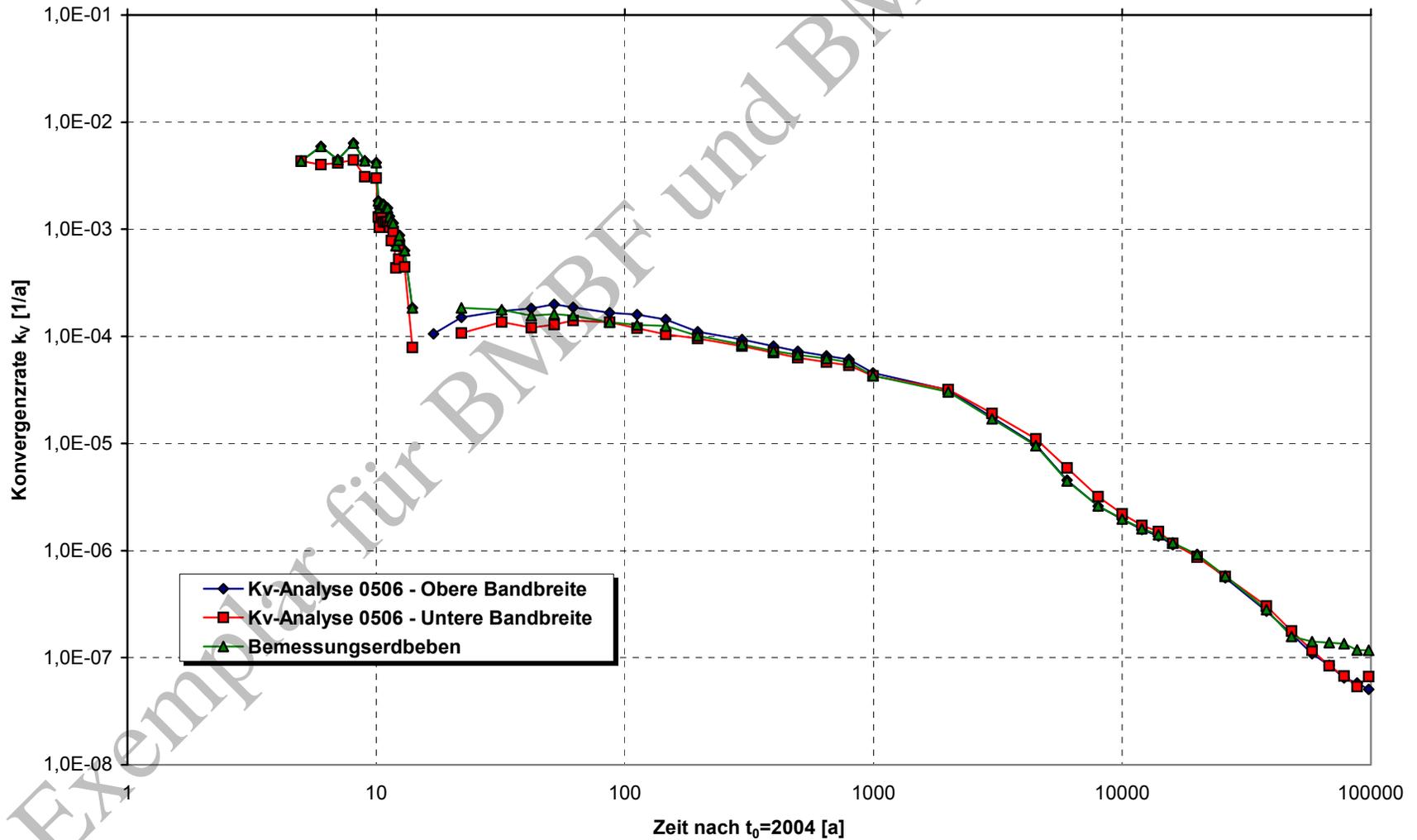


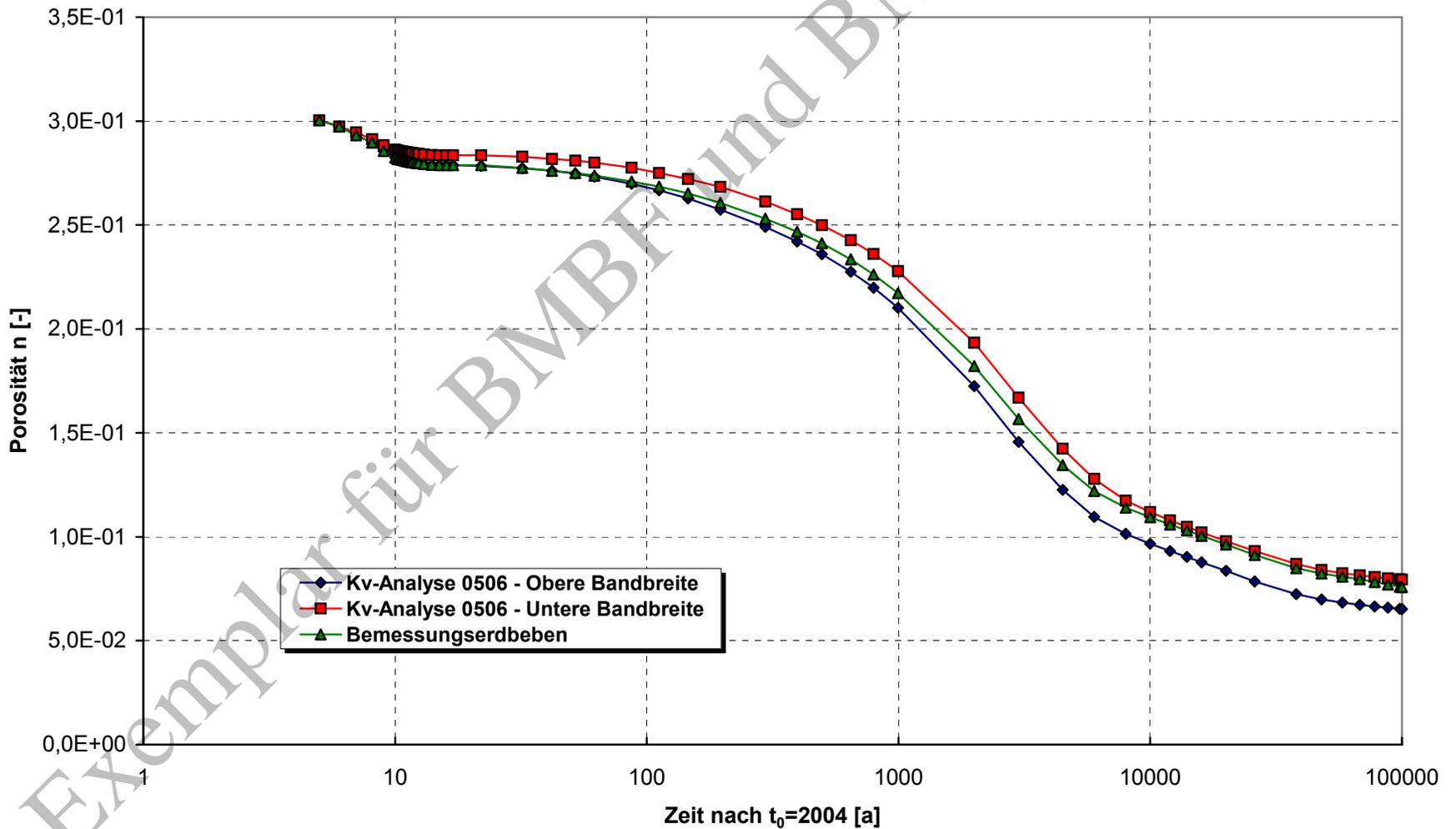


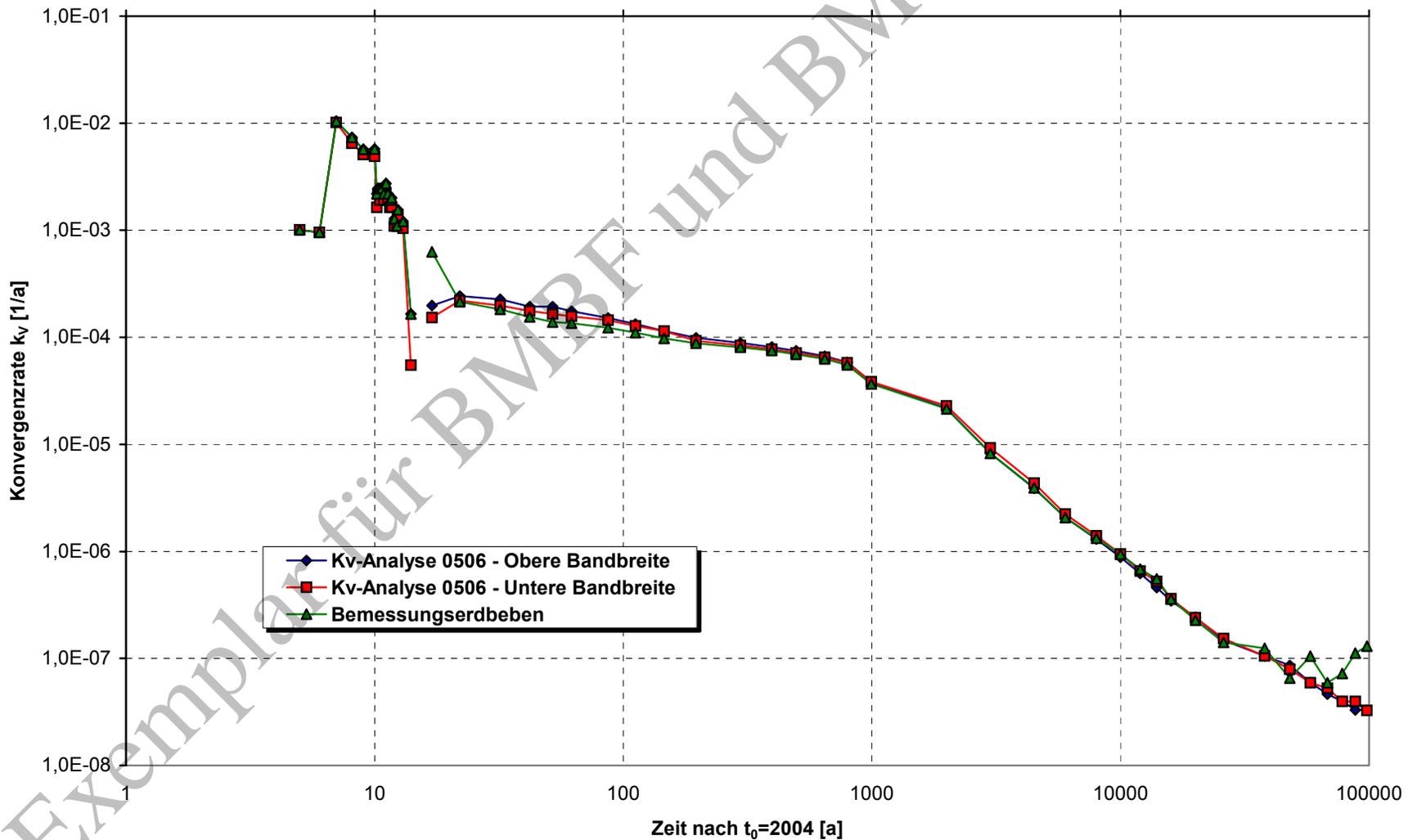


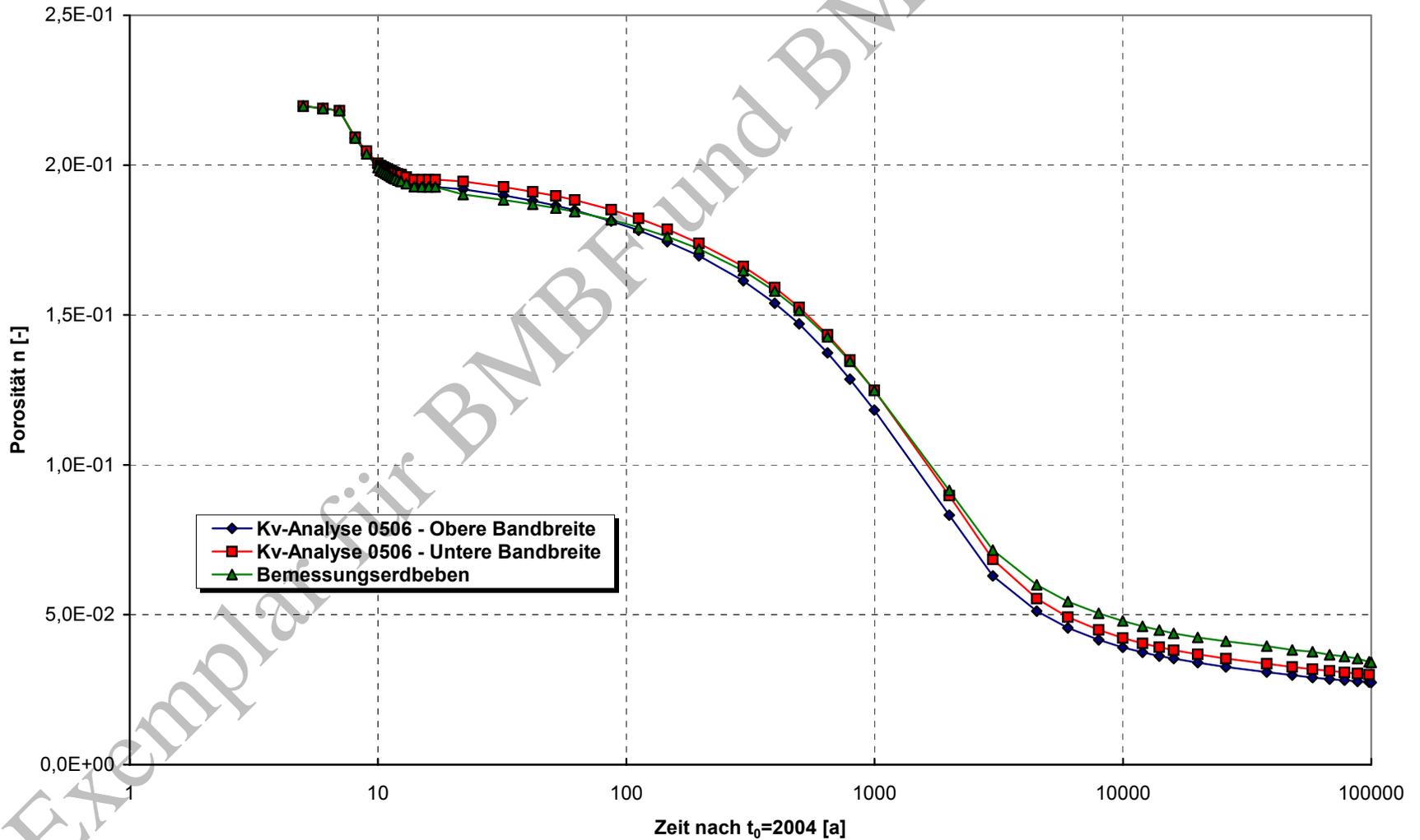


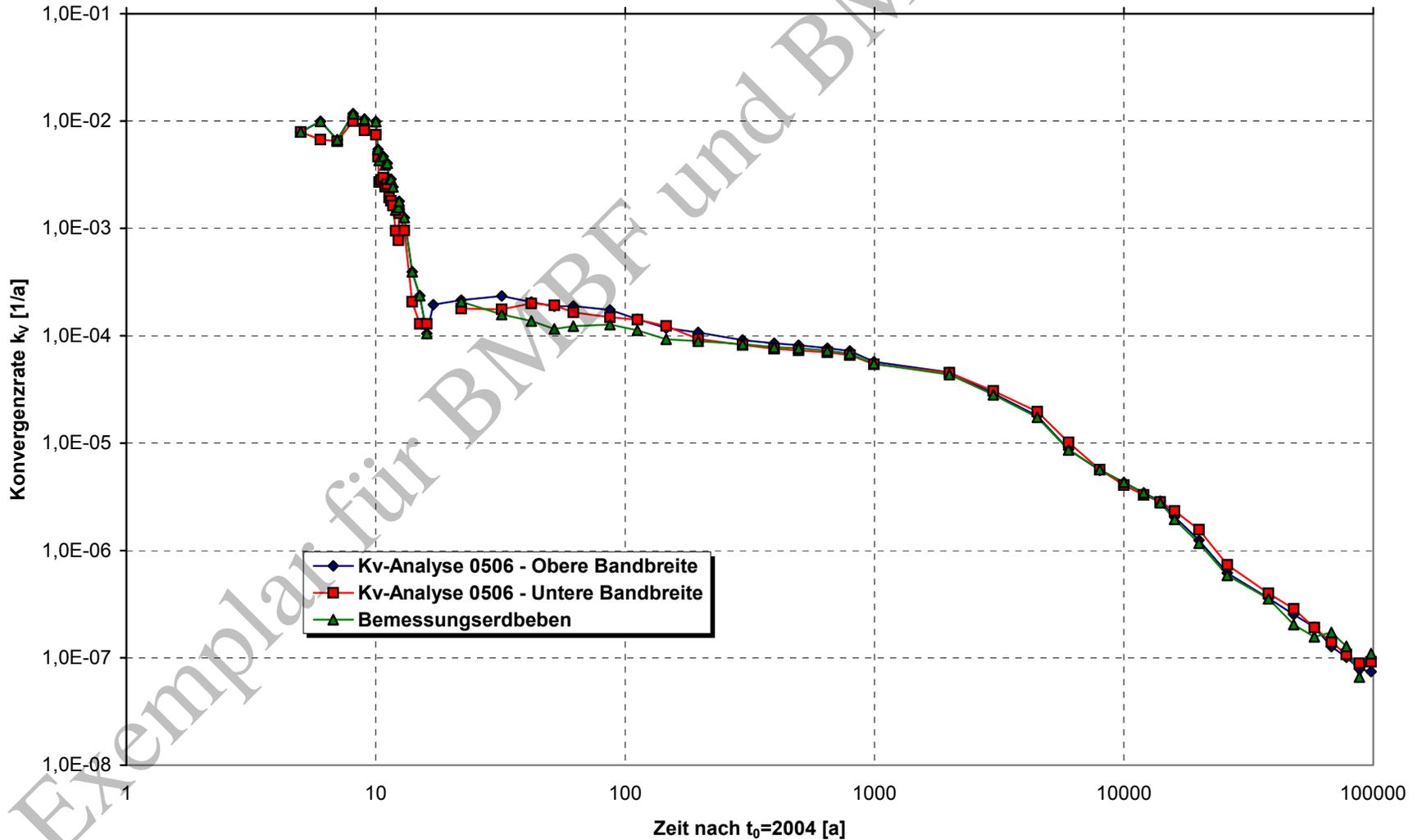


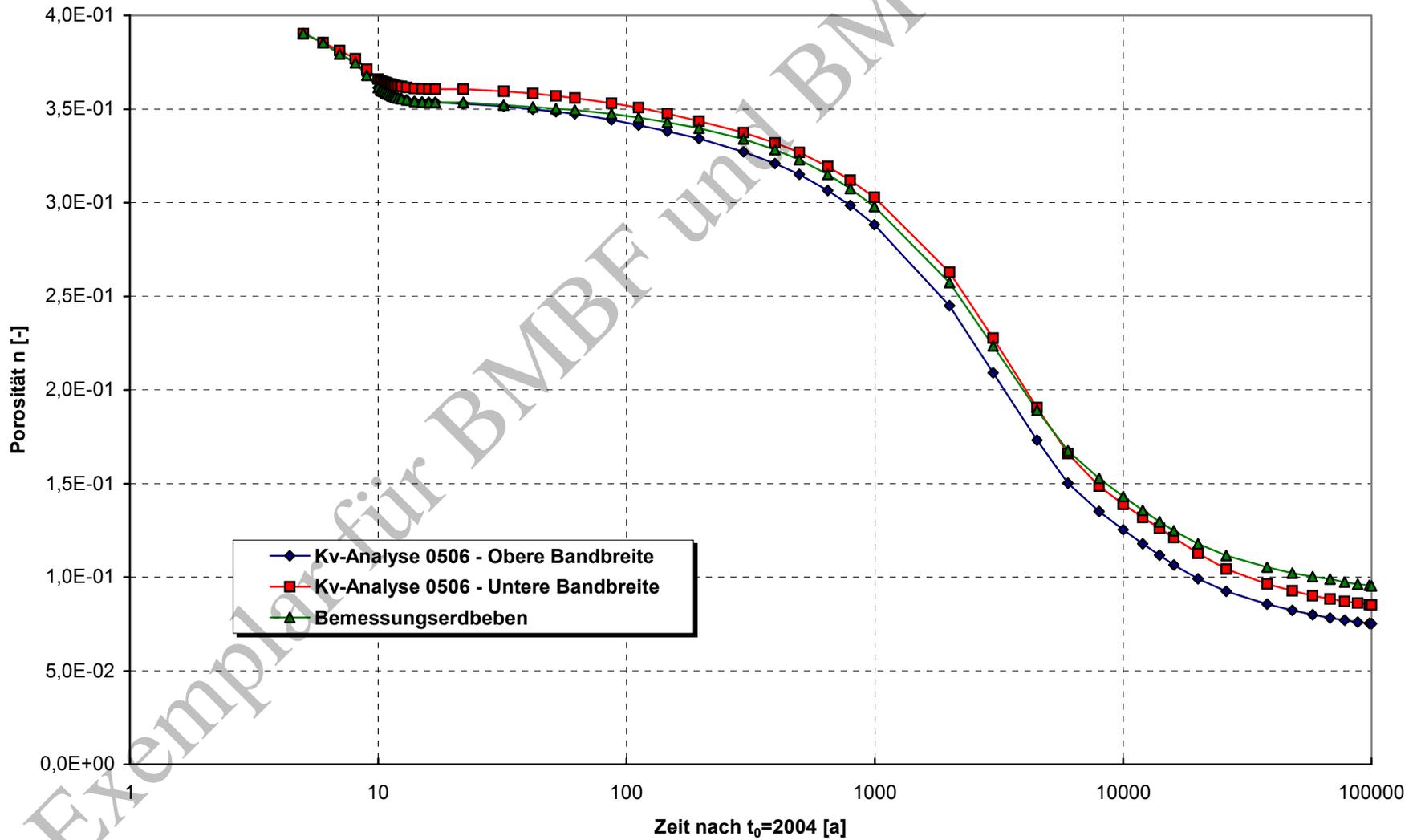


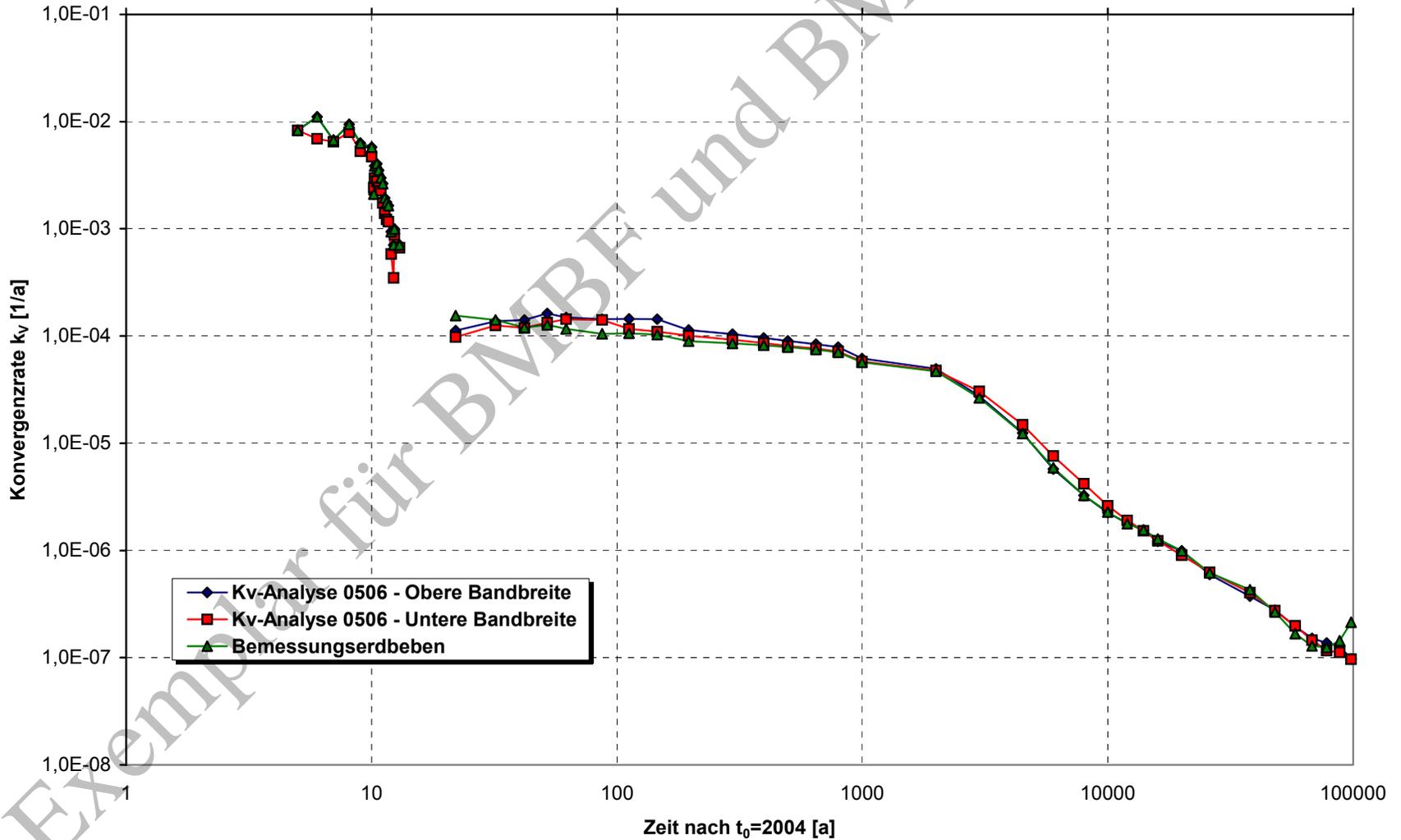


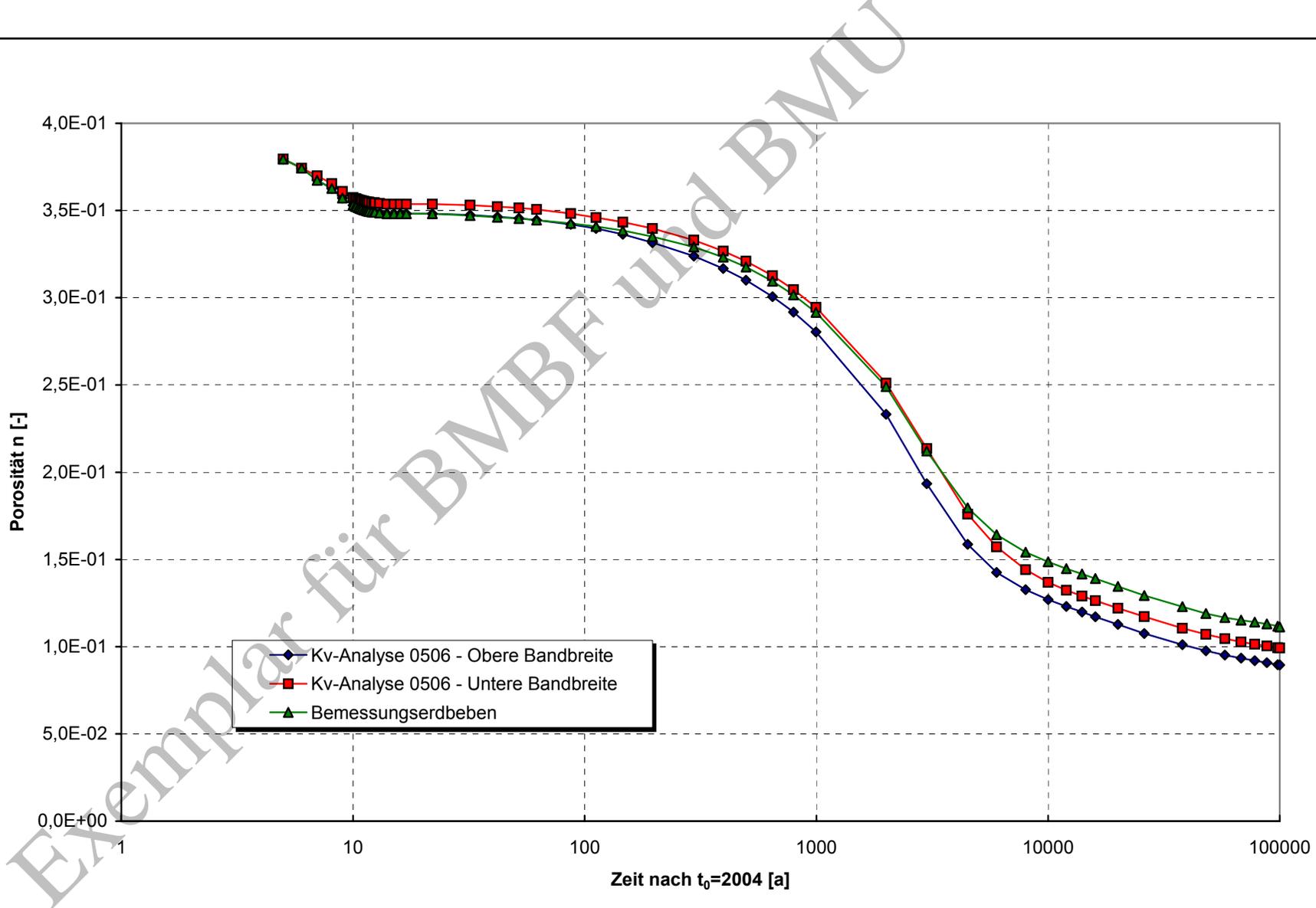


