

Arbeitsgruppe Morsleben (AG Morsleben)

Stellungnahme

im Rahmen der Prüfung der Unterlagen zum

**Prüfkomples Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie
- Prüfungsphase (b) –**

Unterlagen P182, P177, G183, Planungsstudie (Preuss & Wellmann)

Auftraggeber: Ministerium für Landwirtschaft und
Umwelt des Landes Sachsen-Anhalt
Rahmenvertrag Nr. 29/02/1998
Einzelauftrag Nr. 16/02/2005

Auftragnehmer: IHU Geologie und Analytik GmbH
Dr.-Kurt-Schumacher-Straße 23
39576 Stendal

Verantwortliche

Bearbeiter:	Dr.-Ing. U. Düsterloh	TU Clausthal
	Dipl.-Ing. K. Herchen	TU Clausthal
	Dr.-Ing. P. Roussev	TU Clausthal
	Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux	TU Clausthal
	Dr. U. Stahl	IHU Stendal

Der Prüfbericht umfasst 189 Seiten

Datum: 16.12.2009

Unterschrift:
(Dr. U. Stahl)

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

2

Die Stellungnahme wurde im Auftrag des Ministeriums für Landwirtschaft und Umwelt des Landes Sachsen-Anhalt (MLU) erstellt. Das MLU behält sich alle Rechte vor. Insbesondere darf dieser Bericht nur mit Zustimmung des MLU zitiert, vervielfältigt oder Dritten zugänglich gemacht werden. Der Bericht gibt die Meinung und Ansicht der Verfasser wider, diese muss nicht in jedem Falle mit der Meinung des MLU übereinstimmen.

Erklärung:

Die Unterzeichnenden versichern, die Stellungnahme unparteiisch und nach bestem Wissen und Gewissen frei von Ergebnisanweisungen erstellt zu haben.

Datum: Dezember 2009

Unterschrift:

.....
(Dr. rer. nat. U. Stahl)

Mitglieder der Arbeitsgruppe Morsleben:

IHU Geologie und Analytik
Gesellschaft für Ingenieur-, Hydro- und Umweltgeologie mbH
Dr.-Kurt-Schumacher-Straße 23
39576 Stendal

TU Clausthal
Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik
Adolph-Roemer-Straße 2a
38678 Clausthal-Zellerfeld

GTU Ingenieurbüro Prof. Dr. Knoll
Berliner Straße 70
14467 Potsdam

Inhaltsverzeichnis

	Seite
0. Vorwort und zusammenfassende Einschätzung zur grundsätzlichen Machbarkeit der Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie	6
1. Gegenstand der Stellungnahme	13
2. Rechnerische Untersuchungen zu Standsicherheit und Dichtheit der Schachtverschlussysteme	17
2.1 Modell des Gebirges	17
2.1.1 Gebirgsaufbau und geologische Situation Schacht Bartensleben	17
2.1.2 Gebirgsaufbau und geologische Situation Schacht Marie	17
2.1.3 Primärspannungszustand	23
2.1.4 Primäre Gebirgstemperatur	24
2.1.5 Stoffmodelle zum Verformungsverhalten des Gebirges	24
2.1.6 Physikalische Modelle zum hydraulischen Verhalten des Gebirges	27
2.1.7 Materialparameter und Gebirgskennwerte	31
2.2 Modelle für die Verschlussbauwerke Schacht Bartensleben und Schacht Marie	34
2.2.1 Geometrische Idealisierung der Verschlüsse	34
2.2.2 Stoffmodelle und Materialparameter der Homogenbereiche der Verschlussbauwerke	35
2.3 Berechnungsmodelle	36
2.3.1 Geometrische Idealisierung der Berechnungsmodelle und Belastungsgeschichten	36
2.3.2 Physikalische Idealisierung	40
2.4 Mechanische Berechnungen zum Tragverhalten des Verbundsystems „Schachtverschluss-Gebirge“	42
2.4.1 Mechanische Berechnungen zum Tragverhalten des Schachtverschlussystems Bartensleben	43
2.4.2.1 Berechnung des elastischen Sekundärspannungszustandes nach Ausbruch des Schachtes zum Zeitpunkt $t = 0$ Jahre	44
2.4.2.2 Rechnerische Simulation des Tragverhaltens des offenen Schachtes mit Ausbau (ohne Eigengewicht) nach dem Ausbruch $t = 0$ a bis $t = 100$ a	55
2.4.2.3 Ausbruch des Ausbaus ($a = 0,625$ m) und Nachschnitt der Salzkontur ($b = 0,75$ m) nach $t = 100$ Jahren und anschließende rechnerische Simulation des offenen Schachtbereiches bis $t = 101$ Jahre	61
2.4.3 Mechanische Berechnungen zum Tragverhalten – Schachtverschlussystem Marie	67

2.4.3.1	Rechnerische Simulation des Tragverhaltens des offenen Schachtes mit Ausbau (ohne Eigengewicht) nach Ausbruch $t = 0$ a bis $t = 100$ a	67
2.4.3.2	Ausbruch des Ausbaus ($a = 0,625$ m) und Nachschnitt der Salzkontur ($b = 0,75$ m) nach $t = 100$ Jahren und anschließende rechnerische Simulation des offenen Schachtbereiches bis $t = 101$ Jahre	69
2.5	Mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnungen zur Analyse von Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit der Verbundsysteme "Schachtverschluss-Gebirge"	72
2.5.1	Übersicht über die analysierten Lastfälle und physikalische Modellierung der mechanisch-hydraulischen Kopplung	72
2.5.2	Numerische Simulation der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen	79
2.5.2.1	Grundlegende Annahmen	79
2.5.2.2	Schachtverschlussystem Bartensleben – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (1)	81
2.5.2.3	Schachtverschlussystem Bartensleben – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (2)	98
2.5.2.4	Schachtverschlussystem Bartensleben – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (3)	107
2.5.2.5	Schachtverschlussystem Marie – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (1)	119
2.5.2.6	Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie – Szenario Zutrittsphase	122
2.6	Hydraulische Berechnung der unterhalb des Dichtelementes DE1 maximal zutretenden Deckgebirgswässer	129
3.	Dynamische 3D-FDM Berechnungen zum Einfluss eines Bemessungserdbebens auf das Trag- und Dichtverhalten der Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie	134
3.1	Berechnungsmodell	134
3.2	Stoffmodelle und verwendete Materialkennwerte	136
3.3	Physikalische Idealisierung und Belastungsgeschichte	137
3.4	Analyse und Dokumentation der Berechnungsergebnisse	140
4.	Schlussbetrachtungen und Empfehlungen für das weitere Vorgehen	153
5.	Literatur- und Quellenverzeichnis	1537

- | | | |
|----|---|------------|
| 6. | Anlage A: Rotationssymmetrisches Detailmodell mit verfeinerter Diskretisierung | Anlage A-1 |
| 7. | Anlage B: Analytische Berechnung des Volumenstromes durch dilatant verformte Gebirgsbereiche | Anlage B-1 |
| 8. | Anlage C: Zusammenstellung der Hinweise, Empfehlungen und Forderungen aus dem Prüfbericht Bearbeitungsphase (a) | Anlage C-1 |

0. Vorwort und zusammenfassende Einschätzung zur grundsätzlichen Machbarkeit der Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie

Mit Datum vom 21.12.2005 wurde die AG Morsleben durch das Ministerium für Landwirtschaft und Umwelt des Landes Sachsen-Anhalt (MLU) mit der Prüfung von Unterlagen zum Prüfkomples „Schachtverschlussssystem der Schächte Bartensleben und Marie“ beauftragt. Für die Prüfung der Unterlagen wurde vereinbart, zunächst in einer so genannten Prüfungsphase (a) zu bewerten, ob die vom Antragsteller dokumentierten konzeptionellen Planungen zur konstruktiven Gestaltung der Schachtverschlüsse dem Stand von Wissenschaft und Technik entsprechen und darauf aufbauend in einer nachfolgenden Prüfungsphase (b) durch eigene, von der Vorgehensweise des Antragstellers unabhängige rechnerische Untersuchungen zu prüfen, ob die rechnerischen Nachweise die Forderungen an Standsicherheit, Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit unter Berücksichtigung der relevanten Belastungsszenarien erfüllen und dem Stand von Wissenschaft und Technik entsprechen. Die Bearbeitung der Prüfungsphase (a) wurde mit Vorlage des Prüfberichts /1/ im Januar 2007 vorläufig abgeschlossen. Erste im Rahmen von Prüfungsphase (b) zu erarbeitende rechnerische Einschätzungen zu Standsicherheit, Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit erfolgten mit Vorlage der „Vorabsternnahme – Prüfkomples Schachtverschlussssystem Schächte Bartensleben und Marie“ /13/ im Mai 2009. Die nachfolgend abschließende Stellungnahme dokumentiert die im Rahmen von Prüfungsphase (b) durchgeführten rechnerischen Untersuchungen und bewertet die vorliegenden Berechnungsergebnisse hinsichtlich Standsicherheit, Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit. Übergeordnetes Ziel der abschließenden Stellungnahme ist es aufzuzeigen, ob bzw. inwieweit begründete Zweifel an der grundsätzlichen Machbarkeit des vom Antragsteller (AS) vorgelegten Schachtverschlussystems bestehen und ob und ggf. welche Untersuchungen und Nachweise nach Einschätzung der Prüfer noch für erforderlich erachtet werden.

Zur Beantwortung vorstehender Fragestellungen sind durch den Prüfer TUC sowohl für das Schachtverschlussssystem Bartensleben wie auch für das Schachtverschlussssystem Marie mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnungen durchgeführt und ausgewertet worden. Im Unterschied zu der vom AS mit /3/ vorgelegten Nachweisführung berücksichtigen die mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen des Prüfers TUC sowohl die bei Überschreitung der Dilatanzfestigkeit des konturnahen Gebirges resultierenden Änderungen im Spannungs-Verformungs-Verhalten wie auch die in Folge dilatanter Verformungen geänderte Permeabilität (→ Sekundärpermeabilität geschädigter Gebirgsbereiche) und die aus der Wechselwirkung zwischen hydraulischen und mechanischen Beanspruchungen zusätzlich resultierenden Tragwerks-

beanspruchungen. Gegenüber der in /3/ vom AS gewählten Vorgehensweise einer voneinander unabhängigen Bewertung des Tragverhaltens einerseits (→ keine Berücksichtigung der bei Überschreitung der Dilatanzfestigkeit resultierenden Änderungen im Spannungs-Verformungsverhalten des anstehenden Gebirges) und einer Bewertung der Dichtheit auf der Grundlage konstant vorgegebener (eingeschätzter) Permeabilitäten für das konturnahe Gebirge andererseits ermöglicht die mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnung des Verbundsystems „Schachtverschluss-Gebirge“ eine die real ablaufenden Prozesse realistischer abbildende Simulation. Dadurch erfolgt eine von der Methodik und der zahlenmäßigen Ermittlung nachweisrelevanter Zustandsgrößen unabhängige Prüfung der Antragstellerunterlagen. Im Ergebnis dieser Vorgehensweise können insbesondere Fragen zur Konservativität der vom AS als in ihrer räumlichen Ausdehnung und Permeabilität als zeitunabhängig eingeschätzten Zonen dilatant verformter Gebirgsbereiche beantwortet werden. Vorstehende Aussage gilt auch und insbesondere für die vom AS in /3/ geforderte Größenordnung eines für maximal zulässig erachteten Volumenstroms von $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/a$ für potentiell durch das Schachtverschlussystem zu- bzw. austretenden Fluidmengen und mögliche Überzugwirkungen durch den vertikal geschichteten Gebirgsaufbau. Im Unterschied zu den auf rotationssymmetrische Einschichtmodelle begrenzten Untersuchungen des AS wurde im Rahmen der unabhängigen Prüfung die dreidimensionale Trag- und Dichtwirkung der Schachtverschlussysteme durch rotationssymmetrische Mehrschichtmodelle erfasst. Dabei zu berücksichtigen ist, dass bei Ansatz der in /3/ gewählten Nachweismethodik der vom AS für maximal zulässig erachtete Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/a$ bei singulärer Betrachtung jedes Dichtelementes rechnerisch nur dann erreicht wird, wenn die Dichtelementlänge im Schacht Bartensleben und Marie auf $DE3 = 0,42 \text{ m}$ bzw. $DE2 = 0,59 \text{ m}$ reduziert wird.

Angesichts der tatsächlich vom AS in /3/ projektierten Dichtelementlängen von

Bartensleben: DE3: 42,5 m und

DE2: 47,0 m (davon 35,24 m unterhalb des Salzspiegels bei $z = -273,5 \text{ m}$ Teufe)

Marie: DE3: 25,0 m und

DE2: 47,0 m (davon 34,73 m unterhalb des Salzspiegels bei $z = -268,8 \text{ m}$ Teufe)

resultieren rechnerisch entsprechende Sicherheiten bzw. sind die bei rechnerischer Berücksichtigung der tatsächlich projektierten Dichtelementlängen resultierenden Volumenströme mit

Bartensleben: DE3: $\dot{V} = 19,6 \text{ l/a}$ Sicherheit: 102

	DE2: $\dot{V} = 25,0 \text{ l/a}$	Sicherheit: 80
Marie:	DE3: $\dot{V} = 33,4 \text{ l/a}$	Sicherheit: 60
	DE2: $\dot{V} = 25,0 \text{ l/a}$	Sicherheit: 80

deutlich kleiner als der für zulässig erachtete Volumenstrom von $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/\text{a}$.

Eine vergleichende Gegenüberstellung der im Rahmen der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung mit Berücksichtigung der zeitabhängigen Schädigungsentwicklung rechnerisch ermittelten Volumenströme hat vor dem vorstehend skizzierten Hintergrund die bei rechnerischer Berücksichtigung der tatsächlich projektierten Dichtelementlängen ausgewiesenen Volumenströme zu berücksichtigen und nicht den Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/\text{a}$.

Darauf hinzuweisen ist, dass entgegen der bei Projektbeginn für erforderlich eingeschätzten Untersuchungen zur Trag- und Dichtwirkung der Verschlussysteme bei Ansatz eines anisotropen Primärspannungszustandes auf eine rechnerische Analyse des Lastfalles „anisotroper Primärspannungszustand“ verzichtet wurde. Aufbauend auf den durchgeführten mechanisch-hydraulisch gekoppelten Analysen des Trag- und Dichtheitsverhaltens wird der Verzicht damit begründet, dass die aus der Annahme eines anisotropen Primärspannungszustandes im Deckgebirge resultierenden Änderungen des Tragverhaltens im Verbundsystem „Schachtverschluss-Gebirge“ sich im Wesentlichen auf den Bereich des Deckgebirges beschränken, nicht jedoch zu einer signifikanten Änderung der im Steinsalzgebirge lokalisierten mechanischen und hydraulischen Zustandsfelder führen. In der Konsequenz werden bezüglich der vorliegenden Einschätzungen zur raum- und zeitbezogenen Entwicklung dilatant verformter Gebirgsbereiche wie auch zur raum- und zeitbezogenen Entwicklung der Permeabilität der im Bereich des Steinsalzgebirges positionierten Dichtelemente wenn überhaupt, dann nur marginale Auswirkungen erwartet.

Auch ist zu berücksichtigen, dass die im Rahmen der numerischen Berechnungen verwendeten Materialparameter zum Schädigungsverhalten des anstehenden Gebirges (Dilatanzfestigkeit, schädigungsinduziertes Kriechen) einerseits und zur Abhängigkeit von Permeabilität und Dilatanz andererseits in Ermangelung hinreichender (Dilatanzfestigkeit) bzw. fehlender (schädigungsinduziertes Kriechen; Permeabilität-Dilatanz) standortspezifischer Untersuchungen/Belege zunächst eingeschätzt wurden. Eine Präzisierung der Materialparameter ist erst nach Abschluss laborativer Untersuchungen an standortspezifischem Bohrkernmaterial möglich.

Im Hinblick auf die Zuverlässigkeit der im Rahmen des vorliegenden Schlussberichtes getroffenen Aussagen wird bezüglich der noch nicht belegten Materialeigenschaften zur Dilatanzfestigkeit und zur Abhängigkeit Dilatanz(Sekundärporosität)-Permeabilität eingeschätzt, dass aufbau-

end auf Erfahrungswerten zur natürlichen Streubreite der Materialparameter in Verbindung mit dem vergleichsweise geringen Belastungsniveau im Bereich der Schächte des ERA Morsleben und der insgesamt nur geringmächtigen räumlichen Ausdehnung der Zone dilatant verformter Gebirgsbereiche aus der standortbezogenen Präzisierung der Materialparameter nach heutigem Kenntnisstand keine signifikanten Änderungen hinsichtlich der Aussagen zur Standsicherheit und Dichtheit erwartet werden.

Aufbauend auf den in Kapitel 2 des vorliegenden Abschlussberichtes dokumentierten Berechnungsergebnissen werden die Einschätzungen zur Standsicherheit, Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit und die darauf aufbauende Aussage zur grundsätzlichen Machbarkeit des vom AS geplanten Schachtverschlussystems wie folgt zusammengefasst:

- (1) Die im Unterschied zur Vorgehensweise des AS mit einem Schädigungsmodell berechnete Ausdehnung dilatant verformter Gebirgsbereiche zeigt, dass die Mächtigkeit der in Folge Überschreitung der Dilatanzfestigkeit resultierenden Auflockerungszone im schachtnahen Gebirge kleiner ist als vom AS unterstellt. Der vom AS geplante Nachschnitt einer 0,75 m mächtigen Konturzone zur Entfernung der Auflockerungszone vor Einbau des Schachtverschlussystems ist somit als konservativ einzuschätzen.
- (2) Unmittelbar nach dem geplanten Nachschnitt der Auflockerungszone resultiert erneut eine geringmächtige Zone mit dilatant verformtem Salzgestein im konturnahen Gebirge. Für eine zahlenmäßige Aussage zur hydraulischen Konsequenz der nach dem Nachschnitt der Auflockerungszone wiederum konturnah anstehenden Zone mit dilatant verformtem Salzgestein bzgl. der Dichtheit des Verschlussystems sind daher mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnungen erforderlich.
- (3) Im Ergebnis der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen bleibt festzuhalten, dass eine zeitgleiche und sich gegenseitig beeinflussende Berücksichtigung mechanischer und hydraulischer Beanspruchungen im vorliegenden Fall nicht zu einer signifikanten Vergrößerung der Zone mit dilatant verformtem Salzgestein führt.
- (4) Sowohl für das Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ als auch für das Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“ resultieren für das Szenario „instantanes Zulaufen des Grubengebäudes“ bei mechanisch-hydraulisch gekoppelter Beanspruchung rechnerisch Volumenströme durch die aufgelockerte Kontaktzone zwischen Schachtverschlussystem und anstehendem Gebirge in der Größenordnung von $\dot{V} < 11/a$. Der bei mechanisch-hydraulisch gekoppelter Berechnung ermittelte Volumenstrom im Be-

reich des Dichtelementes DE3 ist damit deutlich kleiner als der vom AS eingeschätzte Volumenstrom von $\dot{V} = 19,6 \text{ l/a}$.

- (5) Als im Sinne der Nachweisführung konservatives und vom AS nicht berücksichtigtes Sicherheitselement weisen die mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen aus, dass zwischen dem Zeitpunkt des rechnerisch simulierten Zulaufens des Grubengebäudes und dem Austritt von Lösungen an der abstromseitigen Stirnfläche des Dichtelementes DE3 bei dem vom AS betrachteten Szenario eines unmittelbar nach Einbau des Verschlussystems zugelaufenen Endlagers eine Zeitspanne von in der Größenordnung $\Delta t \approx 2000 \text{ a}$ (Schachtverschlussystem Bartensleben) bzw. $\Delta t \approx 800 \text{ a}$ (Schachtverschlussystem Marie) für die Aufsättigung der dilatant verformten Gebirgsbereiche angesetzt werden kann.
- (6) Weiterführende mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnungen zum Trag- und Abdichtungsverhalten des Dichtelementes DE3 zeigen, dass das vom AS untersuchte Szenario eines unmittelbar nach Einbau des Verschlussystems zugelaufenen Endlagers nicht konservativ abdeckend ist. Ursächlich für vorstehende Aussage ist der Befund, dass bei rechnerischer Simulation eines unmittelbar nach Einbau des Dichtelementes DE3 zugelaufenen Grubengebäudes die auf die Schachtkontur einwirkenden und aus dem angreifenden Lösungsdruck resultierenden mechanischen Kräfte infolge ihrer Stützwirkung auf das konturnaher Gebirge eine zeitlich fortschreitende Entwicklung dilatant verformter Gebirgsbereiche verhindern (aktiver Stützdruck infolge Duktilität des Abdichtungsmaterials (= Bitumen-Schottergemisch)). Wird dagegen das Szenario des Zulaufens für einen späteren Zeitpunkt angesetzt, so zeigen die Berechnungsergebnisse der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Tragwerksanalyse, dass sich im konturnahen Salzgebirge bis zum konvergenzbedingten Beanspruchungsabbau auf ein Beanspruchungsniveau unterhalb der Dilatanzfestigkeit die Zone dilatant verformter Gebirgsbereiche infolge der geringen Steifigkeit des Abdichtungsmaterials und der dadurch nur in geringem Maße konvergenzbedingt aktivierten Stützwirkung weiter ausbreitet. In der grundsätzlichen Generalisierung dieses Befundes führt ein in der zeitlichen Abfolge später simuliertes Zulaufen des Grubengebäudes zu einer intensivierten Sekundärpermeabilität. Mit Bezug auf die in Kap. 2.5.2.4 dokumentierten Berechnungen zum Einfluss der Zeitspanne zwischen Schachtverschlusseinbau und simuliertem Zulaufen des Grubengebäudes kann für das Schachtverschlussystem Bartensleben gezeigt werden, dass ein gegenüber dem Szenario des instantanen Zulaufens deutlich erhöhter Volumenstrom von $\dot{V} = 3,7 \text{ l/a}$ resultiert, wenn der für das zugelaufenen Grubengebäude rechnerisch angesetzte Zeitpunkt auf $t \geq 150 \text{ a}$ ($\geq 49 \text{ a}$ nach Einbau des Ver-

schlussystems) verschoben wird. Bezüglich der Zeitdauer für die Aufsättigung der dilatant verformten Gebirgsbereiche reduziert sich der Zahlenwert auf $\Delta t \approx 226 a$.

- (7) Angesichts der nur temporären Überschreitung der Dilatanzfestigkeit und der bezogen auf die eingeschätzte Bruchfestigkeit vergleichsweise geringen Beanspruchung des Gebirges kann ein makrorissbehaftetes Bruchversagen des Gebirges ausgeschlossen werden.
- (8) Mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnungen für das Szenario „Zutritt von Deckgebirgschwässern über die Auflockerungszone zeigen sowohl für das Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ als auch für das Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“ gleichermaßen, dass der über mehrere hundert Jahre rechnerisch simulierte Aufsättigungsprozess in den dilatant verformten Gebirgsbereichen nicht die Unterkante der Dichtelemente erreicht, d.h. ein Zutritt von Deckgebirgschwässern über die schachtnahe Auflockerungszone in das Grubengebäude während des simulierten Berechnungszeitraumes nicht erfolgt. Vielmehr kann aus den Berechnungsergebnissen abgeleitet werden, dass der konvergenzbedingte Spannungsaufbau im Teufenbereich des Dichtelementes zu einer Reduktion der minimalspannungsabhängigen Permeabilität führt, die in der Konsequenz einen Durchtritt der Lösungen in das Grubengebäude verhindert.
- (9) Rückwirkungen auf die Trag- und Dichtfunktion der Schachtverschlussbauwerke aus dem Szenario „Bemessungserdbeben“ sind entsprechend den durchgeführten 3D-Berechnungen zur Analyse der aus einem Bemessungserdbeben resultierenden Zusatzbelastungen nicht zu besorgen. Entsprechend den Ausführungen in Kapitel 2.6 resultieren aus dem rechnerisch analysierten Bemessungserdbeben Zusatzspannungen von max. $\Delta\sigma_1 \approx 0,1 \text{ MPa}$. Der auf die Dilatanzfestigkeit des anstehenden Steinsalzes bezogene Ausnutzungsgrad erhöht sich hierdurch lediglich marginal um max. $\Delta\eta_s \approx 1\%$.

(10) Aufbauend auf den mit (1) bis (9) skizzierten Ausführungen bestehen derzeit keine begründeten Zweifel

(10.1) an der grundsätzlichen Machbarkeit des geplanten Schachtverschlussystems und

(10.2) an der langzeitigen hydraulischen Leistungsfähigkeit des vorgeschlagenen Schachtverschlussystems mit der geforderten Begrenzung des Lösungs- bzw. Lösungsaustritts auf $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/a$.

Allerdings ist nicht davon auszugehen, dass alle für die Gewährleistung der gestellten Anforderungen erforderlichen Belege vorliegen.

(11) Ausdrücklich darauf hinzuweisen ist, dass insbesondere die unter (10.1) und (10.2) getroffenen Einschätzungen nur dann Gültigkeit besitzen, wenn das Abdichtungsmaterial der Verschlussysteme DE3 und DE2 die vom AS angesetzte selbstabdichtende Wirkung besitzt, d.h. axial angreifende Fluiddrücke in Folge eines duktilen (plastisch-viskosen) Materialverhaltens unmittelbar in zumindest bereichsweise gleichgroße radial wirkende Kontaktzonendrücke umgesetzt werden. Eine derartige selbstabdichtende Wirkung ist durch die bisher vorliegenden laborativen Befunde noch nicht abschließend belegt. Es wird empfohlen, vor einer abschließenden Umsetzung der in der Konzeptplanung dokumentierten Vorgehensweise die selbstabdichtende Wirkung des Verschlussmaterials durch geeignete Labor- und Technikumsversuche hinreichend zu dokumentieren und gegenständlich zu belegen. Vorstehende Aussage gilt umso mehr, als die vom AS postulierte dauerhafte Undurchlässigkeit der Dichtelemente auf Schotter/Asphalt-Basis nicht belegt ist.

Angesichts der sicherheitlich bedeutsamen Aspekte der Redundanz und der Diversität ist darauf hinzuweisen, dass diese Aspekte im Hinblick auf die Dichtheit gegenüber zuströmenden Wässern durch die Dichtelemente DE1 (Bentonit) und DE2 (Schotter/Asphalt) erfüllt werden. Hinsichtlich der abdichtenden Funktion des Verschlussbauwerkes gegenüber aufsteigenden Wässern ist lediglich der Aspekt der Redundanz durch die hierfür vorgesehenen Dichtelemente DE2 und DE3 berücksichtigt worden. Dagegen wird dem Anspruch der Diversität durch die baugleiche Materialausführung (Schotter/Asphalt) der Dichtelemente DE2 und DE3 nicht entsprochen. Mit Blick auf die noch durchzuführende Ausführungsplanung bleibt somit darauf hinzuweisen, dass eine Modifikation der Komponenten des Verschlussystems zur Gewährleistung der Diversität gegenüber aufsteigenden Wässern für erforderlich erachtet wird.

1. Gegenstand der Stellungnahme

Im Rahmen der Stellungnahme soll geprüft werden, ob die vom AS vorgelegten rechnerischen Nachweise die Anforderungen an Standsicherheit, Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit erfüllen und ob oder inwieweit begründete Zweifel an der grundsätzlichen Machbarkeit der Schachtverschlussysteme bestehen. Zielsetzung seitens des AS ist es zu belegen, dass in den vorgesehenen Schachtverschlussystemen langfristig ein Lösungsaustritt von $\dot{V} \leq 2 \text{ m}^3 / \text{a}$ erreicht wird. Für die geomechanische Nachweisführung wählt der AS den Schacht Marie, da die für eine Abdichtung zur Verfügung stehende Dichtelementlänge zwischen dem Salzspiegel und dem obersten Zuflusspunkt dort am kleinsten ist. Auf eine gesonderte Nachweisführung für das Schachtverschlussystem Bartensleben verzichtet der AS im Rahmen der Konzeptplanung mit Verweis auf im Vergleich zu Schachtverschlussystem Marie grundsätzlich ähnliche Verhältnisse bzgl. Bauwerksgeometrie, geotektonischer Situation und Verschlusskonzeption.

Der vorliegende Schlussbericht dokumentiert die im Rahmen der rechnerischen Prüfung verwendeten Gebirgs- und Berechnungsmodelle bzgl. der gewählten Homogenbereichseinteilung sowie der zur physikalischen Modellierung des Gebirges und der Abdichtungselemente eingesetzten Stoffmodelle inkl. Materialparametern und Gebirgskennwerten, die den Berechnungen zugrunde liegende Betriebsgeschichte und die Berechnungsbefunde sowie deren anforderungsbezogene Bewertung. Entsprechend der Zusammenstellung in Tab. 1.1 sind im Rahmen der Prüfung 4 FDM-Berechnungsmodelle erstellt und insgesamt 11 Berechnungsläufe ausgeführt worden.

Modell	Homogenbereiche	Szenario	Lastfälle	Bemerkung
Schachtverschlussystem Bartensleben	7	Auspressphase	6	FDM rot.sym.
		Zutritt über die Auflockerungszone im Salinar	1	
		Deckgebirgszufluss	1	
Schachtverschlussystem Marie	7	Auspressphase	1	FDM rot.sym.
		Zutritt über die Auflockerungszone im Salinar	1	
DE3	2	Bemessungserdbeben	1	FDM 3D

Tab. 1.1: Übersicht über die durchgeführten Berechnungsläufe

In Analogie zur Vorgehensweise des AS wird im Rahmen der Vergleichsberechnungen zunächst das Dichtelement DE3 im Hinblick auf das Trag- und Abdichtungsverhalten analysiert, da aufgrund der Teufenlage im Bereich dieses Dichtelementes die größten Zahlenwerte für die dilatant verformten Gebirgsbereiche im Salinargestein zu erwarten sind, die Dichtelemente DE2 und DE3 baugleich ausgeführt sind und die Dichtelemente hydraulisch grundsätzlich nacheinander wirksam werden. Das Dichtelement wird in Analogie zur Vorgehensweise des AS mit einem auf die Unterseite des Dichtelementes wirkenden Fluiddruck von $p_{fl} = 6 \text{ MPa}$ bei $z = -366,24 \text{ m}$ (Schachtverschlussystem Bartensleben) bzw. $z = -343,53 \text{ m}$ (Schachtverschlussystem Marie) beaufschlagt. Da der Nachweis des einzuhaltenden Grenzvolumenstromes von $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/a$ für jedes einzelne Dichtelement zu erbringen ist und das Dichtelement DE3 entsprechend vorstehender Aussage die ungünstigste Beanspruchungssituation bezüglich der Ausbildung von Sekundärwegsamkeiten repräsentiert, wird die Ausbildung und Durchströmung der dilatant verformten Gebirgszonen nur im Bereich des Dichtelementes DE3 analysiert (Teufenbereich Schachtverschlussystem Bartensleben von $z = -366,24 \text{ m}$ bis $z = -323,74 \text{ m}$ / Teufenbereich Schachtverschlussystem Marie von $z = -343,53 \text{ m}$ bis $z = -318,53 \text{ m}$). D.h. die rechnerische Analyse beschränkt sich auf die mögliche Auspressrate durch den aufgelockerten bzw. dilatant verformten Gebirgsbereich im Bereich des Dichtelementes DE3, so dass auch nur die für die Zone der dilatant verformten Gebirgsbereiche berechneten Auspressraten dem Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/a$ gegenübergestellt werden.

Das Szenario eines Lösungszutritts vom Salzspiegel über die aufgelockerte Konturzone der Schächte mit Aufsättigung der dilatant verformten Konturzonen des Steinsalzgebirges in das trockene Grubengebäude wird sowohl für das Schachtverschlussystem Bartensleben als auch für das Schachtverschlussystem Marie analysiert. Da die am Salzspiegel bei $z = -273,5 \text{ m}$ für den Schacht Bartensleben bzw. $z = -268,8 \text{ m}$ für den Schacht Marie anzusetzenden Fluiddrücke geringer sind als die Fluiddrücke an der Unterseite des Dichtelementes DE3, ist zu erwarten, dass im Vergleich zum Szenario „Auspressphase“ in sicherheitstechnisch günstigere Zustandsgrößen ausgewiesen werden.

Grundsätzlich kann der Zu- bzw. Austritt von fluiden Phasen nicht nur durch die aufgelockerten bzw. dilatant verformten Gebirgszonen erfolgen, sondern auch über die Kontaktfuge zwischen Dichtelement und Gebirge und/oder durch die Dichtelemente selbst (abdichtender Querschnitt). In Analogie zur Vorgehensweise des AS werden die Abdichtungsmaterialien der Dichtelemente DE2 und DE3 als dauerhaft undurchlässig und frei von Schädigungen angesetzt, wobei die angenommene dauerhafte Undurchlässigkeit des technischen Abdichtungselementes nicht

belegt ist und daher noch zu belegen ist. Allerdings wird eingeschätzt, dass dieser Beleg gelingen wird.

Grundsätzlich besteht das Schachtverschlussystem neben den Verfüllbereichen aus drei Abdichtungselementen, die mit DE1, DE2 und DE3 bezeichnet sind. Die Dichtelemente DE1 und DE2 dienen zur Abdichtung gegen zuströmende Wässer aus dem Hangendgebirge. Die Dichtelemente DE2 und DE3 dienen zur Abdichtung kontaminierter aufsteigender Lösungen aus dem Grubengebäude. Das Dichtelement DE2 ist damit bestimmt für die Erfüllung der Forderung nach Redundanz des Abdichtungssystems sowohl gegen den Zufluss als auch den Austritt von Lösungen. Die Ergebnisse der für ausgewählte Lastfälle rechnerisch ermittelten Zustandsgrößen werden durch graphische Darstellungen zur zeitabhängigen Entwicklung der Spannungen, Verformungen, Ausnutzungsgrade, Permeabilitäten und Volumenströme ausgewählter Knotenpunkte der Berechnungsmodelle sowie linien- und flächenhafter Auftragungen der Zustandsgrößen zu vorgegebenen Zeitpunkten innerhalb des Berechnungsablaufes dokumentiert und soweit möglich verifiziert (Überprüfung der zahlenmäßigen Richtigkeit im Rahmen der Modellierung).

Aufbauend auf einer von der Vorgehensweise des AS unabhängigen konzeptionellen Vorgehensweise erfolgt abschließend eine vergleichende Bewertung der ermittelten Zustandsgrößen hinsichtlich Standsicherheit, Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit mit dem Ziel, eine eigenständige Einschätzung der grundsätzlichen Machbarkeit des Verschlussystems abzuleiten. Von besonderer Bedeutung hierbei ist, dass im Unterschied zu der vom AS in /3/ dokumentierten Vorgehensweise

- (a) die Berechnung der sich in Raum und Zeit entwickelnden Zone dilatanter Gebirgsbereiche auf der Grundlage des Schädigungsmodells *How/Lux* erfolgt, d.h. im Vergleich zur Vorgehensweise des AS nicht zeitunabhängig abschätzend vorgegeben wird,
- (b) die geänderten Materialeigenschaften der in Folge Überschreitung der Dilatanzfestigkeit geschädigten Gebirgsbereiche im Rahmen der rechnerischen Untersuchungen berücksichtigt werden (→ schädigungsinduziertes Kriechen und Zunahme der Kriechrate in Folge der schädigungsbedingten Abnahme der tragenden Querschnittsfläche),
- (c) die durch den Lastfall „Nachschnitt der Auflockerungszone“ resultierende Zone dilatant verformter Gebirgsbereiche rechnerisch ermittelt wird, d.h. im Vergleich zur Vorgehensweise des AS nicht mechanisch vernachlässigt wird,
- (d) die in Folge dilatanter Beanspruchungen des konturnahen Gebirges induzierten Sekundärpermeabilitäten im Rahmen einer mechanisch-hydraulisch gekoppelten Be-

- rechnung rechnerisch ermittelt werden, d.h. im Vergleich zur Vorgehensweise des AS nicht als zeitunabhängig und damit konstant abschätzend vorgegeben werden,
- (e) die zweiseitigen Wechselwirkungen zwischen der durch die mechanisch induzierte Dilatanz bedingte Änderung der hydraulischen Zustandsgrößen (→ erhöhte Permeabilität in Folge dilatanter Gebirgsverformungen) und der in Folge geänderter Sekundärpermeabilitäten bedingten Änderung der mechanischen Zustandsgrößen (→ erhöhte Dilatanz in Folge hydraulischer Kräfte) rechnerisch ermittelt werden, d.h. im Vergleich zur Vorgehensweise des AS nicht unberücksichtigt bleiben,
 - (f) der einer stationären Strömung vorausgehende Prozess einer zeitabhängigen Aufsättigung der dilatant verformten Gebirgsbereiche rechnerisch quantifiziert wird, d.h. im Vergleich zur Vorgehensweise des AS nicht vernachlässigt wird und
 - (g) die Berechnungsmodelle nicht auf den Teufenbereich der Abdichtungselemente reduziert sind, sondern zur Berücksichtigung möglicher Überzugswirkungen aus dem vertikal geschichteten Gebirgsaufbau auch die stratigraphischen Einheiten des Deckgebirges oberhalb des Salzspiegels im Berechnungsmodell erfasst werden.

Im Ergebnis der mit (a) bis (g) skizzierten Unterschiede in der rechnerischen Simulation der auf das Verbundsystem „Schachtverschluss-Gebirge“ einwirkenden mechanischen und hydraulischen Kräfte resultiert eine das tatsächliche Trag- und Dichtheitsverhalten deutlich realistischer abbildende Prognose von Standsicherheit und Dichtheit, die durch den weitgehenden Verzicht auf Idealisierungen nicht nur eine Präzisierung der Einschätzungen zum Trag- und Dichtheitsverhalten des geplanten Verschlussystems in den angesprochenen Sachverhalten ermöglicht, sondern darüber hinaus auch eine Bewertung der vom AS postulierten Konservativität seiner Berechnungen erlaubt.

2. Rechnerische Untersuchungen zu Standsicherheit und Dichtheit der Schachtverschlussysteme

2.1 Modell des Gebirges

2.1.1 Gebirgsaufbau und geologische Situation Schacht Bartensleben

Die generelle geologische Situation im Bereich des Schachtes Bartensleben ist auf dem Ausschnitt des geologischen Risses (Schnittriss 3.1) in Abb. 2.1.1 dargestellt. Danach ist das Gebirge im Bereich des Schachtes Bartensleben charakterisiert durch ein 254,0 m mächtiges Deckgebirge aus Schichten des oberen, mittleren und unteren Keupers. Der sich anschließende Gipshut besitzt im Bereich des Schachtes Bartensleben eine Mächtigkeit von ca. 19,5 m. Unterhalb des Gipshutes steht der Schacht bis zur Endteufe bei 526,0 m im Zechsteinsalz und durchteuft die mit ca. 60-70° einfallenden Horizonte des z3BK/BD, z3TM-SS, z4, z3AM, z2SF, z2HG und z2UE.

2.1.2 Gebirgsaufbau und geologische Situation Schacht Marie

Die generelle geologische Situation im Bereich des Schachtes Marie zeigt Bild 2.1.2. Danach ist das Gebirge im Bereich des Schachtes Marie charakterisiert durch ein 176 m mächtiges Deckgebirge aus Schichten des oberen, mittleren und unteren Keupers. Der sich anschließende Gipshut besitzt im Bereich des Schachtes Marie eine Mächtigkeit von ca. 93 m. Unterhalb des Gipshutes steht der Schacht bis zur Endteufe bei 522 m im Zechsteinsalz und durchteuft die Horizonte des jüngeren Steinsalzes der Leinefolge, das Kaliflöz Staßfurt mit eingelagerten Anhydritmitteln und ab einer Teufe 295 m das ältere Steinsalz der Staßfurtfolge.

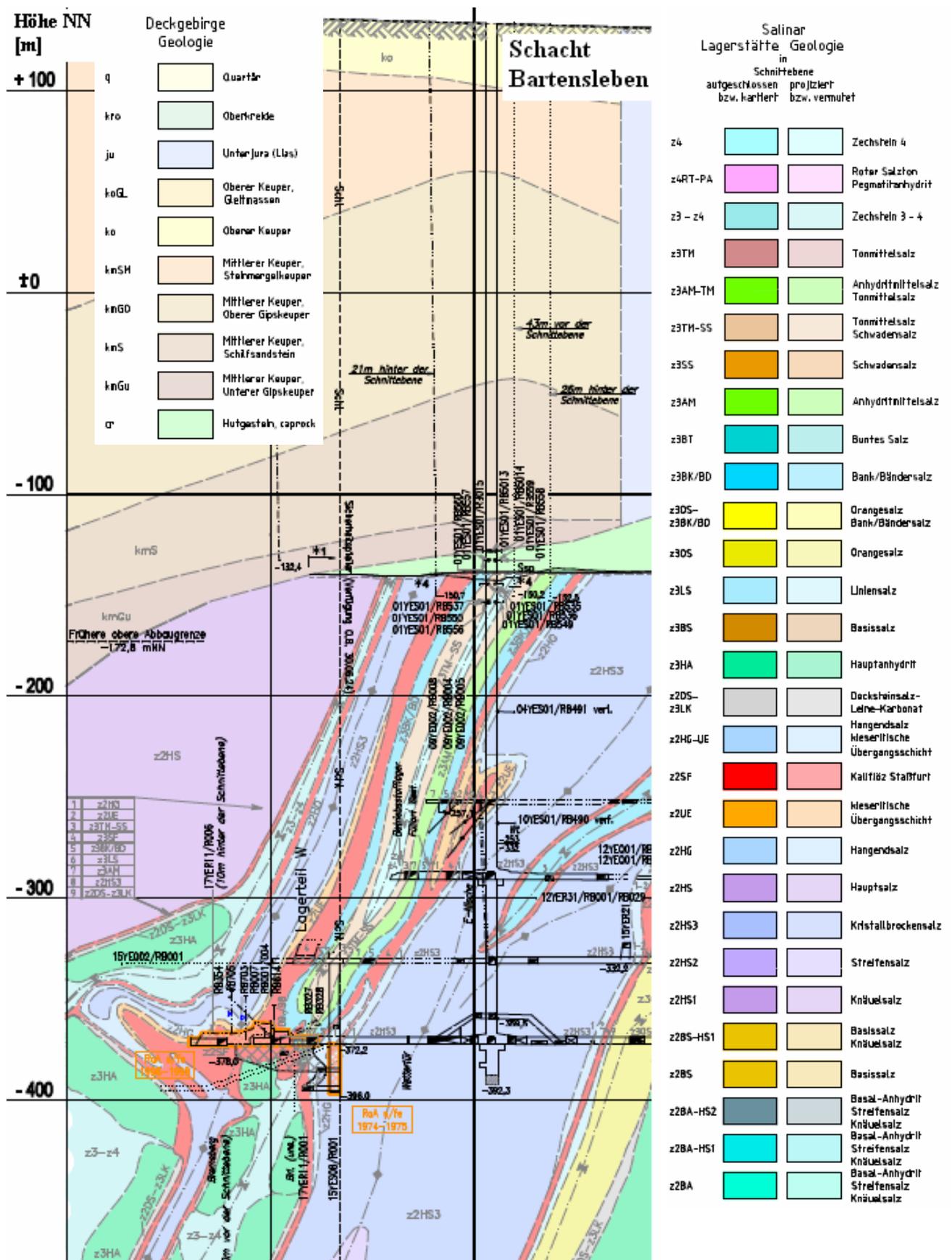


Abb. 2.1.1: Geologische Verhältnisse im Bereich des Schachtes Bartensleben (Ausschnitt aus dem Schnitttrass 3.1)

Höhe NN
 [m]

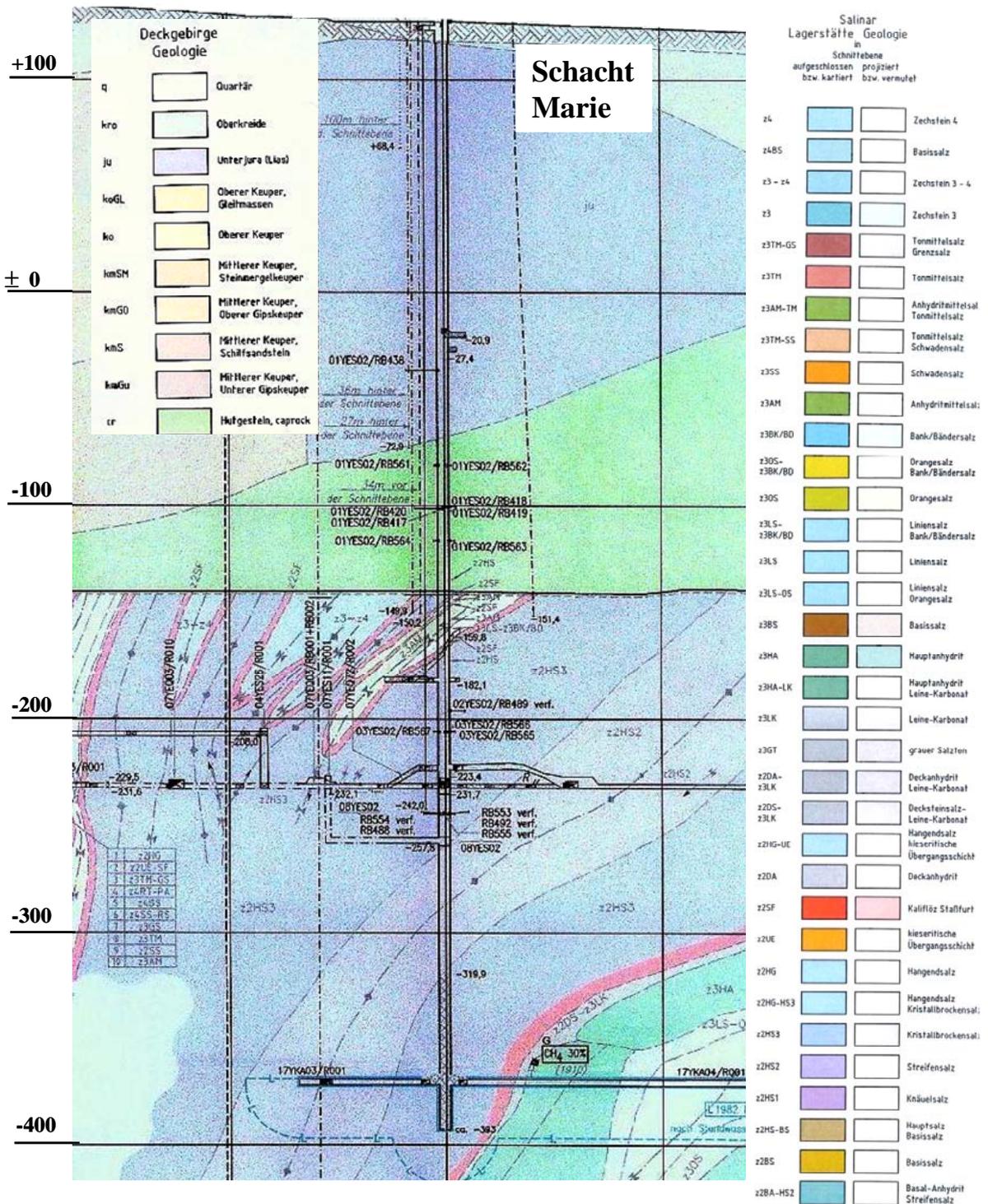


Abb. 2.1.2: Geologische Verhältnisse im Bereich des Schachtes Bartensleben (Ausschnitt aus dem Schnitttriss 13)

Eine aus den geologischen Profilschnitten entwickelte generalisierende Abbildung der Homogenbereiche mit Zuordnung der einzelnen Schachtverschlusselemente zeigt Abb. 2.2.1 für das Schachtverschlussystem Bartensleben und Abb. 2.2.2 für das Schachtverschlussystem Marie. Die angegebenen vertikalen Koordinatenachsenwerte (z-Werte) geben die Teufenlage an, wobei in Abb. 2.2.1 die Teufe $z = 0,0$ m der Höhe 133,8 m NN (Schacht Bartensleben) und in Abb. 2.2.2 die Teufe $z = 0,0$ m der Höhe 129,08 m NN (Schacht Marie) entspricht.

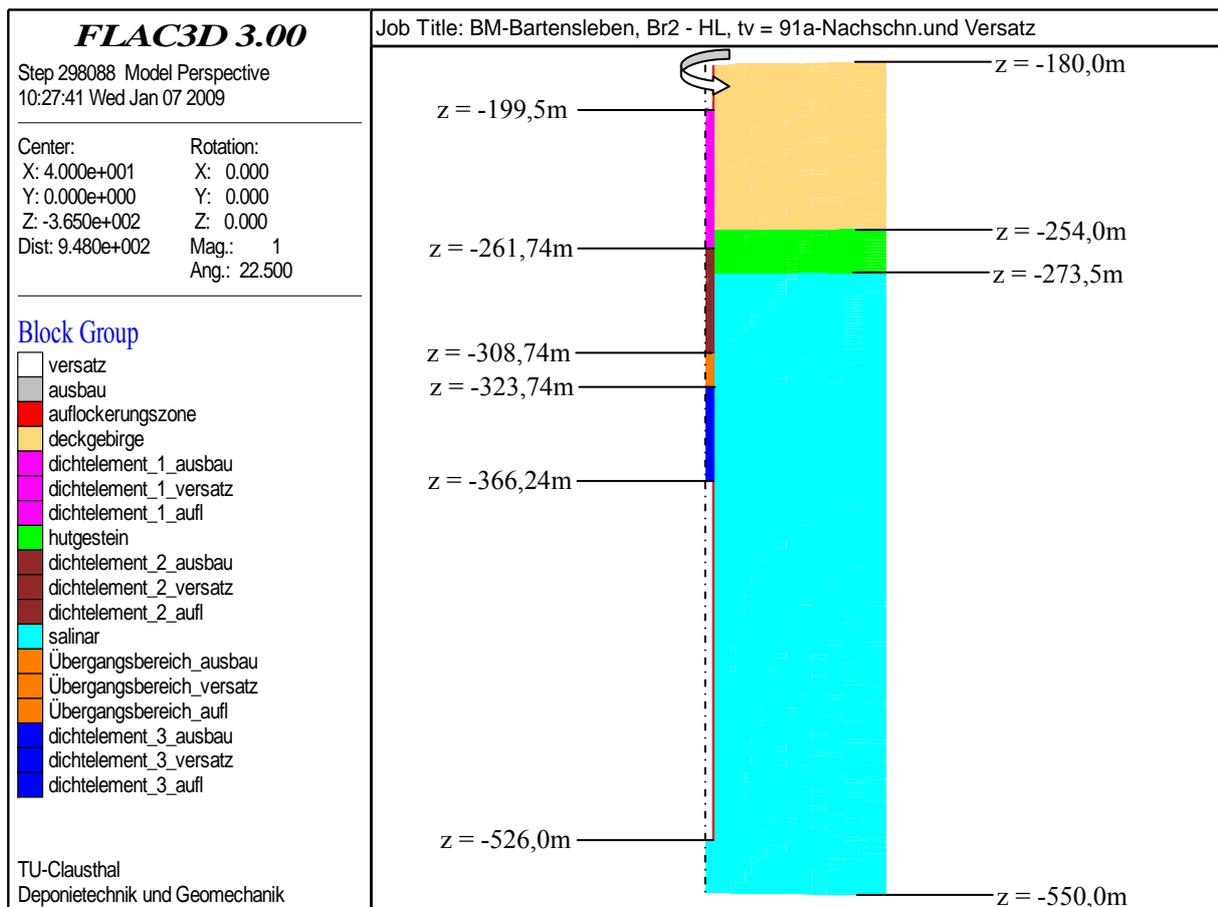


Abb. 2.2.1: Homogenbereiche des Gebirges mit Teufenangaben und Darstellung relevanter Elemente des Schachtverschlussystems Bartensleben

Danach ist das den Schacht Bartensleben umgebende und geotektonisch komplex aufgebaute Gebirge durch 3 Homogenbereiche wie folgt abstrahiert worden:

- Homogenbereich 1: Dogger/Schluff/Tonstein/Mergel (0,0 m bis 254,0 m Teufe)

Homogenbereich 1 umfasst das Deckgebirge bestehend aus Gesteinen des Keupers.

Bis 35 m unter GOK lagert Schluffstein und danach Steinmergelkeuper bis 69 m Teufe.

Daran schließt sich der obere Gipskeuper bis 177 m unter GOK an, der sich bis 145 m Teufe aus Ton- und Schluffstein zusammensetzt. Eine angetroffene Störungszone aus ent-

festigtem Feinsandstein befindet sich zwischen 177,0 m und 177,2 m in einer bis 237 m unter GOK liegenden Schilfsandsteinschicht. An diese Gesteinsfolge schließt bis 254 m Tiefe ein schluffiger und dolomitischer Tonstein an.

▪ Homogenbereich 2: Hutgestein (254,0 m bis 273,5 m Teufe)

Das Hutgestein besteht überwiegend aus Gipsstein und reicht bis zum Salzspiegel in 273,5 m Teufe.

▪ Homogenbereich 3: Salinar (ab 273,5 m Teufe)

Unterhalb des Salzspiegels folgt eine enge Wechsellagerung aus unterschiedlichen Stein-salzfazies des Zechsteins. Ab einer Teufe von ca. 400 m steht Kristallbrockensalz an (z2HS3) an bis in eine Teufe von $z = -526,0$ m (Endteufe des Schachtes).

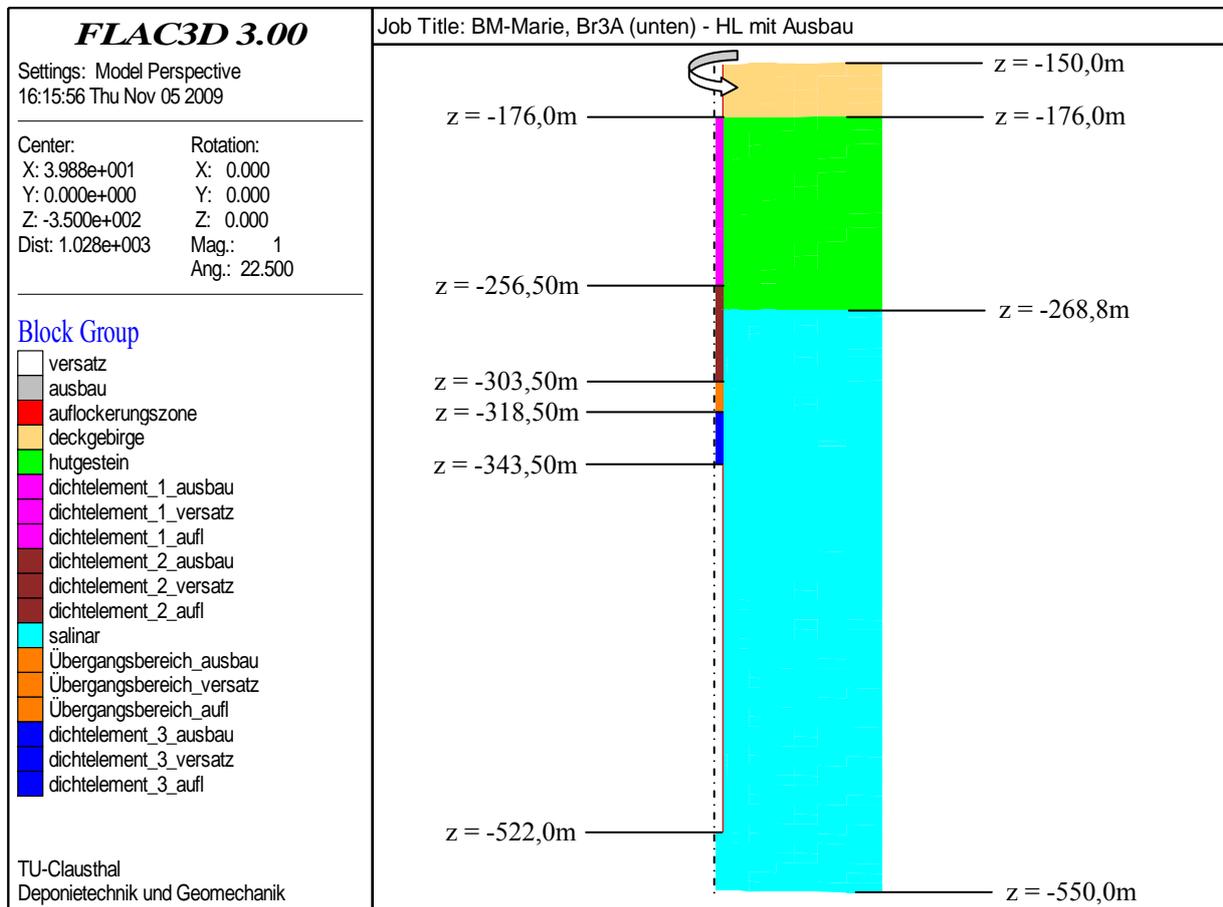


Abb. 2.2.2: Homogenbereiche des Gebirges mit Teufenangaben und Darstellung relevanter Elemente des Schachtverschlussystems für den Schacht Marie

Das den Schacht Marie umgebende Gebirge ist durch Homogenbereiche wie folgt abstrahiert worden:

▪ Homogenbereich 1: Dogger/Schluff/Tonstein/Mergel (0,0 m bis 176,0 m Teufe)

Homogenbereich 1 umfasst das Deckgebirge mit der obersten Schicht aus 8 m mächtigen quartären Ablagerungen aus Schluffen und Sanden. Darauf folgen bis 176 m Teufe Schluff- und Tonsteine des Doggers mit eingelagerten Linsen und Bänken von Dolomit.

▪ Homogenbereich 2: Hutgestein (176,0 m bis 268,8 m Teufe)

An den Dogger schließt das 92,8 m mächtige Hutgestein bis zum Salzspiegel in 268,8 m Teufe an.

▪ Homogenbereich 3: Salinar (ab 268,8 m Teufe)

Unterhalb des Salzspiegels folgt zwischen 268,8 m und 271,0 m das jüngere Steinsalz der Leinefolge. Ab 271,0 m schließt sich bis 276,0 m das Kaliflöz Staßfurt mit eingelagerten Anhydritmitteln an. Danach folgt wiederum eine Schicht des jüngeren Steinsalzes der Leinefolge mit einer Mächtigkeit von ca. 16 m, bevor erneut das 3 m mächtige Kaliflöz Staßfurt ansteht. Ab einer Teufe von 295 m wurde bis in die Endteufe des Schachtes bei 522 m Teufe ausschließlich älteres Steinsalz der Staßfurtfolge aufgeschlossen.

Vor dem Hintergrund der vorstehend genannten standortbezogenen und für die Einschätzung des Tragverhaltens und der Dichtheit des Schachtverschlussbauwerks bedeutsamen geotektonischen Charakteristika werden für die Erarbeitung des Gebirgsmodells folgende weitergehende idealisierende Annahmen getroffen:

- (a) Sofern nicht anders angegeben, werden die definierten Homogenbereiche mechanisch jeweils als homogenes isotropes Kontinuum angesehen. Die einzelnen Homogenbereiche sind zug-, druck- und schubfest miteinander verbunden (→ Verbundsystem).
- (b) Hinweise auf mechanisch wirksame Diskontinuitäten zwischen den oder innerhalb einzelner Homogenbereiche sind abgesehen von der im Bereich Schacht Bartensleben zwischen 177,0 m und 177,2 m Teufe lokalisierten Zone mit entfestigtem (wasserführenden) Schilfsandstein in den zur Verfügung stehenden Unterlagen nicht gefunden worden und werden im Berechnungsmodell analog zur Vorgehensweise beim AS nicht berücksichtigt.
- (c) Die Wichte des oberhalb des Berechnungsmodells bis Teufe $z = -180$ m (Schacht Bartensleben) bzw. $z = -150$ m (Schacht Marie) anstehenden Deckgebirges wird zu $\bar{\gamma} = 0,024 \text{ MN} / \text{m}^3$ angesetzt.

2.1.3 Primärspannungszustand

In Übereinstimmung mit der allgemein üblichen Annahme wird davon ausgegangen, dass die primären Gebirgsspannungen vertikal und horizontal gerichtet sind. Die vertikalen Primärspannungen p_{Gv} werden als mit der Teufe veränderlich und dem lithostatischen Überlagerungsdruck entsprechend angenommen, während die horizontalen Primärspannungen p_{Gh} in den beiden Hauptrichtungen gleich sind und ein K_0 -faches der vertikalen Primärspannungen betragen. In Analogie zur Vorgehensweise des AS wird im Steinsalzgebirge dem allgemein üblichen Ansatz folgend für die Seitendruckziffer ein Zahlenwert von $K_0 = 1$ angesetzt. Daraus folgt ein isotroper Primärspannungszustand im Steinsalzgebirge. Die Dichte der Gebirgsformationen in den einzelnen Homogenbereichen wird in Analogie zur Annahme des AS zu $\rho = 2,4 \text{ t/m}^3$ für Homogenbereich 1 (Dogger/Schluff/Tonstein/Mergel), $\rho = 2,5 \text{ t/m}^3$ für Homogenbereich 2 (Hutgestein) und $\rho = 2,2 \text{ t/m}^3$ für Homogenbereich 3 (Salinar) angesetzt. Neben dem Ansatz des Zahlenwertes $K_0 = 1$ für die Seitendruckziffer des Homogenbereichs 3 (Salinar) wird auch für die aus nichtsalinaren Gesteinen bestehenden Homogenbereiche 1 (Dogger/Schluff/Tonstein/Mergel) und 2 (Hutgestein) eine Seitendruckziffer von $K_0 = 1$ angesetzt. Die weiteren Gebirgskennwerte können Tab. 2.1 in Kapitel 2.1.6 entnommen werden.

Abb. 2.3 zeigt exemplarisch für das Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ in einer flächenhaften Darstellung die zahlenmäßig richtige Einprägung der vertikalen Primärspannungen in das Berechnungsmodell. Danach ergibt sich am oberen Modellrand eine vertikale Primärspannung von $P_0 = 4,32 \text{ MPa}$ und am unteren Modellrand in $z = -550,0 \text{ m}$ Teufe eine vertikale Primärspannung von $P_0 = 12,67 \text{ MPa}$. Auf eine analoge Darstellung für das Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“ wird verzichtet.

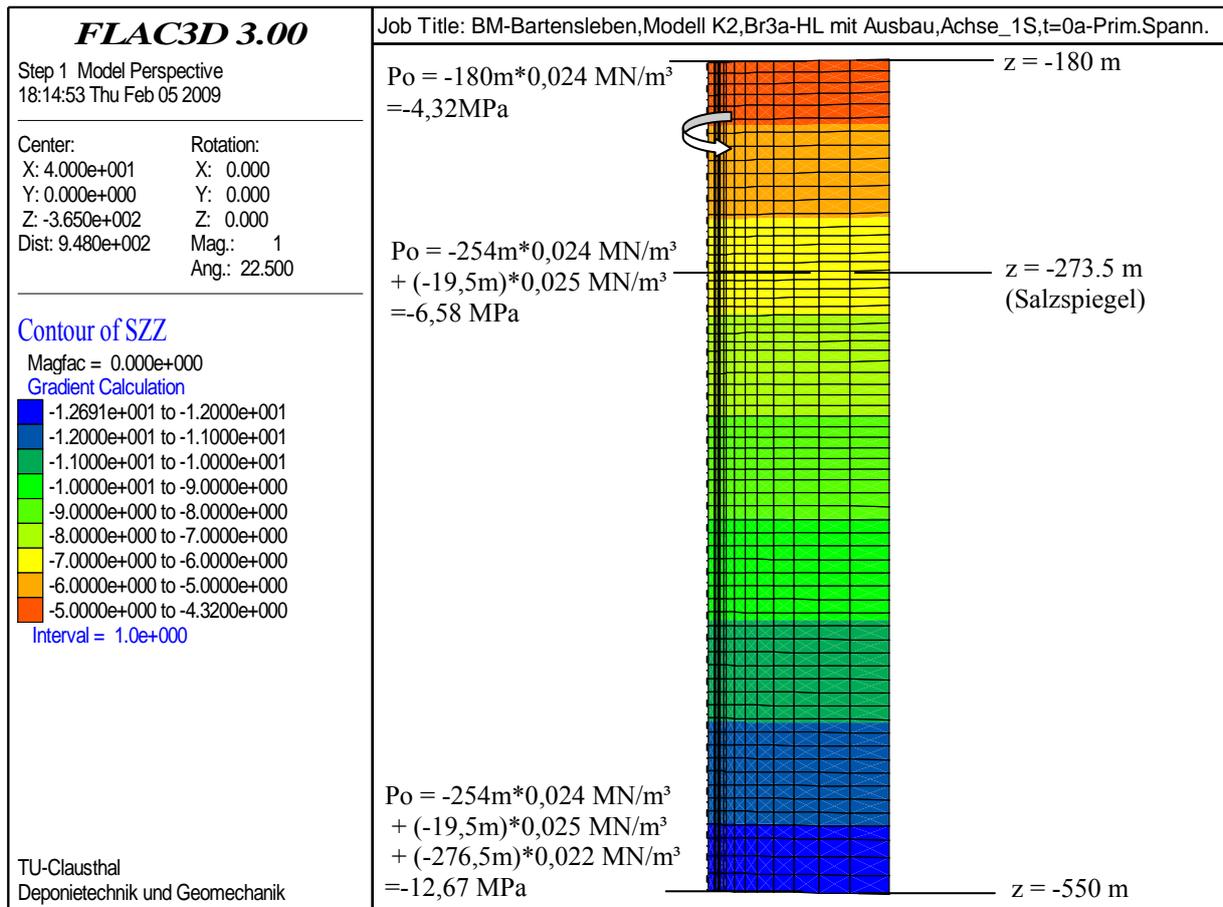


Abb. 2.3: Vertikale Primärspannung

Mit Bezug auf die einleitenden Ausführungen ist ergänzend darauf hinzuweisen, dass es notwendig sein kann, je nach zu bewertenden Versagensmechanismen im Rahmen des Integritätsnachweises hinsichtlich ihres teufenbezogenen Zahlenwertes auch unterschiedliche, jeweils konservative Primärspannungszustände mit Zahlenwerten für die Seitendruckziffer $K_0 \neq 1$ anzusetzen. Es wird empfohlen, entsprechende Untersuchungen im Rahmen der Ausführungsplanung zu berücksichtigen.

2.1.4 Primäre Gebirgstemperatur

Die primäre Gebirgstemperatur wird zu $T = 23^\circ\text{C}$ (296K) teufenunabhängig und zeitlich konstant vorausgesetzt.

2.1.5 Stoffmodelle zum Verformungsverhalten des Gebirges

Für die rechnerische Analyse der bezüglich des Gebirgsverhaltens relevanten Kriech- und Schädigungsprozesse und der damit verbundenen Spannungsumlagerungen und Gebirgsverformungen wird für das Salinargebirge das Stoffmodell *Hou/Lux* herangezogen. Das Stoffmodell

How/Lux beschreibt nicht nur wie Stoffmodelle im Bereich der klassischen Kontinuums-Mechanik das volumentreue zeitabhängige Spannungs-Verzerrungs-Verhalten von Salzgesteinen, sondern neben dem Kriechverhalten auch die beanspruchungsbedingte Gefügeschädigung und Dilatanz des Gesteins sowie die schädigungsbedingte zusätzliche Kriechrate. Die Kriechrate viskoser Salzgesteine ist in /6/ definiert durch den additiven Ansatz (eindimensionale Schreibweise):

$$\dot{\varepsilon}_1 = \dot{\varepsilon}_{1ODS} + \dot{\varepsilon}_1^d \quad (2.1)$$

mit

$\dot{\varepsilon}_1$	gesamte Kriechrate (1/d)
$\dot{\varepsilon}_{1ODS}$	Kriechrate ohne direkte Schädigung (1/d)
$\dot{\varepsilon}_1^d$	schädigungsinduzierte Kriechrate (1/d)

In Gl. (2.1) beschreibt der Kriechratenanteil $\dot{\varepsilon}_{1ODS}$ das stationäre und transiente Kriechen und basiert im Wesentlichen auf den Formulierungen des Stoffmodells *Lubby2* entsprechend Gl. (2.2), /7/:

$$\dot{\varepsilon}_{1ODS} = \left[\frac{1}{\bar{\eta}_{k(\sigma)}} \cdot \left\{ 1 - \frac{\varepsilon_1^{v,t} \cdot \bar{G}_{k(\sigma)}}{\sigma_v / (1-D)} \right\} + \frac{1}{\bar{\eta}_{M(\sigma,T)}} \right] \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (2.2)$$

$$\bar{\eta}_{M(\sigma,T)} = \bar{\eta}_M^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l \cdot T)$$

$$\bar{G}_{K(\sigma)} = \bar{G}_K^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right)$$

$$\bar{\eta}_{K(\sigma)} = \bar{\eta}_K^* \cdot \exp\left(k_2 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right)$$

mit

$\bar{\eta}_{M(\sigma,T)}$	Maxwell-Viskositätskoeffizient (MPa · d ⁻¹)
$\bar{G}_{K(\sigma)}$	Kelvin-Schubmodul (MPa)
$\bar{\eta}_{K(\sigma)}$	Kelvin-Viskositätsmodul (MPa)
σ_v	Vergleichsspannung (MPa)
T	Temperatur (K)
D	Schädigung (-)

Angesichts der hier vorliegenden Betrachtungszeiträume (ca. 100 Jahre seit Abteufen des Schachtes, prognostische Analyse der Barrierenintegrität bis zum Verschluss des Endlagers und darüber hinaus über einen Nachweiszeitraum von 30000 Jahren) überwiegen die stationären Kriechanteile, so dass eine Vernachlässigung der mit dem Abteufen des Schachtes verbundenen transienten Verformungsanteile als gerechtfertigt erscheint. Der mit (2.2) gegebene Stoffmodellansatz kann somit reduziert werden auf:

$$\dot{\varepsilon}_{1ODS} = \left[\frac{1}{\bar{\eta}_{M(\sigma,T)}} \right] \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (2.3)$$

Für die in Gl. (2.1) enthaltene schädigungsinduzierte Kriechrate $\dot{\varepsilon}_1^d$ gilt entsprechend /6/:

$$\dot{\varepsilon}_1^d = a_3 \cdot \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \quad (2.4)$$

mit

a_1, a_2, a_3 Materialparameter

F^{ds} Fließfunktion (MPa)

Die in (2.4) enthaltene Fließfunktion F^{ds} kennzeichnet diejenigen Beanspruchungen, bei denen durch Überschreitung der Dilatanzfestigkeit eine Gefügeschädigung und in der Folge eine schädigungsinduzierte Kriechrate resultieren. Die Fließfunktion F^{ds} ist definiert durch Gleichung (2.5):

$$F^{ds} = \sigma_v - [1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3)] \cdot k(\sigma_3, \theta) \cdot [a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)] \quad (2.5)$$

mit

a_4 bis a_8 Materialparameter

k funktionale Abhängigkeit zwischen Kompressions- und Extensionsbruchfestigkeit (-)

$$k(\sigma_3, \theta) = \left[\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (2.6)$$

mit

θ Lodewinkel (°)

a_9, a_{10} Materialparameter

Schließlich wird die in den Gleichungen (2.1) bis (2.4) enthaltene Schädigung D über die Schädigungsentwicklung \dot{D} mittels der so genannten kinetischen Gleichung (2.7) bestimmt:

$$\dot{D} = \frac{\Delta D}{\Delta t} = a_{15} \cdot \frac{\langle F^{ds} \rangle^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \quad (2.7)$$

mit

a_{15}, a_{16}, a_{17} Materialparameter

Die mehrdimensionale Schreibweise des Stoffmodells und weitere Spezifika sind /12/ zu entnehmen.

Der vergleichsweise geringe Anteil der elastischen Verzerrungen an den Gesamtverzerrungen der elastisch - viskosen Salinargesteine sowie die Verzerrungen der mit einem linear-elastischen Materialverhalten idealisierten Gebirgsschichten (Dogger/Schluff/Tonstein/Mergel, Hutgestein) werden in Analogie zum AS durch das linear-elastische Stoffmodell nach *Hooke* beschrieben.

Daraus folgt:

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = (\underline{\underline{E}})^{-1} \cdot \underline{\underline{\sigma}} \quad (2.8)$$

mit

$\underline{\underline{\sigma}}$	Spannungsvektor
$\underline{\underline{\varepsilon}}$	Verzerrungsvektor
$\underline{\underline{E}}$	Elastizitätsmatrix

2.1.6 Physikalische Modelle zum hydraulischen Verhalten des Gebirges

Wesentlicher Bestandteil der hydraulischen Berechnungen ist das nachfolgend beschriebene Porositäts-Permeabilitätsmodell (Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps*), das eine Permeabilitätsänderung für Steinsalz in Abhängigkeit von der Dilatanz (= Sekundärporosität / effektive Primärporosität = 0) und der kleinsten Hauptspannung σ_3 formuliert. Dabei wird nur die effektive oder sekundäre Porosität berücksichtigt, die aufgrund der Vernetzung der Wegsamkeiten dann auch zu der (Sekundär)Permeabilität führt. Dabei muss die schädigungsbedingte Dilatanz zunächst einen Mindestwert erreichen, der als Anfangswert $\varepsilon_{vol,0}$ bezeichnet wird. Die schädigungsbedingte Dilatanz, die diesen Anfangsgrenzwert $\varepsilon_{vol,0}$ überschreitet, entspricht dann der effektiven Porosität.

Permeabilitätsversuche von *Stormont* /8/ an Salzgesteinen haben gezeigt, dass die größte Hauptpermeabilität K_1 (in Richtung der größten Hauptspannung σ_1) bei konstanter Minimalspannung mit zunehmender Dilatanz ab einem Grenzwert $\varepsilon_{vol,0}$ überproportional ansteigt. Die für eine Zunahme der Permeabilität erforderliche Überschreitung des Grenzwertes $\varepsilon_{vol,0}$ kann damit erklärt werden, dass insbesondere bei hohen Minimalspannungen eine sehr kleine Dilatanz von z.B. $\varepsilon_{vol} < 10^{-5}$ nicht notwendigerweise auch eine Permeabilitätserhöhung zur Folge hat, da nicht allein schon eine dilatante Deformation per se, sondern vielmehr erst die Vernetzung der sekundär entstehenden Risse und Poren eine Permeabilitätserhöhung bewirkt. Diese Vernetzung der Mikrofissuren stellt sich bei hohen Minimalspannungen bei gleicher Dilatanz in nur geringerem Maße ein als bei niedrigen Minimalspannungen. Aus diesem Grund wird nach Überschreitung der Grenzdilatanz in der Tendenz bei gleicher Dilatanz eine umso größere Permeabilität erzeugt je kleiner die Minimalspannung ist.

Die nachfolgend dargestellte Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps* ist an die Dilatanzentwicklung des Stoffmodells *How/Lux* gekoppelt und berücksichtigt den dilatanzbezogenen Permeabilitätsverlauf aus den Versuchen von *Stormont* /8/:

$$K_1 = 10^{\lg(K_0) + \left\langle \lg(-\varepsilon_{vol}) - \lg(-\varepsilon_{vol,0}) + 2 \cdot \exp(-f \cdot \sigma_1^3) \cdot \frac{1}{\ln(10)} \cdot (\text{Ei}(e \cdot \varepsilon_{vol}) - \text{Ei}(e \cdot \varepsilon_{vol,0})) \right\rangle} \cdot K^* \quad (2.9)$$

mit

$$\text{Ei}(x) = \int_{-\infty}^x \frac{e^t}{t} dt = C + \ln|x| + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{x^i}{i \cdot i!} \quad (\text{Ei, Exponentialintegral}) \quad (2.10)$$

mit

$$C = 0,577215... = \lim_{k \rightarrow \infty} \left(\left(\sum_{i=1}^k \frac{1}{i} \right) - \ln(k) \right) \quad (\text{Euler-Konstante}) \quad (2.11)$$

ε_{vol}	Dilatanz (-)
σ_3	Minimalspannung (MPa)
d	Parameter, d = 2
e	Parameter, e = 300
f	Parameter, f = 0,17

K_1	Größe Hauptpermeabilität (m ²)
K^*	Normierungsfaktor (m ²)
K_0	Primärpermeabilität (m ²)
$\lg(\varepsilon_{vol,0})$	Grenzwert, ab dem ein Anstieg der Permeabilität beobachtet wird (-)

Durch die Integration der Porositäts-Permeabilitätsbeziehung in das FDM-Programm FLAC3D der Firma *Itasca Consult GmbH* /9/ wird bei der numerischen Simulation die Permeabilität für jede Zone in Abhängigkeit von der Größe der mechanisch berechneten Zustandsgrößen Minimalspannung und Dilatanz sowie den verwendeten Parametern (d, e und f) in jedem Rechenschritt aktualisiert.

Dabei kann es je nach Randbedingungen zunächst zu einer größeren Permeabilität als der angesetzten Primärpermeabilität kommen und bei einer Dilatanzrückbildung bzw. einer Erhöhung der Minimalspannung wieder zu einer Verringerung, wobei der Wert der Primärpermeabilität nicht unterschritten werden kann.

Im Falle eines Zulaufens des Grubengebäudes und einer durch die Konvergenz oder bei einem Lösungszutritt am Salzspiegel durch die Schwerkraft druckgetriebenen Aufsättigung der Sekundärporenräume kommt es infolge einer Infiltration oder Strömung zu einer Wechselwirkung zwischen dem hydraulischen Zustandsfeld und dem mechanischen Zustandsfeld.

Diese Wechselwirkung wird durch den Übergang zu effektiven Spannungen σ' in den Berechnungen folgendermaßen berücksichtigt:

$$\sigma' = \sigma - \alpha \cdot p \quad (2.12)$$

mit

σ'	effektive Spannung (MPa)
σ	totale Spannung (MPa)
α	Biot-Koeffizient (-), $\alpha = 0,6$
p	Porendruck (MPa)

Die Gleichung (2.12) zeigt den Einfluss des Biotkoeffizienten α und des Fluiddruckes (Porendruck) p auf die effektiven Spannungen σ' . Ein Porendruck von $p \neq 0$ bewirkt eine gegenüber der totalen Spannung abweichende effektive Spannung, die dann unter anderem die Größen Dilatanz, minimale Hauptspannung und in der Folge auch die Größe der Permeabilität bestimmt.

Ein weiterer hydro-mechanischer Kopplungseffekt resultiert bei Porendruckänderungen. Beispielsweise bedingt eine Kompaktion der Gesteinsmatrix einen Anstieg des Porendruckes im jeweiligen Gesteinselement, während eine Dilatation in einem Gesteinselement zu einer Porendruckreduzierung führt.

Diese hydro-mechanisch gekoppelten Effekte werden bei der rechnerischen Simulation unter Anwendung der Simulationssoftware FLAC3D durch ein dort implementiertes physikalisches Modell für die laminare einphasige Strömung berücksichtigt. Die im Simulationsprogramm FLAC3D diesbezüglich implementierten physikalischen Modelle sind in Form der Differentialgleichung Gl. (2.13) darzustellen:

$$\frac{1}{M} \cdot \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{n}{S} \cdot \frac{\partial S}{\partial t} = -\alpha \cdot \frac{\partial \varepsilon_{vol}}{\partial t} \quad (2.13)$$

mit

M	Biot-Modul (MPa)
p	Porendruck (MPa); unter Vernachlässigung der Kapillardrücke, d.h. $S < 1 \Rightarrow p = 0$
n	Porosität (-)
S	Sättigung (-)
α	Biot-Koeffizient (-)
ε_{vol}	Gesamtvolumenverzerrung (-)

Die Differenzialgleichung (2.13) beschreibt den Zusammenhang zwischen der Änderung des Porenvolumens, der Änderung des Porendruckes und des Sättigungszustandes im Laufe der Zeit unter Berücksichtigung des Biot-Koeffizienten.

Der Aufsättigungsprozess ist dadurch gekennzeichnet, dass sich entlang des Strömungsweges der Porendruck pro Zeitschritt ändert und erst im stationären Zustand eine konstant bleibende Verteilung erreicht.

Das Computerprogramm FLAC3D nutzt sowohl für diesen Aufsättigungsprozess als auch für den Strömungsprozess im stationären Zustand das Strömungsmodell von *Darcy*.

2.1.7 Materialparameter und Gebirgskennwerte

In die Berechnungsmodelle „Schachtverschlussystem Bartensleben“ und „Schachtverschlussystem Marie“ sind drei Homogenbereiche explizit integriert:

- Homogenbereich 1: Dogger/Schluff/Tonstein/Mergel
- Homogenbereich 2: Hutgestein
- Homogenbereich 3: Salinar

Eine Zusammenstellung der in Analogie zur Vorgehensweise des AS auch hier verwendeten elastischen Materialkennwerte E und ν , zur Charakterisierung des Stoffverhaltens in den verschiedenen Homogenbereichen zeigt Tabelle 2.1.

Material	Elastizitätsmodul E [MPa]	Poissonzahl ν [-]	Kompressionsmodul $K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)}$ [MPa]	Schermodul $G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}$ [MPa]	Dichte ρ [t/m ³]	Seitendruckziffer K_0 [-]
Dogger/Schluff/Tonstein/Mergel	500,0	0,30	416,67	192,31	2,4	1,0
Hutgestein	14000,0	0,30	11666,67	5384,62	2,5	1,0
Salinar	25000,0	0,27	18115,94	9842,52	2,2	1,0

Tabelle 2.1: Materialkennwerte der Homogenbereiche für das Stoffmodell Hooke

Die physikalische Beschreibung der duktilen Materialeigenschaften des Salinargebirges erfolgt im Unterschied zur Vorgehensweise des AS nicht durch das Stoffmodell nach *Norton* bzw. *BGRa*, sondern durch das Stoffmodell *Lubby2* bzw. *Hou/Lux*. Die in Tabelle 2.2 zusammengestellten Materialparameter für das schädigungsfreie stationäre Kriechen für *Lubby2* bzw. *Hou/Lux* sind aus /10/ entnommen und führen bei schädigungsfreien Beanspruchungen zu vergleichbaren Spannungs-Verformungs-Zuständen, wie sie bei der Verwendung des Stoffmodells nach *Norton* berechnet werden.

Materialparameter	$\bar{\eta}_M^*$ [d · MPa]	m [1/MPa]	l [1/°K]	T [°K]
Zahlenwert	1,522897086e ⁺¹⁵	-0.160	-0,043	296

Tabelle 2.2 Materialparameter für das Stoffmodell Lubby2 für die stationäre Kriechrate des Homogenbereichs Salinar

Die Bewertung der berechneten Beanspruchungszustände bezüglich Bruchfestigkeit und Dilatanzfestigkeit erfolgt unabhängig von der Vorgehensweise des AS auf der Basis eigener Einschätzungen zum Materialverhalten. Die Bruchfestigkeit der im Projektgebiet anstehenden und auslegungsrelevanten Gebirgsformationen wurde auf Basis der beim Prüfer TUC im Rahmen des bergrechtlichen Verfahrens durchgeführten Laboruntersuchungen zum festigkeitsmechanischen Verhalten der im ERA Morsleben anstehenden Salinargesteine eingeschätzt.

Die im Rahmen der Auswertungen angesetzten Bruchfestigkeiten β^{TC} berechnen sich entsprechend Gleichung (2.14):

$$\beta_{(\sigma_3)}^{TC} = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3) \quad (2.14)$$

Eine tabellarische Zusammenstellung der die Bruchfestigkeit beschreibenden Materialparameter a₆-a₁₀ zeigt Tabelle 2.3.

Viskoses Gebirge	a ₆ [MPa]	a ₇ [MPa]	a ₈ [1/MPa]	a ₉ [-]	a ₁₀ [1/MPa]
Salinar	62,0	39,0	0,25	0,7	0,5

Tabelle 2.3 Bruchfestigkeitskennwerte des Homogenbereichs Salinar

Analog zur Bruchfestigkeit erfolgt auch die Einschätzung der Dilatanzfestigkeit unabhängig von der Vorgehensweise des AS auf der Basis eigener, beim Prüfer TUC im Rahmen des bergrechtlichen Verfahrens durchgeführter Laboruntersuchungen.

Untersuchungen zur Dilatanzfestigkeit der im Projektgebiet anstehenden Salzgesteine sind ausschließlich im Rahmen von /11/ für Steinsalz der Fazies z3LS-OS durchgeführt worden.

Gleichung (2.15) beschreibt die durch die Materialparameter a₄ und a₅ definierte Relation zwischen der Bruchfestigkeit und der Dilatanzfestigkeit β_{Dil} :

$$\frac{\beta_{Dil}(\sigma_3)}{\beta^{TC}(\sigma_3)} = \eta_{Dil}(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3) \quad (2.15)$$

Für die Materialparameter zur Charakterisierung der schädigungsinduzierten Kriech- und Dilatanzrate ($a_0 - a_3$) und der Schädigungsentwicklung ($a_{15} - a_{17}$) sind in Ermangelung standortspezifischer Untersuchungen zunächst Kennwerte der Lokation Asse verwendet worden. Eine standortbezogene Präzisierung der Kennwerte kann erst nach Abschluss der diesbezüglich geplanten Laboruntersuchungen an Bohrkernmaterial des ERA Morsleben erfolgen.

Eine tabellarische Übersicht aller Stoffmodellparameter *Hou/Lux* für den im Berechnungsmodell berücksichtigten Homogenbereich Salinar zeigt Tabelle 2.4.

Materialparameter		Einheit	Zahlenwert
Maxwell Viskositätsmodul	$\bar{\eta}_M^*$	$d \cdot MPa$	$1,522897086e^{+15}$
Spannungsexponent	m	$1/MPa$	-0.160
Temperaturexponent	l	$1/^\circ K$	-0,043
Zonentemperatur	T	$^\circ K$	296
Parameter	a_0	-	0,08
Parameter	a_1	-	6,0
Parameter	a_2	-	4,0
Parameter	a_3	$1/d$	$2,0e^{-10}$
Parameter	a_4	-	0.8
Parameter	a_5	$1/MPa$	0.04
Parameter	a_6	MPa	62,0
Parameter	a_7	MPa	39,0
Parameter	a_8	$1/MPa$	0,25
Parameter	a_9	-	0,7
Parameter	a_{10}	$1/MPa$	0,5
Parameter	a_{15}	$1/d$	$1,12e^{-9}$
Parameter	a_{16}	-	5,0
Parameter	a_{17}	-	5,5

Tabelle 2.4: Materialparameter für das Stoffmodell *Hou/Lux* für den Homogenbereich Salinargebirge

2.2 Modelle für die Verschlussbauwerke Schacht Bartensleben und Schacht Marie

2.2.1 Geometrische Idealisierung der Verschlüsse

Schachtverschlussssystem Bartensleben:

Zur Modellierung des Verschlussbauwerks werden entsprechend Abb. 2.4.1 folgende Homogenbereiche in das Berechnungsmodell eingeführt:

- oberes Widerlager (Mineralgemisch) (GOK bis 176,0 m Teufe)
- oberes Dichtelement DE1 (Bentonit) (176,0 m bis 256,50 m Teufe)
- oberes kombiniertes Widerlager-Dichtelement (Schotter/Asphalt) DE2 (256,50 m bis 303,50 m Teufe)
- Übergangsbereich (Kies, Sand, Feinsand, Ton, abgestuft) (303,50 m bis 318,50 m Teufe)
- unteres kombiniertes Widerlager-Dichtelement DE3 (Schotter/Asphalt) (318,50 m bis 343,50 m Teufe)
- untere Widerlagersäule (Schotter) (343,50 m bis 522,0 m Teufe)

Die gering mächtigen Filterschichten werden in Analogie zur Vorgehensweise des AS in der physikalischen Modellierung nicht als eigene Homogenbereiche abgebildet, sondern den angrenzenden Homogenbereichen zugeordnet. Ein gleicher Ansatz gilt für den oberen Teil der mit Solezementstein verfüllten unteren Widerlagersäule, die der unteren Verfüllsäule zugeschlagen wird. Diese Abstraktionen sind in ihrer Auswirkung auf Tragverhalten und Permeabilitätsverhalten der einzelnen Konstruktionselemente ohne Bedeutung.

Der Schachtdurchmesser im Einbauzustand wurde in Analogie zur Vorgehensweise des AS mit $D=8,0$ m, der lichte Durchmesser des Schachtes (Istzustand) mit $d=5,25$ m, die Ausbaudicke mit $a=0,625$ m und der geplante Nachschnitt mit $b=0,75$ m angesetzt.

Mechanisch gesehen werden die definierten Homogenbereiche jeweils als homogenes isotropes Kontinuum mit individuellem Materialverhalten angesehen. Die einzelnen Homogenbereiche sind zug-, druck- und schubfest miteinander verbunden (\rightarrow Verbundsystem). Das Eigengewicht der Verfüllmaterialien und des Schachtausbaus wird in der rechnerischen Simulation vernachlässigt.

Schachtverschlussssystem Marie:

Zur Modellierung des Verschlussbauwerks werden entsprechend Abb. 2.4.2 folgende Homogenbereiche in das Berechnungsmodell eingeführt:

- oberes Widerlager (Mineralgemisch) (GOK bis 199,5 m Teufe)
- oberes Dichtelement DE1 (Bentonit) (199,5 m bis 261,74 m Teufe)

- oberes kombiniertes Widerlager-Dichtelement (Schotter/Asphalt) DE2 (261,74 m bis 308,74 m Teufe)
- Übergangsbereich (Kies, Sand, Feinsand, Ton, abgestuft) (308,74 m bis 323,74 m Teufe)
- unteres kombiniertes Widerlager-Dichtelement DE3 (Schotter/Asphalt) (323,74 m bis 366,24 m Teufe)
- untere Widerlagersäule (Schotter) (366,24 m bis 526,0 m Teufe)

Die gering mächtigen Filterschichten werden in Analogie zur Vorgehensweise des AS in der physikalischen Modellierung nicht als eigene Homogenbereiche abgebildet, sondern den angrenzenden Homogenbereichen zugeordnet. Ein gleicher Ansatz gilt für den oberen Teil der mit Solezementstein verfüllten unteren Widerlagersäule, die der unteren Verfüllsäule zugeschlagen wird. Diese Abstraktionen sind in ihrer Auswirkung auf Tragverhalten und Permeabilitätsverhalten der einzelnen Konstruktionselemente ohne Bedeutung.

Der Schachtdurchmesser im Einbauzustand wurde in Analogie zur Vorgehensweise des AS mit $D=8,0$ m, der lichte Durchmesser des Schachtes (Istzustand) mit $d=5,25$ m, die Ausbaudicke mit $a=0,625$ m und der geplante Nachschnitt mit $b=0,75$ m angesetzt.

Mechanisch gesehen werden die definierten Homogenbereiche jeweils als homogenes isotropes Kontinuum mit individuellem Materialverhalten angesehen. Die einzelnen Homogenbereiche sind zug-, druck- und schubfest miteinander verbunden (\rightarrow Verbundsystem). Das Eigengewicht der Verfüllmaterialien und des Schachtausbaus wird in der rechnerischen Simulation vernachlässigt.

2.2.2 Stoffmodelle und Materialparameter der Homogenbereiche der Verschlussbauwerke

Die Stoffmodelle für die Homogenbereiche der Verschlussbauwerke werden den jeweiligen Materialien entsprechend zugeordnet. Im Wesentlichen wird dem Ansatz des AS gefolgt und linear-elastisches Materialverhalten mit den vom AS angesetzten Materialparametern nach dem *Hook*'schen Stoffmodell sowohl für die Materialien der Konstruktionselemente der Verschlussbauwerke wie auch für den Schachtausbau festgelegt.

Eine Zusammenstellung der Materialkennwerte der verschiedenen Homogenbereiche der Verschlussysteme zeigt Tabelle 2.5.

Material	Elastizitätsmodul E [MPa]	Poissonzahl ν [-]	Kompressionsmodul $K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)}$ [MPa]	Schermodul $G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}$ [MPa]	Dichte ρ [t/m ³]	Seitendruckziffer K_0 [-]
oberes Widerlager (Mineralgemisch)	100,0	0,30	83,33	38,46	2,0	1,0
oberes Dichtelement DE1 (Bentonit, trocken)	100,0	0,30	83,33	38,46	1,7	1,0
oberes kombiniertes Widerlager-Dichtelement DE2 (Schotter/Asphalt)	200,0	0,32	185,19	75,76	2,238	1,0
Übergangsbereich (Kies, Sand, Feinsand, Ton, abgestuft)	60,0	0,40	100	21,43	1,7	1,0
unteres kombiniertes Widerlager-Dichtelement DE3 (Schotter/Asphalt)	200,0	0,32	185,19	75,76	2,114	1,0
untere Widerlagersäule (Schotter)	200,0	0,32	185,19	75,76	1,7	1,0
Ausbau (Mauerwerk)	15000,0	0,25	10000,0	6000,0	2,4	1,0

Tabelle 2.5: Kennwerte der Homogenbereiche der Verschlussysteme für das Stoffmodell Hooke

2.3 Berechnungsmodelle

2.3.1 Geometrische Idealisierung der Berechnungsmodelle und Belastungsgeschichten

Berechnungsmodell Bartensleben:

Der Berechnungsausschnitt des rotationssymmetrischen Modells umfasst entsprechend Abb. 2.4.1 einen Gebirgsausschnitt mit einer horizontalen (radialen) Ausdehnung von 80 m. Zur Teufe hin erstreckt sich der Berechnungsausschnitt von der Teufe $z = -180$ m (-46,2 m NN) bis in die Teufe $z = -550$ m (-416,2 m NN). Das Berechnungsmodell wird insgesamt durch 1035 Zonen und 2170 Knoten diskretisiert. Es wurden hauptsächlich 8-Knoten-Elemente verwendet. Lediglich für die Elemente an der Rotationsachse sind 6-Knoten-Elemente verwendet worden. Abb. 2.5.1 zeigt einen Ausschnitt des Berechnungsmodells im Nahbereich des Schachtes mit der

zugehörigen Diskretisierung. Deutlich zu erkennen ist in Abb. 2.5.1, dass der Schacht in radialer Richtung (Radius $r = 2,625$ m) mit einer Zone diskretisiert ist, daran anschließend der Ausbau (Dicke $a = 0,625$ m) mit einer zweiten Zone und schließlich das Gebirge durch 12 Zonen unterschiedlicher Mächtigkeit. Die erste Gebirgszone ist mit einer Mächtigkeit von $b = 0,75$ m diskretisiert und stellt die zu beraubende Auflockerungszone dar.

Berechnungsmodell Marie:

Der Berechnungsausschnitt des rotationssymmetrischen Modells umfasst entsprechend Abb. 2.4.2 einen Gebirgsausschnitt mit einer horizontalen (radialen) Ausdehnung von 80 m. Zur Teufe hin erstreckt sich der Berechnungsausschnitt von der Teufe $z = -150$ m (-46,2 m NN) bis in die Teufe $z = -550$ m (-416,2 m NN). Das Berechnungsmodell wird insgesamt durch 1260 Zonen und 2635 Knoten diskretisiert. Es wurden hauptsächlich 8-Knoten-Elemente verwendet. Lediglich für die Elemente an der Rotationsachse sind 6-Knoten-Elemente verwendet worden. Abb. 2.5.2 zeigt einen Ausschnitt des Berechnungsmodells im Nahbereich des Schachtes mit der zugehörigen Diskretisierung. Deutlich zu erkennen ist in Abb. 2.5.2, dass der Schacht in radialer Richtung (Radius $r = 2,625$ m) mit einer Zone diskretisiert ist, daran anschließend der Ausbau (Dicke $a = 0,625$ m) mit einer zweiten Zone und schließlich das Gebirge durch 12 Zonen unterschiedlicher Mächtigkeit. Die erste Gebirgszone ist mit einer Mächtigkeit von $b = 0,75$ m diskretisiert und stellt die zu beraubende Auflockerungszone dar.

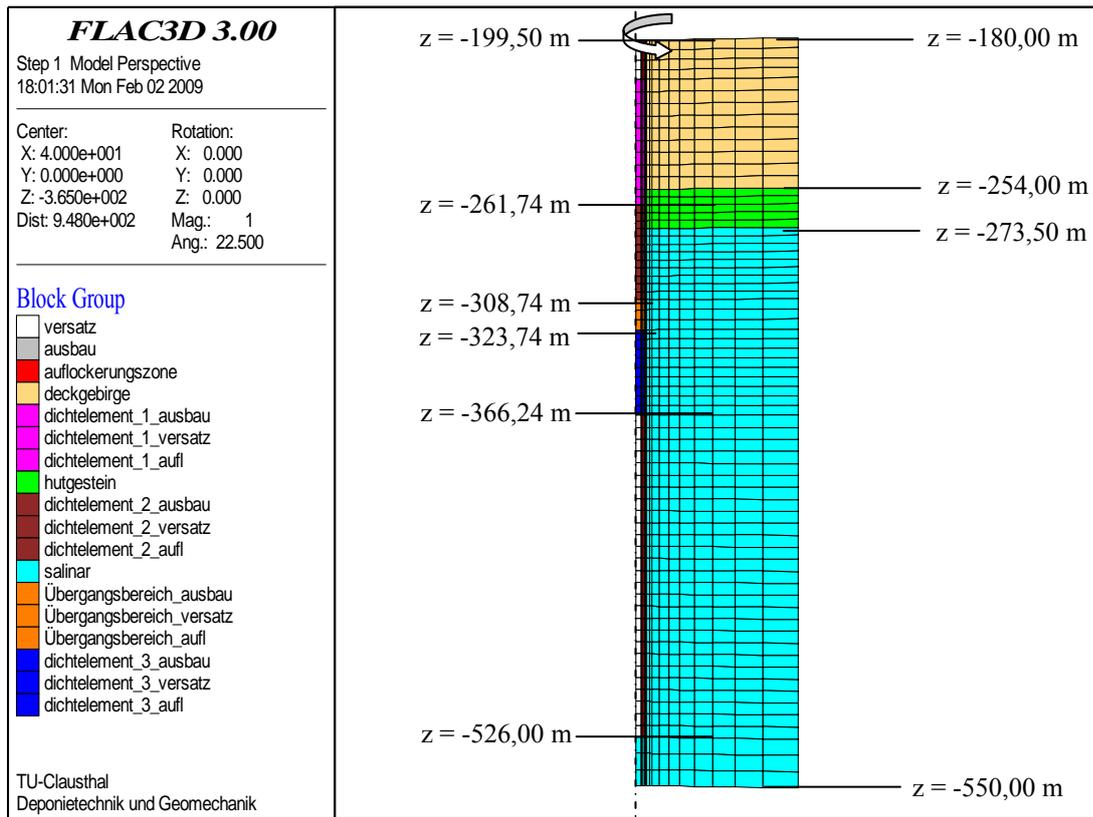


Abb. 2.4.1: Modellabmessungen und Diskretisierung Berechnungsmodell Bartensleben mit Homogenbereichen

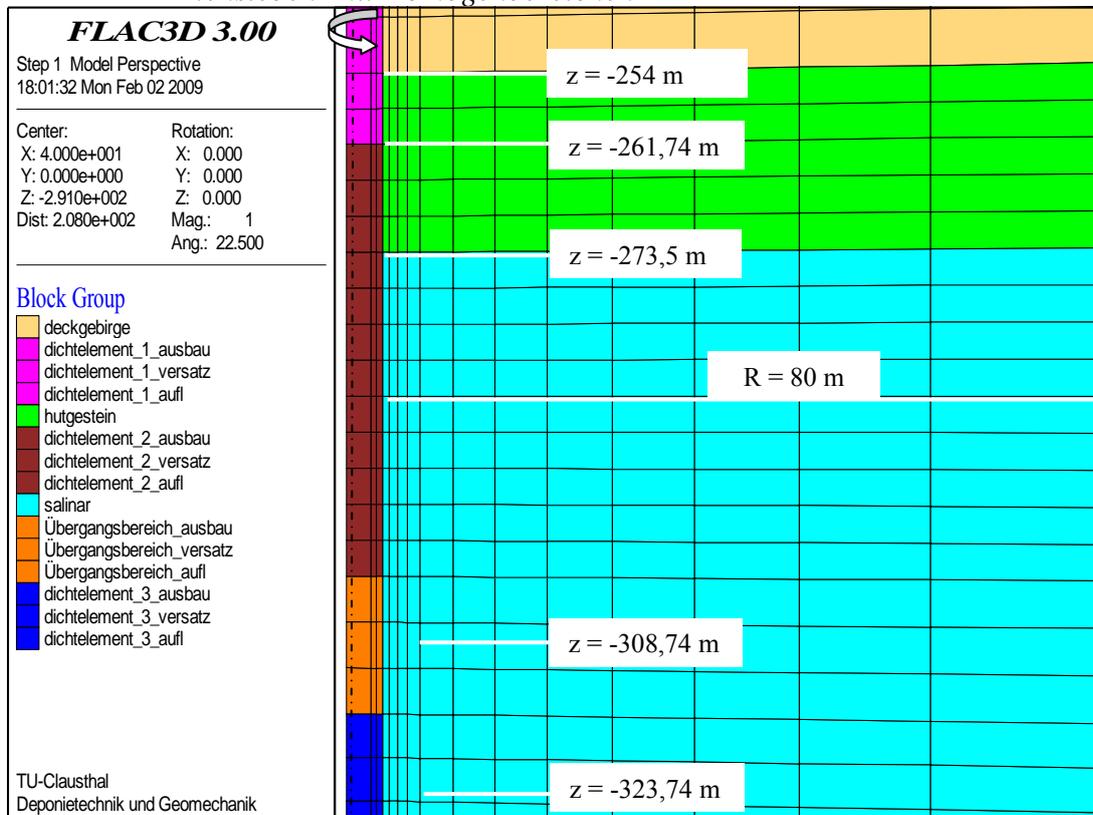


Abb. 2.5.1: Schachtnaher Ausschnitt Berechnungsmodell Bartesleben mit Diskretisierung

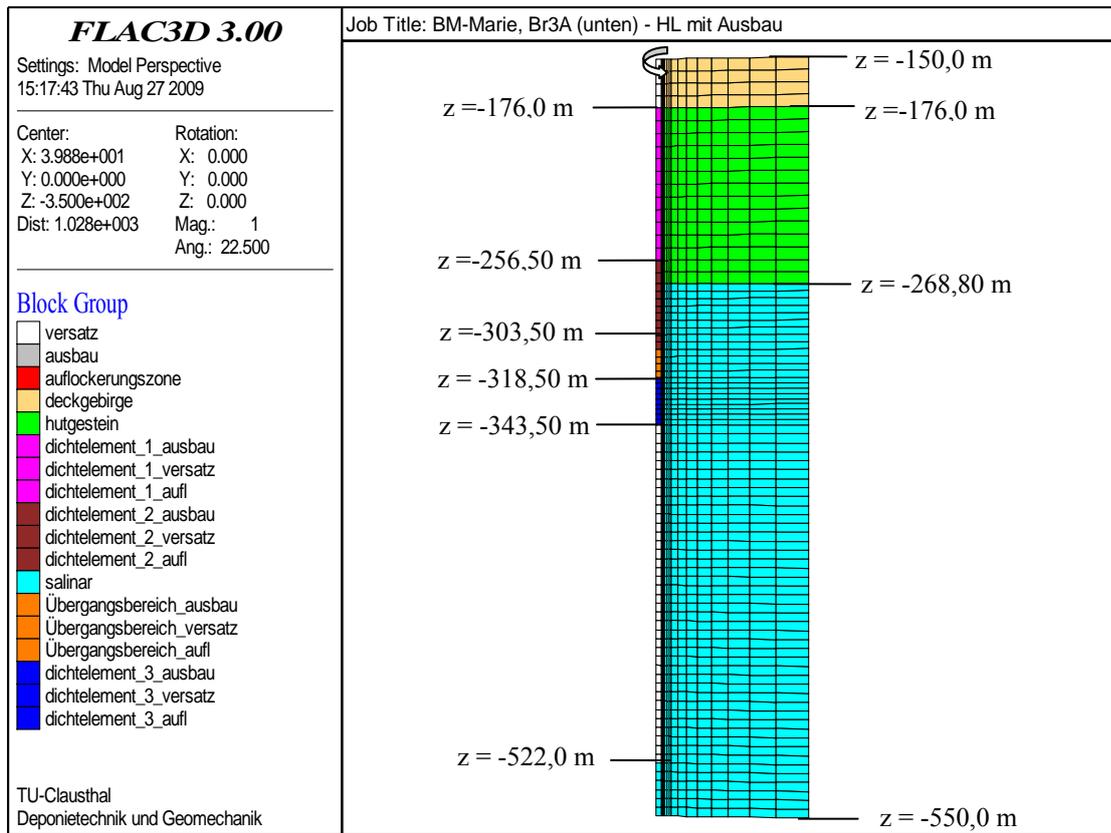


Abb. 2.4.2: Modellabmessungen und Diskretisierung Berechnungsmodell Marie mit Homogenbereichen

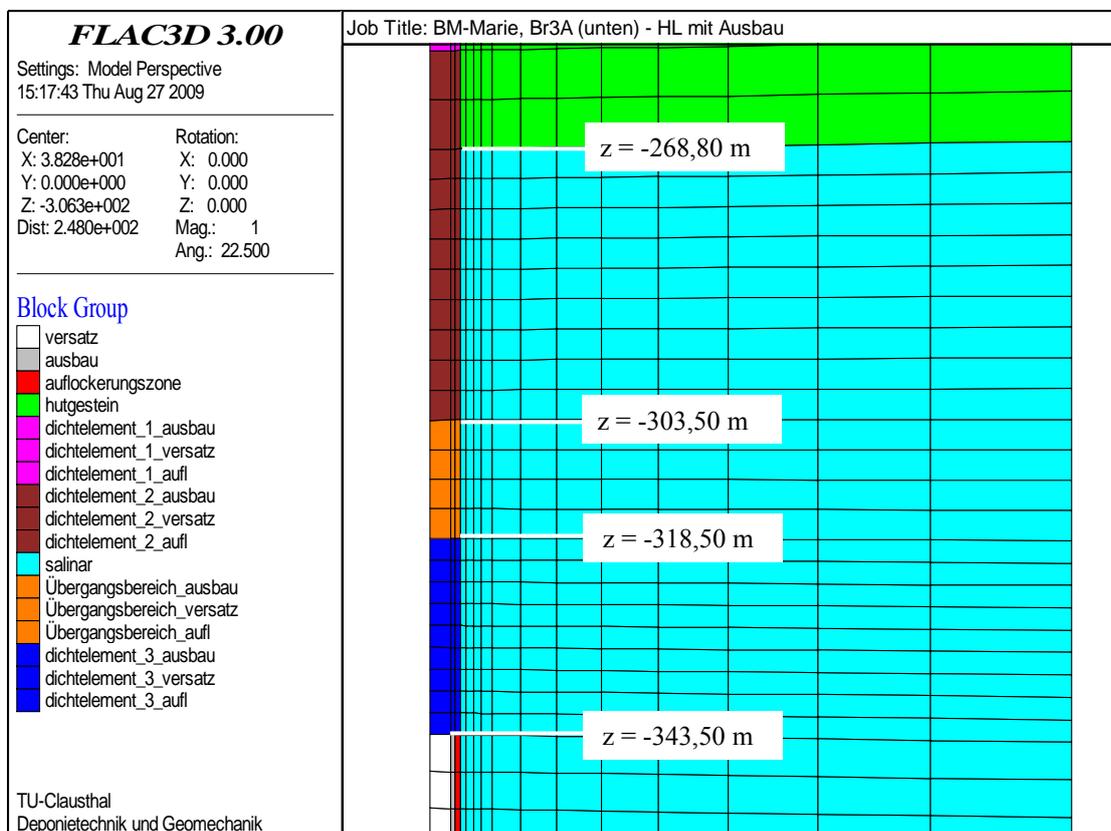


Abb. 2.5.2: Schachtnaher Ausschnitt Berechnungsmodell Marie mit Diskretisierung

Die Lagerung der Modellränder erfolgt für die vertikale Berandung der Berechnungsmodelle am unteren Modellrand in z-Richtung unverschieblich sowie unverschieblich in der Rotationsachse in x- und y-Richtung. Die vertikalen Berandungsflächen der Modelle sind in radialer und tangentialer Richtung unverschieblich gelagert. Eine graphische Darstellung der Lagerungsbedingungen zeigt Abb. 2.6 exemplarisch für das Berechnungsmodell Bartensleben.

Der obere Rand der Berechnungsmodelle ist in vertikaler Richtung frei verschieblich und mit einer dem Eigengewicht des überlagernden Deckgebirges entsprechenden Last von $\gamma \cdot H = 0,024 \text{ MN} / \text{m}^3 \cdot 180 \text{ m} = 4,32 \text{ MPa}$ (Berechnungsmodell Bartensleben) bzw. $\gamma \cdot H = 0,024 \text{ MN} / \text{m}^3 \cdot 150 \text{ m} = 3,60 \text{ MPa}$ (Berechnungsmodell Marie) beaufschlagt.

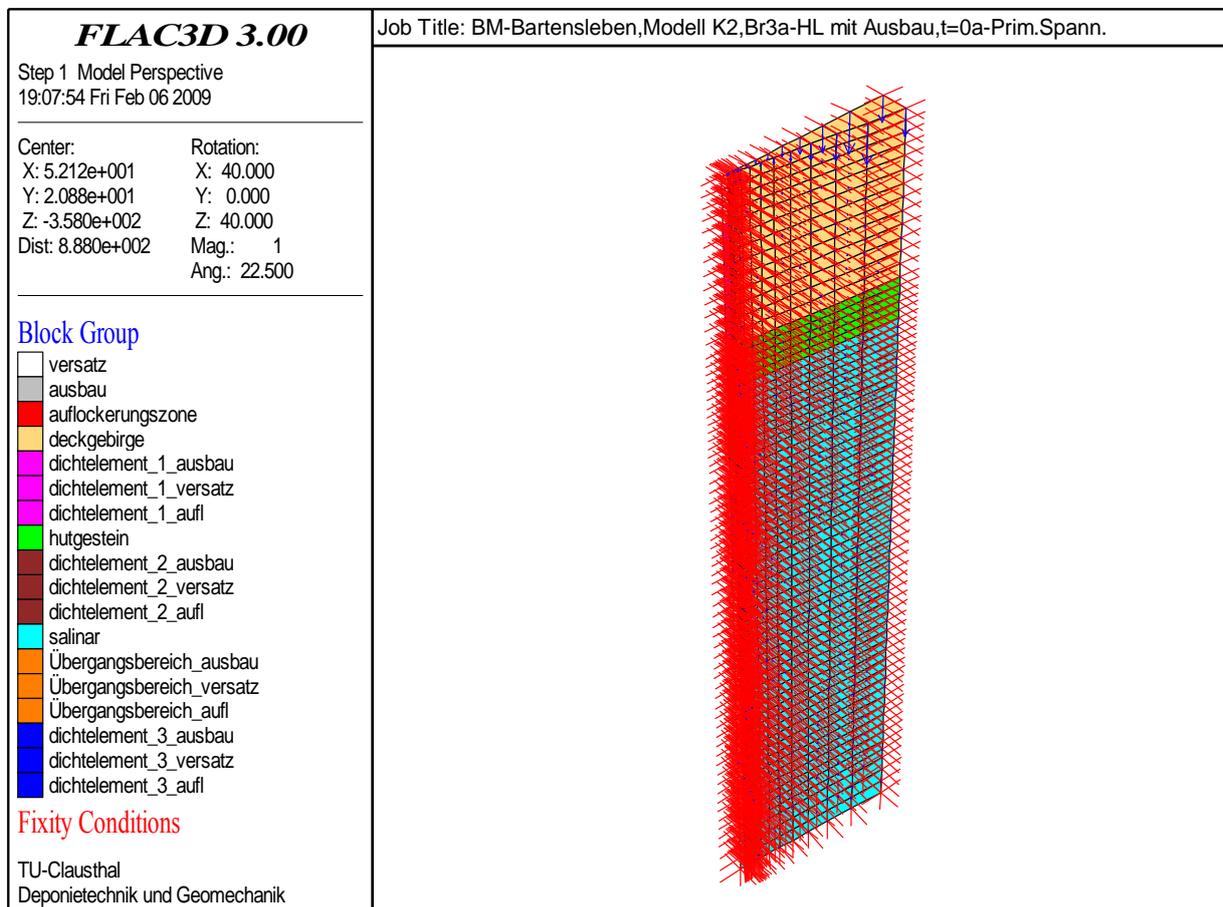


Abb. 2.6: Lagerungsbedingungen Berechnungsmodell Bartensleben

2.3.2 Physikalische Idealisierung

Der nachweisrelevante Gebirgsbereich wird in den einzelnen Homogenbereichen konstanter Mächtigkeit als jeweils homogenes und isotropes Kontinuum angenommen. Die Homogenbereiche sind jeweils zug-, druck- und schubfest miteinander verbunden. Tektonisch bedingte, gebirgsschwächende Strukturelemente (singuläre Diskontinuitäten) sind in den Berechnungsmodell-

len nicht berücksichtigt, da im hier relevanten Gebirgsbereich abgesehen von der im Bereich Bartensleben zwischen 177,0 m und 177,2 m Teufe lokalisierten, gebirgsmechanisch hier aber nicht relevanten Zone mit entfestigtem Schilfsandstein in den zur Verfügung stehenden Unterlagen keine gebirgsschwächenden Strukturelemente zu entnehmen sind.

Das verformungsbezogene Materialverhalten des Gebirges wird für die numerische Simulation in den einzelnen Etappen der Belastungsgeschichte wie folgt abstrahiert:

- (1) Berechnung des Primärspannungszustandes
- (2) Berechnung des elastischen Sekundärspannungszustandes nach Ausbruch des Schachtes → linear-elastisches Stoffmodell nach *Hooke* mit homogenbereichs-spezifischen Materialkennwerten.
- (3) Rechnerische Simulation des Tragverhaltens des offenen Schachtes nach instantanem Einbau des Ausbaus (ohne Eigengewicht) für eine Standzeit nach Ausbruch von $t = 100$ Jahre → Viskoses Stoffmodell für Steinsalz mit stationärem Kriechanteil und schädigungsinduziertem Kriechen (Stoffmodell *How/Lux*) und homogenbereichs-spezifischen Materialkennwerten.
- (4) Nach $t = 100$ Jahren Ausbruch des Ausbaus ($a = 0,625$ m) und Nachschnitt der Salzkontur ($b = 0,75$ m) → linear-elastisches Stoffmodell nach *Hooke* mit homogenbereichs-spezifischen Materialkennwerten.
- (5) Rechnerische Simulation des Tragverhaltens des offenen Schachtes nach Ausbruch des Ausbaus und Nachschnitt der Salzkontur für den Zeitraum $t = 100$ Jahre bis $t = 101$ Jahre → Viskoses Stoffmodell für Steinsalz mit stationärem Kriechanteil und schädigungsinduziertem Kriechen (Stoffmodell *How/Lux*) und homogenbereichs-spezifischen Materialkennwerten.
- (6) Nach $t = 101$ Jahren Einbau des Schachtverschlusses in den offenen Schachtbereich mit den Verfüll-/Widerlager- und Abdichtungsmaterialien und instantaner Beaufschlagung eines Fluiddruckes an der Unterseite / der Oberseite des kombinierten Widerlager-Dichtelementes DE3 → Mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnung mit zeitabhängiger Berücksichtigung der mechanischen Eigenschaften des Salzgesteins und der Verfüllmaterialien sowie zeitliche Berücksichtigung des durch die Fluiddruckbeaufschlagung induzierten Aufsättigungsprozesses mit viskosem Stoffmodell für Steinsalz mit stationärem Kriechanteil und schädigungsinduziertem Kriechen (Stoffmodell *How/Lux* mit integrierter Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps*) und homogenbereichs-spezifischen Materialkennwerten.

Die Modellierungen/Simulationen erfolgen angesichts der relativ geringen Deformationen geometrisch linear. Die Temperatur des Salinars wird für die gesamte Berechnungsdauer teufenu-nabhängig konstant zu $T = 23^{\circ}\text{C}$ (296 K) angesetzt.

2.4 Mechanische Berechnungen zum Tragverhalten des Verbundsystems „Schachtver-schluss-Gebirge“

Die nachfolgend dokumentierten Berechnungen zeigen zunächst eine vom AS unabhängige rech-nerische Analyse und Bewertung des mechanischen Tragverhaltens. Hierzu werden die rechne-risch ermittelten Zustandsgrößen für ausgewählte Lastfälle zu unterschiedlichen Zeitpunkten durch graphische Darstellungen der zeitabhängigen Entwicklung der Spannungen, Verformun-gen und Ausnutzungsgrade in einzelnen Knotenpunkten und durch Schnittdarstellungen und flä-chenhafte Auftragungen graphisch dargestellt. Aufbauend auf den Ergebnissen der mechani-schen Berechnungen werden im nachfolgenden Kapitel 2.5 die Ergebnisse der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen zusammengestellt und erläutert.

Mit Bezug auf die einleitenden Ausführungen wird ausdrücklich darauf hingewiesen, dass die Berechnungen der sich in Raum und Zeit entwickelnden dilatanten Gebirgsbereiche auf der Grundlage des Schädigungsmodells *How/Lux* erfolgen, d.h. die geänderten Materialeigenschaften der in Folge der Überschreitung der Dilatanzfestigkeit geschädigten Gebirgsbereiche berücksich-tigt werden. Durch diese Vorgehensweise können insbesondere Fragen zur Konservativität der vom AS erfahrungsbasiert eingeschätzten Ausdehnung der dilatant verformten Gebirgsbereiche beurteilt werden. Die vom AS eingeschätzte Ausdehnung der dilatant verformten Gebirgsberei-che basiert demgegenüber lediglich auf einer nachlaufenden Bewertung des rechnerischen Bean-spruchungszustandes mit einem Dilatanzkriterium ohne eine Berücksichtigung der bei Über-schreitung der Dilatanzfestigkeit resultierenden Änderungen im Materialverhalten geschädigter Gebirgsbereiche.

Eine quantitativ abgesicherte Aussage zur zeitabhängigen Ausdehnung der dilatant verformten Gebirgsbereiche ist bei einer ausschließlich nachlaufenden Bewertung der rechnerisch ermittel-ten Beanspruchung nicht möglich. Die Frage danach, ob der vom AS mit $a = 0,75$ m angesetzte Nachschnitt der konturnahen Gebirgsbereiche geeignet ist, die dilatant verformten Gebirgsberei-che vollständig zu entfernen, kann abschließend nur mit einer zeitabhängigen Berücksichtigung des geänderten Materialverhaltens geschädigter bzw. dilatant verformter Gebirgsbereiche erfol-gen.

Zur Beurteilung von Standsicherheit, Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit wird hier zunächst der Zeitraum der Betriebsgeschichte mit ausschließlich mechanischen Belastungen, d.h. der Zeitraum zwischen dem Zeitpunkt des Schachtabteufens ($t = 0$ a) bis zum Zeitpunkt vor Einbau des Verschlussystems ($t = 101$ a) rechnerisch analysiert.

2.4.1 Mechanische Berechnungen zum Tragverhalten des Schachtverschlussystems Bartensleben

Für die Analyse und Bewertung des mechanischen Tragverhaltens werden sowohl das in Kap. 2.3 dokumentierte rotationssymmetrische Berechnungsmodell mit Berücksichtigung des vertikal geschichteten Gebirges (Homogenbereiche Deckgebirge, Gipshut, Steinsalz) als auch ein rotationssymmetrisches Detailmodell (Scheibenmodell) herangezogen. Das Scheibenmodell berücksichtigt nicht den stratigraphischen Aufbau des anstehenden Gebirges. Vielmehr werden alle Gebirgselemente dem Homogenbereich Steinsalz zugeordnet. Das in Anlage A dokumentierte Detailmodell bildet einen Teufenbereich zwischen $z = -273,50$ m (Salzspiegel Schacht Bartensleben) und $z = -300,00$ m ab. Die radiale Ausdehnung von 80 m, der Schachtradius von $r = 2,625$ m, die Mächtigkeit des Ausbaus von $a = 0,625$ m sowie die Breite der zu beraubenden Auflockerungszone von $b = 0,75$ m sind in Analogie zu dem in Kap. 2.3 beschriebenen Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ gewählt. Im Unterschied zum Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“, bei dem die Homogenbereiche Ausbau und Auflockerungszone durch jeweils eine Elementreihe diskretisiert wurden, ist das Detailmodell in radialer Richtung charakterisiert durch eine feinere Diskretisierung mit jeweils drei Elementreihen für die Homogenbereiche „Ausbau“ und „Auflockerungszone“. Des Weiteren wird der in radialer Richtung an den Homogenbereich „Auflockerungszone“ angrenzende Homogenbereich „Steinsalzgebirge“ durch eine verfeinerte Diskretisierung abgebildet. Während beim Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ die erste Elementreihe des Homogenbereiches „Steinsalzgebirge“ eine Breite von 0,69 m ausweist, ist dieser Gebirgsbereich im Detailmodell durch drei Elementreihen mit Breiten von 0,116 m, 0,141 m und 0,173 m berücksichtigt. Im Ergebnis der feineren Diskretisierung können für die Homogenbereiche „Ausbau“, „Auflockerungszone“ und konturnahes „Steinsalzgebirge“ nicht nur zonenbezogene Mittelwerte der berechneten Zustandsgrößen ausgewiesen werden, sondern es kann vielmehr eine Präzisierung hinsichtlich der Mächtigkeit dilatant verformter Zonen innerhalb der Homogenbereiche erfolgen. Bezüglich einer im Grundsatz möglichen Verfeinerung der Diskretisierung der Berechnungsmodelle „Schachtverschlussystem Bartensleben“ bzw. „Schachtverschlussystem Marie“

bleibt darauf hinzuweisen, dass insbesondere die auf den mechanischen Berechnungen aufbauenden mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen (Kap. 2.5) gezeigt haben, dass die Berechnungszeiten derart exponentiell mit der Zonen- bzw. Knotenanzahl zunehmen, dass eine zeitlich sinnvolle Lösung der Berechnungsaufgaben nicht möglich ist. Dagegen zeigt die Gegenüberstellung der mit dem Detailmodell und der mit dem Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ ermittelten Zustandsgrößen, dass auch mit der vergleichsweise größeren Diskretisierung veritable Ergebnisse ausgewiesen werden.

2.4.2.1 Berechnung des elastischen Sekundärspannungszustandes nach Ausbruch des Schachtes zum Zeitpunkt $t = 0$ Jahre

Zunächst erfolgt eine Bewertung der Berechnungsergebnisse des elastischen Sekundärspannungszustandes nach Ausbruch des Schachtes mit anschließend simuliertem Einbau des Ausbaus (ohne Eigengewicht) → linear-elastisches Stoffmodell nach *Hooke* mit homogenbereichs-spezifischen Materialkennwerten.

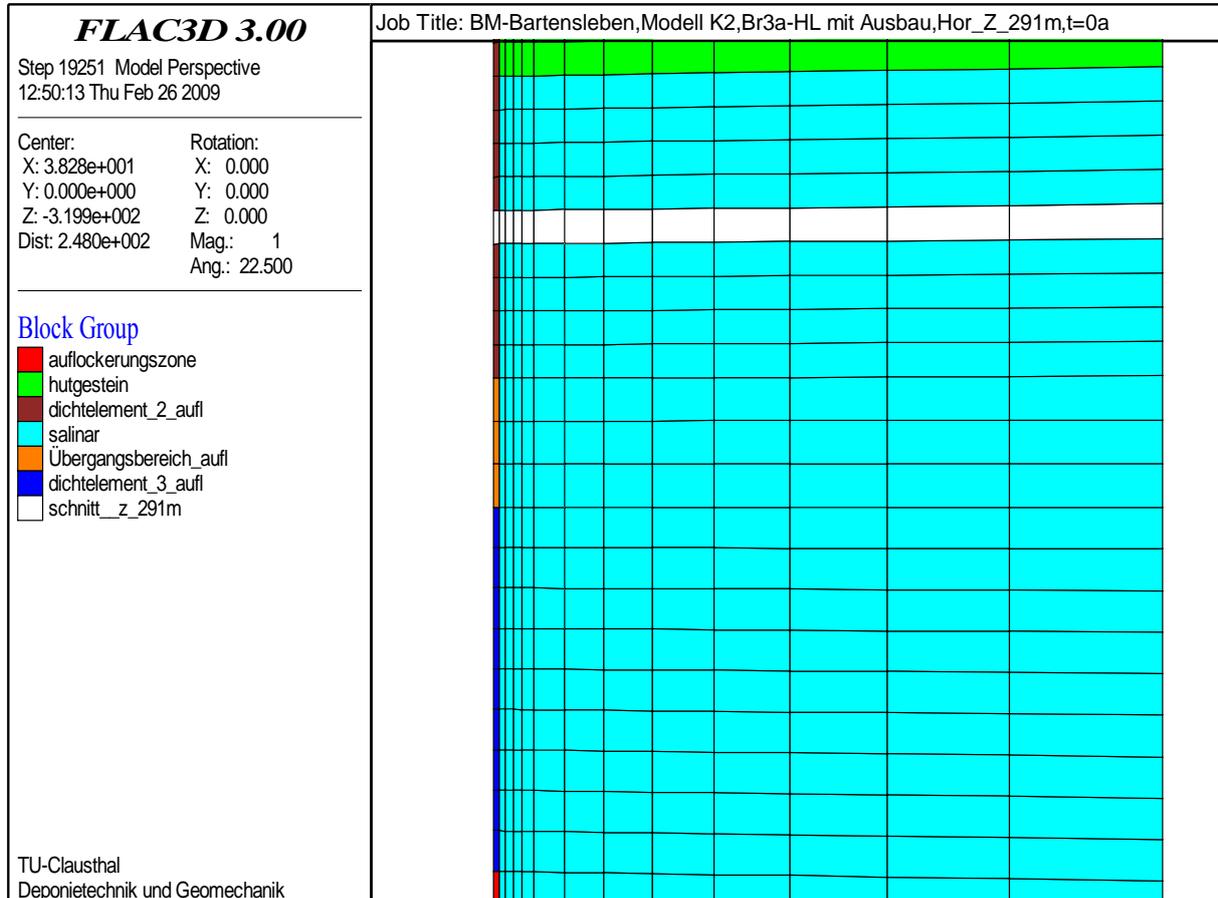


Abb. 2.7: Anordnung des Horizontalschnittes bei $z=-291$ m

Abb. 2.7 zeigt die Lage eines Horizontalschnittes in $z = -291$ m Teufe. Die für diesen Schnitt berechneten Hauptspannungen zum Zeitpunkt $t = 0$ a (elastischer Sekundärspannungszustand) sind in Abb. 2.8 aufgetragen. Zur Verifikation der Berechnungsergebnisse vergleichend aufgetragen sind in Abb. 2.8 die Ergebnisse einer analytischen Berechnung, Gleichung (2.16) und (2.17).

$$\sigma_3 = \sigma_r = \sigma_v \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) \quad (2.16)$$

$$\sigma_1 = \sigma_t = \sigma_v \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) \quad (2.17)$$

mit

σ_r Radialspannung (MPa)

σ_t Tangentialspannung (MPa)

σ_v Vertikalspannung (MPa)

a Radius des kreisrunden Ausbruchs

r Abstand von der Hohlraumachse zum Betrachtungspunkt

Für den konturnahen Gebirgsbereich entsprechend Abb. 2.9 zeigt Abb. 2.10 die Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 sowie die Vergleichsspannung σ_{Mises} .

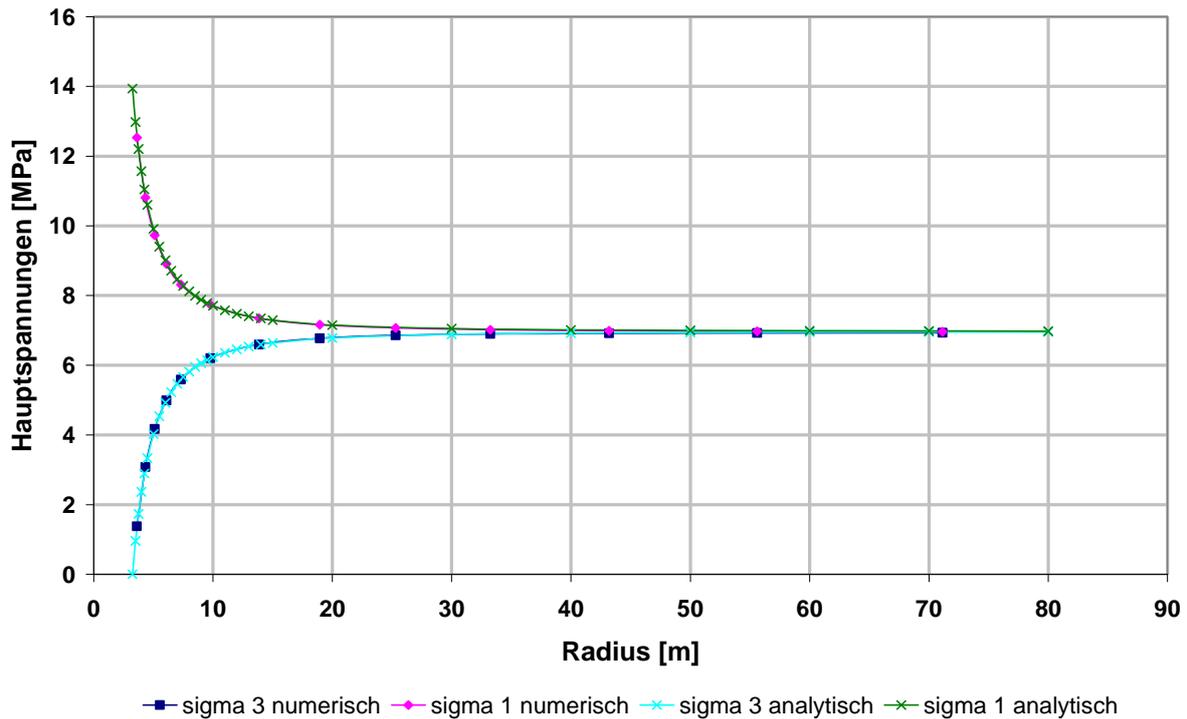


Abb. 2.8: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch berechneten Hauptspannungen σ_1 und σ_3 nach elastischem Ausbruch ($t = 0 a$) im Horizontalschnitt bei $z = -291 m$

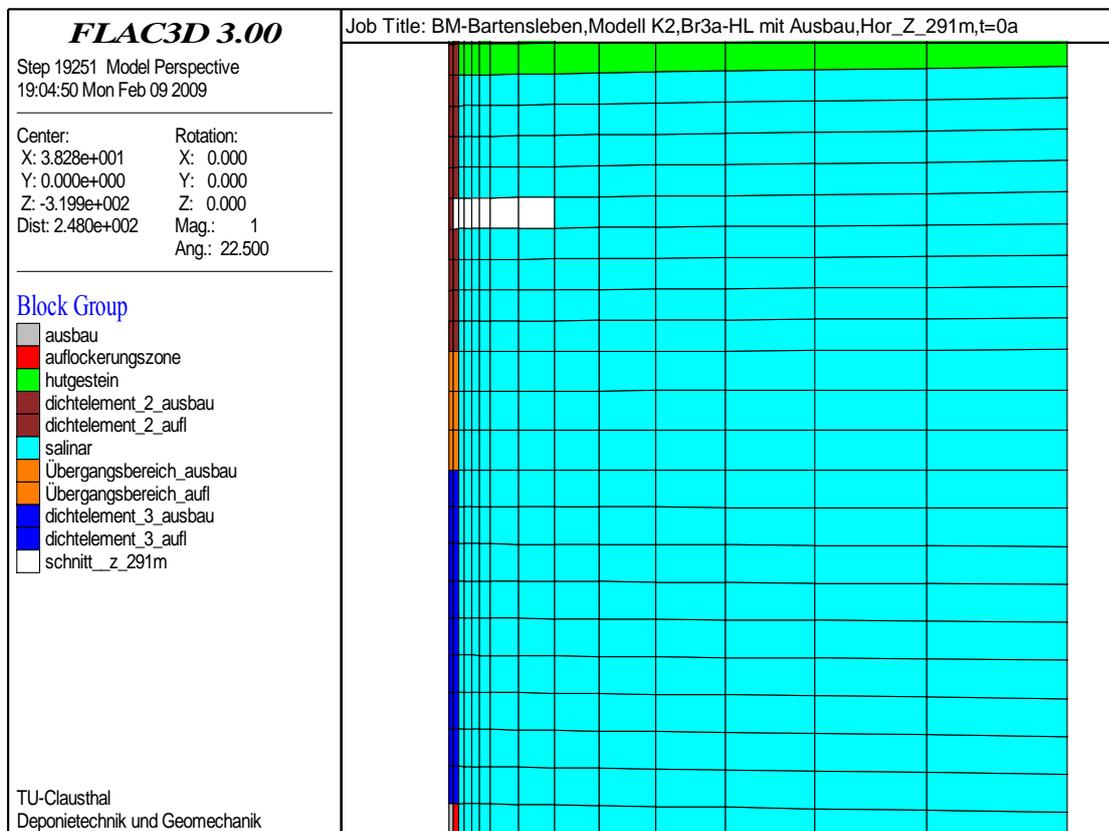


Abb. 2.9: Anordnung eines konturnahen Horizontalschnittes bei $z = -291 m$

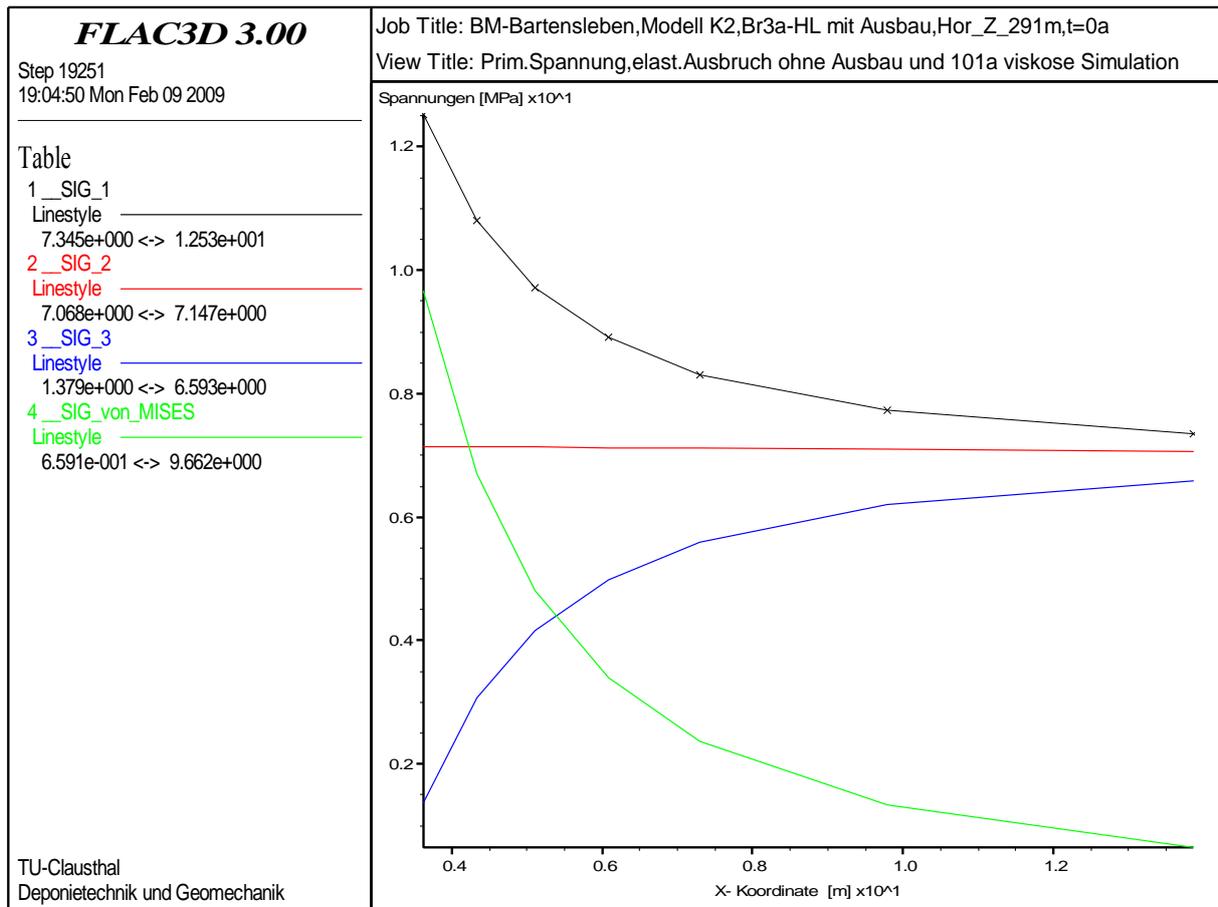


Abb. 2.10: Hauptspannungen nach elastischem Ausbruch ($t = 0a$) im konturnahen Gebirgsbereich bei $z = -291\text{ m}$

Während die Auftragung der Hauptspannungen σ_1 und σ_3 aus der analytischen Lösung in Abb. 2.8 von der Schachtkontur bei $r = 3,25\text{ m}$ bis zum Modellrand bei $r = 80,0\text{ m}$ reicht, erfassen die Zahlenwerte der numerischen Simulation programmbedingt den Bereich zwischen dem Schwerpunkt der an der Schachtkontur liegenden Zone bei $r = 3,61\text{ m}$ und dem Schwerpunkt der Konturzone am schachtentfernten Modellrand bei $r = 71,1\text{ m}$.

Abb. 2.8 zeigt, dass die Randbedingung $\sigma_3 = 0\text{ MPa}$ an der Schachtkontur erfüllt wird und die analytisch und numerisch berechneten Hauptspannungen nahezu identisch sind.

Für die numerische Berechnung beträgt der Zahlenwert der größten Hauptspannung σ_1 im Schwerpunkt der an der Schachtkontur liegenden Zone $\sigma_1 = 12,5\text{ MPa}$ und der Zahlenwert der kleinsten Hauptspannung σ_3 in diesem Zonenschwerpunkt $\sigma_3 = 1,4\text{ MPa}$.

In Abb. 2.10 sind die Spannungen vom Schwerpunkt der an der Schachtkontur liegenden Zone bei $r = 3,61\text{ m}$ bis zum Schwerpunkt der letzten im Schnitt berücksichtigten Zone bei $r = 13,8\text{ m}$ aufgetragen. Unter Einbeziehung dieser Erläuterung zu den numerischen Ergebnissen kann damit

festgestellt werden, dass die noch als relativ grob anzusehende Diskretisierung doch bereits zu veritablen Ergebnissen führt.

Abb. 2.11 zeigt den Gebirgsbereich, für den eine flächenhafte Darstellung von Zustandsgrößen erfolgt.

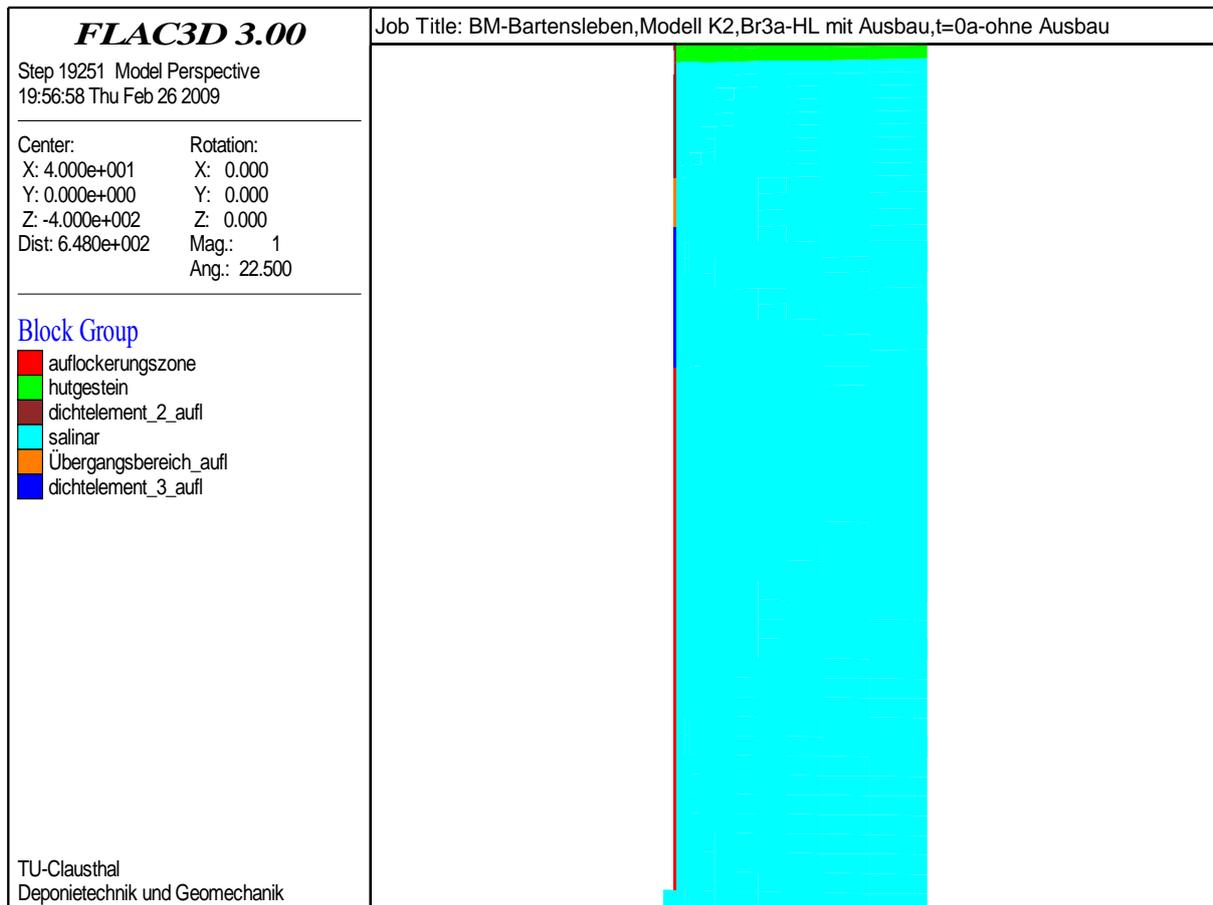


Abb. 2.11: Für die flächenhaften Darstellungen berücksichtigter Gebirgsbereich

Abb. 2.12 zeigt in einer flächenhaften Darstellung die berechneten Verschiebungen zum Zeitpunkt $t = 0$ a. Deutlich zu erkennen ist aus Abb. 2.12, dass aufgrund des mit zunehmender Teufe ansteigenden Gebirgsdruckes die x- und damit Radial-Verschiebungen zur Teufe hin zunehmen. Die maximalen elastischen Verschiebungen nach dem Ausbruch werden erwartungsgemäß oberhalb der Endteufe des Schachtes erhalten und betragen $\Delta x = 1,9$ mm.

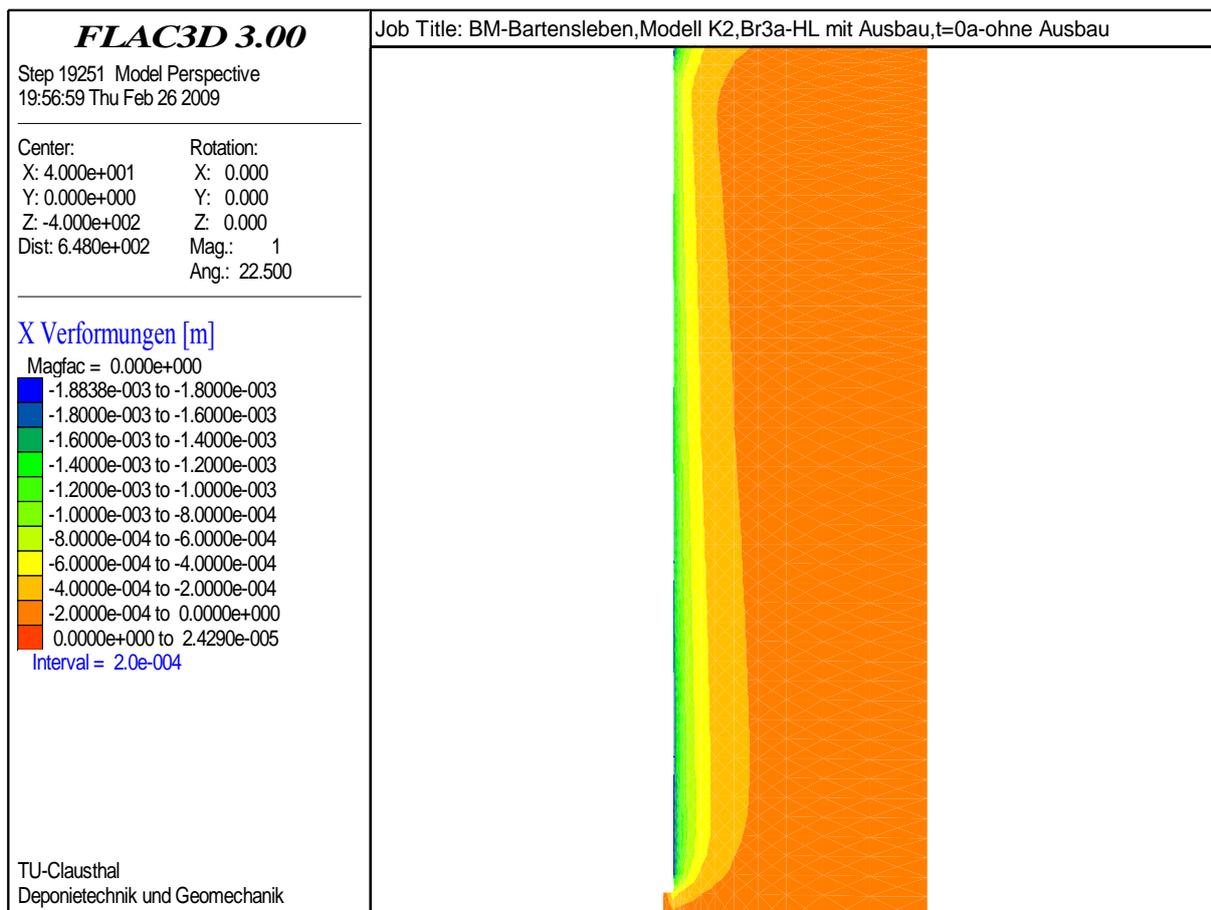


Abb. 2.12: Flächenplot der Verformungen in radialer Richtung (x-Verformungen) nach elastischem Ausbruch ($t = 0$ a) im Salinargestein

Die Abbildungen 2.13 bis 2.14 dokumentieren für den in Abb. 2.11 gezeigten Gebirgsausschnitt in flächenhaften Darstellungen die Größe des Ausnutzungsgrades bezogen auf die Dilatanz- (Schädigungs-) sowie die Bruchfestigkeit nach *Mohr-Coulomb*, η_s bzw. η_{Bruch} . Zahlenwerte für den Ausnutzungsgrad der Dilatanzfestigkeit von $\eta_s > 1$ charakterisieren Gebirgsbereiche, in denen dilatante Verformungen bzw. Gefügeschädigungen erfolgen. Zu entnehmen ist aus Abb. 2.13, dass über die gesamte Schachtteufe zum Zeitpunkt $t = 0$ a in Konturnähe Ausnutzungsgrade von $\eta_s \geq 1,0$ resultieren und sich die Bereiche mit den größten Ausnutzungsgraden oberhalb der Endteufe des Schachtes befinden. Der Ausnutzungsgrad der Bruchfestigkeit erreicht im Maximum einen Zahlenwert von $\eta_{\text{Bruch}} = 0,54$ [-], Abb. 2.14. Allerdings ist es nicht erforderlich, diese Ausnutzungsgrade weiter zu diskutieren, da die bei der instantan und mit linear-elastischem Stoffmodell vorgenommenen Simulation erhaltenen Gebirgsbeanspruchungen und daraus abgeleiteten Ausnutzungsgrade als artifiziell anzusehen sind. Tatsächlich erfolgt der Schachtausbruch allmählich. Eine realistischere 3D-Simulation mit einem nichtlinear-

elastischem oder elastisch-viskosem Stoffmodell würde zu einer geringeren Gebirgsbeanspruchung führen, allerdings numerisch auch deutlich aufwendiger sein. Damit ist die hier erfolgte Tragwerksanalyse konservativ.

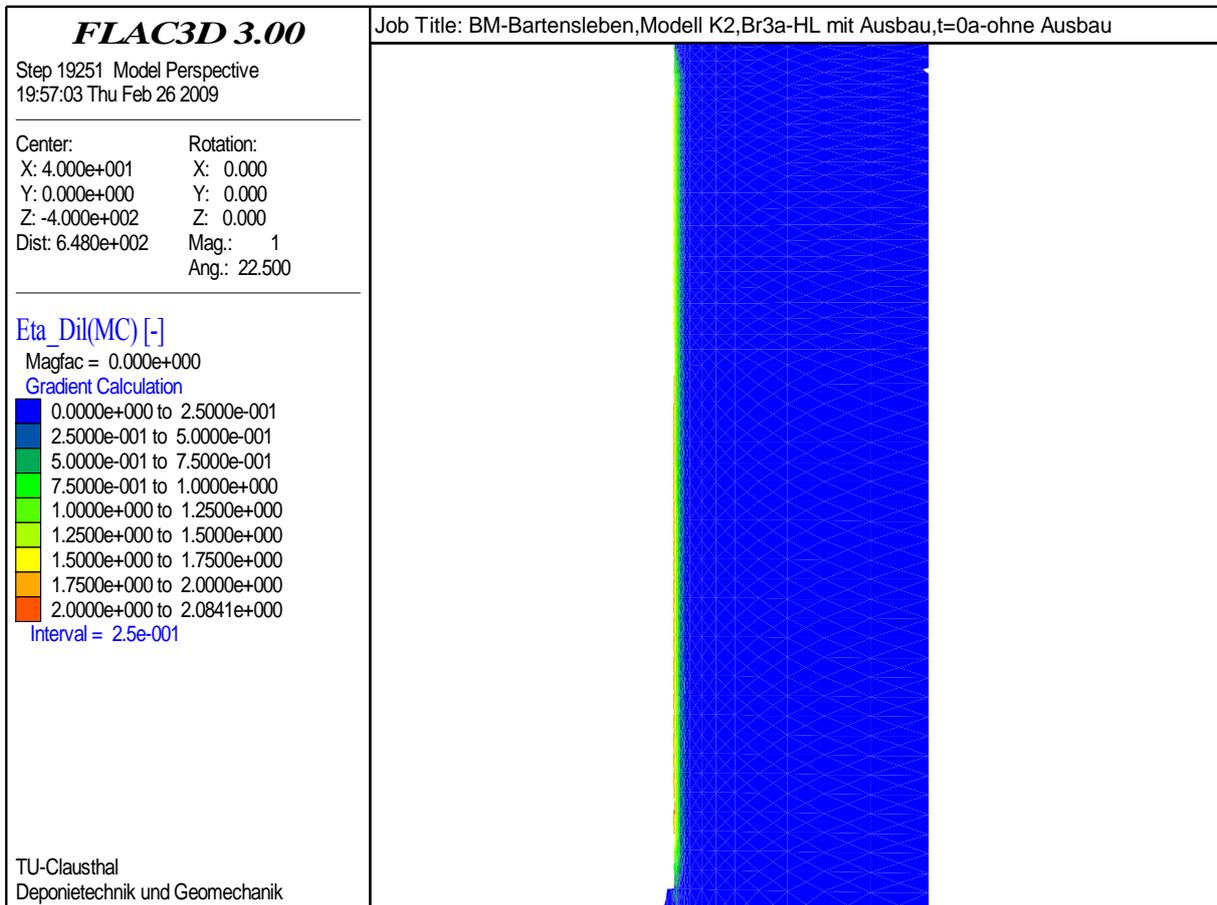


Abb. 2.13: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb zum Zeitpunkt des Ausbruchs ($t = 0$ a)

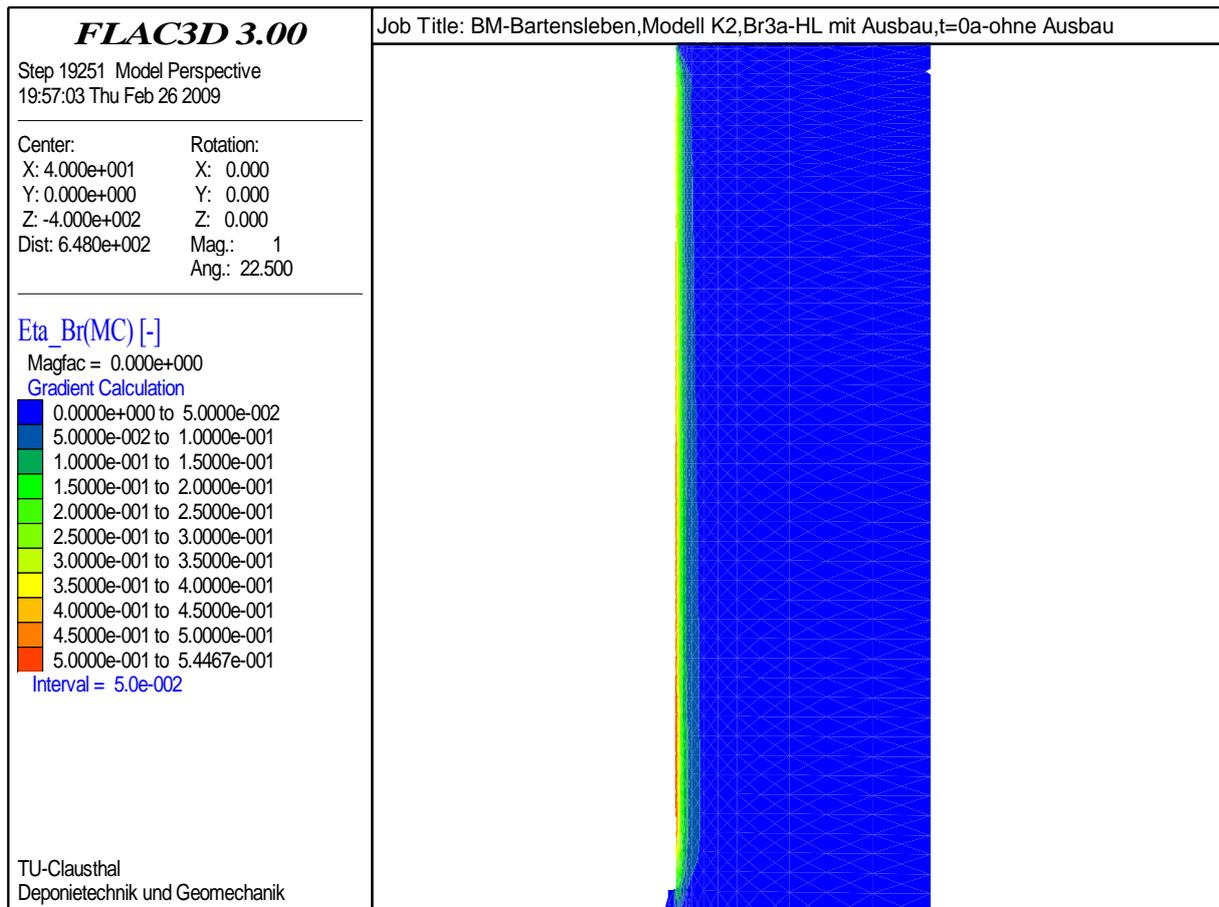


Abb. 2.14: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb zum Zeitpunkt des Ausbruchs ($t = 0$ a)

Für eine teufenabhängige Darstellung der berechneten Zustandsgrößen wird der in Abb. 2.15 gezeigte Vertikalschnitt durch das erste Salzelement an der Kontur nach dem elastisch simulierten Ausbruch herangezogen. Die radiale Ausdehnung der durch den Schnitt repräsentierten Zonen beträgt $\Delta r = 0,75$ m. In vertikaler Richtung beginnt der Schnitt im Bereich des Dichtelementes unterhalb des Salzspiegels in Teufe $z = -273,5$ m und erstreckt sich bis in Teufe $z = -366,24$ m und damit der Unterkante des unteren Dichtelementes DE3, da die Dilatanzenwicklung in diesem Gebirgsbereich für die Beurteilung der Dichtheit des Verschlussbauwerkes von signifikanter Bedeutung ist.

Abb. 2.16 zeigt für den Zeitpunkt $t = 0$ a die Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit für den Vertikalschnitt zwischen $z = -273,5$ m und $z = -366,24$ m. Es ist zu erkennen, dass der Ausnutzungsgrad der Dilatanzfestigkeit abgesehen vom Salzspiegelbereich bei $z = -273,5$ m mit der Teufe zunimmt und an der Unterkante des Dichtelementes DE3 den größten Zahlenwert von $\eta_s \approx 1,5$ [-] aufweist. In diesem Schnitt wird die oberste Zone am Salzspiegelbereich bei $z = -273,5$ m aufgrund des Einflusses der Homogenbereichsgrenze zwischen viskosem Salzge-

birge und elastischem Hutgestein und der daraus resultierenden fehlerhaften Berechnung der Zahlenwerte für diese Zone nicht dargestellt.

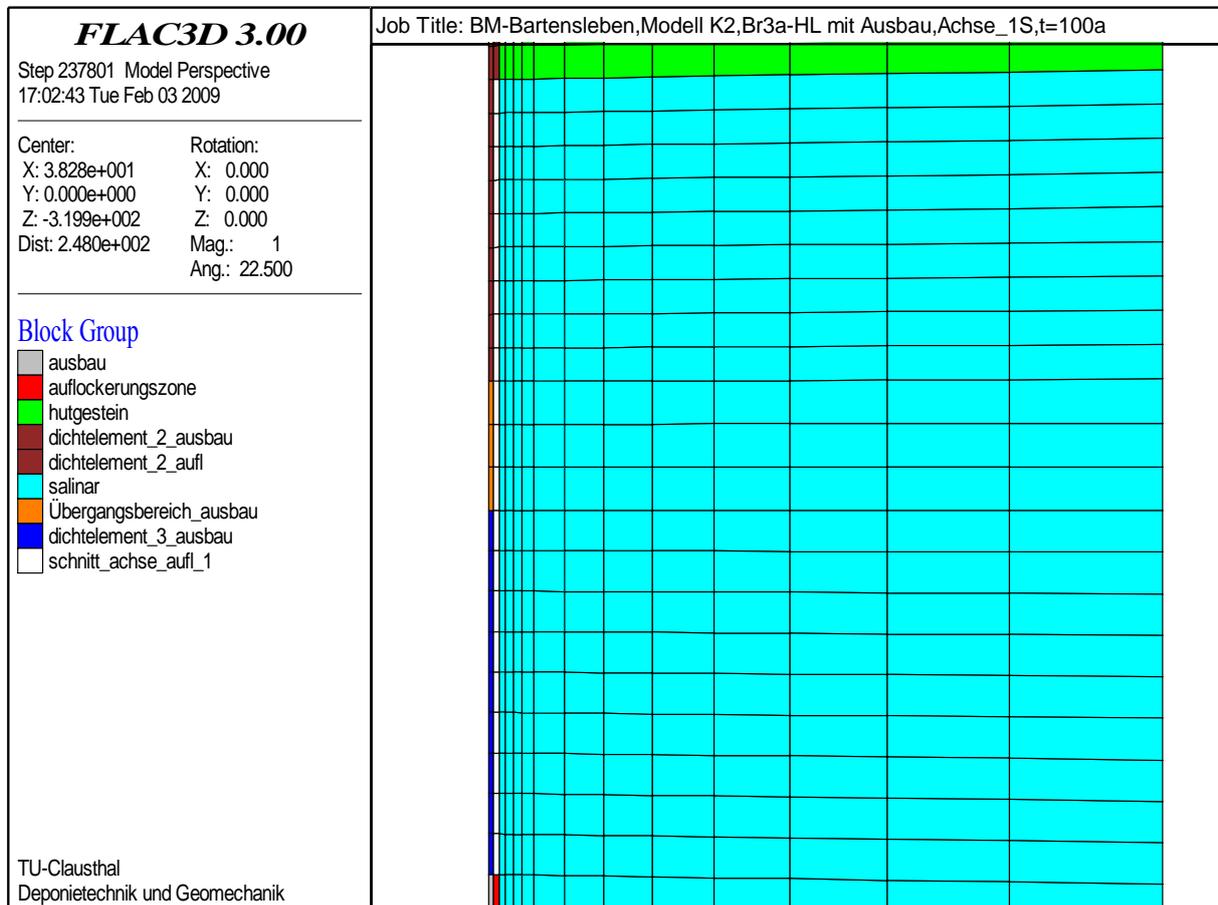


Abb. 2.15: Vertikalschnitt in der Auflockerungszone von $z = -273,5 \text{ m}$ bis $z = -366,24 \text{ m}$

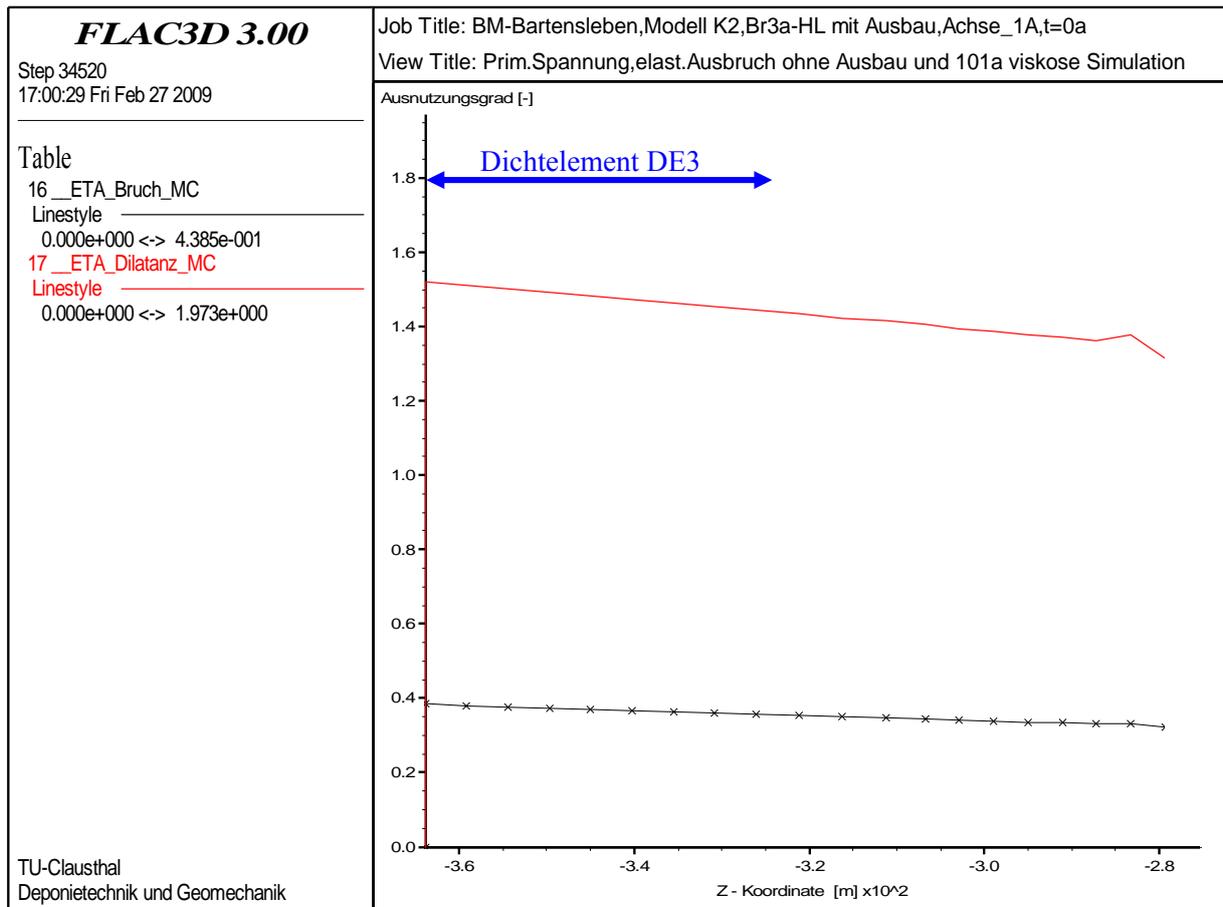


Abb. 2.16: Darstellung der Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit im Vertikalschnitt zwischen $z = -366,24 \text{ m}$ und $z = -273,5 \text{ m}$ zum Zeitpunkt $t = 0 \text{ a}$

Der Verlauf der Ausnutzungsgrade für einen entsprechend Abb. 2.17 bei $z = -363,88 \text{ m}$ geführten Horizontalschnitt im Bereich der Unterkante des Dichtelementes DE3 ist in Abb. 2.18 aufgetragen.

Aus der Schnittdarstellung in Abb. 2.18 ist zu erkennen, dass der oberhalb der Dilatanzfestigkeit beanspruchte Gebirgsbereich auf $r = 4,0 \text{ m}$ beschränkt ist, d.h. selbst bei dieser konservativen physikalischen Modellierung werden bereits in $0,75 \text{ m}$ Entfernung von der Kontur Beanspruchungszustände ausgewiesen, die nicht zu einer Schädigung führen.

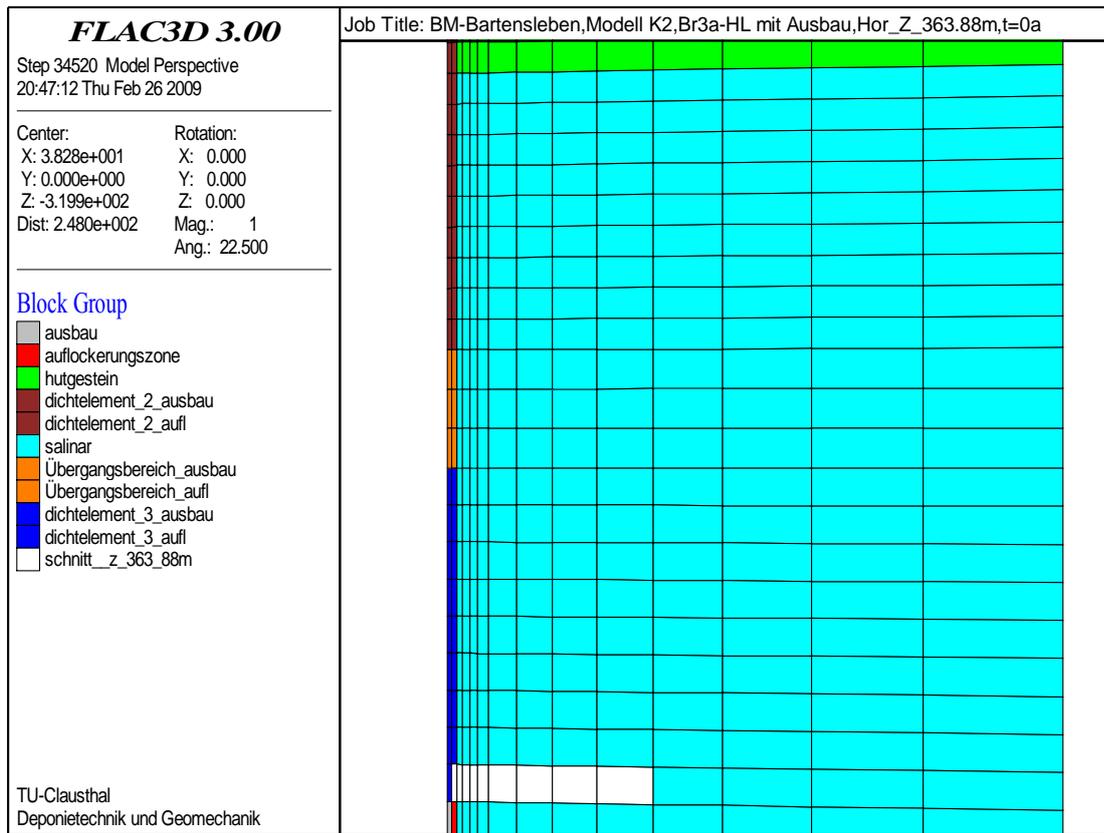


Abb. 2.17: Anordnung des Horizontalschnittes bei $z = -363,88 \text{ m}$

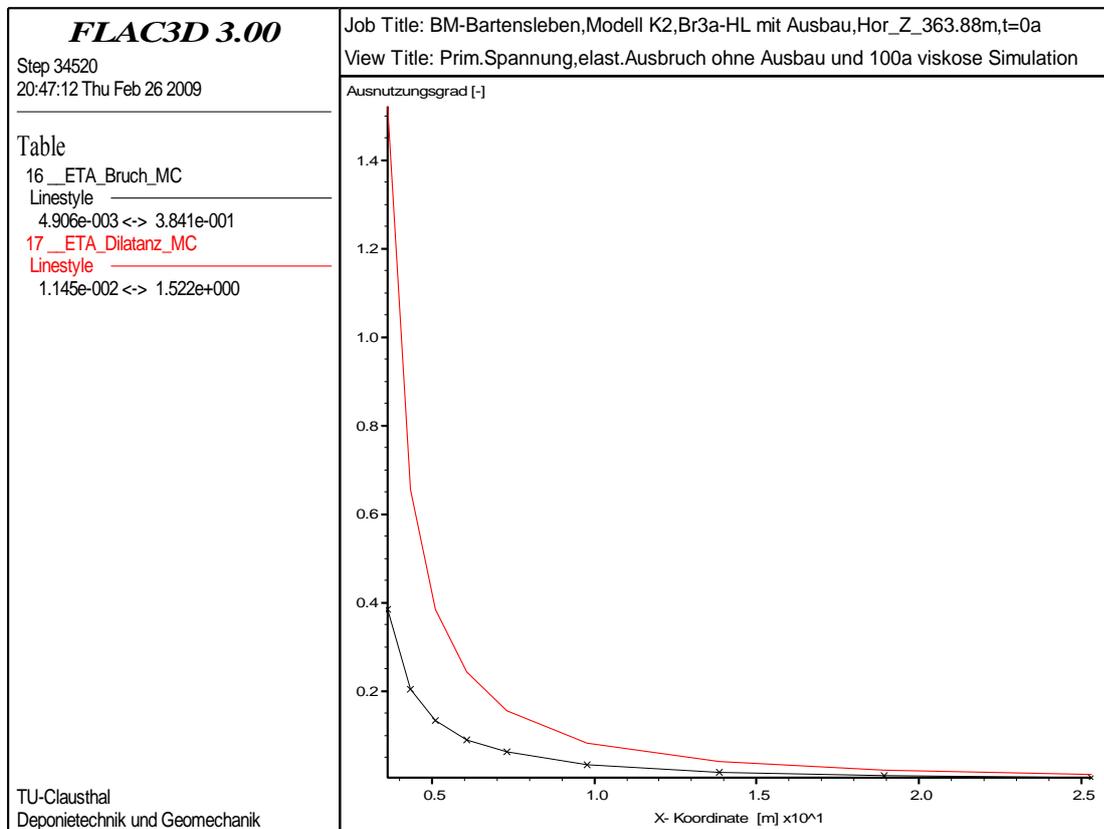


Abb. 2.18: Darstellung der Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z = -363,88 \text{ m}$ zum Zeitpunkt $t = 0 \text{ a}$

2.4.2.2 Rechnerische Simulation des Tragverhaltens des offenen Schachtes mit Ausbau (ohne Eigengewicht) nach dem Ausbruch $t = 0$ a bis $t = 100$ a

Nach linear-elastischer Berechnung des Sekundärspannungszustandes wird rechnerisch die Einbringung des Schachtausbaus ohne Eigengewicht mit den in Abschnitt 2.2.1 angegebenen elastischen Materialkennwerten und anschließend das Tragverhalten des offenen Schachtes mit Ausbau über einen Zeitraum von $t = 100$ a simuliert (\rightarrow viskoses Stoffmodell für Steinsalz mit stationärem Kriechanteil und schädigungsinduziertem Kriechen (Stoffmodell *How/Lux*). Der Ausbau ist dabei von vornherein form- und kraftschlüssig mit dem Gebirge verbunden.

Abb. 2.19 und Abb. 2.20 zeigen in einer flächenhaften Auftragung die Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit für den Zeitpunkt $t = 1$ a, Abb. 2.21 und Abb. 2.22 die Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit für den Zeitpunkt $t = 100$ a. Eine vergleichende Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse zeigt, dass die Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit zeitabhängig abnehmen. Ursächlich für die zeitabhängige Reduktion dilatant beanspruchter Gebirgsbereiche ist die in Folge viskoser Spannungsumlagerungen zunehmende Minimalspannung und die Abnahme der Vergleichsspannung infolge einer Lastumlagerung auf den Ausbau durch das aufkriechende Salzgebirge, in deren Folge eine Erhöhung der Tangentialspannung (Normalspannung) im Ausbau resultiert (\rightarrow Druckring unter rotationssymmetrischer Belastung).

Gemäß Abb. 2.19 sind die zum Zeitpunkt $t = 1$ a berechneten Bereiche mit Ausnutzungsgraden von $\eta_s > 1$ bereits deutlich kleiner als zum Zeitpunkt $t = 0$ a, Abb. 2.13. Für den in Abb. 2.21 dargestellten Zeitpunkt $t = 100$ a werden dagegen keine Bereiche mit Werten $\eta_s > 1$ [-] ausgewiesen, d.h. es resultiert spätestens 100 Jahre nach simulierter Auffahrung keine weitere Zunahme der Schädigung.

Zur Verdeutlichung vorstehender Aussage zeigt Abb. 2.23 eine Auftragung der minimalspannungsabhängigen Bruch- und Dilatanzfestigkeit für die in Tabelle 2.4 angegebenen Parameter a_4 bis a_8 . Deutlich zu erkennen ist aus Abb. 2.23, dass der unmittelbar nach dem Ausbruch berechnete Beanspruchungszustand mit $\sigma_3 = 1,4$ MPa und $\sigma_{Mises} = 9,7$ MPa oberhalb der angesetzten Dilatanzfestigkeit lokalisiert ist, während der für $t = 100$ a nach simuliertem Ausbruch berechnete Beanspruchungszustand mit $\sigma_3 = 3,2$ MPa und $\sigma_{Mises} = 4,4$ MPa, unterhalb der Dilatanzfestigkeit liegt.

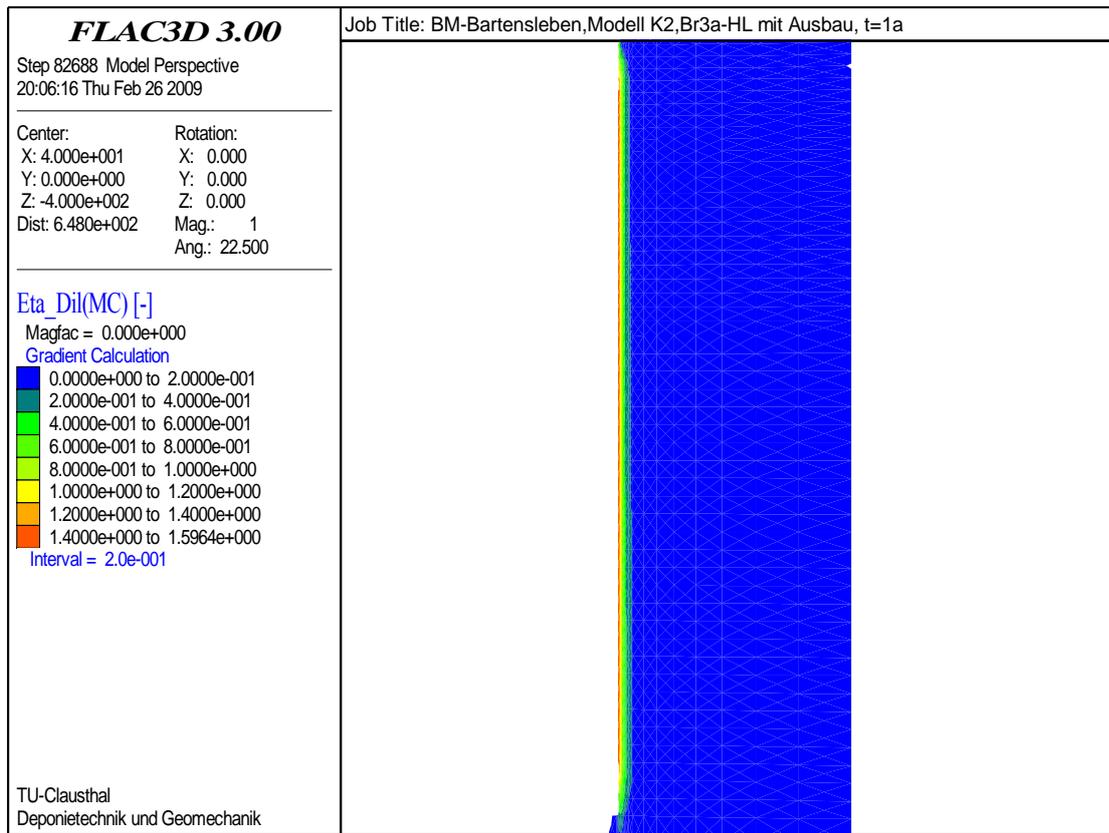


Abb. 2.19: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb ein Jahr nach Ausbruch ($t = 1 a$)

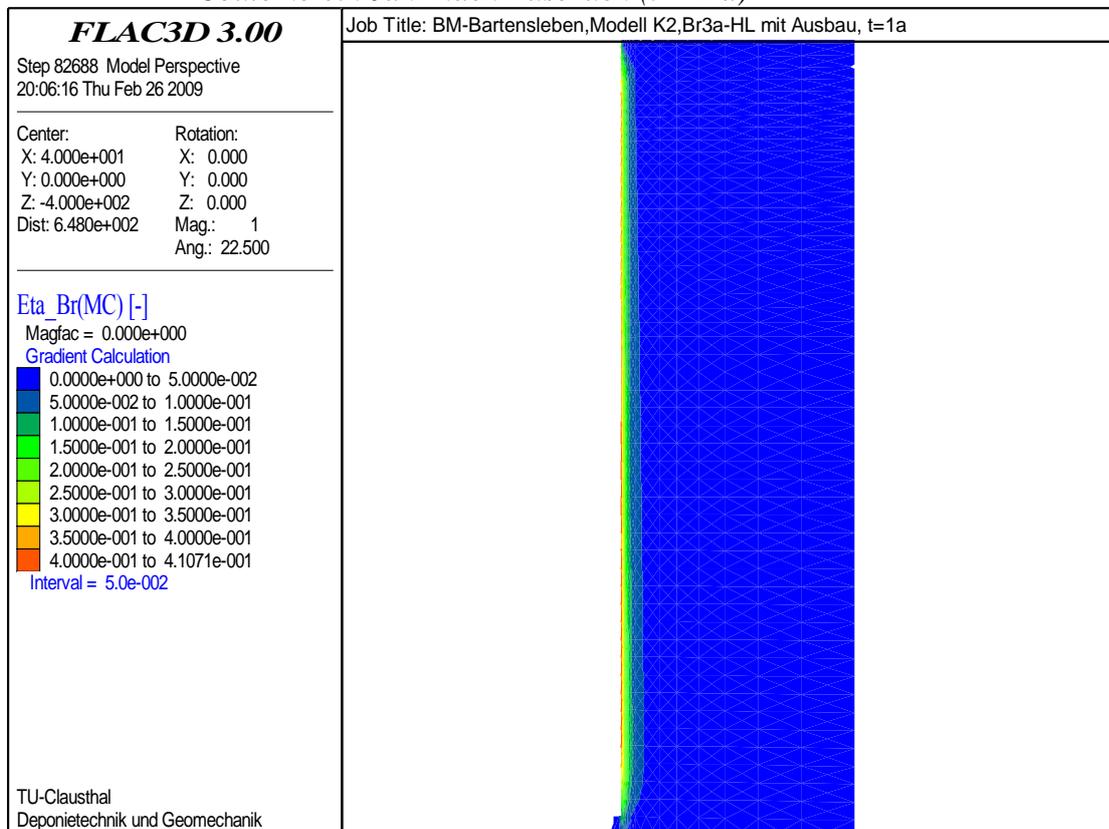


Abb. 2.20: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb ein Jahr nach Ausbruch ($t = 1 a$)

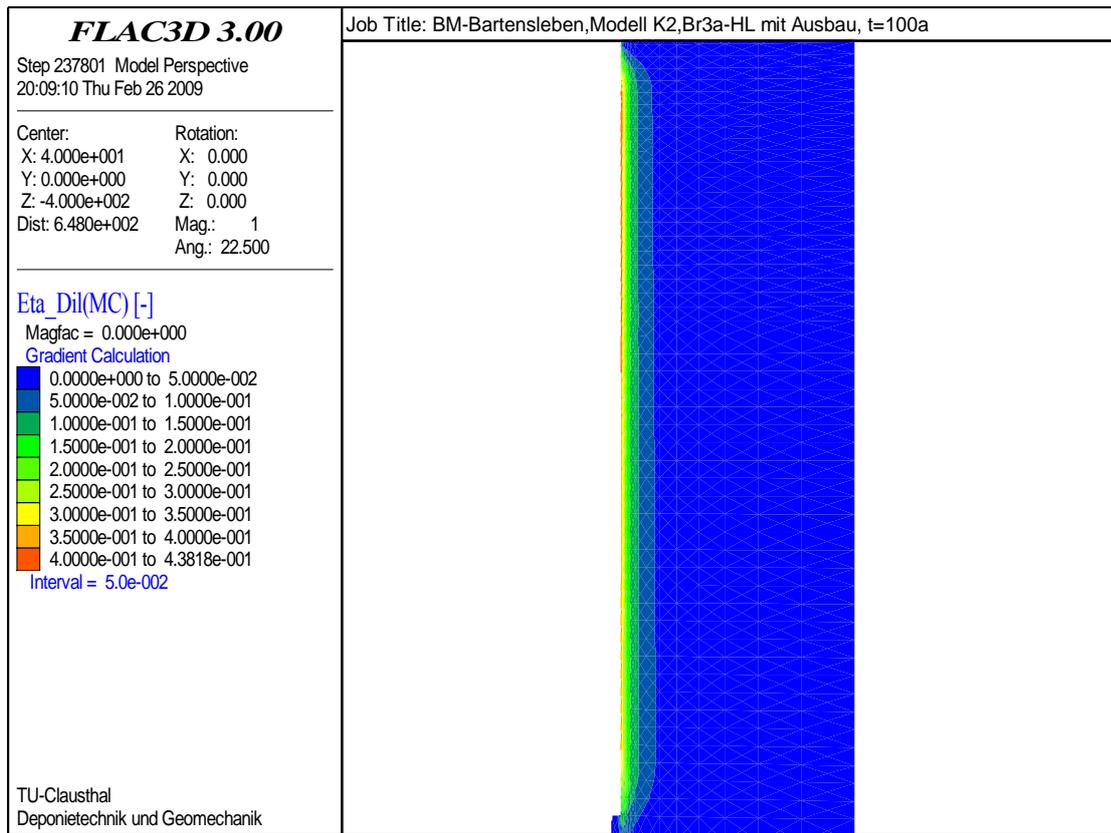


Abb. 2.21: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb 100 Jahre nach Ausbruch ($t = 100 a$)

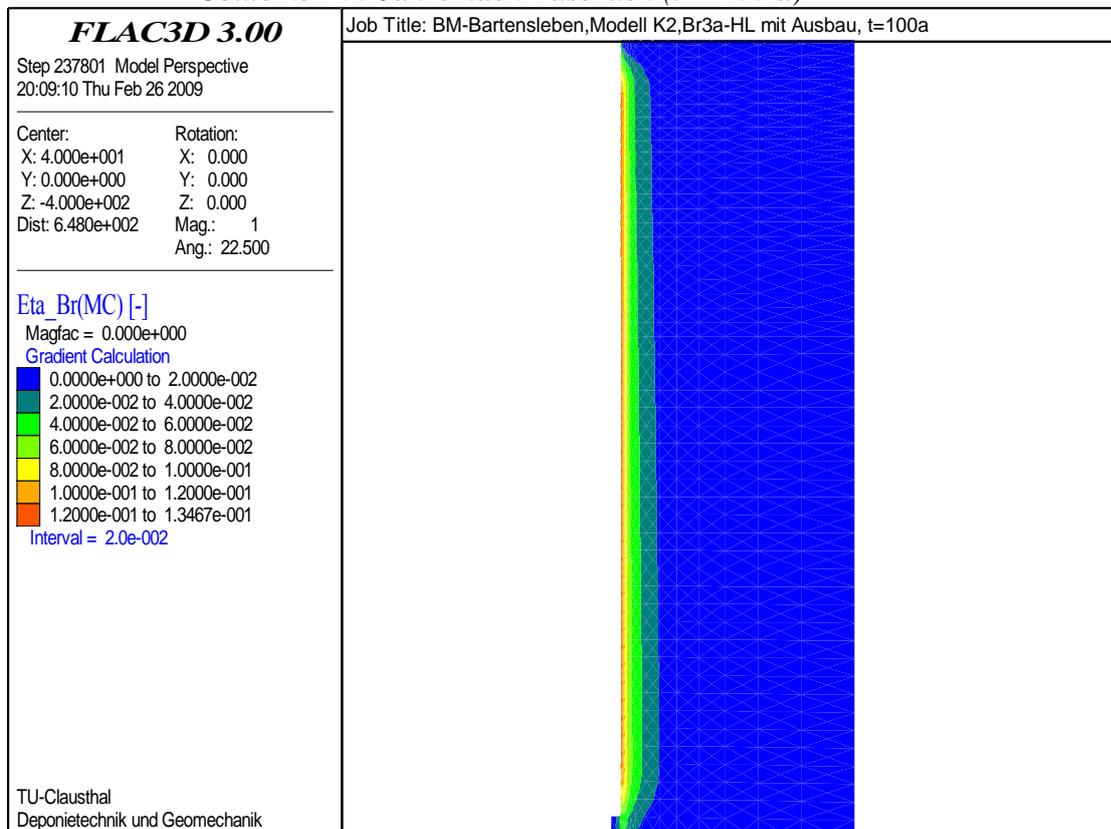


Abb. 2.22: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb 100 Jahre nach Ausbruch ($t = 100 a$)

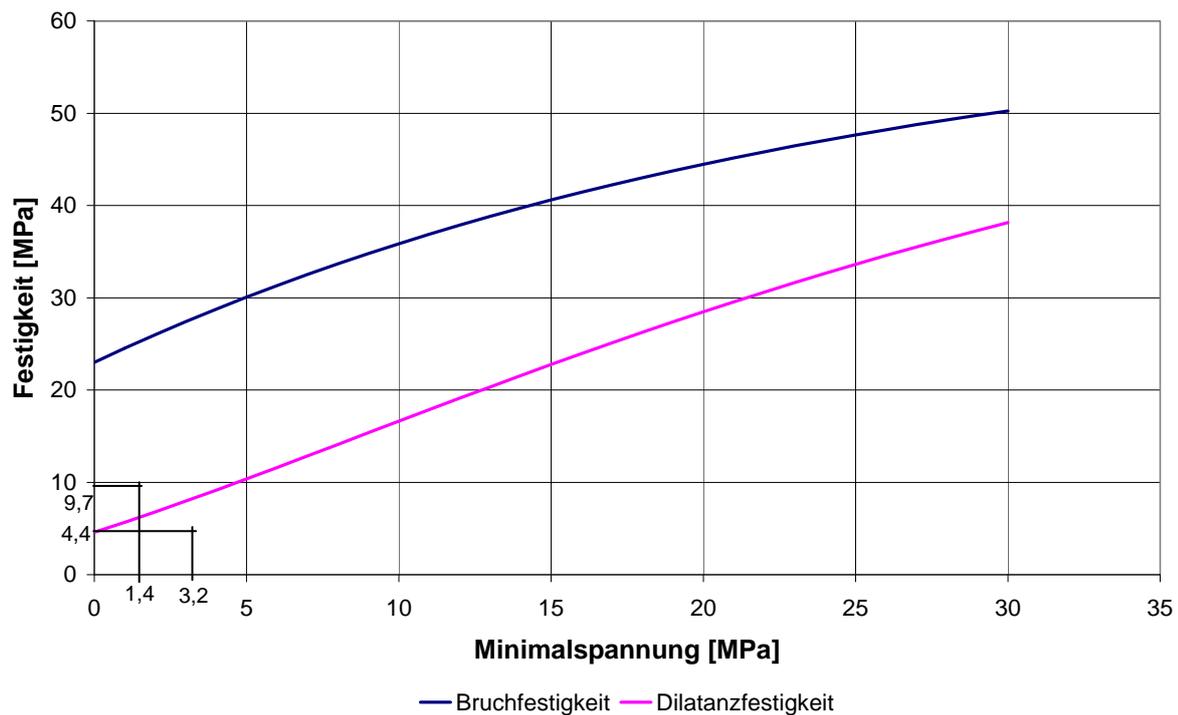


Abb. 2.23: Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit in Abhängigkeit der Minimalspannung. Aufgetragene Spannungszustände:

$$\sigma_{\text{Mises}/3} = 9,7/1,4 \text{ MPa } (t = 0 \text{ a}) \text{ und } \sigma_{\text{Mises}/3} = 4,4/3,2 \text{ MPa } (t = 100 \text{ a})$$

Eine präzisierende Darstellung der für die Zeitpunkte $t = 1$ a und $t = 100$ a berechneten Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit zeigen Abb. 2.24 und Abb. 2.25 für einen Horizontalschnitt bei $z = -363,88$ m.