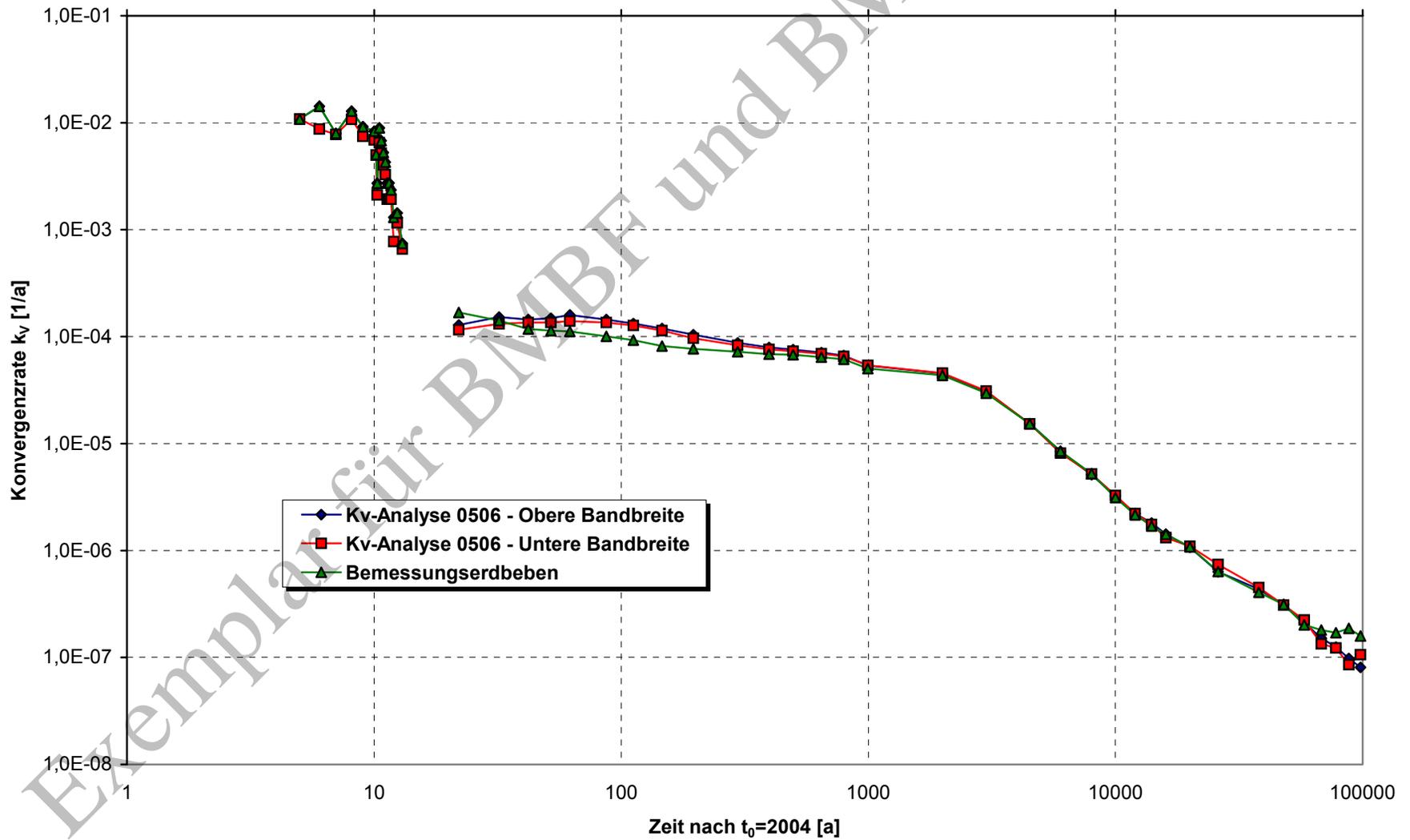


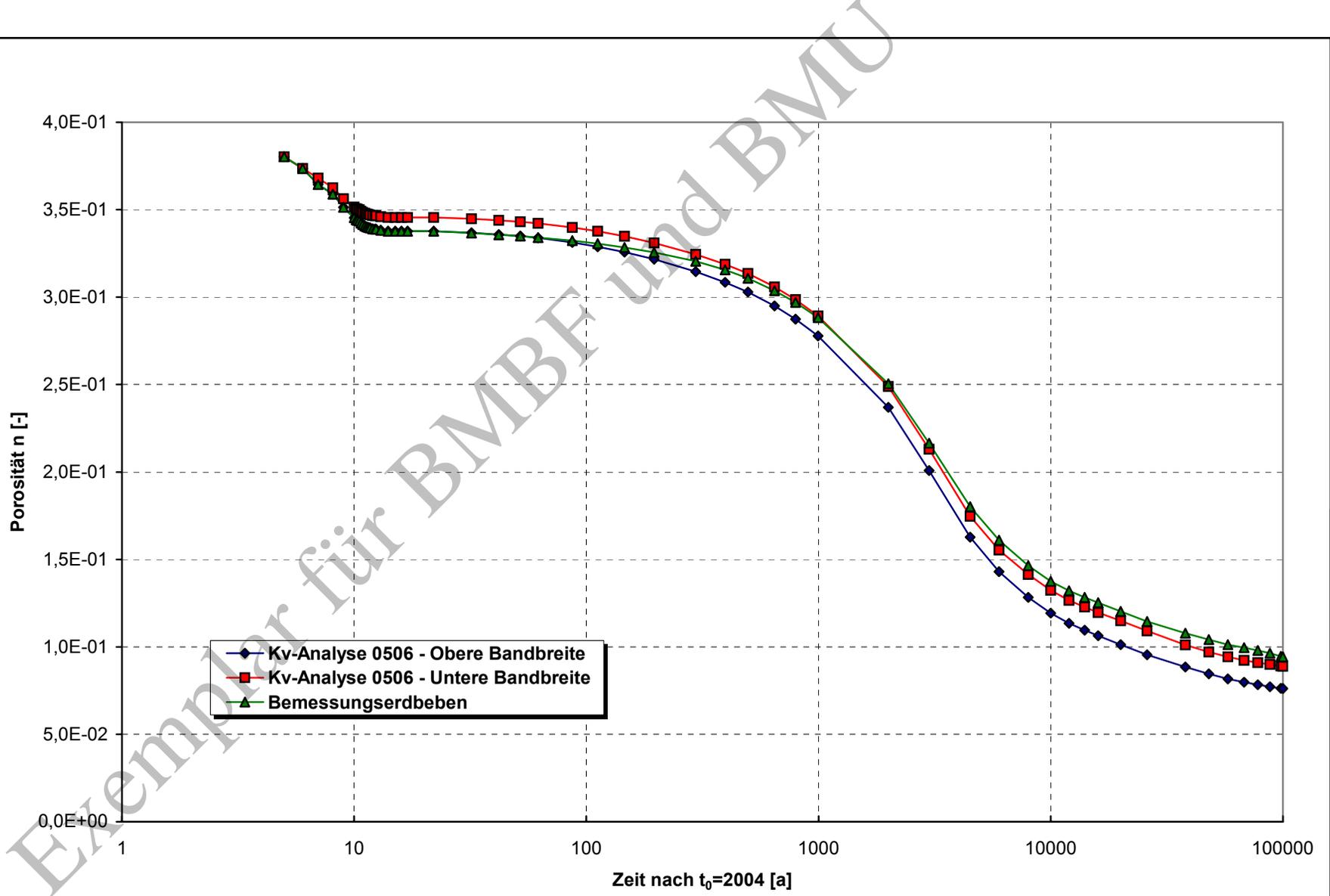


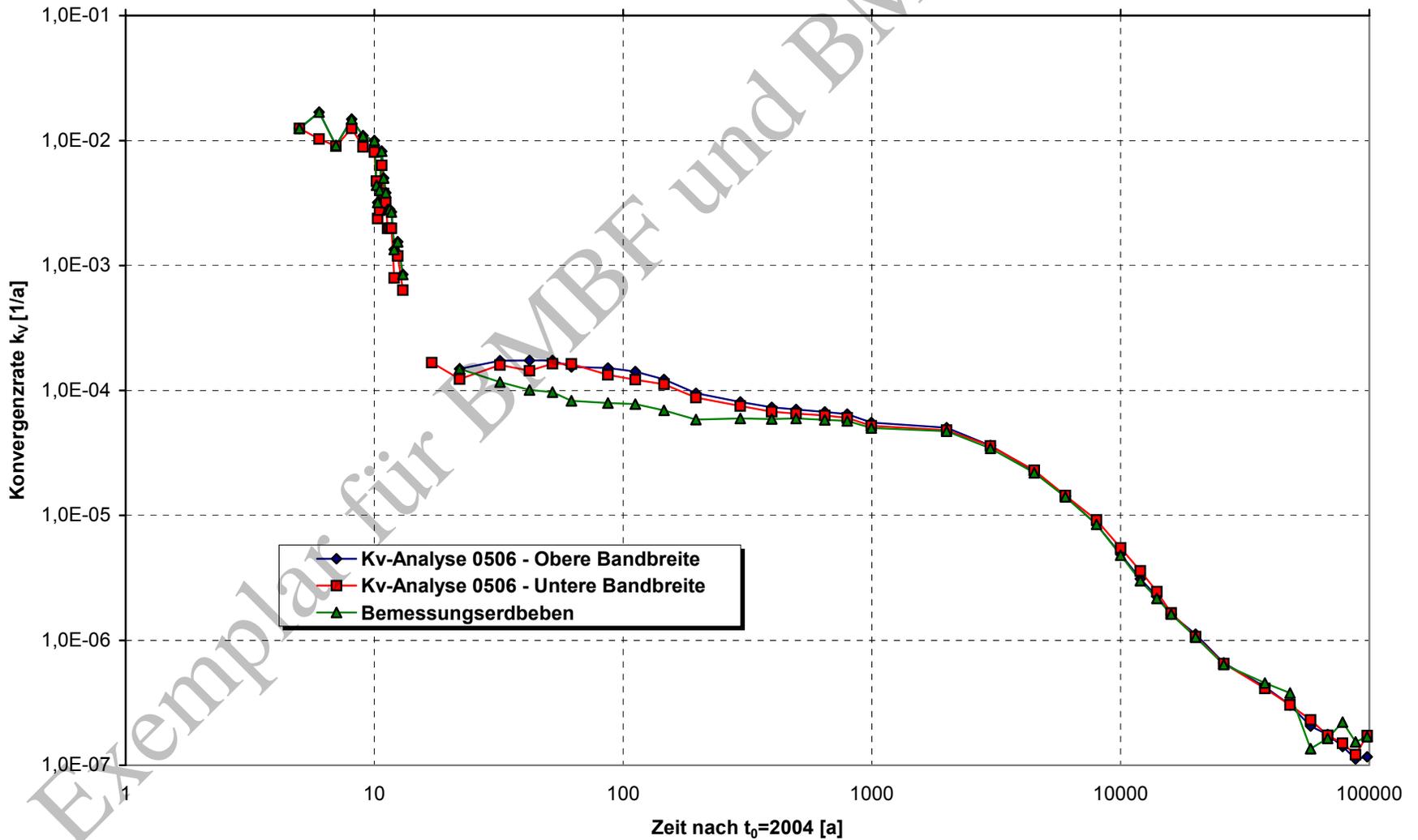


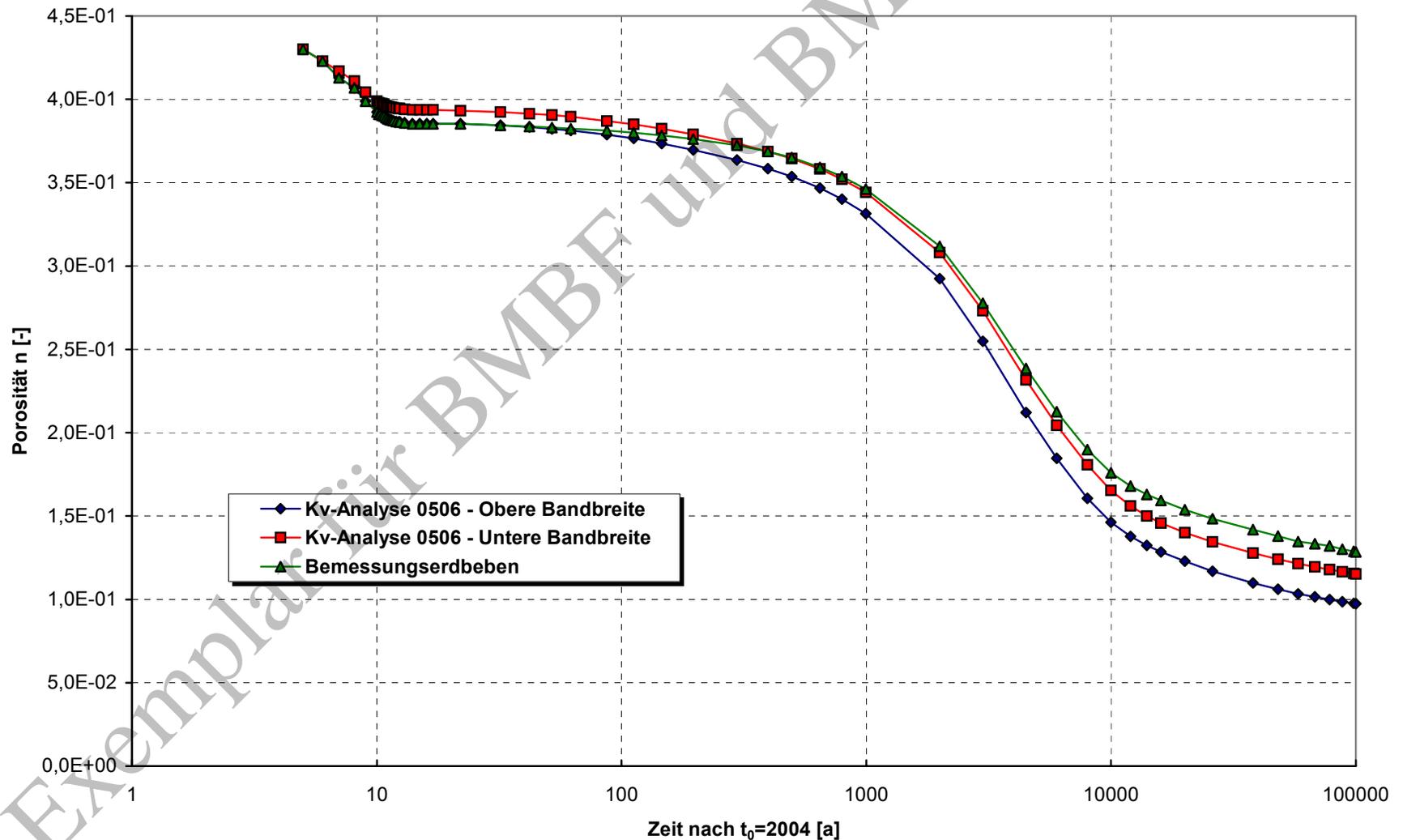


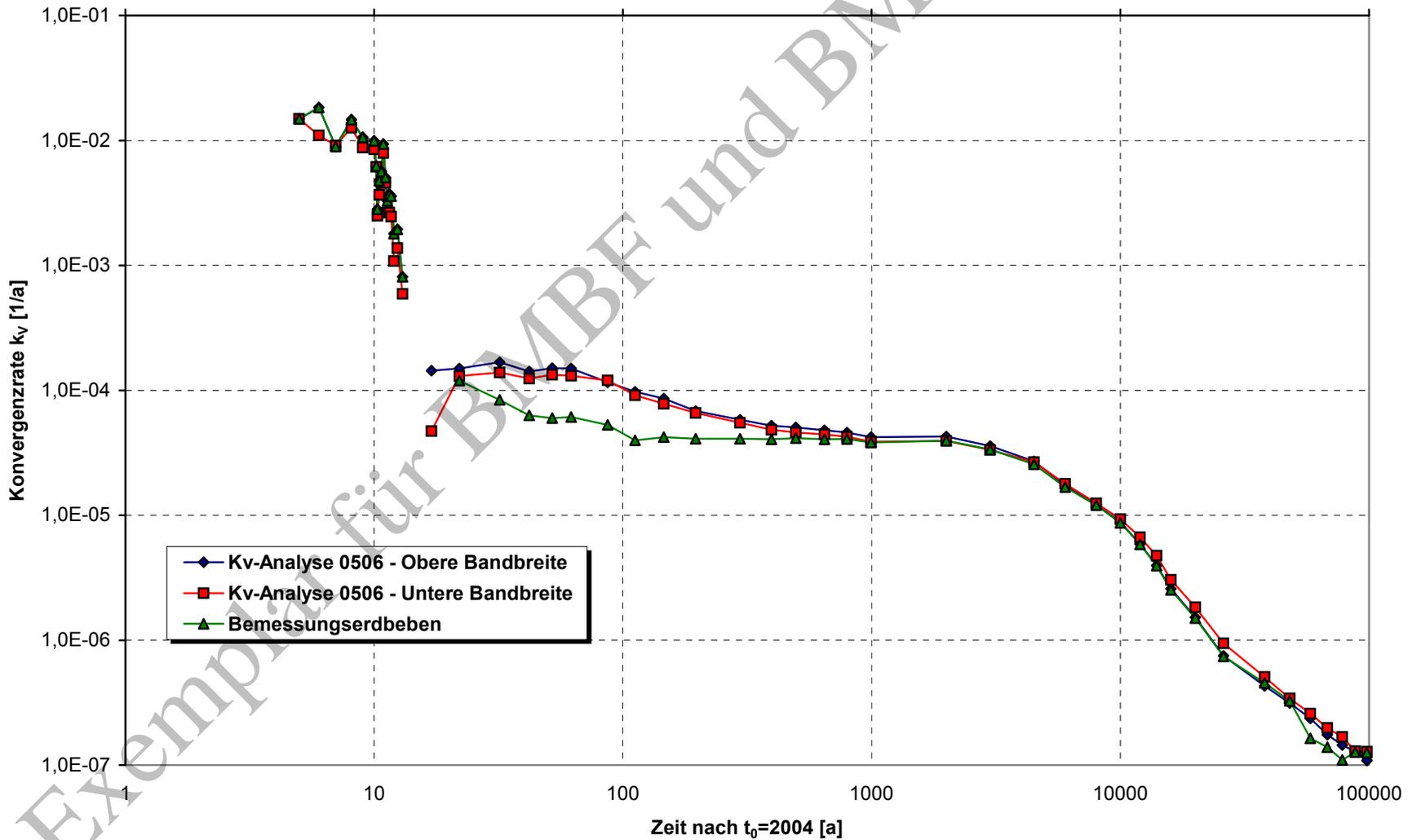


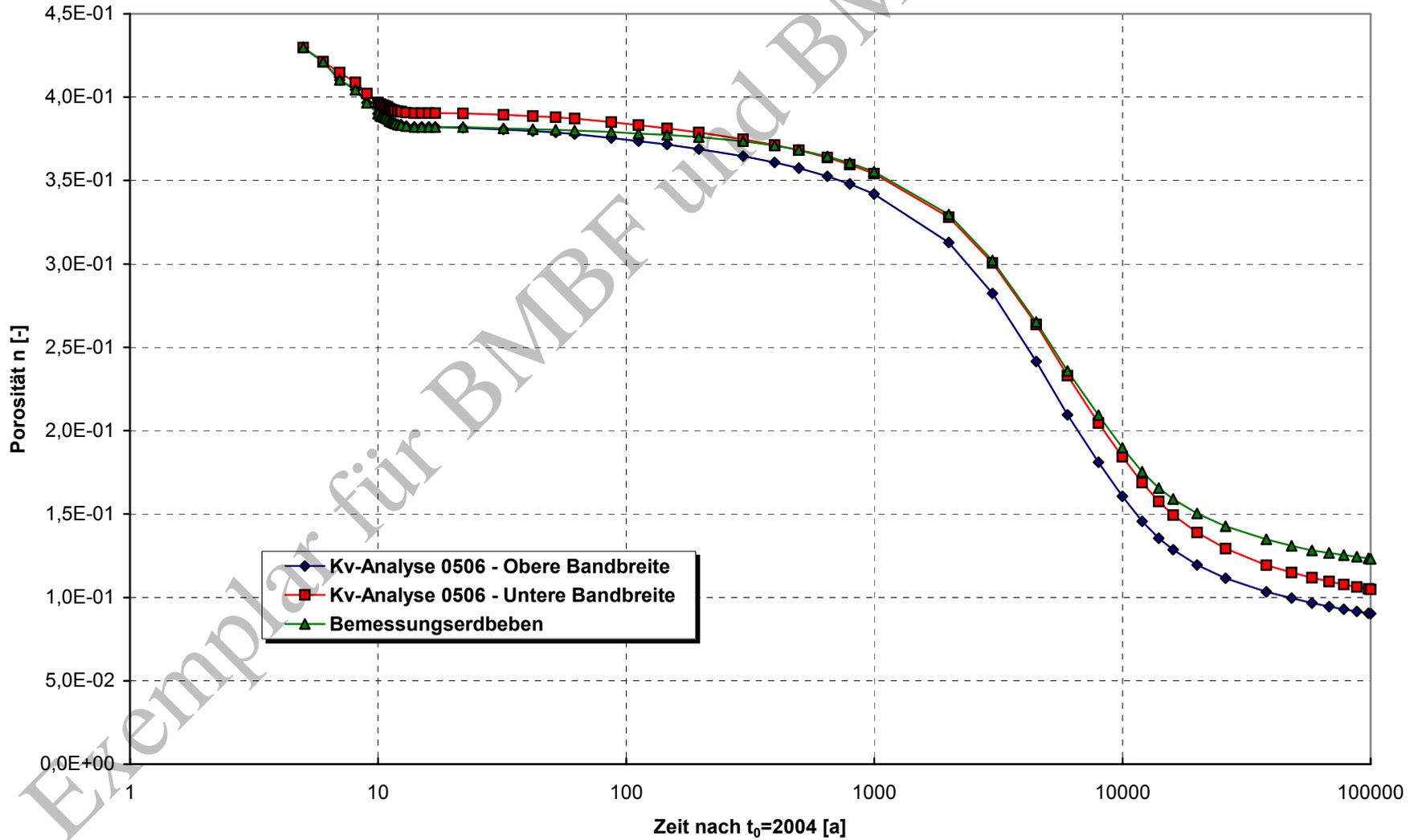


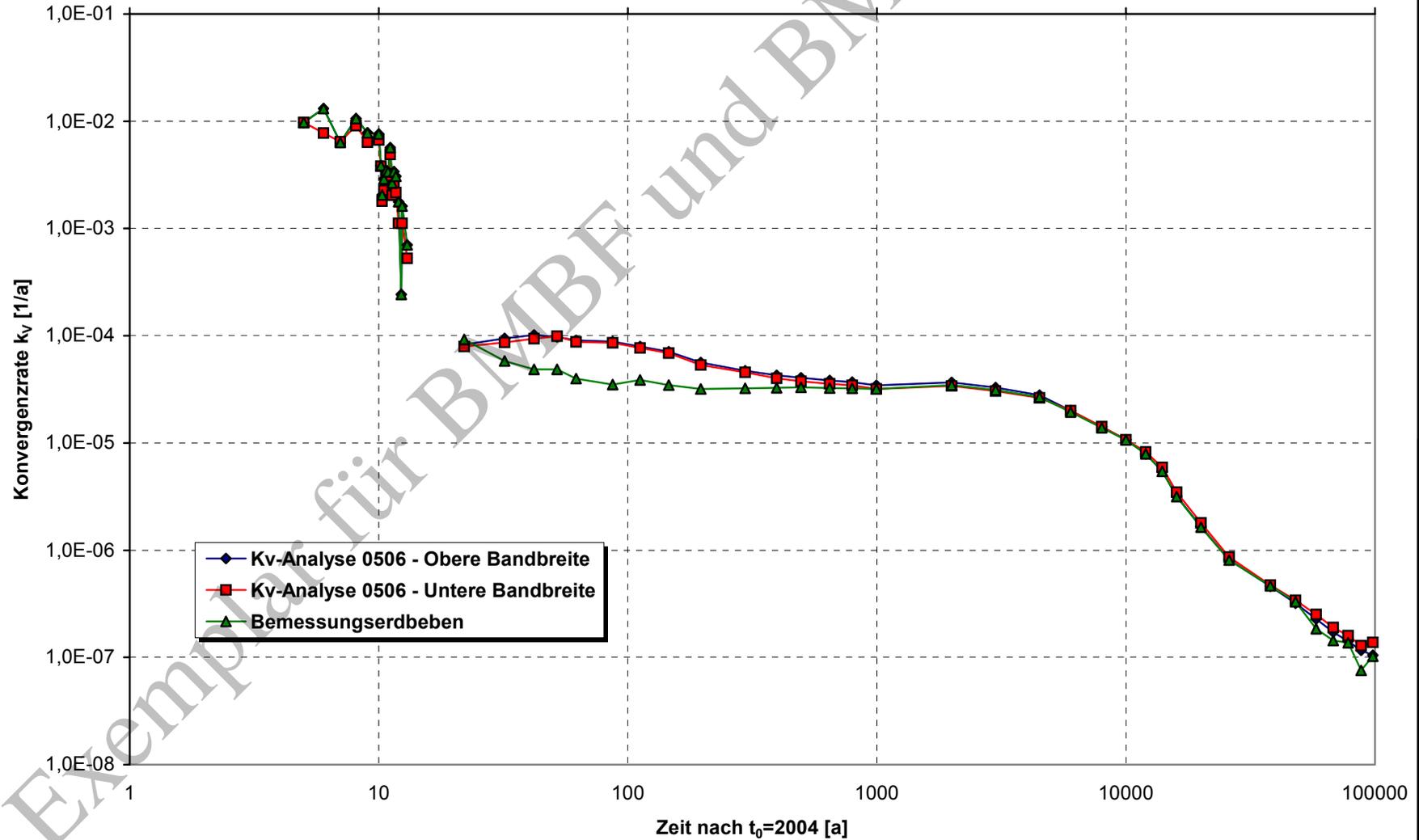


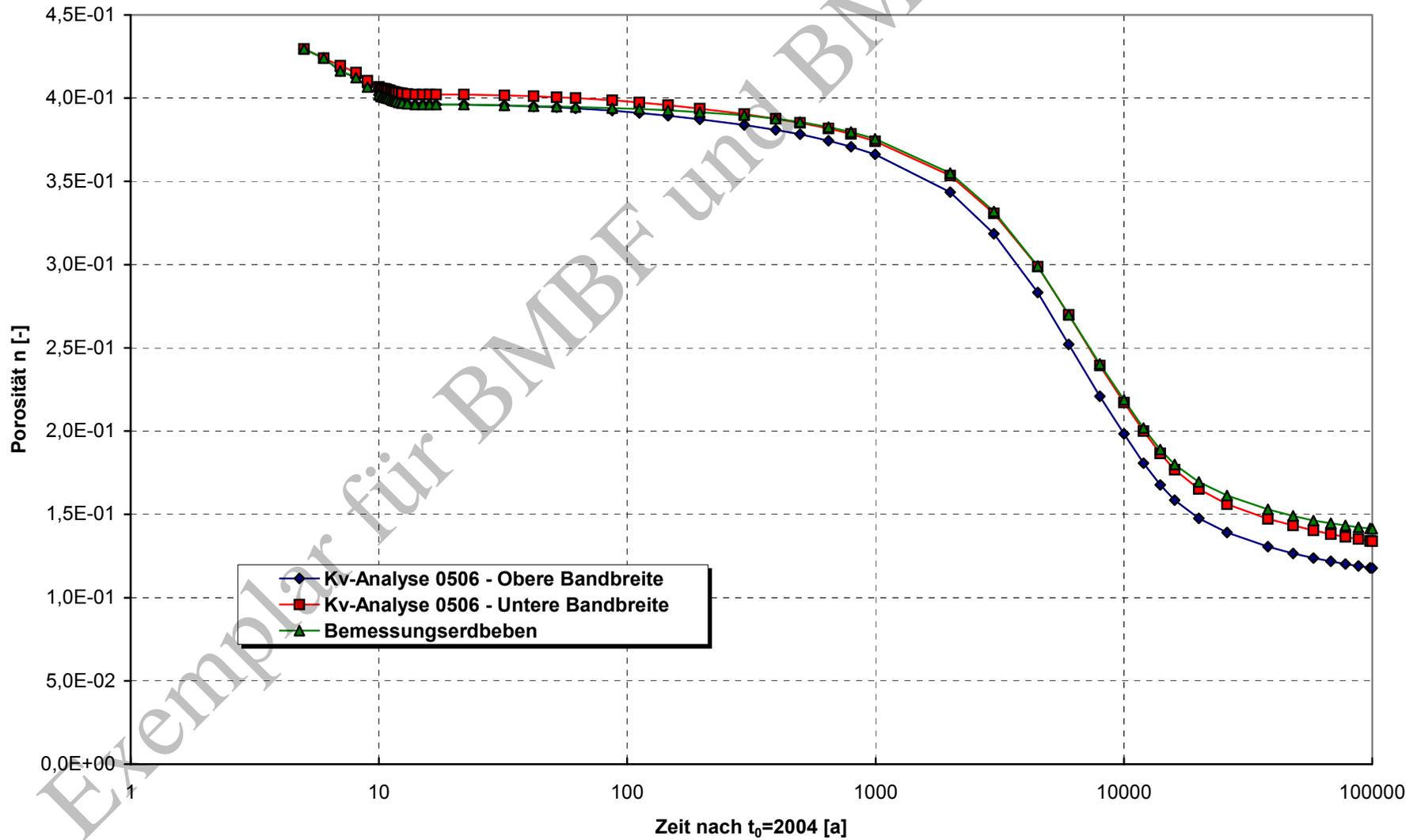


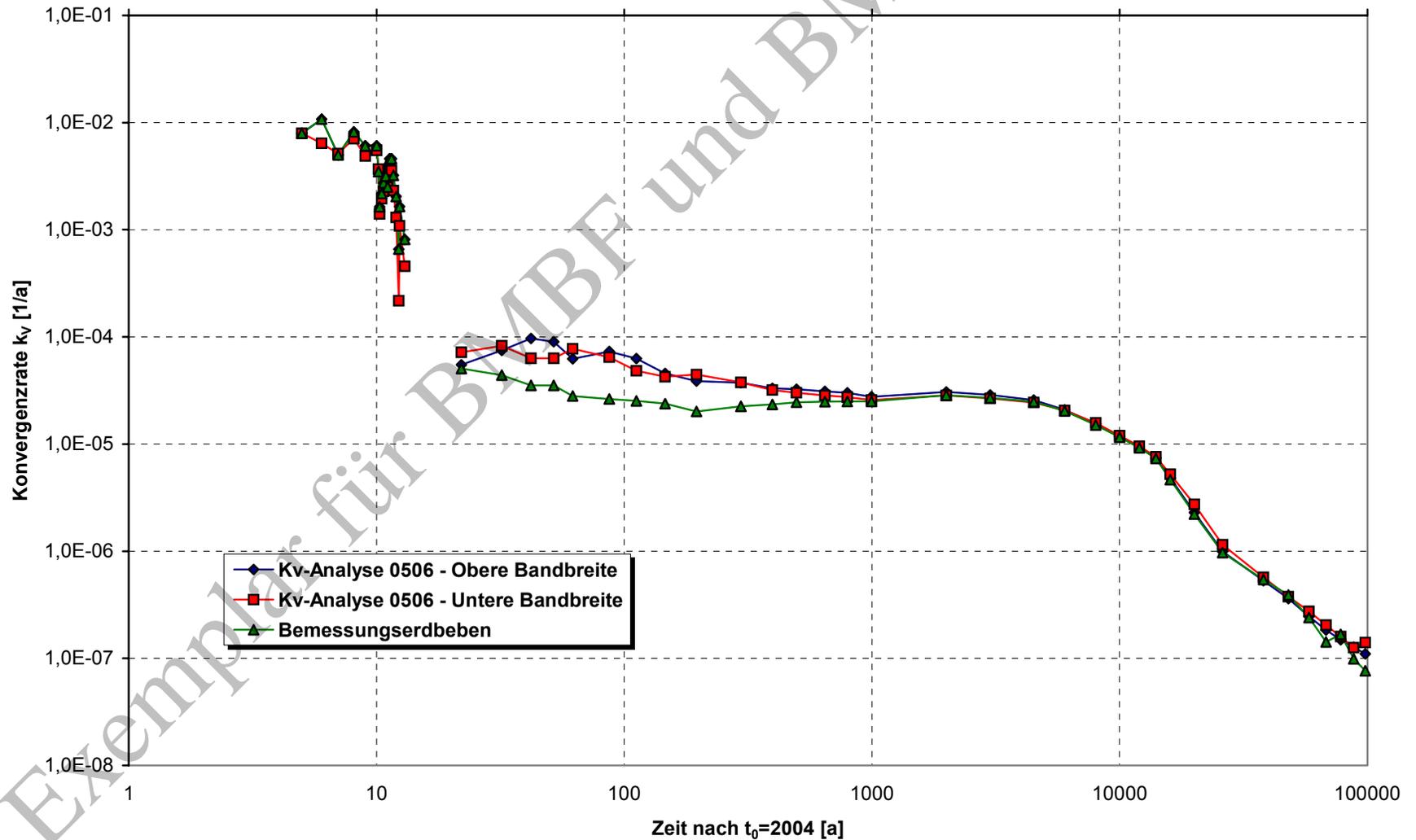


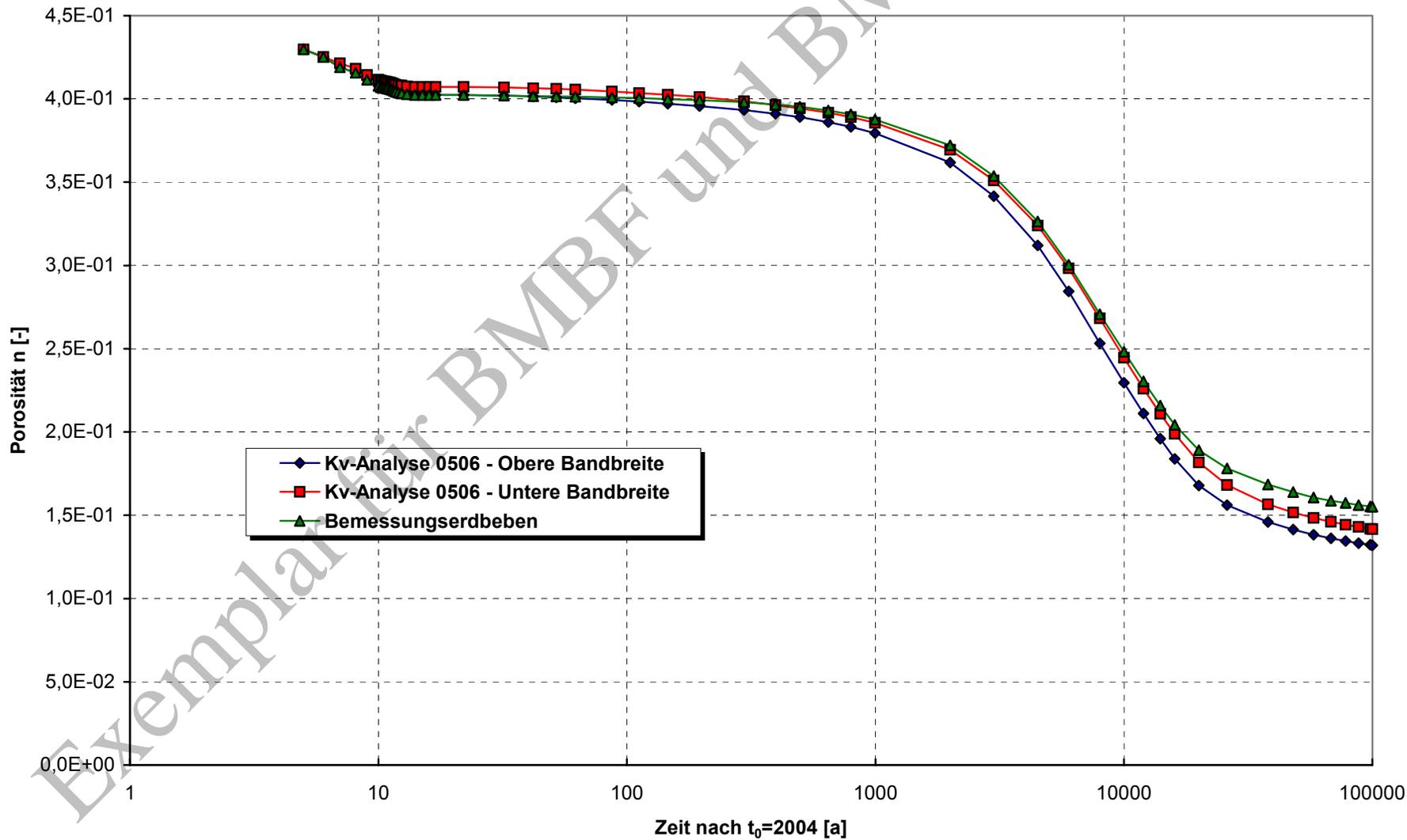


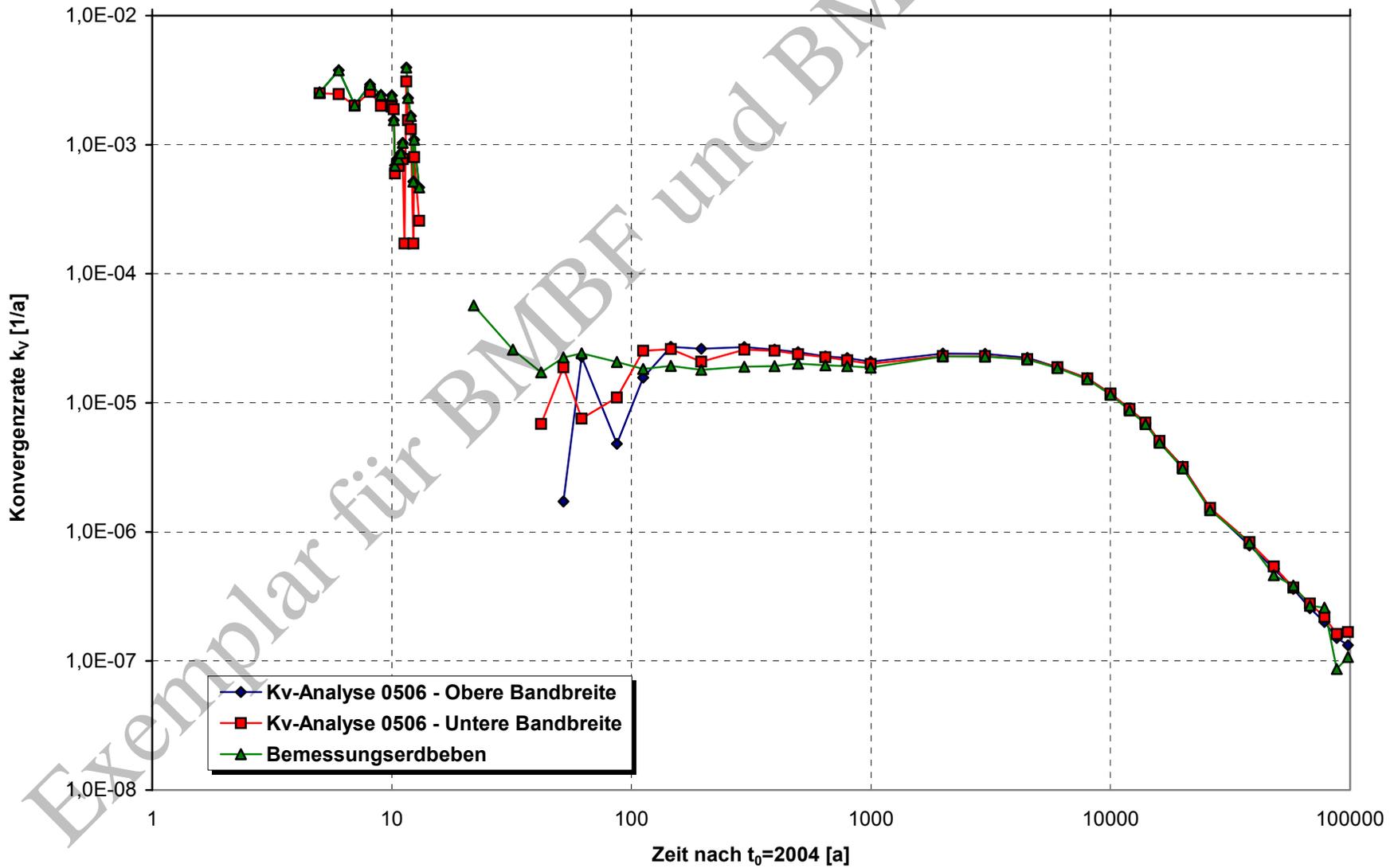


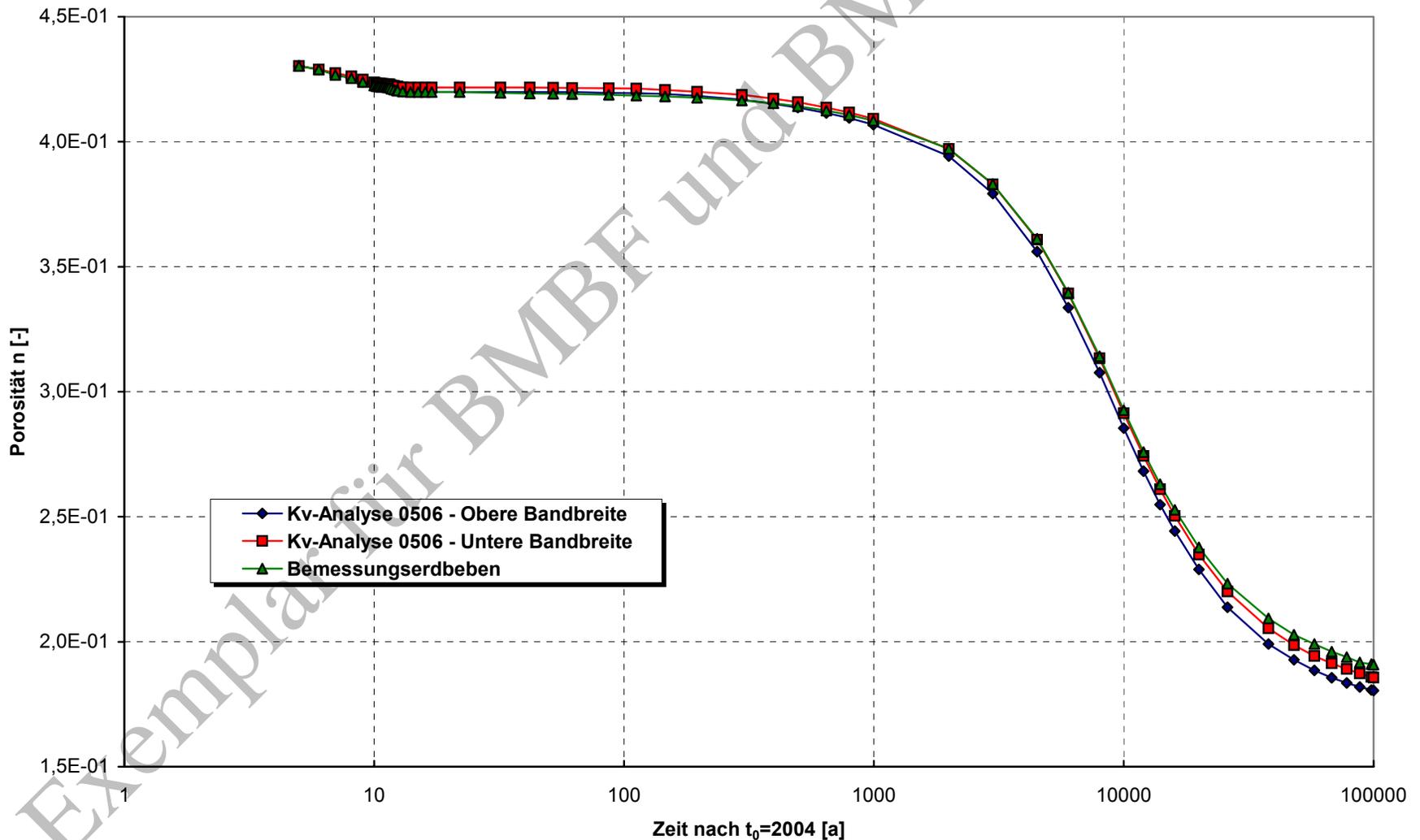


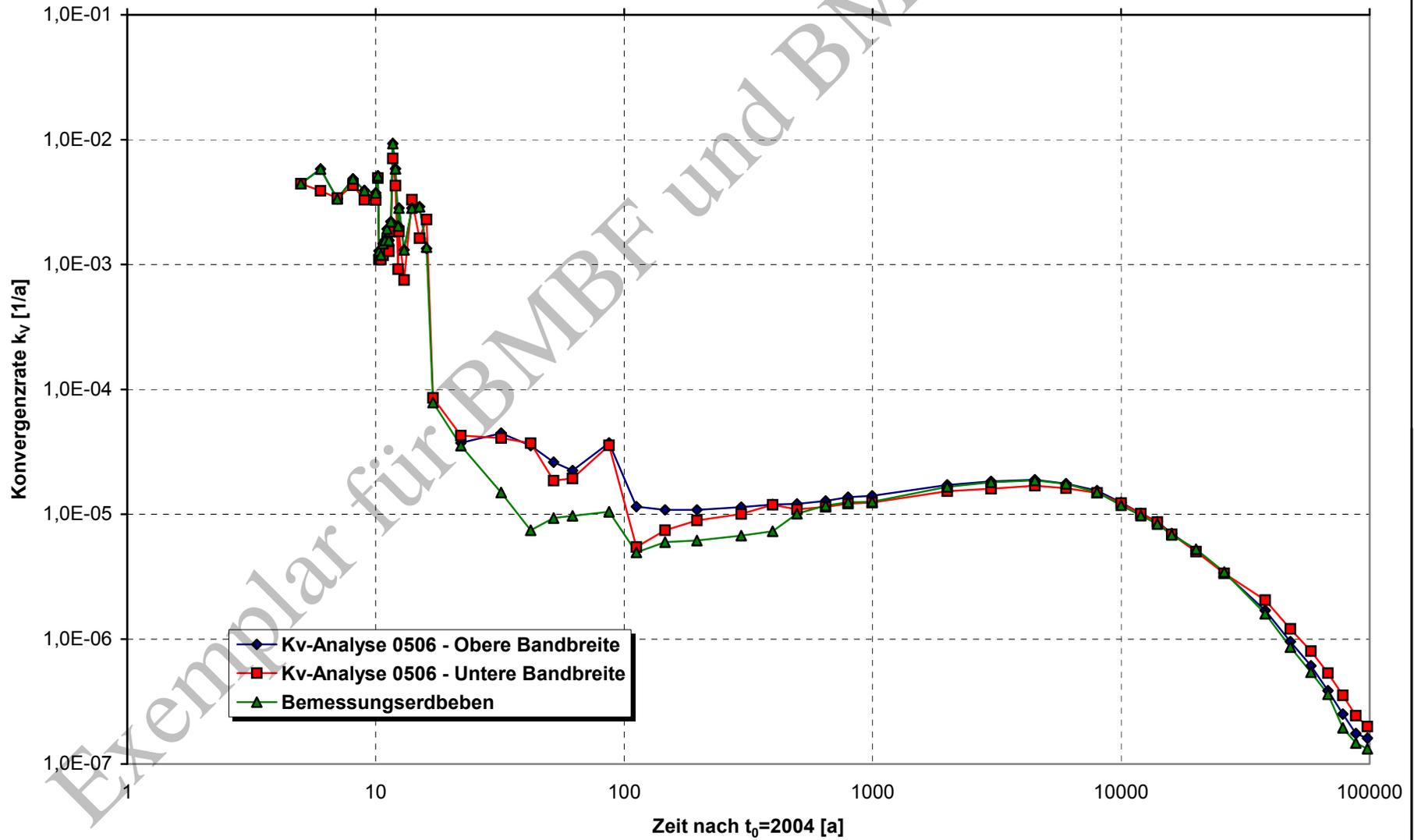


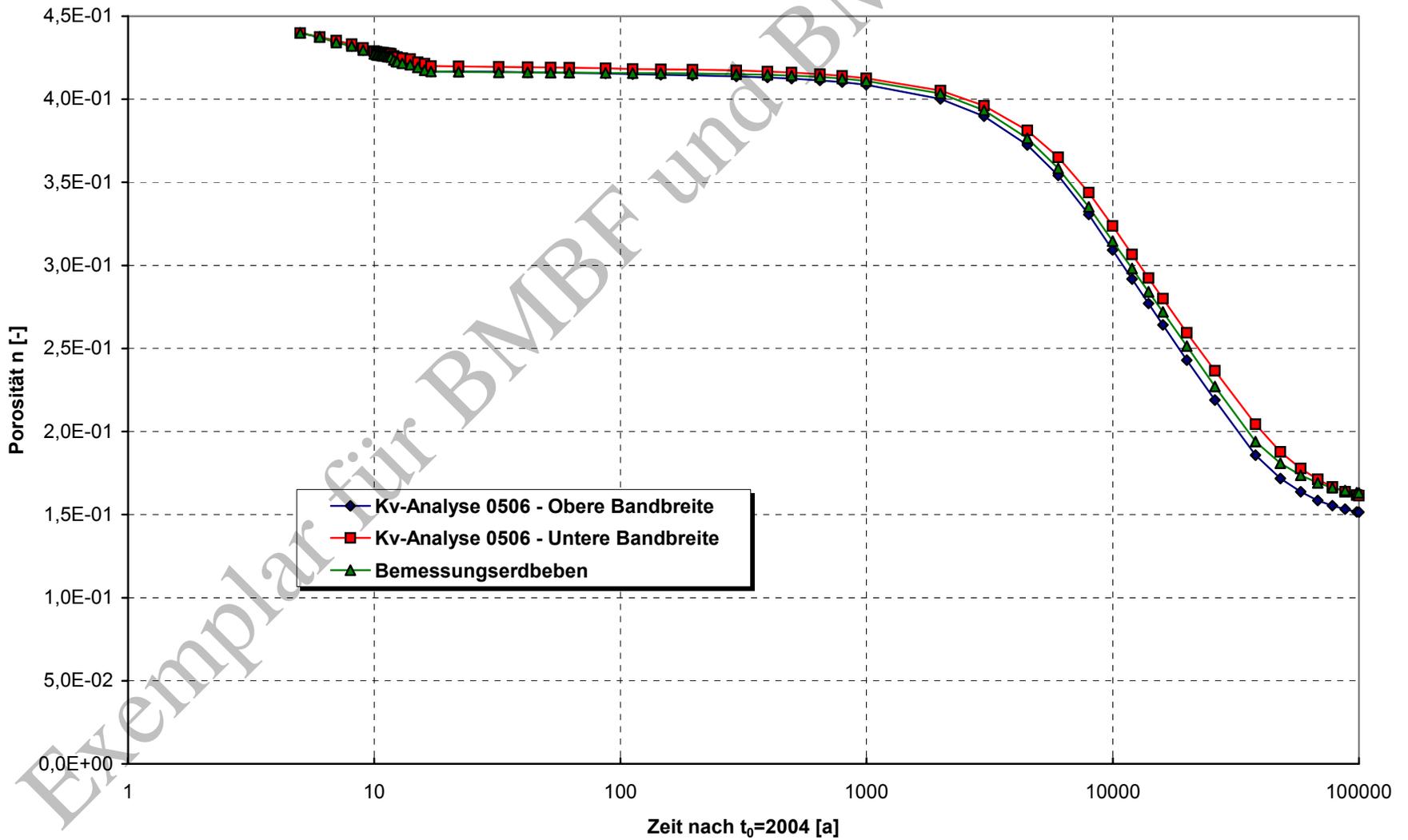


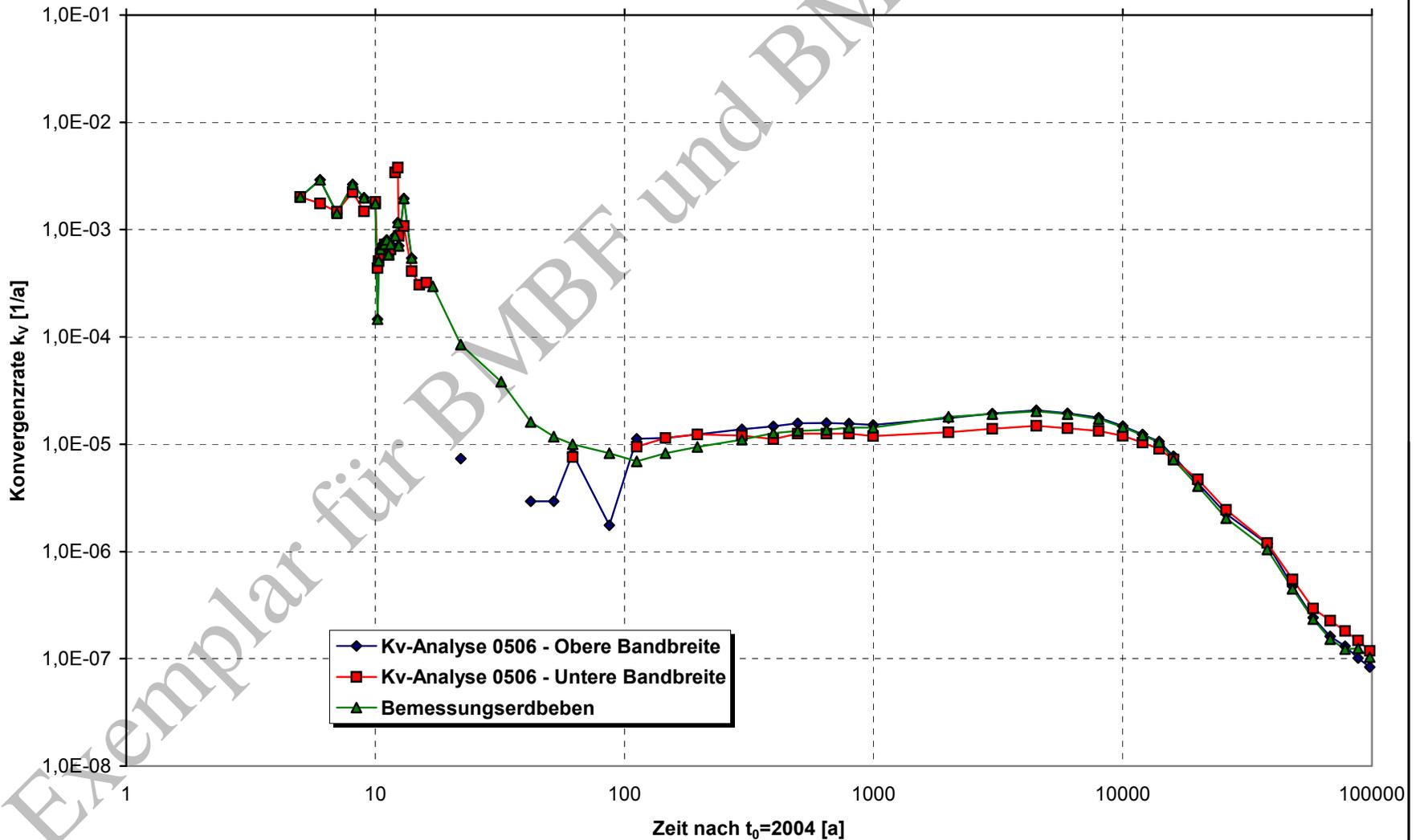