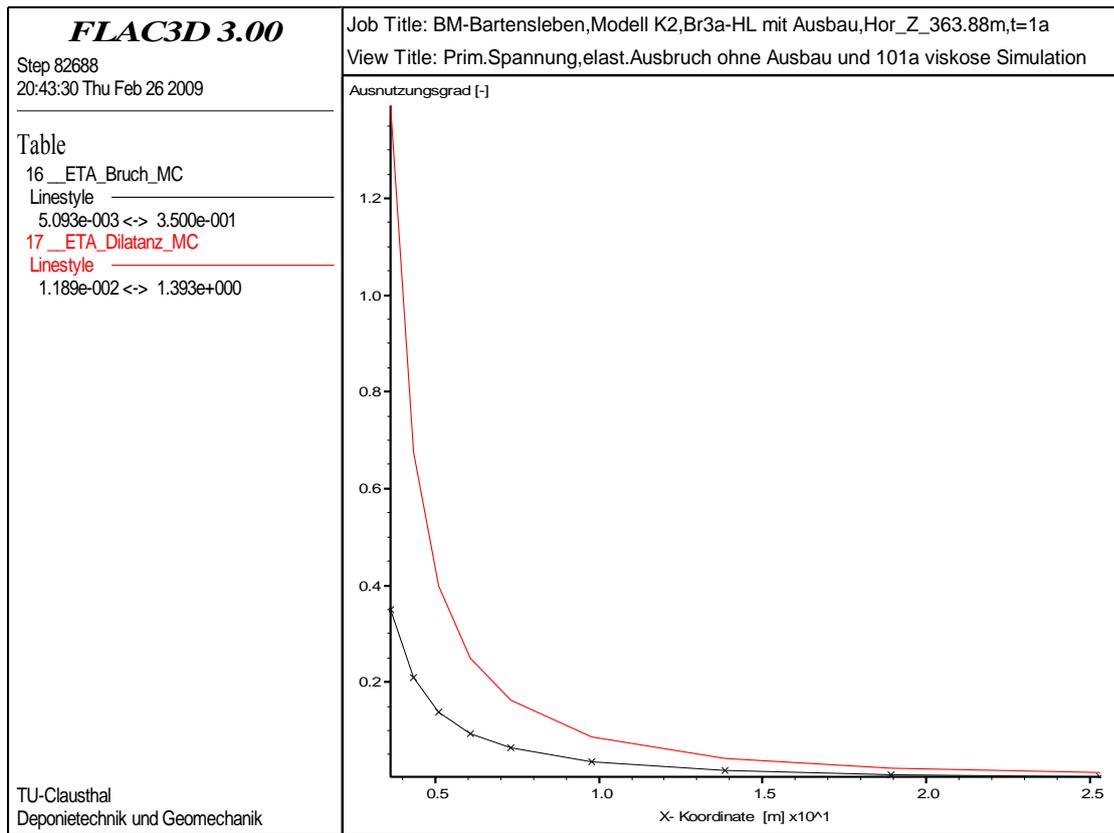


Abb. 2.24: Darstellung der Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z = -363,88$ m zum Zeitpunkt $t = 1$ a

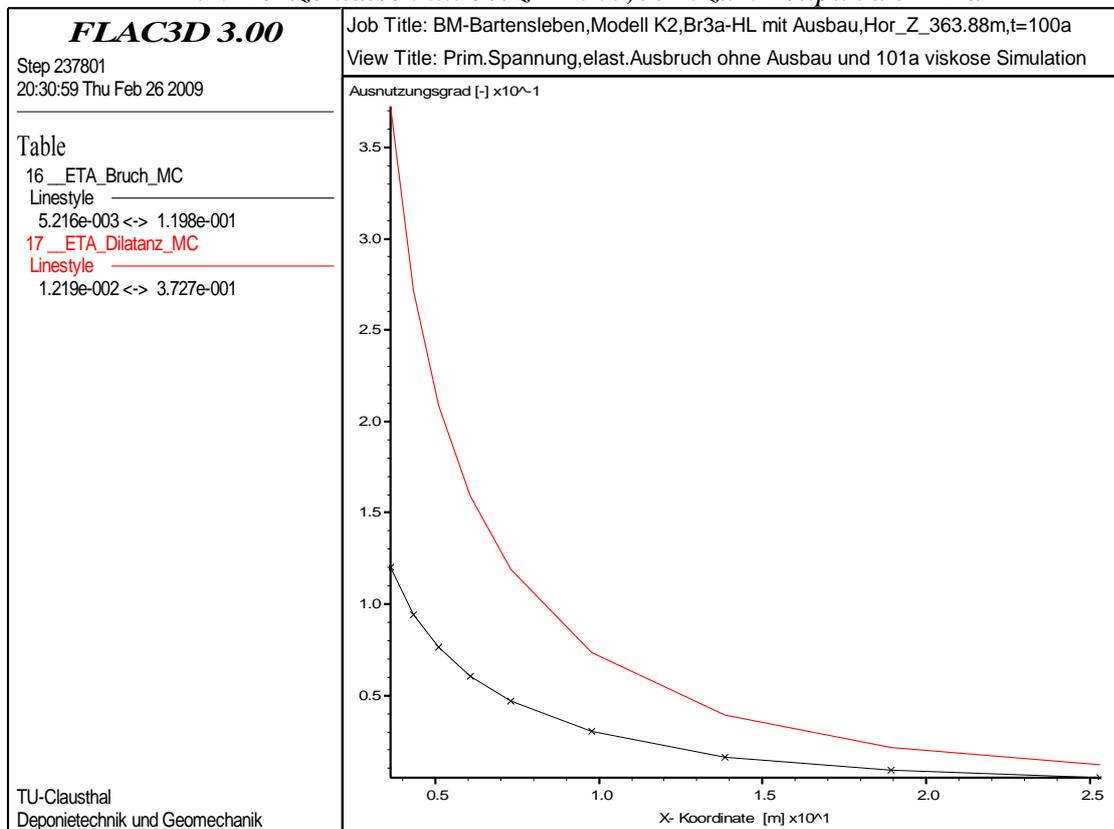


Abb. 2.25: Darstellung der Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z = -363,88$ m zum Zeitpunkt $t = 100$ a

Die in den überbeanspruchten Gebirgsbereichen rechnerisch ermittelte Dilatanz (Volumendehnung \rightarrow erhöhte Sekundärpermeabilität) ist in Abb. 2.26B und Abb. 2.27B aufgetragen. Abb. 2.26B zeigt die für $t = 100$ a berechnete Dilatanz für einen Vertikalschnitt zwischen $z = -273,5$ m und $z = -366,24$ m. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Dilatanz mit der Teufe zunimmt und an der Unterkante des Dichtelementes DE3 den größten Wert von $\varepsilon_{Vol} = 4,1 \cdot 10^{-5}$ [-] aufweist.

Der in Abb. 2.27B für einen Horizontalschnitt bei $z = -363,88$ m dargestellten Auftragung der Dilatanz kann entnommen werden, dass die Zone dilatant verformter Gebirgsbereiche unter den angenommenen Randbedingungen hinter dem Schachtausbau in radialer Richtung kleiner als $0,75$ m ist, da nur die erste Konturzone mit einer Breite von $b = 0,75$ m Zahlenwerte für die Dilatanz von $\varepsilon_{Vol} > 0$ [-] ausweist.

In der Konsequenz wird bestätigt, dass die dilatant verformten Gebirgsbereiche bei einem Nachschnitt in der Größenordnung von $\Delta r = 0,75$ m vollständig beraubt werden.

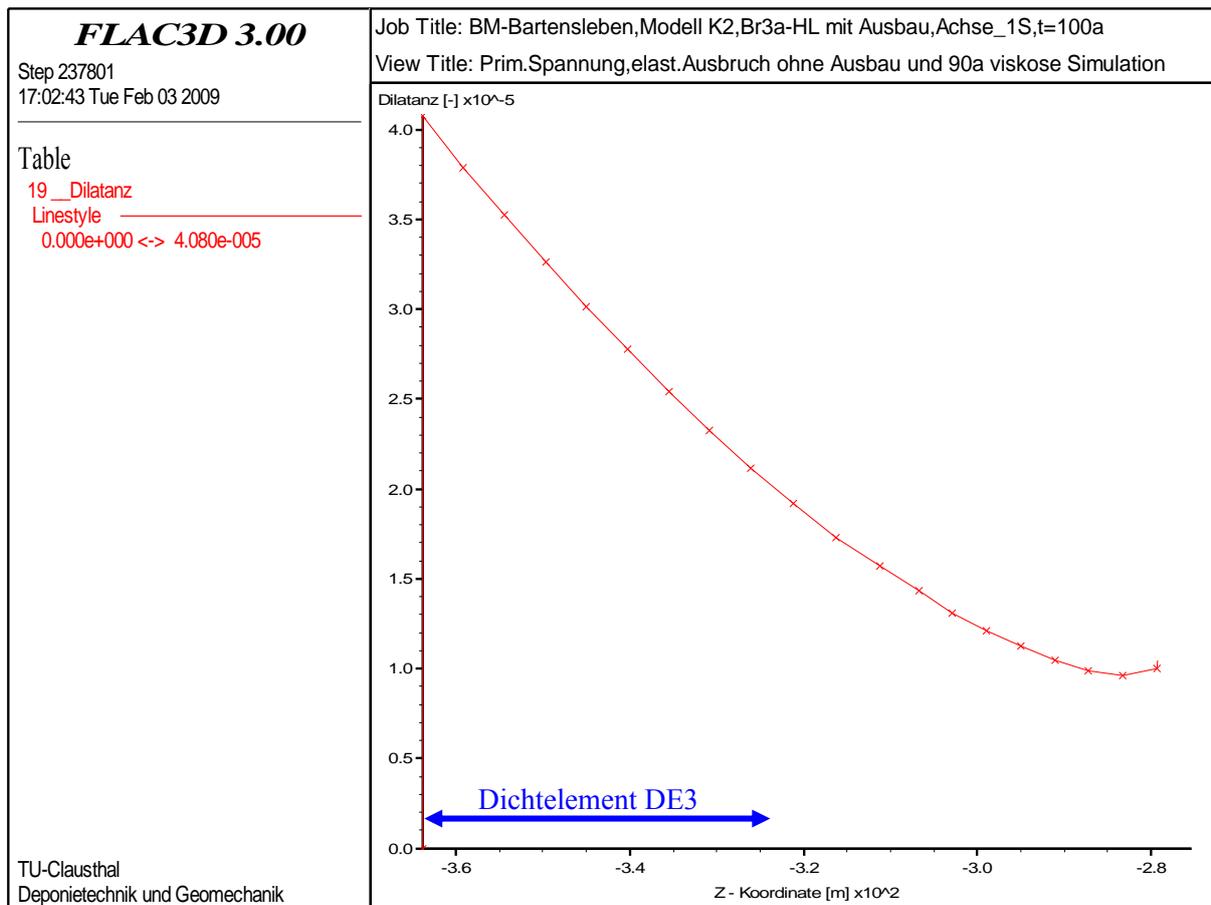


Abb. 2.26B: Dilatanz im Vertikalschnitt zwischen $z = -366,24$ m und $z = -273,5$ m zum Zeitpunkt $t = 100$ a – Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“

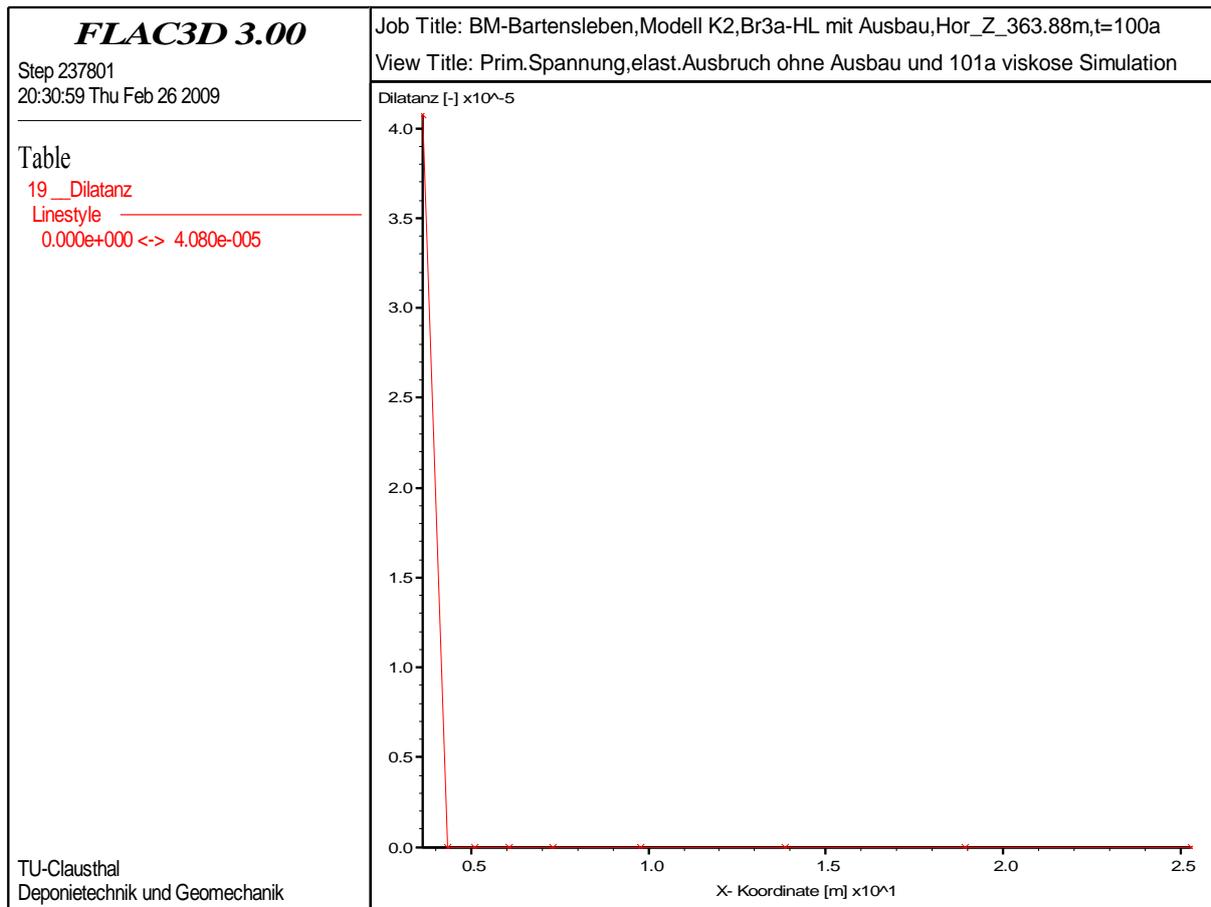


Abb. 2.27B: Dilatanz im Horizontalschnitt bei $z=-363,88$ m zum Zeitpunkt $t = 100$ a - Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“

2.4.2.3 Ausbruch des Ausbaus ($a = 0,625$ m) und Nachschnitt der Salzkontur ($b = 0,75$ m) nach $t = 100$ Jahren und anschließende rechnerische Simulation des offenen Schachtbereiches bis $t = 101$ Jahre

Die rechnerische Simulation von Ausbruch des Schachtausbaus und Nachschnitt sowie des nachfolgenden Einbaus des Schachtverschlussystems erfolgt in Analogie zur Vorgehensweise des AS durch

- a) Ausbruch des Schachtausbaus ($a = 0,625$ m) und Nachschnitt der Kontur ($b = 0,75$ m) → linear-elastisches Stoffmodell nach *Hooke* und
- b) offener Schachtquerschnitt mit Standzeit über 1 Jahr bis zur Einbringung des Schachtverschlussystems → elastisch-viskose Berechnung mit dem Stoffmodell *How/Lux* (AS: *Norton* bzw. *BGRa*).

Somit werden die sich über einen längeren Zeitraum erstreckenden Bauarbeiten für den Nachschnitt und die Schachtverfüllung konservativ mit einer instantanen Beraubung (Ausbruch des Ausbaus und Nachschnitt der Auflockerungszone) und anschließender viskoser Berechnung für

ein Jahr mit offenem Schachtbereich (ohne Ausbau) numerisch simuliert. Nach einem Jahr viskoser Berechnung mit dem Stoffmodell *How/Lux* wird schließlich ein instantaner Einbau des Schachtverschlussbauwerkes simuliert.

Hinsichtlich einer möglichen erneuten Ausbildung einer dilatanten Gebirgszone nach einem Jahr viskoser Berechnung formuliert der AS in /1/ auf Seite 138: *Eine weitere Auflockerung nach gebirgsschonender Beraubung wurde nicht unterstellt.*

Das Entstehen erneuter Auflockerungszonen an der nachgeschnittenen Schachtkontur bis zum Zeitpunkt des Einbaus des Schachtverschlussystems ist nach Ansicht der Prüfer von signifikanter Bedeutung für die Beantwortung der Fragestellung, ob im Falle von anstehenden Lösungen ein Eindringen von Deckgebirgsgewässern bzw. eine Fluidauspressung zu besorgen ist.

In Abb. 2.28 und Abb. 2.29 sind die Ausnutzungsgrade der Dilatanz- bzw. Bruchfestigkeit nach dem linear-elastisch modellierten Ausbruch des Ausbaus und der Auflockerungszone (Nachschnitt $b = 0,75$ m) dargestellt. In Abb. 2.28 sind an der Kontur Gebirgsbereiche zu erkennen, deren Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit $\eta_s > 1[-]$ sind. Somit führt die durch den Ausbruch des Ausbaus und des Nachschnittes der Auflockerungszone veränderte Spannungssituation an der neu entstandenen Kontur direkt nach dem Nachschnitt entgegen der Annahme des AS wieder zu einer Ausbildung dilatant verformter Gebirgsbereiche. Der Ausnutzungsgrad der Bruchfestigkeit erreicht im Maximum einen Zahlenwert von $\eta_{Bruch} = 0,56[-]$, Abb. 2.29. Der Ausnutzungsgrad der Dilatanzfestigkeit erreicht einen Maximalwert von $\eta_s = 2,38[-]$, Abb. 2.28.

Entsprechend der Darstellung in Abb. 2.30 werden 1 Jahr nach rechnerisch simuliertem Nachschnitt der Kontur zwar reduzierte Ausnutzungsgrade ausgewiesen, d.h. während der Standzeit des offenen Schachtes resultiert in Folge viskoser Spannungsumlagerungen eine abnehmende Beanspruchungsintensität, jedoch weisen die Konturzonen zum Zeitpunkt $t = 101$ a noch Zahlenwerte von $\eta_s > 1[-]$ auf. Damit ist ausgesagt, dass die Schädigungsentwicklung zu diesem Zeitpunkt noch nicht abgeschlossen ist. Der Zahlenwert des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit beträgt zum Zeitpunkt $t = 101$ a im Maximum $\eta_{Bruch} = 0,42[-]$, Abb. 2.31. Der Maximalwert des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit wird zu $\eta_s \approx 1,9[-]$ berechnet, Abb. 2.30.

Die aus den Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzfestigkeit resultierende Dilatanz (\rightarrow erhöhte Sekundärpermeabilität) zeigt Abb. 2.32B für einen Vertikalschnitt. Analog zur Darstellung der Ausnutzungsgrade kann Abb. 2.32B entnommen werden, dass die zum Zeitpunkt $t = 101$ a berechnete Dilatanz mit der Teufe zunimmt. Der maximale Zahlenwert von

$\varepsilon_{vol} = 7,4 \cdot 10^{-5}$ [-] wird im Bereich der Unterkante des Dichtelementes DE3 berechnet. Die Auftragung der berechneten Dilatanz für den Horizontalschnitt bei $z = -363,88$ m in Abb. 2.33B zeigt, dass lediglich für die erste Zone (Breite $c = 0,75$ m) in radialer Richtung eine Dilatanz von $\varepsilon_{vol} > 0$ [-] ausgewiesen wird.

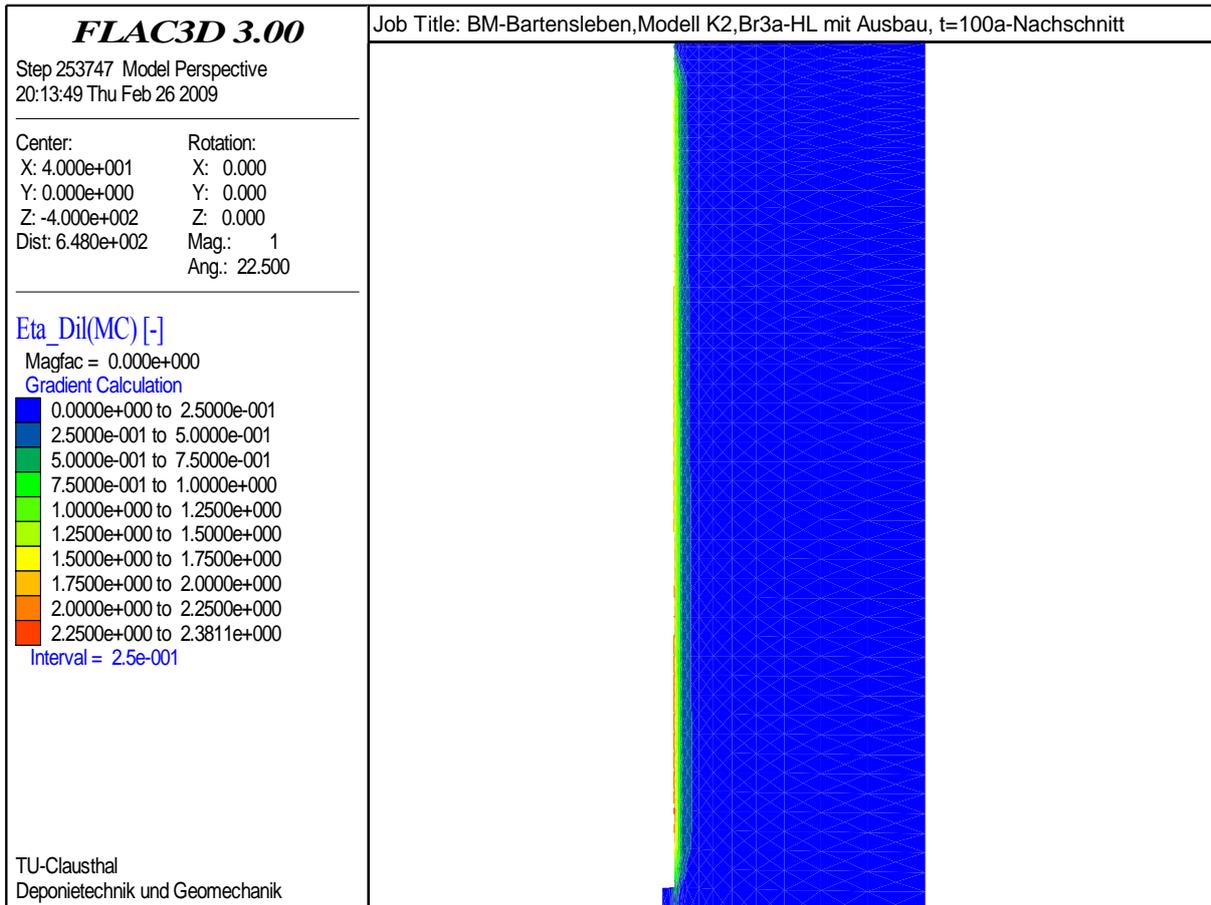


Abb. 2.28: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb zum Zeitpunkt $t = 100$ a (nach Nachschnitt)

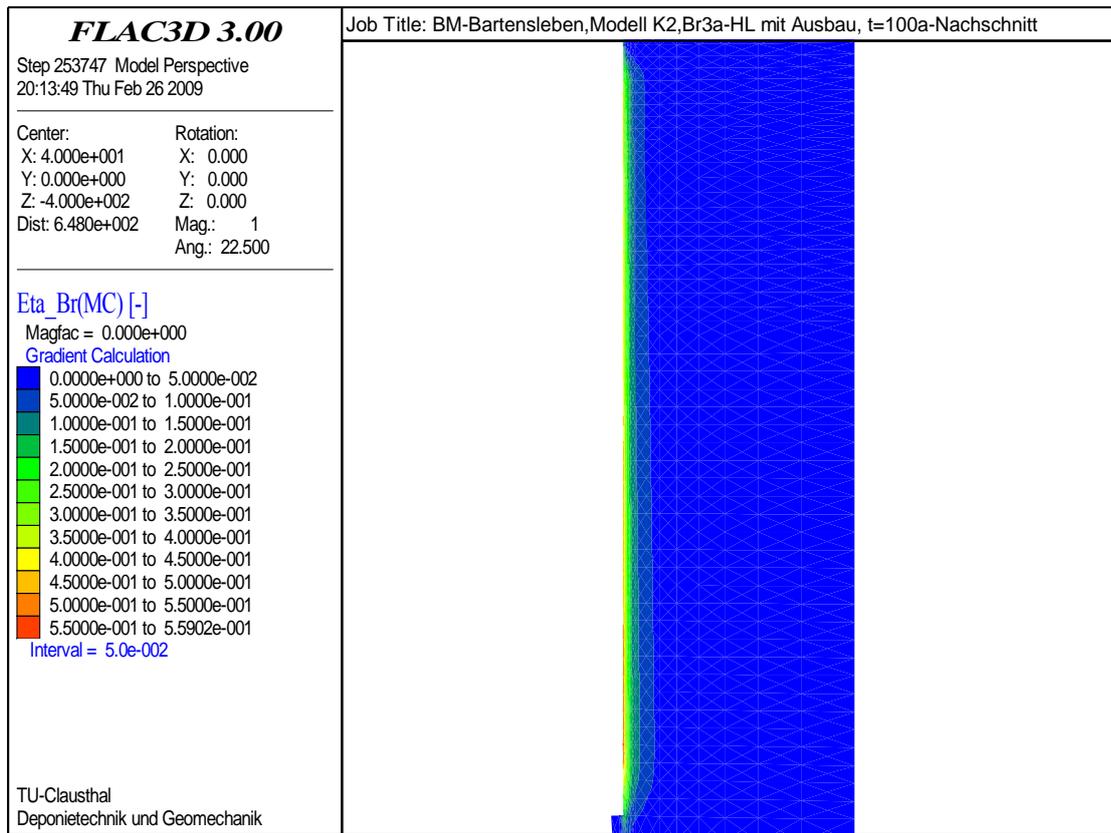


Abb. 2.29: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb zum Zeitpunkt $t = 100 a$ (nach Nachschnitt)

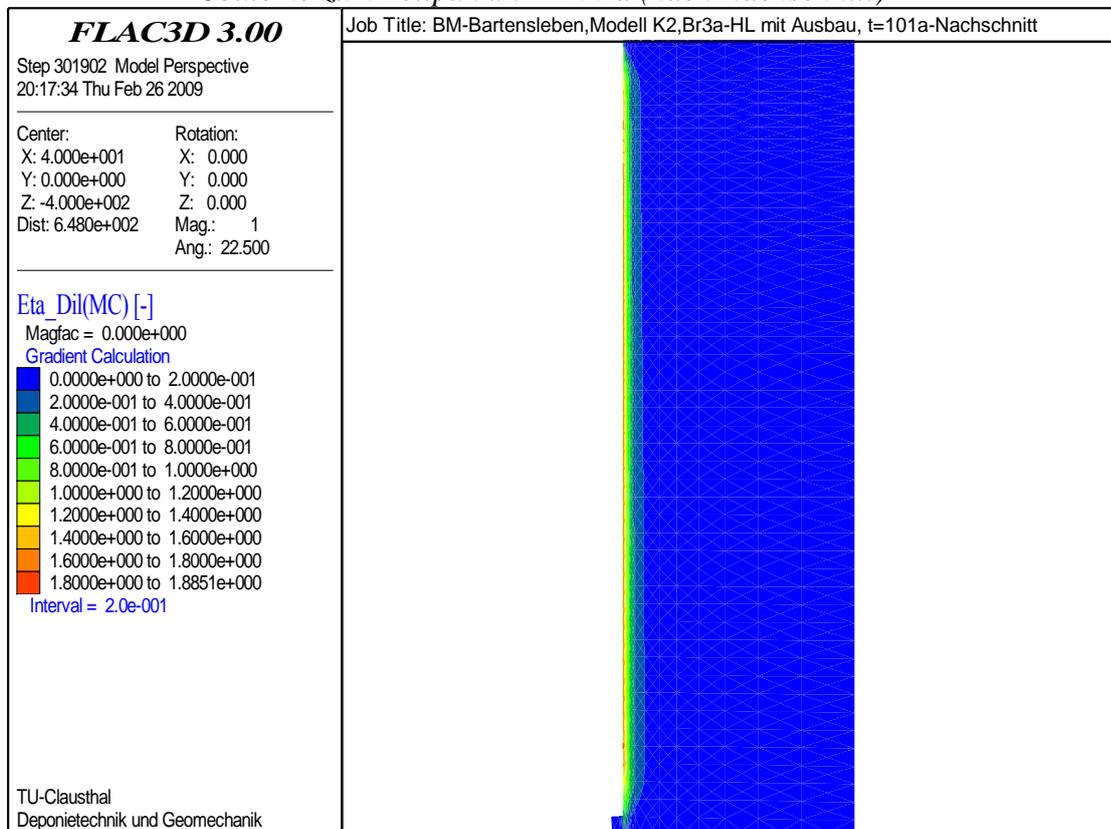


Abb. 2.30: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb 101 Jahre nach Ausbruch ($t = 101 a$)

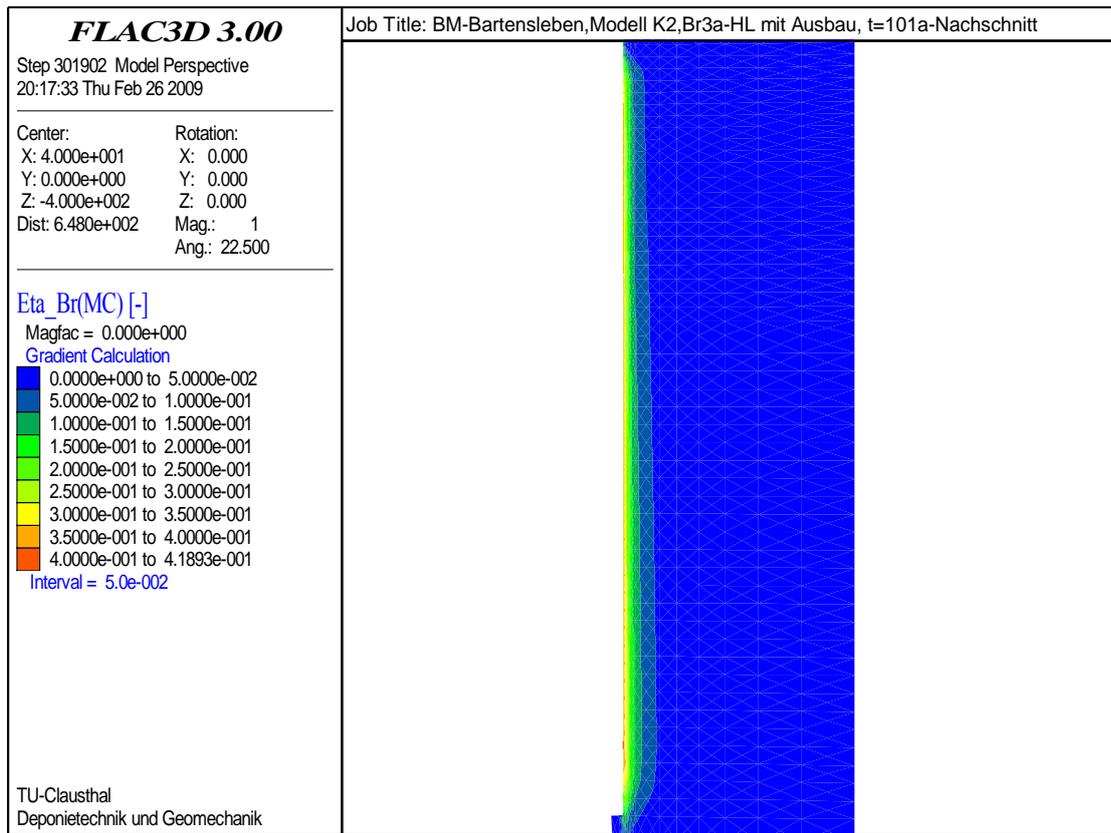


Abb. 2.31: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb 101 Jahre nach Ausbruch ($t = 101 a$)

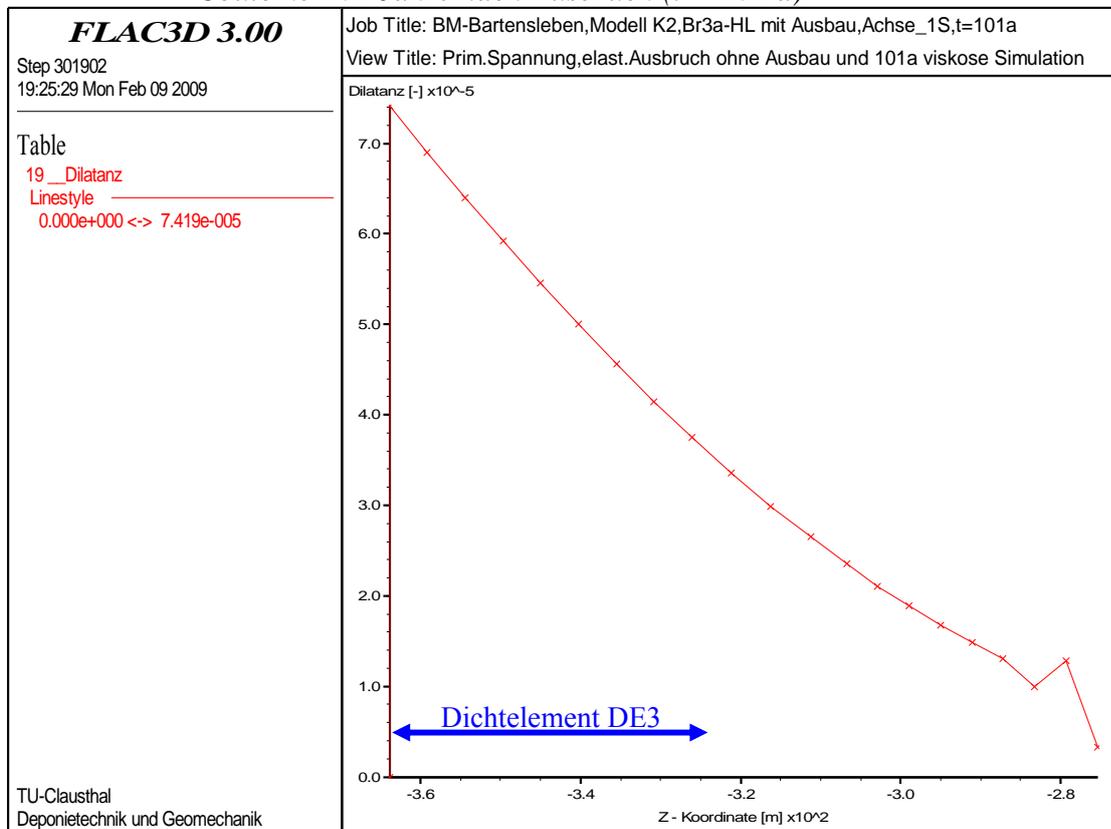


Abb. 2.32B: Dilatanz im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$ zum Zeitpunkt $t = 101 a$ - Schachtverschlussystem Bartensleben

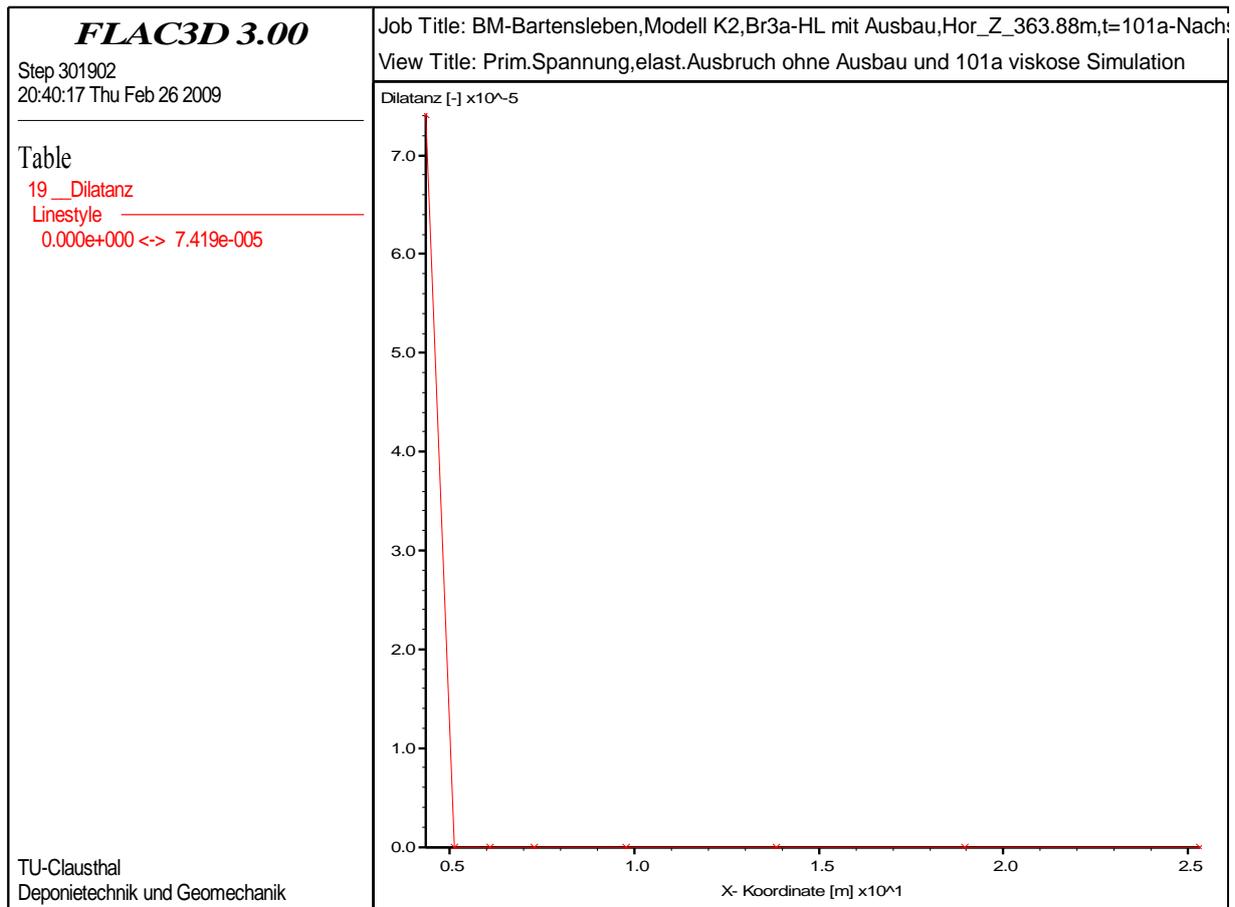


Abb. 2.33B: Dilatanz im Horizontalschnitt bei $z = -363,88 \text{ m}$ zum Zeitpunkt $t = 101 \text{ a}$ - Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“

Als Fazit der numerischen Berechnungen zum mechanischen Tragverhalten des Schachtverschlussystems Bartensleben bleibt somit insgesamt festzuhalten, dass einerseits die vom AS postulierte Größe möglicherweise aufgelockerter bzw. dilatant verformter Gebirgsbereiche im Umfeld der Schachtkontur mit $a = 0,75 \text{ m}$ konservativ eingeschätzt wurde. Andererseits haben die Vergleichsberechnungen jedoch gezeigt, dass der Nachschnitt der Schachtkontur rechnerisch in einer erneuten Ausbildung dilatant verformter Gebirgsbereiche resultiert, d.h. ein Verzicht auf die Berücksichtigung dilatant verformter Konturzonen mit erhöhter Sekundärpermeabilität nicht ohne weitere Betrachtungen/ergänzende Nachweise gerechtfertigt erscheint. Von signifikanter Bedeutung für den Nachweis zur Funktionstüchtigkeit und Langzeitsicherheit des Schachtverschlussystems ist die Frage, welchen quantitativen Einfluss die Gebirgsbereiche erhöhter Sekundärporosität und damit auch Sekundärpermeabilität auf die Dichtheit des geplanten Schachtverschlussystems haben. Hierzu sind die in Kapitel 2.5 dokumentierten mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen durchgeführt worden. Übergeordnetes Ziel dieser Berechnungen ist es aufzuzeigen, wie sich die Sekundärpermeabilität bei einem angenommenen instantanen Lö-

sungszutritt in das Grubengebäude nach Einbau des Schachtverschlussystems entwickelt, welcher Zeitraum bis zur Aufsättigung der dilatant verformten Gebirgsbereiche verstreicht und welche Fluidmengen nach der Aufsättigung gegebenenfalls durch das Schachtverschlussystem ein- bzw. austreten können.

2.4.3 Mechanische Berechnungen zum Tragverhalten – Schachtverschlussystem Marie

2.4.3.1 Rechnerische Simulation des Tragverhaltens des offenen Schachtes mit Ausbau (ohne Eigengewicht) nach Ausbruch $t = 0$ a bis $t = 100$ a

Gemäß den Ausführungen in Kap. 2.3 unterscheiden sich die Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie lediglich geringfügig hinsichtlich Geometrie, Teufenlage, geologischer Situation und Konzeption des Abdichtungssystems. In der Konsequenz ist zu erwarten, dass auch die rechnerisch ermittelten Zustandsgrößen keine signifikanten Unterschiede ausweisen werden. Vor diesem Hintergrund und mit Verweis auf die dezidierten Ausführungen zur zeit- und lastfallabhängigen Entwicklung der Spannungen, Ausnutzungsgrade und Sekundärporositäten (Dilatanz) für das Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ beschränkt sich die Dokumentation der mit dem Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“ ermittelten Zustandsgrößen auf die Darstellung der für die Sekundärpermeabilität maßgebenden Dilatanz.

In Analogie zur Darstellung und Bewertung der Berechnungsergebnisse „Schachtverschlussystem Bartensleben“ zeigt Abb. 2.26M die für den Zeitpunkt $t = 100$ a berechnete Dilatanz in einem Vertikalschnitt durch das erste Salzelement an der Schachtkontur. Der in Abb. 2.26M aufgetragene Vertikalschnitt erfasst die berechnete Dilatanz zwischen der Unterkante des Dichtelementes DE3 bei $z = -343,50$ m und dem Salzspiegel bei $z = -269,0$ m. Deutlich zu erkennen ist aus Abb. 2.26M, dass die Dilatanz nach einer Standzeit des offenen Schachtes mit Ausbau von $t = 100$ a analog zu den in Abb. 2.26B für den Schacht Bartensleben aufgetragenen Berechnungsergebnissen mit der Teufe zunimmt. Entsprechend der im Vergleich zum Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ geringeren Teufenlage des Dichtelementes DE3 ist die maximal berechnete Dilatanz an der Unterkante des Dichtelementes mit $\varepsilon_{vol} = 3,07 \cdot 10^{-05}$ [-] kleiner als die für das Schachtverschlussystem Bartensleben berechnete maximale Dilatanz von $\varepsilon_{vol} = 4,10 \cdot 10^{-05}$ [-]. Den Verlauf der Dilatanz für einen Horizontalschnitt im Niveau der Unterkante von DE3 bei $z = -342,11$ m zeigt Abb. 2.27M. Deutlich zu erkennen ist aus Abb. 2.27M, dass in Analogie zu den Ergebnissen für das Schachtverschlussystem Bartensleben lediglich in der ersten Konturzone eine Dilatanz von $\varepsilon_{vol} > 0$ ausgewiesen wird. Damit gilt auch für das

Schachtverschlussystem Bartensleben die Aussage, dass ein 0,75 m breiter Nachschnitt der Kontur geeignet ist, die Auflockerungszone vollständig zu entfernen.

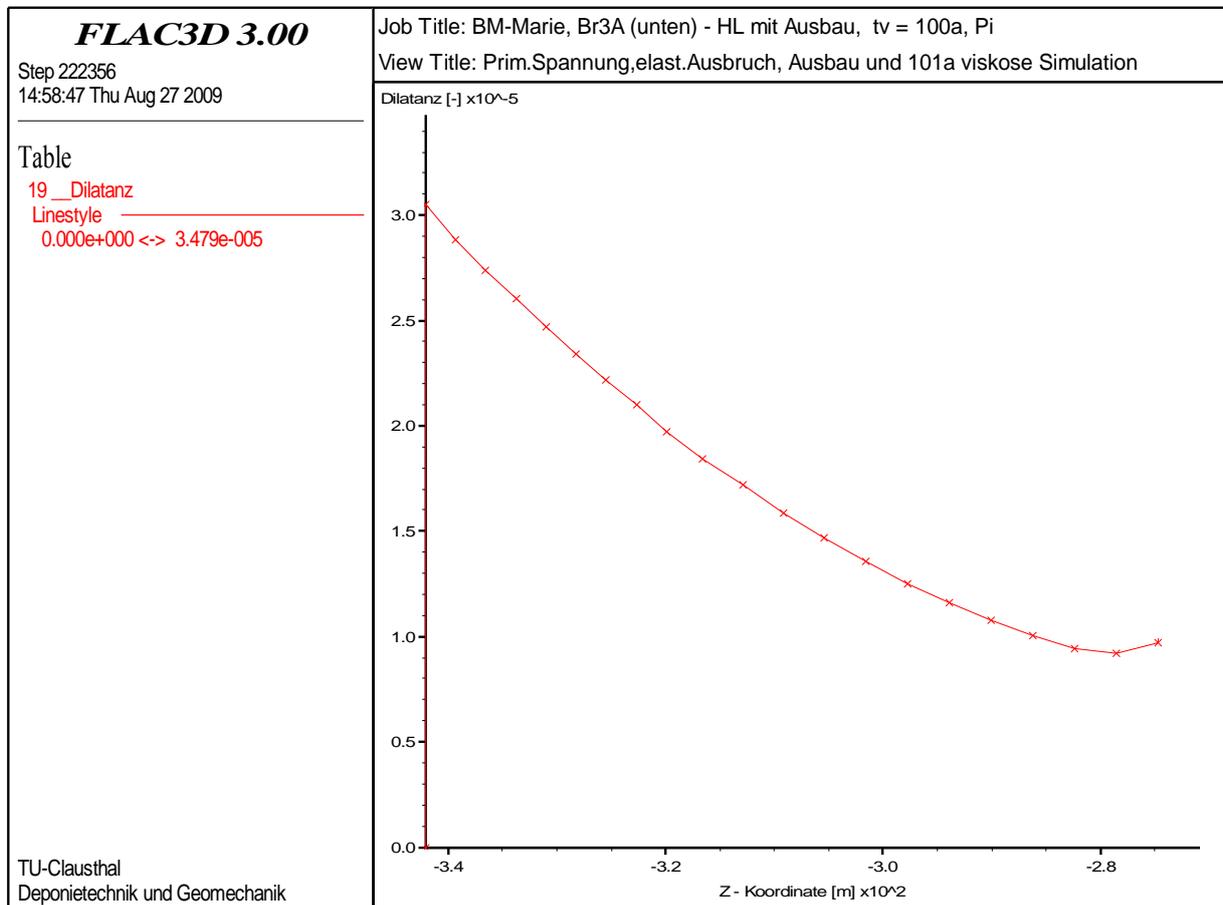


Abb. 2.26M: Dilatanz im Vertikalschnitt von $z = -343,50$ m bis $z = -268,8$ m zum Zeitpunkt $t = 100$ a – Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“

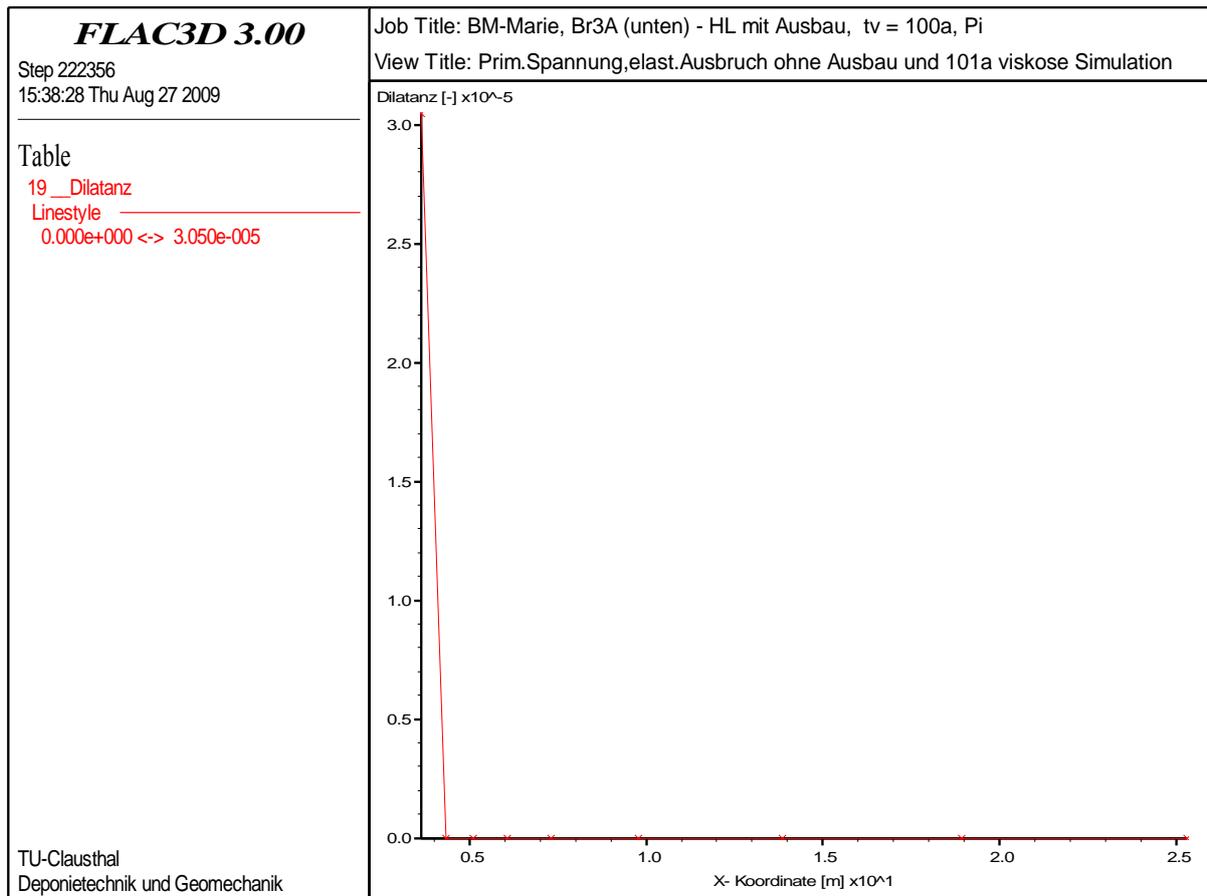


Abb. 2.27M: Dilatanz im Horizontalschnitt bei $z = -342,11 \text{ m}$ zum Zeitpunkt $t = 100 \text{ a}$ - Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“

2.4.3.2 Ausbruch des Ausbaus ($a = 0,625 \text{ m}$) und Nachschnitt der Salzkontur ($b = 0,75 \text{ m}$) nach $t = 100$ Jahren und anschließende rechnerische Simulation des offenen Schachtbereiches bis $t = 101$ Jahre

In Analogie zur Darstellung und Bewertung der Berechnungsergebnisse „Schachtverschlussystem Bartensleben“ zeigt Abb. 2.32M die für den Zeitpunkt $t = 101 \text{ a}$ berechnete Dilatanz in einem Vertikalschnitt durch das erste Salzelement an der Schachtkontur. Der in Abb. 2.32M aufgetragene Vertikalschnitt erfasst die berechnete Dilatanz zwischen der Unterkante des Dichtelementes DE3 bei $z = -343,50 \text{ m}$ und dem Salzspiegel bei $z = -268,8 \text{ m}$. Deutlich zu erkennen ist aus Abb. 2.32M, dass die Dilatanz 1 Jahr nach simuliertem Ausbruch des Schachtausbaus und Nachschnitt der Konturzone analog zu den in Abb. 2.32B für den Schacht Bartensleben aufgetragenen Berechnungsergebnissen mit der Teufe zunimmt. Entsprechend der im Vergleich zum Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ geringeren Teufenlage des Dichtelementes DE3 ist die maximal berechnete Dilatanz an der Unterkante des Dichtelementes mit

$\varepsilon_{vol} = 5,49 \cdot 10^{-5}$ [-] kleiner als die für das Schachtverschlussystem Bartensleben berechnete maximale Dilatanz von $\varepsilon_{vol} = 7,40 \cdot 10^{-5}$ [-]. Den Verlauf der Dilatanz für einen Horizontalschnitt im Niveau der Unterkante von DE3 bei $z = -342,11$ m zeigt Abb. 2.33M. Deutlich zu erkennen ist aus Abb. 2.33M, dass in Analogie zu den Ergebnissen für das Schachtverschlussystem Bartensleben lediglich in der ersten Konturzone eine Dilatanz von $\varepsilon_{vol} > 0$ ausgewiesen wird.

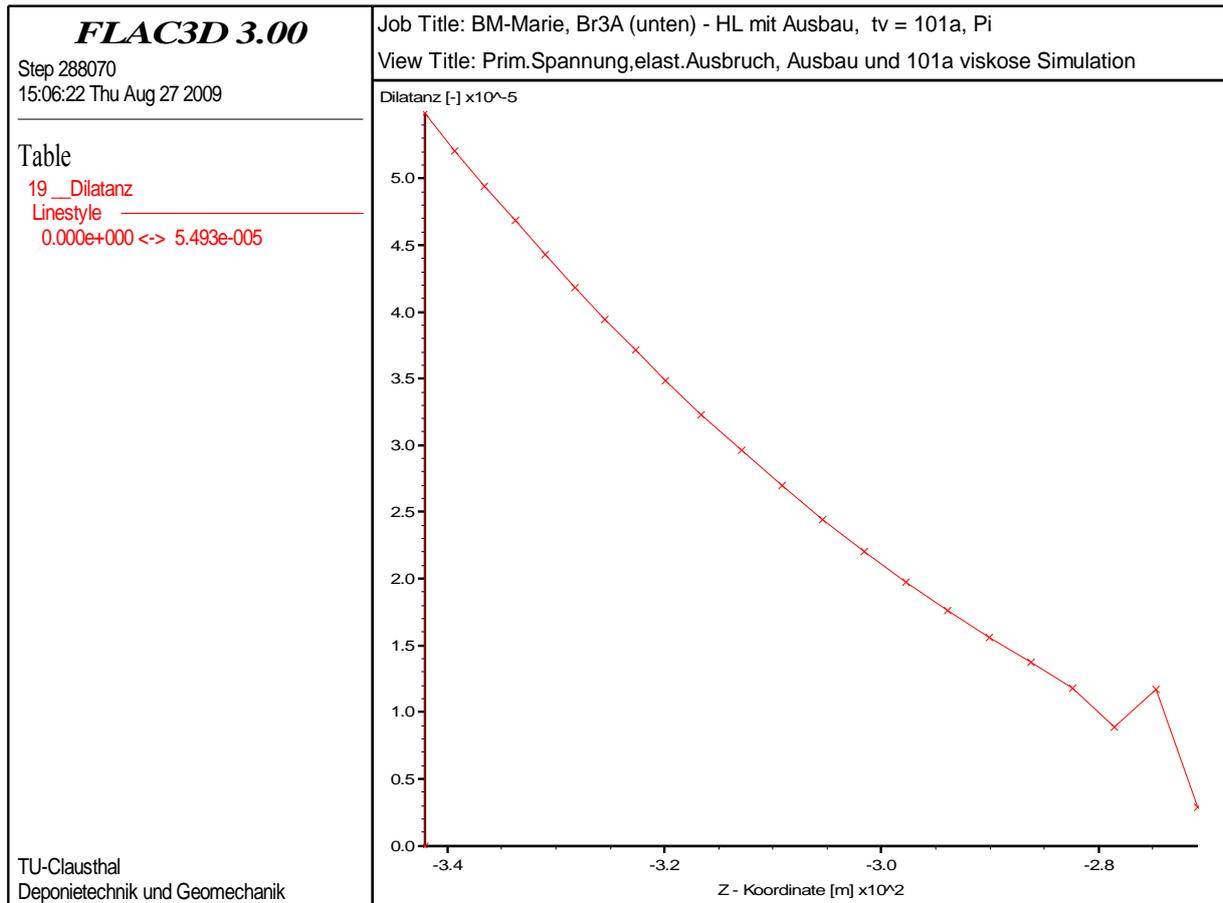


Abb. 2.32M: Dilatanz im Vertikalschnitt von $z = -343,50$ m bis $z = -268,8$ m zum Zeitpunkt $t = 101$ a – Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“

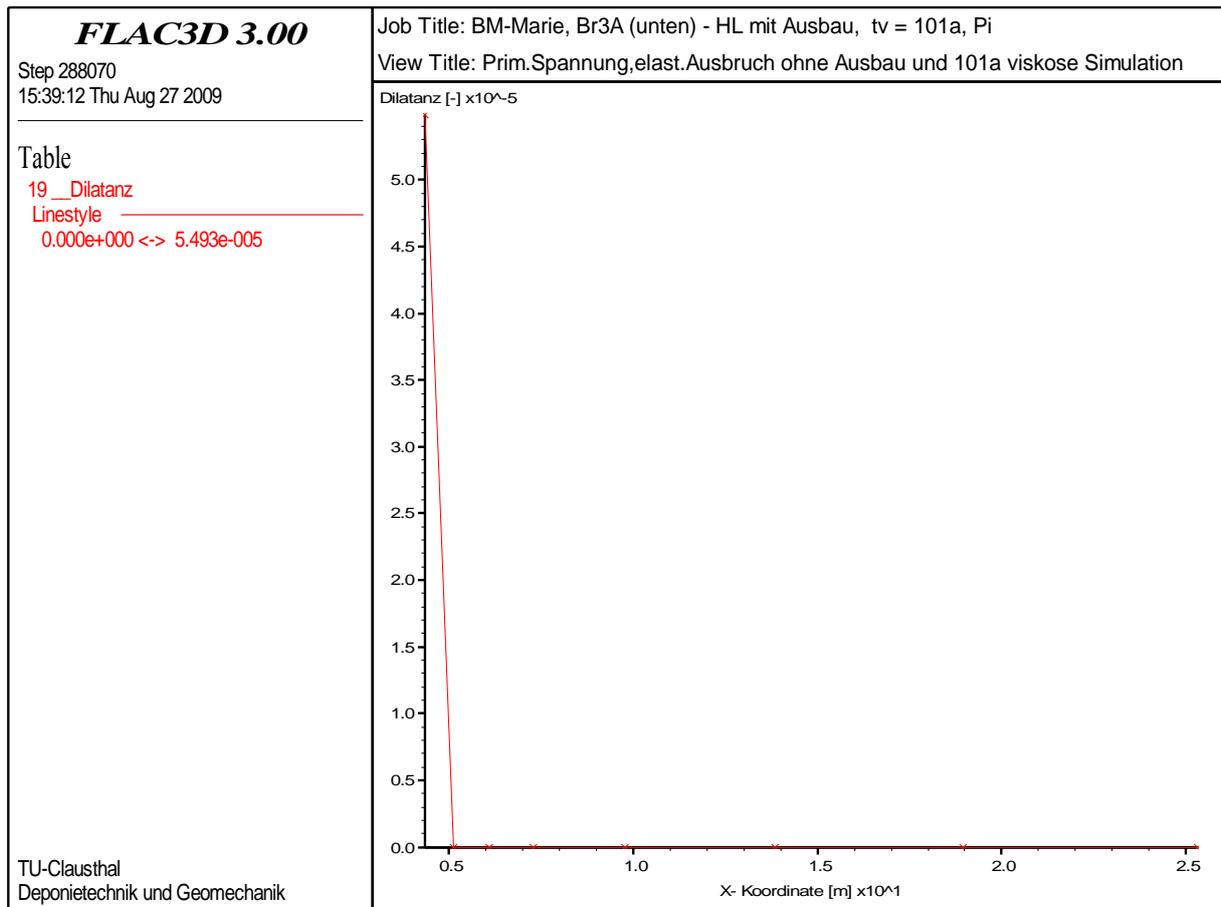


Abb. 2.33M: Dilatanz im Horizontalschnitt bei $z = -342,11$ m zum Zeitpunkt $t = 101$ a - Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Marie“

Als Fazit der numerischen Berechnungen zum mechanischen Tragverhalten des Schachtverschlussystems Marie bleibt somit analog zu den Schlussfolgerung für das Schachtverschlussystem Bartensleben insgesamt festzuhalten, dass einerseits die vom AS postulierte Größe möglicherweise aufgelockerter bzw. dilatant verformter Gebirgsbereiche im Umfeld der Schachtkontur mit $a = 0,75$ m konservativ eingeschätzt wurde. Andererseits haben die Vergleichsberechnungen jedoch gezeigt, dass der Nachschnitt der Schachtkontur rechnerisch in einer erneuten Ausbildung dilatant verformter Gebirgsbereiche resultiert, d.h. ein Verzicht auf die Berücksichtigung dilatant verformter Konturzonen mit erhöhter Sekundärpermeabilität nicht ohne weitere Betrachtungen/ergänzende Nachweise gerechtfertigt erscheint.

Von signifikanter Bedeutung für den Nachweis zur Funktionstüchtigkeit und Langzeitsicherheit der Schachtverschlussysteme ist die Frage, welchen quantitativen Einfluss die Gebirgsbereiche erhöhter Sekundärporosität und damit auch Sekundärpermeabilität auf die Dichtheit der geplanten Schachtverschlussystems haben. Hierzu sind die in Kapitel 2.5 dokumentierten mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen durchgeführt worden. Übergeordnetes Ziel dieser Be-

rechnungen ist es aufzuzeigen, wie sich die Sekundärpermeabilität bei einem angenommenen instantanen Lösungszutritt in das Grubengebäude nach Einbau des jeweiligen Schachtverschluss-systems entwickelt, welcher Zeitraum bis zur Aufsättigung der dilatant verformten Gebirgsberei-che verstreicht und welche Fluidmengen nach der Aufsättigung gegebenenfalls durch die Schachtverschlussysteme ein- bzw. austreten können.

Entsprechend den einleitenden Ausführungen von besonderer Bedeutung sind hierbei die zeit- gleiche und gekoppelte Berücksichtigung der aus dem Beanspruchungszustand des Gebirges resultierenden rechnerischen Belastungen der Schachtverschlussysteme einerseits und die aus dem Lösungszutritt und Strömung resultierenden hydraulischen Belastungen andererseits. Da die hydraulischen Kräfte, abhängig von den Parametern Sättigungszustand, Porosität, Permeabilität und Porendruck, mit den mechanischen Kräften in Wechselwirkung stehen und umgekehrt die mechanischen Kräfte die Sekundärporosität bzw. Dilatanz bestimmen, erfolgt die Berechnung der Zustandsgrößen durch eine zweiseitig gekoppelte mechanisch-hydraulische Modellierung. Für die Abdichtungsmaterialien selbst wird in Analogie zu den Ausführungen des AS zunächst unterstellt, dass die daraus erstellten Abdichtungsbauwerke entsprechend den Vorgaben un- durchlässig und frei von Schädigungen sind.

2.5 Mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnungen zur Analyse von Dichtheit und Gebrauchstauglichkeit der Verbundsysteme "Schachtverschluss-Gebirge"

2.5.1 Übersicht über die analysierten Lastfälle und physikalische Modellierung der me- chanisch-hydraulischen Kopplung

Aufbauend auf den mechanischen Berechnungen in Kapitel 2.4 wird in den nachfolgend doku- mentierten mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen simuliert und analysiert,

- a) wie sich der Aufsättigungsprozess und die Sekundärpermeabilität bei einem ange- nommenen Lösungszutritt in das Grubengebäude nach Einbau des Schachtverschluss- systems in Raum und Zeit entwickeln (Szenario Auspressphase) und welche Fluid- mengen nach einem erfolgten Aufsättigungsprozess an den jeweiligen Betrachtungs- horizonten gegebenenfalls austreten,
- b) wie sich der Aufsättigungsprozess und die Sekundärporosität bei einem Zutritt von Deckgebirgswässern über die Auflockerungszone der Verschlussysteme in das Gru- bengebäude in Raum und Zeit entwickeln (Szenario Zutrittsphase) und

- c) welche Fluidmengen bei Berücksichtigung der vom AS angesetzten Gebirgspermeabilitäten den Schachtverschlussystemen aus dem Deckgebirge/Hutgestein zufließen können.

Auf Grundlage der in Kapitel 2.1.5 aufgeführten und im Computerprogramm FLAC3D implementierten Ansätze zur mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung resultiert bei Ansatz des Szenarios „Auspressphase“ eine jeweils an der Unterkante des Dichtelementes DE3 beginnende Aufsättigung der Porenräume dilatant verformter Gebirgsbereiche. Bei Ansatz des Szenarios „Zutrittsphase“ resultiert eine jeweils im Teufenniveau des Salzspiegels beginnende Aufsättigung der Porenräume dilatant verformter Gebirgsbereiche. Beide Szenarien führen somit zu einer Wechselwirkung zwischen hydraulischen und mechanischen Zustandsgrößen. Der komplexe mechanisch-hydraulisch gekoppelte Aufsättigungsprozess ist charakterisiert durch die Abhängigkeit von Porendruck, Porosität, Permeabilität, Sättigungszustand, Temperaturänderungen und insbesondere vom mechanischen Zustandsfeld. In der Konsequenz folgt eine zeitabhängige gegenseitige Wechselwirkung von hydraulischen und mechanischen Zustandsgrößen.

Rechnerisch analysiert wird zunächst das Szenario „Auspressphase“, das auf der Annahme beruht, dass das Grubengebäude instantan zugelaufen ist und im Grubengebäude ein dem hydrostatischen Niveau entsprechender Fluiddruck ansteht. Das hydrostatische Druckniveau wird im Rahmen der rechnerischen Untersuchung als über die Zeit konstant angesetzt. Eine grundsätzlich denkbare Wechselwirkung zwischen dem Druckniveau, der Konvergenzrate und der austretenden bzw. in dilatant verformte Gebirgsbereiche eindringende Fluidmengen wird nicht berücksichtigt.

In Analogie zur Vorgehensweise des AS wird das Dichtelement DE3 analysiert, da für diesen Bereich die größten Dilatanzen im Konturbereich des Steinsalzgebirges bis zum Verfüllzeitpunkt bei $t = 101$ a berechnet werden, Abb. 2.32B bzw. Abb. 2.32M. Das Dichtelement wird in Analogie zur Vorgehensweise des AS mit einem auf die Unterseite des Dichtelementes wirkenden Fluiddruck von $p_{fl} = 6$ MPa bei $z = -366,24$ m (Schacht Bartensleben) bzw. $z = -343,5$ m (Schacht Marie) belastet. Da entsprechend der gewählten Konzeption der Nachweis des einzuhaltenden Grenzvolumenstromes von $\dot{V}_{max} = 2,0 m^3 / a$ für jedes einzelne Dichtelement zu erbringen ist, wird die Durchströmung der dilatant verformten Gebirgszonen im Bereich des Dichtelementes DE3 analysiert (Schacht Bartensleben: $z = -366,24$ m bis $z = -323,74$ m / Schacht Marie: $z = -343,50$ m bis $z = -318,50$ m).

Grundsätzlich kann ein Zu- bzw. Austritt von fluiden Phasen nicht nur durch die aufgelockerten bzw. dilatant verformten Gebirgszonen erfolgen, sondern auch über die Kontaktfuge zwischen

Dichtelement und Gebirge und/oder durch die Dichtelemente selbst (abdichtender Querschnitt).

In Analogie zur Vorgehensweise des AS werden die Abdichtungsmaterialien als undurchlässig und frei von Schädigungen angesetzt. Die angenommene Undurchlässigkeit des Abdichtungselementes ist nicht belegt und daher zu belegen. Damit beschränkt sich die rechnerische Analyse zunächst ausschließlich auf die mögliche Auspressrate durch den aufgelockerten bzw. dilatant verformten Gebirgsbereich und die mögliche Zutrittsrate durch den aufgelockerten bzw. dilatant verformten Gebirgsbereich.

Für die mechanisch-hydraulisch gekoppelte Simulation der Szenarien „Auspressphase“ und „Zutrittsphase“ werden die entsprechend Abschnitt 2.4 für $t = 101$ a rechnerisch ermittelten Beanspruchungszustände übernommen und nachfolgend der Einbau des Schachtverschlussystems sowie der Fluiddruck als zeitunabhängige (instantane) Belastungen überlagert.

Für die Materialien der Schachtverschlussysteme werden die elastischen Kennwerte aus Kapitel 2.2.2 angesetzt. Rechnerisch erfolgt die Aktivierung der in Kapitel 2.2.1 skizzierten Schachtverschlussysteme instantan. Die zugehörigen Materialien werden analog zum Ausbaumaterial als gewichtslos angesetzt. Tatsächlich ist die teufenabhängige Vertikalspannung in den Verschlussystemen beeinflusst durch den Siloeffekt, dessen Größe von den Dichtmaterialeigenschaften und der Wandrauigkeit der Schachtkontur bestimmt wird. Dadurch wird eine im Vergleich zum geostatischen Überlagerungsdruck nur deutlich geringere Vertikalspannung erreicht. Ebenso resultiert dementsprechend eine deutlich geringere Lateralspannung. Diese mit Unsicherheiten behaftete Auswirkung des Siloeffektes auf den Eigenspannungszustand in dem Abdichtungsbauwerken wird durch eine gewichtslose Simulation des Schachtverschlussmaterials für die Ausbildung des Vertikaldruckes in der Verfüllsäule konservativ vernachlässigt. Aus dem sich dadurch zum Einbauzeitpunkt einstellenden Vertikaldruck von $\sigma_z = 0$ MPa über die gesamte Schachtteufe resultieren unter der Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens Horizontaldrucke von ebenfalls $\sigma_x = \sigma_y = 0$ MPa, d.h. bei rechnerischer Aktivierung des Schachtverschlussystems resultiert keine laterale Kraftwirkung aus dem Schachtverschlussystem auf die Konturzone des anstehenden Gebirges. Die tatsächlich aus dem Eigengewicht des Verschlussmaterials resultierende Lateralspannung führt durch ihre Stützwirkung zu einer Änderung des mechanischen Zustandfeldes im schachtnahen Konturbereich und bewirkt möglicherweise eine intensivere Reduzierung der Mächtigkeit von dilatant verformten Gebirgszonen und in deren Folge eine Verringerung der hydraulischen Durchlässigkeit.

Der gewählte Ansatz eines eigengewichtsfreien Verschlussmaterials ist somit konservativ im Sinne der Nachweisführung.

Zur Prüfung der vom AS postulierten Funktionalität des Schachtverschlussystems werden im Rahmen der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung für das Schachtverschlussystem Bartensleben variierte Materialeigenschaften für das Dichtelement DE3 angesetzt und hinsichtlich ihrer Konsequenzen für das Trag- und Dichtverhalten analysiert.

Die Ausführungen des AS zur Funktionalität des Dichtelementes DE3 (Schotter/Asphalt) zeigen, dass das Dichtelement neben seiner Undurchlässigkeit gegenüber Flüssigkeiten und der Eigenschaft des Aufschwimmens bei zuströmender IP-21-Lösung aus dem Grubengebäude bei vertikaler Fluiddruckbeaufschlagung einen Stützdruck in radialer Richtung auf die Salzkontur ausübt.

Mechanisch-hydraulisch ist der Baustoff des Dichtelementes somit charakterisiert als ein gegenüber anstehenden Lösungen vollständig undurchlässiges Material mit im Grundsatz Fluideigenschaften bei allerdings größerer Zähigkeit (→ zähplastisch bzw. deutliche Viskosität, keine bzw. vernachlässigbare Aufnahme von Schubspannungen).

Der im Falle des Szenarios „Auspressphase“ an der Unterseite des Dichtelementes DE3 anstehende vertikale Fluiddruck wird aufgrund der vom AS vorausgesetzten plastisch/duktilen Eigenschaften des Abdichtungsmaterials in radialer Richtung instantan auf den konturnahen Gebirgsbereich übertragen, so dass aus diesem fluiddruckinduzierten und fluiddruckgleichen Stützdruck eine abdichtende Wirkung im konturnahen Steinsalzgebirge (Kontaktzone/Auflockerungszone) gegenüber axial angreifenden Fluidphasen aus dem Grubengebäude resultiert (→ selbstabdichtender Verschluss). Der in axialer Richtung anstehende Fluiddruck trifft im Dichtelement des Verschlussbauwerkes damit immer auf mindestens gleich große laterale mechanische Druckspannungen im Verbundsystem Abdichtungselement-Kontaktzone-Steinsalzgebirge und Auflockerungszone.

Wesentlich für die Funktionalität des Abdichtungssystems in diesem Teilelement ist somit der nach Einschätzung der Prüfer noch zu erbringende gegenständliche Beleg, dass die für das Dichtelement angesetzten Materialeigenschaften tatsächlich auch vorliegen und wie postuliert zur Wirkung kommen. Begründet wird vorstehende Forderung insbesondere durch numerische Berechnungen des Prüfers TUC, die gezeigt haben, dass bei fehlender Duktilität bzw. im Fall einer nicht vorhandenen Lateraldruckausbildung ein Eindringen in die Kontaktzone zwischen Salzgebirge und Dichtelement(en) resultiert. Konsequenz eines Eindringens wäre ein annähernd

instantaner Durchschlag der unter Druck stehenden Lösung bis zum Salzspiegel und damit die Verletzung der Schutzziele.

Neben der Lateraldruckausbildung durch den anstehenden Fluiddruck ist die Ausbildung eines Lateraldruckes durch das Eigengewicht der Bitumensäule in den Dichtelementen DE2 und DE3 quantitativ aufzuzeigen. Dieser sich möglicherweise einstellende Lateraldruck würde sich sicherlich günstig auswirken, da er bei einer Fluiddruckbeaufschlagung sofort zur Verfügung stünde, während sich ein Lateraldruck aus der Umlagerung des vertikalen Fluiddrucks auf die lateral angrenzenden Elemente in Abhängigkeit der Duktilität des Dichtelementmaterials erst zeitabhängig einstellt. Des Weiteren ist die Qualität eines kraftschlüssigen Verbundes der Kontaktfläche Verfüllmaterial/Steinsalzgebirge durch die aus der überlagernden Bitumensäule resultierende Lateraldruckausbildung zu untersuchen und die Widerstandsfähigkeit gegen Aufreißen der Kontaktzone bei einer instantanen Fluiddruckbeaufschlagung zu belegen. Mögliche günstige Einflussfaktoren, wie eine sich einstellende Rissverzahnung oder das Eindringen von Bitumen in die dilatant verformten Gebirgsbereiche sind zu analysieren. Für die Gewährleistung eines dauerhaft kraftschlüssigen Verbundes der Kontaktflächen ist darüber hinaus auch noch der Einfluss von Setzungen der Verfüllsäule auf die Verbundwirkung zu untersuchen.

Anzumerken ist schließlich, dass bei einem späteren Zeitpunkt des Lösungszutrittes auch Druckspannungen in der Kontaktzone aufgrund der Konvergenz des Gebirges aufgebaut sein können. Hierauf wird später in Abschnitt 2.5.2.4 unter Berechnungsvariante (3) noch eingegangen.

Um die Wirkung einer lateralen Druckausbildung infolge des vertikal wirkenden Fluiddruckes auf die Permeabilitätsentwicklung und die Aufsättigung des geschädigten Gebirgsbereiches durch das Fluid zu untersuchen, werden für das Berechnungsmodell „Verschlussystem Bartensleben“ drei Berechnungsvarianten durchgeführt:

Berechnungsvariante (1):

Es wird angenommen, dass der vertikal auf die Unterseite des Dichtelementes DE3 in der Teufe $z = -366,24$ m wirkende Fluiddruck im Dichtelement sofort in gleicher Größe in Form von (mechanischen) Druckspannungen auch in die laterale Richtung wirksam wird (Abdichtungsmaterial = zähplastisches Material). Dieser laterale Druck reduziert sich allerdings teufenbezogen gemäß der Dichte des Bitumens von $\gamma = 10 \text{ kN} / \text{m}^3$ ($\Rightarrow 0,01 \text{ MPa/m}$) zwischen Unterkante des Dichtelementes DE3 und Salzspiegel bzw. Oberkante des Dichtelementes DE3. Vorstehende Annahme wird im Berechnungsmodell durch die Vorgabe eines entsprechenden mechanischen Lateraldruckes auf die Kontur des Steinsalzgebirges realisiert. Die mechanischen Eigenschaften aller Verschlussmaterialien werden mit dem Stoffmodell *Hooke*

abgebildet. Die Simulation der Fluiddruckbeaufschlagung erfolgt unmittelbar und instantan nach Einbau des Verschlussystems.

Berechnungsvariante (2):

Es wird angenommen, dass der Fluiddruck auf die Unterseite des Dichtelementes DE3 bei $z = -366,24$ m Teufe einwirkt und das Dichtelement mechanisch beansprucht. Das Dichtelement DE3 bzw. der enthaltene Bitumen unterliegt dieser Beanspruchung und wird wie eine zähplastische Flüssigkeit mit einem Maxwell-Viskositätsmodul, der 1000-mal kleiner ist als der Maxwell-Viskositätsmodul des anstehenden Salzgesteins, modelliert. Damit erfolgt die Umsetzung der vertikalen Belastung über behinderte Querdehnung in einen lateralen Druck steifigkeits- und zeitabhängig. Während alle anderen Verfüllmaterialien mit einem elastischen Stoffmodell modelliert werden, wird für das Dichtelement DE3 in der zeitabhängigen Berechnung das Stoffmodell *Lubby2* angesetzt. Die Simulation der Fluiddruckbeaufschlagung erfolgt unmittelbar und instantan nach Einbau des Verschlussystems.

Berechnungsvariante (3):

Es wird angenommen, dass der Fluiddruck nicht sofort nach Einbau des Dichtelementes wirksam wird. Der vertikal an der Unterseite des Dichtelementes DE3 angreifende Fluiddruck wird zum Zeitpunkt seines Auftretens in gleicher Weise wie in Berechnungsvariante (1) in seiner statischen Wirkung in Form einer Radialbelastung im Bereich des Dichtelementes angesetzt. Lediglich der Zeitpunkt der Fluiddruckbeaufschlagung wird variiert. Die Fluiddruckbeaufschlagung erfolgt zeitlich versetzt nach dem Einbau des Verschlussystems, um den Einfluss unterschiedlicher Zeitpunkte des Zulaufens des Grubengebäudes hinsichtlich der jeweiligen Fluidauspressrate zu untersuchen. Dabei ergibt sich die Frage, ob der vom AS gewählte Ansatz bzgl. der Zielgröße Auspressrate konservativ ist.

Das Dichtelement DE3 stellt im Verschlussystem gegenüber aufsteigenden Fluidphasen das erste abdichtende Konstruktionselement dar. In Analogie zur Vorgehensweise des AS wird der mit Solezementstein versetzte Schottersäulenbereich hinsichtlich seiner Dichtwirkung vernachlässigt und nicht wie in Kapitel 2.2.1 ausgeführt als eigener Homogenbereich modelliert, sondern der nach unten anschließenden Schottersäule zugeschlagen.

Abb. 2.34B zeigt das Verschlussystem Bartensleben zum Zeitpunkt $t = 101$ a mit den unterschiedlichen Homogenbereichen nach Einbau der Schachtverschlusskonstruktion. Abb. 2.34M

Stellungnahme zum Prüfkomplex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

78

zeigt das Verschlussssystem Marie zum Zeitpunkt $t = 101$ a mit den unterschiedlichen Homogenbereichen nach Einbau der Schachtverschlusskonstruktion.

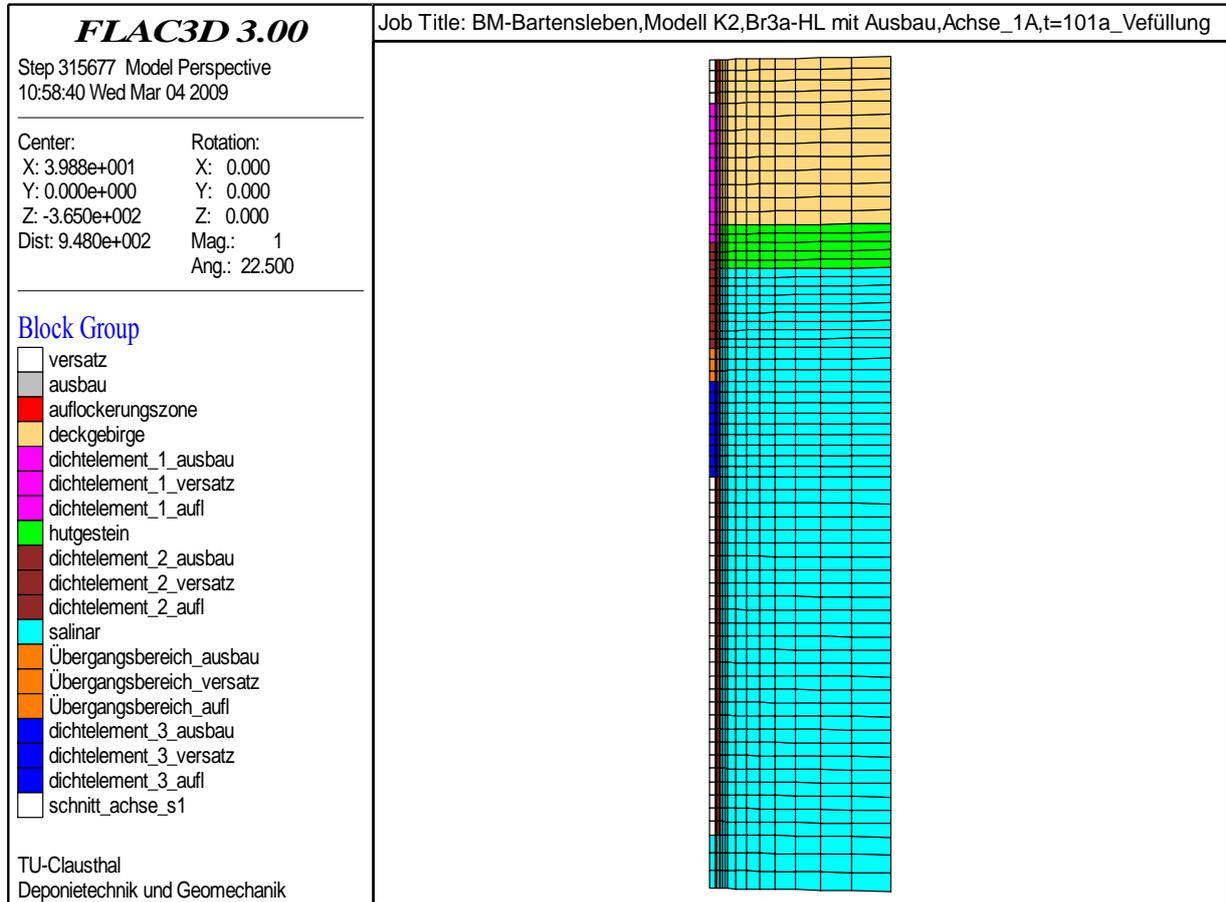


Abb. 2.34B: Schachtverschlussystem Bartensleben nach Einbau zum Zeitpunkt $t = 101$ a

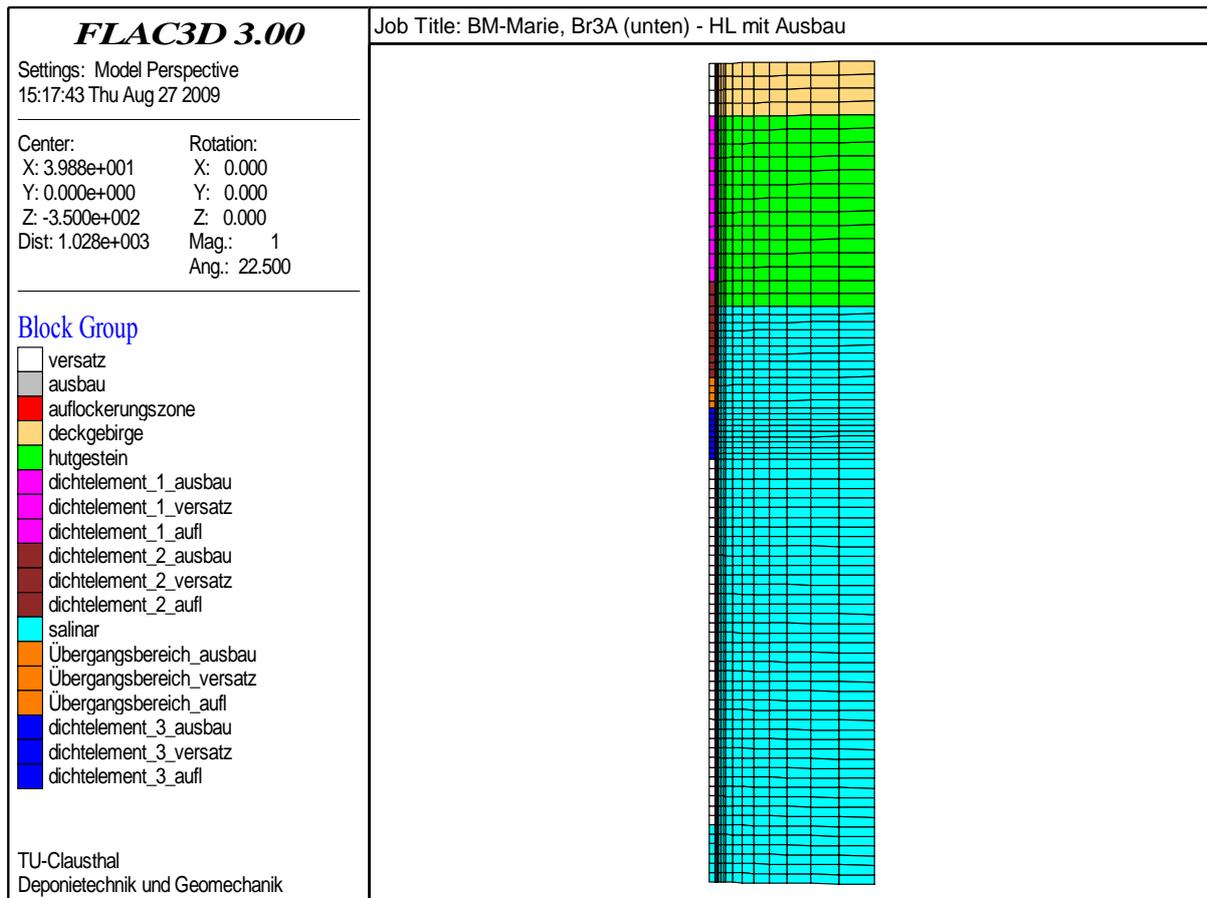


Abb. 2.34M: Schachtverschlussystem Marie nach Einbau zum Zeitpunkt $t = 101 a$

2.5.2 Numerische Simulation der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen

2.5.2.1 Grundlegende Annahmen

Die numerische Simulation erfolgt in den nachstehend aufgeführten Etappen:

Instantane Beaufschlagung eines Fluiddruckes an der Unterseite des kombinierten Widerlager-Dichtelementes DE3 bzw. im Teufenniveau des Salzspiegels → Mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnung mit zeitabhängiger Berücksichtigung der mechanischen Eigenschaften des Salzgesteins sowie der Verschlussmaterialien und Berücksichtigung des durch die Fluiddruckbeaufschlagung induzierten Aufsättigungsprozesses in seiner Zeitabhängigkeit bei Ansatz eines viskosen Stoffmodells für Steinsalz mit stationärem Kriechanteil sowie schädigungsinduziertem Kriechen (Stoffmodell *Hou/Lux* mit integrierter Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps*) und homogenbereichs-spezifischen Materialkennwerten.