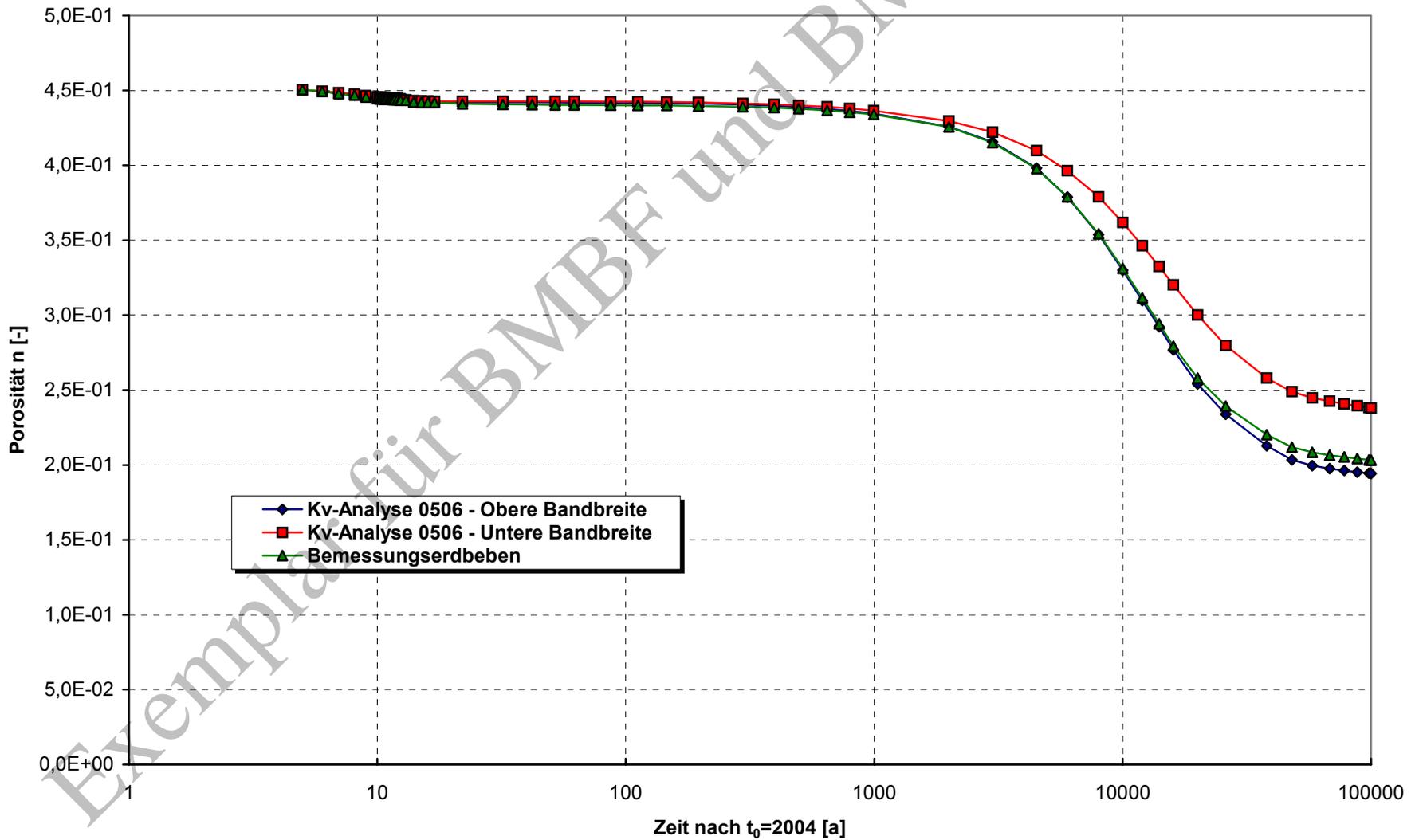


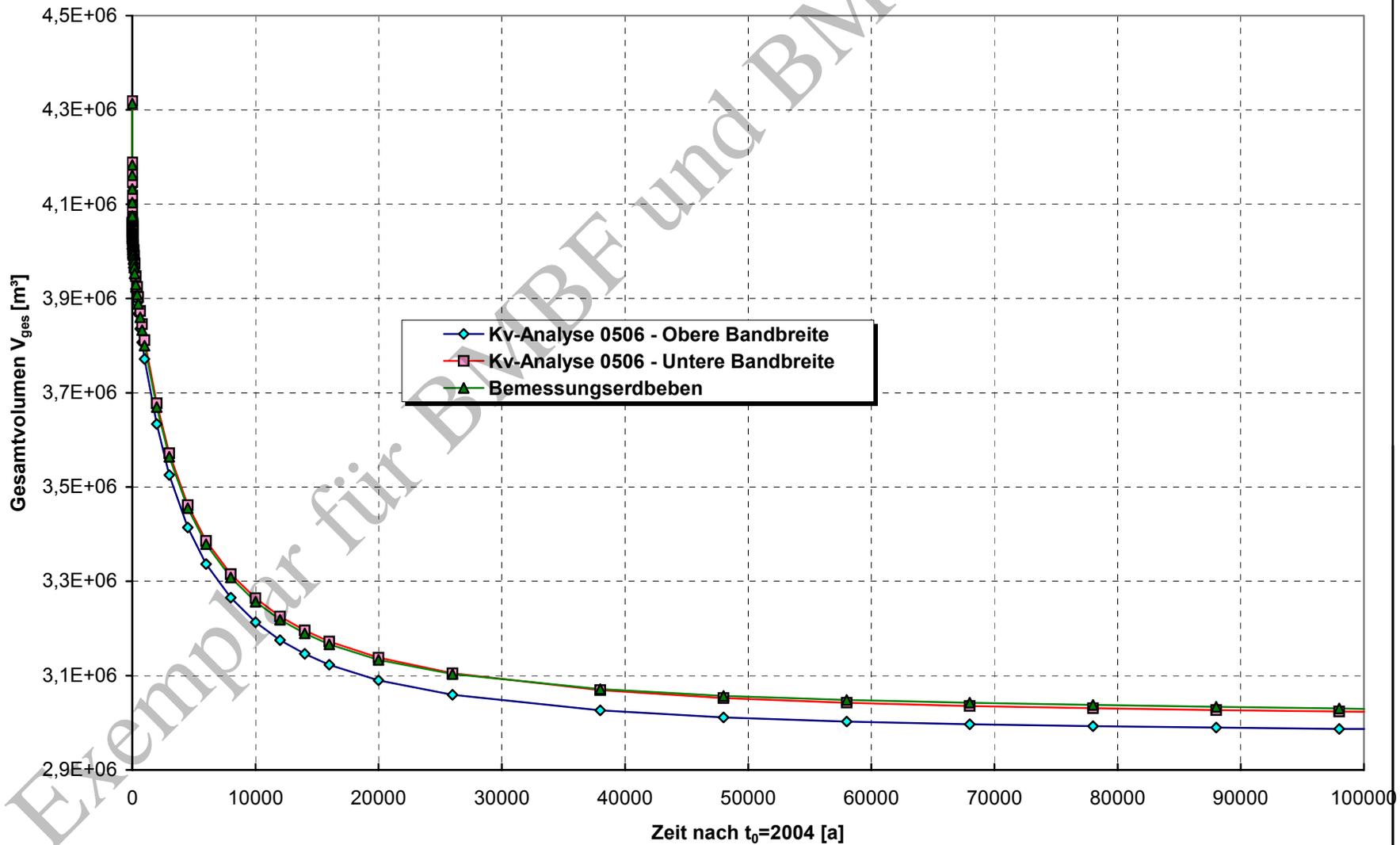


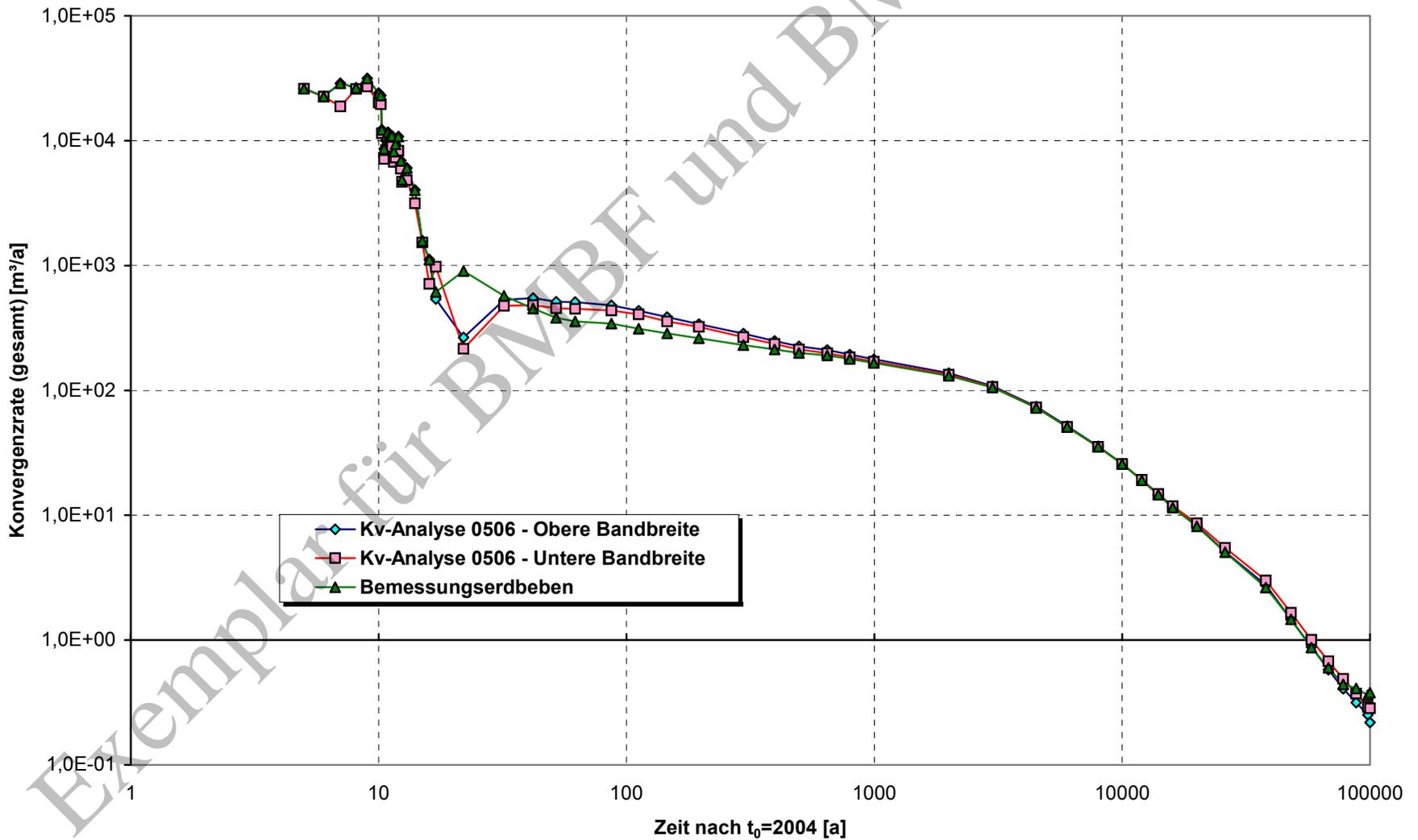


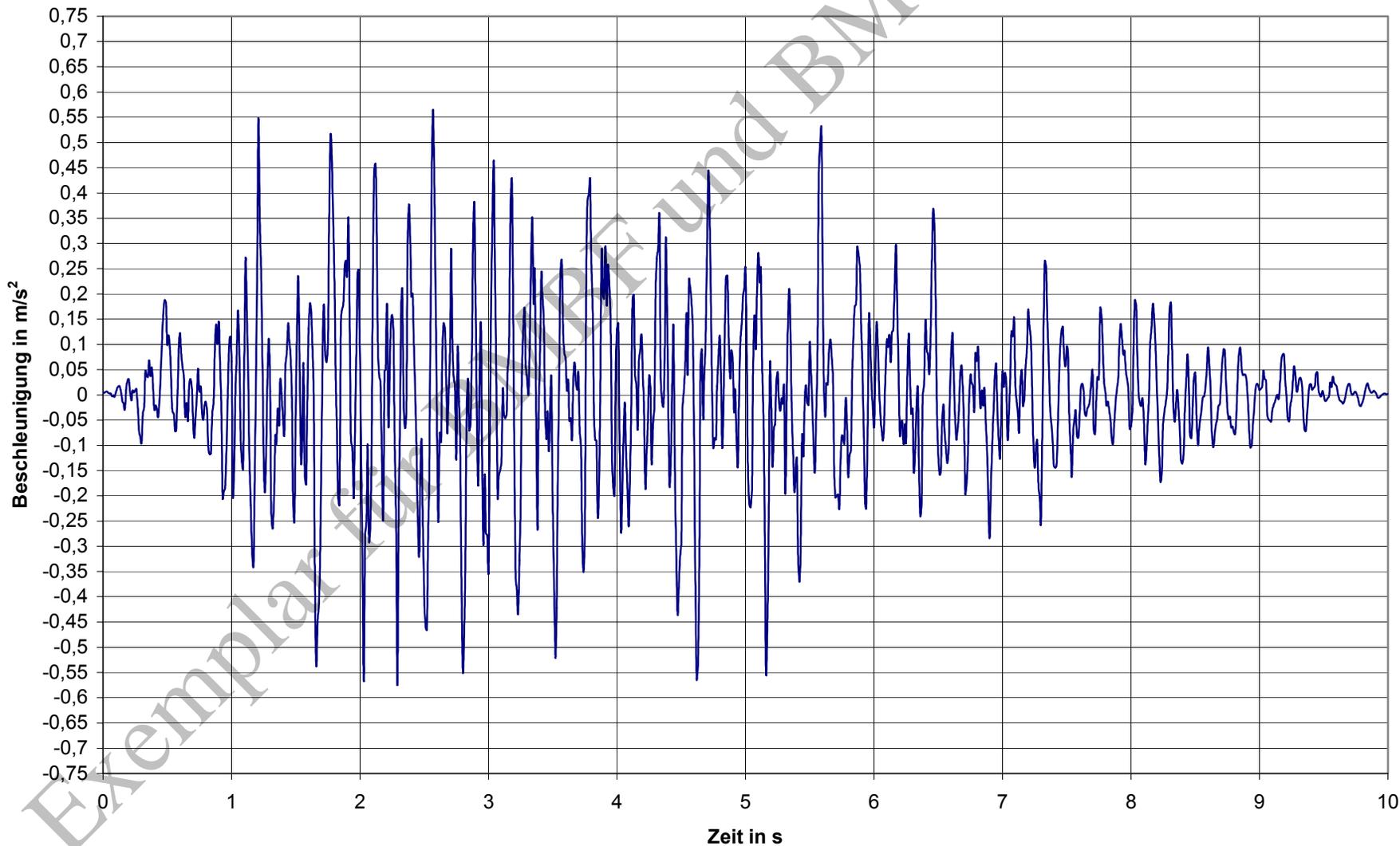


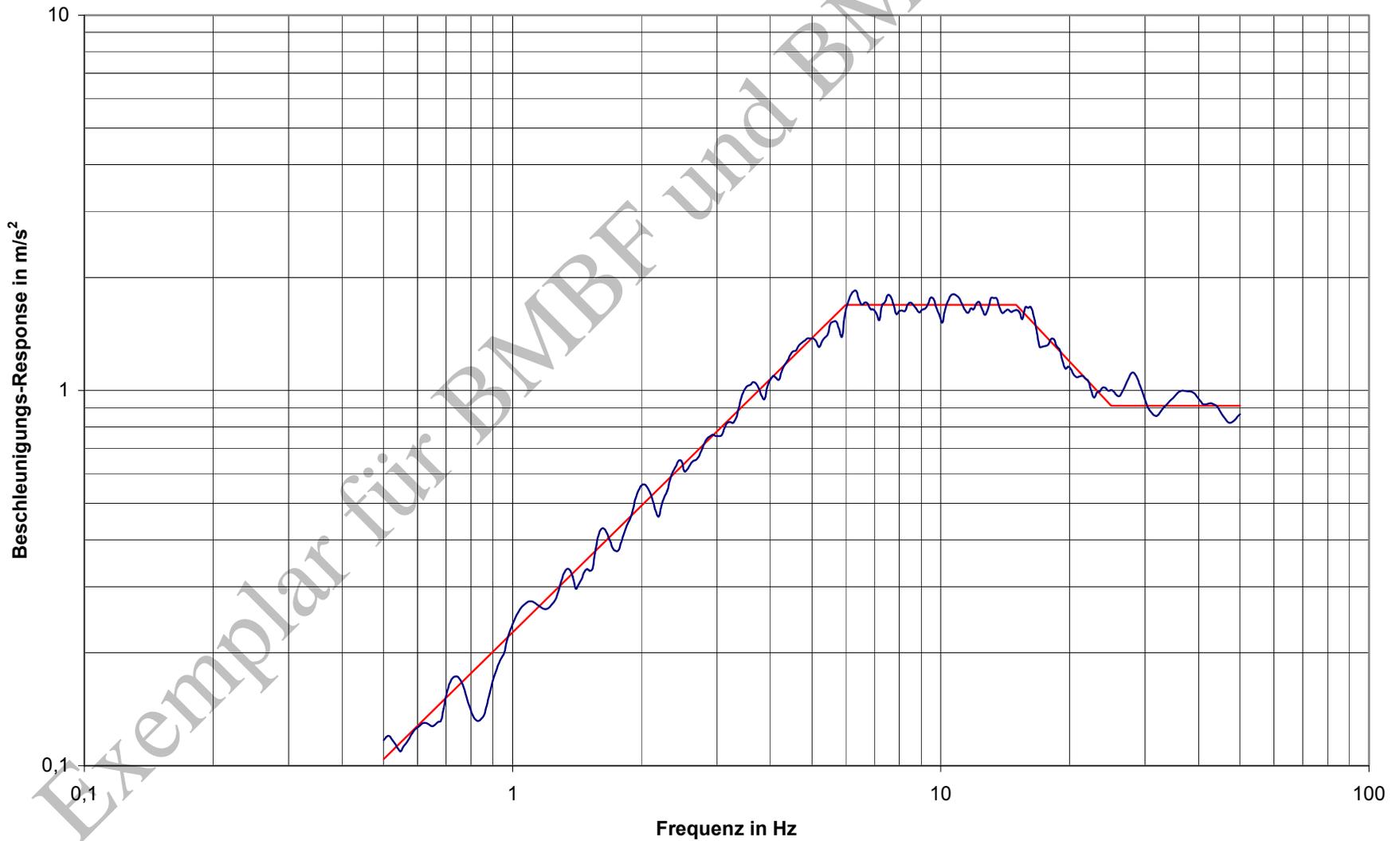




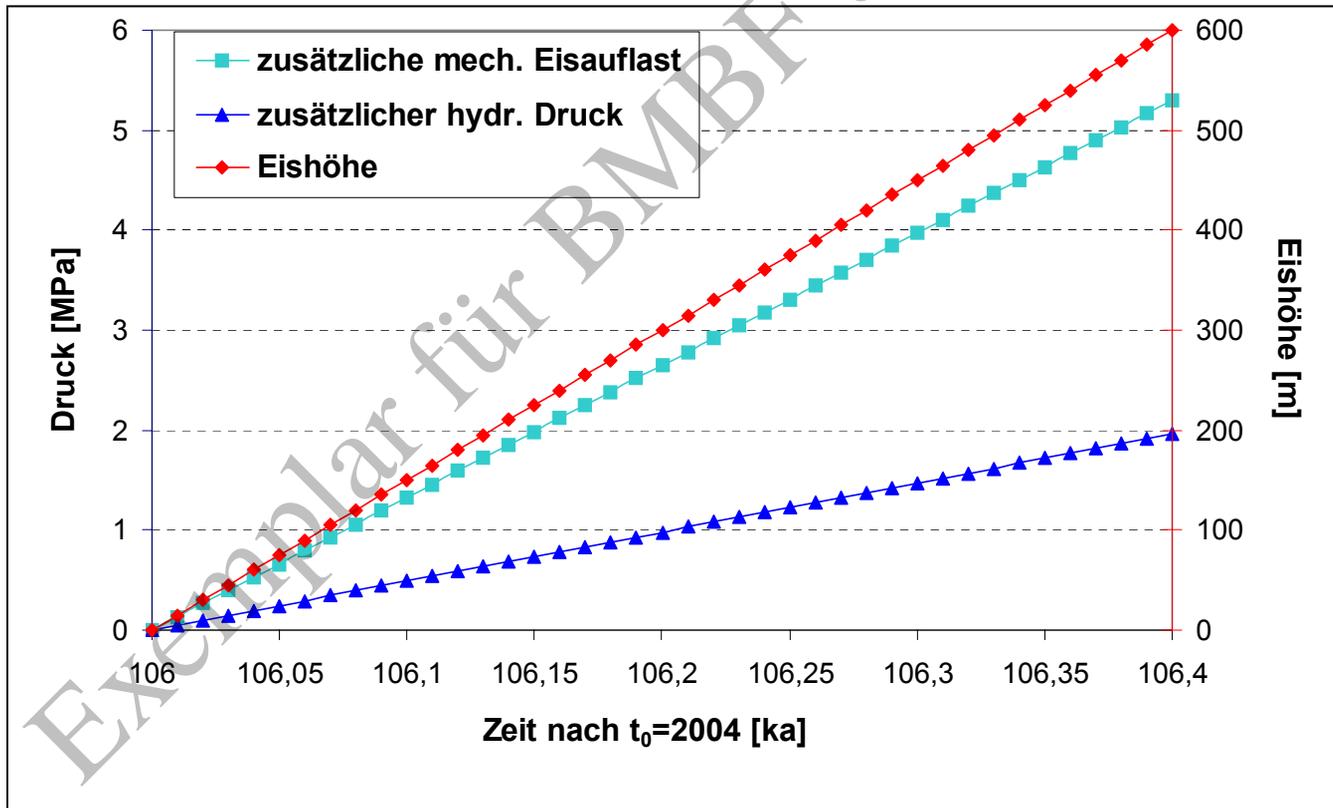






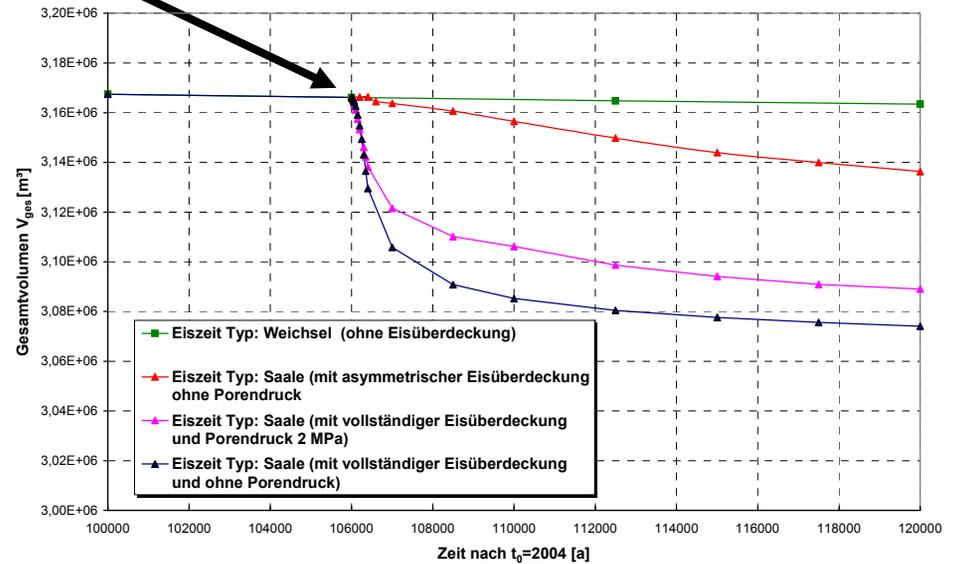
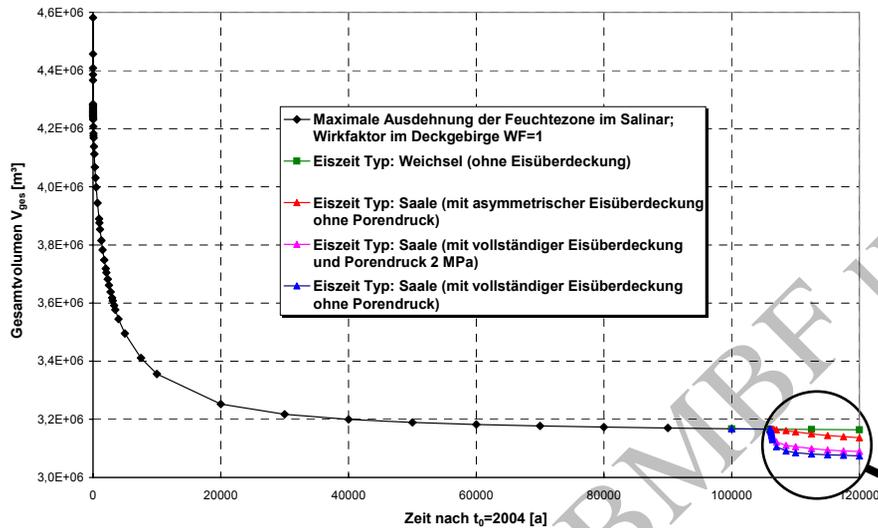


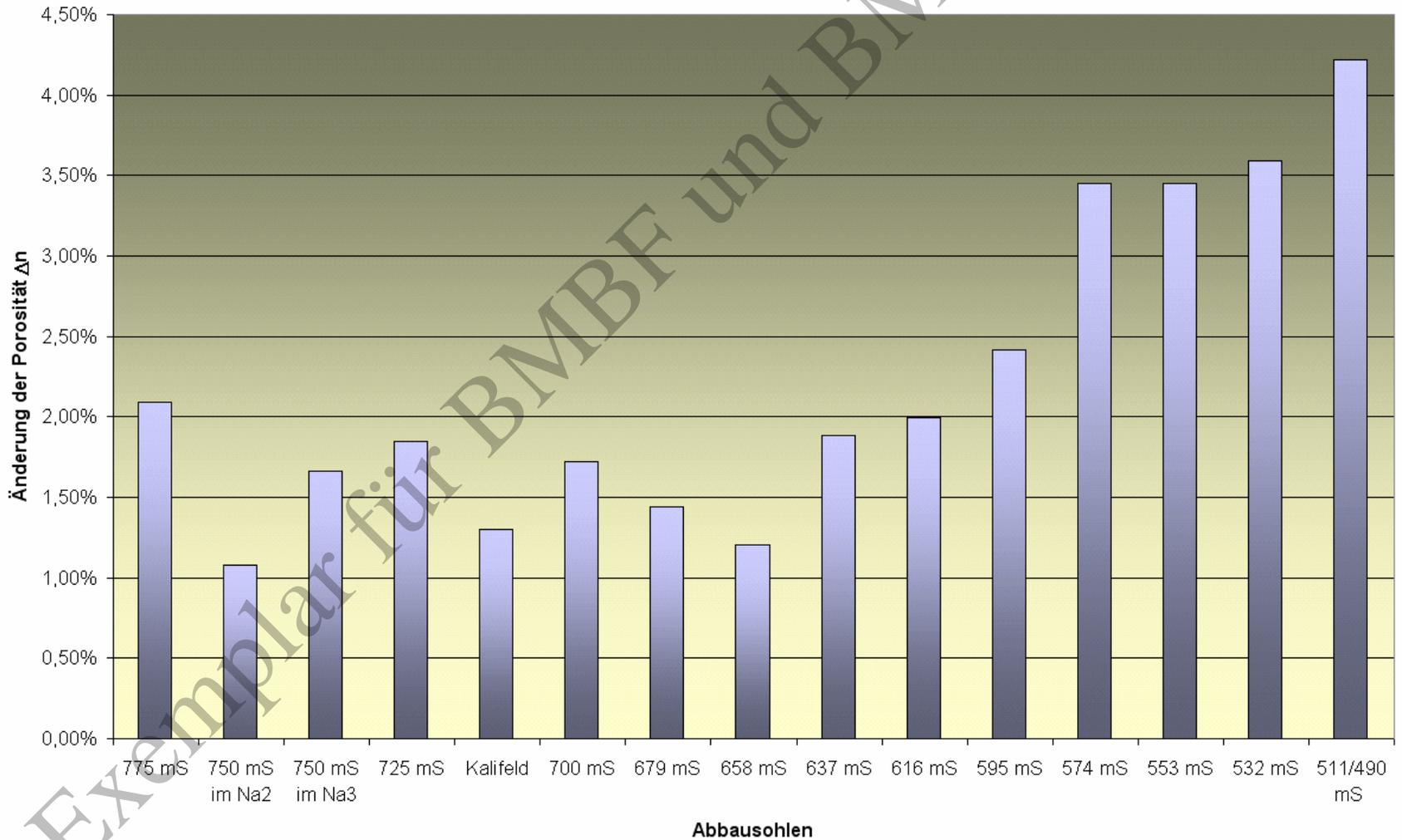
- Dichte Gletschereis $\rho_{\text{Eis}} = 0,9 \text{ g/cm}^3$
- Eisbildung 1,5 m pro Jahr
- Beginn der Eisüberdeckung der Asse nach 106.000 Jahren
- maximale Eishöhe 600 m nach 106.400 Jahren
- zusätzliche hydraulische Druckhöhe = 1/3 Eishöhe wird