Nach dem rechnerisch als elastisch simulierten Einbau des Schachtverschlussystems folgt die numerische Simulation der Druckbeaufschlagung an der Unterseite des Dichtelementes DE3.

Dazu werden folgende konservative Annahmen getroffen:

- Instantane Fluiddruckbeaufschlagung unmittelbar nach Einbau des Verschlussystems (Berechnungsvariante (1) und (2)) sowie zeitlich versetzt (Berechnungsvariante (3)).
- Aufgabe des Fluiddrucks an der Unterseite des kombinierten Widerlager-Dichtelementes DE3 bei $z = -366,24$ m (Schachtverschlussystem Bartensleben) bzw. $z = -343,50$ m (Schachtverschlussystem Marie) beim Szenario „Auspressphase“, da sich hier, bezogen auf den gesamten Dichtelementbereich unterhalb des Salzspiegels (Bartensleben: $z = -273,5$ m bis $z = -366,24$ m / Marie: $z = -268,8$ m bis $z = -343,5$ m), die größte Dilatanz eingestellt hat.
- Aufgabe des Fluiddrucks im Teufenniveau des Salzspiegels bei $z = -273,5$ m (Schachtverschlussystem Bartensleben) bzw. $z = -268,8$ m (Schachtverschlussystem Marie) beim Szenario „Zutrittsphase“.
- Ansatz eines Fluiddruckes $p_{fl} = 6,0$ MPa an der Unterseite des Dichtelementes DE3 in Analogie zur Vorgehensweise des AS bei beiden Schachtverschlussystemen.
- Ansatz des Gebirgsbereichs oberhalb des Dichtelementes DE3 bei $z = -323,74$ m (Schachtverschlussystem Bartensleben) bzw. bei $z = -318,50$ m (Schachtverschlussystem Marie) beim Szenario „Auspressphase“ als hydraulisch offen und Berechnung der ausgepressten Fluidmenge an diesem offenen Rand (Nachweis des einzuhaltenden Grenzvolumenstromes von $\dot{V}_{max} = 2,0 m^3 / a$ für jedes einzelne Dichtelement).
- Konservative Vernachlässigung von gegen den Fluiddruck wirkenden Vertikallasten im verfüllten Schachtbereich (Verfüllsäule als gewichtslos simuliert; kein Fluiddruck aus dem Deckgebirge).
- Berechnung der Sekundärpermeabilitäten in der Auflockerungszone des Salinargebirges durch die an der TUC entwickelte Porositäts-Permeabilitätsbeziehung pps . Dabei ist die Permeabilität von der Größe der Dilatanz und der kleinsten Hauptspannung σ_3 abhängig (Stoffmodell *Hou/Lux*). Die verwendeten Parameter zur Permeabilitätsberechnung basieren auf den Permeabilitätsversuchen von *Stormont* /8/. Die Berechnungen charakterisieren eine erste Abschätzung und müssen durch Permeabilitätsversuche an lokationsbezogenem Steinsalz überprüft bzw. bestätigt werden.
- Durchführung der Berechnungen mit dem Computerprogramm FLAC3D mechanisch-hydraulisch gekoppelt, d.h. Ansatz von effektiven Spannungen für die Permeabilitätsentwicklung unter Verwendung eines Biotkoeffizienten von $\alpha = 0,6$.
- Konservativer Verzicht auf eine mögliche Schädigungsrückbildung (Verheilung) durch das aufkriechende Gebirge.

- Konservativer Ansatz einer Anfangspermeabilität für das ungestörte Steinsalzgebirge von $K = 1,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ (Porositäts-Permeabilitätsbeziehung *pps* in Anlehnung an die Permeabilitätsversuche von *Stormont /8/*) (Anm.: Steinsalz gilt im unverritztem Zustand unter Einwirkung des primären Gebirgsdruckes als flüssigkeits- und gasdicht).

Nachfolgend werden zunächst die für das Schachtverschlussystem Bartensleben ermittelten Berechnungsergebnisse für das Szenario „Auspressphase“ vorgestellt. Entsprechend den vorstehenden Ausführungen sind mit dem Berechnungsmodell „Schachtverschlussystem Bartensleben“ insgesamt drei Berechnungsvarianten des Szenarios „Auspressphase“ analysiert worden. Variante (1) beinhaltet die mit einer mechanisch aufgetragenen lateralen Flächenlast auf die Gebirgskontur im Bereich des Dichtelementes DE3 ermittelten Berechnungsergebnisse, Variante (2) beschreibt die bei Ansatz eines viskos simulierten Materialverhaltens des Abdichtungselementes DE3 ermittelten Berechnungsergebnisse. Die Berechnungsergebnisse der Variante (3) dokumentieren schließlich die Ergebnisse einer Berechnung mit mechanisch aufgetragener lateraler Flächenlast und einer in der zeitlichen Abfolge variierenden instantanen Fluiddruckbeaufschlagung nach dem Einbau des Verschlussystems. Im Anschluss an die Dokumentation und Bewertung der für das Szenario „Auspressphase“ des Schachtverschlussystems Bartensleben ermittelten Berechnungsergebnisse werden die für das Szenario „Auspressphase“ mit dem Berechnungsmodell Schachtverschlussystem Marie ermittelten Ergebnisse dokumentiert. Kap. 2.5.2.6 dokumentiert und bewertet schließlich die Ergebnisse der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen für das Szenario „Zutrittsphase“.

Die Variantenuntersuchung wird notwendig, weil zum Materialverhalten der Dichtelemente DE2 und DE3 noch keine hinreichenden Erkenntnisse vorliegen. Die entsprechende Materialqualität wird vorausgesetzt (hydraulisch dicht).

2.5.2.2 Schachtverschlussystem Bartensleben – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (1)

Aufbringung eines mechanischen Radialdruckes im Bereich des Dichtelementes DE3

Der vertikal auf die Unterseite des Dichtelementes DE3 in der Teufe von $z = -366,24 \text{ m}$ wirkende Fluiddruck von $p_{fl} = 6,0 \text{ MPa}$ wird teufenabhängig in gleicher Größe in lateraler Richtung in Form eines zusätzlich auf die Kontur wirkenden Stützdruckes vorgegeben. Die programmtechnische Simulation erfolgt durch das Aufbringen einer lateral (radial) wirkenden Flächenlast in entsprechender zahlenmäßiger Größe auf die Steinsalzkonturfläche im Bereich des Dichtelementes DE3 zwischen $z = -366,24 \text{ m}$ und $z = -323,74 \text{ m}$ unmittelbar nach Einbau des Verschlussystems.

tems. Die teufenabhängige Reduktion des Fluiddruckes erfolgt entsprechend der Dichte des Bitumens von $\gamma = 10 \text{ kN/m}^3$ ($\Rightarrow 0,01 \text{ MPa/m}$) bis auf $p_{fl} = 5,575 \text{ MPa}$ bei $z = -323,74 \text{ m}$, Abb. 2.35B.

Die hydraulische Beanspruchung des Dichtelementes DE3 und in deren Folge die mechanische Wirkung auf das lateral angrenzende Steinsalzgebirge wird demzufolge durch einen mechanisch aufgebracht Lateraldruck auf die Schachtkontur simuliert. Zusätzlich wird ein mechanischer Druck von $p_{fl} = 5,575 \text{ MPa}$ auf die Unterseite des Übergangsbereiches bei $z = -323,74 \text{ m}$ angesetzt, Abb. 2.35B. Gleichzeitig wird das Dichtelement DE3 als hydraulisch dicht angenommen. Die Verschlusselemente oberhalb des Dichtelementes DE3 werden als mechanisch wirksam und hydraulisch unbeansprucht simuliert.

Der Schachtbereich oberhalb der Oberkante des Dichtelementes DE3 wird als hydraulisch offen simuliert, d.h. eine bis zu dieser Teufenlage von $z = -323,74 \text{ m}$ vorgedrungene Lösungsfront kann dort in einen artifiziell als luftgefüllt angesetzten Hohlraum ausströmen (konservative Annahme in Bezug auf den hydraulischen Gradienten).

Im Bereich der hydraulisch durchlässigen unteren Schottersäule zwischen $z = -526,00 \text{ m}$ und $z = -366,24 \text{ m}$ wird der Fluiddruck des Porenraumes durch den Ansatz von Porendruckkräften in den Randknoten der Schachtkontur realisiert.

Die Berechnungsergebnisse werden zu unterschiedlichen Berechnungszeitpunkten für die Zustandsgrößen Porendrücke, Spannungen, Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit, Dilatanz (=Sekundärporosität) und Permeabilität dokumentiert. Die oberhalb von $z = -323,74 \text{ m}$ gegebenenfalls ausströmende Flüssigkeitsmenge wird ermittelt und mit dem vom AS angegebenen Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_{Grenz} = 2,0 \text{ m}^3 / \text{a}$ verglichen.

Abb. 2.35B zeigt die Lage eines Vertikalschnittes zwischen dem Salzspiegel bei $z = -273,5 \text{ m}$ Teufe und der Unterkante des Dichtelementes DE3 bei $z = -366,24 \text{ m}$ Teufe. Die für diesen Schnitt berechneten Haupt- und Effektivspannungen sowie der Porendruck zum Zeitpunkt $t = 101 \text{ a} + 41 \text{ d}$, d.h. 41 Tage nach simuliertem Einbau des Verschlussystems und Fluiddruckbeaufschlagung, sind in Abb. 2.36 aufgetragen. Der Zeitpunkt 41 d nach Fluiddruckbeaufschlagung ist begründet durch die Ergebnisdatenspeicherung, da zu diesem Zeitpunkt erstmalig die Zustandsgrößen nach der Fluiddruckbeaufschlagung gespeichert wurden. Der jeweils erste und der letzte in Abb. 2.36 aufgetragene Zahlenwert dokumentieren die im Zonenschwerpunkt der Randzonen des Steinsalzgebirges berechneten Spannungen. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Randbedingung $\sigma_3 = 6,0 \text{ MPa}$ an der Unterkante des Dichtelementes DE3 bei $z = -366,24 \text{ m}$ erfüllt wird und mit abnehmender Teufe in Richtung Salzspiegel mit einem Gradienten von

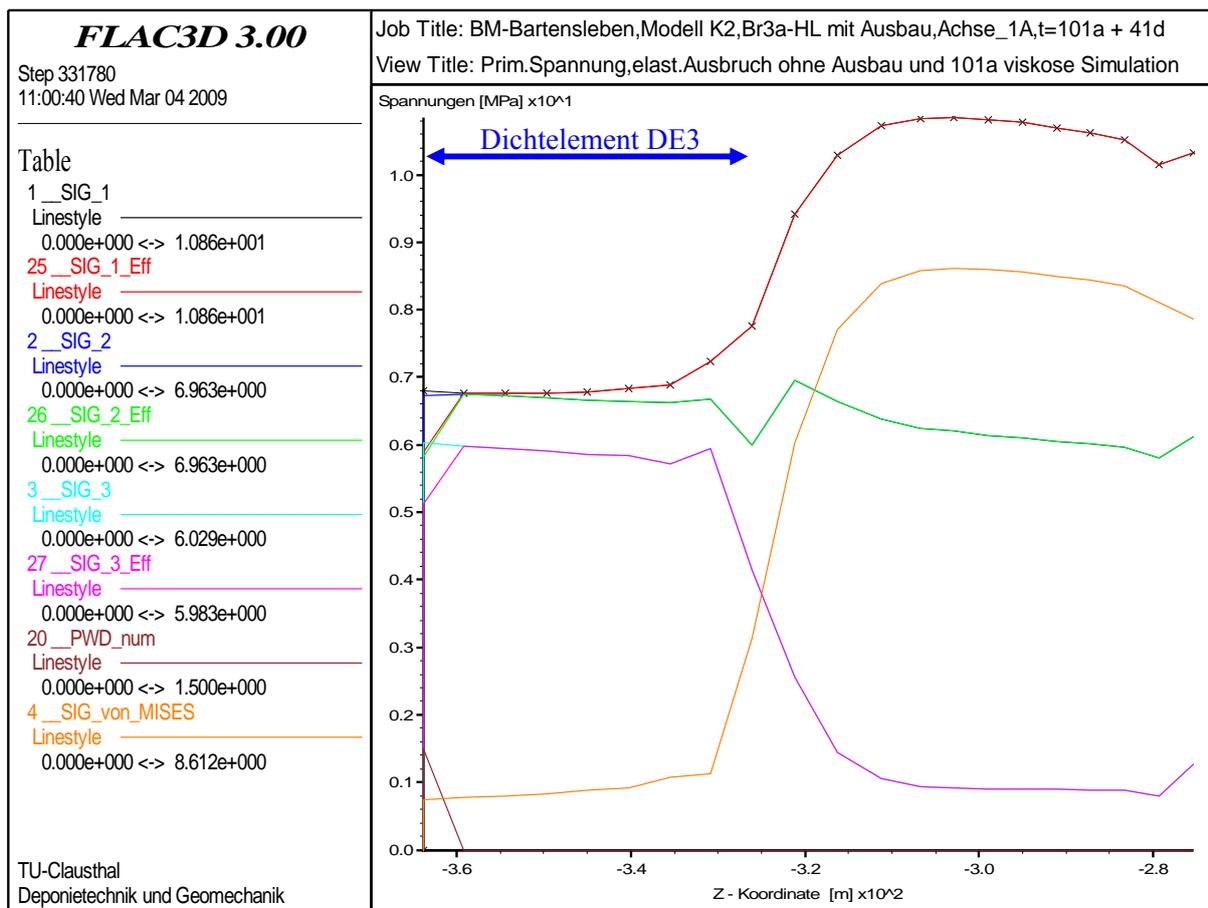


Abb. 2.36. Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 101 a + 41 d$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$

Abb. 2.37 zeigt, dass im Bereich des Dichtelementes DE3 für den Ausnutzungsgrad der Dilatanzfestigkeit Zahlenwerte von $\eta_s < 1$ berechnet werden, d.h. eine Dilatanzzunahme nicht resultiert. Im Bereich zwischen der Oberkante des Dichtelementes DE3 und dem Salzspiegel werden dagegen für die Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit Zahlenwerte von $\eta_s > 1$ ausgewiesen. In der Folge nimmt die Dilatanz in diesem Bereich zu, Abb. 2.38. Diese Zunahme ist darin begründet, dass das aufkriechende Steinsalzgebirge bis zu diesem Zeitpunkt noch keine ausreichend große Spannungserhöhung im Versatzmaterial bewirkt hat. Der Ausnutzungsgrad der Bruchfestigkeit erreicht entsprechend Abb. 2.37 im Maximum einen Zahlenwert von lediglich $\eta_{Bruch} = 0,33 [-]$. Ein Bruchversagen mit der Ausbildung von Konturbrüchen der oberhalb der Dilatanzfestigkeit beanspruchten Gebirgsbereiche kann damit ausgeschlossen werden.

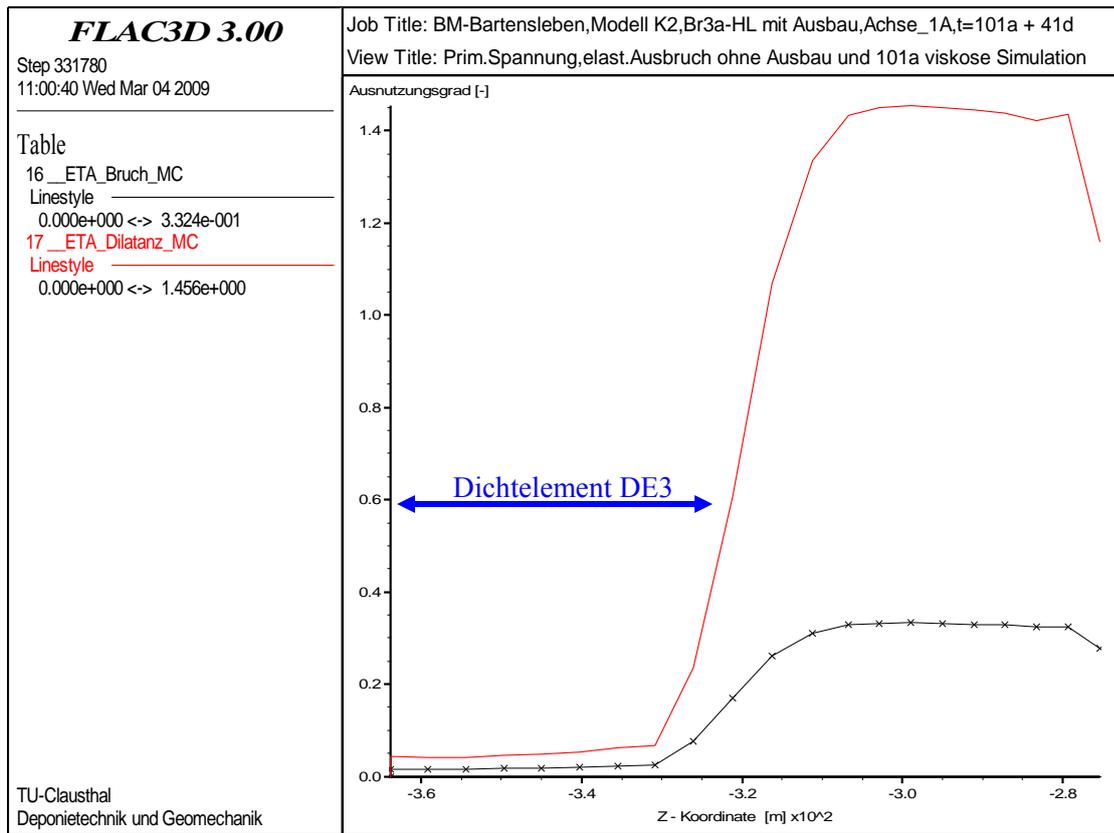


Abb. 2.37: Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit zum Zeitpunkt $t = 101 a + 41 d$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$

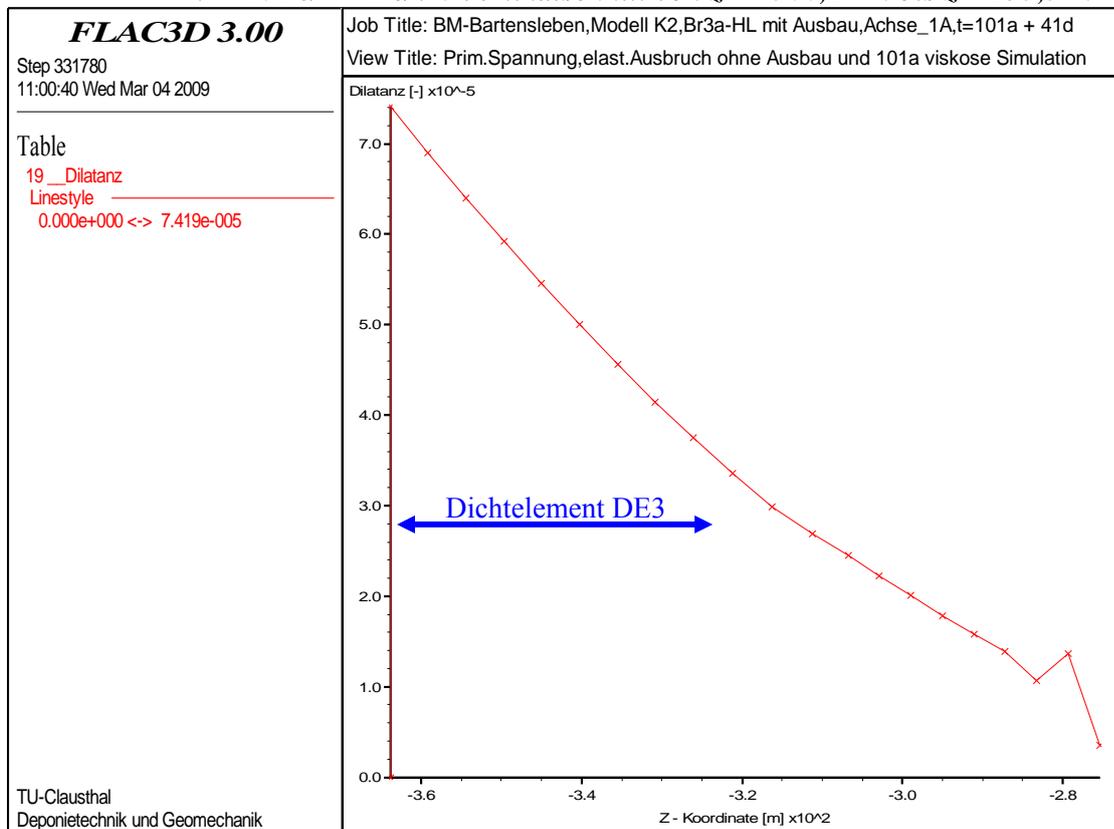


Abb. 2.38: Dilatanz zum Zeitpunkt $t = 101 a + 41 d$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$

Abb. 2.39 zeigt die berechnete Sekundärpermeabilität im Vertikalschnitt zwischen $z = -366,24$ m und $z = -273,5$ m. Der Abbildung ist zu entnehmen, dass die für den ungestörten Salinarbereich konservativ angesetzte Primärpermeabilität von $K = 1,0 \cdot 10^{-22} m^2$ im Konturbereich angestiegen ist und im Bereich der Unterkante des Dichtelementes DE3 einen Maximalwert von $K = 3,2 \cdot 10^{-20} m^2$ erreicht.

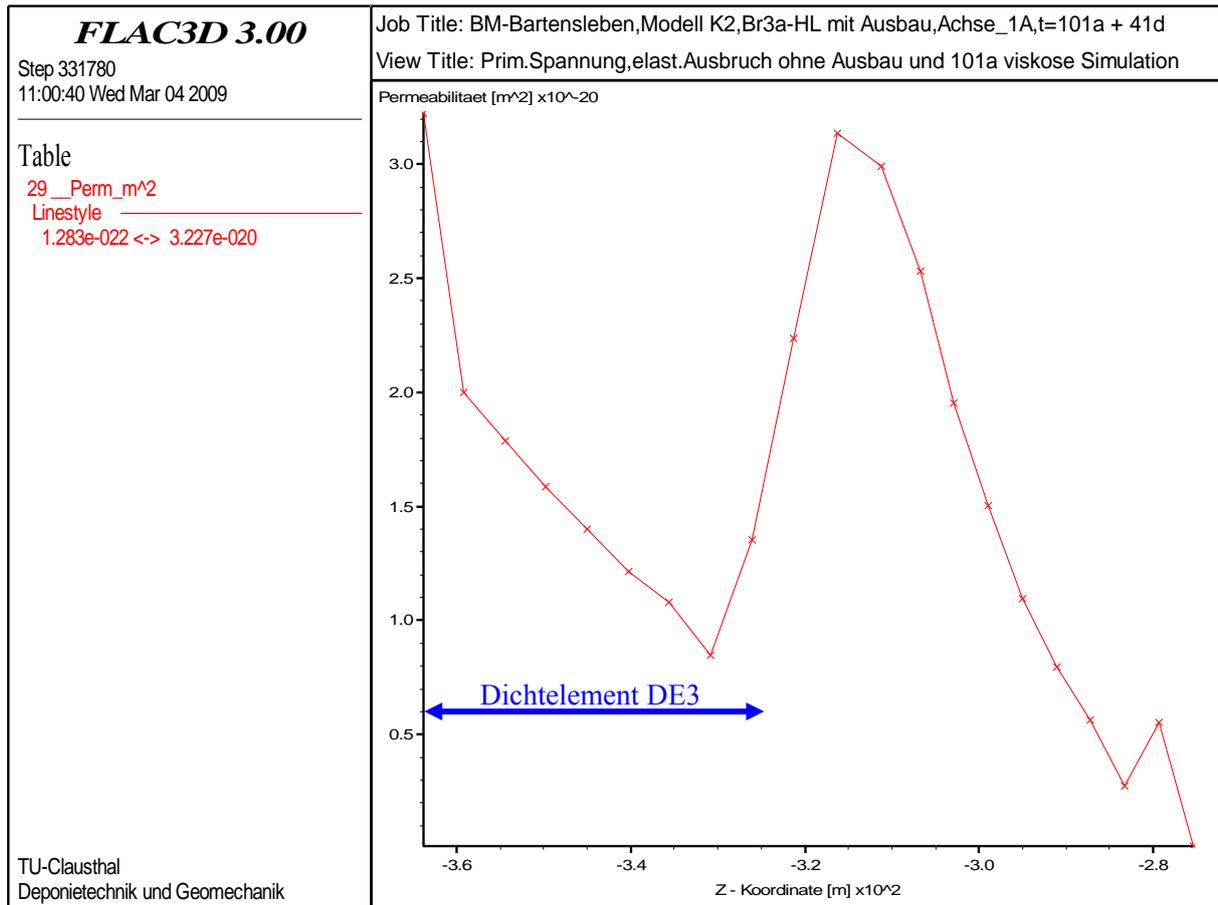


Abb. 2.39: Permeabilität zum Zeitpunkt $t = 101 a + 41 d$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24$ m bis $z = -273,5$ m

Zur Charakterisierung des zeitabhängigen Aufsättigungsprozesses zeigen die Abbildungen 2.40 bis 2.42 in flächenhafter Auftragung die Porendruckverteilung im schachtnahen Salzgebirge für die Zeitpunkte $t = 209$ a, $t = 2399$ a und $t = 5470$ a.

Deutlich zu erkennen ist in Abb. 2.40, dass zum Zeitpunkt $t = 209$ a eine Aufsättigung der ersten drei Zonen des konturnahen und dilatant beanspruchten Steinsalzgebirges im Bereich der Unterkante des Dichtelementes DE3, welches hier für eine übersichtlichere Darstellung eingezeichnet ist, in Richtung Salzspiegel erfolgt ist.

Den Abbildungen 2.40 bis 2.42 kann entnommen werden, dass der Porendruck in Richtung Aufsättigungsfront jeweils vom Maximalwert $p = 6 \text{ MPa}$ im Niveau des hydrostatischen Teufendruckes kontinuierlich bis auf $p = 0 \text{ MPa}$ abnimmt.

In den flächenhaften Auftragungen der Abbildungen 2.40 bis 2.42 wird skalierungsbedingt die zu dem jeweiligen Zeitpunkt erreichte Teufenlage der Aufsättigungsfront nicht präzise dargestellt. Die Abbildungen 2.43 bis 2.45 zeigen daher in Ergänzung die zu den flächenhaften Auftragungen in Abb. 2.40 bis Abb. 2.42 korrespondierenden Schnittdarstellungen. Aus Abb. 2.44 kann entnommen werden, dass zum Zeitpunkt $t = 2399 \text{ a}$ eine Aufsättigung der letzten Konturzone im Bereich der Oberkante des Dichtelementes DE3 in Teufe $z = -366,24 \text{ m}$ bis $z = -323,74 \text{ m}$ bereits erfolgt ist, wohingegen in der flächenhaften Darstellung der Abb. 2.41 die Aufsättigungsfront die Oberkante des Dichtelementes DE3 noch nicht erreicht hat. Ursächlich hierfür ist die grobe Skalierung der flächenhaften Darstellungen. Für die Aus- und Bewertung der Berechnungsergebnisse sind somit die in den Schnittdarstellungen dokumentierten Zahlenwerte relevant, die flächenhaften Auftragungen vermitteln einen visuellen Eindruck von der großräumigen Verteilung der Zustandsgrößen. Die Aufsättigung in radialer Richtung, die in den Abb. 2.40 bis Abb. 2.42 zu erkennen ist, resultiert aus der konservativ angesetzten Primärpermeabilität von $K = 1,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ für das ungeschädigte Steinsalzgebirge.

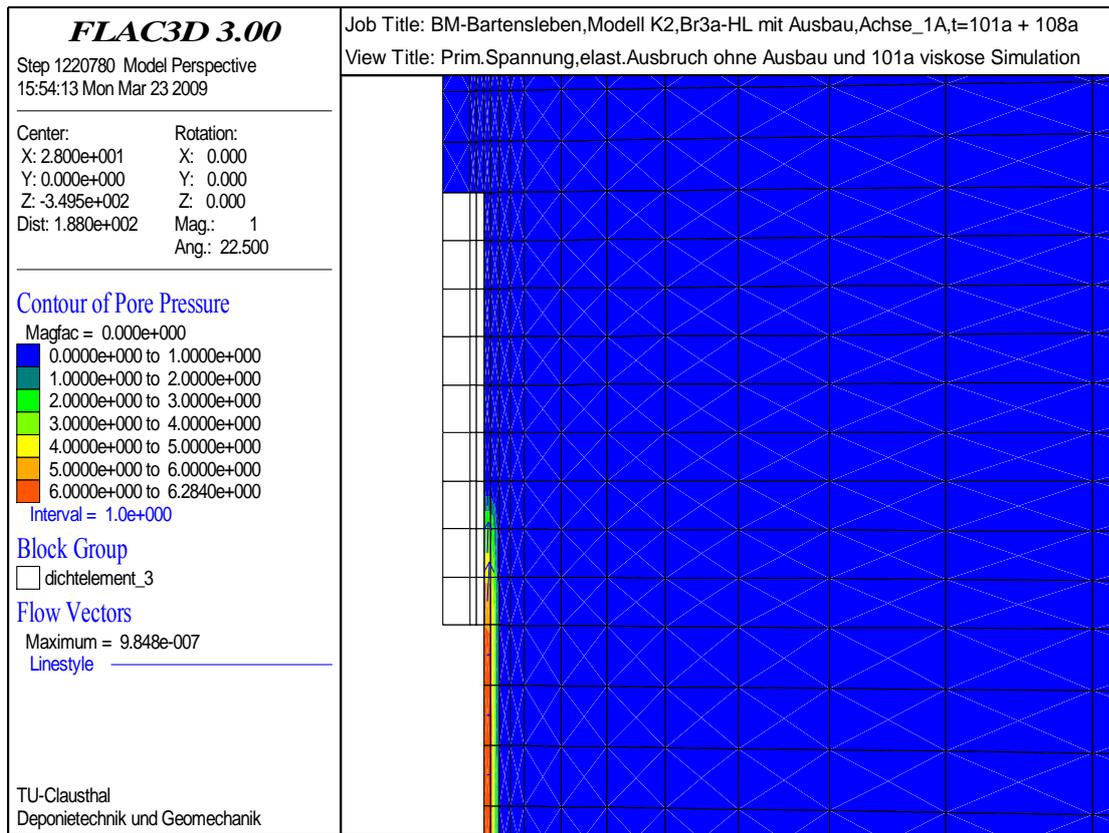


Abb. 2.40: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 209 a$

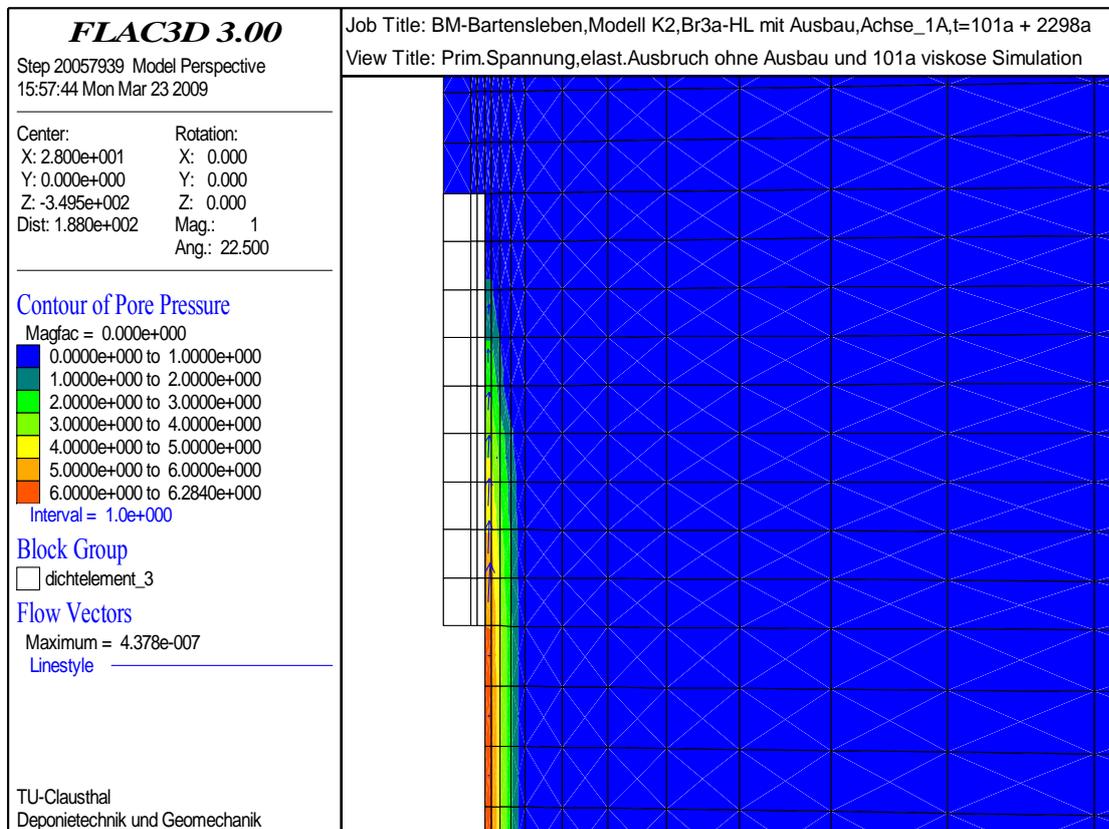


Abb. 2.41: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 2399 a$

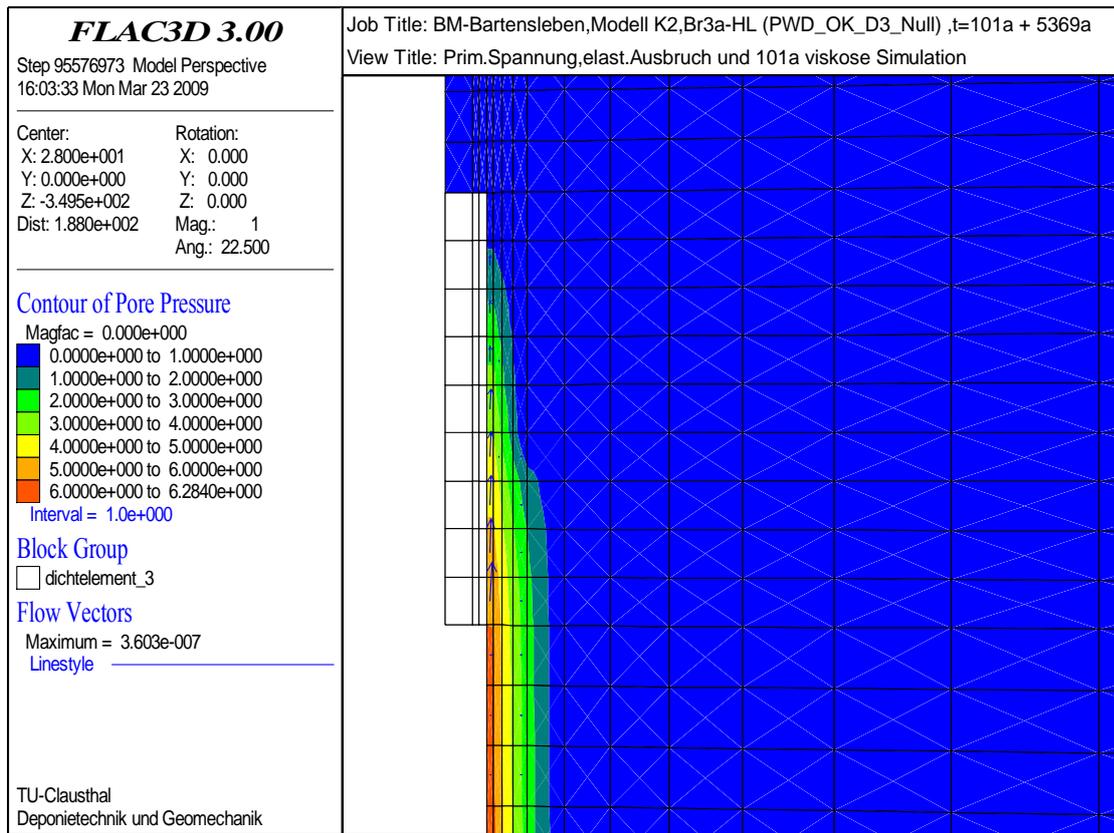


Abb. 2.42: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 5470 a$

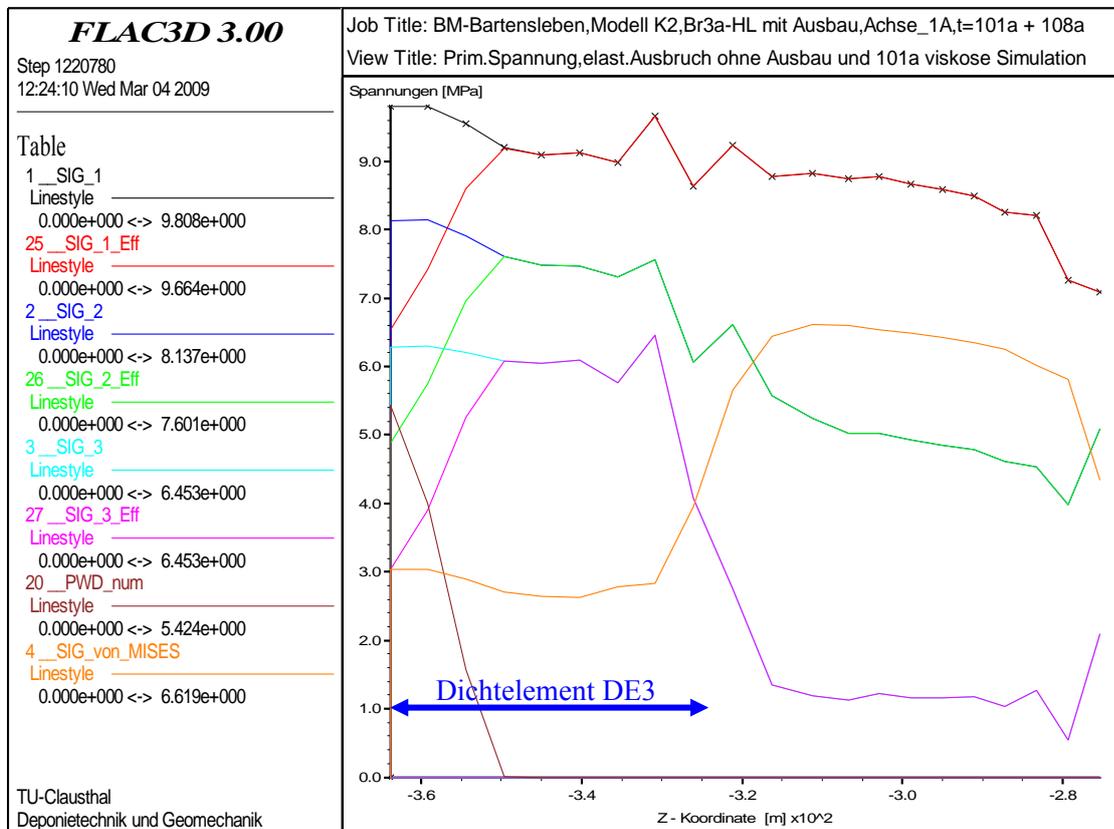


Abb. 2.43: Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 209 a$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$

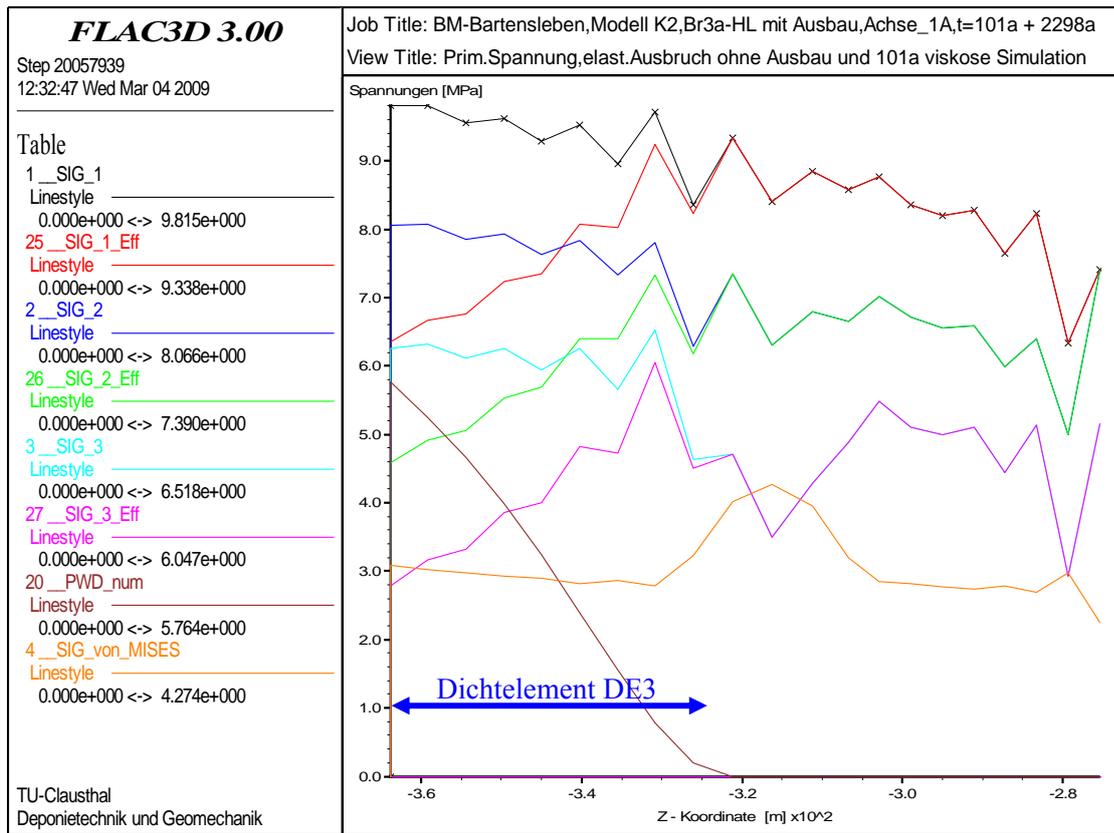


Abb. 2.44: Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 2399$ a im Vertikalschnitt von $z = -366,24$ m bis $z = -273,5$ m

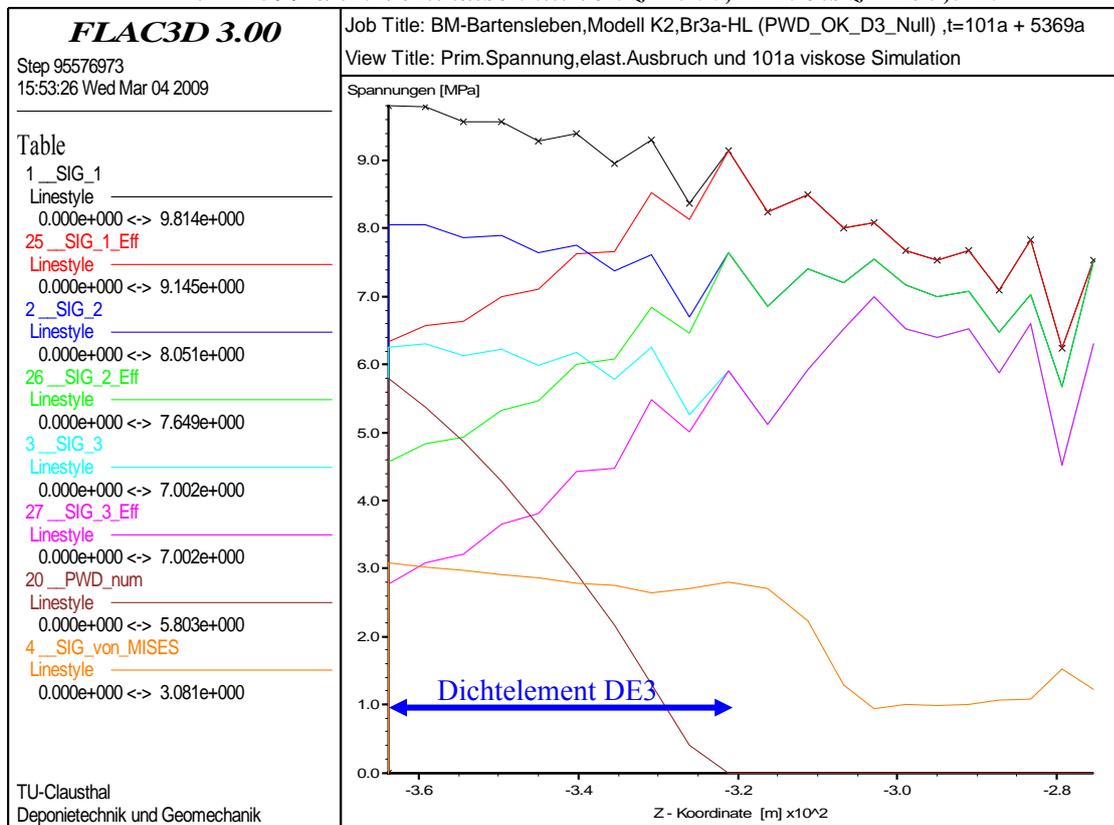


Abb. 2.45: Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 5470$ a im Vertikalschnitt von $z = -366,24$ m bis $z = -273,5$ m

Als erstes Fazit der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung kann den Abbildungen 2.43 bis 2.45 entnommen werden, dass zum Zeitpunkt $t = 2399$ a (= 2298 a nach Einbau) bereits eine Aufsättigung aller Konturzonen des Salzgesteins im Teufenbereich des Dichtelementes DE3 berechnet wird. In der letzten Konturzone (Oberkante des Dichtelementes DE3, Zonenschwerpunkt bei $z = -327$ m) wird für diesen Zeitpunkt ein Porendruck von $p = 0,2$ MPa ausgewiesen.

Die in den Abbildungen 2.42 bzw. 2.45 dokumentierte Verteilung des Porendruckes zum Zeitpunkt $t = 5470$ a entspricht in etwa der für den Zeitpunkt $t = 2399$ a berechneten Porendruckverteilung. Nach Durchtritt des Fluids an der Oberkante von Dichtelement DE3 mit artifiziiell vorgegebener druckloser Abströmung ändert sich das Porendruckgefälle danach lediglich marginal bzw. bleibt in etwa unverändert konstant.

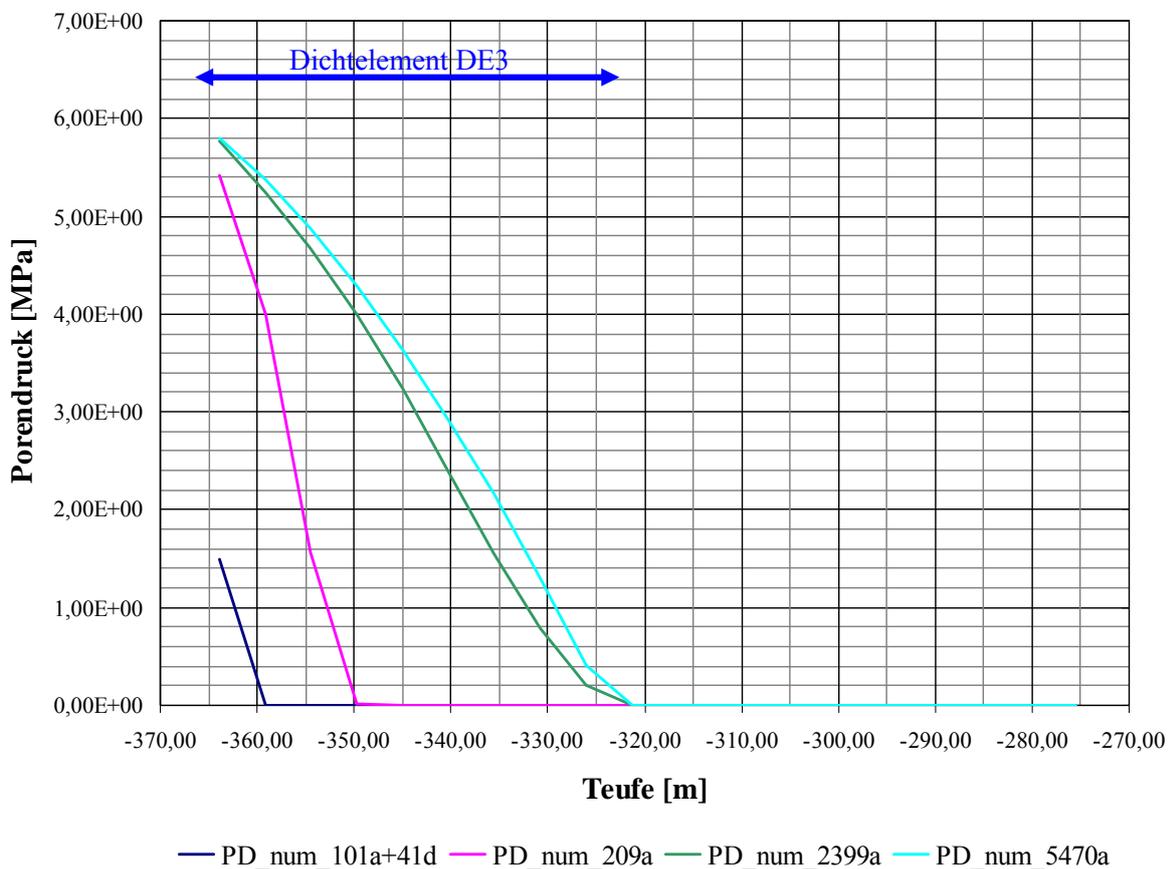


Abb. 2.46: Porendruckverteilung im Vertikalschnitt im konturnahen aufgelockerten Gebirge im Teufenbereich von $z = -366,24$ m bis $z = -273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

Bestätigt wird vorstehende Aussage durch die Gegenüberstellung der zu unterschiedlichen Zeitpunkten berechneten Porendruckverteilung im Vertikalschnitt durch die Konturzone des Gebirges in Abb. 2.46. Der Darstellung ist zu entnehmen, dass mit zunehmender Simulationszeit eine Aufsättigung der entfestigten konturnahen Zonen des Salinargebirges ausgehend von der Unter-AG Morsleben TUC

kante des Dichtelementes DE3 bis zur Oberkante des Dichtelementes erfolgt. Auch kann Abb. 2.46 eine kontinuierliche Porendruckzunahme in den aufgesättigten Zonen entnommen werden.

Zur langfristigen Einschätzung der Schädigungsentwicklung im konturnahen Salzgebirge nach Einbau des Schachtverschlussystems zeigt Abb. 2.47 die Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit zu unterschiedlichen Zeitpunkten. Im Teufenbereich des Dichtelementes DE3 werden unabhängig vom Betrachtungszeitpunkt grundsätzlich Zahlenwerte von $\eta_s < 1,0$ berechnet. In der Konsequenz resultiert hieraus keine Erhöhung der Dilatanz im Laufe der Zeit. Die Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit im Bereich oberhalb der Oberkante des Dichtelementes DE3 betragen $\eta_s \approx 1,4$ zum Zeitpunkt $t = 101 \text{ a} + 41 \text{ d}$ und verringern sich auf $\eta_s \approx 1,0$ zum Zeitpunkt $t = 209 \text{ a}$ infolge konvergenzbedingter Spannungsumlagerung mit Stützdruckaufbau in den versetzten Schachtabschnitten. Für die Zeitpunkte $t = 2399 \text{ a}$ und $t = 5470 \text{ a}$ wird eine weitere Abnahme der Dilatanzfestigkeit auf Zahlenwerte $\eta_s < 1,0$ berechnet. Demzufolge ist lediglich für den Zeitraum zwischen der Einbringung des Verschlussystems bei $t = 101 \text{ a}$ und dem Zeitpunkt $t \approx 209 \text{ a}$ eine Zunahme der Dilatanz im Gebirge oberhalb der Oberkante des Dichtelementes DE3 bis zum Salzspiegel zu erwarten.

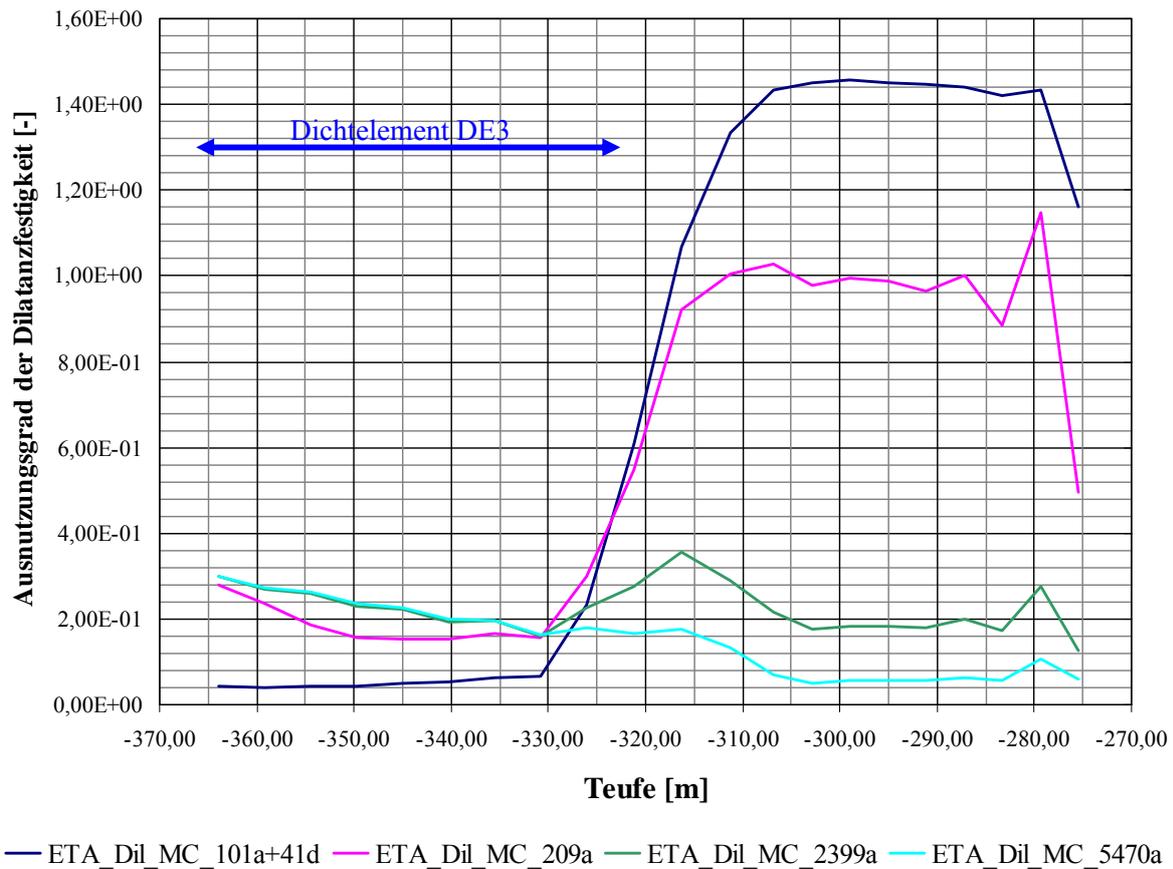


Abb. 2.47: Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

Ein makrorissbehaftetes bruchhaftes Versagen der oberhalb der Dilatanzfestigkeit beanspruchten konturnahen Gebirgsbereiche kann unter Verweis auf die Größenordnung und die zeitliche Entwicklung der Ausnutzungsgrade in Abb. 2.48 ausgeschlossen werden. Abb. 2.48 zeigt, dass ausgehend von $\eta_{Bruch} = 0,33 [-]$ zum Zeitpunkt $t = 101$ a reduzierte Werte von im Maximum $\eta_{Bruch} = 0,25 [-]$ zum Zeitpunkt $t = 209$ a, $\eta_{Bruch} = 0,11 [-]$ zum Zeitpunkt $t = 2399$ a und von $\eta_{Bruch} = 0,08 [-]$ zum Zeitpunkt $t = 5470$ a berechnet werden.

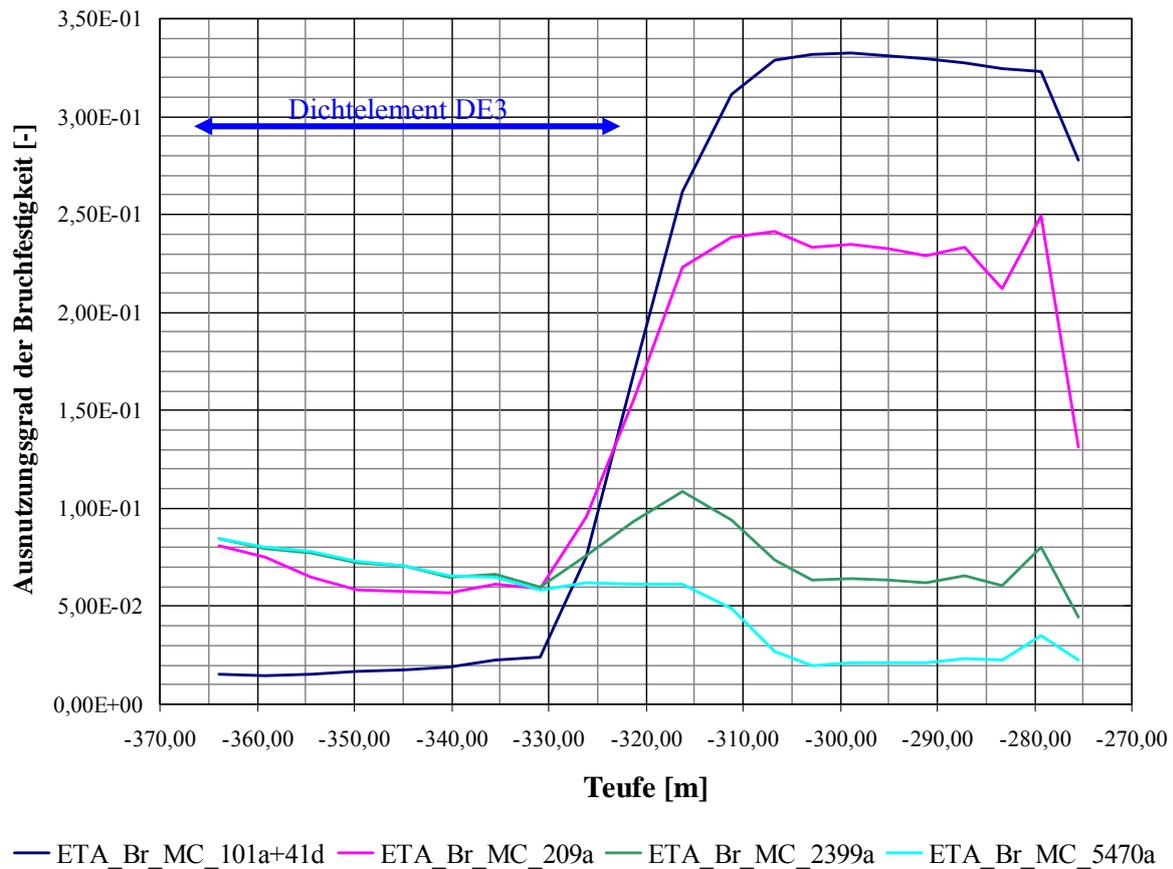


Abb. 2.48: Ausnutzungsgrade der Bruchfestigkeit im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

Eine Gegenüberstellung der für die Zeitpunkte $t = 101$ a, $t = 209$ a, $t = 2399$ a und $t = 5470$ a rechnerisch ermittelten Dilatanz im Vertikalschnitt durch die schachtnahe Konturzone zeigt Abb. 2.49. Deutlich zu erkennen ist, dass lediglich im Teufenbereich oberhalb des Dichtelementes DE3 mit Ausnutzungsgraden der Dilatanzfestigkeit von $\eta_s > 1,0$ zum Zeitpunkt $t = 209$ a eine gegenüber dem Zustand zum Zeitpunkt $t = 101$ a+41 d erhöhte Dilatanz ausgewiesen wird. In den nachfolgenden Berechnungszeitpunkten bleibt die Dilatanz über den gesamten Teufenbereich unverändert.

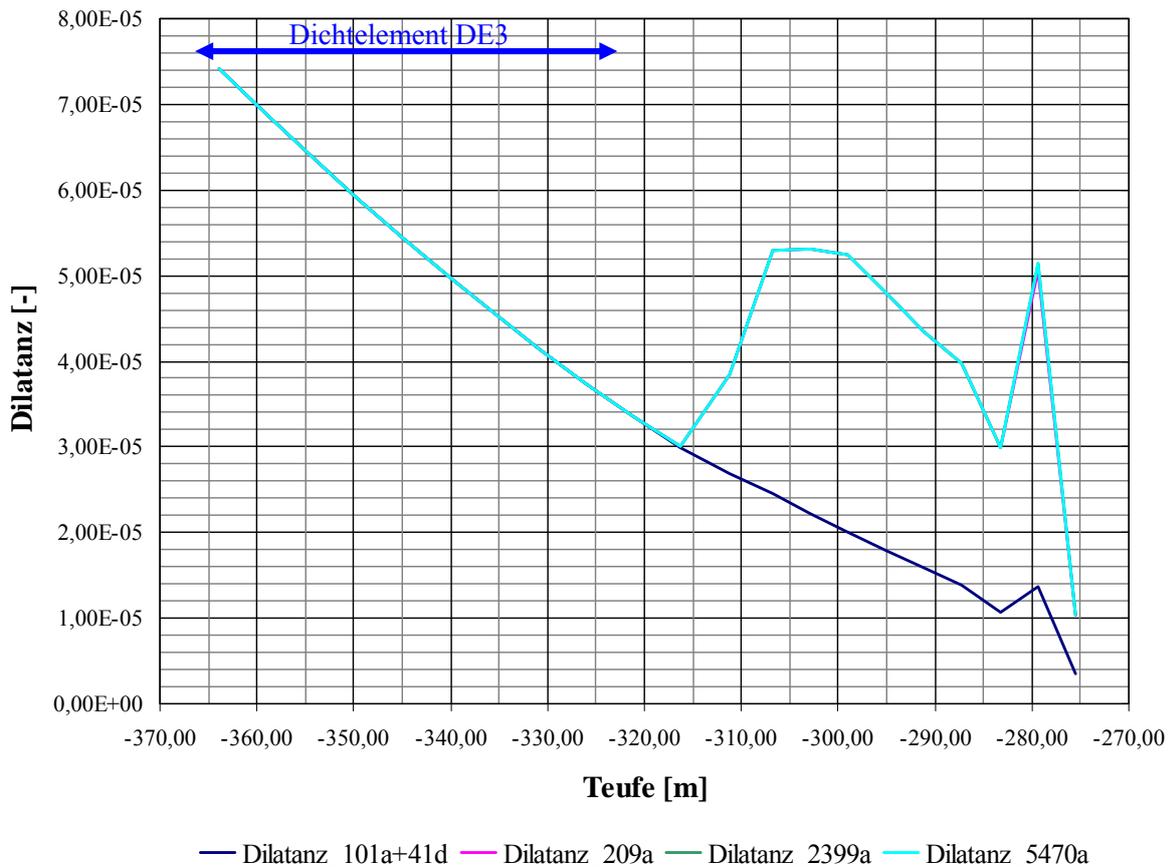


Abb. 2.49: Dilatanz im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

Der vergleichenden Gegenüberstellung der für unterschiedliche Zeitpunkte berechneten Permeabilitäten in Abb. 2.50 kann entnommen werden, dass im Teufenbereich oberhalb des Dichtelementes DE3 in Folge der dilatanten Beanspruchungen zum Zeitpunkt $t = 209$ a größere Zahlenwerte als zum Zeitpunkt $t = 101$ a+41 d ausgewiesen werden.

Der weitere zeitliche Verlauf der Permeabilität im konturnahen Salzgebirge ist charakterisiert durch eine Reduktion der berechneten Permeabilitäten, wobei zwischen den Zeitpunkten $t = 2399$ a und $t = 5470$ a nur noch marginale Änderungen ausgewiesen werden. Bezüglich der zahlenmäßigen Größen der rechnerisch ausgewiesenen Permeabilitäten bleibt festzuhalten, dass zu jedem Berechnungszeitpunkt die Sekundärpermeabilität größer ist als die mit $K \approx 1,0 \cdot 10^{-22} m^2$ konservativ vorgegebene Primärpermeabilität (Porositäts-Permeabilitätsbeziehung pps in Anlehnung an Stormont /8/).

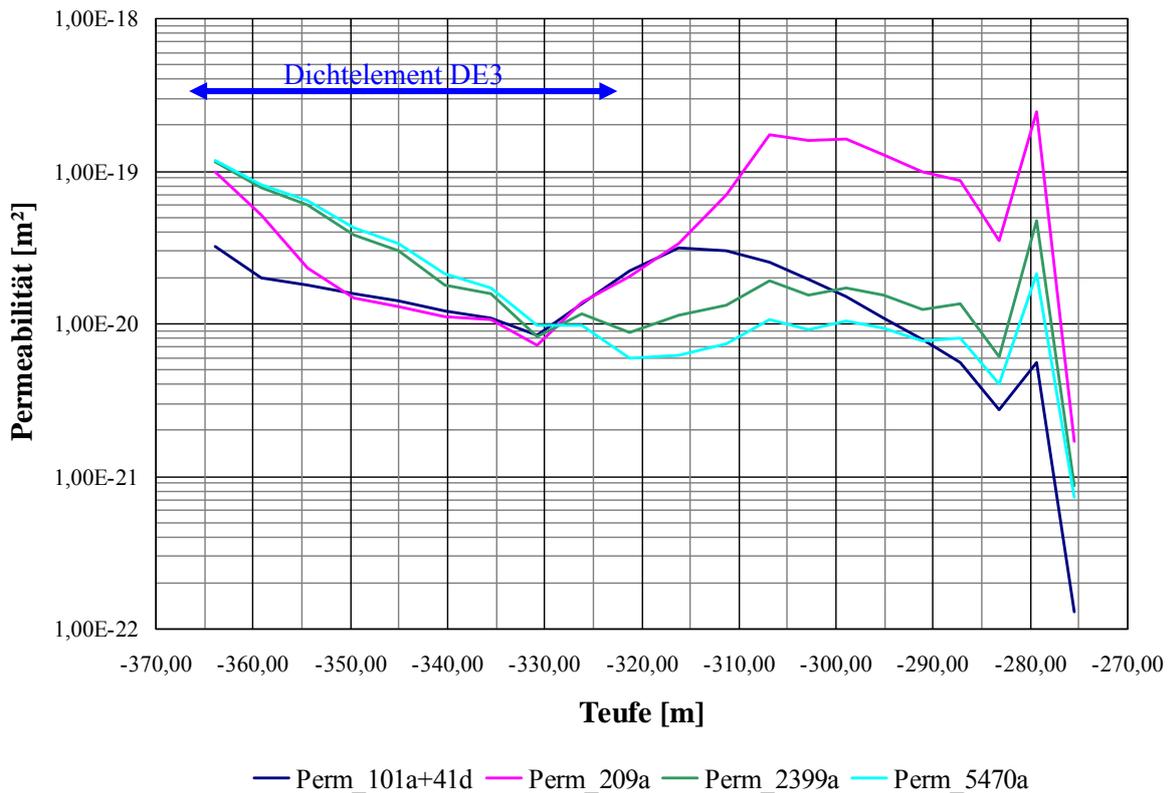


Abb. 2.50: Permeabilität im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

Die wesentlich durch Dilatanz, Porendruck, Sättigung, Minimalspannung und Permeabilität bestimmten Volumenströme (Durchflussraten) sind in Abb. 2.51 aufgetragen.

Abb. 2.51 zeigt die für unterschiedliche Teufen berechneten Durchflussraten in Abhängigkeit von der Zeit. Die für $z = -366,24$ m (schwarze Linie) berechnete Durchflussrate entspricht der je Zeiteinheit in den Gebirgsbereich einströmenden Fluidmenge. Die für $z = -323,74$ m (rote Linie) berechnete Durchflussrate entspricht der je Zeiteinheit an der Oberkante des Dichtelementes DE3 ausströmenden Fluidmenge. Der Abbildung ist zu entnehmen, dass der Aufsättigungsprozess nach einer Aufsättigungszeit von $\Delta t = 1982$ a zu einem Fluidaustritt im Teufenniveau der Oberkante von DE3 ($z = -323,74$ m) führt. In Abb. 2.51 ist deutlich zu erkennen, dass die je Zeiteinheit einströmende Fluidmenge nicht identisch ist mit der je Zeiteinheit ausströmenden Fluidmenge, d.h. ein stationärer Strömungszustand im Rahmen der Berechnungszeit noch nicht erreicht ist. Die einströmende Fluidmenge beträgt zum Zeitpunkt $t = 5470$ a $\dot{V}_{z=-366,24} \approx 2,6$ l/a ,

die ausströmende Fluidmenge $\dot{V}_{z=-323,74} \approx 0,48$ l/a . Eine in Anlage B dokumentierte analytische Plausibilitätskontrolle weist für die ausströmende Fluidmenge einen Zahlenwert von

$\dot{V}_{z=-323,74} \approx 0,36 \text{ l/a}$ aus und ist damit in sehr guter Übereinstimmung mit dem numerisch ermittelten Wert. Die berechnete Diskrepanz zwischen der in das Dichtelement DE3 einströmenden und der aus dem Dichtelement ausströmenden Fluidmenge ist auf den noch nicht abgeschlossenen Aufsättigungsprozess in radialer Richtung zurückzuführen, der aufgrund der konservativ angenommenen Primärpermeabilität von $K = 1,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ für das ungeschädigte Steinsalzgebirge resultiert. Der Zahlenwert sowohl für die einströmende wie auch für die ausströmende Durchflussmenge ist damit deutlich kleiner als der vom AS ermittelte Volumenstrom von $\dot{V} = 19,6 \text{ l/a}$ bzw. der vorgegebene Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_{\text{max}} = 2 \text{ m}^3/\text{a}$.

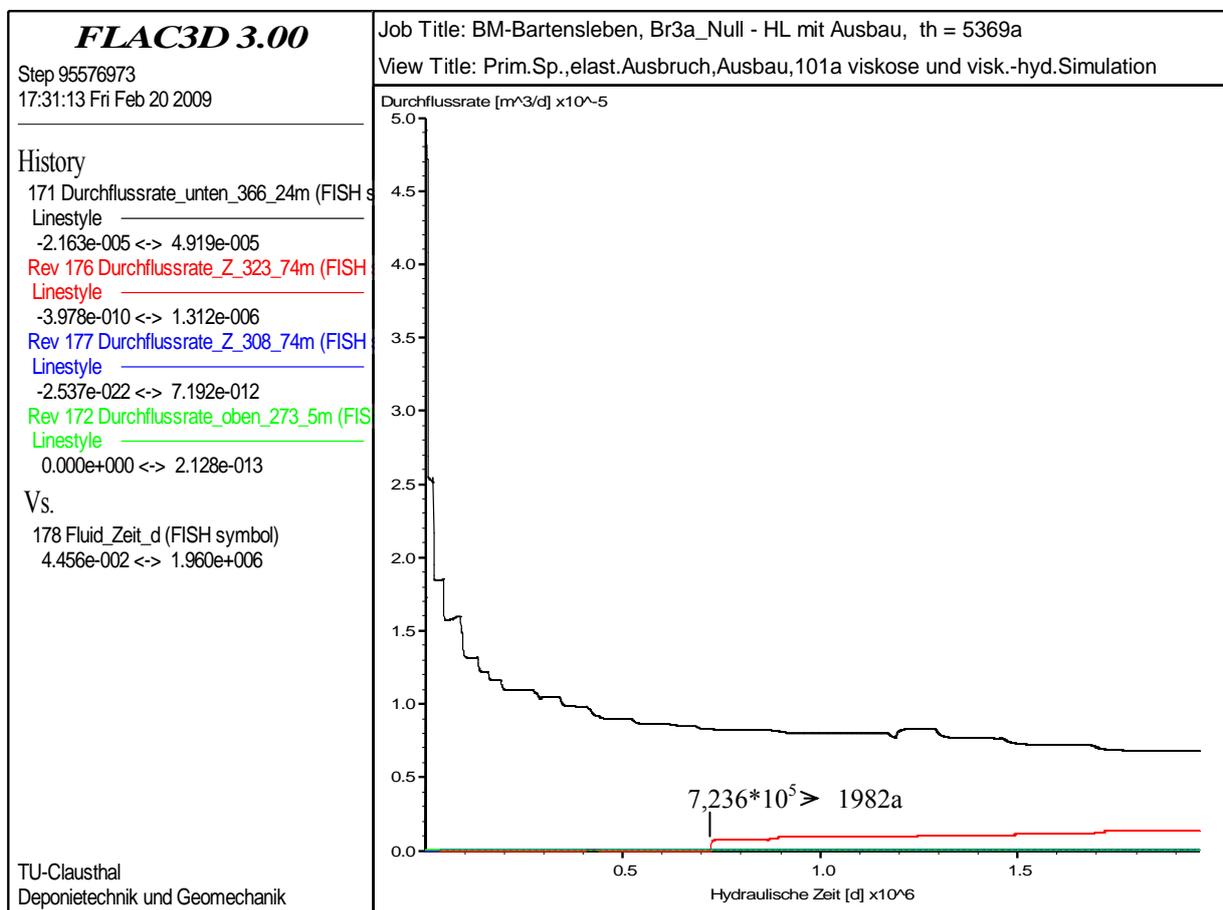


Abb. 2.51: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit

Als ein zweites Fazit der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung bleibt daher festzuhalten, dass eine gegenüber der Vorgehensweise des AS weniger idealisierte Vorgehensweise bei der rechnerischen Simulation zu deutlich kleineren Durchflussraten führt.

Auch wenn unterstellt wird, dass die Schädigung intensiver erfolgt als rechnerisch erhalten und die der Sekundärporosität zugeordnete Sekundärpermeabilität größer ist als im Porositäts-AG Morsleben TUC

Permeabilitätsmodell pps implementiert und diese Streubreiten kumulativ in einer um den Faktor 10 größeren Sekundärpermeabilität resultieren, bleibt der austretende Volumenstrom mit $\dot{V}_{z=-323,74} \approx 4,8 \text{ l/a}$ noch deutlich unter dem vom AS berechneten Volumenstrom von $\dot{V} = 19,6 \text{ l/a}$ und insbesondere unterhalb des als Grenzwert angesetzten Volumenstroms von $\dot{V} = 2000 \text{ l/a}$.

2.5.2.3 Schachtverschlussystem Bartensleben – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (2)

Dichtelement DE3 als Baustoff mit viskosen Materialeigenschaften (Stoffmodell *Lubby2*) – Ansatz eines gegenüber Steinsalz um den Faktor 1000 reduzierten Maxwell-Viskositätsmodul (Einschätzung)

Im Ergebnis der rechnerischen Untersuchungen zu Berechnungsvariante (1) mit Ansatz eines fluiddruckbedingten über die Zeit konstanten Stützdruckes von $p = 6 \text{ MPa}$ bei $z = -366,24 \text{ m}$ Teufe bis $p = 5,575 \text{ MPa}$ bei $z = -323,74 \text{ m}$ Teufe auf die Gebirgskontur wurde gezeigt, dass rechnerisch tatsächlich ein selbstabdichtendes Verschlussystem resultiert (nachweisbezogen günstigster Fall). Dabei sind dem Dichtelement DE3 durch den gewählten Ansatz Fluideigenschaften zugewiesen worden, d.h. die in Folge des instantanen Lösungszutritts in das Grubengebäude auf die Stirnseite des Dichtelementes einwirkenden Fluiddrücke in gleicher teufenbezogener Größe sind lateral auf die Schachtwandung wirkend vorgegeben worden. Muss dagegen unterstellt werden, dass der Baustoff des Dichtelements DE3 (Schotter/Asphalt) eine im Vergleich zu Flüssigkeiten doch deutlich größere Zähigkeit besitzt, kann ohne rechnerische Prüfung nicht ausgesagt werden, ob die lateral auf die Schachtkontur wirkenden Drücke tatsächlich instantan dem teufenabhängigen Druck einer Flüssigkeitssäule entsprechen. Zur Überprüfung, ob die in Berechnungsvariante (1) gewählte laterale Belastung der Schachtkonturelemente auch unter der Annahme einer gegenüber Flüssigkeiten erhöhten Zähigkeit des Bitumen-Schotter-Gemisches Gültigkeit besitzt, werden in der nachfolgend dokumentierten Berechnungsvariante (2) dem Dichtelement DE3 viskose Materialeigenschaften zugewiesen. Hierzu wird der Baustoff des Dichtelements DE3 wie Steinsalz als geringviskoses zähplastisches/duktiler Fluid im Berechnungsmodell abgebildet (endliche Zähigkeit, Aufnahme von Schubspannungen). Zur Berücksichtigung eines im Vergleich zu Steinsalz als deutlich duktiler eingeschätzten Verformungsvermögens wird der das stationäre Kriechvermögen charakterisierende Maxwell-

Viskositätsmodul $\bar{\eta}_M$ des Bitumen-Schotter-Gemisches gegenüber Steinsalz um den Faktor 1000 reduziert (Einschätzung, durch Untersuchungen zu belegen).

Als wesentliches Ergebnis der rechnerischen Simulation und den Auswertungen zu Berechnungsvariante (2) bleibt festzuhalten, dass auch unter der konservativen Annahme rheologischer Festkörpereigenschaften für das Abdichtungsmaterial des Dichtelements DE3 die selbstabdichtende Eigenschaft des Verschlusselementes bestätigt wird, d.h. die vertikal auf die Unterseite des Dichtelements einwirkenden Fluiddrücke induzieren laterale Spannungen auf die Elemente der Schachtkontur, die einen Durchtritt der angreifenden Lösungen durch die Konturzone zwischen Salzgebirge und Dichtelement verhindern (\rightarrow Einhaltung Fluidkriterium $p_{fl} \leq \min \sigma$). Signifikante Unterschiede zwischen den Berechnungsvarianten (1) und (2) in der zahlenmäßigen Größe der sicherheitsrelevanten Zustandsgrößen Ausnutzungsgrad, Dilatanz, Permeabilität, Volumenstrom (Durchflussrate) und Aufsättigungszeit werden rechnerisch nicht ausgewiesen.

Die graphischen Darstellungen in den Abbildungen 2.52 bis 2.58 zeigen, dass der Aufsättigungsprozess bei Berechnungsvariante (2) erstmals nach einer Aufsättigungszeit $\Delta t = 1952$ a zu einem Fluidaustritt im Teufenniveau der Oberkante von DE3 ($z = -323,74$ m) führt. Im Vergleich zu Berechnungsvariante (1), bei der erstmals nach $\Delta t = 1982$ a ein Fluidaustritt berechnet wurde, wird für die Aufsättigung der dilatant verformten Gebirgsbereiche ein lediglich um $\Delta t = 30$ a verringerter Zeitraum benötigt.

Die in den Abbildungen 2.60 und 2.61 gezeigten Auftragungen zur zeitabhängigen Entwicklung der Ausnutzungsgrade η_s und η_{Bruch} im Vertikalschnitt durch das konturnahe Salzgebirge dokumentieren, dass die für Berechnungsvariante (2) im Teufenniveau des Dichtelements DE3 rechnerisch ermittelten Ausnutzungsgrade nur marginal von denen der Berechnungsvariante (1) verschieden sind, Abbildungen 2.47 und 2.48. Lediglich für den Gebirgsbereich im Teufenniveau des Dichtelements DE3 werden insbesondere für den Zeitpunkt $t = 101$ a+41 d, d.h. unmittelbar nach rechnerisch simuliertem Lösungszutritt größere Ausnutzungsgrade ausgewiesen. Ursächlich hierfür ist, dass bei Berechnungsvariante (1) die Stützwirkung aus dem mechanisch vorgegebenen Lateral-(Radial-)druck im Bereich des Dichtelementes DE3 auf die konturnahen Gebirgszonen instantan resultiert, während sich in Berechnungsvariante (2) der vertikal auf die Unterseite des Dichtelementes DE3 aufgebrauchte Fluiddruck erst zeitabhängig in lateraler Richtung über den konturnahen Gebirgsbereich zwischen $z = -366,24$ m und $z = -323,74$ m durch Spannungsumlagerung entwickeln muss. Bestätigt wird vorstehende Aussage durch die Gegenüber-

stellung der für die unterschiedlichen Berechnungsvarianten dargestellten kleinsten Hauptspannung σ_3 (in radialer Richtung) zum Zeitpunkt $t = 101 \text{ a} + 41 \text{ d}$ in Abb. 2.36 und 2.52. In Abb. 2.36 entspricht die Hauptspannung σ_3 dem radial beaufschlagten mechanischen Druckniveau von $\sigma_3 = 6 \text{ MPa}$ bei $z = -366,24 \text{ m}$. Im weiteren Verlauf reduziert sich die Hauptspannung σ_3 in Richtung Salzspiegel bis zur Oberkante des Dichtelementes DE3 um $0,01 \text{ MPa/m}$. Abb. 2.52 zeigt dagegen, dass es zum Zeitpunkt $t = 101 \text{ a} + 41 \text{ d}$ noch zu keiner Umlagerung des vertikal auf die Unterseite des Dichtelementes DE3 einwirkenden Fluiddruckes in radialer Richtung gekommen ist, da die Hauptspannung σ_3 in diesem Bereich die gleiche Größenordnung aufweist wie die Hauptspannungen σ_3 der konturnahen Gebirgsbereiche oberhalb des Dichtelementes DE3. Für den Zeitpunkt $t = 209 \text{ a}$ wird gemäß Abb. 2.54 ein Radialdruckaufbau im Bereich des Dichtelementes DE3 berechnet. Die minimale Hauptspannung σ_3 erreicht im Teufenniveau von Dichtelement DE3 einen maximalen Zahlenwert von $\sigma_3 = 5,1 \text{ MPa}$, der deutlich größer ist als die im Teufenniveau oberhalb von DE3 ausgewiesenen minimalen Hauptspannungen.

Aus Abb. 2.62 kann entnommen werden, dass in Folge der gegenüber Berechnungsvariante (1) geringfügig erhöhten Ausnutzungsgrade auch die berechnete Dilatanz im konturnahen Salzgebirge gegenüber Berechnungsvariante (1) größer ist. In Konsequenz der gegenüber Berechnungsvariante (1) geringfügig vergrößerten Dilatanz zeigt Abb. 2.63 eine erhöhte Permeabilität. Die zum Zeitpunkt $t = 101 \text{ a} + 41 \text{ d}$ im Teufenniveau des Dichtelementes DE3 ausgewiesenen Zahlenwerte sind gegenüber den Zahlenwerten der Berechnungsvariante (1) um ca. 1 Zehnerpotenz erhöht.

Mit Verweis auf die in Abb. 2.64 aufgetragenen Volumenströme (Durchflussraten) bleibt schließlich festzuhalten, dass die in die dilatant verformten Gebirgsbereiche an der Unterkante des Dichtelementes DE3 eintretenden Fluidmengen zum Zeitpunkt $t = 5372 \text{ a}$ zu $\dot{V}_{z=-366,24} \approx 2,6 \text{ l/a}$ berechnet werden und die im Teufenniveau der Oberkante von Dichtelement DE3 austretende Fluidmenge zu $\dot{V}_{z=-323,74} \approx 0,52 \text{ l/a}$.

Im Vergleich zu den für Berechnungsvariante (1) ermittelten Zahlenwerten von $\dot{V}_{z=-366,24} \approx 2,6 \text{ l/a}$ und $\dot{V}_{z=-323,74} \approx 0,48 \text{ l/a}$ führt die konservative Abstraktion des Dichtelements DE3 als rheologischer Festkörper somit nur zu marginalen bzw. zu keinen Unterschieden in den sicherheitsrelevanten Zustandsgrößen.