zeitgleich mit der mech. Auflast ins Modell eingeschrieben



Zeit nach 2004 Jahre [a]	Eishöhe [m]	Auflast [MPa]
106000	0	0,00
106010	15	0,13
106020	30	0,26
106030	45	0,40
106040	60	0,53
106050	75	0,66
106060	90	0,79
106070	105	0,93
106080	120	1,06
106090	135	1,19
106100	150	1,32
106110	165	1,46
106120	180	1,59
106130	195	1,72
106140	210	1,85
106150	225	1,99
106160	240	2,12
106170	255	2,25
106180	270	2,38
106190	285	2,52
106200	300	2,65
106210	315	2,78
106220	330	2,91
106230	345	3,05
106240	360	3,18
106250	375	3,31
106260	390	3,44
106270	405	3,58
106280	420	3,71
106290	435	3,84
106300	450	3,97
106310	465	4,11
106320	480	4,24
106330	495	4,37
106340	510	4,50
106350	525	4,64
106360	540	4,77
106370	555	4,90
106380	570	5,03
106390	585	5,16
106400	600	5,30







Institut für Gebirgsmechanik
Leipzig

**Sohlenbezogene Porositätsänderung in 14.000 Jahren infolge
der vollständigen Eisauflast (Typ „Saale“) mit hydraulischem
Druckanstieg von 2 MPa ab Beginn der Auflast**

125