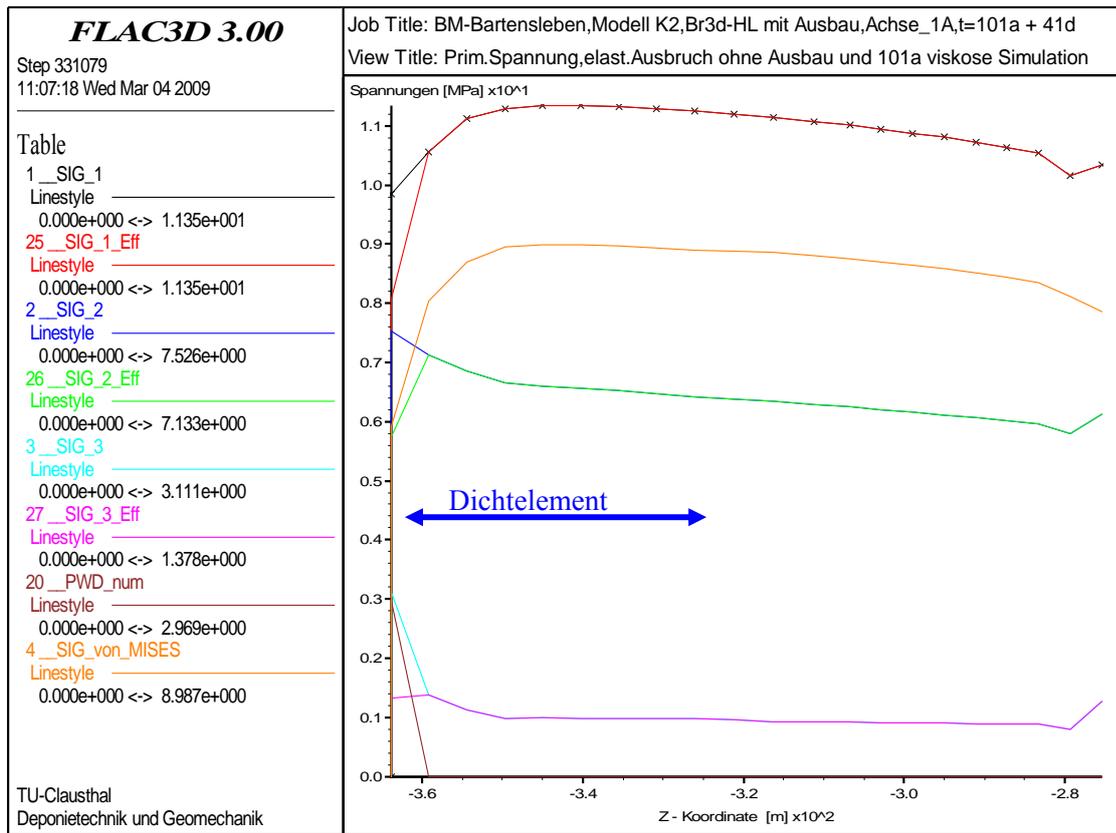


Abb. 2.52: Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 101 a + 41 d$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$

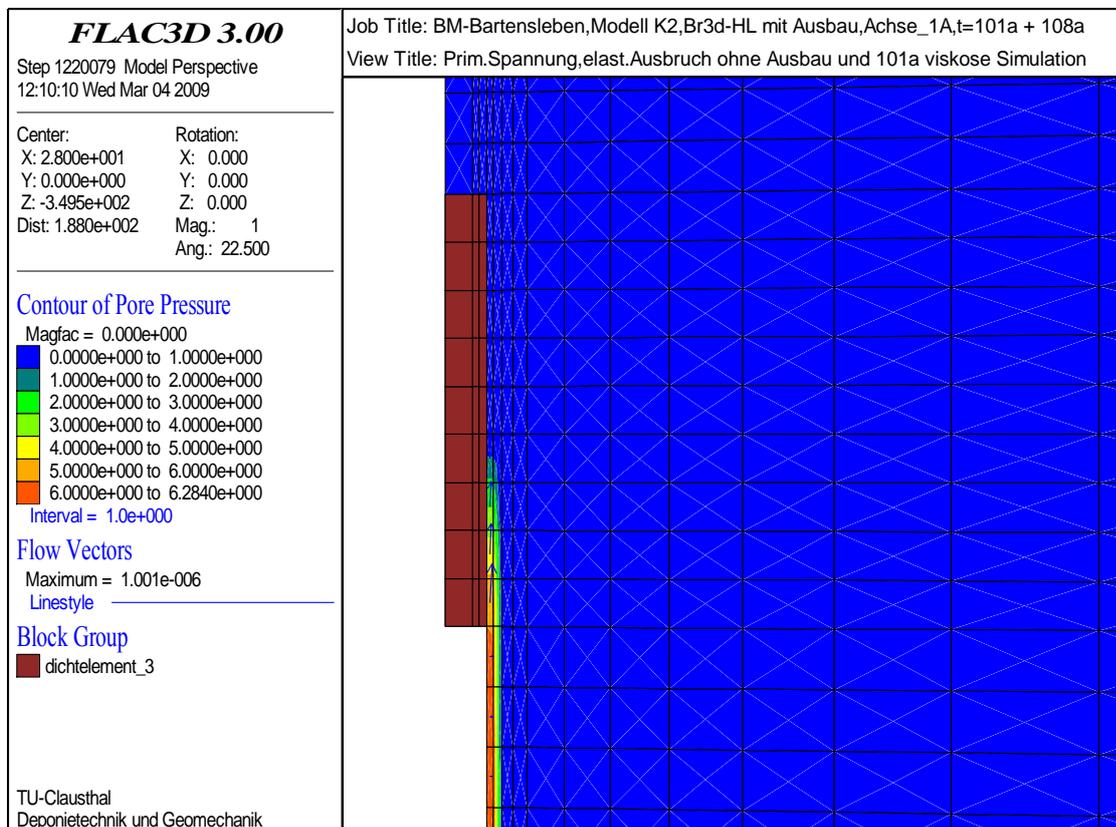


Abb. 2.53: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 209 a$

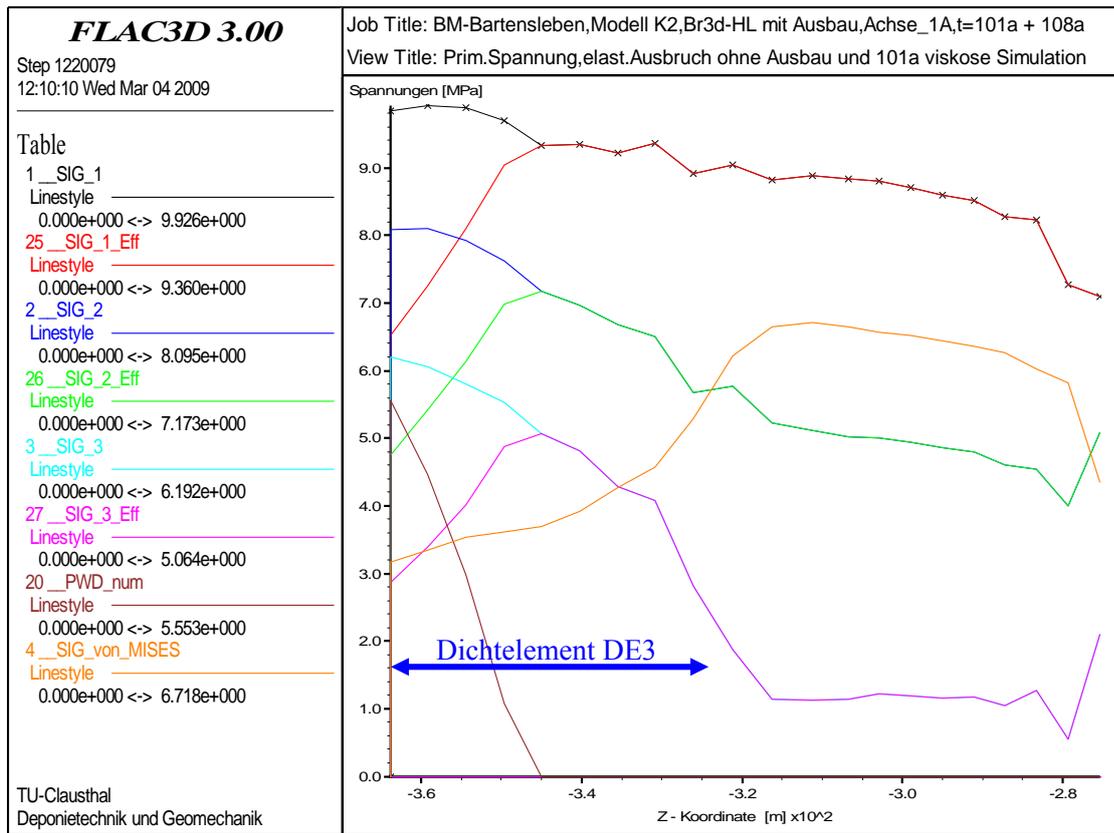


Abb. 2.54: Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 209 a$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$

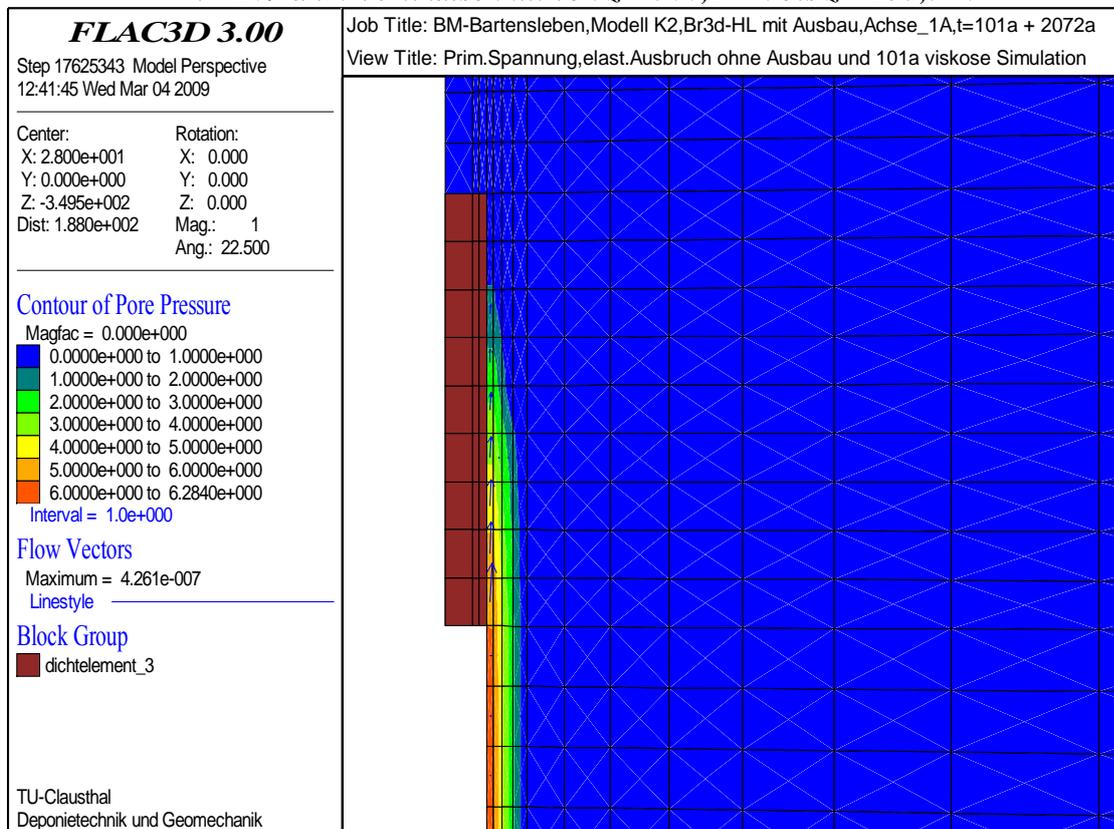


Abb. 2.55: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 2173 a$

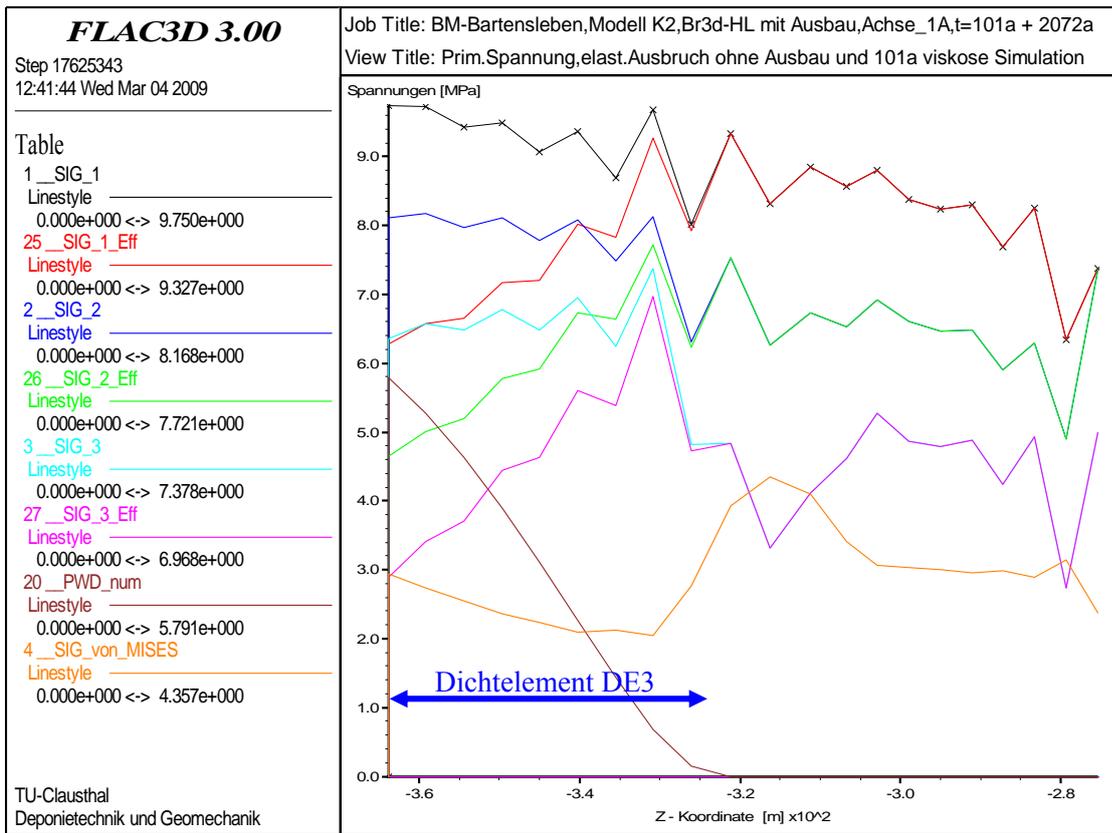


Abb. 2.56: Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 2173 a$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$

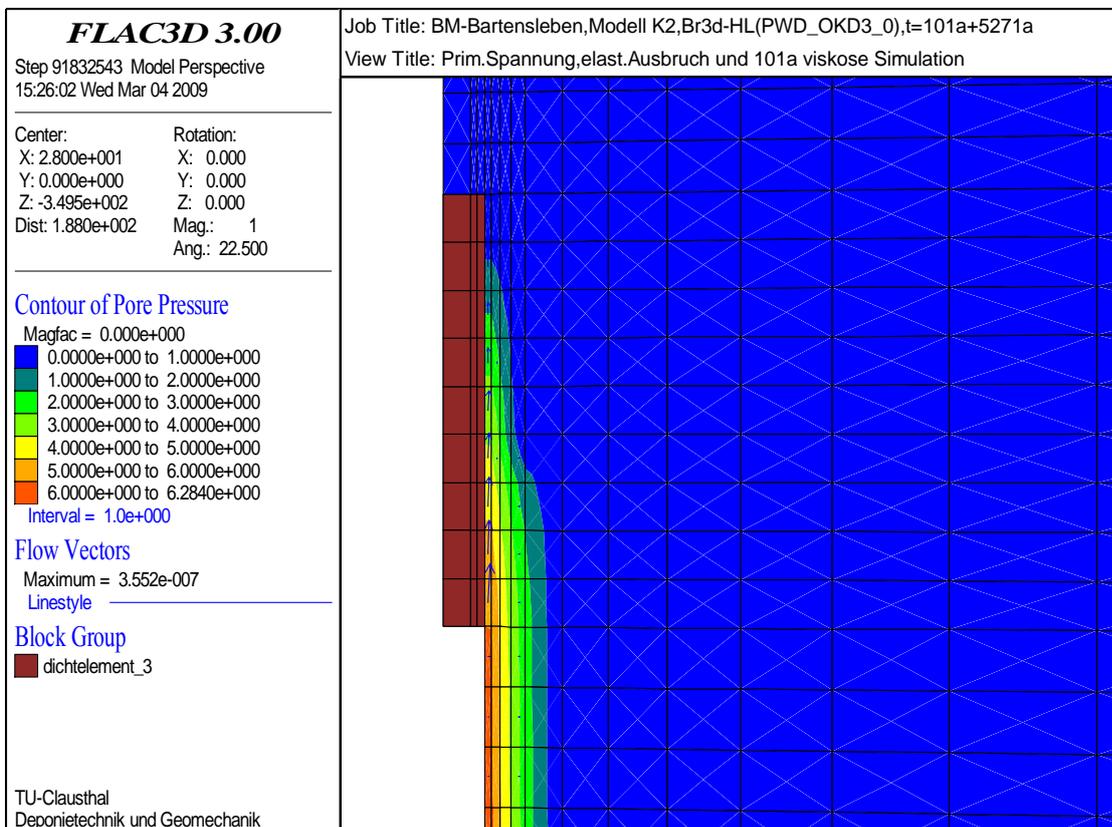


Abb. 2.57: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 5372 a$

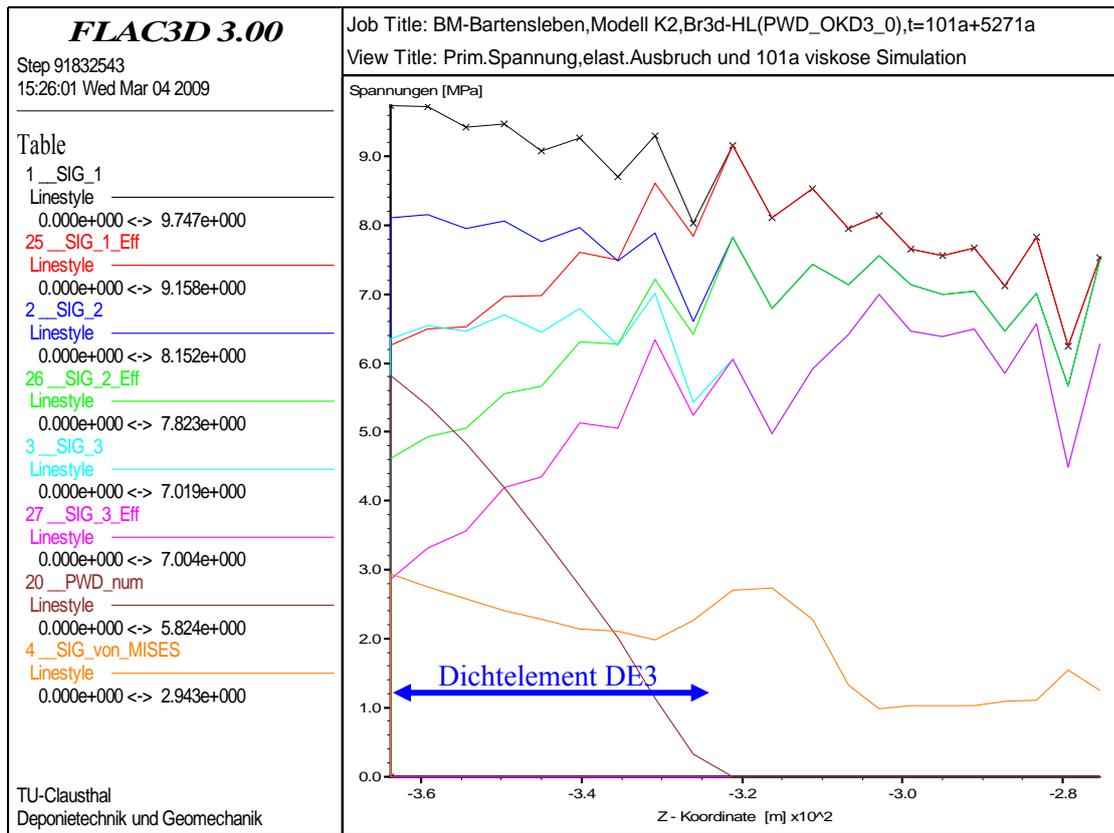
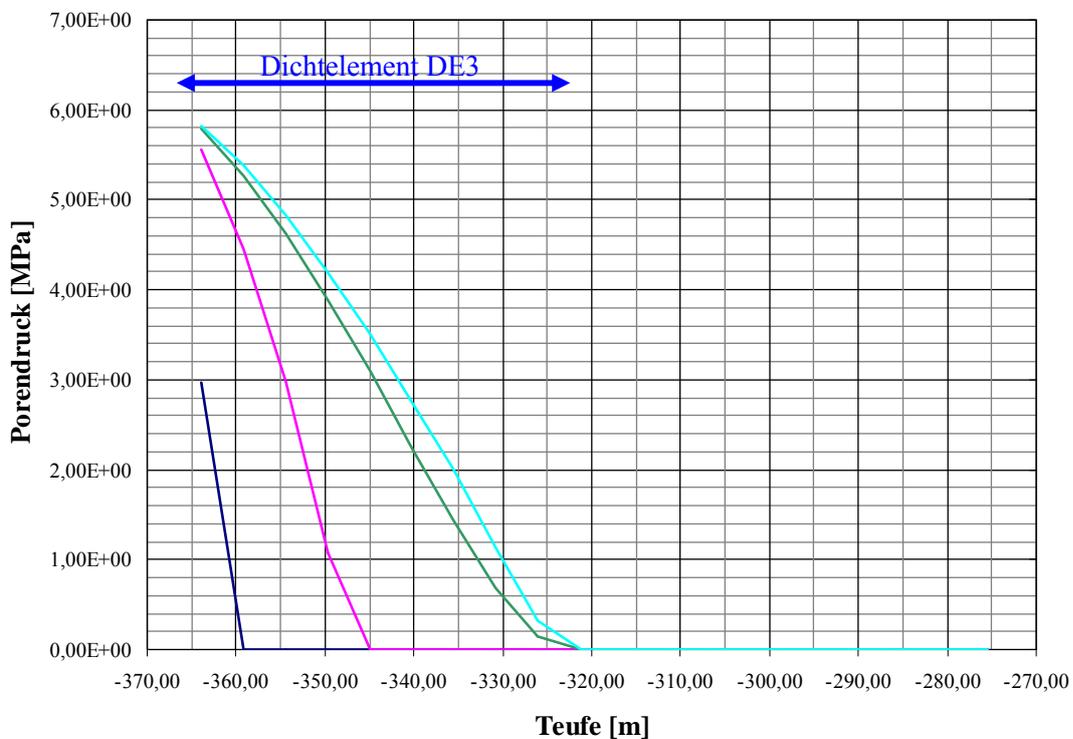


Abb. 2.58: Hauptspannungen, Effektivspannungen und Porendruck zum Zeitpunkt $t = 5372 a$ im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$



— PD_num_101a+41d — PD_num_209a — PD_num_2173a — PD_num_5372a

Abb. 2.59: Porendruckverteilung im Vertikalschnitt von $z = -366,24 m$ bis $z = -273,5 m$ zu unterschiedlichen Zeitpunkten

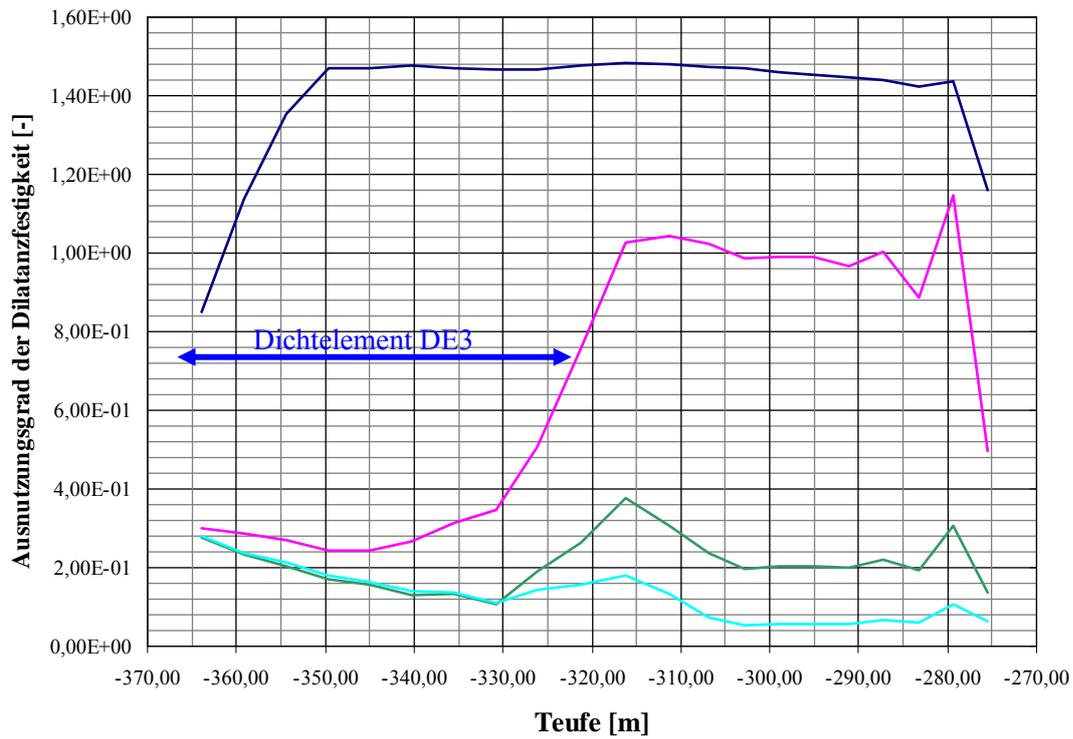


Abb. 2.60: Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

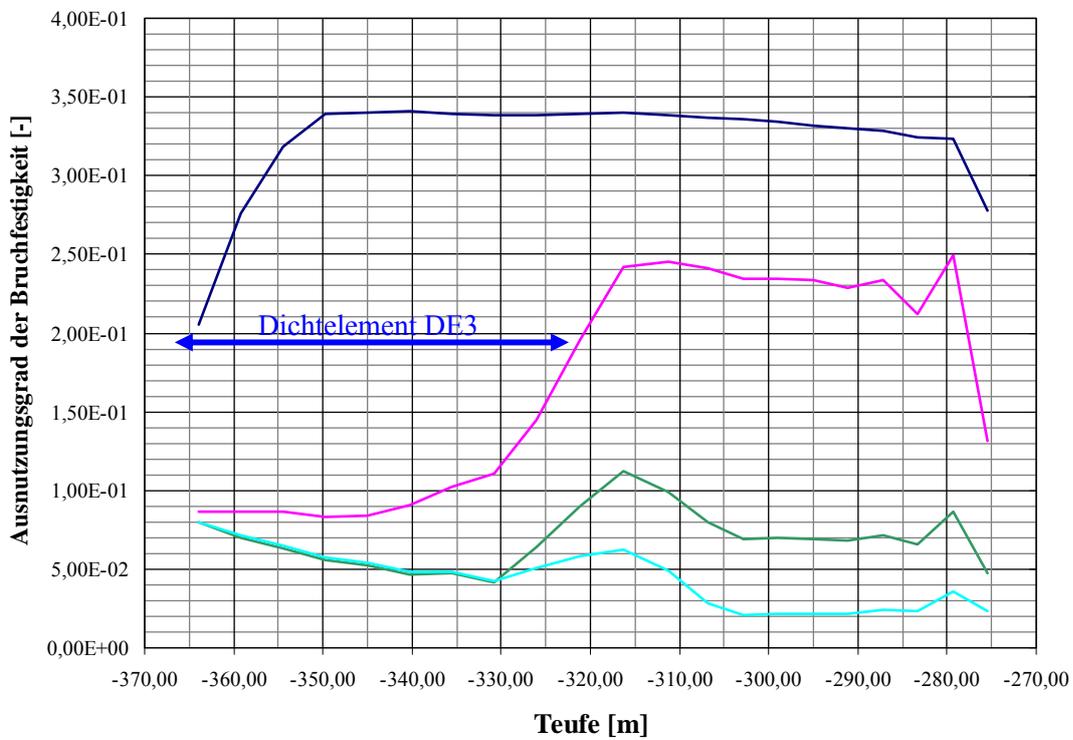


Abb. 2.61: Ausnutzungsgrade der Bruchfestigkeit im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

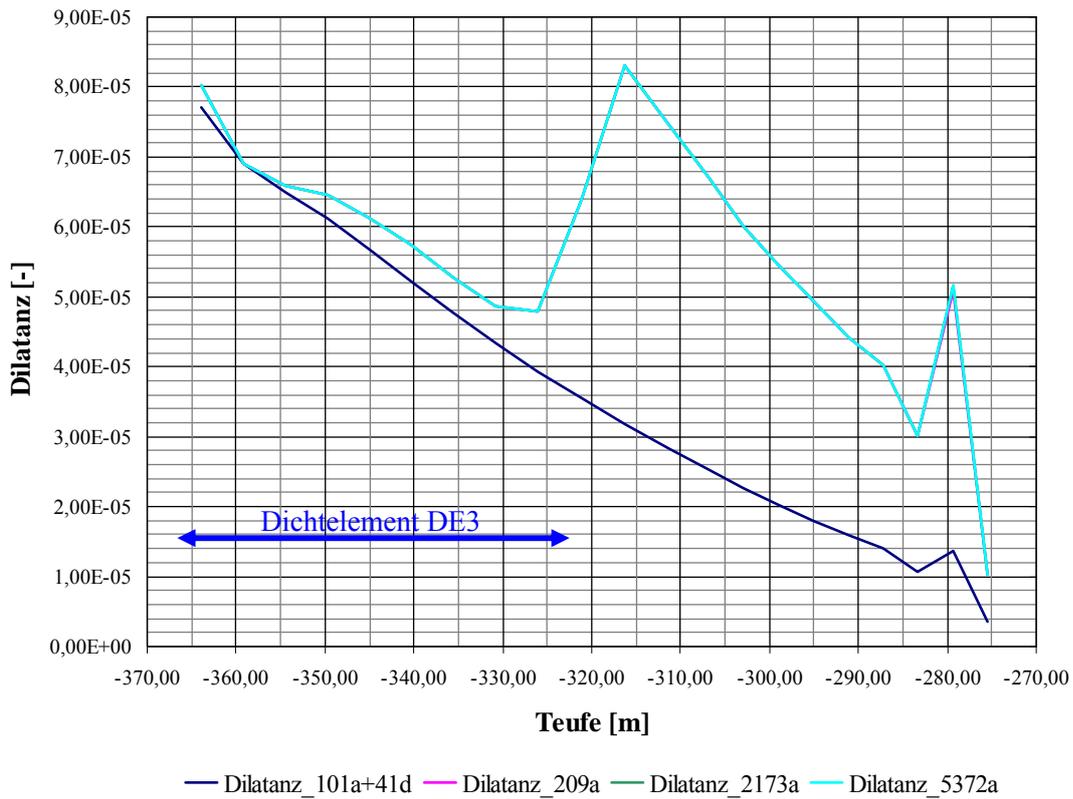


Abb. 2.62: Dilatanz im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

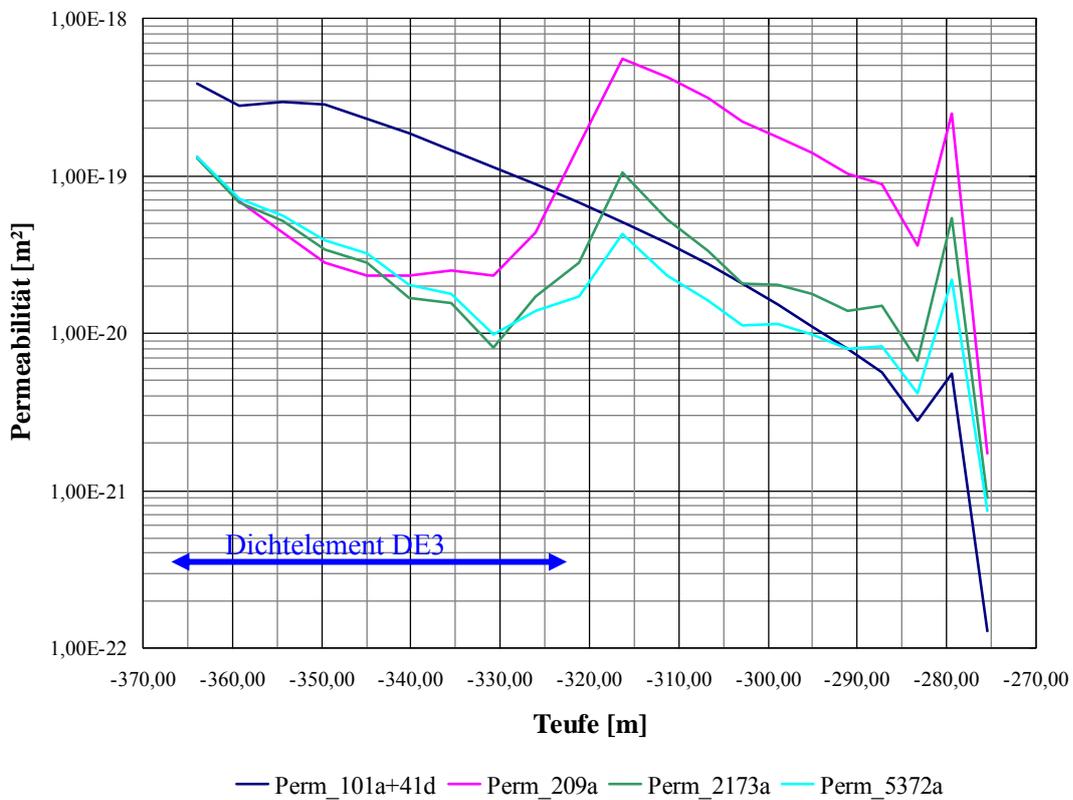


Abb. 2.63: Permeabilität im Vertikalschnitt von $z=-366,24$ m bis $z=-273,5$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

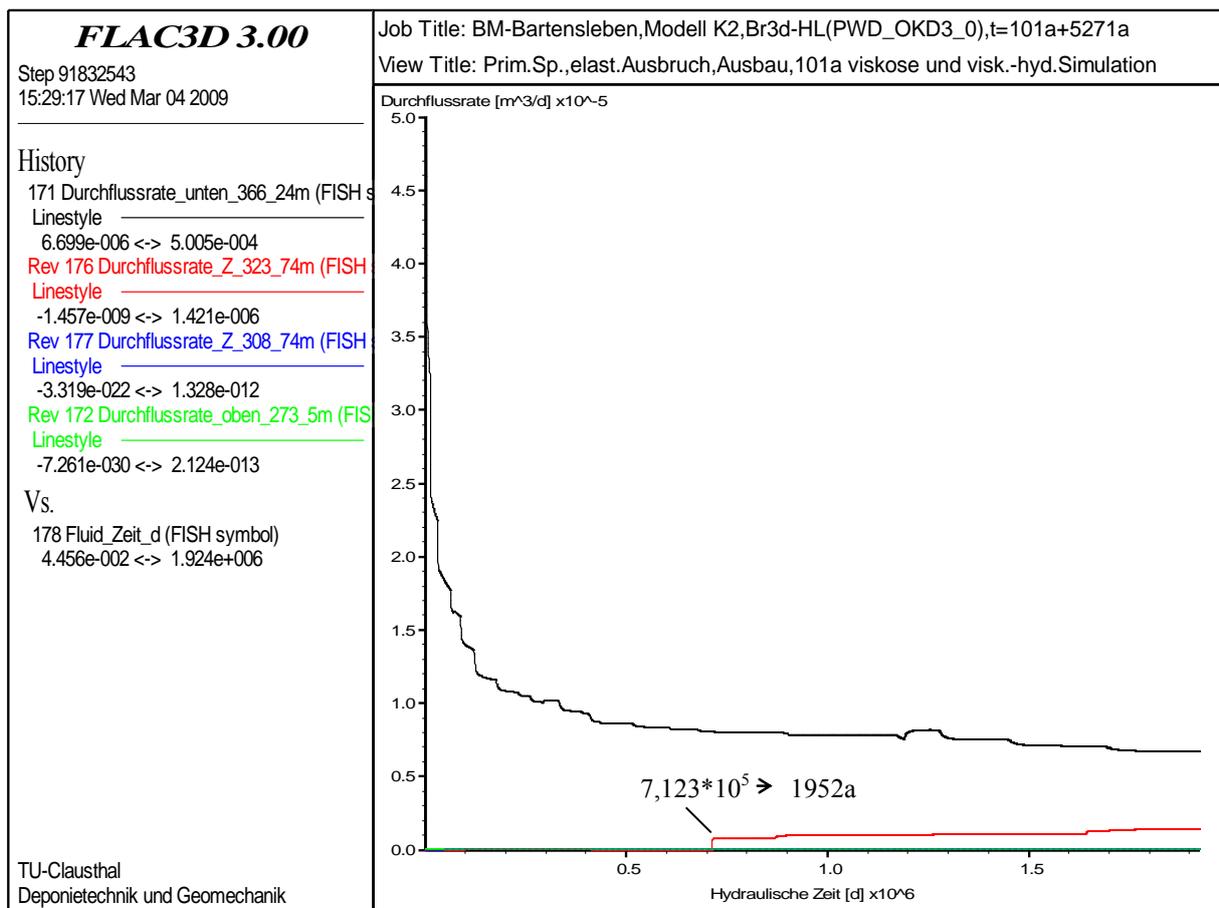


Abb. 2.64: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit

2.5.2.4 Schachtverschlussystem Bartensleben – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (3)

Die hydraulische Beanspruchung des Dichtelementes DE3 und in deren Folge die mechanische Wirkung auf die lateral angrenzenden Gebirgsэлеmente wird in gleicher Weise wie in Berechnungsvariante (1) durch einen Lateraldruck auf die Gebirgskontur sowie einen Vertikaldruck auf die Unterseite des Übergangsbereiches bei $z = -323,74$ m simuliert. Gleichzeitig wird das Dichtelement DE3 als hydraulisch dicht angesetzt.

Während die Fluiddruckbeaufschlagung in Berechnungsvariante (1) unmittelbar nach dem Einbau des Verschlussystems erfolgt, wird in Berechnungsvariante (3) der Zeitpunkt der Fluiddruckbeaufschlagung nach dem Einbau des Verschlussystems in der zeitlichen Abfolge variiert.

Abb. 2.65 zeigt die Dilatanzentwicklung über die Zeit ohne simulierte Fluiddruckbeaufschlagung in einem radial verlaufenden Horizontalschnitt durch das konturnahe Steinsalzgebirge bei $z = -345,0$ m Teufe (auf halber Höhe des Dichtelementes DE3). Zu sehen ist, dass nur die erste Konturzone (A_1, schwarze Kurve) eine Dilatanzentwicklung aufweist. Die maximale Dilatanz von

$\varepsilon_{vol} = 1,2 \cdot 10^{-4} [-]$ wird nach $t = 153$ a erreicht. Durch den konservativen Verzicht auf eine mögliche Schädigungsrückbildung (Verheilung) durch das aufkriechende Gebirge bleibt der Zahlenwert der Dilatanz im weiteren Berechnungsverlauf konstant.

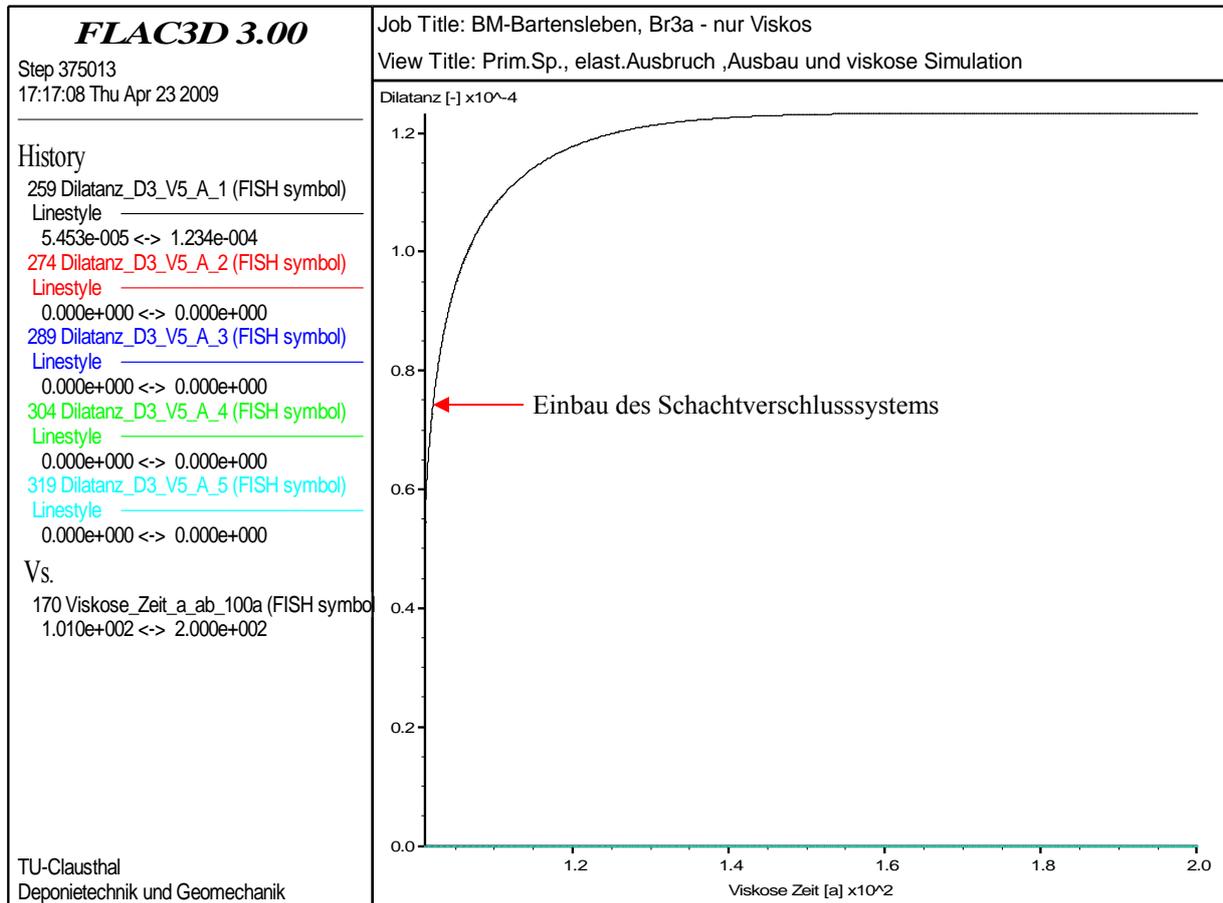


Abb. 2.65: Dilatanzentwicklung über die Zeit

Abb. 2.66 zeigt die Permeabilitätsentwicklung über die Zeit ohne simulierte Fluiddruckbeaufschlagung im gleichen Horizontalschnitt bei $z = -345,0$ m Teufe. Zu sehen ist, dass in Folge der in Abb. 2.65 dargestellten Dilatanz der einzelnen Gebirgszonen auch nur für die erste Konturzone (A₁, schwarze Kurve) ein Sekundärpermeabilitätsverlauf resultiert und die in radialer Richtung anschließenden Gebirgszonen (A₂ bis A₃) noch die konservativ angesetzte Primärpermeabilität von $K = 1,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ aufweisen. Die maximale Sekundärpermeabilität von $K \approx 1,7 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ für die erste Konturzone A₁ wird nach $t = 127$ a erreicht. Nach $t = 130$ a zeigt sich im weiteren Zeitverlauf wieder eine Reduzierung der Sekundärpermeabilität. Dieser Sachverhalt ist darin begründet, dass durch das aufkriechende Steinsalzgebirge die minimale Hauptspannung σ_3 ausgehend vom Zahlenwert $\sigma_3 \approx 0 \text{ MPa}$ an der Schachtkontur zum Zeitpunkt des

Einbau des Verschlussystems bei $t = 101$ a kontinuierlich ansteigt. Aufgrund der gemäß Abb. 2.65 konstant bleibenden Dilatanz ab $t = 153$ a folgt die Entwicklung der Sekundärpermeabilität lediglich entsprechend der Veränderung der minimalen Hauptspannung σ_3 .

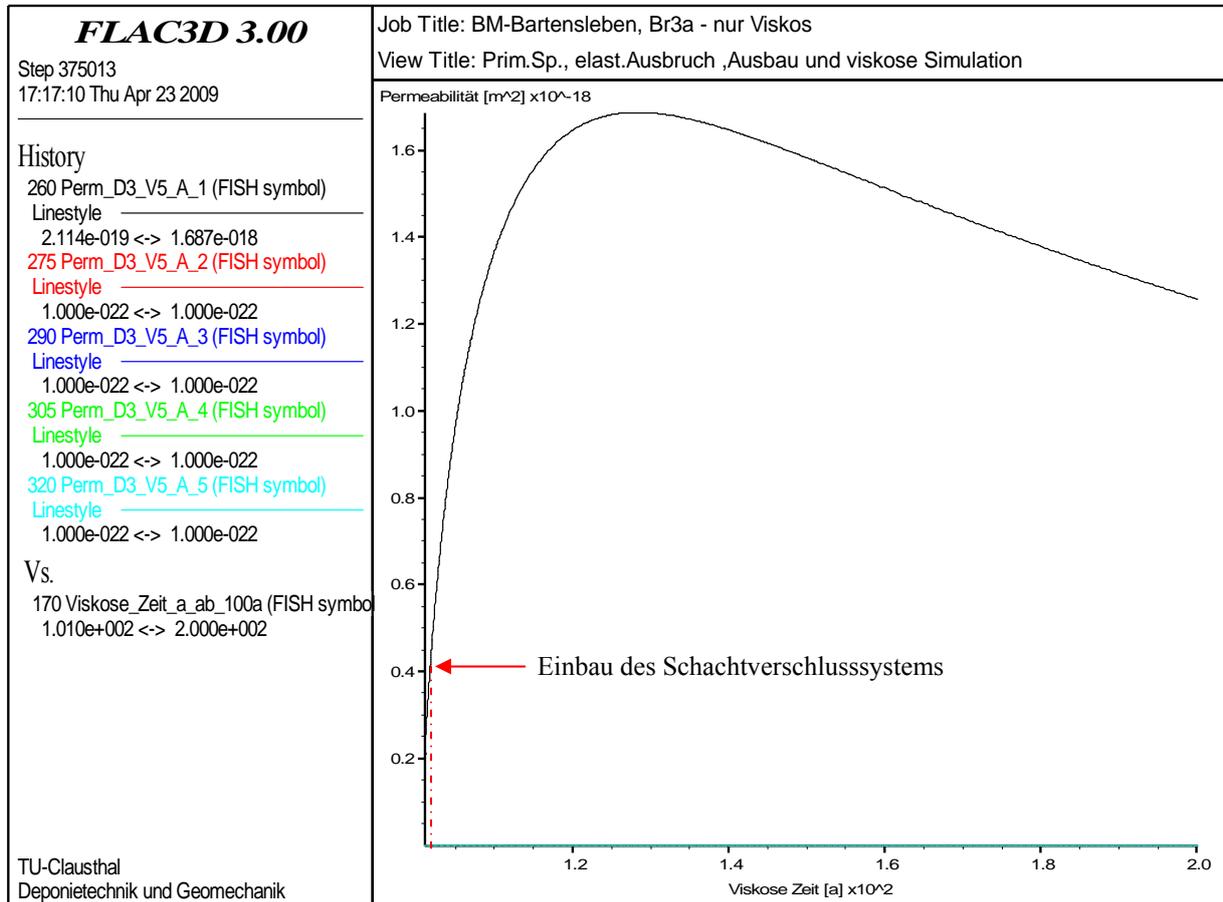


Abb. 2.66: Entwicklung der Permeabilität über die Zeit bei $z = -345,0$ m

Für eine Abschätzung des ungünstigsten Zeitpunktes eines Lösungszutrittes in das Grubengebäude hinsichtlich der Aufsättigungszeit der dilatant verformten Gebirgsbereiche sowie der Durchflussmengen werden Berechnungen mit einer simulierten Fluiddruckbeaufschlagung zu den Zeitpunkten $t = 111$ a (10 a nach Einbau des Verschlussystems), $t = 127$ a (26 a nach Einbau des Verschlussystems), $t = 150$ (49 a nach Einbau des Verschlussystems), $t = 200$ a (99 a nach Einbau des Verschlussystems) und $t = 300$ a (199 a nach Einbau des Verschlussystems) durchgeführt. Bis zum Zeitpunkt der Simulation des rechnerisch simulierten Lösungszutrittes erfolgt jeweils eine rein mechanische Berechnung.

Abb. 2.67 zeigt die Permeabilitätsentwicklung bei simulierter Fluiddruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 111$ a. Nach der Fluiddruckbeaufschlagung ist ein deutlicher Rückgang der Sekundärpermeabilität für die erste Konturzone A_1 zu erkennen. Der Zahlenwert reduziert sich in-

stantan von $K \approx 1,4 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ auf $K \approx 4,6 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$ und steigt im weiteren Zeitverlauf wieder moderat an.

Abb. 2.68 zeigt die zugehörige Entwicklung der Minimalspannung σ_3 in der konturnahen Gebirgszone bei $z = -345,0 \text{ m}$. Die Minimalspannung für die erste Konturzone A_1 steigt vom Anfangswert $\sigma_3 \approx 0 \text{ MPa}$ zum Zeitpunkt des Einbaus des Verschlussystems ($t = 101 \text{ a}$) instantan mit der Lateraldruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 111 \text{ a}$ auf den Zahlenwert $\sigma_3 \approx 5,5 \text{ MPa}$. Im Anschluss daran zeigt die Berechnung bis zur vollständigen Aufsättigung der Konturzone A_1 eine weitere Spannungserhöhung durch das aufkriechende Steinsalzgebirge. Die zeitlich nachfolgende stufenweise Reduzierung der minimalen Hauptspannung ist ursächlich zurückzuführen auf die Aufsättigung der teufenmäßig oberhalb der Konturzone A_1 lokalisierten Konturzonen zwischen $z = -345,0 \text{ m}$ und $z = -323,74$. Nach dem Lösungsdurchtritt bei $z = -323,74 \text{ m}$ nach einer Aufsättigungszeit von $\Delta t = 310 \text{ a}$ (Abb. 2.69) bleibt die minimale Hauptspannung nahezu konstant. Ein Anstieg bedingt durch das aufkriechende Steinsalzgebirge ist in dieser Darstellung (noch) nicht zu erkennen.

Abb. 2.69 dokumentiert die Entwicklung der Durchflussraten in verschiedenen Betrachtungshorizonten. Aus der Abbildung ist zu entnehmen, dass der Durchtritt an der Oberkante des Dichtelementes DE3 nach $t = 310 \text{ a}$ erfolgt und rechnerisch ein Zahlenwert für die Durchflussrate von $\dot{V}_{z=-323,74} \approx 2,8 \text{ l/a}$ resultiert. Demzufolge ist sowohl die Aufsättigungszeit als auch die Durchflussmenge sicherheitstechnisch ungünstiger einzuschätzen als in den Berechnungsvarianten (1) und (2).

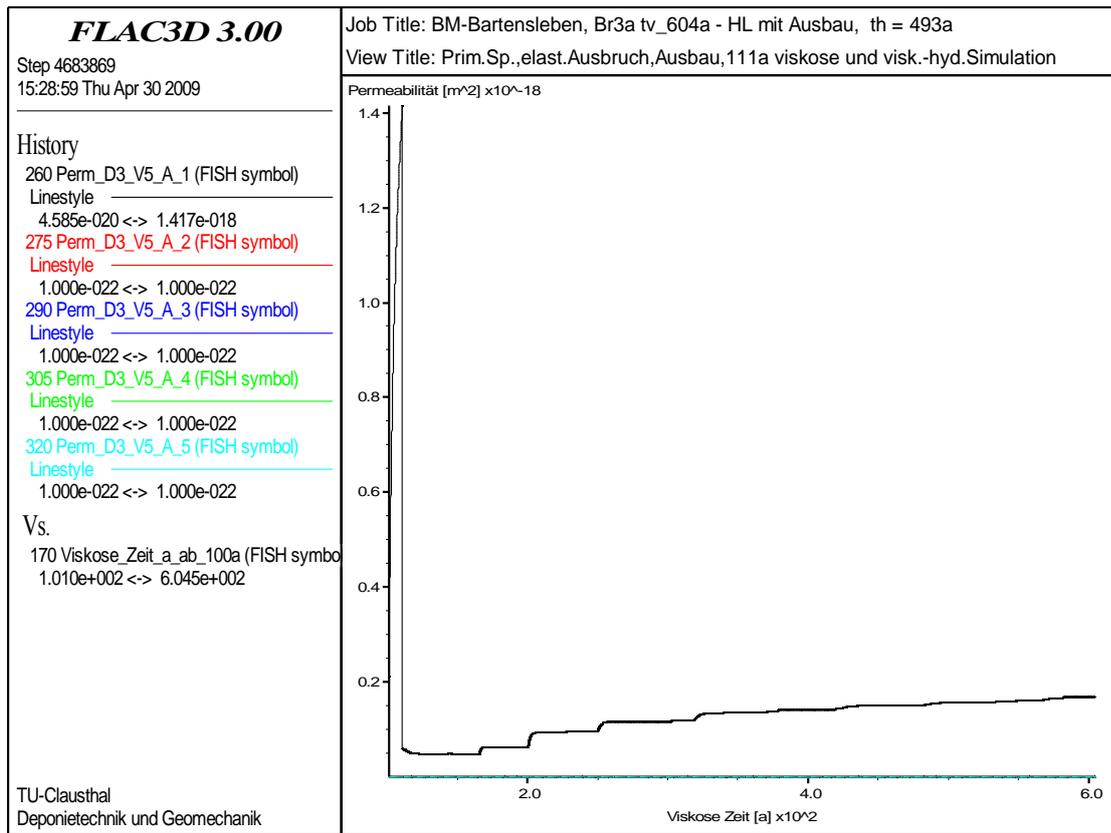


Abb. 2.67: Entwicklung der Permeabilität über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 111$ a)

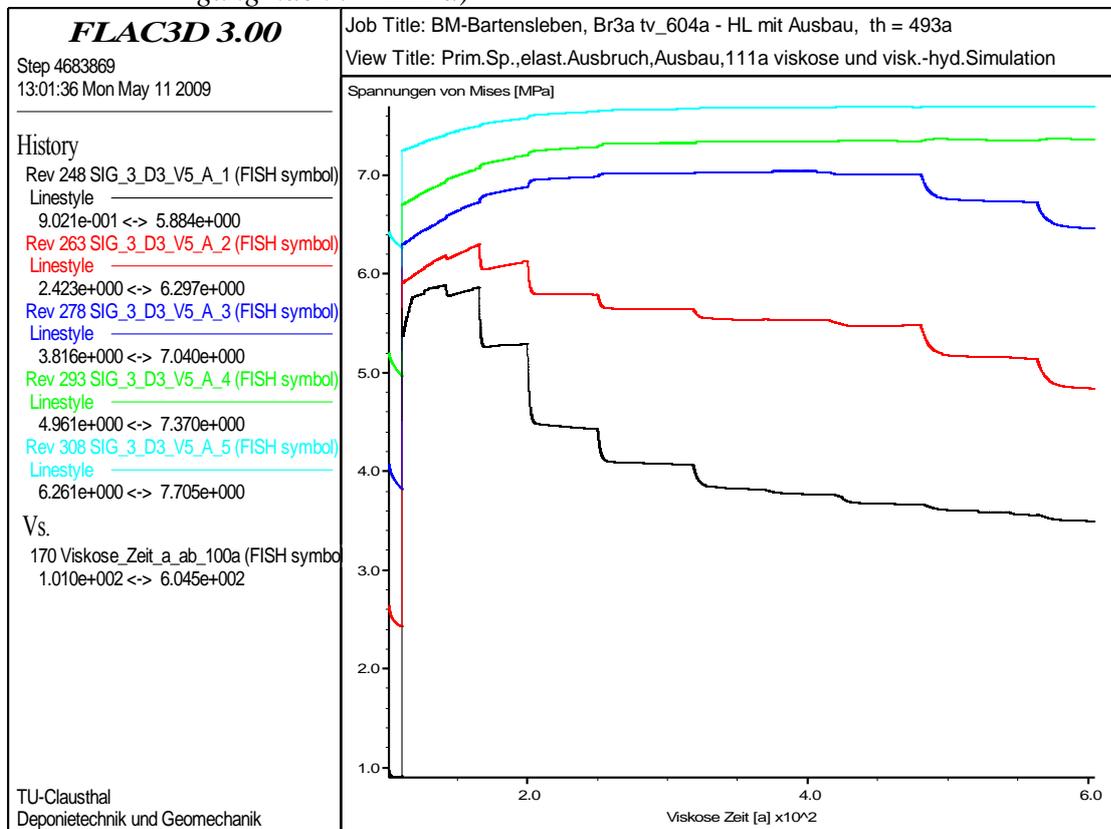


Abb. 2.68: Entwicklung der Minimalspannung über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 111$ a)

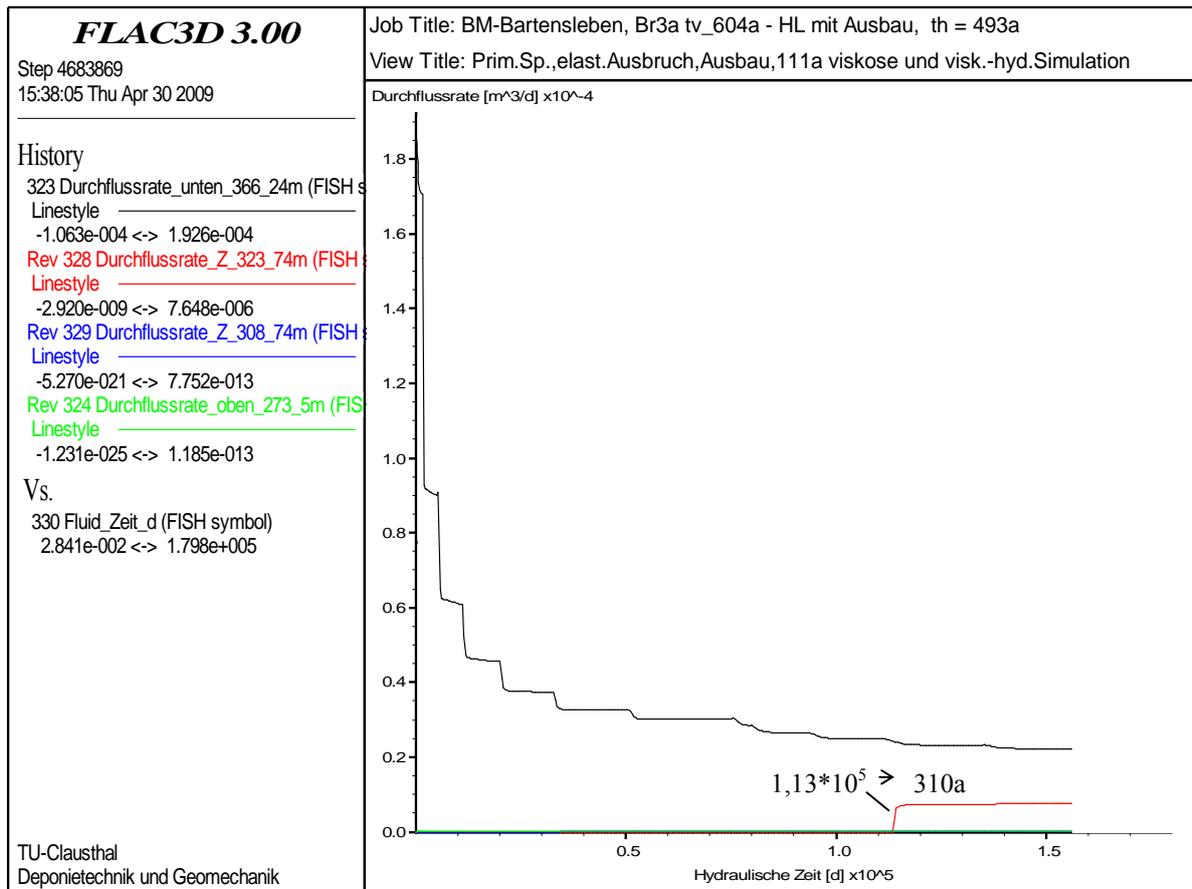


Abb. 2.69: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 111$ a)

Die Abb. 2.70 bis Abb. 2.72 zeigen die Permeabilitätsentwicklung, die Entwicklung der minimalen Hauptspannung σ_3 sowie die Durchflussraten bei Simulation der Fluiddruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 127$ a. In der Tendenz stellt sich eine ähnliche Entwicklung dar wie bei den Berechnungen mit Fluiddruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 111$ a. Abb. 2.72 ist zu entnehmen, dass ein Fluidaustritt an der Oberkante des Dichtelementes DE3 bereits nach einer Aufsättigungszeit von $\Delta t = 239$ a erfolgt und die Durchflussmenge einen Zahlenwert von $V_{z=-323,74} \approx 3,4$ l/a erreicht.

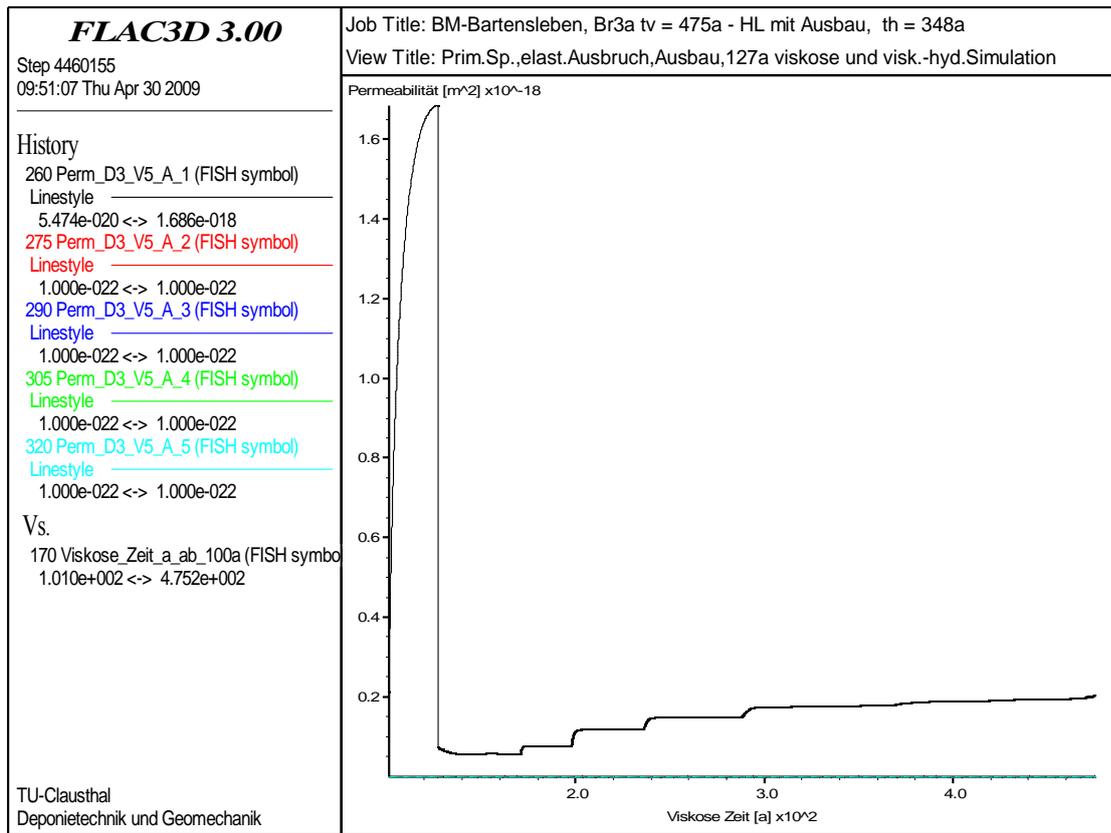


Abb. 2.70: Entwicklung der Permeabilität über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 127$ a)

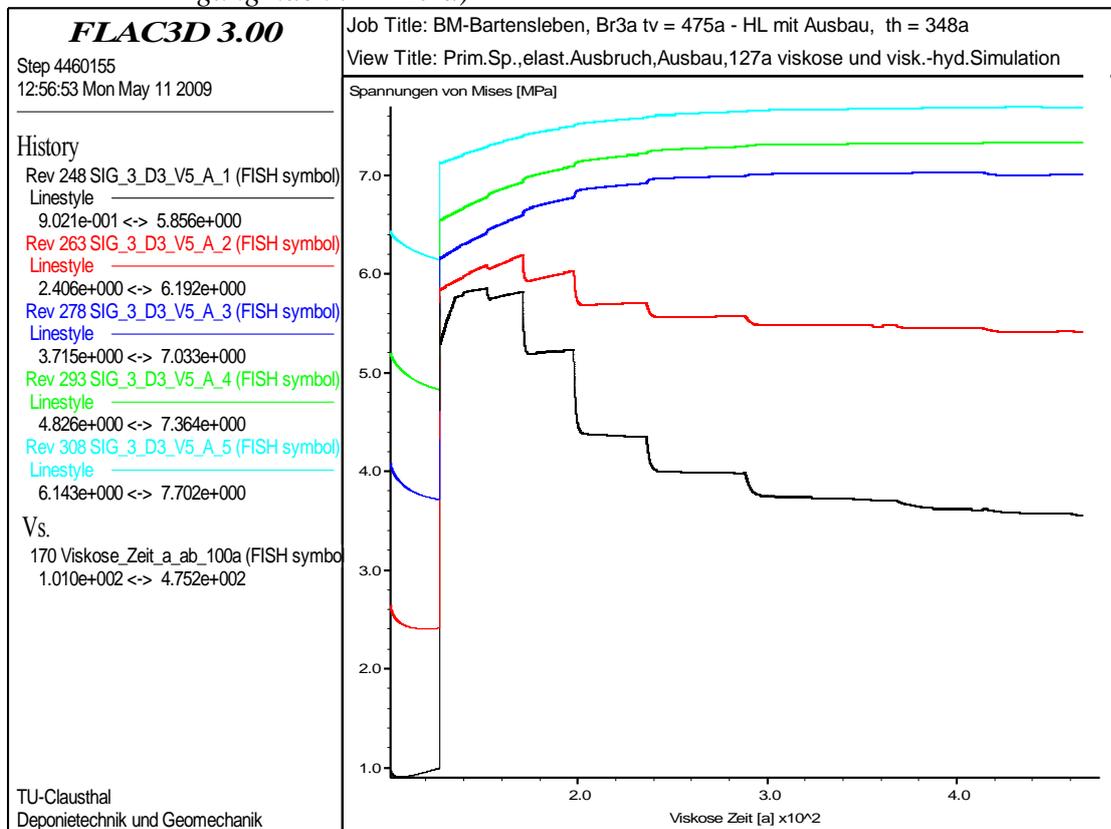


Abb. 2.71: Entwicklung der Minimalspannung über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 127$ a)

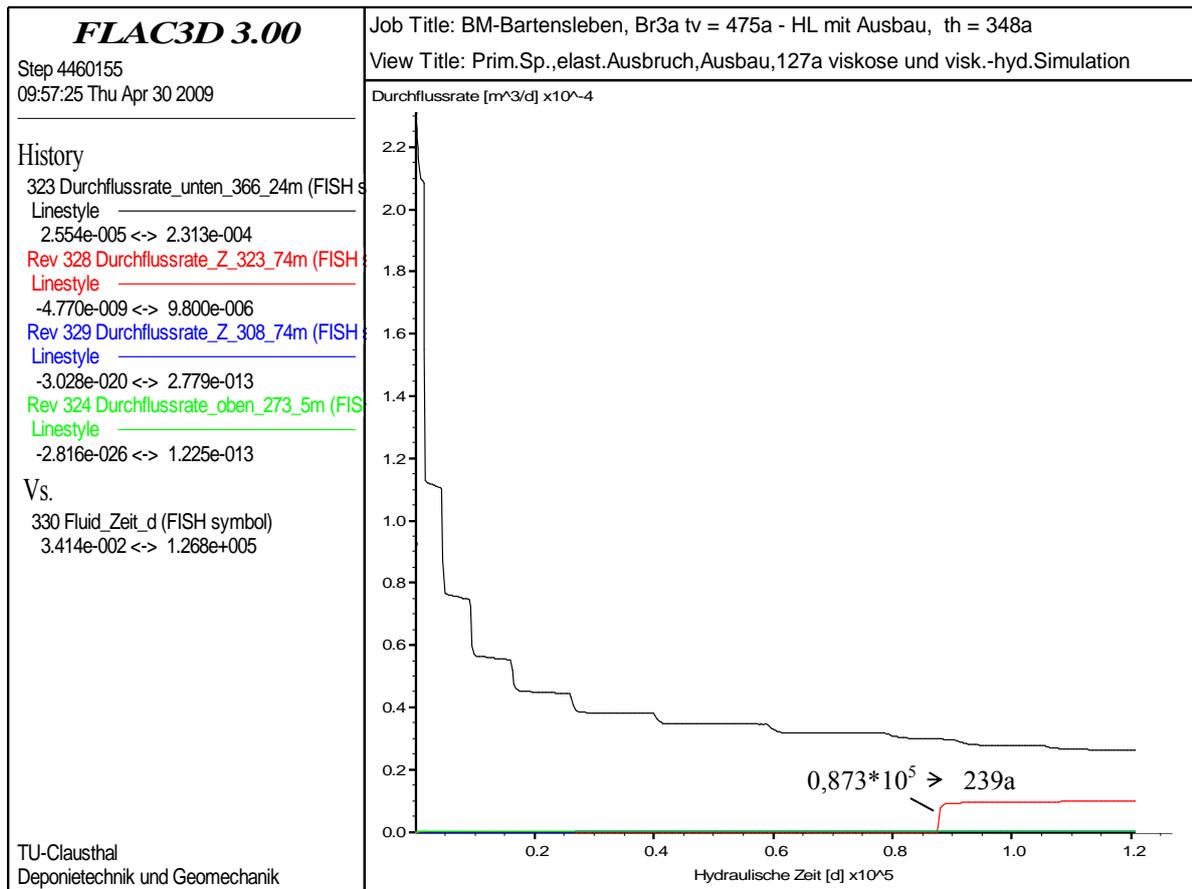


Abb. 2.72: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit (Fluidruckbeaufschlagung nach $t = 127$ a)

Die Entwicklung der Durchflussraten bei einer simulierten Fluidruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 150$ a zeigt Abb. 2.73. Abb. 2.74 können die Durchflussraten bei simulierter Fluidruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 200$ a entnommen werden.

Die Abb. 2.75 bis Abb. 2.77 zeigen schließlich die Ergebnisse der zeitabhängigen Entwicklung der Permeabilität, der Minimalspannung und der Durchflussraten bei rechnerischer Simulation bei einer Fluidruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 300$ a.

Die Abb. 2.73, Abb. 2.74 und Abb. 2.77 zeigen bei einer vergleichenden Gegenüberstellung der Berechnungsvarianten, dass unabhängig vom Zeitpunkt der simulierten Fluidruckbeaufschlagung nach $t = 150$ a, $t = 200$ a bzw. $t = 300$ a sowohl hinsichtlich der Aufsättigungszeit ($\Delta t = 225$ a bis $\Delta t = 227$ a) als auch hinsichtlich der Durchflussmengen vergleichbare Zahlenwerte ($\dot{V}_{z=-323,74} \approx 3,7$ l/a) berechnet werden.

Aus Abb. 2.76 (Fluidruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 300$ a) kann entnommen werden, dass sich bis zum Zeitpunkt der Fluidruckbeaufschlagung die minimale Hauptspannung in der ersten Konturzone durch das aufkriechende Steinsalzgebirge bis auf $\sigma_3 \approx 1,8$ MPa erhöht und mit

der rechnerischen Simulation des Fluiddruckes instantan bis auf $\sigma_3 \approx 5,8 \text{ MPa}$ ansteigt. Bei der Berechnungsvariante mit einer Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 127 \text{ a}$ steigt die minimale Hauptspannung in der ersten Konturzone zum Zeitpunkt der Lateraldruckbeaufschlagung dagegen von $\sigma_3 \approx 1,0 \text{ MPa}$ auf $\sigma_3 \approx 5,4 \text{ MPa}$, Abb. 2.71. Dieser nur geringe Unterschied der minimalen Hauptspannungen von $\Delta\sigma_3 \approx 0,4 \text{ MPa}$ führt aufgrund annähernd gleicher Zahlenwerte für die Dilatanz zu einer nur geringen Diskrepanz der Permeabilitäten nach Fluiddruckbeaufschlagung von $\Delta K \approx 0,2 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$ ($K \approx 5,5 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$, Abb. 2.70 bzw. $K \approx 5,7 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$, Abb. 2.75). Der gleiche Sachverhalt führt bei den Berechnungen mit rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung zum Zeitpunkt $t = 150 \text{ a}$, $t = 200 \text{ a}$ bzw. $t = 300 \text{ a}$ zu annähernd identischen Ergebnissen hinsichtlich der Aufsättigungszeit und der Durchflussmengen, da zu diesen Zeitpunkten für die Dilatanz unabhängig vom Zeitpunkt der Fluiddruckbeaufschlagung identische Zahlenwerte und für die minimale Hauptspannung nur geringfügig unterschiedliche Zahlenwerte ausgewiesen werden.

Erst eine Berücksichtigung der Dilatanzrückbildung und/oder ein noch späterer Zeitpunkt für die Simulation der Fluiddruckbeaufschlagung mit der Folge größerer Zahlenwerte für die minimale Hauptspannung durch das aufkriechende Gebirge würde zu geringeren Sekundärpermeabilitäten in den dilatant verformten Gebirgsbereichen und einer sicherheitlich betrachtet günstigeren Einschätzung führen.

Als Fazit der vorstehend dokumentierten Berechnungen mit Variation des Zeitpunktes der Fluiddruckbeaufschlagung bleibt somit festzuhalten, dass bei rechnerischer Simulation eines unmittelbar nach Einbau des Schachtverschlussystems vollgelaufenen Grubengebäudes die auf die Schachtkontur einwirkenden hydraulischen Kräfte infolge ihrer Stützwirkung auf das konturnahe Gebirge eine zeitlich fortschreitende Entwicklung dilatant verformter Gebirgsbereiche verhindern. Wird dagegen das Szenario des Zulaufens für einen späteren Zeitpunkt angesetzt, so zeigen die Berechnungsergebnisse der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Tragwerksanalyse, dass sich im konturnahen Salzgebirge bis zum konvergenzbedingten Spannungsaufbau auf Beanspruchungen unterhalb der Dilatanzfestigkeit die Zone dilatant verformter Gebirgsbereiche weiter ausbreitet. In der Folge führt ein in der zeitlichen Abfolge später simuliertes Zulaufen des Grubengebäudes zu einer intensivierten Sekundärpermeabilität. Bezüglich der Größenordnung der rechnerisch ausgewiesenen Durchflussmengen bleibt jedoch auch für die Berechnungsvarianten mit Variation des Zeitpunktes der Fluiddruckbeaufschlagung festzuhalten, dass die im Rahmen der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen ermittelten Volumenströme mit maxi-

mal $\dot{V}_{z=-323,74} \approx 3,7 \text{ l/a}$ noch deutlich kleiner sind als der vom AS eingeschätzte Zahlenwert von $\dot{V} = 19,6 \text{ l/a}$.

Abschließend darauf hinzuweisen ist, dass für die zeitliche Entwicklung des konvergenzbedingten Spannungsaufbaus und der sich daraus ergebenden Rückbildung der Sekundärpermeabilität in den dilatant verformten Gebirgsbereichen die Materialeigenschaften des Steinsalzgebirges einerseits und des Verschlussmaterials andererseits von wesentlicher Bedeutung sind. Für eine abschließende Quantifizierung sind somit die hier angesetzten Materialeigenschaften des anstehenden Steinsalzgebirges und das Kompaktionsverhalten des vom AS vorgeschlagenen Dichtelementmaterials zu belegen.

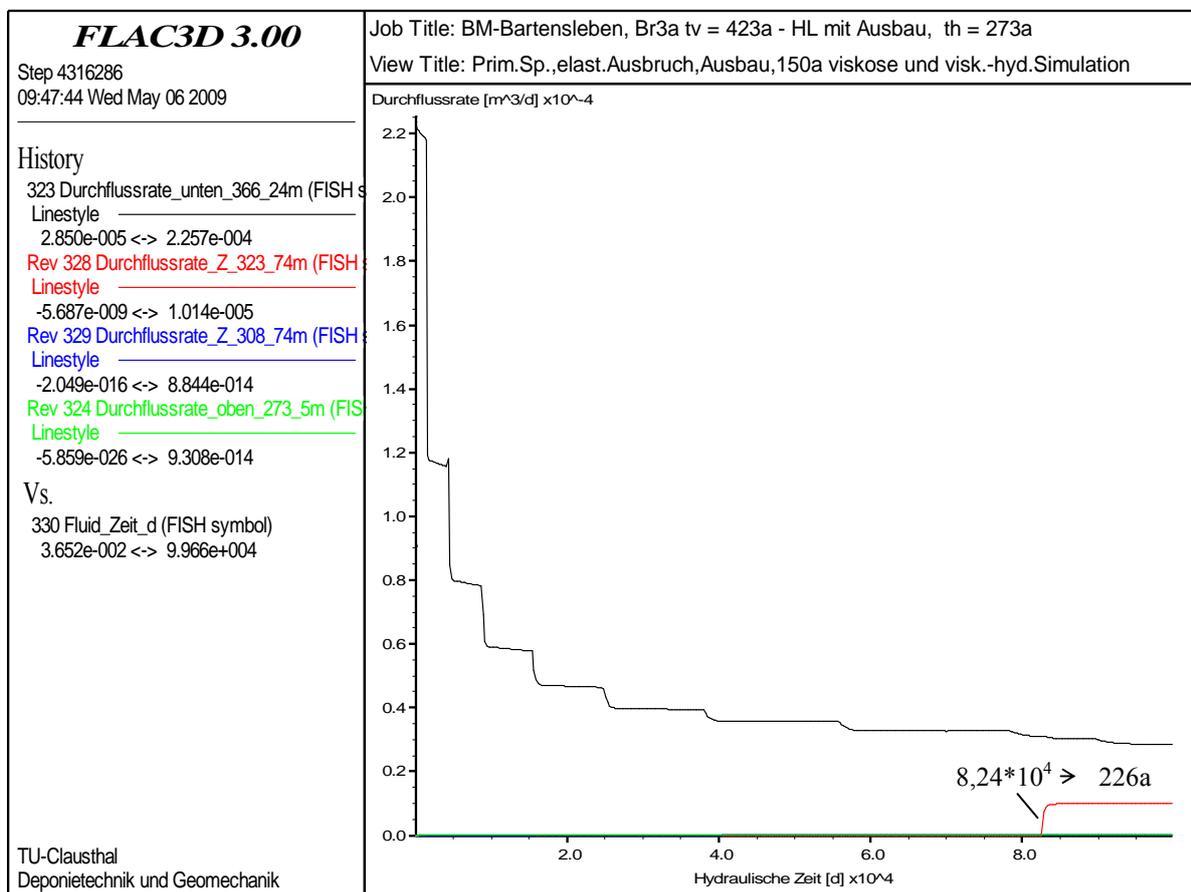


Abb. 2.73: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 150 \text{ a}$)

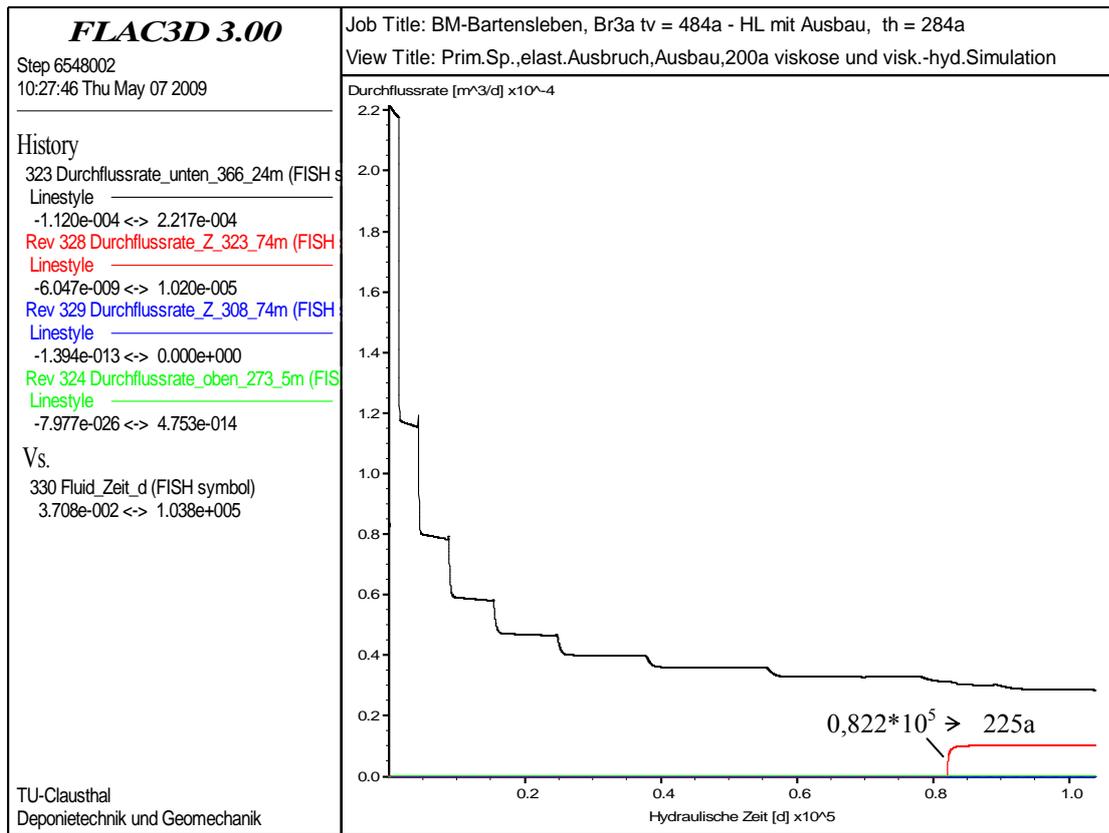


Abb. 2.74: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 200$ a)

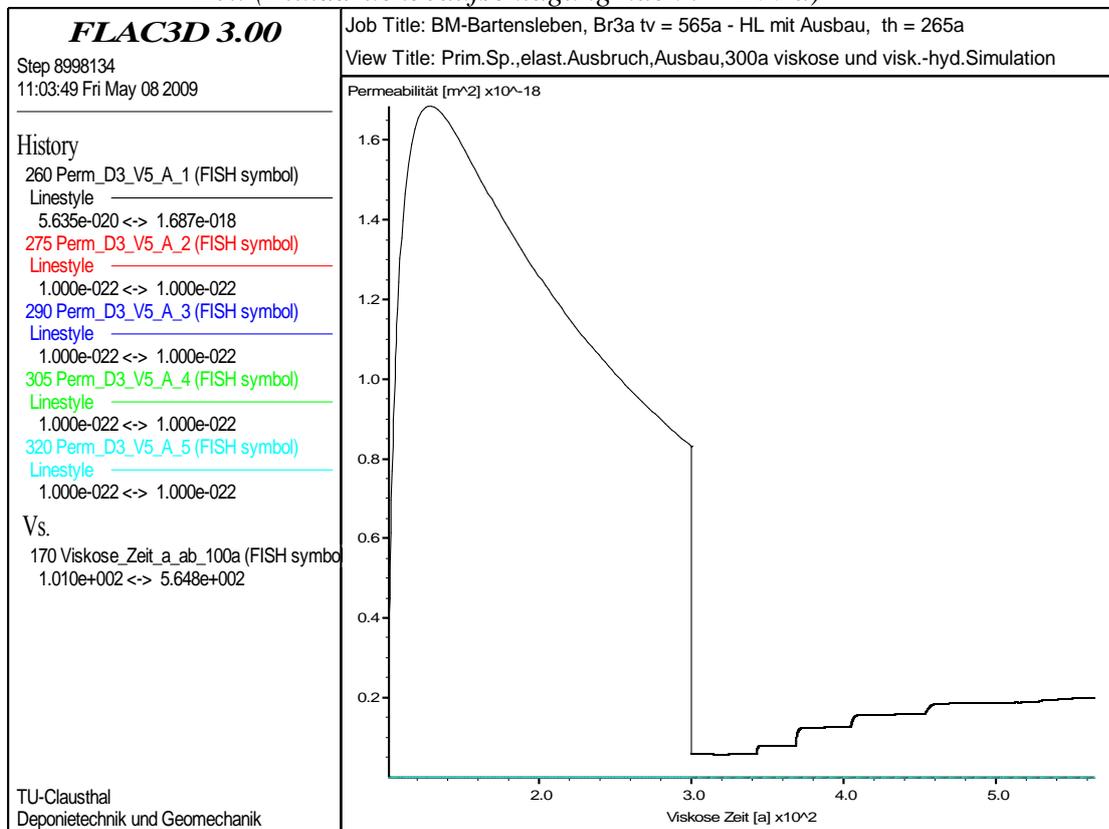


Abb. 2.75: Entwicklung der Permeabilität über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 300$ a)

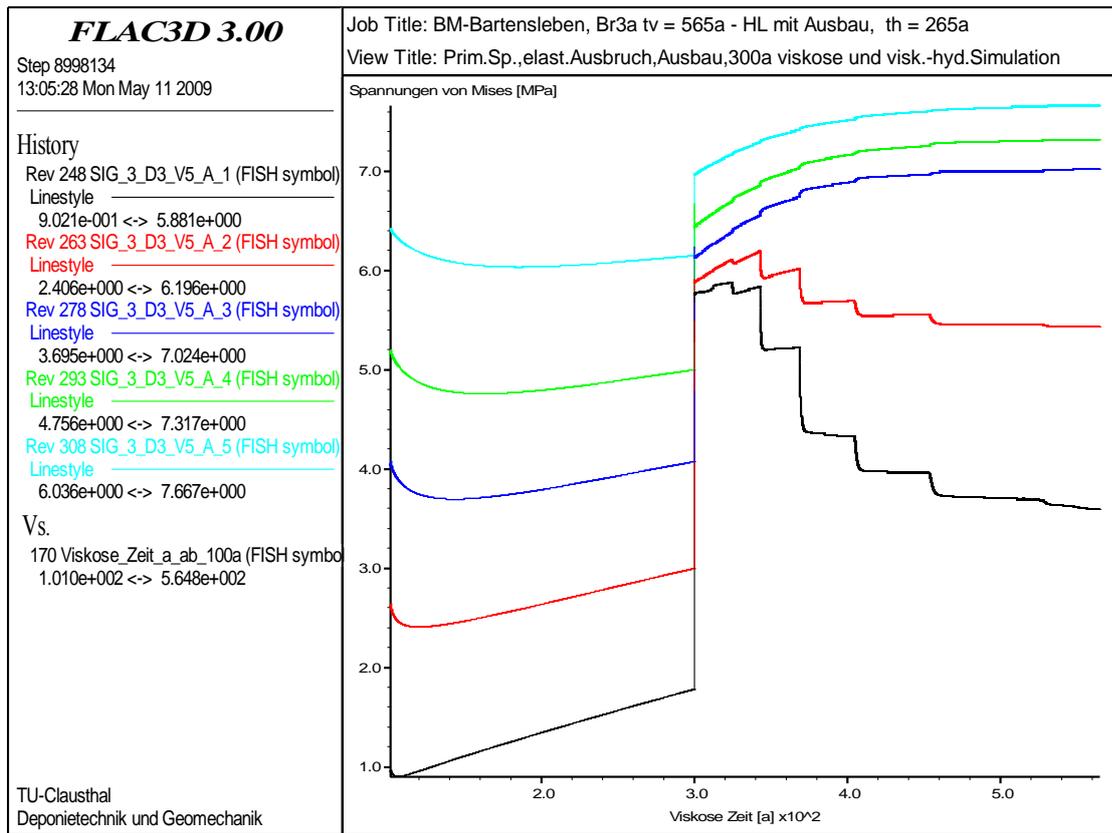


Abb. 2.76: Entwicklung der Minimalspannung über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 300 a$)

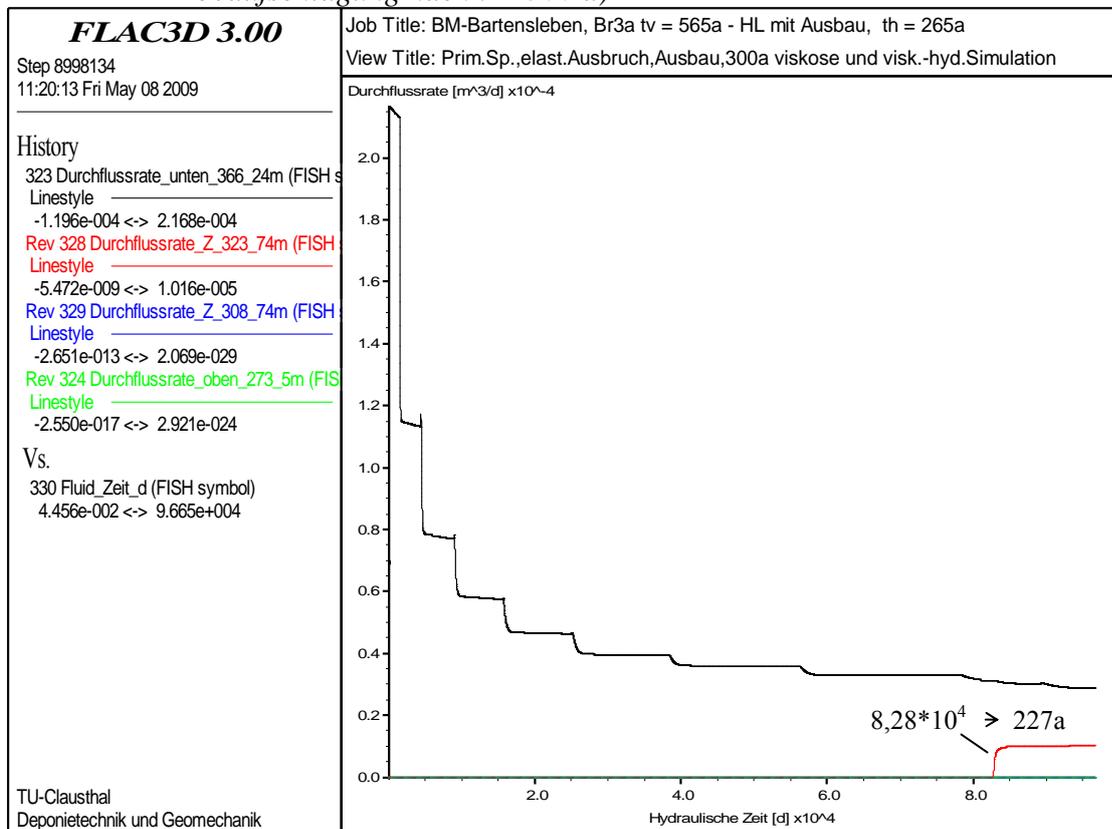


Abb. 2.77: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit (Fluiddruckbeaufschlagung nach $t = 300 a$)

2.5.2.5 Schachtverschlusssystem Marie – Szenario Auspressphase – Berechnungsvariante (1)

Aufbringung eines mechanischen Radialdruckes im Bereich des Dichtelementes DE3

Die numerische Simulation erfolgt in Analogie zu den in Berechnungsvariante (1) für das Schachtverschlusssystem Bartensleben aufgeführten Etappen. Der vertikal auf die Unterseite des Dichtelementes DE3 in der Teufe von $z = -343,50$ m wirkende Fluiddruck von $p_{fl} = 6,0$ MPa wird teufenabhängig in gleicher Größe in lateraler Richtung in Form eines zusätzlich auf die Kontur wirkenden mechanischen Stützdruckes vorgegeben. Die teufenabhängige Reduktion des Fluiddruckes erfolgt entsprechend der Dichte des Bitumens von $\gamma = 10 \text{ kN} / \text{m}^3$ ($\Rightarrow 0,01 \text{ MPa/m}$) bis auf $p_{fl} = 5,75$ MPa bei $z = -318,50$ m, Abb. 2.35M. Zusätzlich wird ein mechanischer Druck von $p_{fl} = 5,75$ MPa auf die Unterseite des Übergangsbereiches bei $z = -318,50$ m angesetzt, Abb. 2.35M.

Das Dichtelement DE3 wird in Analogie zur Berechnungsvariante (1) für das Schachtverschlusssystem Bartensleben als hydraulisch dicht angenommen. Die Verschlusselemente oberhalb des Dichtelementes DE3 werden mechanisch wirksam und hydraulisch unbeansprucht simuliert.

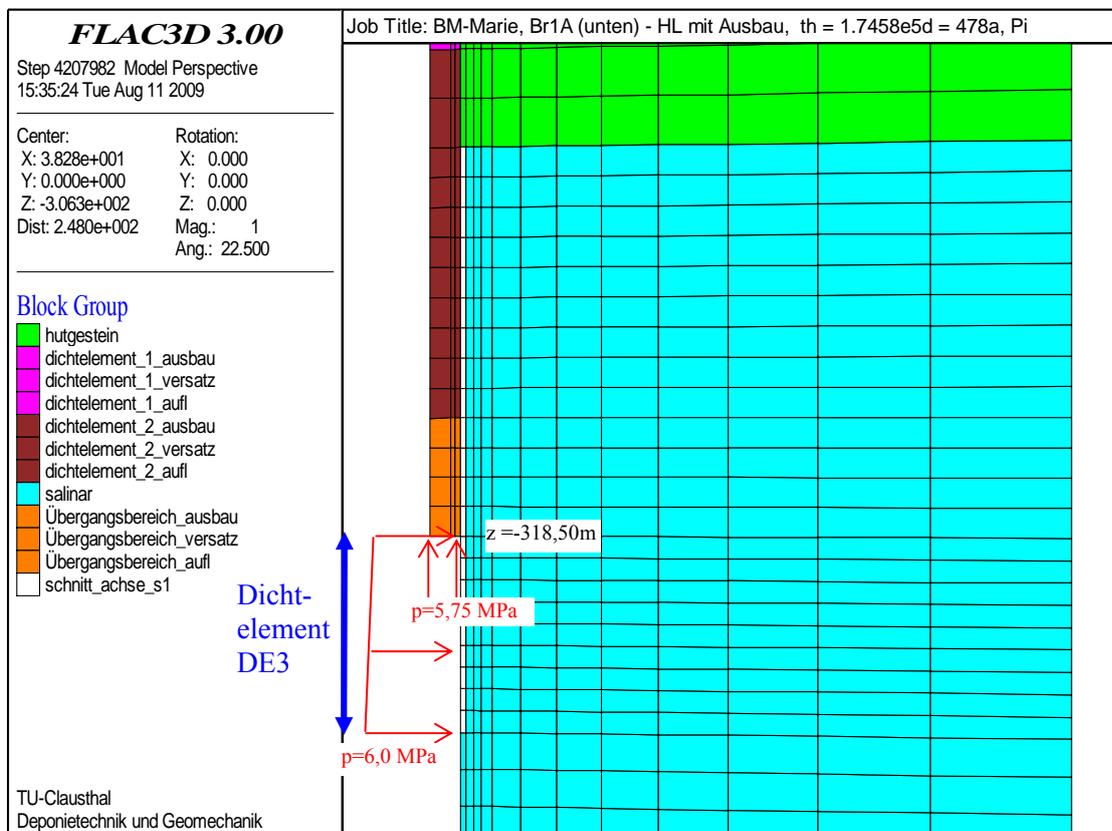


Abb. 2.35M: Anordnung eines Vertikalschnittes von $z = -343,50$ m bis $z = -268,8$ m und Darstellung des aufgebrachtten Lateraldruckes im Bereich von DE3 – Schachtverschlusssystem Marie

Zur Charakterisierung des zeitabhängigen Aufsättigungsprozesses zeigt die Abb. 2.78 in flächenhafter Auftragung die Porendruckverteilung im schachtnahen Salzgebirge für die Zeitpunkte $t = 1287$ a.

In dieser flächenhaften Auftragung wird skalierungsbedingt die zu dem jeweiligen Zeitpunkt erreichte Teufenlage der Aufsättigungsfront nicht präzise dargestellt.

Abb. 2.79 zeigt daher in Ergänzung zu den flächenhaften Auftragungen in Abb. 2.78 die für unterschiedliche Teufen berechneten Durchflussraten in Abhängigkeit von der Zeit. Der Abbildung ist zu entnehmen, dass der Aufsättigungsprozess nach einer Aufsättigungszeit von $\Delta t = 813$ a zu einem Fluidaustritt im Teufenniveau der Oberkante des Dichteelementes DE3 ($z = -318,50$ m) führt. Ursächlich für die im Vergleich zum Schachtverschlussystem Bartensleben um rechnerisch 1581 a geringere Aufsättigungszeit ist die deutlich geringe Länge des Dichteelementes DE3 von 25 m (Schachtverschlussystem Marie) gegenüber 42,5 m beim Schachtverschlussystem

Bartensleben. Die ausströmende Fluidmenge beträgt nach $t = 1000$ a $\dot{V}_{z=-318,50} \approx 0,65$ l/a .

Auch für das Schachtverschlussystem Marie kann somit festgestellt werden, dass der aus der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung resultierende Volumenstrom deutlich kleiner ist als der vom AS berechnete Volumenstrom von $\dot{V} = 19,6$ l/a .

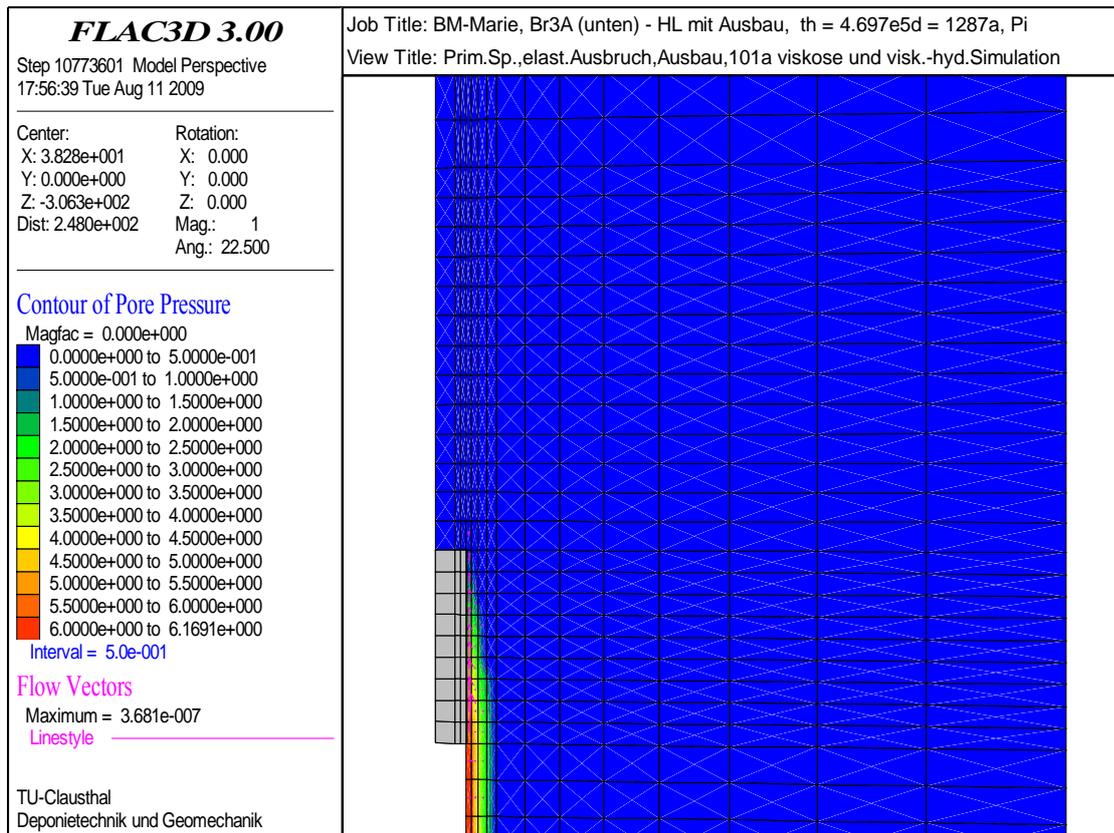


Abb. 2.78: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 1287 a$

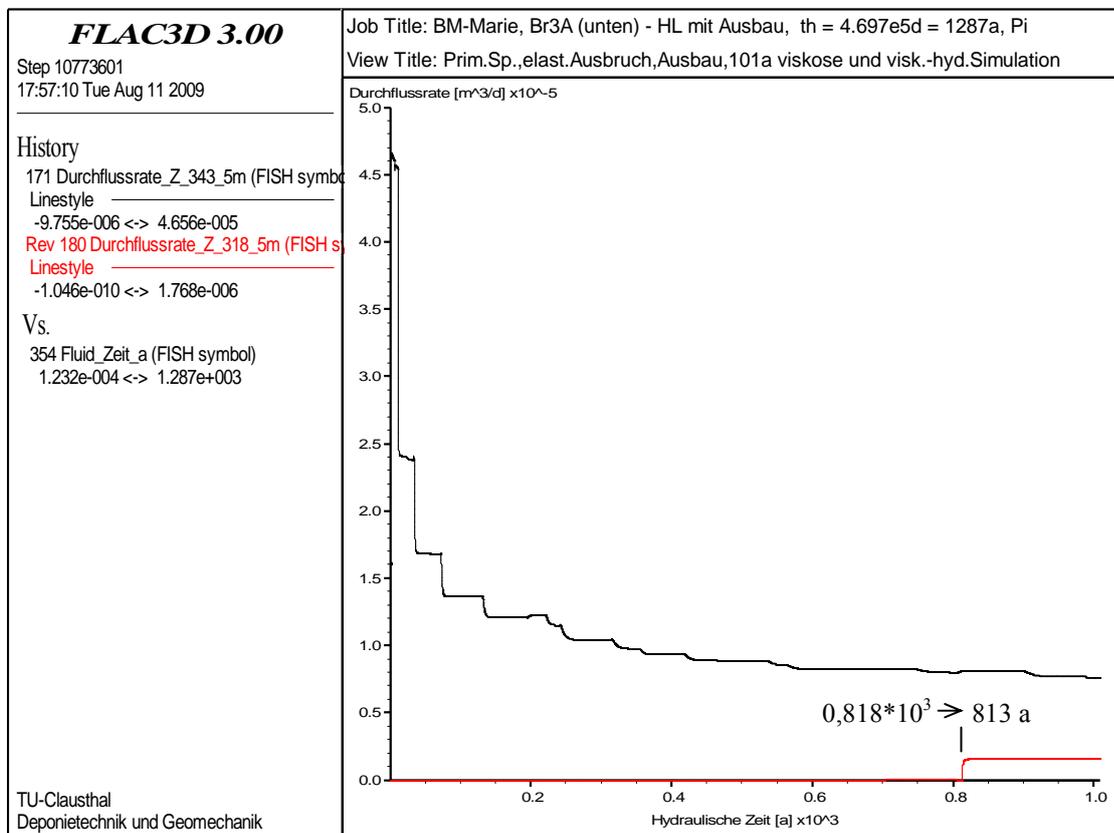


Abb. 2.79: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit

2.5.2.6 Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie – Szenario Zutrittsphase

Die rechnerische Simulation des Szenarios „Zutritt von Deckgebirgswässern über die Auflocke-
 rungszone der Schachtverschlussysteme im Salinargebirge (Zutrittsphase)“ erfolgt durch eine
 hydraulische Druckbeaufschlagung im Teufenniveau des Salzspiegels zum Zeitpunkt $t = 101$ a,
 d.h. nach dem mechanisch simulierten Einbau des Schachtverschlussystems und der Verfüllung
 des offenen Schachtbereiches mit Versatzmaterial. Die vor der mechanisch-hydraulisch gekop-
 pelten Simulation des Szenarios „Zutrittsphase“ berücksichtigten Lastfälle sind identisch zu de-
 nen des Szenarios „Auspressphase“, so dass auf eine wiederholende Darstellung der im Zeitraum
 $t = 0$ a bis $t = 101$ a berechneten Zustandsgrößen unter Verweis auf die vorstehenden Ausführun-
 gen verzichtet werden kann. Für die Materialeigenschaften des Dichtelementes DE2 wird in
 Analogie zu Berechnungsvariante (2) des Szenarios „Auspressphase“ ein Baustoff mit viskosen
 Materialeigenschaften (Stoffmodell *Lubby2*) angesetzt, der gegenüber Steinsalz einen um den
 Faktor 1000 reduzierten Maxwell-Viskositätsmodul (Einschätzung) besitzt.

Die Größe des jeweils im Teufenniveau des Salzspiegels wirkenden Fluiddruckes ergibt sich aus
 der Teufenlage des Salzspiegels und der Fluidichte. Für die Dichte der anstehenden
 Steinsalzlösung wird in Analogie zum AS ein Wert von $\rho = 1198 \text{ kg/m}^3$ gewählt. Danach
 berechnen sich die Fluiddrücke im Teufenniveau des Salzspiegels der Schächte Bartensleben und
 Marie wie folgt:

$$\text{Bartensleben: } p_{Fl} = 1198 \cdot 9,81 \cdot 273,5 \left[\frac{\text{kg} \cdot \text{m} \cdot \text{m}}{\text{m}^3 \cdot \text{s}^2} \right] = 3,21 \text{ MPa}$$

$$\text{Marie: } p_{Fl} = 1198 \cdot 9,81 \cdot 268,8 \left[\frac{\text{kg} \cdot \text{m} \cdot \text{m}}{\text{m}^3 \cdot \text{s}^2} \right] = 3,16 \text{ MPa}$$

Die Fluiddruckbeaufschlagung erfolgt bei den Berechnungsmodellen Schachtverschluss-system
 Bartensleben und Schachtverschlsssystem Marie jeweils entlang der Oberseite des modellierten
 Steinsalzes im Teufenniveau des Salzspiegels. Das Dichtelement DE2, das in den Salzspiegel
 einbindet, wird nicht beaufschlagt und in Analogie zur Vorgehensweise des AS als hydraulisch
 dicht angesetzt.

Nachfolgend werden die Berechnungsergebnisse der mechanisch-hydraulisch gekoppelten
 Berechnungen für den Schacht Bartensleben zum Simulationszeitpunkt $t = 795$ a ($\Delta t = 694$ a
 nach Fluiddruckbeaufschlagung) und für den Schacht Marie zum Simulationszeitpunkt $t = 312$ a
 ($\Delta t = 211$ a nach Fluiddruckbeaufschlagung) dargestellt.

Berechnungsergebnisse Schachtverschlusssystem Bartensleben

Zur Charakterisierung des zeitabhängigen Aufsättigungsprozesses zeigt Abb. 2.80 in flächenhafter Auftragung die Porendruckverteilung im schachtnahen Salzgebirge für den Zeitpunkt $t = 694$ a nach Fluidruckbeaufschlagung. Aus Abb. 2.80 kann entnommen werden, dass 694 a nach simulierter Fluidruckbeaufschlagung eine Aufsättigung der ersten 4 unterhalb des Salzspiegels lokalisierten Konturzonen erfolgte. Damit ist ausgesagt, dass 694 a nach rechnerisch simulierter Fluidruckbeaufschlagung die Aufsättigungsfront noch nicht bis zur Unterkante des Dichtelementes DE2 bei $z = 308,74$ m vorgedrungen ist. Auch kann Abb. 2.80 entnommen werden, dass im Ergebnis der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung offensichtlich ein Eindringen des Fluids in das ungestörte Salzgestein entlang der Oberseite des modellierten Steinsalzbereiches zu beobachten ist. Dieser, auf den konservativen Ansatz einer Anfangspermeabilität von $K = 1 \cdot 10^{-22} m^2$ zurückzuführenden Prozess ist artifiziell und ursächlich auf die in FLAC implementierte Porositäts-Permeabilitätsbeziehung (Stoffmodell *pps*) zurückzuführen. *Ausdrücklich darauf hinzuweisen ist in vorstehendem Zusammenhang, dass ungeachtet der hier artifiziell bedingten Aufsättigung ungestörter Gebirgsbereiche unterstellt wird, dass ein nicht dilatant verformtes Gebirge bei Einhaltung des Fluidkriteriums als dicht gegenüber Flüssigkeiten und Gasen eingeschätzt wird.*

Für eine präzisere Auswertung des Aufsättigungsprozesses zeigt Abb. 2.81 die Porendruckverteilung in den einzelnen Konturzonen für einen Vertikalschnitt zwischen dem Salzspiegel bei $z = -273,5$ m und der Unterkante des Dichtelementes DE2 bei $z = -308,74$ m. Auch in dieser Abbildung kann für den Zeitpunkt $t = 694$ a nach Fluidruckbeaufschlagung eine Aufsättigung der ersten 4 Konturzonen entnommen werden. Für die zahlenmäßige Größe des Porendruckes der ersten beiden oberen Konturzonen (schwarze und rote Linie) kann aus Abb. 2.81 ein Wert in der Größenordnung des Fluidbeaufschlagungsdruckes ($p_{fl} = 3,21$ MPa) entnommen werden.

Abb. 2.82 zeigt die für unterschiedliche Teufen berechneten Durchflussraten in Abhängigkeit von der Zeit. Aus Abb. 2.82 ist zu ersehen, dass 694 a nach rechnerisch simulierter Fluidruckbeaufschlagung ein Fluidaustritt an der Unterkante des Dichtelementes DE2 bei $z = 308,74$ m nicht erfolgt, da die Aufsättigungsfront erst bis in eine Teufe von ca. $z = -289$ m vorgedrungen ist. Die einströmende Fluidmenge beträgt 694 a nach simulierter Fluidruckbeaufschlagung rechnerisch $\dot{V}_{z=-273,5} \approx 25,5 l/a$. Dabei zu berücksichtigen ist, dass in diesem Zahlenwert auch die artifiziell bedingte Fluidmenge enthalten ist, die in das ungestörte Salzgebirge aufgrund der gewählten Anfangspermeabilität eindringt. Der bei Aufsättigung der konturnahen Gebirgsэлеmente bis zum Teufenniveau der Unterkante von Dichtelement DE2 zu erwartende Durchfluss

ist daher deutlich geringer einzuschätzen. Begründet wird vorstehende Einschätzung durch eine vergleichende Betrachtung der für das Szenario „Auspressphase“ berechneten Volumenströme. Entsprechend Kap. 2.5.2.3 sind beim Szenario „Auspressphase“ 209 a nach Fluiddruckbeaufschlagung die Konturzonen auf einer Länge von ca. 18,9 m aufgesättigt. Für das hier betrachtete Szenario „Zutritt von Deckgebirgschwässern“ werden dagegen die Konturzonen im Salinargebirge lediglich auf einer reduzierten Länge von ca. 15,7 m aufgesättigt. Der hierfür rechnerisch erforderliche Zeitraum ist mit $t = 694$ a deutlich größer als der im Szenario „Auspressphase“ ermittelte Zeitraum von $t = 209$ a. Auch wenn aufgrund der sehr großen Berechnungszeiten eine Quantifizierung der für einen Fluidzutritt in das Grubengebäude erforderlichen Zeit nicht erfolgen konnte, bleibt somit festzuhalten, dass das Szenario „Zutritt von Deckgebirgschwässern“ über die aufgelockerte Konturzone“ im Hinblick auf den Dichtheitsnachweis der Schachtverschlussysteme nachweisbezogen günstigere Zustandsgrößen ausweist als das Szenario „Auspressphase“.

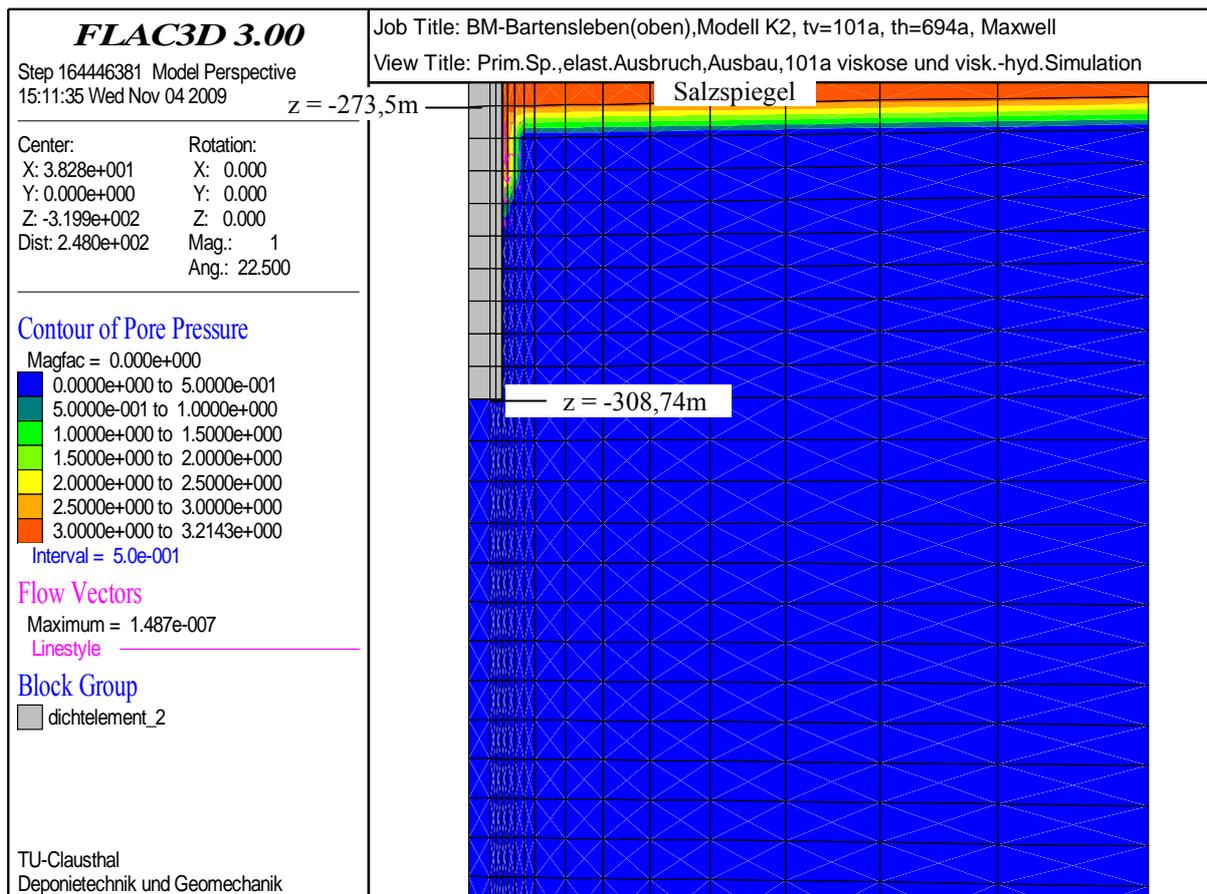


Abb. 2.80: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 694$ a nach rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung, Schacht Bartensleben

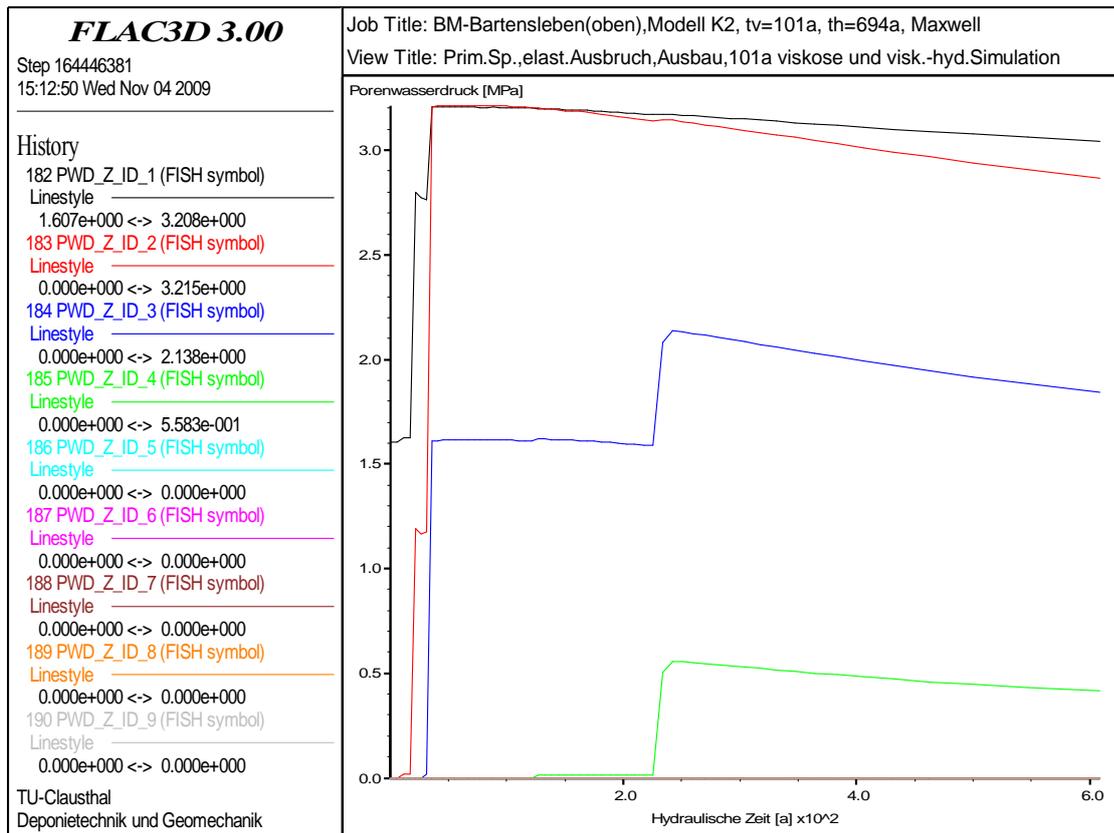


Abb. 2.81: Porendruckentwicklung in den einzelnen Zonen $t = 694 a$ nach rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung, Schacht Bartensleben

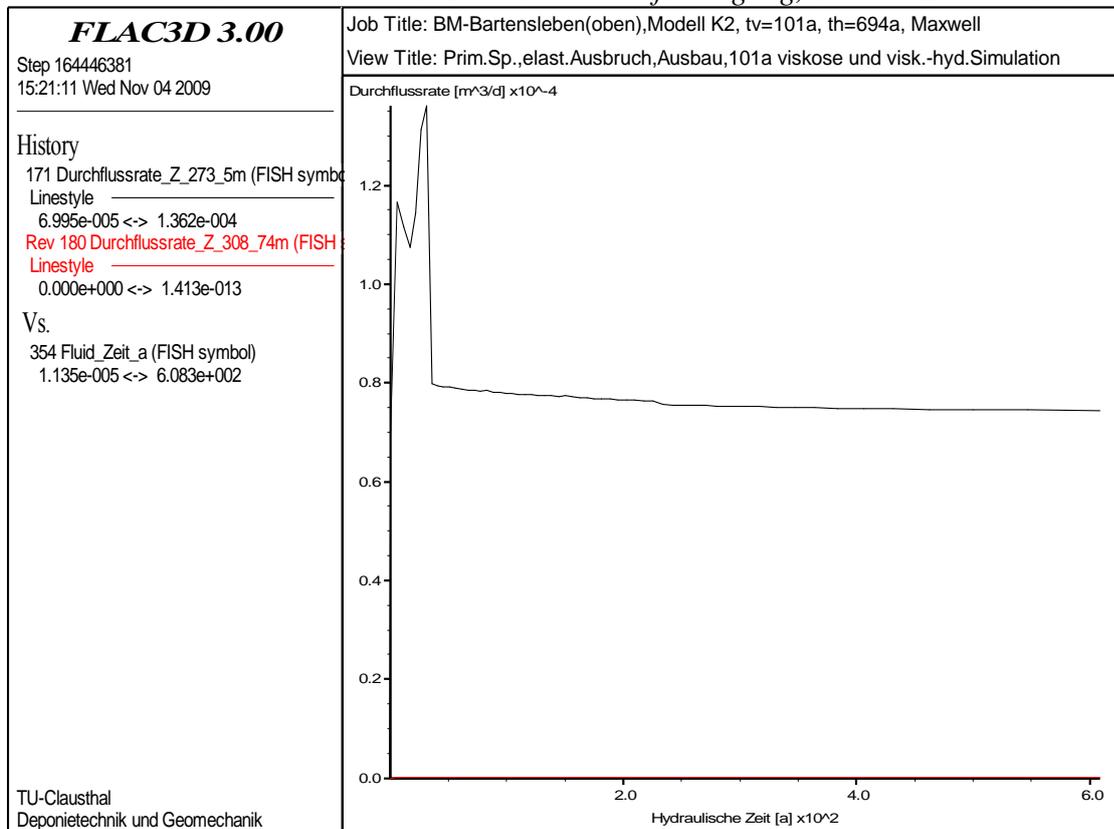


Abb. 2.82: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit, Schacht Bartensleben

Berechnungsergebnisse Schacht Marie

Abb. 2.83 zeigt in einer flächenhafter Auftragung der Porendruckverteilung, dass bis zum Zeitpunkt $t = 312$ a (211 a nach rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung) eine Aufsättigung der ersten 3 von insgesamt 9 Konturzonen erfolgte. Aus Abb. 2.83 kann entnommen werden, dass 211 a nach simulierter Fluiddruckbeaufschlagung eine Aufsättigung der ersten 3 unterhalb des Salzspiegels lokalisierten Konturzonen erfolgte. Damit ist ausgesagt, dass 211 a nach rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung die Aufsättigungsfront noch nicht bis zur Unterkante des Dichtelementes DE2 bei $z = 303,50$ m vorgedrungen ist. Auch kann Abb. 2.83 entnommen werden, wie bei der Berechnung für das Schachtverschlussystem Bartensleben im Ergebnis der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung offensichtlich ein Eindringen des Fluids in das ungestörte Salzgestein entlang der Oberseite des modellierten Steinsalzbereiches zu beobachten ist. Dieser, auf den konservativen Ansatz einer Anfangspermeabilität von $K = 1 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ zurückzuführenden Prozess ist artifiziell und ursächlich auf die in FLAC implementierte Porositäts-Permeabilitätsbeziehung (Stoffmodell *pps*) zurückzuführen. Auch für die Berechnungen zum Schachtverschlussystem Marie ist daher ausdrücklich darauf hinzuweisen, dass ungeachtet der hier artifiziell bedingten Aufsättigung ungestörter Gebirgsbereiche unterstellt wird, dass ein nicht dilatant verformtes Gebirge bei Einhaltung des Fluidkriteriums als dicht gegenüber Flüssigkeiten und Gasen eingeschätzt wird.

Für eine präzisere Auswertung des Aufsättigungsprozesses zeigt Abb. 2.84 die Porendruckverteilung in den einzelnen Konturzonen für einen Vertikalschnitt zwischen dem Salzspiegel bei $z = -268,8$ m und der Unterkante des Dichtelementes DE2 bei $z = -303,50$ m. Auch in dieser Abbildung kann für den Zeitpunkt $t = 211$ a nach Fluiddruckbeaufschlagung eine Aufsättigung der ersten 3 Konturzonen entnommen werden.

Abb. 2.85 zeigt die für unterschiedliche Teufen berechneten Durchflussraten in Abhängigkeit von der Zeit. Aus Abb. 2.85 ist zu ersehen, dass 211 a nach rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung ein Fluidaustritt an der Unterkante des Dichtelementes DE2 bei $z = 305,50$ m nicht erfolgt, da die Aufsättigungsfront erst bis in eine Teufe von ca. $z = -280$ m vorgedrungen ist. Die einströmende Fluidmenge beträgt 211 a nach simulierter Fluiddruckbeaufschlagung rechnerisch $\dot{V}_{z=-273,5} \approx 25,6 \text{ l/a}$. Dabei zu berücksichtigen ist, dass in diesem Zahlenwert auch die artifiziell bedingte Fluidmenge enthalten ist, die in das ungestörte Salzgebirge aufgrund der gewählten Anfangspermeabilität eindringt. Der bei Aufsättigung der konturnahen Gebirgsselemente bis zum Teufenniveau der Unterkante von DE2 zu erwartende Durchfluss ist daher deutlich geringer einzuschätzen. Zur Begründung für vorstehende Aussage wird unter Verzicht auf

eine wiederholende Darstellung auf die Ausführungen zum Schachtverschlussystem Bartensleben verwiesen.

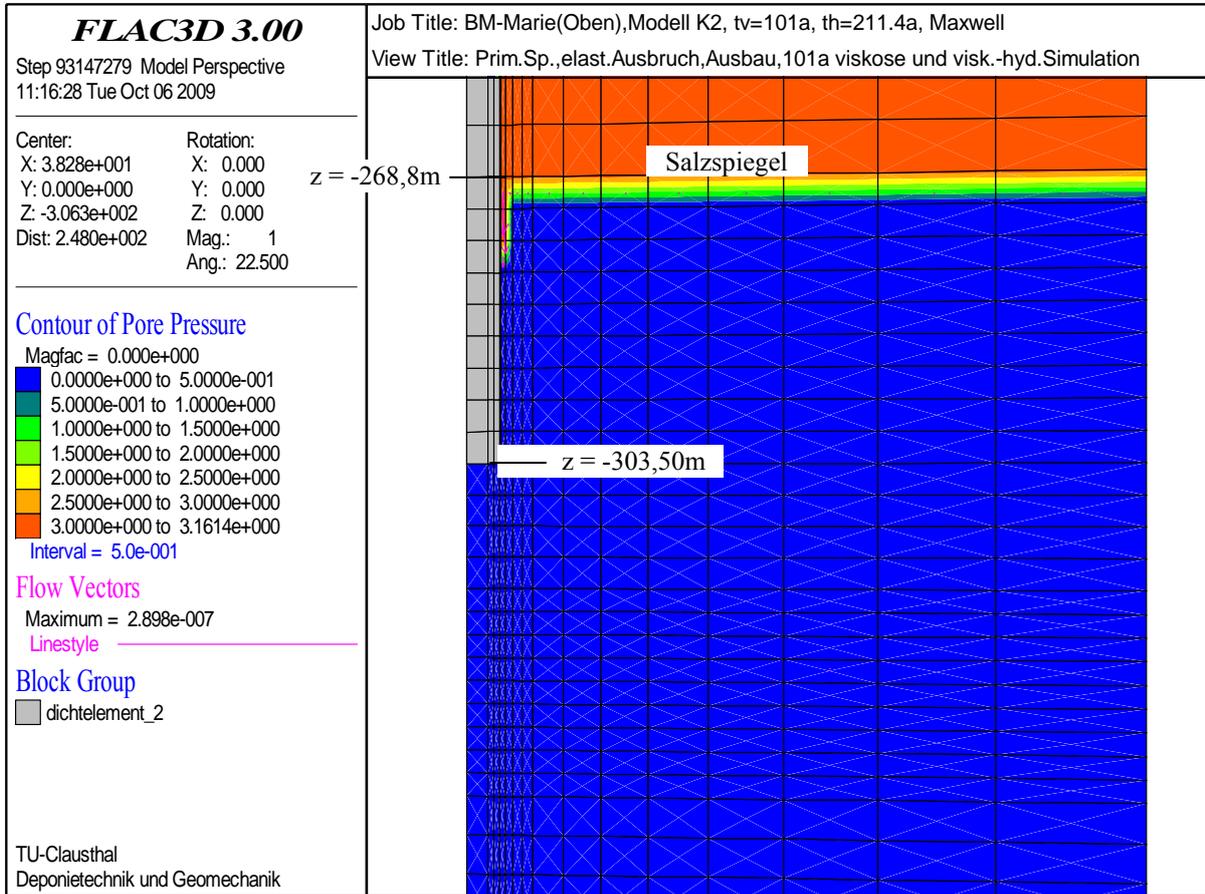


Abb. 2.83: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 211$ a nach rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung, Schacht Marie

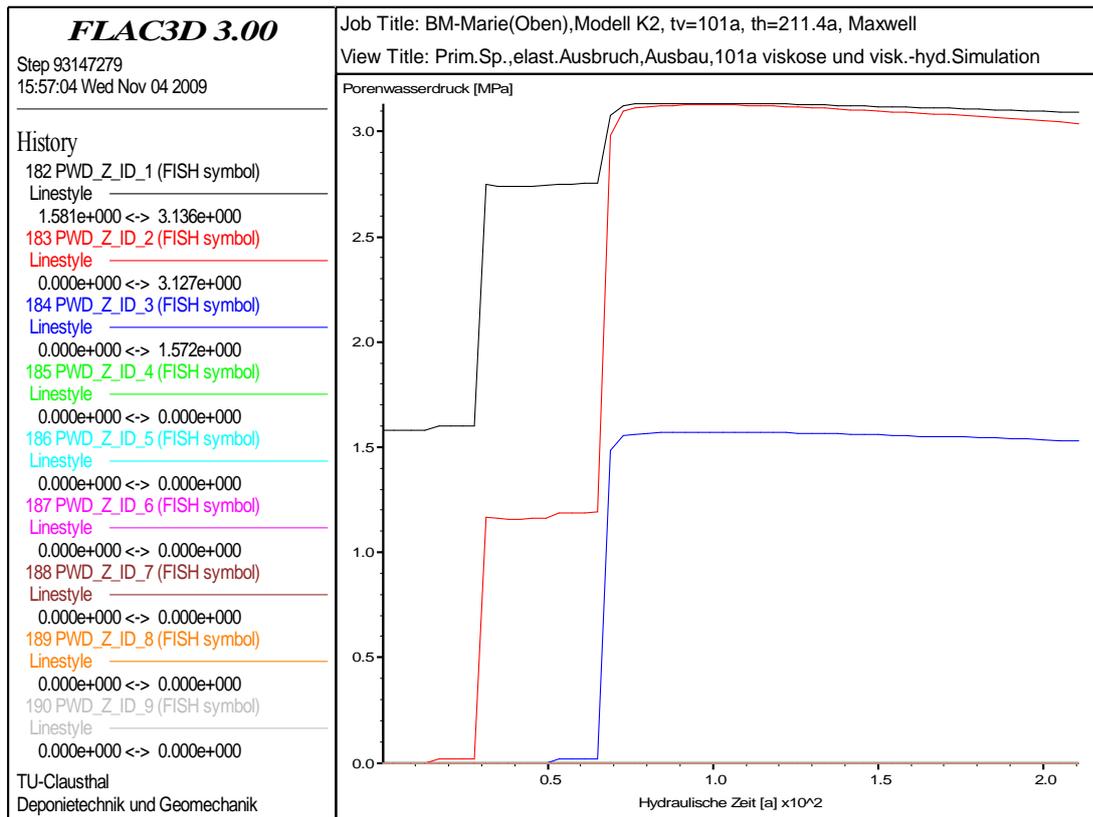


Abb. 2.84: Porendruckentwicklung in den einzelnen Zonen zum Zeitpunkt $t = 694 a$ nach rechnerisch simulierter Fluiddruckbeaufschlagung, Schacht Marie

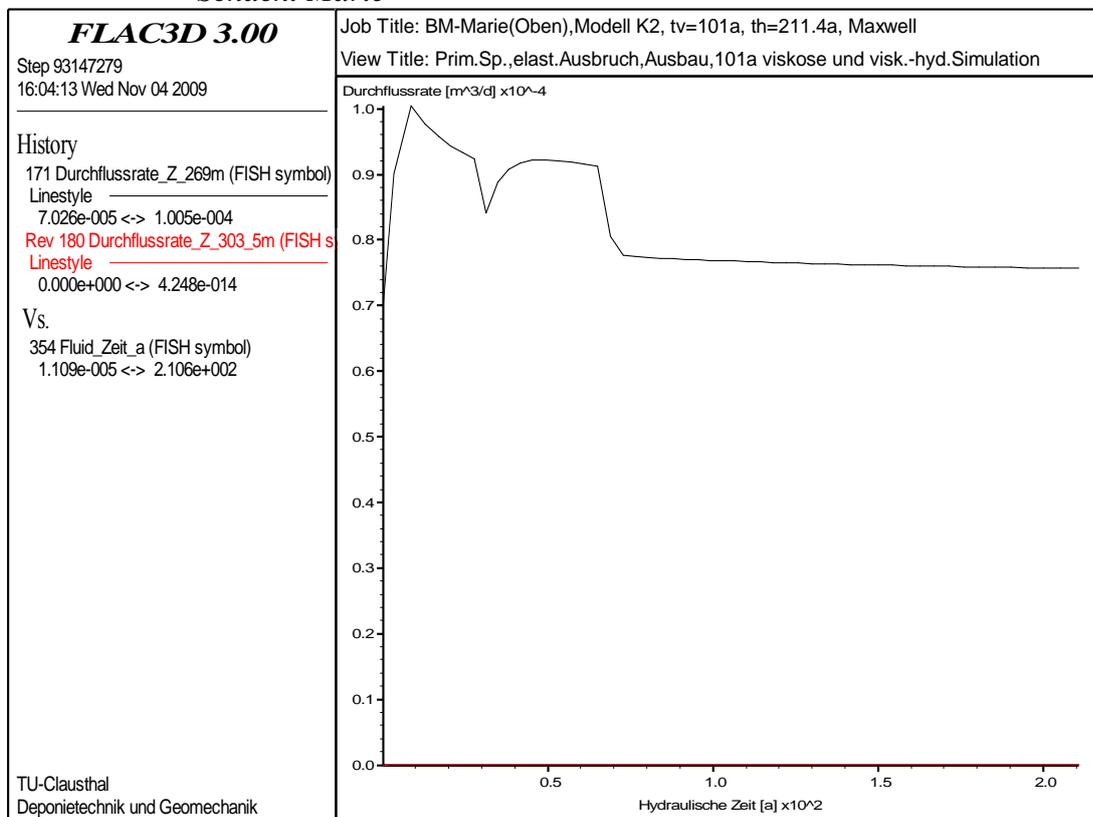


Abb. 2.85: Entwicklung der Durchflussraten in unterschiedlichen Teufen über die Zeit, Schacht Marie

2.6 Hydraulische Berechnung der unterhalb des Dichtelementes DE1 maximal zutretenden Deckgebirgswässer

In /2/ und /3/ sind vom AS geohydraulische Berechnungen zur Quantifizierung der über das Deckgebirge in Folge einer großräumigen An- und Umströmung dem Dichtelement DE1 zutretenden Fluidmengen durchgeführt worden. Dabei berücksichtigt wird auch die durch das Dichtelement DE1 bei Ansatz einer konstanten Permeabilität durchströmte Fluidmenge. Die in /2/ und /3/ dokumentierten geohydraulischen Berechnungen erfolgten entsprechend Aussage in /3/ mit dem für die Abbildung und Prognose großräumiger Strömungs- und Stofftransportprozesse verifizierten Programmsystem MODCALIF. Der Einsatz des Programmsystem MODCALIF ist nach Kenntnis der Prüfer für den Standort Morsleben sowohl bezogen auf das bergrechtliche Betriebsplanverfahren wie auch bezogen auf das atomrechtliche Stilllegungsverfahren erst- bzw. einmalig. Zumindest bei den Prüfern existieren daher keine Erfahrungen bezüglich Leistungsfähigkeit und Prädiktionsqualität des Programmsystems bezüglich einer Abbildung der standortbezogenen geohydraulischen Charakteristika. Zwecks Verifikation der vom AS mit dem Programmsystem MODCALIF rechnerisch prognostizierten Volumenströme im Deckgebirge erfolgten durch den Prüfer TUC Vergleichsberechnungen mit dem Programmsystem FLAC3D. In Analogie zur Vorgehensweise des AS umfasst das rotationssymmetrische Berechnungsmodell einen Gebirgsausschnitt im Bereich des Schachtes Bartensleben zwischen $z = -153,50$ m und $z = -273,50$ m, Abb. 2.86. Das anstehende Gebirge wird durch 4 Homogenbereiche abgebildet. In Analogie zur Vorgehensweise des AS ist das Verschlussystem oberhalb des als hydraulisch offen angesetzten Schachtbereiches zwischen $z = -258,7$ m und $z = -199,50$ m durch Bentonit (Dichtelement DE1) und zwischen $z = -199,50$ m und $z = -153,50$ m aus Mineralgemisch aufgebaut. Die hydraulischen Leitfähigkeiten der einzelnen Homogenbereiche sind in Tabelle 2.6.1 zusammengestellt.

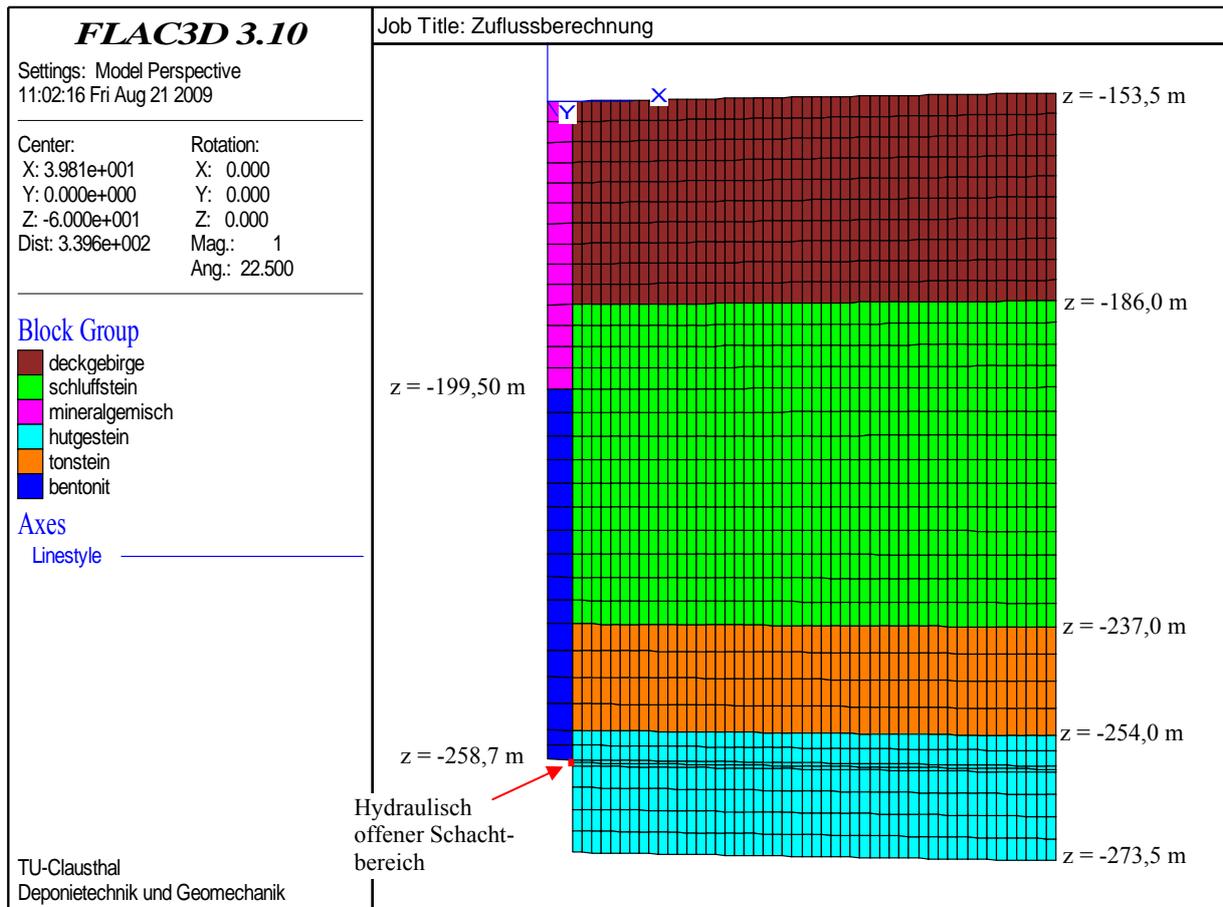


Abb. 2.86: Berechnungsmodell „Geohydraulik“ mit Homogenbereichen

Material	Hydraulische Leitfähigkeit [m/s]
Deckgebirge	$2,0 \cdot 10^{-8}$
Schluffstein	$3,6 \cdot 10^{-10}$
Tonstein	$1,0 \cdot 10^{-11}$
Hutgestein	$4,5 \cdot 10^{-11}$
Mineralgemisch	$1,0 \cdot 10^{-8}$
Dichtelement DE1/Bentonit	$2,0 \cdot 10^{-12}$

Tab. 2.6.1: Hydraulische Leitfähigkeit der Homgenbereiche

In Analogie zur Vorgehensweise des AS wird die Dichte der Deckgebirgswässer mit $\rho_L = 1078 \text{ kg/m}^3$ angesetzt. Der obere Modellrand bei $z = -153,5 \text{ m}$ Teufe stellt die Unterkante des tiefsten Grundwasserleiters dar. Bei Ansatz einer bis zur Teufe $z = -153,5 \text{ m}$ reichenden Wassersäule berechnet sich unter Berücksichtigung der vorstehend genannten Dichte der Deckgebirgswässer und einer Erdbeschleunigung von $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ eine Fluiddruckbelastung von

$$p_L = 1078 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 153,5 \text{ m} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot \frac{\text{N} \cdot \text{s}^2}{\text{m} \cdot \text{kg}} \cdot \text{Pa} \cdot \text{m}^2 \cdot \frac{1}{\text{N}} \cdot \frac{\text{MPa}}{1000000 \text{ Pa}} = 1,623 \text{ MPa}$$

Mit diesem Fluiddruck wird die Oberseite des Berechnungsmodells beaufschlagt. Unterhalb des Dichtelementes DE1 wird der Schachtkonturbereich zwischen $z = 258,7$ m und $z = 259,7$ m als hydraulisch offen simuliert, so dass in diesem Bereich Deckgebirgswasser einströmen können. Der offene Schachtbereich wird in Analogie zum AS mit einem Luftdruck von $p_{Luft} = 0,1$ MPa beaufschlagt. Abb. 2.87 zeigt den durch den Druckgradienten zwischen Modelloberseite von 1,523 MPa und offenem Schachtbereich induziertem Fluidstrom. Zu erkennen ist aus Abb. 2.87 die Abhängigkeit der zahlenmäßigen Größe der zonenbezogenen Volumenströme von der angesetzten Permeabilität. In den Homogenbereichen Deckgebirge und Mineralgemisch mit gegenüber den sonstigen Homogenbereichen deutlich erhöhten hydraulischen Leitfähigkeiten sind auch die die Größe des Volumenstroms charakterisierenden Vektoren deutlich größer als in den sonstigen Homogenbereichen. Der größte Volumenstrom erfolgt entsprechend Abb. 2.87 im Teufenniveau des maximalen hydraulischen Gradienten, d.h. im Teufenniveau des hydraulisch offen abgebildeten Schachtbereiches.

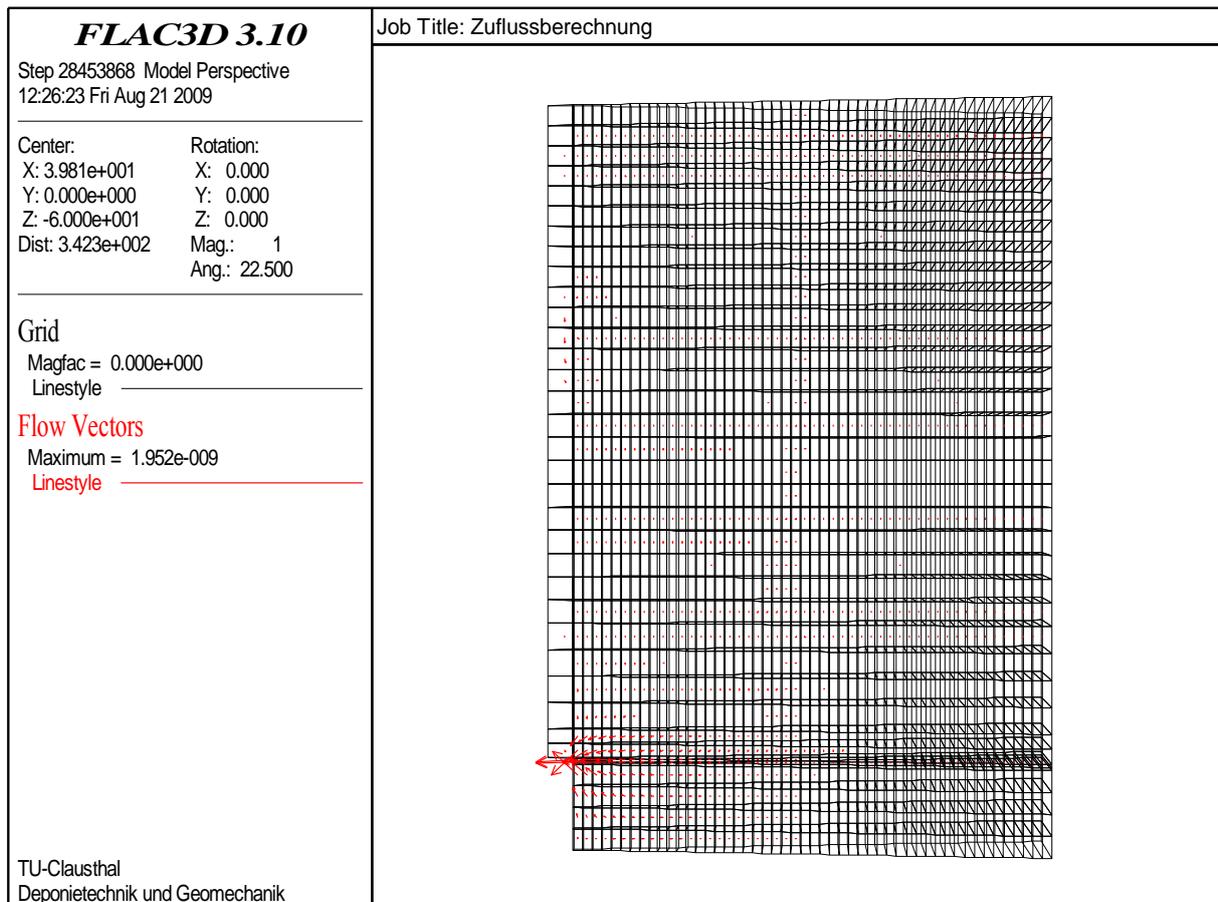


Abb. 2.87: Darstellung der Strömungsvektoren

Abb. 2.88 zeigt, dass sich ein stationärer Strömungszustand zwischen der Oberseite des Modells und dem offenen Schachtbereich einstellt. Die Zuflussmenge in den offenen Schachtbereich zwischen $z = -258,7 \text{ m}$ und $z = -259,7 \text{ m}$ beträgt im stationären Strömungszustand $\dot{V} = 3,267 \cdot 10^{-7} \text{ m}^3/\text{s} \approx 10,3 \text{ m}^3/\text{a}$. Der vom Antragsteller berechnete Volumenstrom in den offenen Schachtbereich liegt bei $\dot{V} = 3,00 \text{ m}^3/\text{a}$. Dabei zu berücksichtigen ist, dass die Zuflussmenge in den offenen Schachtbereich gemäß Aussage in /2/ und /3/ wesentlich von der Größe des hydraulisch offenen Bereiches bestimmt wird. Da konkrete Zahlenangaben zur Größe des hydraulisch offen abgebildeten Schachtbereiches in /2/ und /3/ nicht genannt werden, ist die im Rahmen der Vergleichsberechnungen angesetzte Höhe des hydraulisch offenen Schachtbereiches graphisch überschlägig zu 1 m abgeschätzt worden. Ob bzw. inwieweit dieser Wert mit dem vom AS verwendeten Ansatz abweicht, kann nicht ausgesagt werden. Für eine abschließende Quantifizierung der potenziell aus dem Deckgebirge zuströmenden Fluidmengen wird empfohlen, im Rahmen der Ausführungsplanung eine Präzisierung zu veranlassen. Für die im Rahmen der Konzeptplanung erforderlichen Aussagen zur grundsätzlichen Machbarkeit der Schachtverschlussysteme werden mit Bezug auf die vom AS dokumentierte Sensitivität der Berechnungsergebnisse von der Größe des als hydraulisch offen angesetzten Schachtbereiches die ausgewiesenen Berechnungsergebnisse als in hinreichender Übereinstimmung mit den Aussagen des AS eingeschätzt.

Ausdrücklich darauf hinzuweisen ist, dass in Analogie zur Vorgehensweise des AS für jeden Homogenbereich ein einheitlicher Wert für die hydraulische Leitfähigkeit angesetzt wurde. Mögliche erhöhte Durchlässigkeiten im Schachtkonturbereich, die durch Gefügauflockerungen während der offenen Standzeit vor dem Einbau des Schachtverschlussystems entstanden sind, wurden bei der geohydraulischen Simulation nicht berücksichtigt. Auch sind im Grundsatz mögliche inhomogene Strömungsprozesse in den angesetzten Gebirgsschichten durch die Berechnungen des AS und des Prüfers TUC nicht erfasst.

Im Rahmen der weiteren Planungen ist daher zu belegen, dass die angesetzten hydraulischen Leitfähigkeiten zumindest integrativ die möglicherweise erhöhten Leitfähigkeiten im Schachtkonturbereich sowie mögliche inhomogene Strömungsprozesse innerhalb der betrachteten Gebirgsschnitte mit hinreichender Sicherheit abdecken.

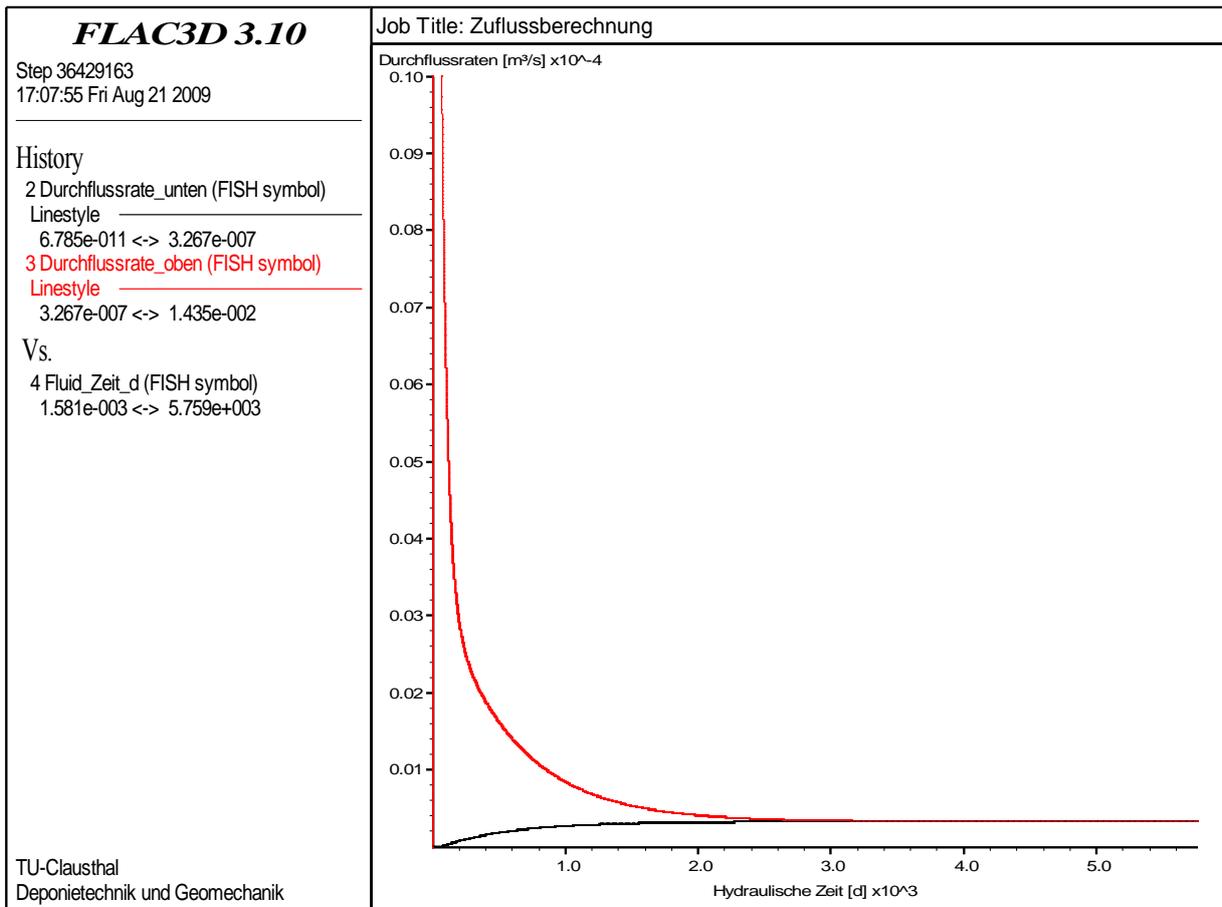


Abb. 2.88: Darstellung der Zuflussmengen

3. Dynamische 3D-FDM Berechnungen zum Einfluss eines Bemessungserdbebens auf das Trag- und Dichtverhalten der Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie

3.1 Berechnungsmodell

Mit dem Ziel, die aus einem potenziellen Erdbeben resultierenden dynamischen Zusatzbelastungen auf die Schachtverschlussysteme Bartensleben und Marie zu quantifizieren und im Rahmen der Einschätzungen zur grundsätzlichen Machbarkeit der Schachtverschlussysteme sowie zur Standsicherheit und Dichtheit zu berücksichtigen, wurde das in Abb. 2.89 und Abb. 2.90 dokumentierte 3D – Berechnungsmodell erstellt. Das vereinfachte Modell wird in FLAC3D Ver. 3.1-32Bit [1] diskretisiert. Die Diskretisierung wurde auf der Basis von in FLAC3D vordefinierten Grundkörpern und selbst entwickelten Fish-Netzgenerierten Programmen durchgeführt. Modelliert wurde jeweils ein Halbzylinder des Schachtabchnittes. Die Schachtachse bildet die Mittelachse des betrachteten Abschnittes – Dichtelement DE3. Die axialsymmetrische Modellgeometrie repräsentiert ein dreidimensionales Halbmodell des Schachtes Bartensleben im Teufenniveau des Dichtelementes DE3. Die Diskretisierung erfolgte mehrheitlich durch 8-Knoten-Zonen und eine geringere Anzahl von 6-Knoten-Zonen. Der Berechnungsausschnitt umfasst in der x-y-Ebene ein Gebiet von 170 m x 85 m. In vertikaler Richtung (z-Koordinate) erfasst der Berechnungsausschnitt einen Teufenbereich von $z=-366,24$ m bis $z=-323,74$ m (Dichtelement DE3). Die Diskretisierung erfolgte durch 42624 Zonen und 45214 Knoten. Die Lagerung der seitlichen Berandungsflächen erfolgt in x- und y-Richtung unverschieblich. Die untere Modellberandung ist in z-Richtung unverschieblich gelagert. Die obere Modellberandung ist in z-Richtung charakterisiert durch eine vertikale Auflast entsprechend dem Eigengewicht der bis zur Tagesoberfläche anstehenden Gebirgsschichten von

Stellungnahme zum Prüfkomplex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

135

$$\Sigma \gamma_i \cdot h_i = \left(2400 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 254 \text{ m} + 2500 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 19,5 \text{ m} + 2200 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 50,24 \text{ m} \right) \cdot 10 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 10^{-6} \text{ Die}$$

= 7,7 MPa.

Dichten der relevanten Homogenbereiche werden zu 2200 kg/m^3 für das Salzstein, 2400 kg/m^3 für den Ausbau und 2114 kg/m^3 für das Dichtelement DE3 angesetzt.

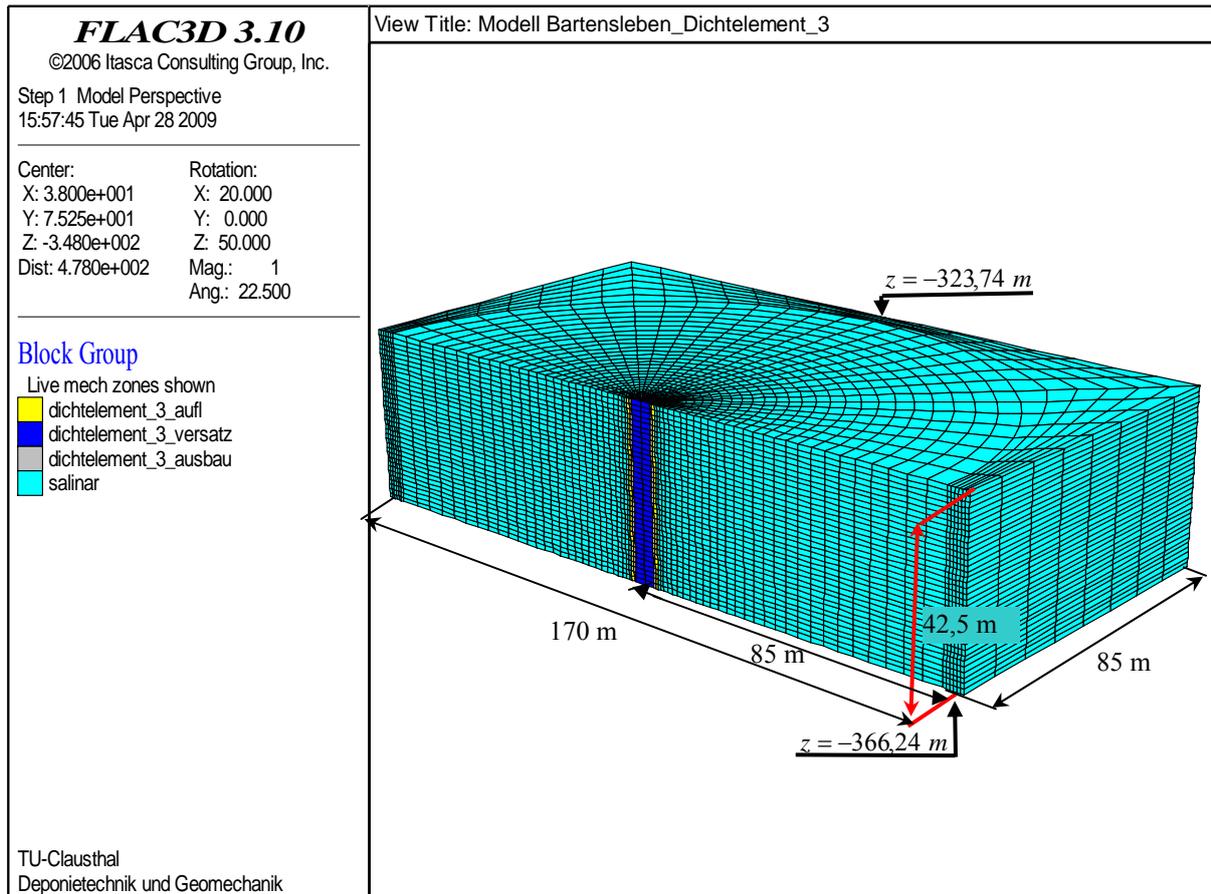


Abb. 2.89: Diskretisierung 3D - Berechnungsmodell Bartensleben mit Homogenbereichen

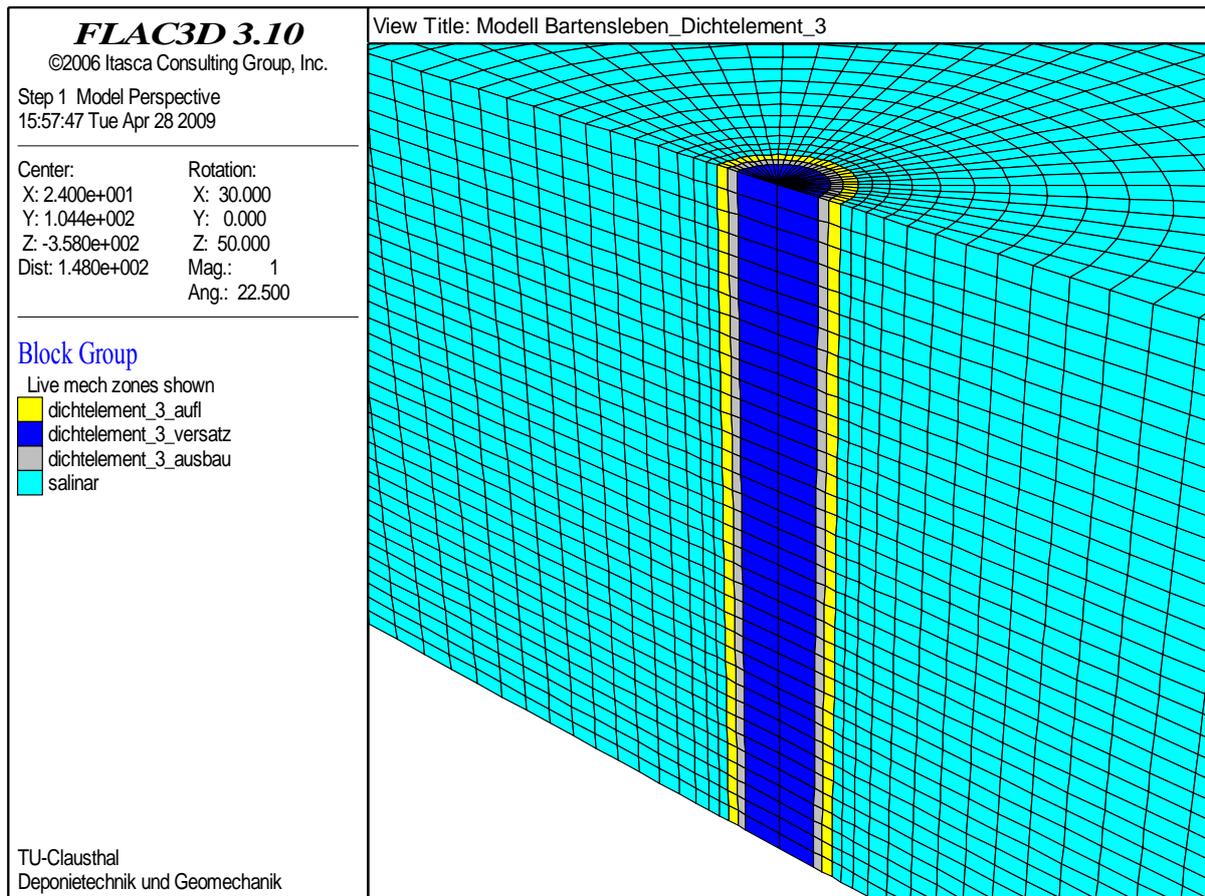


Abb. 2.90: Diskretisierung Berechnungsmodell Bartensleben - Nahbereich

3.2 Stoffmodelle und verwendete Materialkennwerte

Das Berechnungsgebiet beinhaltet die Homogenbereiche Steinsalz, Ausbau und Dichtelement DE3. Für die Homogenbereiche Ausbau und Dichtelement DE3 wird linear-elastisches Materialverhalten angenommen. Die duktilen Materialeigenschaften des Homogenbereiches Steinsalz werden durch das Stoffmodell *How/Lux* abgebildet. Eine Zusammenstellung der verwendeten elastischen Kennwerte zeigt Tab. 3.1.

Material	Elastizitätsmodul E [MPa]	Poissonzahl ν [-]	Kompressionsmodul $B = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)}$ [MPa]	Schubmodul $G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}$ [MPa]
Steinsalz	25 000	0,27	18 116	9 842
Ausbau	15 000	0,25	10 000	6 000
Dichtelement DE3	200	0,32	185	75

Tabelle 3.1: Elastische Materialparameter

Eine tabellarische Zusammenstellung der zur Charakterisierung des Homogenbereiches Steinsalz verwendeten Stoffparameter zeigt Tab. 3.2. Danach sind die im Rahmen der dynamischen 3D-Berechnungen verwendeten Materialparameter identisch zu den im Rahmen der rotationssymmetrischen mechanischen und mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen zum Trag- und Dichtheitsverhalten der Schachtverschlussysteme verwendeten Materialparameter.

Materialparameter		Einheit	Zahlenwert
Maxwell Viskositätsmodul	$\bar{\eta}_M^*$	$d \cdot MPa$	$1,522897086e^{+15}$
Spannungsexponent	m	$1/MPa$	-0,160
Temperaturrexponent	l	$1/^\circ K$	-0,043
Zonentemperatur	T	$^\circ K$	296
Parameter	a_0	-	0,08
Parameter	a_1	-	6,0
Parameter	a_2	-	4,0
Parameter	a_3	$1/d$	$2,0e^{-10}$
Parameter	a_4	-	0,8
Parameter	a_5	$1/MPa$	0,04
Parameter	a_6	MPa	62,0
Parameter	a_7	MPa	39,0
Parameter	a_8	$1/MPa$	0,25
Parameter	a_9	-	0,7
Parameter	a_{10}	$1/MPa$	0,5
Parameter	a_{15}	$1/d$	$1,12e^{-9}$
Parameter	a_{16}	-	5,0
Parameter	a_{17}	-	5,5

Tab. 3.2: Materialparameter für das Stoffmodell How/Lux für den Homogenbereich Salsinargebirge

3.3 Physikalische Idealisierung und Belastungsgeschichte

Der nachweisrelevante Gebirgsbereich wird in den einzelnen Homogenbereichen als jeweils homogenes isotropes Kontinuum angenommen. Die Homogenbereiche sind jeweils zug-, druck-

und schubfest miteinander verbunden. Das verformungsbezogene Materialverhalten des Gebirges wird für die numerische Simulation durch eine Belastungsgeschichte wie folgt abstrahiert: Zunächst wird ein dem lithostatischen Gebirgsdruck entsprechender Primärspannungszustand erzeugt, bei dem sich das Gebirge in einem Gleichgewichtszustand befindet. Danach werden die Schachtaufahrung und die Aktivierung des gewichtslos angesetzten Ausbaus durch eine linear-elastische Berechnung simuliert. Es folgt eine viskose Berechnung mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* bis zum geplanten Beginn des Nachschnitts ($t = 100$ a). Zum Zeitpunkt $t = 100$ a erfolgt die rechnerische Simulation von Ausbauausbruch und Nachschnitt der Auflockerungszone durch eine linear-elastische Berechnung mit nachfolgender viskoser Berechnung des offenen Schachtes bis zum Zeitpunkt $t = 101$ a. Die mit dem 3D-Berechnungsmodell für den Zeitraum zwischen $t = 0$ a und $t = 101$ a realisierte Belastungsgeschichte ist damit identisch zu den rotationssymmetrischen Berechnungen zur Analyse des mechanischen und mechanisch-hydraulisch gekoppelten Trag- und Dichtheitsverhaltens der Schachtverschlussysteme.

Für die dynamischen Berechnungen werden die zum Zeitpunkt $t = 101$ a berechnete Spannungen in ein elastisches Modell übertragen und nachfolgend die für die dynamische Belastung erforderlichen Randbedingungen aufgegeben. Bei konventionellen statischen Randbedingungen an den Modellrändern, die die Verschiebungen sperren, werden dynamische Wellen reflektiert. Um diesen Effekt zu vermeiden, können in FLAC3D so genannte „nichtreflektierende“ Lagerbedingungen vorgegeben werden. Die notwendigen Dämpfungskräfte werden dabei explizit in die Bewegungsgleichung der Lagerknoten integriert.

Zur rechnerischen Einprägung der dynamischen Belastung werden schließlich die Erdbebenwellen als Randbedingungen auf die Unterseite des Modells aufgegeben. Die S-Welle wird mit horizontaler Schwingungsrichtung und die P-Welle mit vertikaler Schwingungsrichtung vorgegeben. Modellbedingt liegt die Richtung der horizontalen Anregung im Berechnungsmodell in y -Richtung. Die dynamische Anregung erfolgt durch ein Bemessungserdbeben entsprechend /14/. Da das Bemessungserdbeben durch eine sehr kleine Auftretenswahrscheinlichkeit gekennzeichnet ist, liegen für den Standort ERAM keine konkreten digitalen Messwerte vor. In Anlehnung an /14/ wird deshalb aus dem Katalog der für Europa vorliegende digitalen Erdbebenaufzeichnungen eine Zeitreihe für ein Erdbeben ausgewählt, das zwar an andere Stelle aufgetreten ist (Oberitalien), das aber durch die gleiche Standortintensität gekennzeichnet ist und unter etwa vergleichbaren Untergrundverhältnissen aufgenommen wurde. Es handelt sich um das Friuli-Erdbeben vom 11.09.1976 /14/. Vergleichsrechnungen nach /14/ haben gezeigt, dass nahezu die

gleichen Ergebnisse erhalten werden, wenn statt der realen Zeitreihe des Friuli-Erdbebens eine sinusförmige Anregung wie folgt verwendet wird:

- resultierende maximale horizontale Beschleunigung: $a_{h,\max} = 0,99 \text{ m/s}^2$
- resultierende maximale vertikale Beschleunigung: $a_{V,\max} = 0,5 \text{ m/s}^2$
- Dauer der Starkbebenphase: $t_s = ca. 1,5 \text{ s}$
- Mittlere Frequenz im Maximum der Anregung: $f_s = ca. 10 \text{ Hz}$

Die aus vorstehenden Daten resultierenden maximalen horizontalen Geschwindigkeiten $V_{h,\max}$ und vertikalen Geschwindigkeiten $V_{V,\max}$ lassen sich nach Gleichung (3.1) und (3.2) bestimmen:

$$V_{h,\max} = a_{h,\max} / (2 \cdot \pi \cdot f_s) = 0,99 / (2 \cdot \pi \cdot 10) = 0,0158 \text{ m/s} \quad (3.1)$$

$$V_{V,\max} = a_{V,\max} / (2 \cdot \pi \cdot f_s) = 0,5 / (2 \cdot \pi \cdot 10) = 0,0080 \text{ m/s} \quad (3.2)$$

Die Erdbebenwellen wurden als sinusförmige Geschwindigkeiten auf die Unterseite des Berechnungsmodells entsprechend den Gleichungen (3.3) und (3.4) aufgegeben:

$$V_h = V_{h,\max} \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_s \cdot t) = 0,0158 \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot 10 \cdot t) \text{ m/s} \quad (3.3)$$

$$V_V = V_{V,\max} \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_s \cdot t) = 0,0080 \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot 10 \cdot t) \text{ m/s} \quad (3.4)$$

Die resultierenden maximalen horizontalen Verformungen $U_{h,\max}$ und vertikalen Verformungen $U_{V,\max}$ auf der Unterseite des Modells lassen sich nach Gl. (3.5) und Gl. (3.6) bestimmen:

$$U_{h,\max} = V_{h,\max} / (\pi \cdot f_s) = 0,0158 / (\pi \cdot 10) = 0,0005 \text{ m} \quad (3.5)$$

$$U_{V,\max} = V_{V,\max} / (\pi \cdot f_s) = 0,0080 / (\pi \cdot 10) = 0,0003 \text{ m} \quad (3.6)$$

3.4 Analyse und Dokumentation der Berechnungsergebnisse

Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der P- (primär) bzw. Longitudinalwellen (V_p) sowie der S- (sekundär) bzw. Transversalwellen (V_s) berechnet sich entsprechend Gl. (3.7) und Gl. (3.8):

$$V_p = \sqrt{\frac{E_{dyn} \cdot (1 - \nu_{dyn})}{(1 + \nu_{dyn}) \cdot (1 - 2 \cdot \nu_{dyn}) \cdot \rho}} \quad (3.7)$$

$$V_s = \sqrt{\frac{E_{dyn}}{2 \cdot (1 + \nu_{dyn}) \cdot \rho}} \quad (3.8)$$

Mit den in Tab. 3.1 dokumentierten elastischen Kennwerten für Steinsalz folgt gemäß Gl. (3.7) und Gl. (3.8) für die Wellengeschwindigkeiten:

$$V_p = \sqrt{\frac{25000 \cdot (1 - 0,27)}{(1 + 0,27) \cdot (1 - 2 \cdot 0,27) \cdot 2200 \cdot 10^{-6}}} = 3768 \frac{m}{s}$$

$$V_s = \sqrt{\frac{25000}{2 \cdot (1 + 0,27) \cdot 2200 \cdot 10^{-6}}} = 2115 \frac{m}{s}$$

Mit den vorstehenden Wellengeschwindigkeiten kann bei Kenntnis des Ausbreitungsweges im Berechnungsmodell die Zeitdauer zwischen dem Welleneinsatz an der Modellunterseite und dem Wellenaustritt an der Modelloberseite analytisch berechnet und zur Verifikation mit den numerisch berechneten Laufzeiten wie folgt verglichen werden:

Das Berechnungsmodell erfasst in seiner vertikaler Erstreckung einen Teufenbereich von $z = -366,24$ m bis $z = -323,74$ m (Dichtelement DE3). Die an der Unterseite des 3D-Berechnungsmodells aufgegeben dynamische Belastung breitet sich in z-Richtung von unten nach oben aus. Die erwarteten Ausbreitungszeiten t_p für Longitudinalwelle und t_s für Transversalwelle berechnen sich entsprechend den Gleichungen (3.9) und (3.10):

- für Longitudinalwelle:

$$t_p = \frac{\Delta Z}{V_p} = \frac{(366,24 \text{ m} - 323,74 \text{ m})}{3768 \text{ m/s}} = 0,0113 \text{ s} \quad (3.9)$$

- für Transversalwelle:

$$t_s = \frac{\Delta Z}{V_s} = \frac{(366,24 \text{ m} - 323,74 \text{ m})}{2115 \text{ m/s}} = 0,0201 \text{ s} \quad (3.10)$$

Ein Vergleich vorstehender Zahlenwerte mit den in Abb. 2.91 und 2.92 aufgetragenen Laufzeiten zeigt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den analytisch und numerisch berechneten Zahlenwerten.

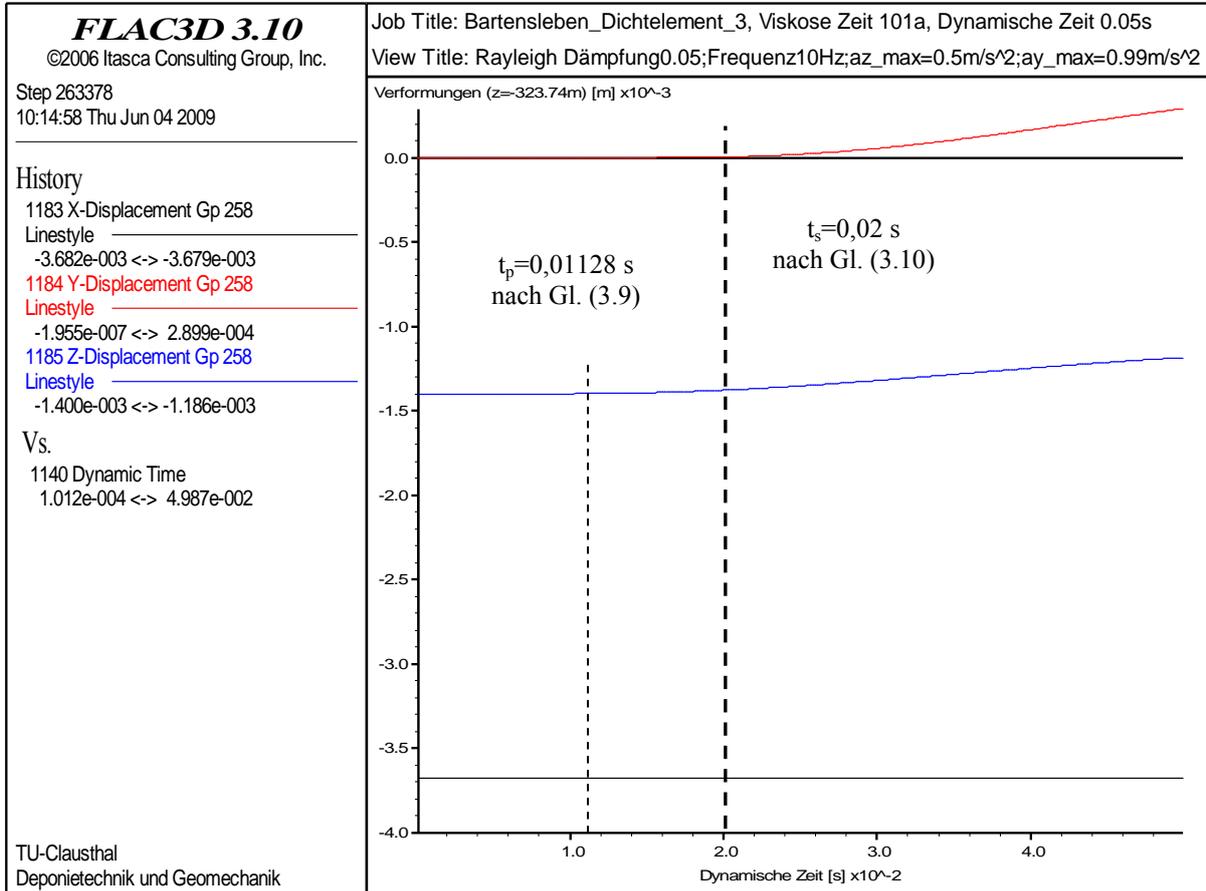


Abb. 2.91: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Verformungen an der oberen Modellberandung bei $z = -323,74$ m in Modellmitte

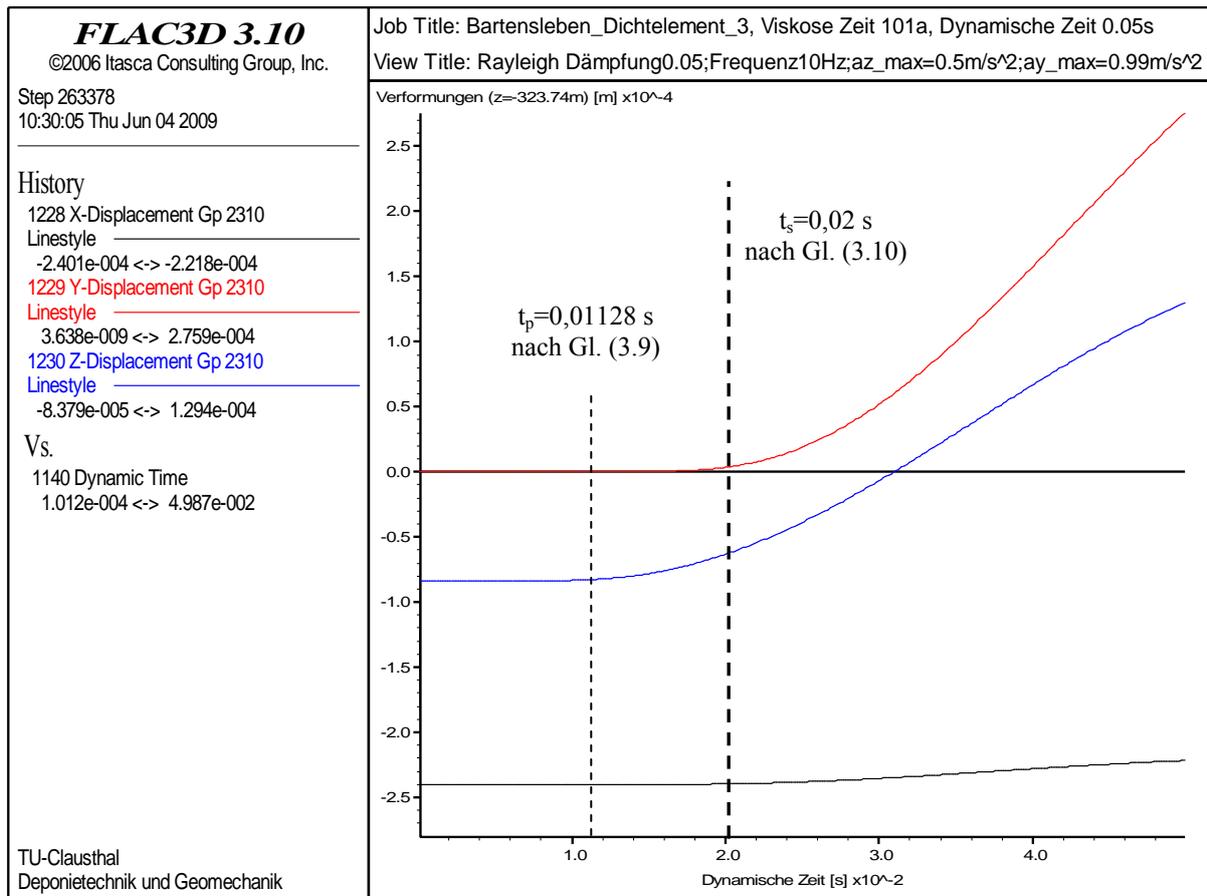


Abb. 2.92: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Verformungen an der oberen Modellberandung bei $z = -323.74$ m in 36 m radialer Entfernung zur Modellmitte

Die Abb. 2.93 und 2.94 zeigen eine zeitabhängige Auftragung der in Modellmitte berechneten Beschleunigungen an der Berechnungsmodellunterseite, Abb. 2.93, und der Berechnungsmodelloberseite, Abb. 2.94. Daraus deutlich zu erkennen ist, dass an der Berechnungsmodellunterseite die rechnerisch ermittelten Beschleunigungen identisch zu den auf die untere Modellberandung aufgegebenen Beschleunigungsamplituden von vertikal $0,5 \text{ m/s}^2$ und horizontal $0,99 \text{ m/s}^2$ sind, während an der oberen Modellberandung die rechnerisch ermittelten Beschleunigungen in Folge der Dämpfung kleiner berechnet werden.

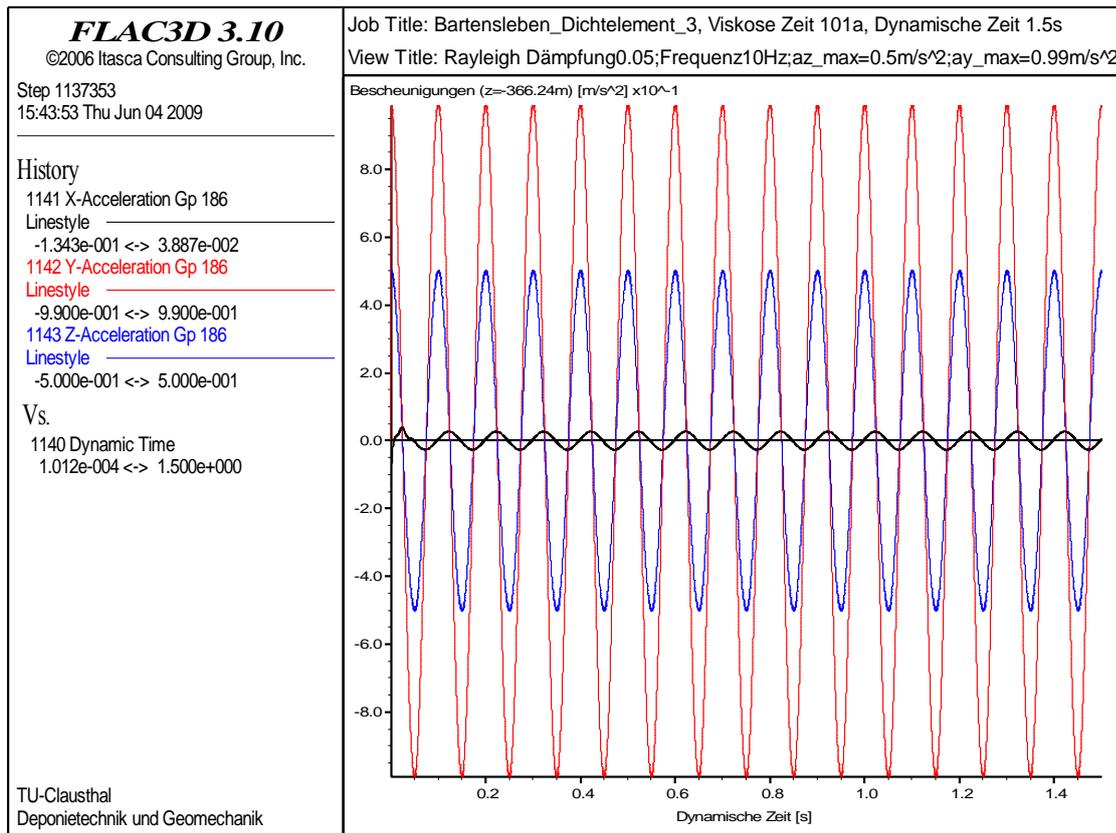


Abb. 2.93: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Beschleunigungen an der unteren Modellberandung bei $z = -366,24$ m in Modellmitte

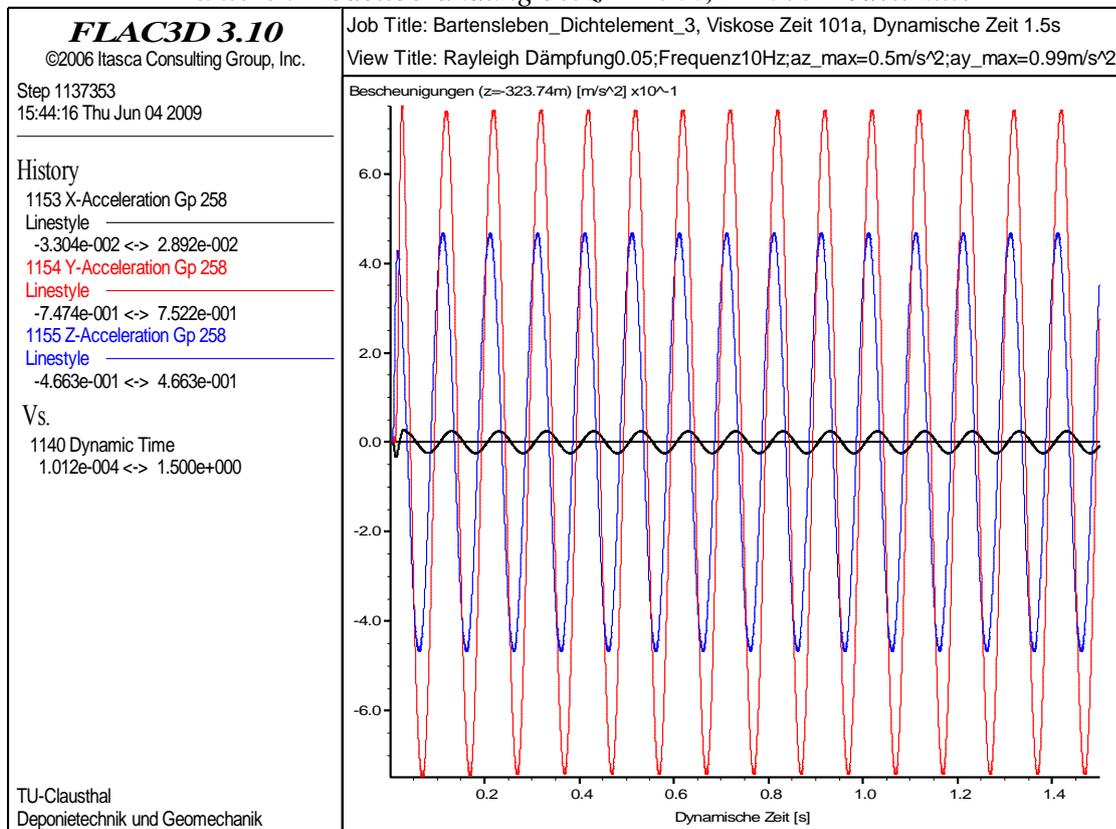


Abb. 2.94: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Beschleunigungen an der oberen Modellberandung bei $z = -323,74$ m in Modellmitte

Die Abb. 2.95 und Abb. 2.96 zeigen den jeweils für einen Knotenpunkt in der Mitte des Berechnungsmodells an der unteren Modellberandung, Abb. 2.95 und der oberen Modellberandung, Abb. 2.96 rechnerisch ermittelten Verlauf der Wellengeschwindigkeiten über die Zeit. Danach sind auch die rechnerisch ermittelten Geschwindigkeitsamplituden in vertikaler und horizontaler Richtung in sehr guter Übereinstimmung mit den vorgegebenen Belastungsrandbedingungen von $v_v = 0,0080 \text{ m/s}$ und $v_h = 0,0157 \text{ m/s}$.

Eine gleichlautende Aussage gilt schließlich für den in den Abb. 2.97 und Abb. 2.98 aufgetragenen Verlauf der Verschiebungen in vertikaler und horizontaler Richtung. Auch die numerisch berechneten Verschiebungen sind in sehr guter Übereinstimmung mit den vorgegebenen Verschiebungsamplituden von $u_v = 0,0002533 \text{ m}$ und $u_h = 0,0005015 \text{ m}$.

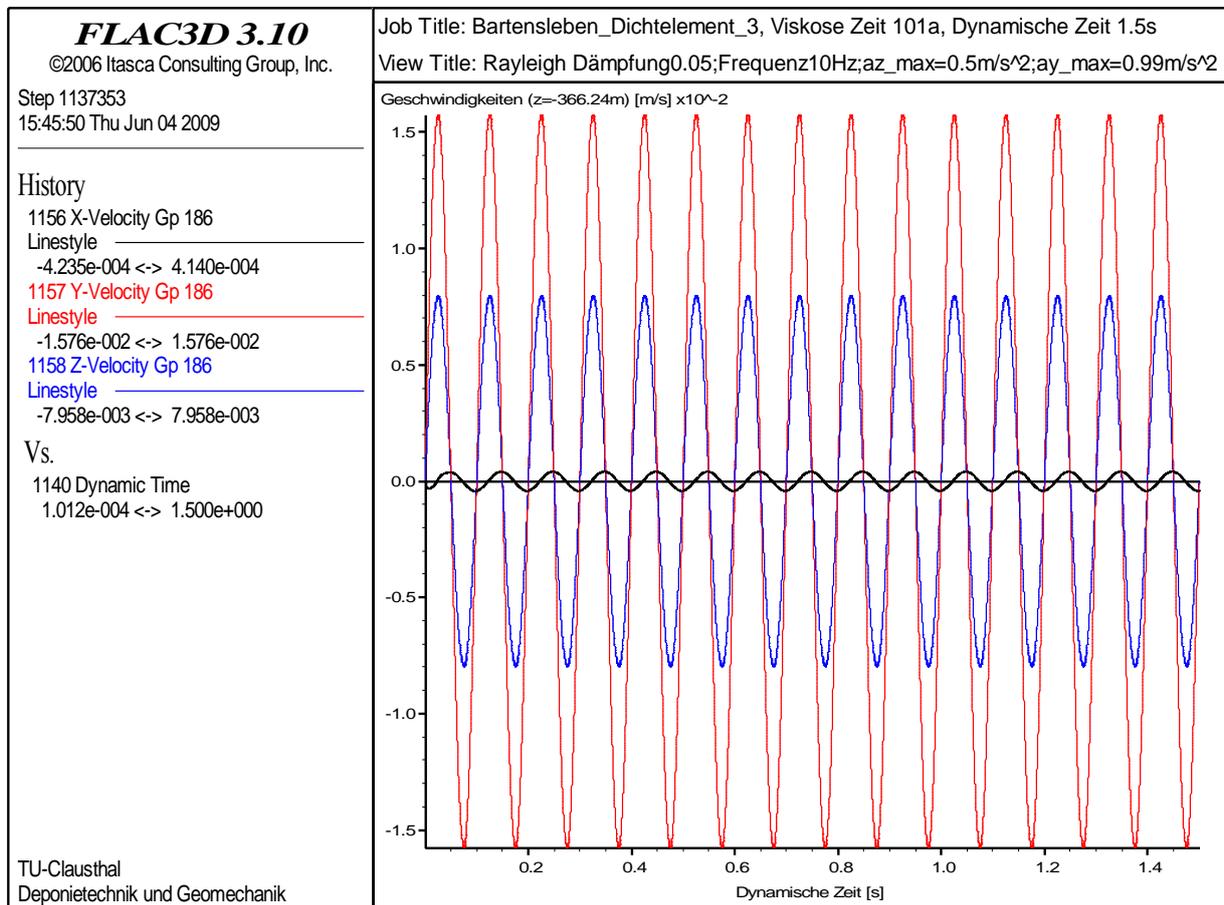


Abb. 2.95: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Wellengeschwindigkeiten an der unteren Modellberandung bei $z = -366,24 \text{ m}$ in Modellmitte

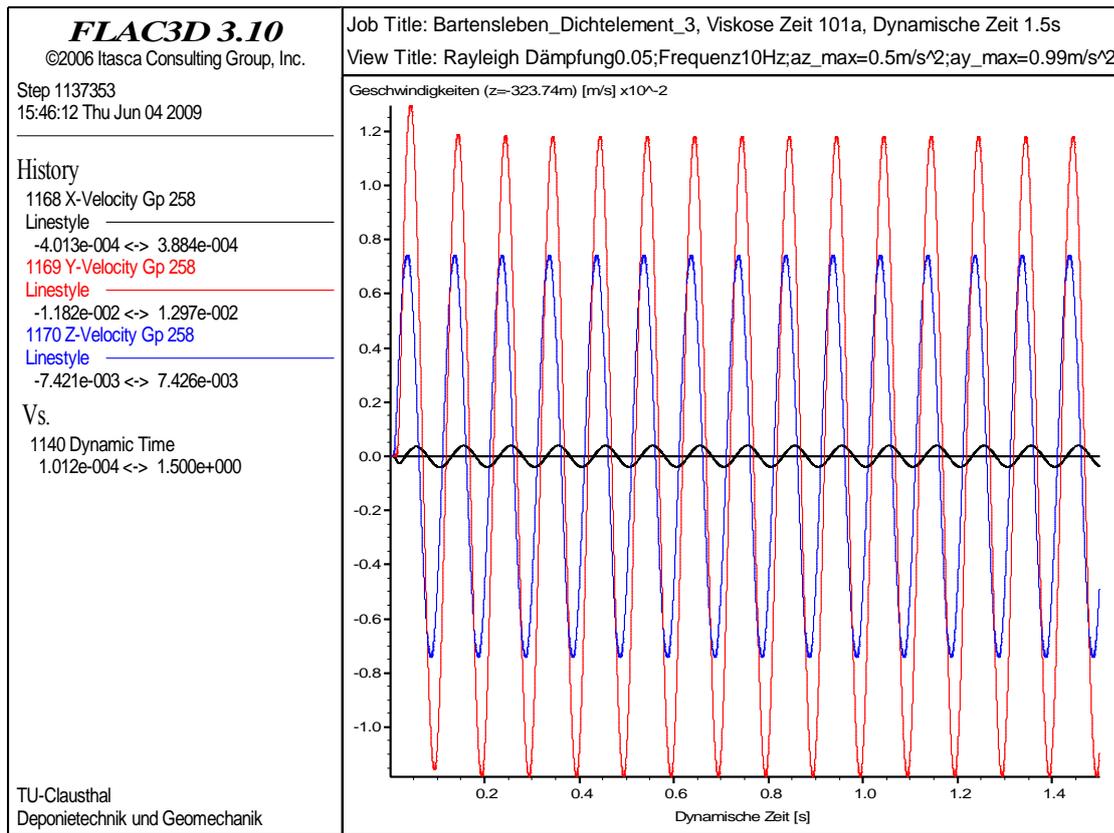


Abb. 2.96: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Wellengeschwindigkeiten an der oberen Modellberandung bei $z = -323,74$ m in Modellmitte

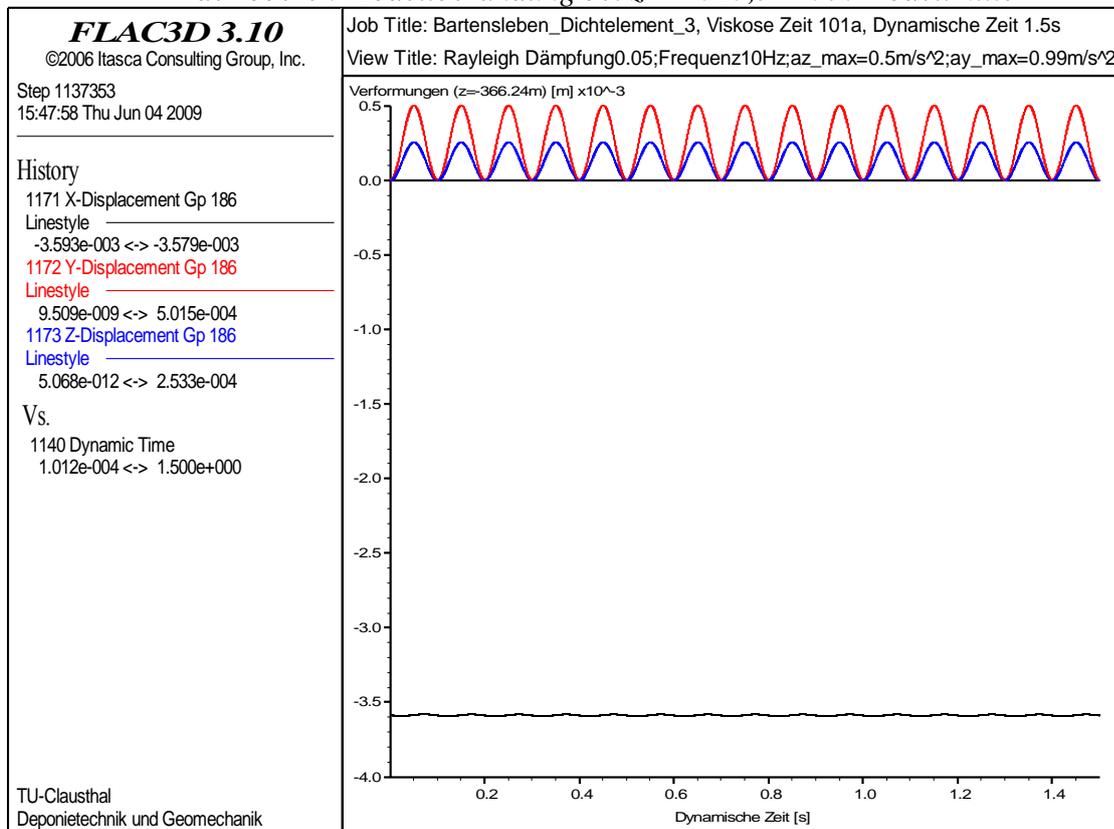


Abb. 2.97: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Verformungen an der unteren Modellberandung bei $z = -366,24$ m in Modellmitte

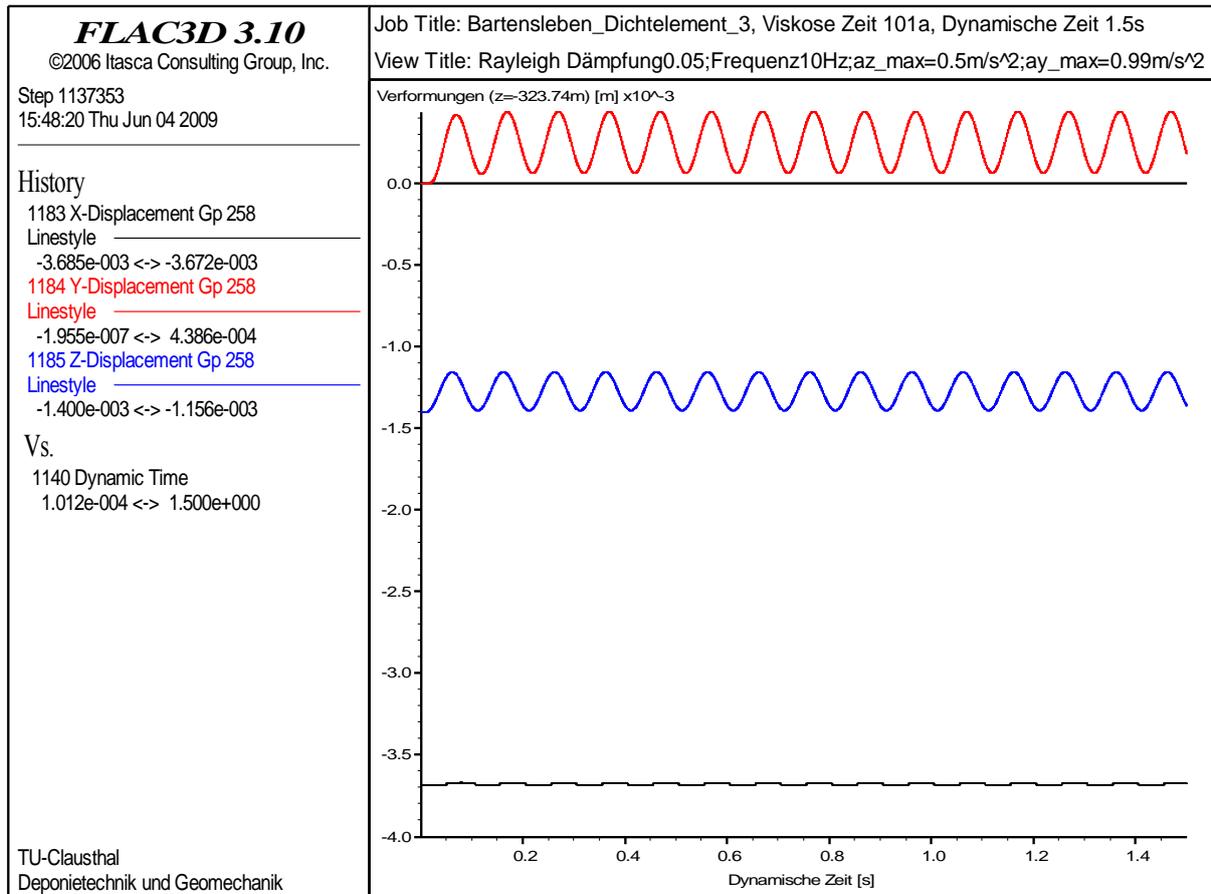


Abb. 2.98: Zeitabhängige Ausgabe von X-,Y- und Z- Verformungen an der oberen Modellberandung bei $z = -323,74$ m in Modellmitte

Zur Dokumentation der durch die dynamische Belastung des Berechnungsmodells induzierten Spannungen und Verzerrungen sowie die aus einer festigkeitsmechanischen Bewertung der dynamischen Spannungen resultierenden Auswirkungen auf den Ausnutzungsgrad sind exemplarisch für den in Abb. 2.99 gezeigten Horizontalschnitt bei $z = -345$ m in den Abb. 2.100 bis 2.109 die zeitabhängig berechneten Haupt- und Vergleichsspannungen, die Effektivverzerrungen und die auf die Bruch- und Dilatanzfestigkeit bezogenen Ausnutzungsgrade aufgetragen.

Im Ergebnis der Auftragungen bleibt festzuhalten, dass das für den Standort Morsleben relevante Bemessungserdbeben lediglich in einer marginalen Erhöhung der Hauptspannungen um maximal 0,1 MPa resultiert. Die hierdurch resultierende Erhöhung des rechnerischen Ausnutzungsgrades ist kleiner als 1%. Die rechnerisch ermittelten Effektivverzerrungen durch die dynamische Belastung des Berechnungsmodells sind kleiner als 2,7 ppm. Insgesamt bleibt damit einzuschätzen, dass die aus einem potentiellen Erdbeben resultierenden Zusatzbeanspruchungen zu keiner für die Nachweise zur Standsicherheit und Dichtheit der Schachtverschlussysteme relevanten Belastung führen.

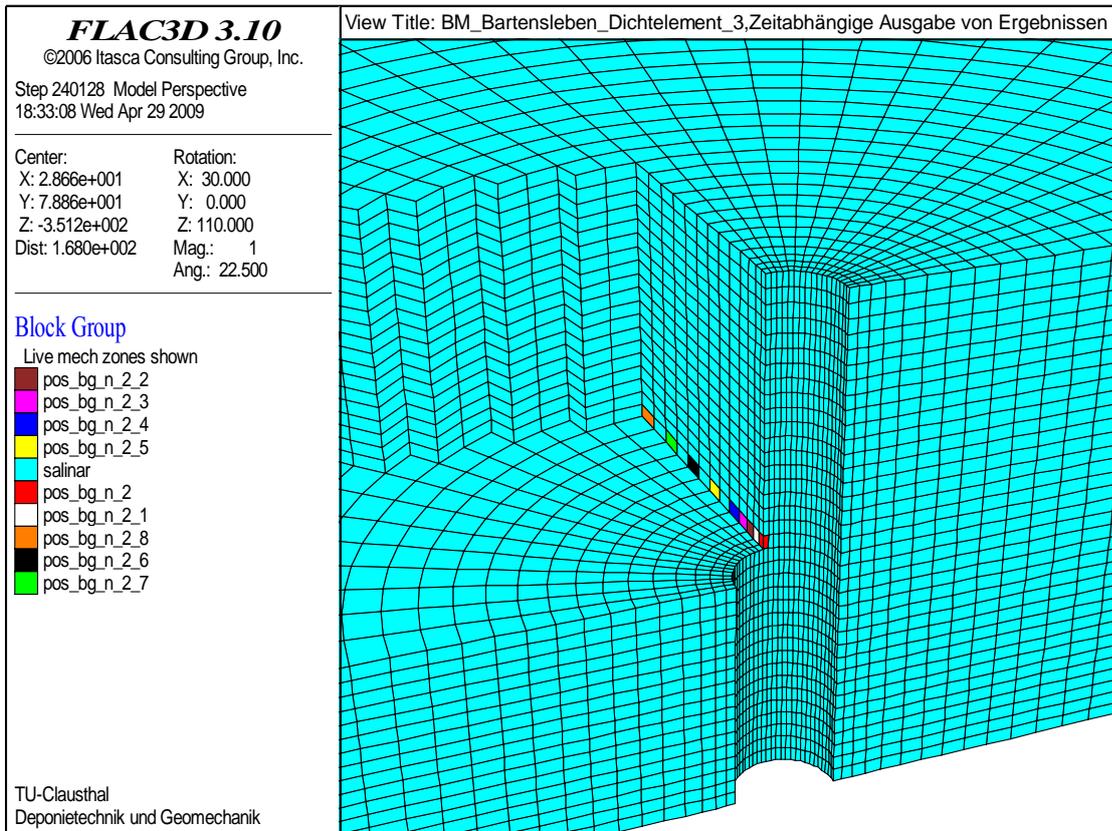


Abb. 2.99: Horizontalschnitt bei $z = -345$ m mit Kennzeichnung der für eine zeitabhängige Darstellung der Berechnungsergebnisse ausgewählten Zonen

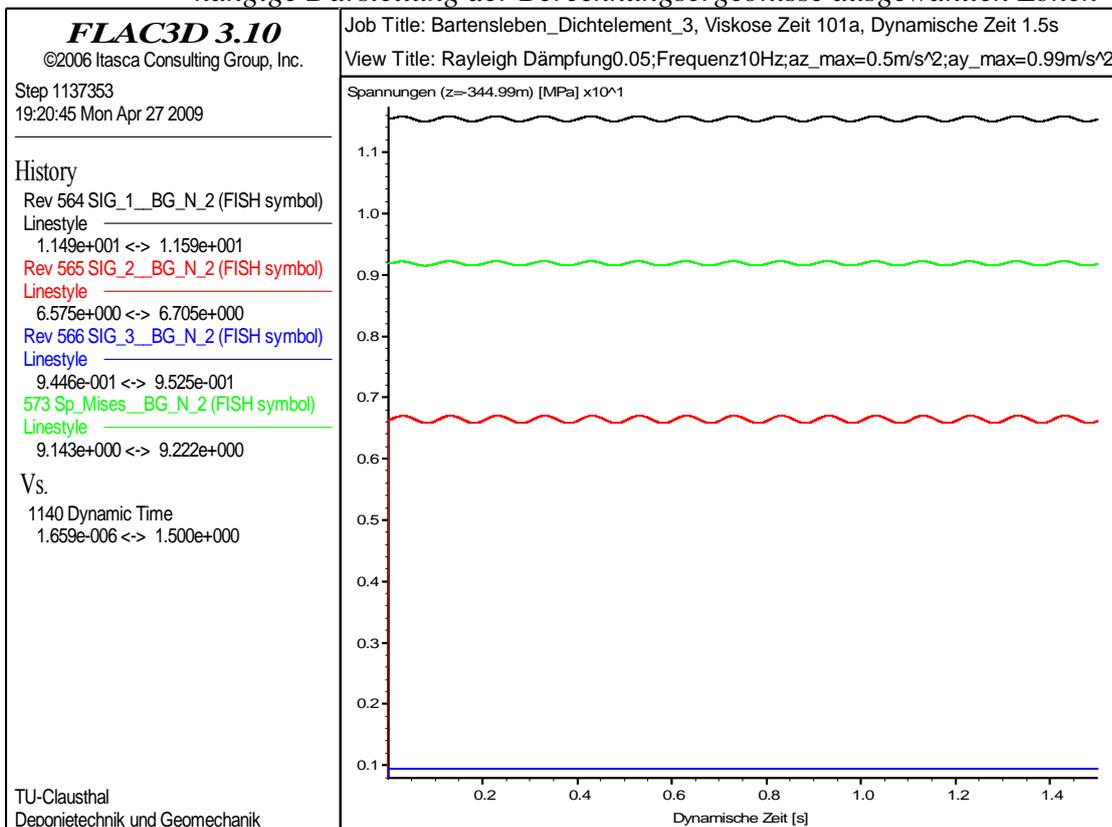


Abb. 2.100: Hauptspannungen im Horizontalschnitt bei $z = -344,99$ m

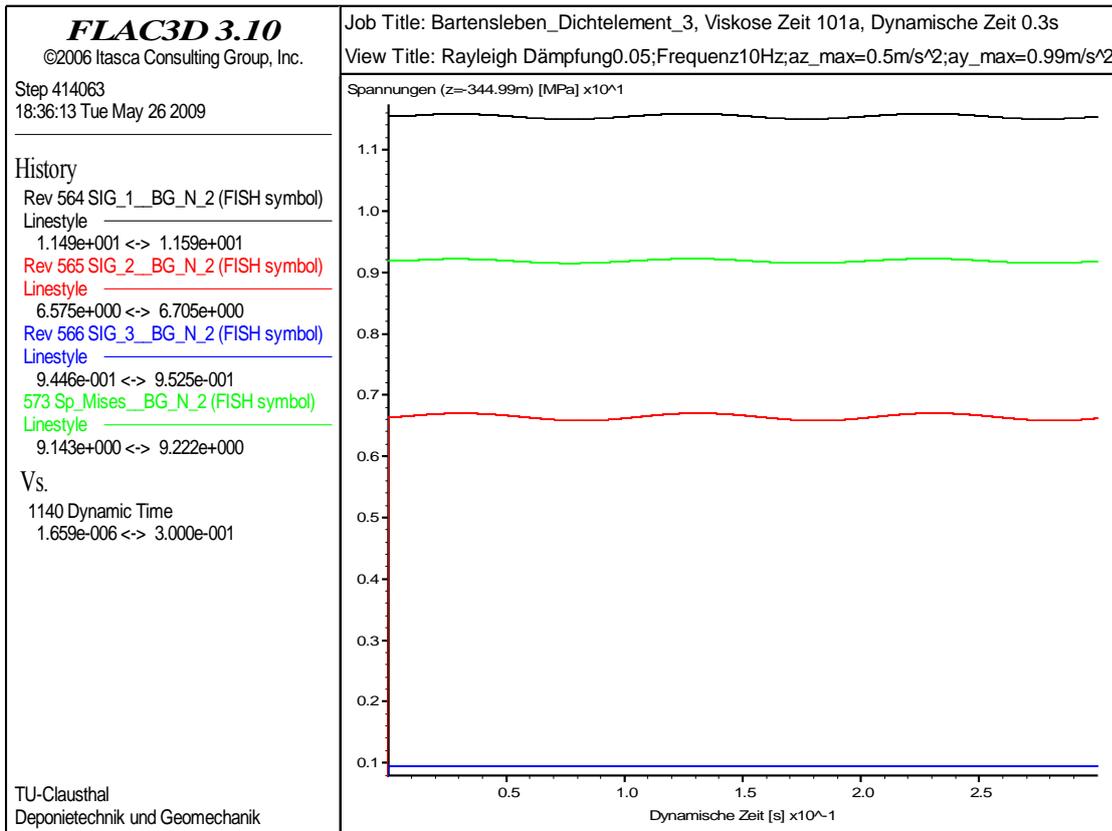


Abb. 2.101: Hauptspannungen im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

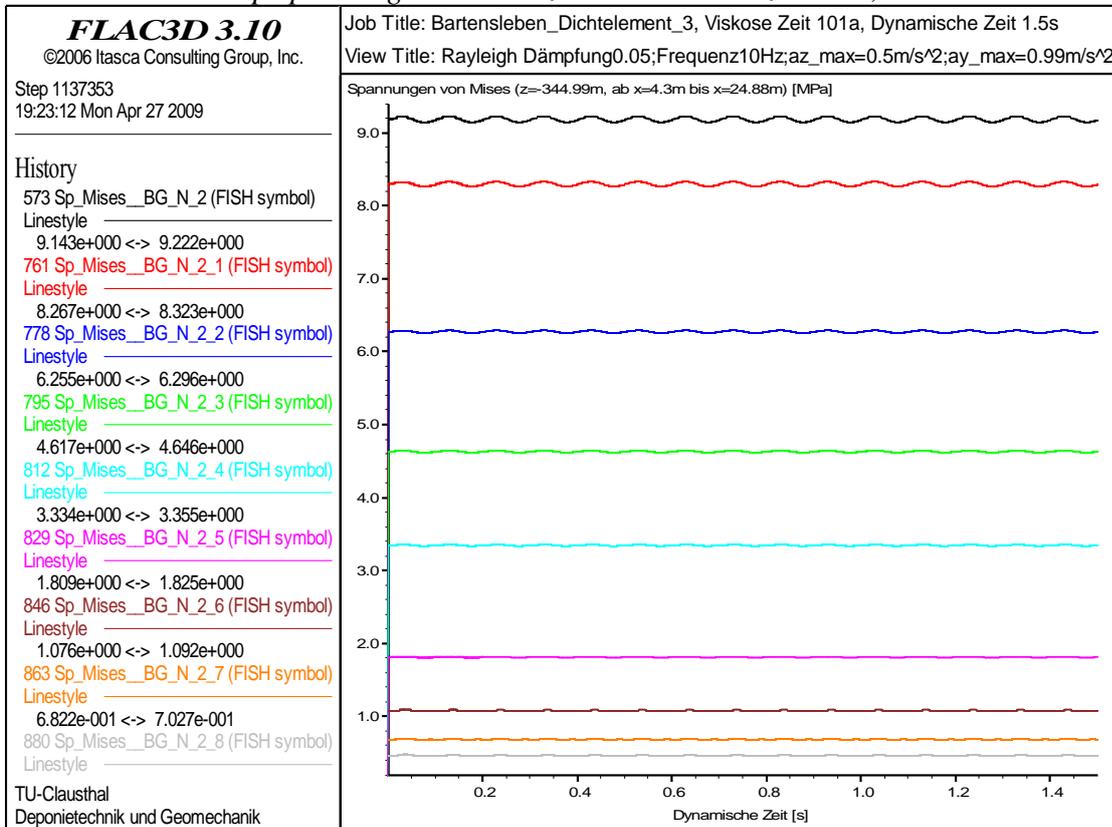


Abb. 2.102: Vergleichsspannungen im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

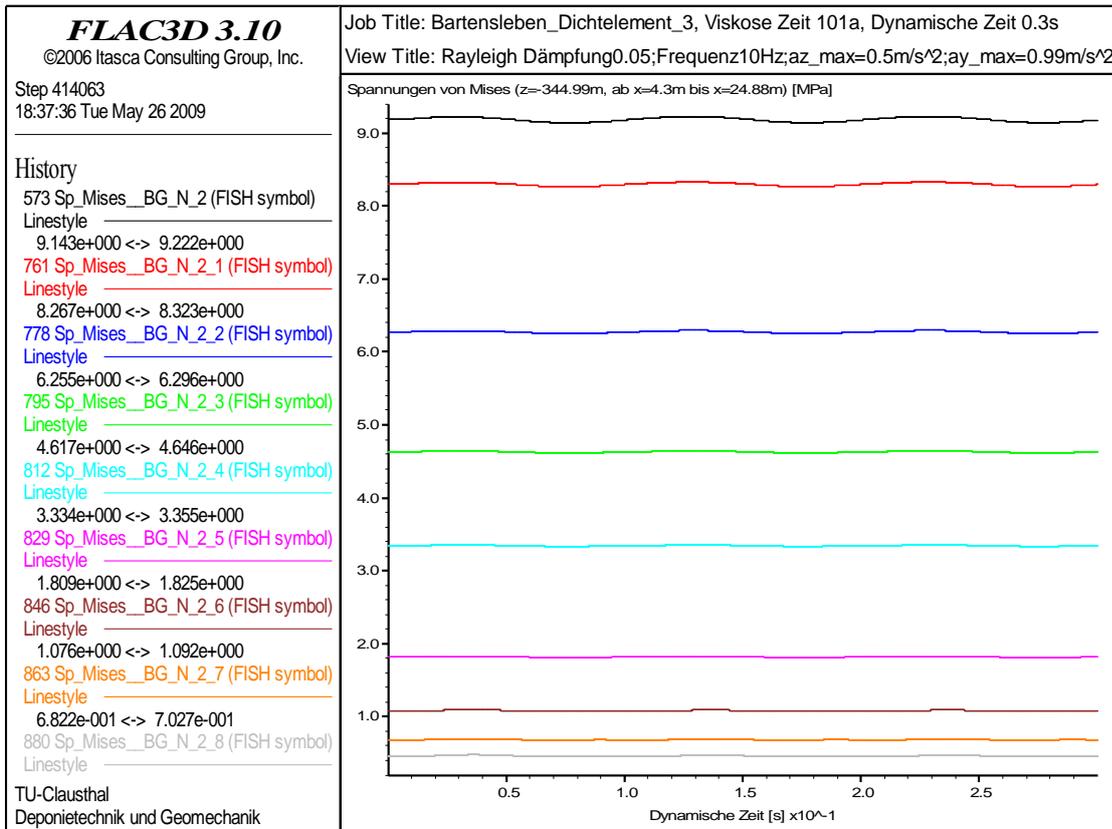


Abb. 2.103: Vergleichsspannungen im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

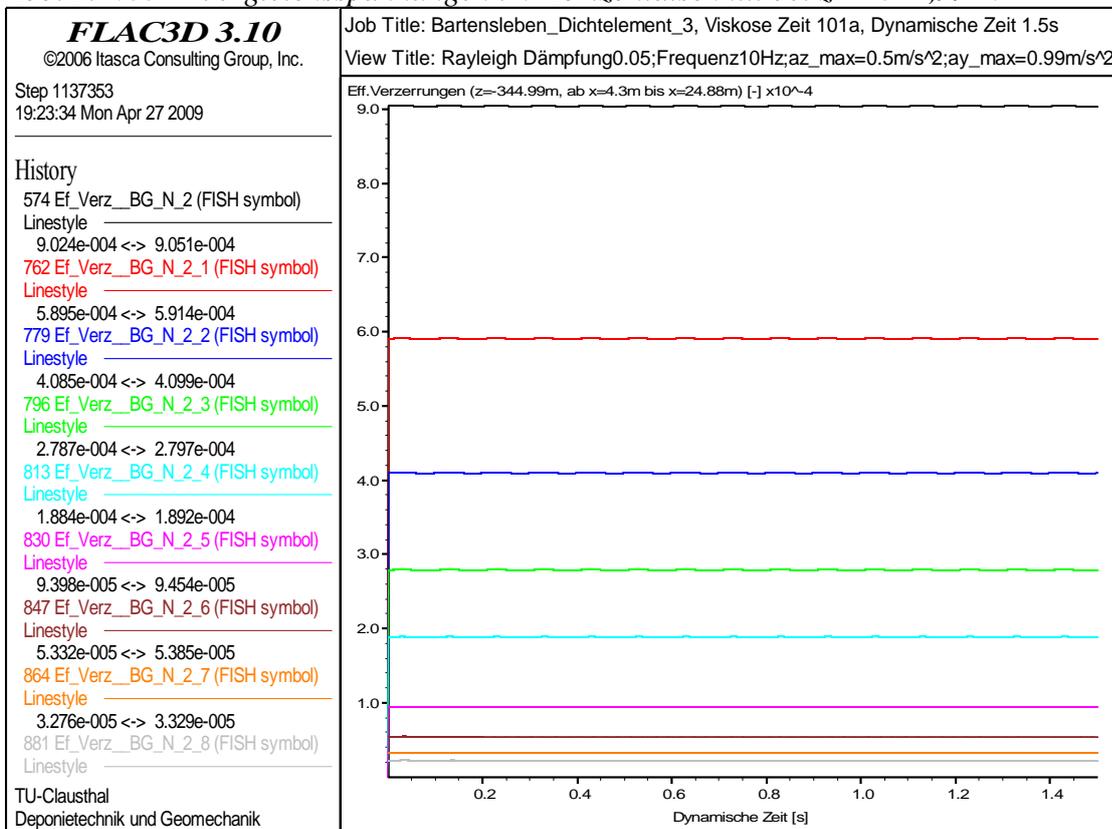


Abb. 2.104: Effektivverzerrungen im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

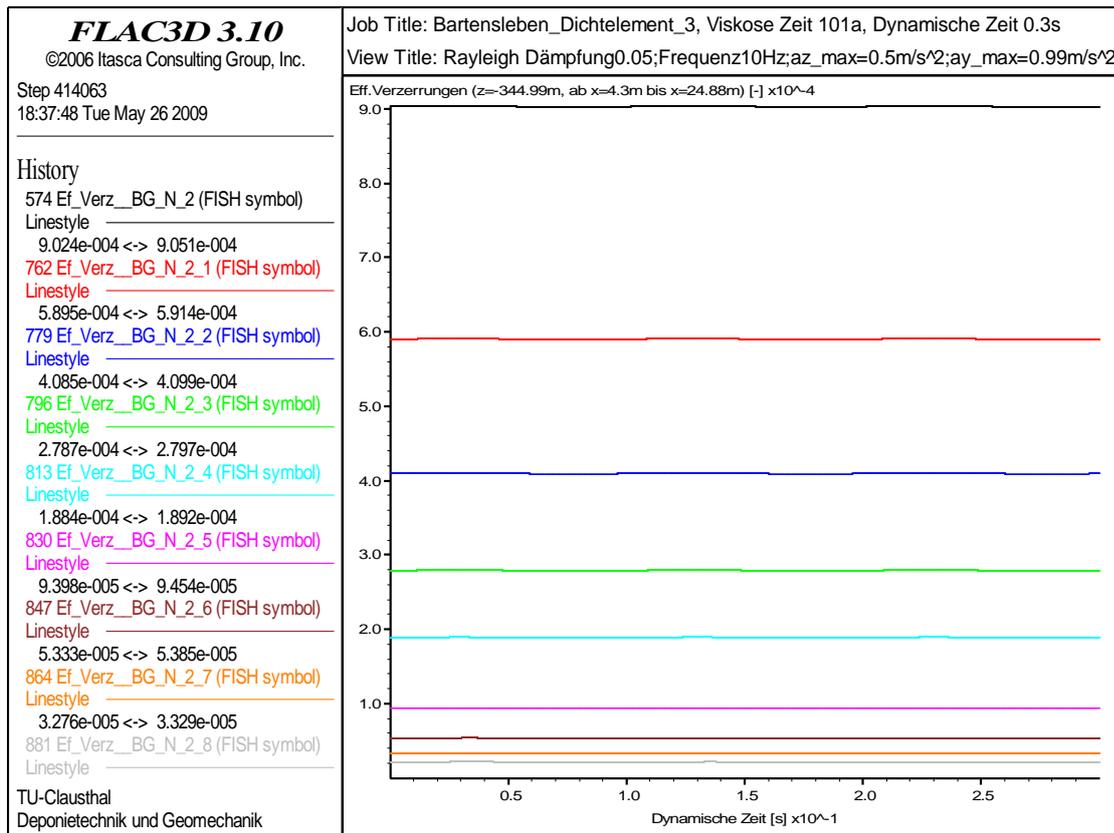


Abb. 2.105: Effektivverzerrungen im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

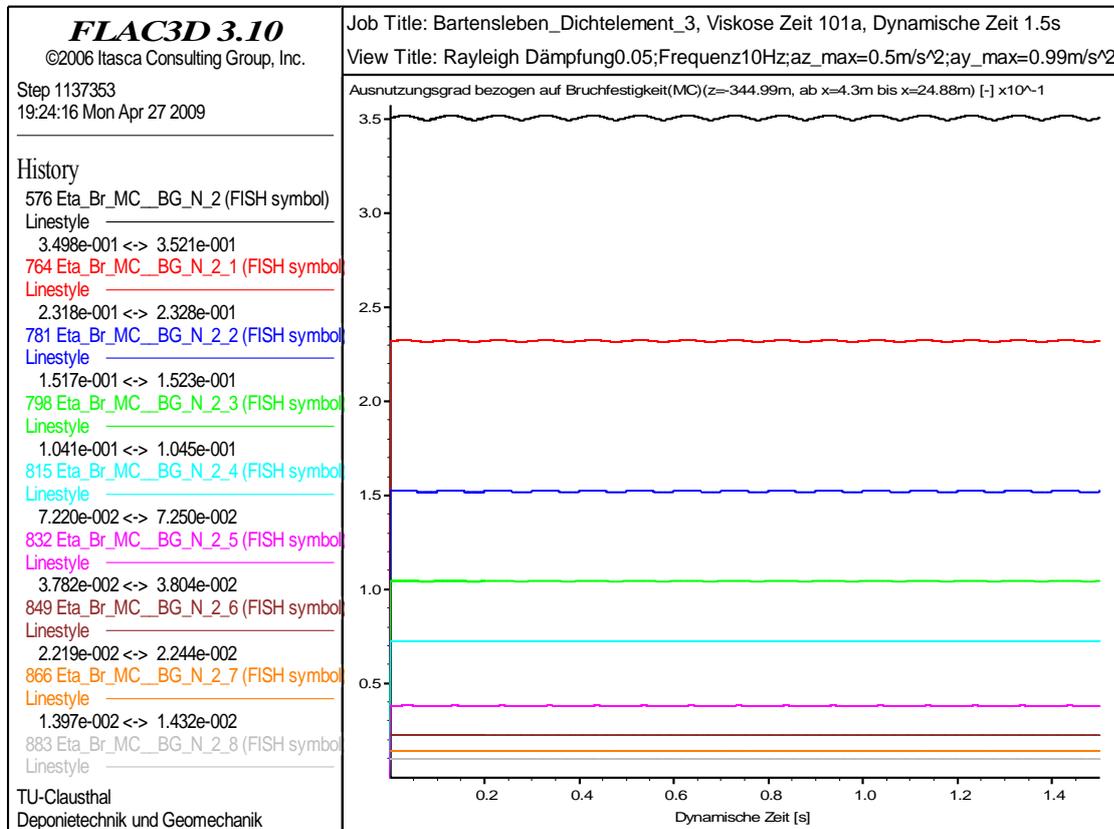


Abb. 2.106: Ausnutzungsgrade Bruchfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

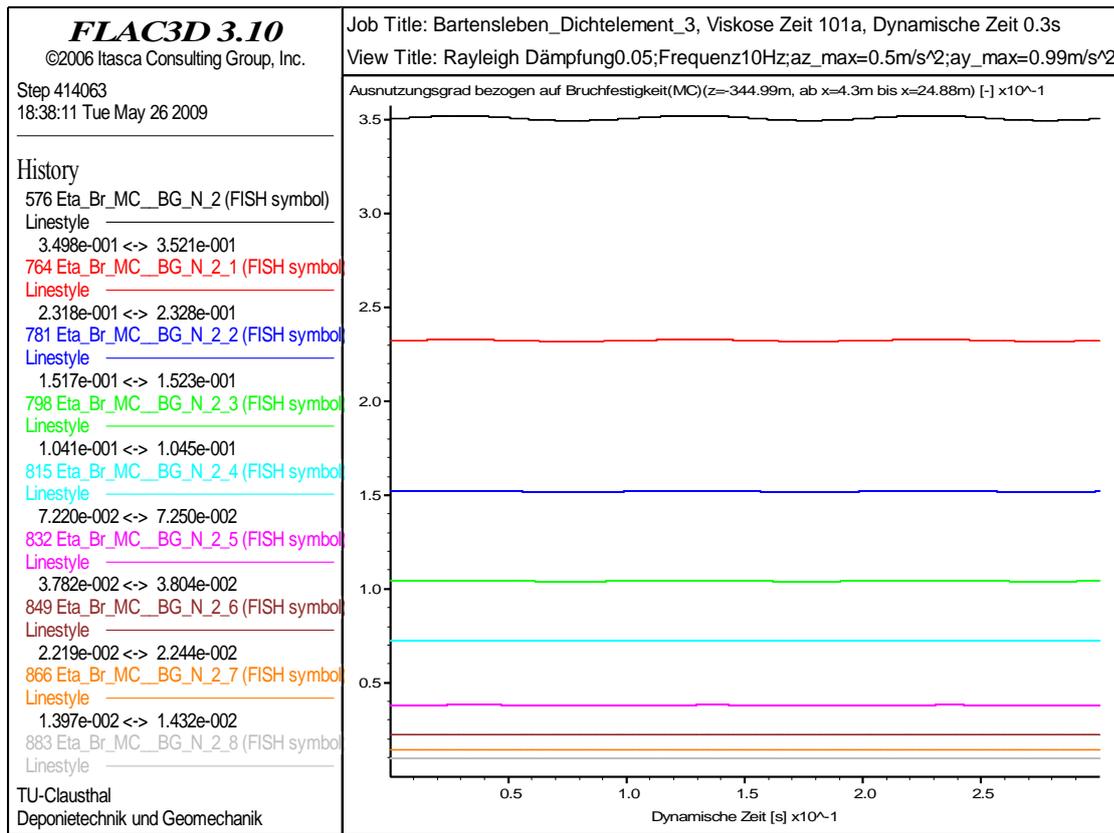


Abb. 2.107: Ausnutzungsgrade Bruchfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

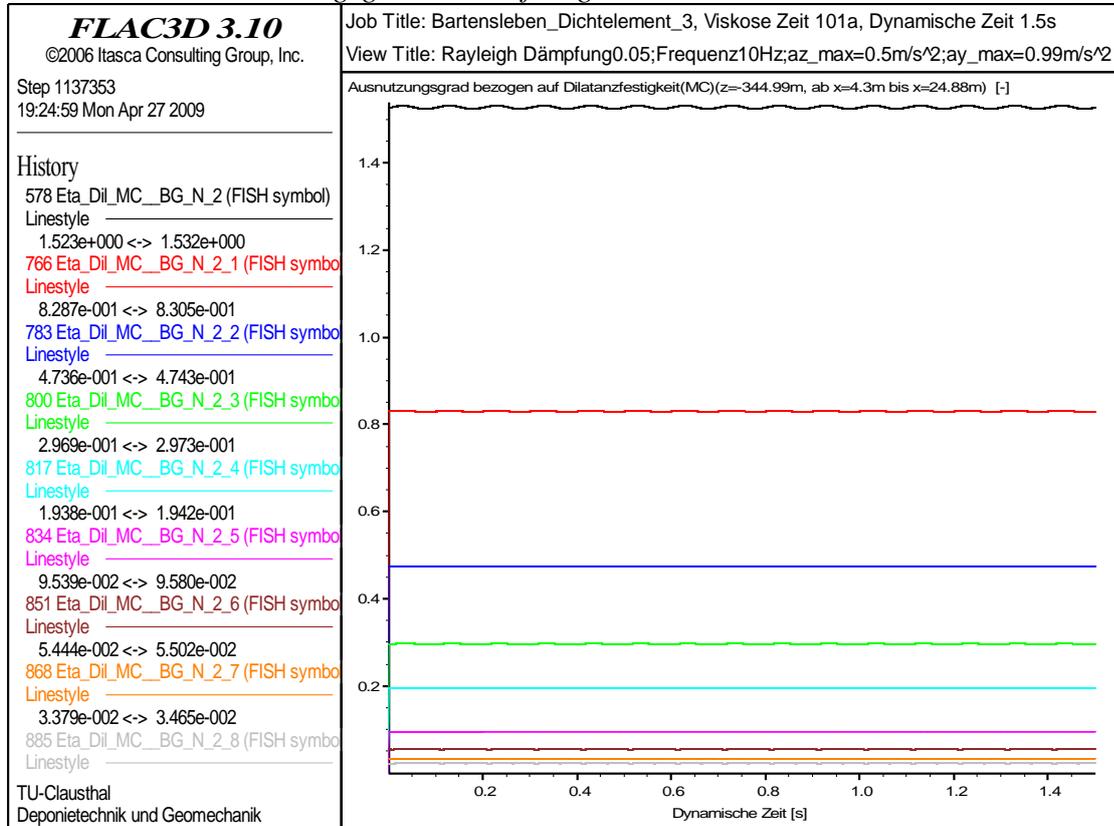


Abb. 2.108: Ausnutzungsgrade Dilatanzfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z = -344,99 \text{ m}$

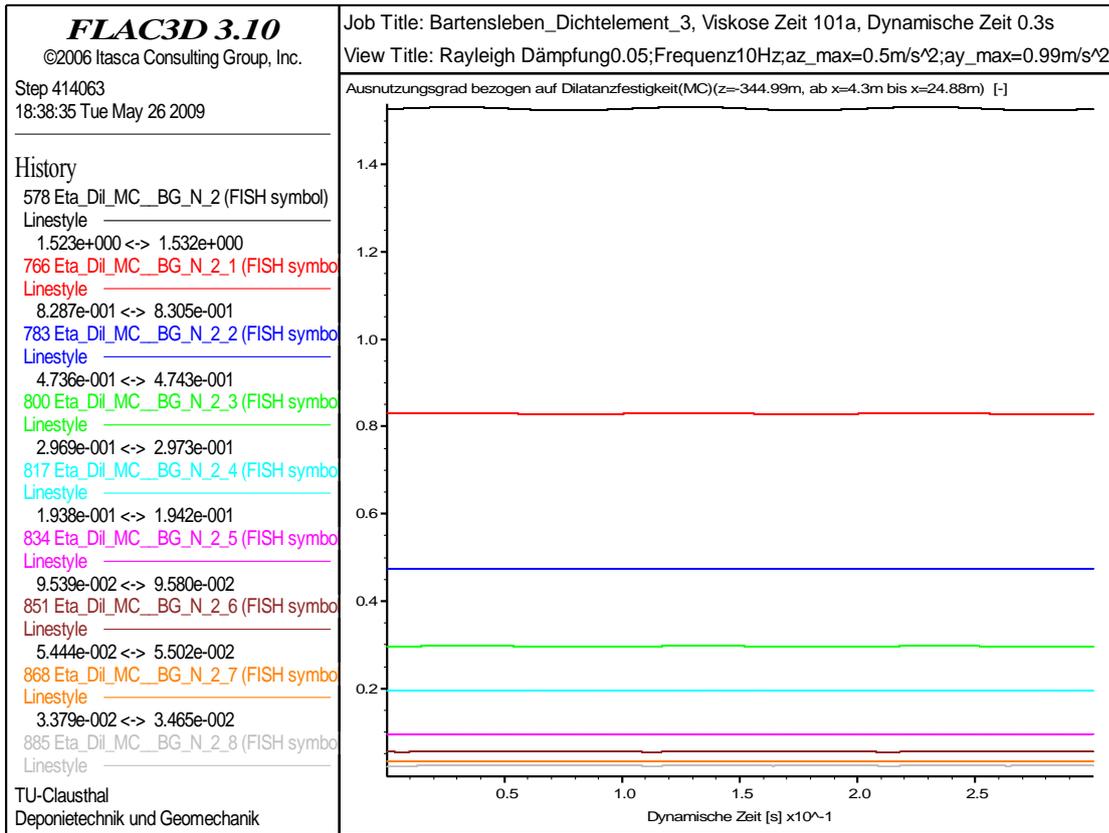


Abb. 2.109: Ausnutzungsgrade Dilatanzfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z = -344.99$ m

4. Schlussbetrachtungen und Empfehlungen für das weitere Vorgehen

Die im Rahmen des Prüfkompleses „Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie“ erarbeiteten Aussagen und Einschätzungen der AG Morsleben sind in zwei getrennten Prüfberichten dokumentiert:

- (1) Der mit Bearbeitungsphase (a) in 2007 dem MLU übergebene Prüfbericht /1/ beinhaltet eine ausschließlich verbal-argumentative Bewertung der vom AS vorgelegten Unterlagen P 182, P 177, G 183 und der so genannten Planungsstudie (Preuss & Wellmann). Die im Rahmen von Bearbeitungsphase (a) zusammengestellten Hinweise, Empfehlungen und Forderungen sind als Anlage C dem Prüfbericht beigelegt.
- (2) Die für eine abschließende Beurteilung der vorstehend genannten Unterlagen für erforderlich erachteten eigenen rechnerischen Untersuchungen zum langfristigen Tragverhalten und zur mechanisch / hydraulischen Integrität der Schächte bzw. der Schachtverschlussysteme sind in dem vorliegenden, mit Bearbeitungsphase (b) gekennzeichneten Prüfbericht dokumentiert.

Als zusammenfassendes Ergebnis der Bearbeitungsphasen (a) und (b) kommen die Prüfer zu der Einschätzung, dass derzeit keine begründeten Zweifel an der grundsätzlichen Machbarkeit und an der langzeitigen hydraulischen Leistungsfähigkeit des geplanten Schachtverschlussystems mit der geforderten Begrenzung des Lösungszu- bzw. Lösungsaustritts auf $\dot{V}_{\max} = 2 \text{ m}^3/\text{a}$ bestehen, wenn die vom AS vorausgesetzten Anforderungen an die Materialeigenschaften der einzelnen Systemkomponenten und die damit verbundenen Wirkungsprinzipien gegeben sind. Mit Bezug auf vorstehende Aussage ausdrücklich darauf hinzuweisen ist, dass mit den bisher vorgelegten und im Rahmen der Prüfung berücksichtigten Unterlagen die für eine Gewährleistung der vorausgesetzten Anforderungen erforderlichen Belege zu den Materialeigenschaften und Wirkprinzipien noch nicht bzw. nicht abschließend erbracht sind. Die im vorliegenden Prüfbericht der Bearbeitungsphase (b) dokumentierten rechnerischen Untersuchungen haben gezeigt, dass über die in Bearbeitungsphase (a) zusammengestellten Hinweise, Empfehlungen und Forderungen hinaus im Rahmen der weiteren Planungen insbesondere zu belegen ist, dass das Abdichtungsmaterial der Verschlussysteme DE3 und DE2 die vom AS angesetzte selbstabdichtende Wirkung besitzt, d.h. axial angreifende Fluidrücke in Folge eines duktilen (plastisch-viskosen) Materialverhaltens unmittelbar in zumindest bereichsweise gleich große radial wirkende Kontaktzonenrücke umgesetzt werden.

Eine erste, aus den rechnerischen Untersuchungen der Bearbeitungsphase (b) abgeleitete wesentliche Forderung ist vor diesem Hintergrund, vor einer abschließenden Umsetzung der in der Konzeptplanung dokumentierten Vorgehensweise die selbstabdichtende Wirkung des Verschlussmaterials durch geeignete Labor- und Technikumsversuche hinreichend zu dokumentieren und gegenständlich zu belegen.

Eine zweite, aus den rechnerischen Untersuchungen der Bearbeitungsphase (b) abgeleitete wesentliche Forderung resultiert aus der Notwendigkeit die vom AS vorausgesetzten Einschätzungen zu den hydraulischen und mechanischen Eigenschaften der Dichtelementbaustoffe und der Kontaktzone zwischen Gebirge und Dammbauwerk zu belegen. In Ermangelung entsprechender Belege sind im Rahmen der unabhängigen rechnerischen Analyse des Trag- und Dichtheitsverhaltens der Schachtverschlussysteme durch den Prüfer TUC die vom AS vorgegebenen Stoffeigenschaften (elastische Materialeigenschaften Bentonit (Dichtelement DE1) und Schotter/Asphalt (Dichtelemente DE2 und DE3) sowie hydraulische Undurchlässigkeit von Schotter/Asphalt (Dichtelemente DE2 und DE3) und der Kontaktfuge zwischen den Dichtelementen DE1, DE2 sowie DE3 und dem anstehenden Gebirge)) zunächst übernommen worden. Für die weiterführenden Planungen ist in der Konsequenz zu fordern, dass durch den AS entsprechende Belege beigebracht werden. Eine gleich lautende Aussage gilt für die Absicherung der im Rahmen der rechnerischen Untersuchungen durch den Prüfer TUC eingeschätzten Materialeigenschaften des anstehenden Salzgebirges bezüglich seiner Dilatanzfestigkeit und der Abhängigkeit zwischen Porosität und Permeabilität. Diese Untersuchungen sind beauftragt und werden kurzfristig nach Verfügbarkeit des erforderlichen Bohrkernmaterials durchgeführt werden. Nach Abschluss der Untersuchungen ist zu bewerten, ob bzw. inwieweit ergänzende Berechnungen und Bewertungen des Tragverhaltens und der Dichtigkeit der Schachtverschlussysteme erforderlich sind oder die zunächst eingeschätzten Materialparameter in einer hinsichtlich der Nachweisziele konservativen Prognose resultieren.

Eine dritte, aus den rechnerischen Untersuchungen der Bearbeitungsphase (b) abgeleitete wesentliche Forderung resultiert aus der Notwendigkeit, im Rahmen der rechnerischen Analysen die möglichen Setzungen der Schachtverschlussysteme hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die Standsicherheit und Dichtheit zu bewerten. Hierzu erforderlich sind Untersuchungen zu Einbaudichte und Kompressibilität der im Verschlussystem verwendeten Baustoffe unter Berücksichtigung der jeweils zwischen Gebirge und Baustoff wirkenden Reibungskräfte. Da in den vorgelegten Unterlagen diesbezüglich keine hinreichend belegten Hinweise dokumentiert sind, können über die vom AS dokumentierten überschlägigen Einschätzungen hinausgehende Bewertungen

auf der Grundlage numerischer Berechnungen erst nach Vorlage entsprechender Belege erfolgen. Zu fordern ist vor diesem Hintergrund, dass im Rahmen der weiteren Planungen durch den AS entsprechende Untersuchungen durchgeführt bzw. veranlasst werden.

Eine vierte, aus den rechnerischen Untersuchungen der Bearbeitungsphase (b) abgeleitete wesentliche Forderung resultiert aus der Notwendigkeit, die Standsicherheit und Auslaufsicherheit der Füllörter zu belegen. Hierzu erforderlich sind insbesondere Belege zur Verbundwirkung Schotter/Gebirge, zu Einbaudichte und Kompressibilität des Schotters und zur geometrischen Konfiguration der Füllörter und der Widerlagerbauwerke.

Als fünfte, aus den rechnerischen Untersuchungen der Bearbeitungsphase (b) abzuleitende wesentliche Forderung zu nennen ist die Notwendigkeit nachzuweisen, dass sowohl die so genannte Korkenzieherwendel wie auch die sich daran anschließenden Streckenauffahrungen im Bereich von Schacht Marie in einer gesonderten Nachweisführung hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die Funktionalität des Schachtverschlussystems analysiert und berücksichtigt werden. Hierzu erforderlich ist nach Einschätzung der Prüfer zunächst eine abschließende Aussage des AS dahingehend, wie die teilweise mit Salzgrus versetzten Altauffahrungen verfüllt bzw. abgedichtet werden, welche geometrische Konfiguration die Korkenzieherwendel und die angeschlossenen Altauffahrungen besitzen und welche Zuverlässigkeit die Informationen zur geometrischen Konfiguration besitzen.

Über die unmittelbar aus den rechnerischen Untersuchungen abgeleiteten und vorstehend mit eins bis fünf bezifferten Forderungen hinaus hat die eingehende Prüfung im Rahmen der Bearbeitungsphase (b) gezeigt, dass die grundlegenden Anforderungen an Redundanz und Diversität der Abdichtungselemente lediglich im Hinblick auf die Dichtheit gegenüber zuströmenden Wässern durch die Dichtelemente DE1 (Bentonit) und DE2 (Schotter/Asphalt) erfüllt werden. Hinsichtlich der abdichtenden Funktion des Verschlussystems gegenüber aufsteigenden Wässern ist dagegen nur der Aspekt der Redundanz durch die hierfür vorgesehenen Dichtelemente DE2 und DE3 berücksichtigt worden. Dagegen wird dem Anspruch der Diversität durch die baugleiche Materialausführung (Schotter/Asphalt) der Dichtelemente DE2 und DE3 nicht entsprochen. Mit Blick auf die weiteren Planungen wird daher für erforderlich erachtet, eine Modifikation der Komponenten des Verschlussystems zur Gewährleistung der Diversität gegenüber aufsteigenden Wässern zu erarbeiten.

Für das weitere Vorgehen wird empfohlen, dem AS die in den Prüfberichten zu Bearbeitungsphase (a) und Bearbeitungsphase (b) dokumentierten Hinweise, Empfehlungen und Forderungen

zur Kenntnis zu geben und im Rahmen eines gemeinsamen Fachgespräches zu erörtern. Schwerpunkte des Fachgespräches sollten nach Einschätzung der Prüfer sein:

- a) Notwendigkeit einer Modifikation der Schachtverschlussysteme zur Gewährleistung von Redundanz und Diversität (→ Bearbeitungsphase b) sowie Integration eines langfristig wirksam werdenden Dichtelementes „verdichteter Salzgrus“ (→ Bearbeitungsphase a)
- b) Erarbeitung geeigneter Belege für die vorausgesetzten Materialeigenschaften
- c) Weitere Planungen → Füllörter, Korkenzieherwendel, Setzungen

5. Literatur- und Quellenverzeichnis

- /1/ Prüfbericht im Rahmen der Prüfung von Unterlagen zum Planfeststellungsverfahren für radioaktive Abfälle Morsleben (ERAM) – Prüfkomples: Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie, AG Morsleben, 2007
- /2/ Konzeptplanung der Schachtverschlüsse für die Schächte Bartensleben und Marie des ERA Morsleben (AS Unterlage P 182)
- /3/ Nachweisführungen zur Langzeitstabilität, zur Tragfähigkeit und zur Gebrauchstauglichkeit der Schachtverschlüsse ERA Morsleben (AS Unterlage P 177)
- /4/ Konzept- und Systembeschreibung Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie (AS Unterlage G 183)
- /5/ Preuss, J. & Wellmann, P. L.: „Planungsstudie zum Schachtverschluss der Schächte Bartensleben und Marie“, BfS, 2000
- /6/ Lux, K.-H., Düsterloh, U., Hou, Z., 2002. Erhöhung der Wirtschaftlichkeit von Speicherkavernen durch Anwendung eines neuen Entwurfs- und Nachweiskonzeptes. Erdöl, Erdgas, Kohle, Vol. no. 6, 294-300, Vol. no. 7/8, 354-360, Urban-Verlag Hamburg/Wien GmbH.
- /7/ Lux, K.-H. (1984): Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrung im Salzkavernenbau: Ein Beitrag zur Entwicklung von Prognosemodellen für den Hohlraumbau im duktilen Salzgebirge. Stuttgart, Ferdinand Enke Verlag.
- /8/ Stormont, J.C. (1997): In-situ Gas Permeability Measurements to delineate Damage in Rock Salt. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 34, No. 7, p1055 – 1064.
- /9/ Itasca (2005): Flac3D, Itasca Consulting Group, Inc., Minnesota, 2005.
- /10/ Prüfbericht: Gebirgsmechanische Beurteilung der Integrität der Salzbarriere in der Schachanlage Bartensleben (Unterlage P 99), AG Morsleben, 2003
- /11/ Laborprüfbericht: Laborversuche zur Prüfung der Integritätskriterien für den Zentralteil des Endlagers für radioaktive Abfälle Morsleben, 2. Zwischenbericht und Schlussbericht, TU Clausthal, 2003
- /12/ Schriftenreihe Heft Nr. 9, Professur für Deponietechnik und Geomechanik, Institut für Aufbereitung und Deponietechnik, TU Clausthal: Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge, Hrsg.: Lux, K.-H., TU Clausthal, 1997

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

158

- /13/ AG Morsleben: Vorabstellungnahme im Rahmen der Prüfung von Unterlagen zum Prüfkomples Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie - Prüfungsphase (b), 19.05.2009.
- /14/ ARGE Morsleben: Prüfbericht zu P96 „Beanspruchung der ERAM – Schächte durch Erdbeben“,

6. Anlage A: Rotationssymmetrisches Detailmodell mit verfeinerter Diskretisierung

Die mechanischen und mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnungen erfolgten aufgrund der exponentiell mit der Zonen- bzw. Knotenzahl zunehmenden Berechnungszeiten mit rotationssymmetrischen Berechnungsmodellen, bei denen der Schachtausbau und die rechnerisch auszubrechende Auflockerungszone nur durch jeweils eine Element- bzw. Zonenreihe abgebildet werden. Zur Kontrolle, ob und inwieweit trotz der vergleichsweise groben Diskretisierung veritable Berechnungsergebnisse erzielt werden, und zur weiteren Präzisierung der radialen Ausdehnung der durch dilatante Verformungen beanspruchten Auflockerungszone wurde das nachfolgend dokumentierte Detailmodell mit in radialer Richtung deutlich verfeinerter Diskretisierung herangezogen. Dabei ist zur Reduktion der Gesamtzahl erforderlicher Zonen bzw. Knoten das Detailmodell in vertikaler Richtung auf den Teufenbereich des Dichtelementes DE3 beschränkt worden, d.h. die oberhalb und unterhalb des Dichtelementes DE3 anstehenden Gebirgsschichten werden durch das Detailmodell nicht erfasst.

Bei den für die mechanischen und mechanisch-hydraulischen Berechnungen verwendeten Berechnungsmodellen sind der Ausbau (Mächtigkeit $a = 0,625$ m) und die zu beraubende Auflockerungszone (Mächtigkeit $b = 0,75$ m) mit nur jeweils einer Zone diskretisiert, so dass für diese Homogenbereiche nur ein Zahlenwert für die entsprechenden Zustandsgrößen in der numerischen Simulation berechnet wird. Dieser Zahlenwert stellt für die einzelnen Zustandsgrößen einen Durchschnittswert für die gesamte Zone im Zonenschwerpunkt dar, weshalb keine Aussage dahingehend möglich ist, wie die Zustandsgröße innerhalb der Zone quantitativ verteilt ist.

Für eine verbesserte quantitative Beurteilung der berechneten Zustandsgrößen erfolgt daher eine zusätzliche Berechnung mit einem in radialer Richtung feiner diskretisierten Modell. Um die Berechnungszeit zu begrenzen, wird aufgrund der feineren Diskretisierung in radialer Richtung das Berechnungsmodell in der vertikalen Ausdehnung reduziert. Abb. 1.1 und Abb. 1.2 zeigen das Berechnungsmodell in perspektivischen Ansichten. Das Berechnungsmodell erstreckt sich von $z = -273,5$ m (Salzspiegel) bis $z = -300,0$ m Teufe. Die horizontale (radiale) Ausdehnung von 80 m, der Schachradius von $r = 2,625$ m, die Ausbaudicke von $a = 0,625$ m sowie die Breite der zu beraubenden Auflockerungszone von $b = 0,75$ m werden in Analogie zu den Berechnungsmodellen Schachtverschlussystem Bartensleben und Schachtverschlussystem Marie übernommen. Im Gegensatz zu dem in Kapitel 2.3 beschriebenen Modell werden der Ausbau und die Auflockerungszone mit jeweils drei Zonen gleicher Breite diskreti-

Stellungnahme zum Prüfkompex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-2

sirt (→ Auflockerungszone mit 3 Zonen von jeweils 0,25 m Breite). Die anschließende Gebirgszone hinter dem Nachschnittbereich ist in den Berechnungsmodellen Schachtverschlussystem Bartensleben und Schachtverschlussystem Marie mit einer Breite von $c = 0,69$ m diskretisiert. In dem in Abb. 1.1 und Abb. 1.2 gezeigten Detailmodell betragen die Zonenbreiten in dem Gebirgsbereich hinter der Auflockerungszone (→ Nachschnittbereich) 0,116 m, 0,141 m und 0,173 m. Die Lagerung der Modellränder erfolgt in gleicher Weise wie bei dem in Kapitel 2.3 dokumentierten Berechnungsmodell, Abb. 1.1.

Für das Verfüllmaterial werden die in Kapitel 2.2.2 aufgeführten elastischen Materialparameter des Dichtelementes DE2 angesetzt. Das Verfüll- und Ausbaumaterial wird in der rechnerischen Simulation als gewichtslos abgebildet. Die einzelnen Homogenbereiche sind zug-, druck- und schubfest miteinander verbunden (→ Verbundsystem).

Der obere Rand des Berechnungsmodells ist in vertikaler Richtung frei verschieblich gelagert und mit einer dem Eigengewicht über dem Salzspiegel entsprechenden Last aus Deckgebirge und Hutgestein beaufschlagt (→ $\gamma \cdot H = 2400 \text{ kg/m}^3$ (Deckgebirge) $\cdot 254 \text{ m} + 2500 \text{ kg/m}^3$ (Hutgestein) $\cdot 19,5 \text{ m} = 6,5835 \text{ MPa}$).

Neben der in radialer Richtung verbesserten Darstellung der berechneten Zustandsgrößen durch die feinere Diskretisierung können aufgrund der Teufenlage von $z = -273,5 \text{ m}$ (Salzspiegel) bis $z = -300,0 \text{ m}$ auch Aussagen über die Zustandsgrößen unter Einfluss mechanisch-hydraulisch gekoppelter Berechnungen für den an das Dichtelement DE2 angrenzenden Gebirgsbereich getroffen werden.

Die Belastungsgeschichte und die zugewiesenen Stoffmodelle für die einzelnen Homogenbereiche sowie deren Materialparameter stimmen mit den für die Berechnungsmodelle Schachtverschlussystem Bartensleben bzw. Schachtverschlussystem Marie verwendeten Daten überein.

Abb. 1.3 zeigt die Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 sowie die Vergleichsspannung $\sigma_{\text{von Mises}}$ im Primärspannungszustand in einem Horizontalschnitt bei $z = -291 \text{ m}$ Teufe, d.h. 17,5 m unterhalb des Salzspiegels. Der Schnitt erstreckt sich über die gesamte Modellbreite von $x = 0 \text{ m}$ bis $x = 80,0 \text{ m}$. Die numerisch berechneten Werte zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem analytisch ermittelten Wert von $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = 6,9685 \text{ MPa}$ ($6,5835 \text{ MPa} + 17,5 \text{ m} \cdot 2200 \text{ kg/m}^3 \cdot 10 \text{ N/kg} \cdot \text{MPa} / 1000000 \text{ N/m}^2$). Abb. 1.4 zeigt die Vertikalspannungsverteilung im Primärspannungszustand.

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussssystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-3

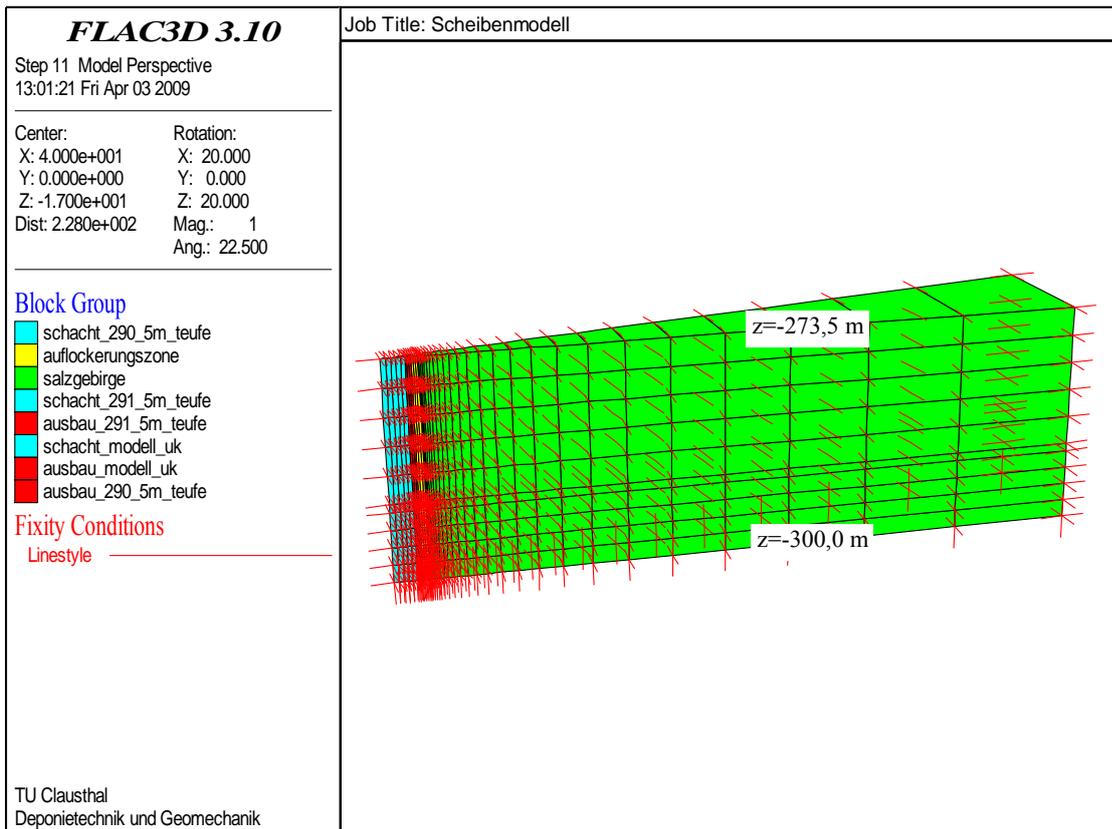


Abb. 1.1: Modellabmessungen, Diskretisierung mit Homogenbereichen und Lagerungsbedingungen des Berechnungsmodells

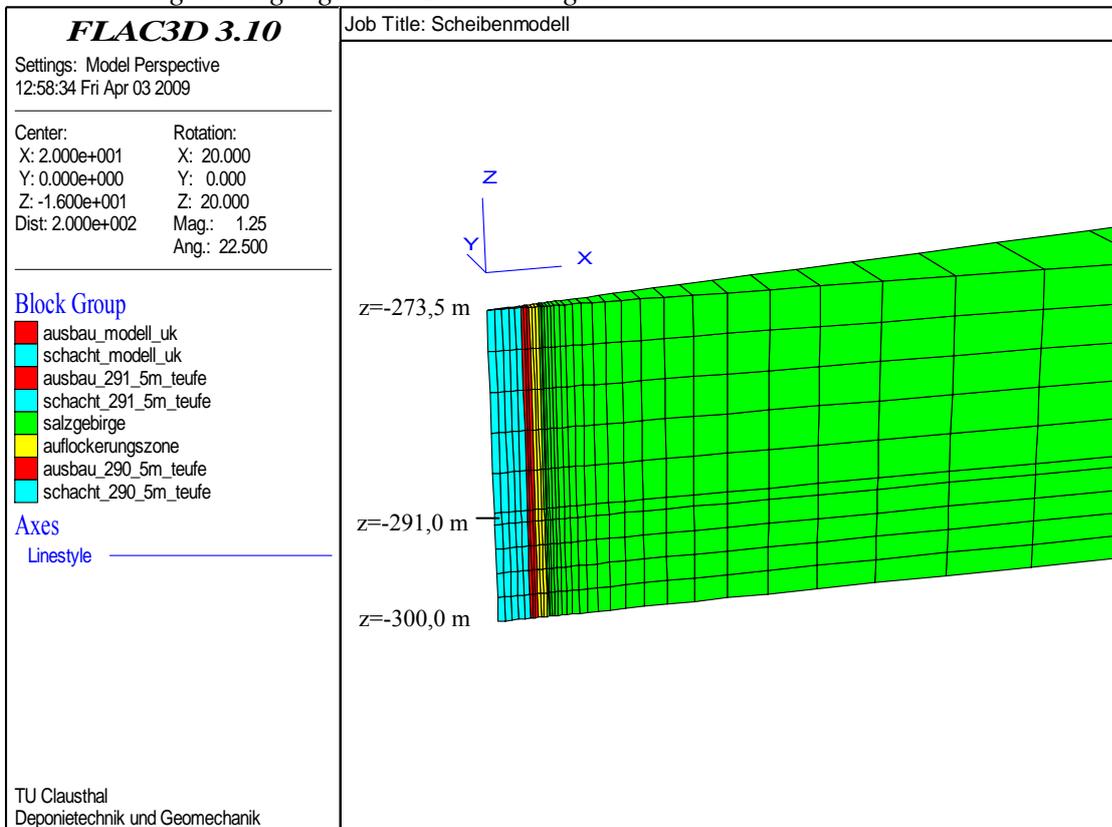


Abb. 1.2: Schachtnaher Ausschnitt des Berechnungsmodells mit Diskretisierung

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussssystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-4

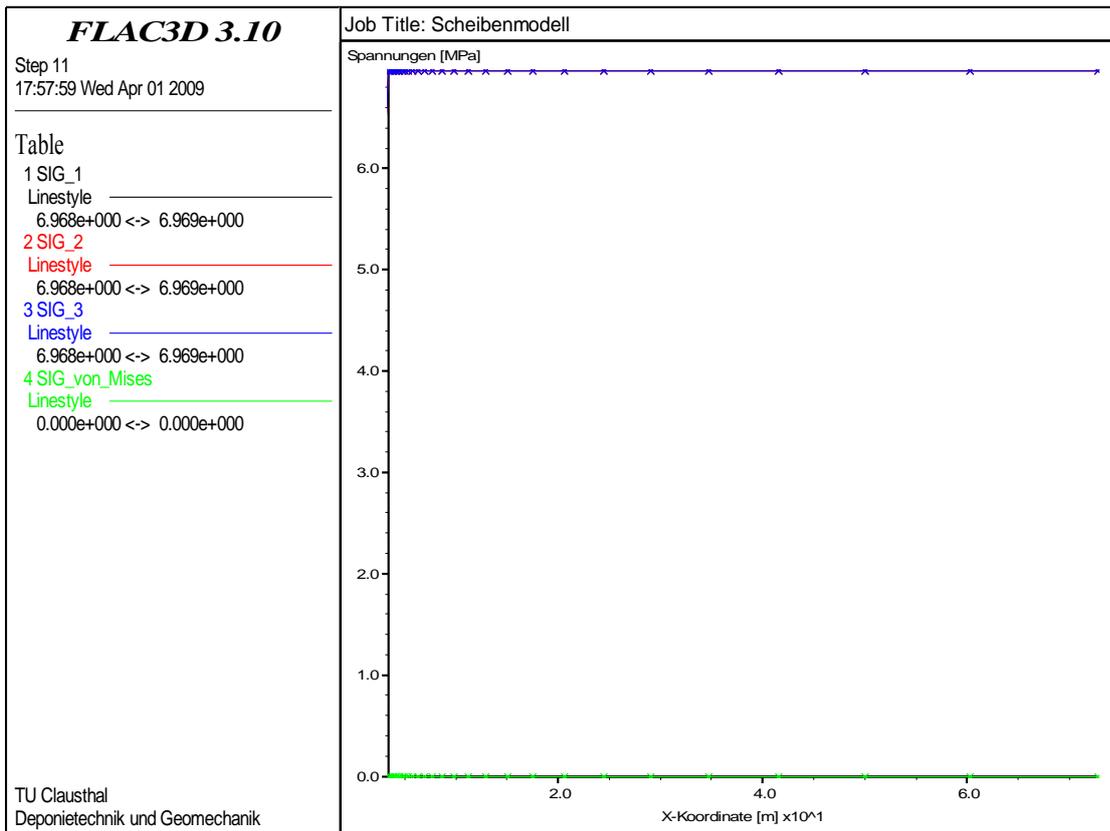


Abb. 1.3: Hauptspannung vor Ausbruch (Primärspannungszustand) bei $z = -291$ m

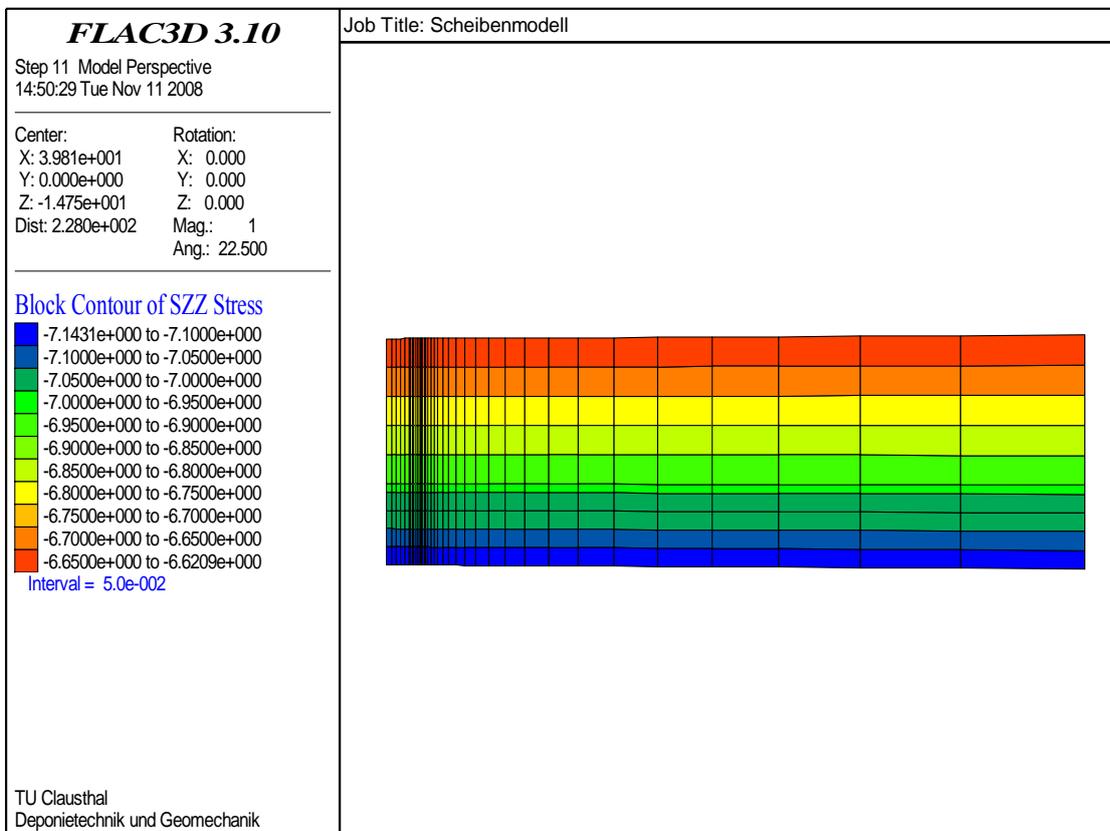


Abb. 1.4: Flächenplot der vertikalen Gebirgsspannungen im Primärspannungszustand

Berechnung des elastischen Sekundärspannungszustandes nach Ausbruch des Schachtes zum Zeitpunkt $t = 0$ Jahre

Abb. 1.5 zeigt die Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 sowie die Vergleichsspannung $\sigma_{vonMises}$ nach dem elastischen Ausbruch (elastischer Sekundärspannungszustand) zum Zeitpunkt $t = 0$ a in einem Horizontalschnitt bei $z = -291$ m Teufe. Der Schnitt erstreckt sich in horizontaler Richtung von der Schachtkontur bei $x = 3,25$ m bis zum äußeren Modellrand bei $x = 80,0$ m.

Zur Verifikation der Berechnungsergebnisse vergleichend aufgetragen sind für diesen Schnitt in Abb. 1.6 die Ergebnisse der Hauptspannung σ_1 und σ_3 aus der numerischen Berechnung und einer analytischen Berechnung.

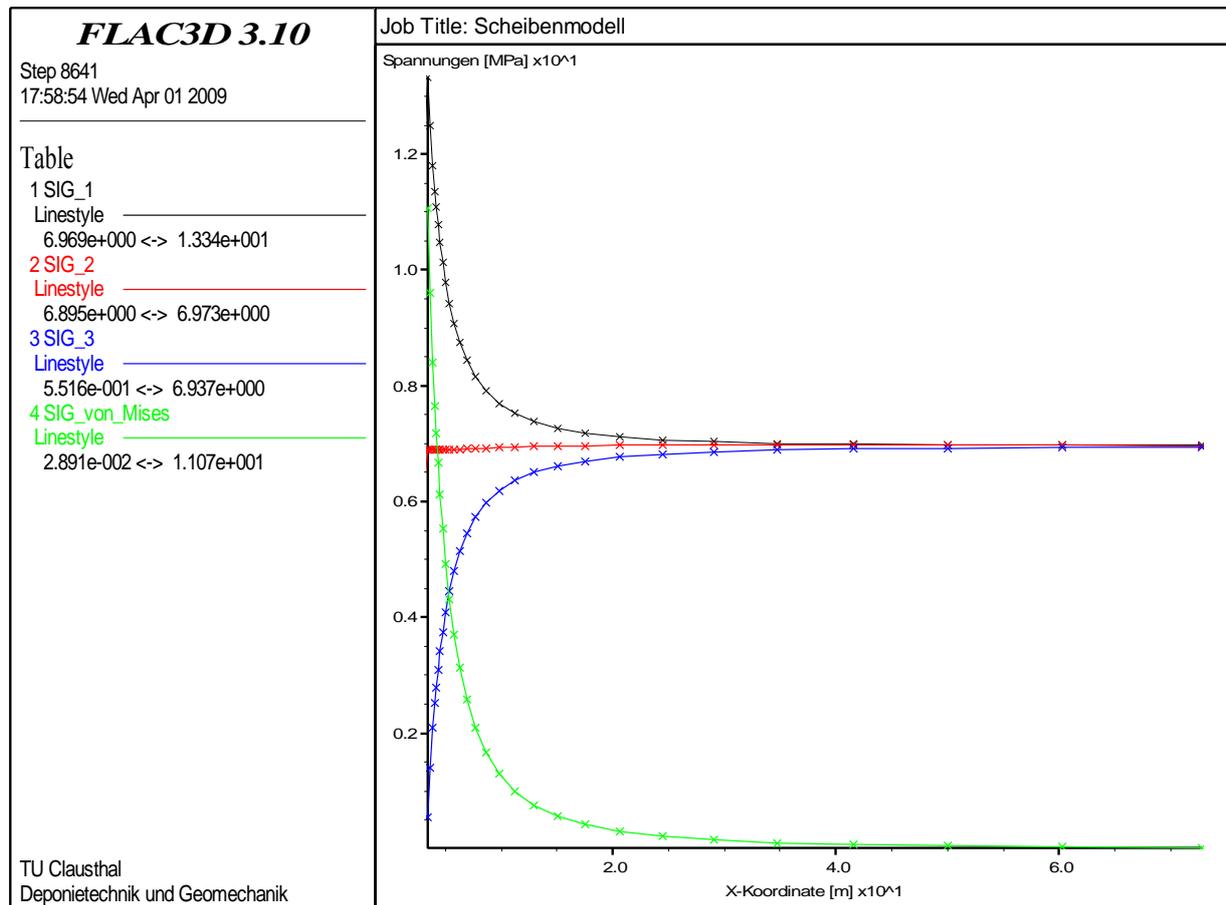


Abb. 1.5: Hauptspannungen nach elastischem Ausbruch ($t = 0$ a) im konturnahen Gebirgsbereich bei $z = -291$ m

Stellungnahme zum Prüfkompex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-6

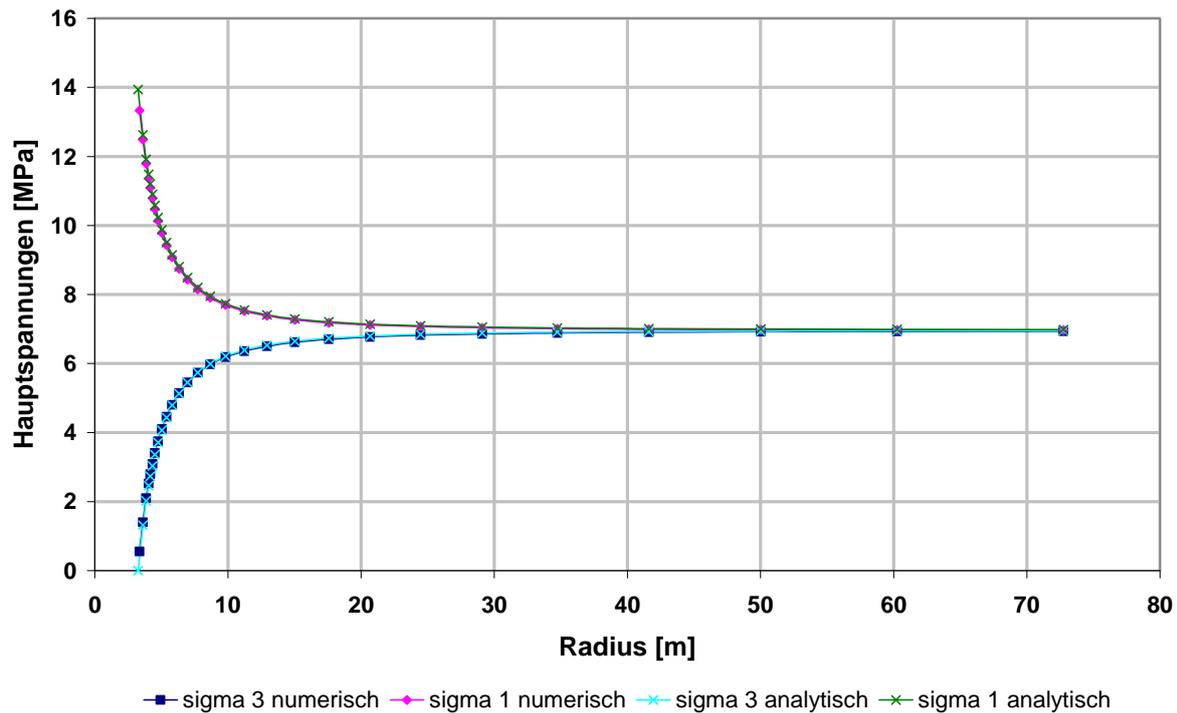


Abb. 1.6: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch berechneten Hauptspannungen σ_1 und σ_3 nach elastischem Ausbruch ($t = 0$ a) im Horizontalschnitt bei $z = -291$ m

Die Abbildungen 1.7 bis 1.10 dokumentieren in flächenhaften Darstellungen die Größe des Ausnutzungsgrades der Dilatanz- und Bruchfestigkeit nach *Mohr-Coulomb* zum Zeitpunkt nach dem elastischen Ausbruch, Abb. 1.7 und Abb. 1.8, und zum Zeitpunkt nach Einbringung des Ausbaus und elastischer Ausbalancierung ($t = 0$ a), Abb. 1.9 und Abb. 1.10. Eine Auswertung der Zahlenwerte zeigt eine gute Übereinstimmung der mit dem Detailmodell ermittelten Zustandsgrößen mit den in Kapitel 2.4 dokumentierten Berechnungsergebnissen. Während der Ausnutzungsgrad der Bruchfestigkeit η_{Bruch} Zahlenwerte kleiner 1 aufweist, zeigen die Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit im Konturbereich Zahlenwerte $\eta_s > 1$. Damit kommt es zu diesem Zeitpunkt zu einer Ausbildung dilatant verformter Gebirgsbereiche.

Rechnerische Simulation des Tragverhaltens des offenen Schachtes mit Ausbau (ohne Eigengewicht) bis $t = 100$ a

Nach linear-elastischer Berechnung des Sekundärspannungszustandes und nach rechnerischer Einbringung des Schachtausbaus ohne Eigengewicht wird das Tragverhaltens des offenen Schachtes mit Ausbau über einen Zeitraum von $t = 100$ a simuliert (\rightarrow Viskoses Stoffmodell

Stellungnahme zum Prüfkomplex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-7

für Steinsalz mit stationärem Kriechanteil und schädigungsinduziertem Kriechen (Stoffmodell *Hou/Lux*).

Abb. 1.11 und Abb. 1.12 zeigen die Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit zum Zeitpunkt $t = 100$ a. Deutlich zu erkennen ist, dass es zu einer Reduzierung der Ausnutzungsgrade gekommen ist. Die Zahlenwerte der Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit sind im gesamten Modellbereich mit $\eta_s < 1$ ausgewiesen, d.h. es findet keine weitere Ausweitung von dilatant verformten Gebirgsbereichen statt, Abb. 1.11.

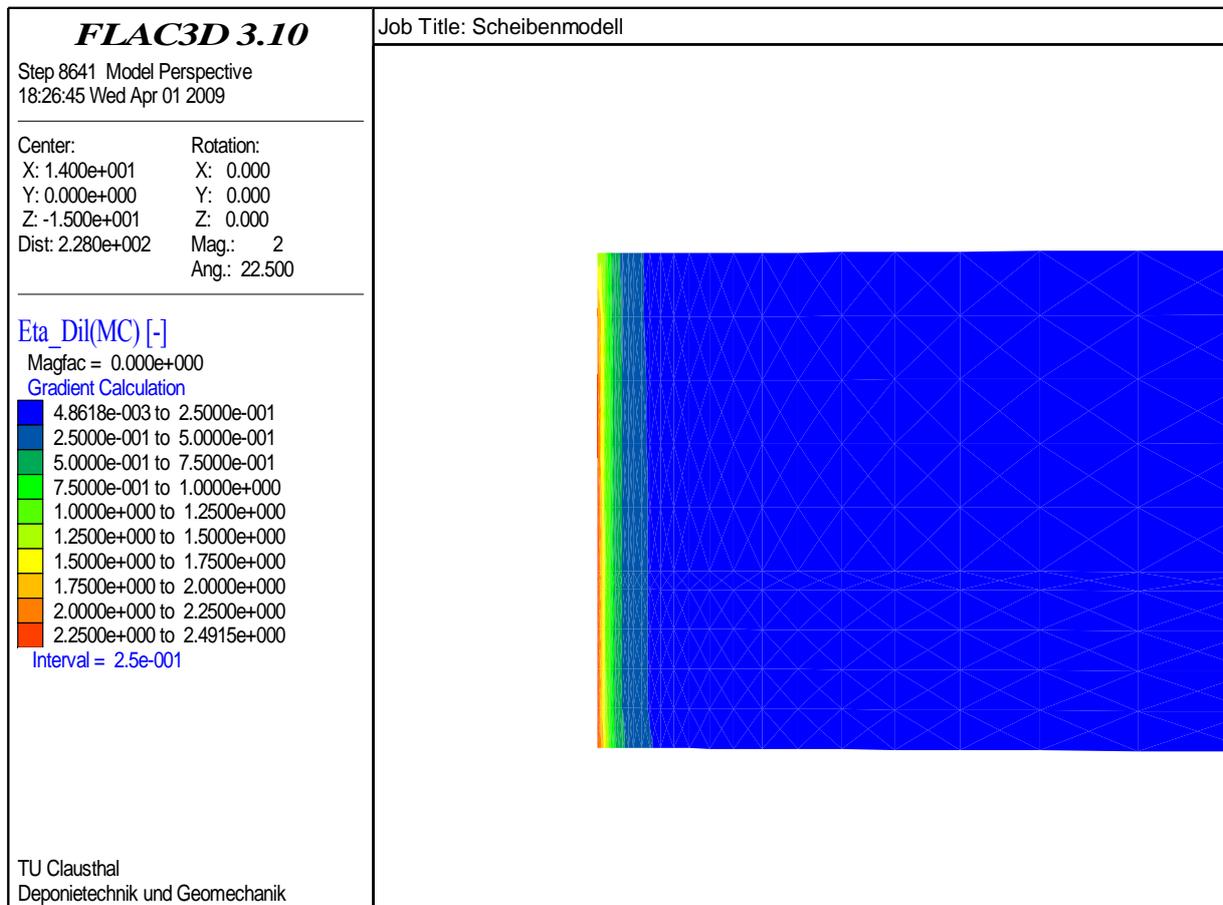


Abb. 1.7: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb zum Zeitpunkt des Ausbruchs ($t = 0$ a)

Stellungnahme zum Prüfkompex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-8

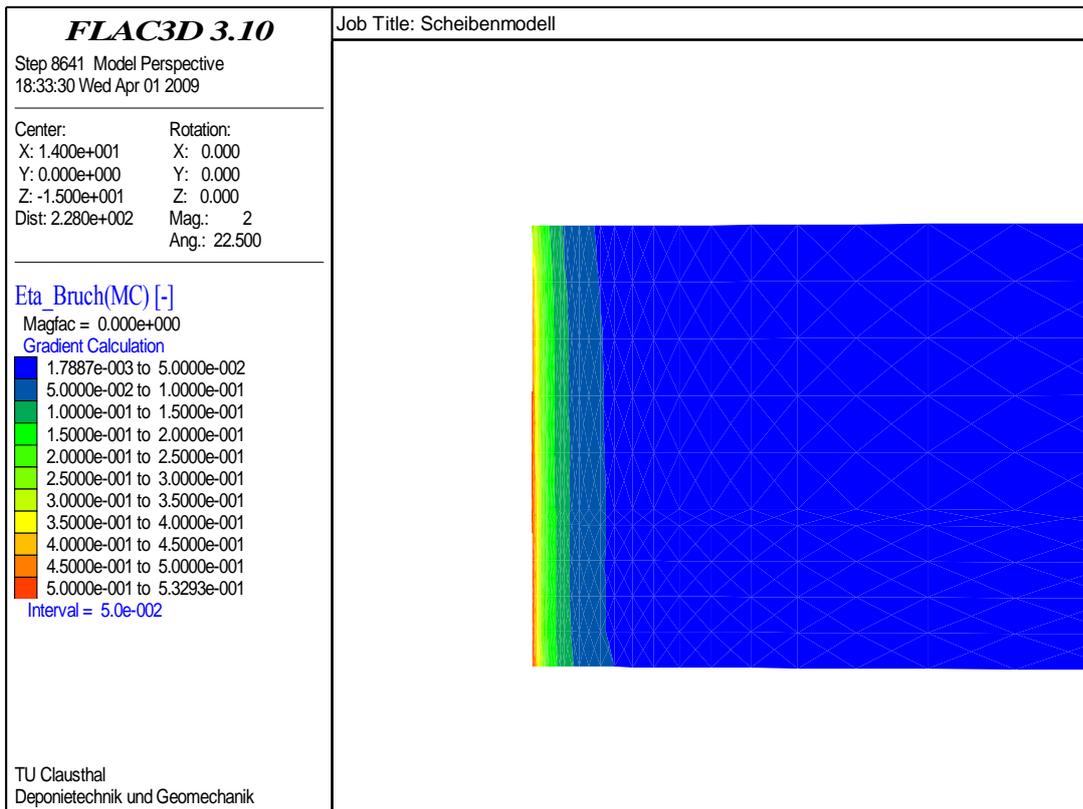


Abb. 1.8: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb zum Zeitpunkt des Ausbruchs ($t = 0 a$)

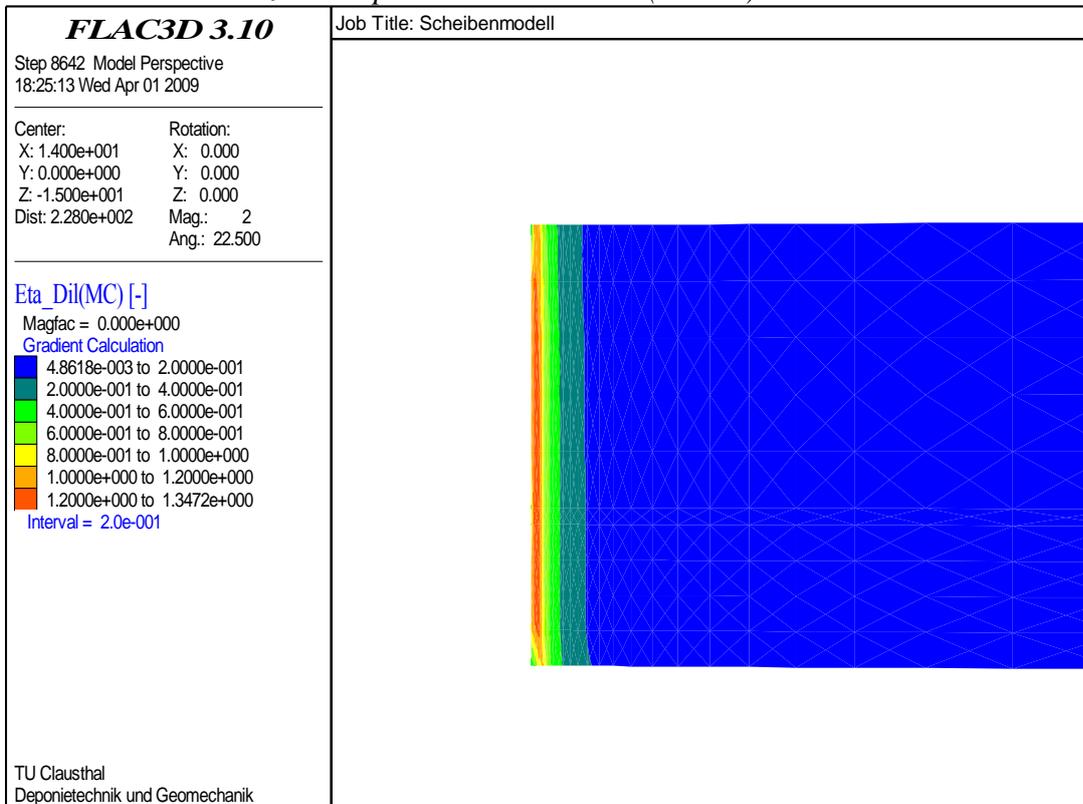


Abb. 1.9: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb nach Einbau des Ausbaus ($t = 0 a$)

Stellungnahme zum Prüfkompex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-9

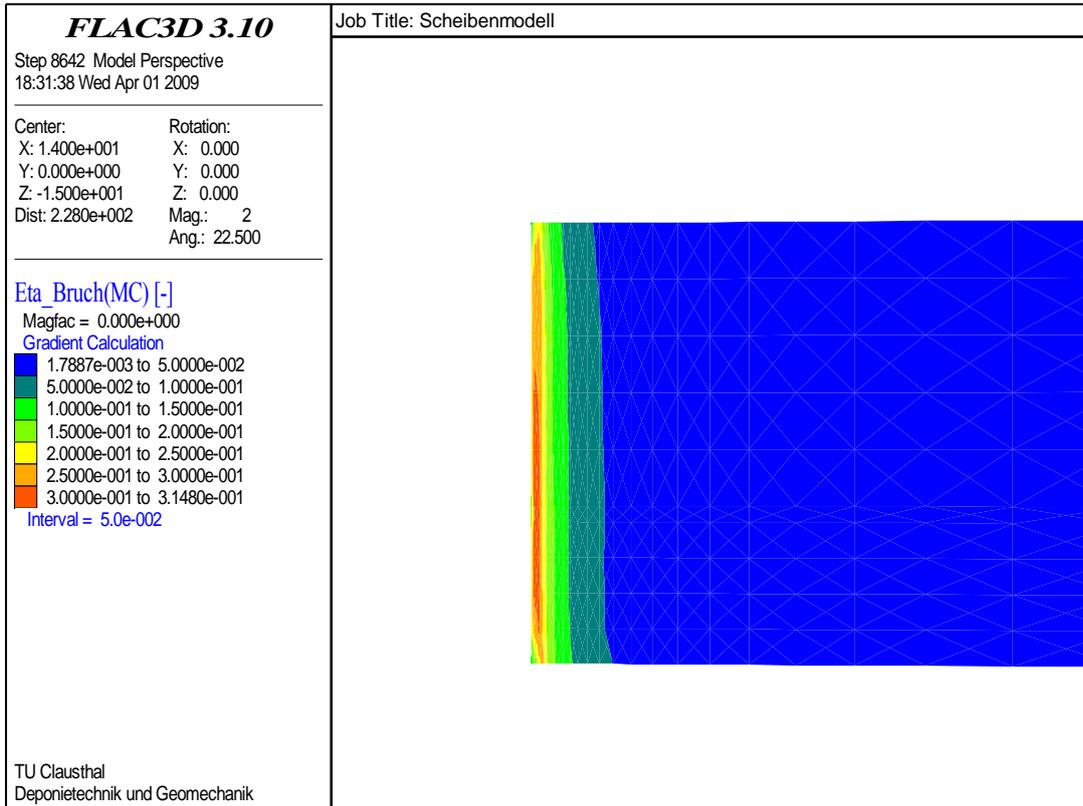


Abb. 1.10: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb nach Einbau des Ausbaus ($t = 0$ a)

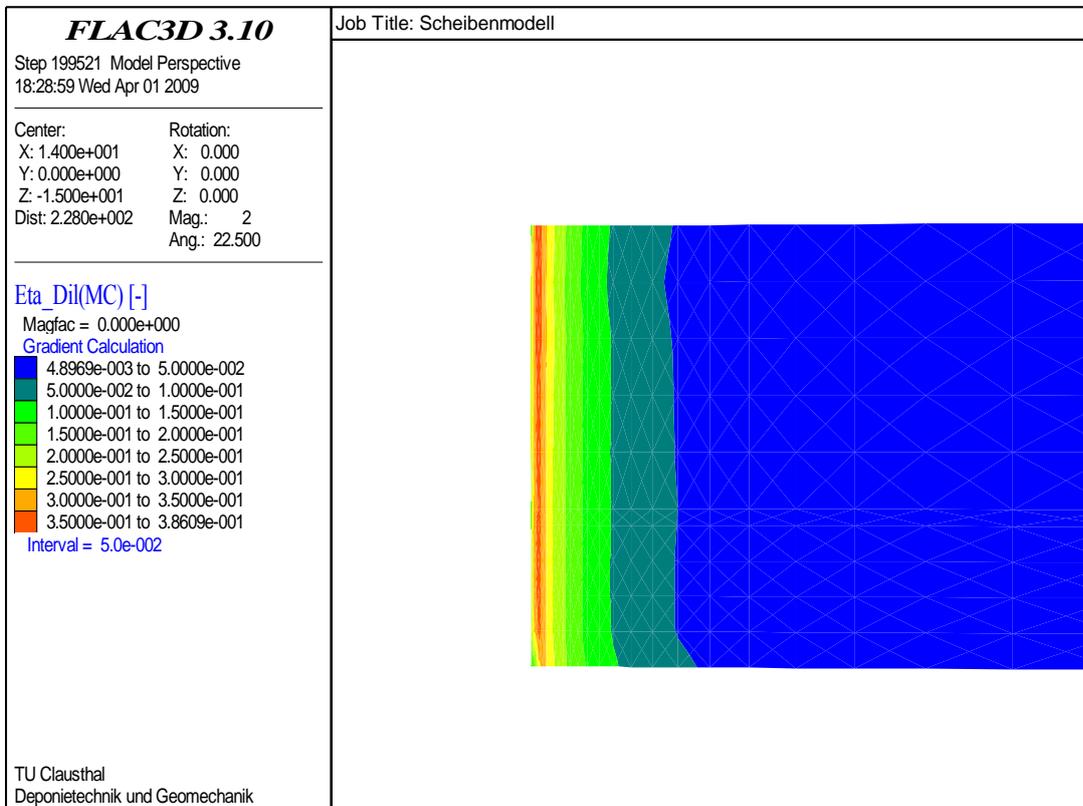


Abb. 1.11: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Dilatanzfestigkeit nach Mohr-Coulomb 100 Jahre nach Ausbruch ($t = 100$ a)

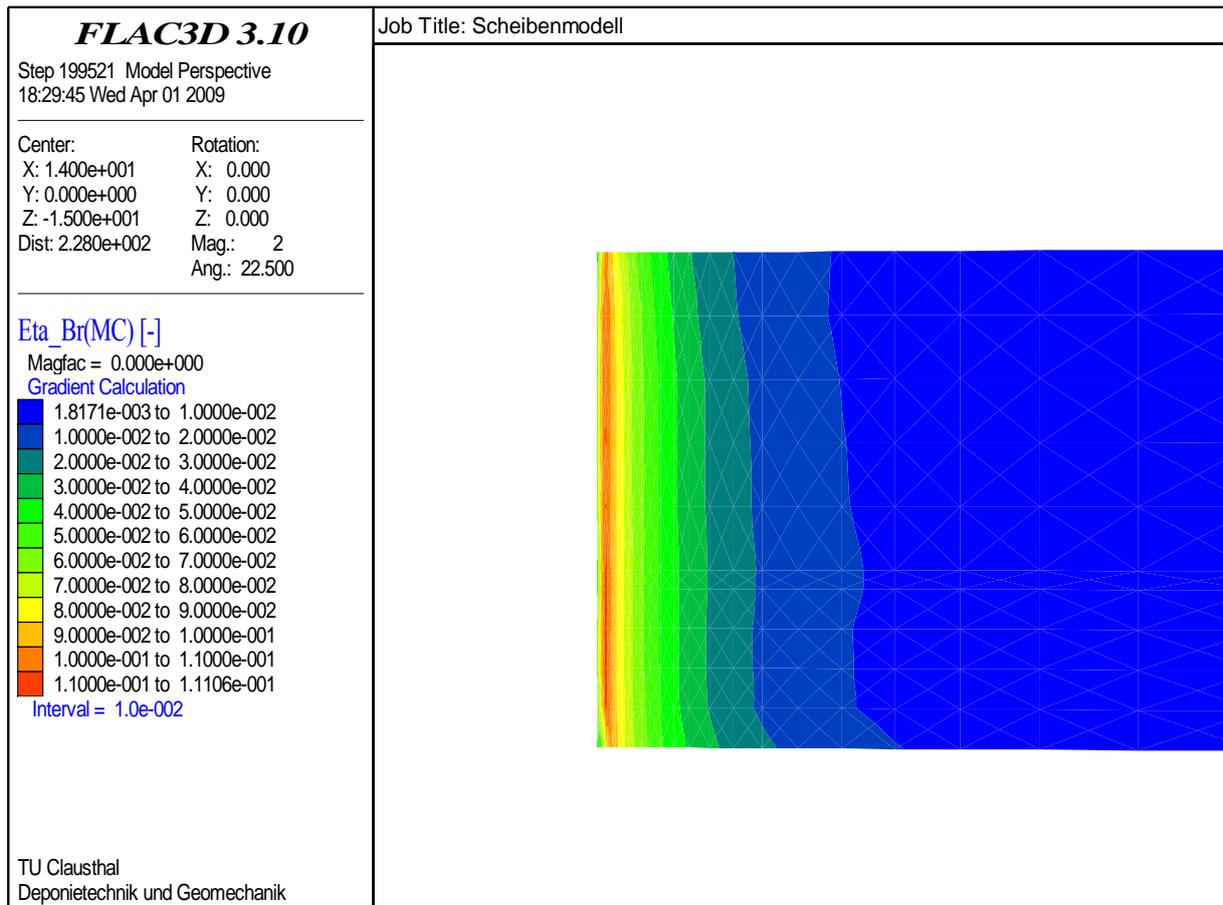


Abb. 1.12: Flächenplot des Ausnutzungsgrades der Bruchfestigkeit nach Mohr-Coulomb 100 Jahre nach Ausbruch ($t = 100$ a)

Die Abb. 1.13 und Abb. 1.14 zeigen die Ausnutzungsgrade der Dilatanz- und Bruchfestigkeit zu den Zeitpunkten $t = 0$ a, $t = 1$ a und $t = 100$ a im Horizontalschnitt bei $z = -291$ m.

Die für die Berechnungsmodelle Schachtverschlusssystem Bartensleben und Schachtverschlusssystem Marie getroffenen Aussagen einer zeitabhängigen Abnahme der Ausnutzungsgrade wird in beiden Schnitten bestätigt.

Abb. 1.15 stellt die Dilatanz im Horizontalschnitt bei $z = -291$ m dar. Der Auftragung der Zahlenwerte ist zu entnehmen, dass im Wesentlichen die beiden ersten Zonen mit einer Breite von jeweils $d = 0,25$ m dilatant verformt sind. Der Zahlenwert der dritten Konturzone ($d = 0,25$ m) ist gegenüber den Zahlenwerten der ersten beiden Zonen um mehrere Zehnerpotenzen kleiner.

Für eine teufenabhängige Beurteilung der Dilatanz zum Zeitpunkt $t = 100$ a wird ein Vertikalschnitt durch die unmittelbar an der Schachtkontur liegenden Steinsalzelemente herangezogen, Abb. 1.16. Der Schnitt beginnt am unteren Modellrand in $z = -300,0$ m Teufe und erstreckt sich bis zum oberen Modellrand in $z = -273,5$ m Teufe. Deutlich zu erkennen ist in Abb. 1.16 eine teufenabhängige Zunahme der Zahlenwerte.

Stellungnahme zum Prüfkomplex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-11

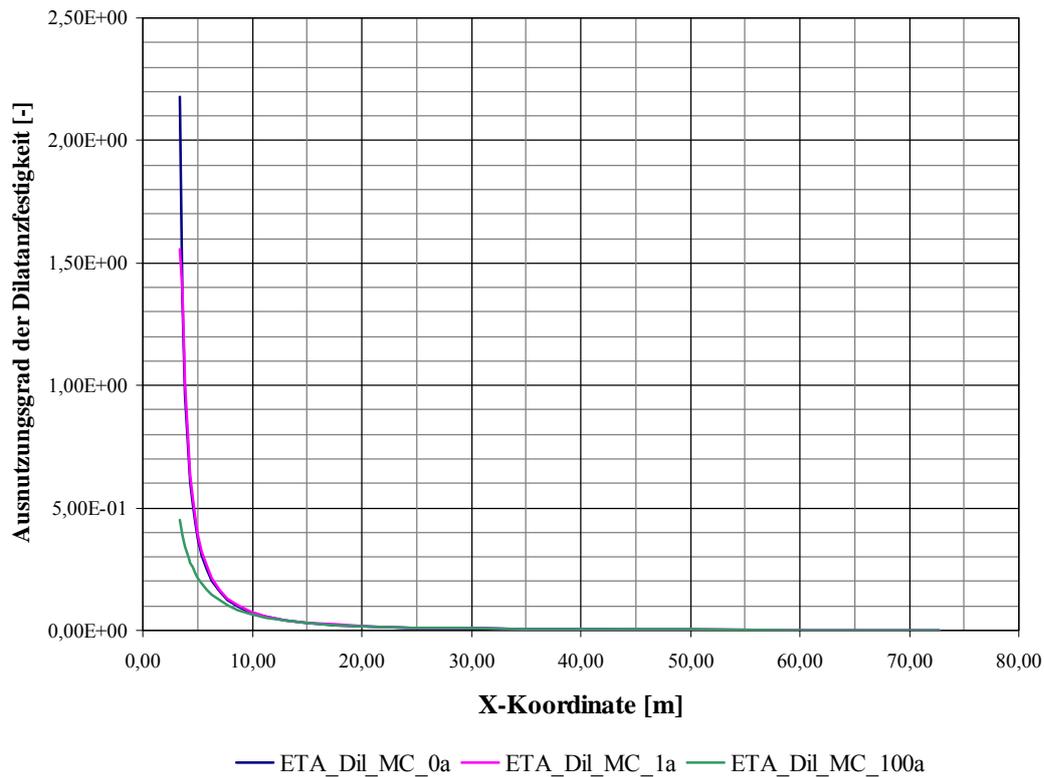


Abb. 1.13: Darstellung der Ausnutzungsgrade der Dilatanzfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z=-291$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

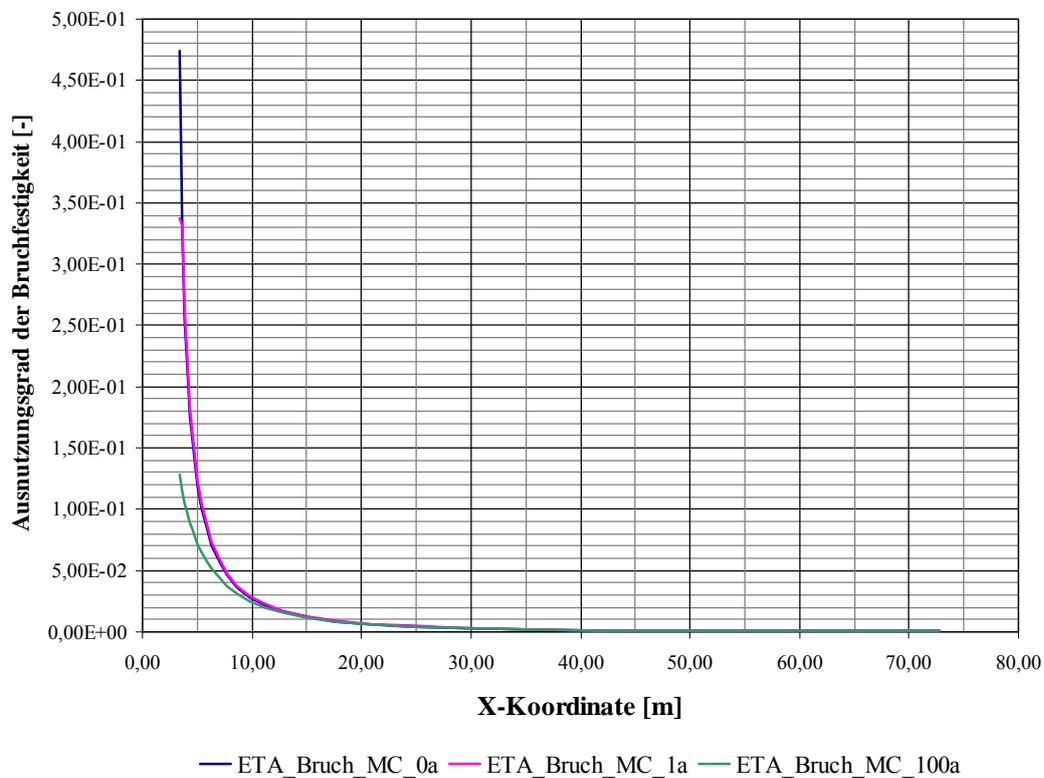


Abb. 1.14: Darstellung der Ausnutzungsgrade der Bruchfestigkeit im Horizontalschnitt bei $z=-291$ m zu unterschiedlichen Zeitpunkten

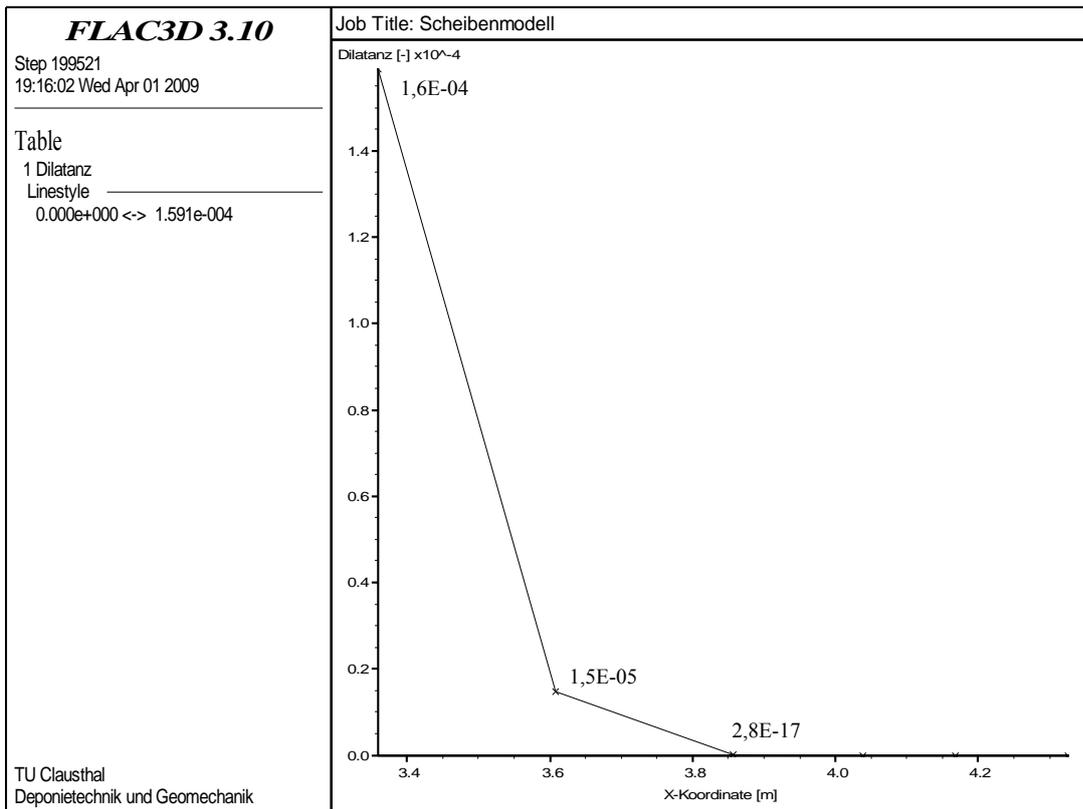


Abb. 1.15: Darstellung der Dilatanz im Horizontalschnitt bei $z=-291$ m zum Zeitpunkt $t = 100$ a

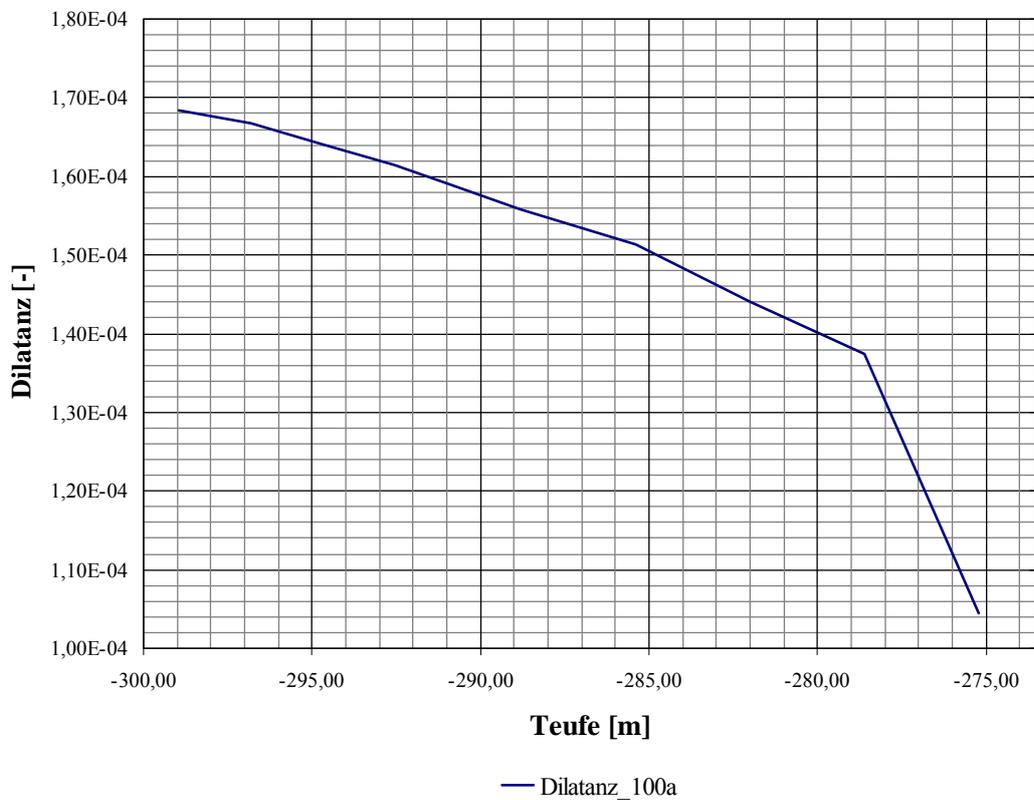


Abb. 1.16: Darstellung der Dilatanz im Vertikalschnitt zwischen $z=-273,5$ m und $z=-300,0$ m zum Zeitpunkt $t = 100$ a

Ausbruch des Ausbaus (a = 0,625 m) und Nachschnitt der Salzkontur (b = 0,75 m) nach t = 100 Jahren und anschließende rechnerische Simulation des offenen Schachtbereichs bis t = 101 Jahre

Die Abb. 1.17 und Abb. 1.18 zeigen die Berechnungsergebnisse der Dilatanz nach elastischem Ausbruch des Schachtausbaus sowie der Auflockerungszone mit anschließender rechnerischer Simulation zum Zeitpunkt t = 101 a.

In Abb. 1.17 ist die Dilatanz im Horizontalschnitt bei z = -291 m aufgetragen. Zu erkennen ist, dass es im Wesentlichen in den ersten drei Zonen zu einer dilatanten Verformung gekommen ist. Die Breite dieser drei Gebirgszonen beträgt zusammen $c_{1-3} = 0,43$ m.

Der Vertikalschnitt in Abb. 1.18 zeigt die Zahlenwerte der Dilatanz im Teufenbereich von z = -273,5 m bis z = -300,0 m. Zu erkennen ist eine teufenabhängige Zunahme der Dilatanz.

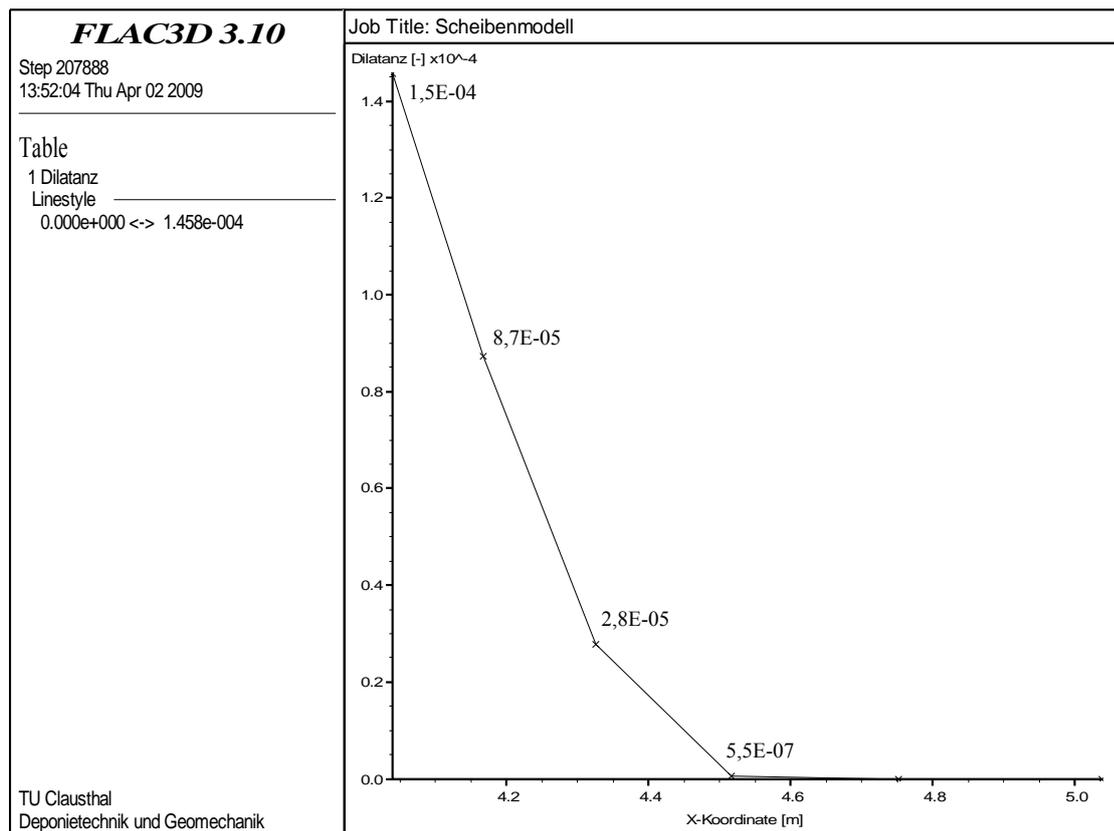


Abb. 1.17: Darstellung der Dilatanz im Horizontalschnitt bei z=-291 m zum Zeitpunkt t = 101 a

Stellungnahme zum Prüfkompex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-14

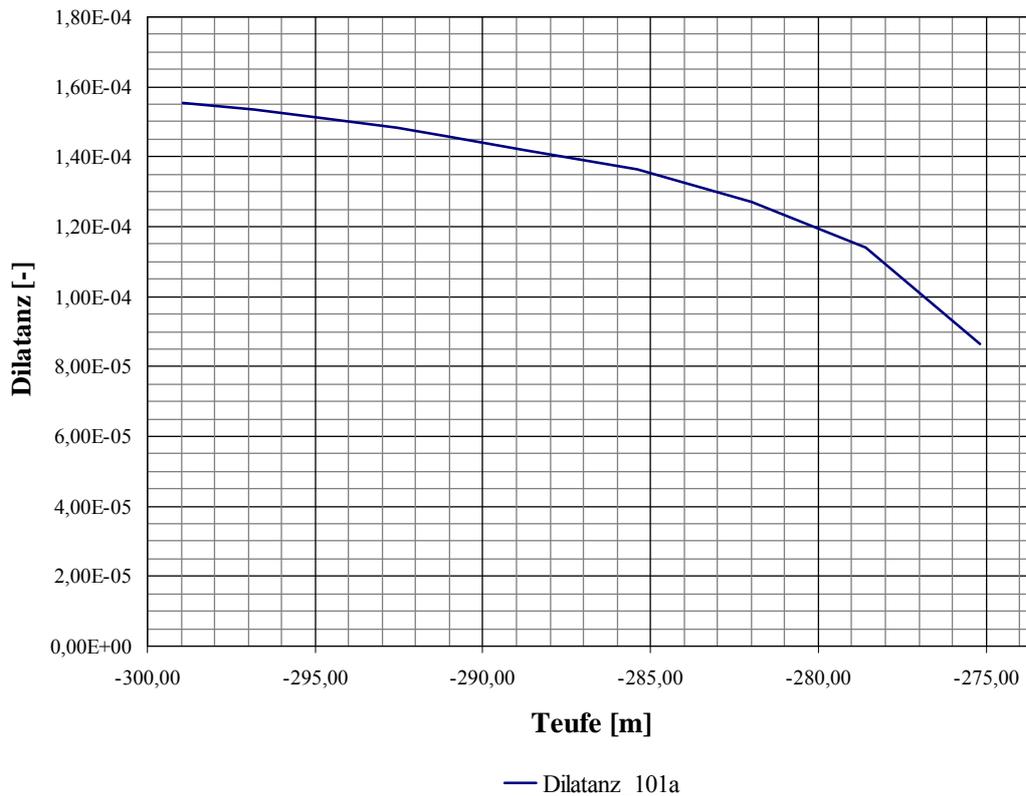


Abb. 1.18: Darstellung der Dilatanz im Vertikalschnitt zwischen $z=-273,5$ m und $z=-300,0$ m zum Zeitpunkt $t = 101$ a

Verfüllung des offenen Schachtbereichs zum Zeitpunkt $t = 101$ Jahre und instantane Beaufschlagung eines Fluiddruckes an der Unterseite des Berechnungsmodells bei $z = -300,0$ m

Für die rechnerische Simulation des Flutungsszenarios wird zunächst der für $t = 101$ a rechnerisch ermittelte Beanspruchungszustand übernommen und nachfolgend der Einbau des Schachtverschlussystems sowie eine instantane Fluiddruckbeaufschlagung am unteren Modellrand simuliert. Die Größe des aufgebracht Fluiddruckes p_{fl} am unteren Modellrand berechnet sich entsprechend den Ausführungen in Kapitel 2.4 zu $p_{fl} = 6$ MPa an der Unterkante des Dichtelementes DE3 bei $z = -366,24$ m. Aufgrund der unterschiedlichen Teufenlage verringert sich der angesetzte Druck bei $z = -300,0$ m um die Wichte des Fluids. Mit einer konservativ angesetzten Dichte von $\rho = 1200$ kg/m³ der IP-21 Lösung errechnet sich ein Fluiddruck am unteren Modellrand von

$$p_{fl} = 5,205 \text{ MPa}$$
$$(\text{= } 6 \text{ MPa} - (366,24 \text{ m} - 300,0 \text{ m}) \cdot 1200 \text{ kg/m}^3 \cdot 10 \text{ N/kg} \cdot \text{MPa}/1000000 \text{ N/m}^2).$$

Der vertikal auf die Modellunterseite wirkende Fluiddruck wird entsprechend Berechnungsvariante (1) mit gleicher Kraftwirkung wie der vertikale Fluiddruck in die radiale Richtung umgesetzt. Der teufenbezogene Fluiddruck reduziert sich gemäß der Wichte des Bitumens

Anlage A-15

von $\gamma = 10 \text{ kN} / \text{m}^3$ ($\Rightarrow 0,01 \text{ MPa/m}$) zwischen Modellunterkante- und Modelloberkante. Vorstehende Annahme wird rechnerisch wie in Berechnungsvariante (1) durch die Vorgabe eines mechanischen Radialdruckes auf die Salzkontur im Berechnungsmodell realisiert. Die mechanischen Eigenschaften der Verschlussmaterialien werden elastisch mit dem *Hook'schen* Stoffmodell angesetzt.

Abb. 1.19 zeigt in flächenhafter Auftragung die Porendruckverteilung und Abb. 1.20 die Hauptspannungen, Effektivspannungen und Radialspannungen im Vertikalschnitt zwischen $z = -273,5 \text{ m}$ und $z = -300,0 \text{ m}$ zum Zeitpunkt $t = 102 \text{ a}$. Deutlich zu erkennen ist eine gute Übereinstimmung der Radialspannung in der jeweils ersten Konturzone mit dem aufgebracht mechanischen Radialdruck ($\sigma_x \approx 5 \text{ MPa}$). Abb. 1.21 zeigt die Spannungen im gleichen Horizontalschnitt nach $t = 250 \text{ a}$. Zu diesem Zeitpunkt ist bereits eine vollständige Aufsättigung aller Konturzonen erfolgt.

Die Abb. 1.22 und Abb. 1.23 zeigen die Dilatanz im Horizontal- und Vertikalschnitt zu den Zeitpunkten $t = 102 \text{ a}$ und $t = 250 \text{ a}$. Im Vertikalschnitt sind die Zahlenwerte der Dilatanz in den Konturzonen (Breite $c_1 = 0,116 \text{ m}$) dargestellt. Zu erkennen ist in Abb. 1.22, dass es nach $t = 102 \text{ a}$ zu keinem weiteren Anstieg der Dilatanz kommt.

In den Abb. 1.24 und 1.25 ist die Sekundärpermeabilität im Horizontal- und Vertikalschnitt zu den Zeitpunkten $t = 102 \text{ a}$ und $t = 250 \text{ a}$. Abb. 1.25 aufgetragen. Daraus ist zu entnehmen, dass die für den ungestörten Salinarbereich angegebene Permeabilität von $K = 1,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ im Konturbereich angestiegen ist und im Bereich des unteren Modellrandes bei $z = -300,0 \text{ m}$ einen Maximalwert von $K = 1,0 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ erreicht.

Stellungnahme zum Prüfkomplex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-16

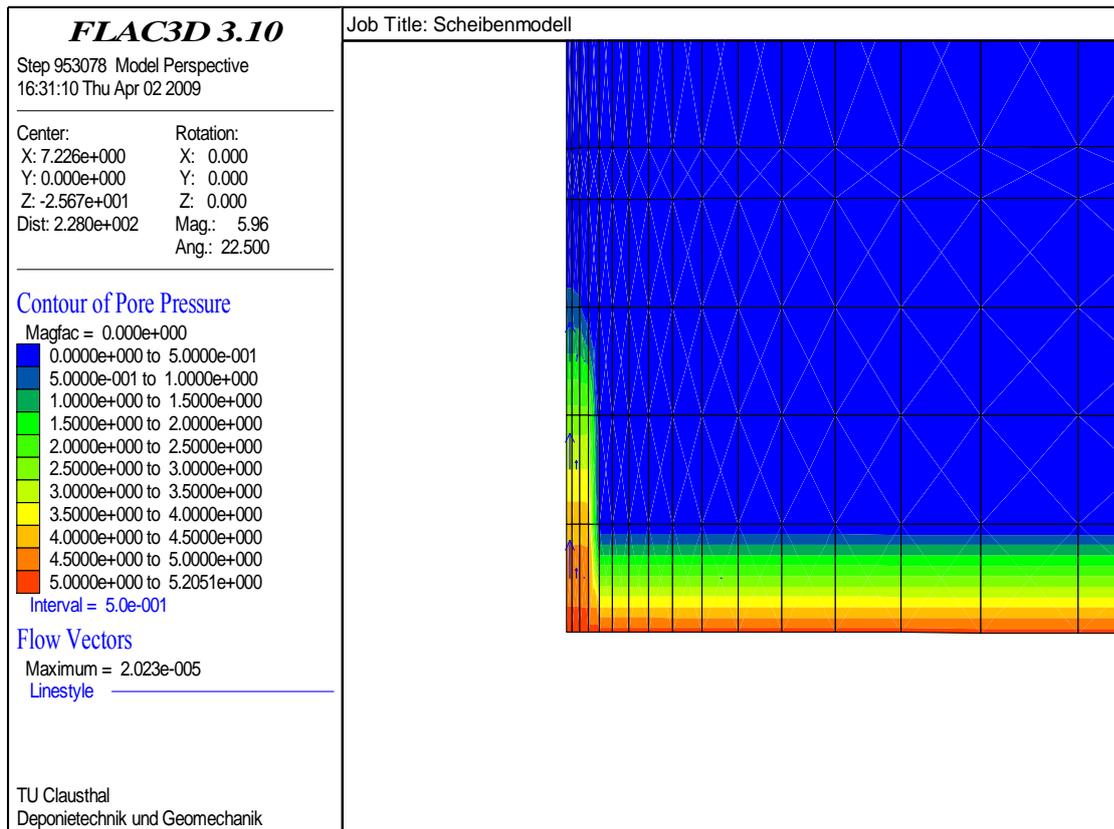


Abb. 1.19: Porendruckverteilung zum Zeitpunkt $t = 102 a$

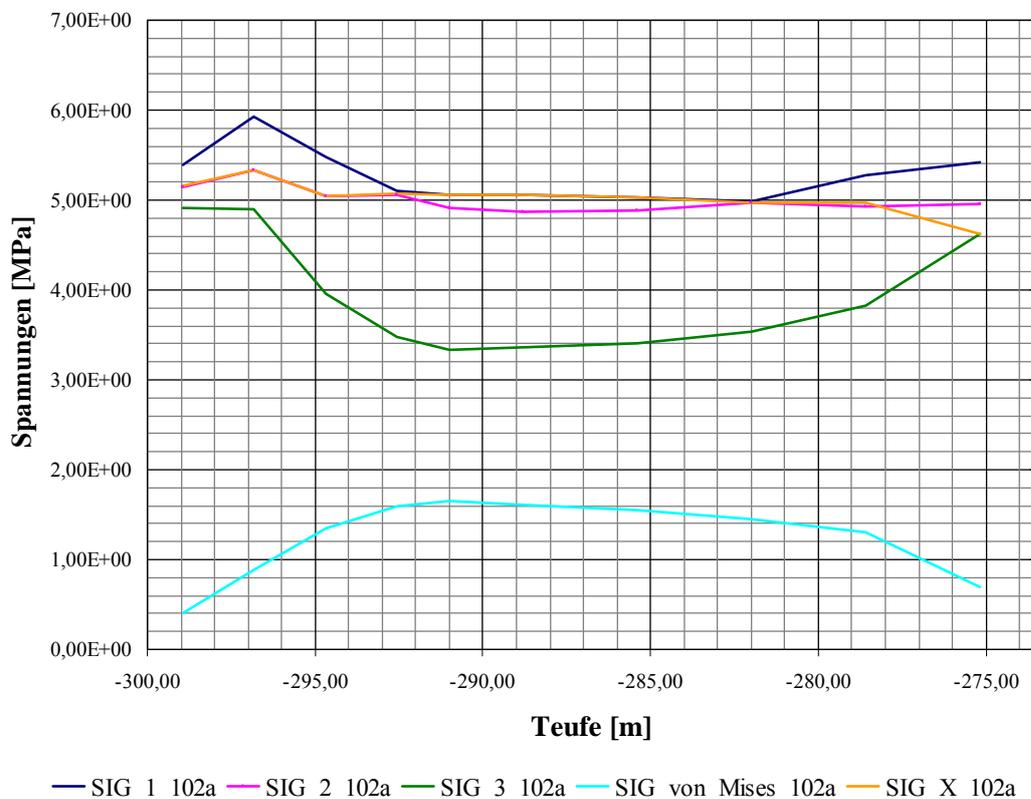


Abb. 1.20. Hauptspannungen, Effektivspannungen und Radialspannungen zum Zeitpunkt $t = 102 a$ im Vertikalschnitt von $z = -273,5 m$ bis $z = -300,0 m$

Stellungnahme zum Prüfkomplex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-17

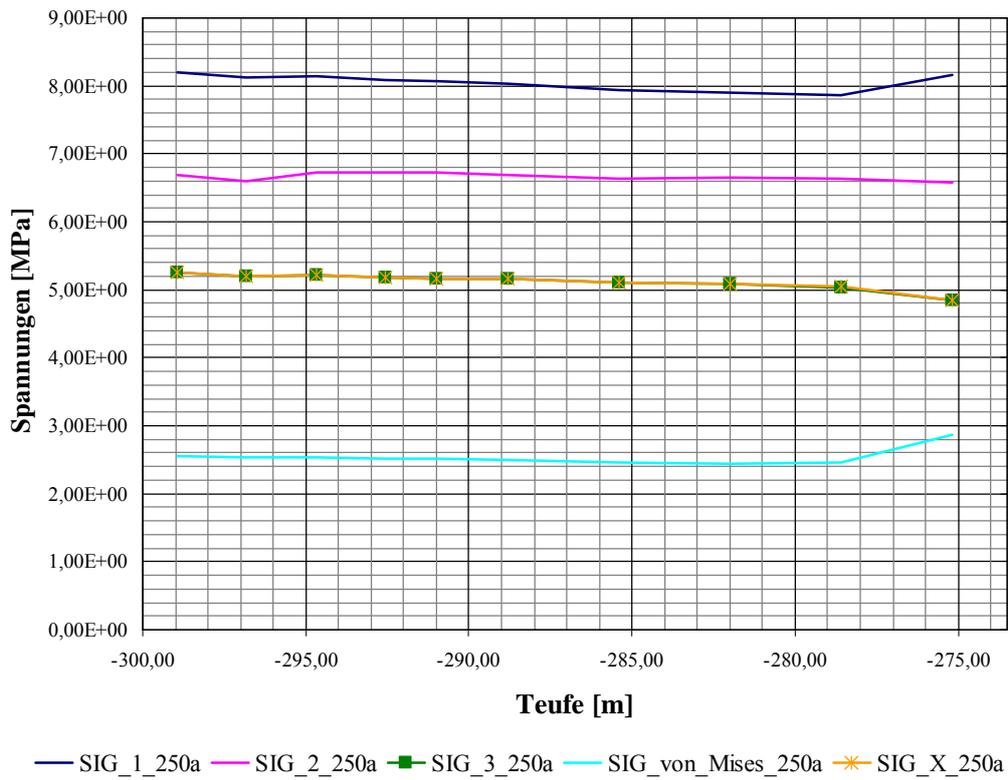


Abb. 1.21. Hauptspannungen, Effektivspannungen und Radialspannungen zum Zeitpunkt $t = 250 a$ im Vertikalschnitt von $z = -273,5 m$ bis $z = -300,0 m$

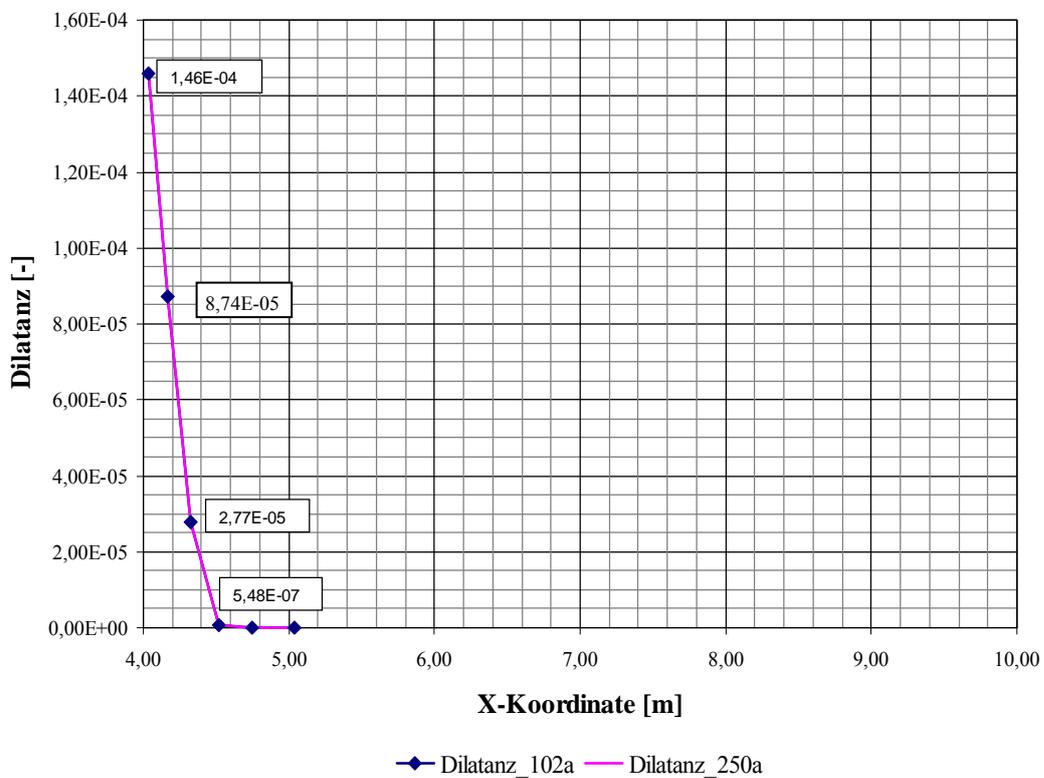


Abb. 1.22: Dilatanz zu den Zeitpunkten $t = 102 a$ und $t = 250 a$ im Horizontalschnitt bei $z = -291 m$

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-18

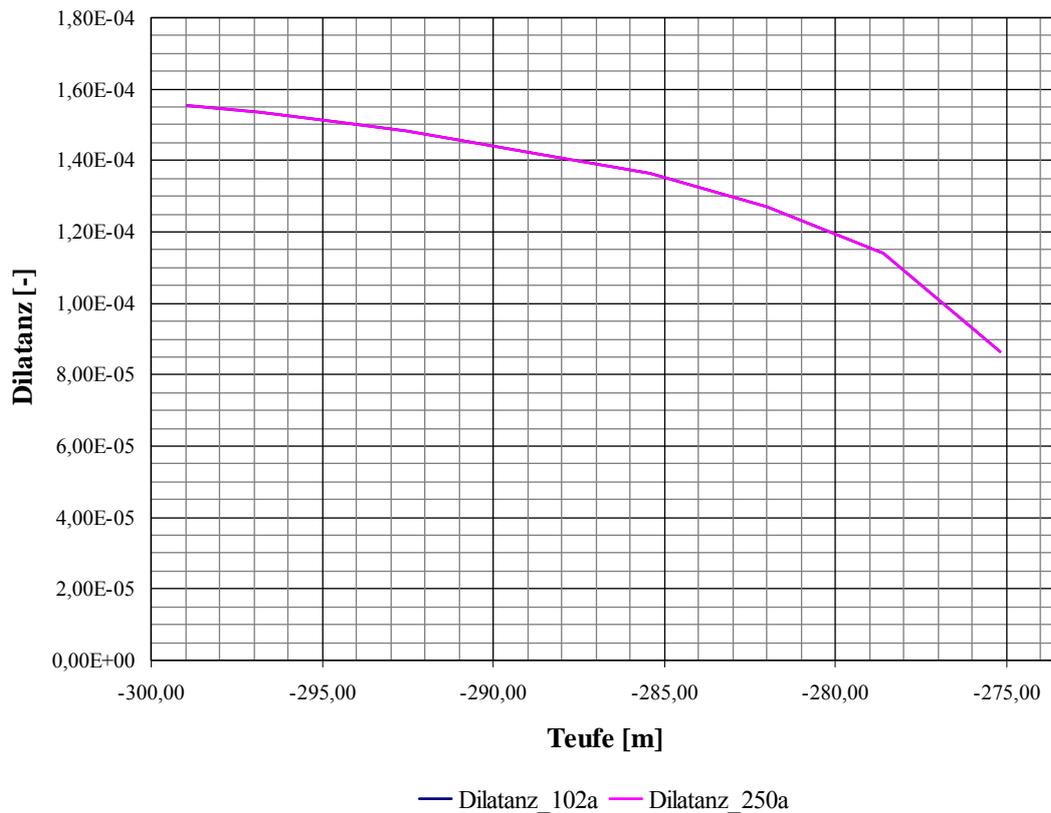


Abb. 1.23: Dilatanz zu den Zeitpunkten $t = 102 a$ und $t = 250 a$ im Vertikalschnitt von $z = -273,5 m$ bis $z = -300,0 m$

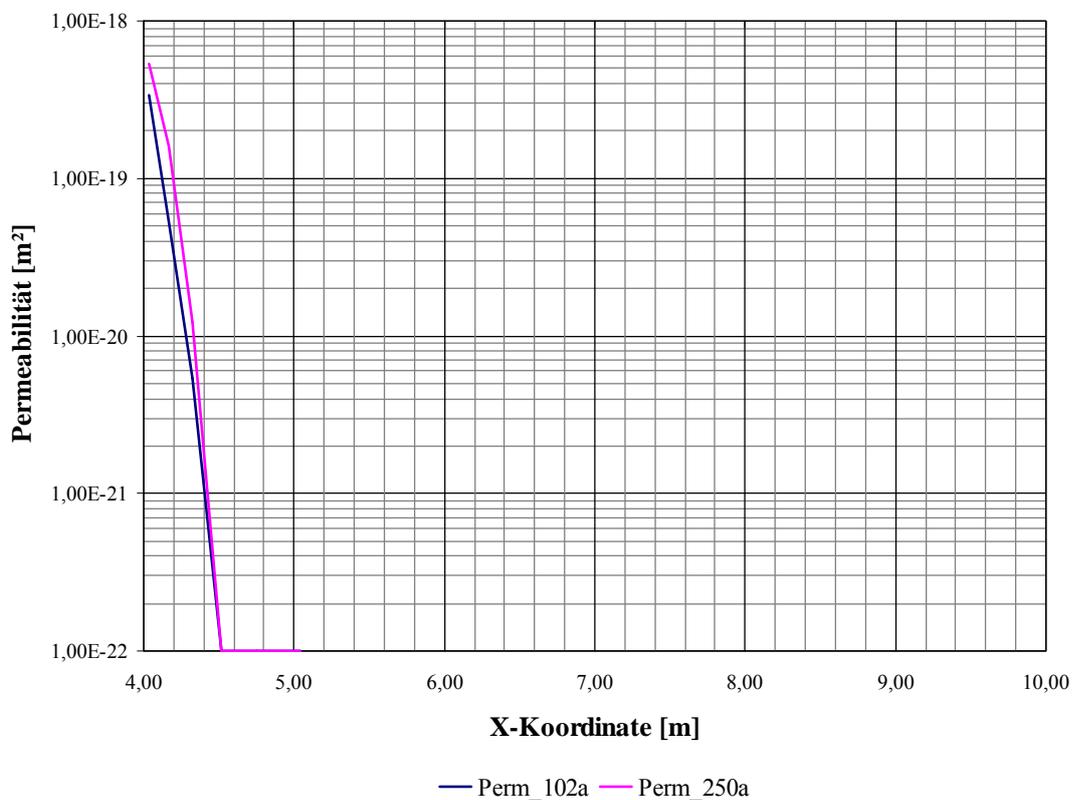


Abb. 1.24: Permeabilität zu den Zeitpunkten $t = 102 a$ und $t = 250 a$ im Horizontalschnitt bei $z = -291 m$

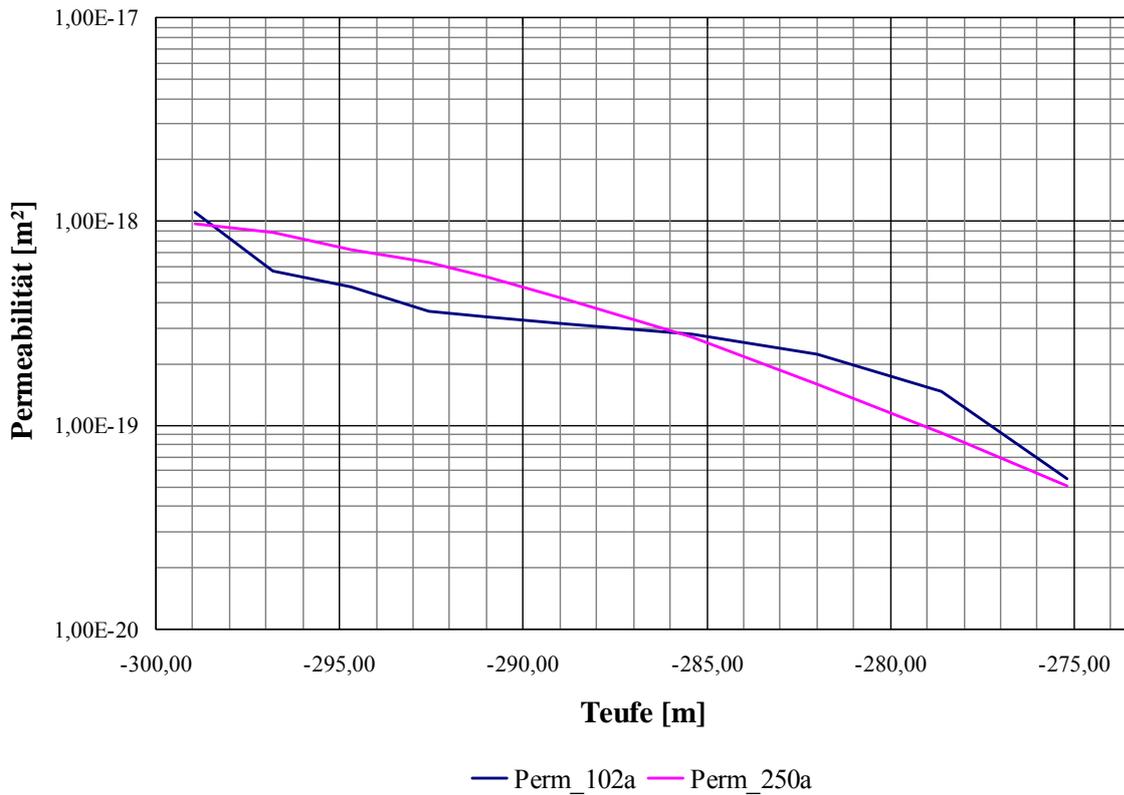


Abb. 1.25: Permeabilität zu den Zeitpunkten $t = 102 a$ und $t = 250 a$ im Vertikalschnitt von $z = -273,5 m$ bis $z = -300,0 m$

In Abb. 1.26 sind die für die Teufen $z = -300,0 m$ (unterer Modellrand) und $z = -273,5 m$ (oberer Modellrand) berechneten Durchflussraten in Abhängigkeit von der Zeit aufgetragen. Deutlich zu erkennen ist, dass ein stationärer Strömungszustand noch nicht erreicht ist. Die einströmende Fluidmenge beträgt zum Zeitpunkt $t = 370 a$ $\dot{V}_{z=-300} \approx 82,7 l/a$, die ausströmende Fluidmenge $\dot{V}_{z=-273,5} \approx 1,8 l/a$. Beide Zahlenwerte sind deutlich kleiner als der vom AS vorgegebene Grenzvolumenstrom von $\dot{V} = 2,0 m^3/a$. Abb. 1.26 ist zu entnehmen, dass der Aufsättigungsprozess erstmals zum Zeitpunkt $t = 205 a$ zu einem Fluidaustritt am Salzspiegel beim Teufenniveau von $z = -273,5 m$ führt.

Stellungnahme zum Prüfkompex:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage A-20

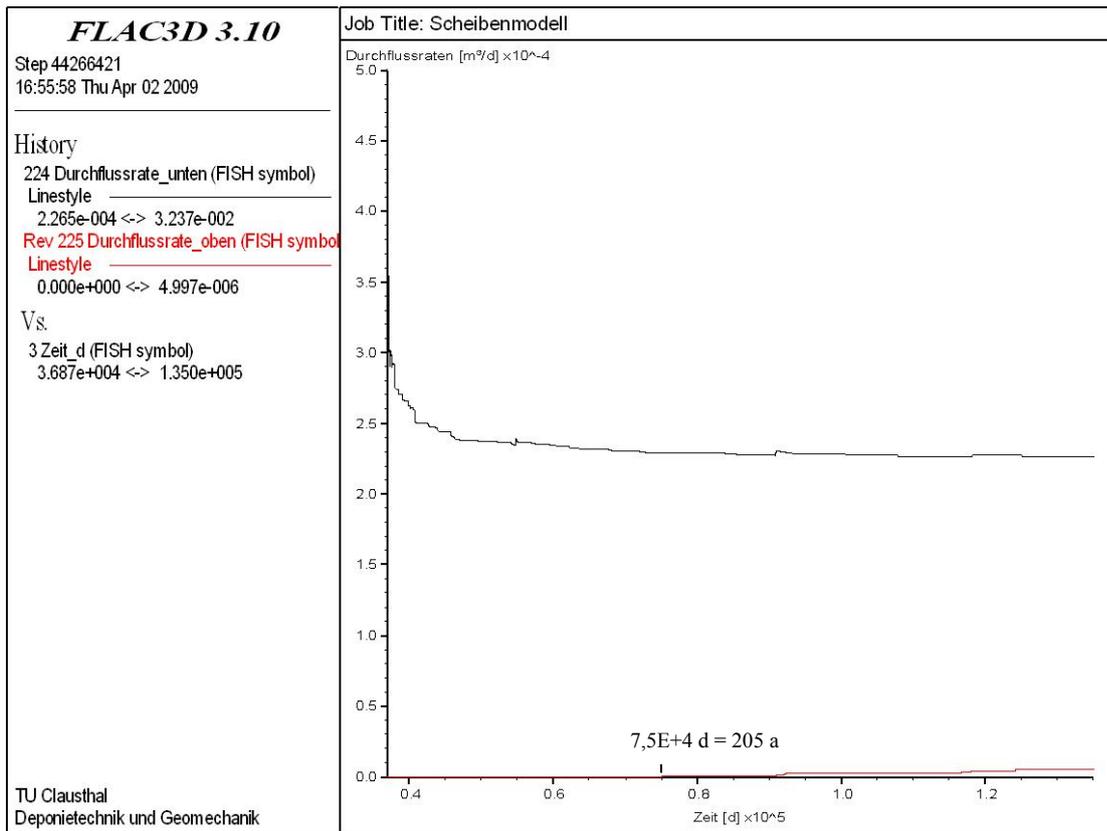


Abb. 1.26: Entwicklung der Durchflussraten am unteren und oberen Modellrand über die Zeit

7. Anlage B: Analytische Berechnung des Volumenstromes durch die dilatant verformten Gebirgsbereiche

Nachfolgend werden die numerisch berechneten Volumenströme der Berechnungsvariante (1) sowie des Detailmodells durch Anwendung einer analytischen Berechnung quantitativ überprüft. Der Volumenstrom durch die dilatant verformten Gebirgsbereiche kann nach *Darcy* wie folgt analytisch berechnet werden:

$$\dot{V}_g = \frac{k_f \cdot \pi \cdot (r_a^2 - r_i^2) \cdot H_F}{L}$$

mit:

k_f	hydraulische Leitfähigkeit (m/s)
r_i	Radius (x-Koordinate) zur inneren Stromröhrenseite (m)
r_a	Radius (x-Koordinate) zur äußeren Stromröhrenseite (m)
L	Länge des Strömungsweges (m)
H_F	Höhe der Flüssigkeitssäule, Druckhöhe (m)

Bei der Berechnungsvariante (1), Kapitel 2.5.2.2, erfolgt ein vertikaler Volumenstrom nur durch die erste Zonenreihe im Bereich des Dichtelementes DE3 zwischen $z = -366,24$ m und $z = -323,74$ m.

Für die analytische Kontrolle der Durchflussmenge werden die Konturzonen in vertikaler Richtung zwischen dem unteren und oberen Rand des Dichtelementes DE3 als Stromröhre angesetzt und der Durchfluss analytisch berechnet. Exemplarisch wird die Berechnung der Durchflussmenge für die Stromröhre zum Zeitpunkt $t = 5470$ a, d.h. 5369 Jahre nach Fluidruckbeaufschlagung, dargestellt.

Der Radius zur inneren Stromröhrenseite (schachtnah) beträgt für die Stromröhre $r_i = 4,00$ m und zur äußeren Stromröhrenseite (schachtentfernt) $r_a = 4,69$ m. Hieraus ergibt sich eine Zonenbreite (= Stromröhrenbreite) von $c = 69$ cm.

Die Länge des Strömungsweges L entspricht der Dichtelementlänge des Dichtelementes DE3 von $L = 42,5$ m.

Die hydraulische Druckhöhe H_F berechnet sich wie folgt:

$$H_F = \frac{P}{\rho_F \cdot g}$$

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage B-2

mit:

$$p \quad \text{Flüssigkeitsdruck, (MPa) } (1\text{MPa} = \frac{1000000 \text{ kg} \cdot \text{m}}{\text{s}^2 \cdot \text{m}^2})$$

$$\rho_F \quad \text{Flüssigkeitsdichte (kg/m}^3\text{)}$$

$$g \quad \text{Erdbeschleunigung, } g = 9,81 \text{ (m/s}^2\text{)}$$

$$H_F \quad \text{Höhe der Flüssigkeitssäule, Druckhöhe (m)}$$

Mit einem Flüssigkeitsdruck in $z = -366,24$ m Teufe von $p = 6 \text{ MPa}$ und der in Analogie zur Vorgehensweise des AS angenommenen Dichte der IP 21-Lösung von $\rho_F = 1292 \text{ kg/m}^3$ berechnet sich die hydraulische Druckhöhe zu:

$$H_F = \frac{6,0 \cdot 1000000}{1292 \cdot 9,81} \cdot \left[\frac{\text{kg} \cdot \text{m} \cdot \text{m}^3 \cdot \text{s}^2}{\text{s}^2 \cdot \text{m}^2 \cdot \text{kg} \cdot \text{m}} \right] = 473,39 \text{ m}$$

Die aus den numerischen Berechnungen resultierenden Permeabilitäten für die im Bereich des Dichtelementes DE3 diskretisierten neun Zonen sind in Tabelle 1.1 dargestellt. Auf Grundlage dieser Permeabilitäten werden die hydraulischen Leitfähigkeiten k_f der einzelnen Zonen wie folgt ermittelt:

$$k_f = k \cdot \frac{\rho_F \cdot g}{\eta_F}$$

mit:

$$k_f \quad \text{hydraulische Leitfähigkeit (m/s)}$$

$$k \quad \text{Permeabilität (m}^2\text{)}$$

$$\rho_F \quad \text{Flüssigkeitsdichte (kg/m}^3\text{)}$$

$$\eta_F \quad \text{dynamische Viskosität der Flüssigkeit (Pa} \cdot \text{s) bzw. (kg/m} \cdot \text{s}^2\text{)} \cdot \text{s}$$

Die dynamische Dichte der IP-21 Lösung wird in Analogie zur Vorgehensweise des AS mit $\eta_F = 5,6 \cdot 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ angesetzt.

Die hydraulische Leitfähigkeit für die erste Konturzone berechnet sich demnach wie folgt:

$$k_f = 1,17 \cdot 10^{-19} \cdot \frac{1292 \cdot 9,81}{5,6 \cdot 10^{-3}} \cdot \frac{\text{m}^2 \cdot \text{kg} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^2 \cdot \text{m}}{\text{m}^3 \cdot \text{s}^2 \cdot \text{kg} \cdot \text{s}} = 2,65 \cdot 10^{-13} \text{ m/s}$$

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage B-3

Zeitpunkt 101a+5d	1.Stromröhre		
Breite der Stromröhre [cm]	69		
	Permeabilität [m ²]	k _f -Wert [m/s]	Durchflusslänge ΔL [m]
1. Konturzone bei z=-366,24m	1,17E-19	2,65E-13	4,72
2. Konturzone	8,22E-20	1,86E-13	4,72
3. Konturzone	6,47E-20	1,46E-13	4,72
4. Konturzone	4,30E-20	9,73E-14	4,72
5. Konturzone	3,35E-20	7,58E-14	4,72
6. Konturzone	2,11E-20	4,78E-14	4,72
7. Konturzone	1,73E-20	3,91E-14	4,72
8. Konturzone	9,89E-21	2,24E-14	4,72
9. Konturzone bei z=-324,74m	9,69E-21	2,19E-14	4,72
Mittlerer k _f -Wert [m/s]	5,11E-14		
Volumenstrom [l/a]	0,34		

Tab. B.1 Berechnung des Gesamtvolumenstromes nach $t = 5470$ a für die Berechnungsvariante (1)

Die hydraulischen Leitfähigkeiten für die weiteren Konturzonen können Tab. 1.1 entnommen werden.

Der mittlere k_f -Wert der einzelnen Zonen wird mit nachfolgender Formel ermittelt:

$$k_{mv} = \frac{\sum d_i}{\sum \frac{d_i}{k_{f,i}}}$$

mit:

d_i Durchflusslänge der einzelnen Konturzonen (m)

$k_{f,i}$ hydraulische Leitfähigkeit der einzelnen Konturzonen (m/s)

Somit berechnet sich die mittlere hydraulische Leitfähigkeit zu:

$$k_{mv} = \frac{42,5}{\frac{4,72}{2,65 \cdot 10^{-13}} + \frac{4,72}{1,86 \cdot 10^{-13}} + \frac{4,72}{1,46 \cdot 10^{-13}} + \frac{4,72}{9,73 \cdot 10^{-14}} + \frac{4,72}{7,58 \cdot 10^{-14}} + \frac{4,72}{4,78 \cdot 10^{-14}} + \frac{4,72}{3,91 \cdot 10^{-14}} + \frac{4,72}{2,24 \cdot 10^{-14}} + \frac{4,72}{2,19 \cdot 10^{-14}}}$$

$$= 5,11 \cdot 10^{-14} \text{ m/s}$$

Daraus folgt die Berechnung des Volumenstromes:

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage B-4

$$\dot{V}_{5470a} = \frac{5,11 \cdot 10^{-14} \cdot \pi \cdot (4,69^2 - 4,0^2) \cdot 473,39}{42,5} \cdot \frac{m \cdot m^2 \cdot m}{s \cdot m} = 1,07 \cdot 10^{-11} \frac{m^3}{s}$$

$$\Rightarrow 1,07 \cdot 10^{-11} \cdot 1000 \cdot 60 \cdot 60 \cdot 24 \cdot 365 \cdot \frac{m^3 \cdot l \cdot s \cdot \min \cdot h \cdot d}{s \cdot m^3 \cdot \min \cdot h \cdot d \cdot a} = 0,34 \frac{l}{a}$$

Der berechnete Volumenstrom nach $t = 5470$ a von $\dot{V}_{g,gesamt,5470a} = 0,34$ l/a zeigt eine hinreichende zahlenmäßige Übereinstimmung mit dem numerisch berechneten Zahlenwert von $\dot{V}_{g,gesamt,numerisch,5470a} = 0,48$ l/a.

Analytische Berechnung der Durchflussmenge durch das in Anlage A dokumentierte Detailmodell

Für die analytische Berechnung der Durchflussmenge werden für das Detailmodell in radialer Richtung die ersten drei Konturzonen mit den von der Primärpermeabilität abweichenden Sekundärpermeabilitäten betrachtet. Die Konturzonen werden in vertikaler Richtung zwischen dem unteren und oberen Modellrand als Stromröhren angesetzt, so dass sich die gesamte Durchflussmenge aus der Summe der Durchflussmengen aus drei Stromröhren berechnet. Exemplarisch wird die Berechnung der Durchflussmenge für die erste Stromröhre zum Zeitpunkt $t = 370$ a, d.h. 269 Jahre nach Fluidruckbeaufschlagung, dargestellt. Die Ergebnisse der weiteren Stromröhren sind Tabelle 1.2 zu entnehmen.

Der Radius zur inneren Stromröhrenseite (schachtnah) beträgt für die erste Stromröhre $r_i = 3,981$ m und zur äußeren Stromröhrenseite (schachtentfernt) $r_a = 4,097$ m. Hieraus ergibt sich eine Stromröhrenbreite von $c_1 = 11,6$ cm. Die Länge des Strömungsweges beträgt $L = 26,5$ m.

Die hydraulische Druckhöhe H_F berechnet sich mit einem Flüssigkeitsdruck in $z = -300,0$ m Teufe von $p = 5,205$ MPa und der in Analogie zur Vorgehensweise des AS angenommenen Dichte der IP 21-Lösung von $\rho_F = 1292$ kg / m³ zu:

$$H_F = \frac{5,205 \cdot 1000000}{1292 \cdot 9,81} \cdot \left[\frac{kg \cdot m \cdot m^3 \cdot s^2}{s^2 \cdot m^2 \cdot kg \cdot m} \right] = 410,67 m$$

Die hydraulische Leitfähigkeit für die erste Zone der 1. Stromröhre berechnet sich zu:

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage B-5

$$k_f = 9,80 \cdot 10^{-19} \cdot \frac{1292 \cdot 9,81}{5,6 \cdot 10^{-3}} \cdot \frac{m^2 \cdot kg \cdot m \cdot s^2 \cdot m}{m^3 \cdot s^2 \cdot kg \cdot s} = 2,22 \cdot 10^{-12} m/s$$

Der mittlere kf-Wert wird wie folgt ermittelt:

$$k_{mv} = \frac{26,5}{\frac{3,40}{2,22 \cdot 10^{-12}} + \frac{3,40}{2,00 \cdot 10^{-12}} + \frac{3,40}{1,70 \cdot 10^{-12}} + \frac{3,40}{1,49 \cdot 10^{-12}} + \frac{3,40}{1,32 \cdot 10^{-12}} + \frac{1,0}{1,09 \cdot 10^{-12}} + \frac{2,13}{8,23 \cdot 10^{-13}} + \frac{2,13}{5,63 \cdot 10^{-13}} + \frac{2,13}{3,33 \cdot 10^{-13}} + \frac{2,13}{1,41 \cdot 10^{-13}}}$$

$$= 6,83 \cdot 10^{-13} m/s$$

Damit folgt die Berechnung des Volumenstromes für die erste Stromröhre zu:

$$\dot{V}_{g,1,Stromröhre,101a+5d} = \frac{6,83 \cdot 10^{-13} \cdot \pi \cdot (4,097^2 - 3,981^2) \cdot 410,67}{26,5} \cdot \frac{m \cdot m^2 \cdot m}{s \cdot m} = 3,11 \cdot 10^{-11} \frac{m^3}{s}$$

$$\Rightarrow 3,11 \cdot 10^{-11} \cdot 1000 \cdot 60 \cdot 60 \cdot 24 \cdot 365 \cdot \frac{m^3 \cdot l \cdot s \cdot min \cdot h \cdot d}{s \cdot m^3 \cdot min \cdot h \cdot d \cdot a} = 0,98 \frac{l}{a}$$

Zeitpunkt: 370a	1. Stromröhre		
Breite der Stromröhre [cm]	11,6		
	Permeabilität [m ²]	kf-Wert [m/s]	Durchflusslänge ΔL [m]
1. Konturzone bei z=-300,0m	9,80E-19	2,22E-12	3,40
2. Konturzone	8,85E-19	2,00E-12	3,40
3. Konturzone	7,49E-19	1,70E-12	3,40
4. Konturzone	6,56E-19	1,49E-12	3,40
5. Konturzone	5,83E-19	1,32E-12	3,40
6. Konturzone	4,83E-19	1,09E-12	1,00
7. Konturzone	3,64E-19	8,23E-13	2,13
8. Konturzone	2,49E-19	5,63E-13	2,13
9. Konturzone	1,47E-19	3,33E-13	2,13
10. Konturzone bei z=-273,5m	6,24E-20	1,41E-13	2,13
Mittlerer kf-Wert [m/s]	6,83E-13		
Volumenstrom [l/a]	0,98		

Zeitpunkt: 370a	2. Stromröhre		
Breite der Stromröhre [cm]	14,1		
	Permeabilität [m ²]	kf-Wert [m/s]	Durchflusslänge ΔL [m]
1. Konturzone bei z=-300,0m	2,94E-19	6,65E-13	3,40

Stellungnahme zum Prüfkomples:

„Schachtverschlussystem der Schächte Bartensleben und Marie – Prüfungsphase (b)“

Anlage B-6

2. Konturzone	2,64E-19	5,99E-13	3,40
3. Konturzone	2,26E-19	5,11E-13	3,40
4. Konturzone	1,97E-19	4,45E-13	3,40
5. Konturzone	1,72E-19	3,89E-13	3,40
6. Konturzone	1,45E-19	3,27E-13	1,00
7. Konturzone	1,05E-19	2,38E-13	2,13
8. Konturzone	7,24E-20	1,64E-13	2,13
9. Konturzone	3,87E-20	8,75E-14	2,13
10. Konturzone bei z=-273,5m	1,34E-20	3,04E-14	2,13
Mittlerer kf-Wert [m/s]	1,73E-13		
Volumenstrom [l/a]	0,31		

Zeitpunkt: 370a		3. Stromröhre	
Breite der Stromröhre [cm]		17,3	
	Permeabilität [m ²]	kf-Wert [m/s]	Durchflusslänge ΔL [m]
1. Konturzone bei z=-300,0m	2,39E-20	5,4E-14	3,40
2. Konturzone	2,12E-20	4,8E-14	3,40
3. Konturzone	1,78E-20	4,04E-14	3,40
4. Konturzone	1,49E-20	3,38E-14	3,40
5. Konturzone	1,26E-20	2,84E-14	3,40
6. Konturzone	1,01E-20	2,29E-14	1,00
7. Konturzone	6,69E-21	1,51E-14	2,13
8. Konturzone	3,95E-21	8,95E-15	2,13
9. Konturzone	1,59E-21	3,59E-15	2,13
10. Konturzone bei z=-273,5m	3,06E-22	6,92E-16	2,13
Mittlerer kf-Wert [m/s]	5,86E-15		
Volumenstrom [l/a]	0,01		

Gesamtvolumenstrom [l/a]	0,98 + 0,31 + 0,01 = 1,31
---------------------------------	----------------------------------

Tab. 1.2: Berechnung des Gesamtvolumenstroms nach $t = 370 a$

Die berechneten Volumenströme für die 2. und 3. Stromröhre ergeben sich aus Tabelle 1.2. Weitere Stromröhren in radialer Richtung sind von einer dilatanten Auflockerung nicht betroffen und weisen folglich keine Sekundärpermeabilität auf. Der Gesamtvolumenstrom für den Zeitpunkt $t = 370 a$ beträgt $\dot{V}_{g,gesamt,370a} = 1,31 \text{ l/a}$.

Auch dieser analytisch ermittelte Zahlenwert zeigt eine hinreichende Übereinstimmung mit dem numerisch berechneten Wert von $\dot{V}_{g,gesamt,numerisch,370a} = 1,8 \text{ l/a}$ nach $t = 370 a$.

8. Anlage C: Zusammenstellung der Hinweise, Empfehlungen und Forderungen aus dem Prüfbericht Bearbeitungsphase (a)

Hinweis H	Empfehlung E	Forderung F	Seite im Prüfbericht Bearbeitungsphase (a)	Stichwort
Laufende Nummer				
	1		38	Um der konzeptionell vorgesehenen Lösungsoptimierung gerecht zu werden, sind zwei geeignete Grundmodelle zu entwickeln, die Eingang in den Optimierungsprozess finden.
		1	38	Es ist zu prüfen, ob ein langfristig wirksam werdendes Dichtelement „verdichteter Salzgrus“ im Bereich des anstehenden Salzgesteins in die Schachtverschlussysteme integriert werden kann und muss.
		2	39	Die Höhe des Bemessungsgrenzwertes von 2 m ³ /a für Fluidströme im Bereich der Schachtverschlüsse sowie der angesetzte Nachweiszeitraum von 30.000 Jahren sollte mit Bezug auf das Langzeitsicherheitskonzept begründet werden.
		3	39	Die Darstellung der Funktion der einzubringenden Tonschicht zwischen beiden Widerlager-Dichtelementen ist zu erläutern.
	2		42	Die in den Schachtverschlusskonzepten verwendeten Angaben zur Bezeichnung, Lage, Höhe und Schichtenfolge der Schächte Bartensleben und Marie sowie daraus abgeleitete geologische Konstruktionen sollten auf der Grundlage von /U5/ und /U6/ für bisher vorliegende Prüfunterlagen mit dem Ziel der Datenkohärenz aktualisiert werden.
		4	43	Es ist dringend zu klären, ob bzw. wo das Kaliflöz Staßfurt in carnallitischer Ausbildung oder als sylvinitisches Hartsalz vorliegt.
1			45	In der Konzeptplanung wird auf Seite 55 dargelegt, dass der stärkste und zugleich letzte Deckgebirgszufluss bei 178 m auftritt. Diese Aussage ist falsch (siehe auch Abb. 3.2.1-3 in /U5/).
		5	45	Die lithologisch-stratigraphisch orientierte Homogenbereichseinteilung in /U5/ und /U6/ muss den geotechnisch dominierten Anforderungen der Schachtverschlussplanung angepasst werden und bedarf daher der Überarbeitung insbesondere unter Berücksichtigung der Kluft- und Zuflussverteilung.

Anlage C-2

2			45	Die stratigraphischen Bezeichnungen in Anlage 7 der Konzeptplanung /U1/ sind zu korrigieren.
		6	50	Bei der geohydraulischen Modellierung der Volumenströme im Bereich der Schachtverschlüsse sind mögliche Transportwege durch eine nicht vollständig beräumte bzw. durch den Einbau der Dichtelemente gebildete Auflockerungszone des schachtnahen Gebirges zusätzlich zu den bisherigen Modellansätzen zu berücksichtigen.
	3		53	Die hydraulischen Eigenschaften der Homogenbereiche des schachtnahen Gebirges sollten einheitlich über Permeabilitätswerte beschrieben werden und nicht über spezifische Durchlässigkeiten, die implizit teufenabhängig variierenden Fluideigenschaften enthalten.
		7	54	Die Annahmen für die Permeabilitäten und die räumliche Ausdehnung der Auflockerungszonen im geplanten Bereich der kombinierten Widerlager Dichtelemente DE 2 und DE 3 sind für die weiteren Planungsphasen durch repräsentative Messungen zu ermitteln. Dabei ist die konkrete Ausbildung des Salinars und der Schachtgeometrie in den geplanten Teufenbereichen der Dichtelemente zu berücksichtigen.
		8	54	Ein quantitativer Nachweis für die Setzungsstabilität der zusätzlichen 9 m mächtigen Filterschichten ist gegenständlich zu erbringen.
		9	58	Die Setzungsstabilität der vorgesehenen Filterschichtmaterialien aus abgestuften Kiesen, Sanden und Feinsanden ist nachzuweisen.
		10	60	Es ist zu untersuchen, welche Wandrauigkeit in Abhängigkeit von der vorgesehenen Beraubungstechnik erreicht wird. Der Nachweis der Setzungsstabilität ist mit diesen Wandeigenschaften zu führen.
		11	61	Die gesammelten Erfahrungen durch Versuche am Schacht Salzdettfurth II müssen hinsichtlich der Übertragbarkeit bei den Setzungen bzw. Sackungen auf den Schachtverschluss des ERAM.
		12	63	Bereits in der Konzeptplanung sind Angaben zu treffen, ob und in welchen Bereichen des Schachtes ein Berauben der Einbauten und der Auflockerungszone vorgesehen sind sowie Lösungsmöglichkeiten aufzuzeigen, wie die Beraubung betriebstechnisch sowie gerätetechnisch durchgeführt werden kann.

Anlage C-3

		13	63	Die Problematik von möglichen Ankeren, die eine Störung hinsichtlich der Dichtigkeit des anstehenden Wirtsgesteins darstellt, ist in der Nachweissführung angemessen zu berücksichtigen.
		14	65	Es ist zu prüfen, ob der Ansatz eines petrostatischen Drucks grundsätzlich als ungünstigster Lastfall für den Fluiddruck anzusetzen ist.
		15	65	Die Eintrittswahrscheinlichkeit von Erdbeben für den Standort Morsleben in Abhängigkeit der Magnituden ist zu prognostizieren und eine mögliche Gefährdung für das Verschlussbauwerk zu untersuchen.
		16	67	Es ist eine Konzeptplanung für die konstruktive Ausgestaltung der Füllörter auszuarbeiten. Die Sicherheit der dabei gewählten Konstruktion ist quantitativ zu beurteilen.
		17	69	Es sind konstruktive Lösungen zu erarbeiten, die einen Durchschlag des Fluiddruckes aufgrund der Störstelle zum Bentonit-Dichtelement verhindern können. Alternativ ist die Unschädlichkeit einer derartigen Einwirkung durch eine geeignete Materialwahl nachzuweisen.
		18	72	Die Zulässigkeit der Übertragung der gesammelten Erfahrungen durch Versuche an den Schächten Salzdettfurth I und II auf das vorliegende Projekt muss hinsichtlich des Siloeffektes kritisch überprüft werden.
		19	74	Da insbesondere die Einbauart mit der Einbring- und Verdichtungstechnik Auswirkungen auf die Funktionsfähigkeit des Dichtelementes hat, ist diese schon in der Konzeptplanung darzulegen.
		20	74	Vom Antragsteller ist darzulegen und zu beurteilen, ob mit der Entfernung der Auflockerungszone die Zementinjektionen entfernt werden oder ob sie sich, im Falle des Verbleibens im anstehenden Gestein, negativ auf die Langzeiteigenschaften des Bentonits auswirken könnten.

Anlage C-4

		21	75	Die Übertragbarkeit der Versuche aus dem Forschungsprojekt Salzdettfurth auf das ERA Morsleben ist hinsichtlich der unterschiedlichen Schachtdurchmesser und der gezielten Bewässerung in Salzdettfurth nachzuweisen. Es ist zu untersuchen und zu bewerten, welchen Einfluss eine Teildurchfeuchtung des Dichteletes auf die Wirksamkeit der restlichen Bentonitbereiche hat. Die Auswirkungen von Setzungen auf die Dichtigkeitsfunktion sind zu untersuchen und ihre Unbedenklichkeiten zu belegen.
		22	78	Die Berechnungen der numerischen Nachweise sind nach dem aktuellen Stand von Wissenschaft und Technik durchzuführen, wonach ein dreidimensionales Berechnungsmodell heranzuziehen ist.
		23	78	Es sind zusätzlich unabhängige geomechanische Berechnungen für den Schacht Bartensleben durchzuführen.
		24	79	Die Nachweiskriterien, Berechnungen und Auswertungen der numerischen Nachweise sind schlüssig, vollständig und nachvollziehbar darzulegen.
	4		79	Das elasto-plastische Stoffgesetz, das hier zugrunde gelegt wird, sollte nachvollziehbar und schlüssig dargelegt werden.
3			79	Die Aussage, dass ein Stoffgesetz die elastischen Kennwerte Elastizitätsmodul E und Querdehnungszahl (ν) charakterisiert, ist falsch.
		25	87	Die Herleitung der charakteristischen Werte für die Nachweisführung muss schlüssig, vollständig und nachvollziehbar sein. Ungeachtet der nicht bekannten Streubreite ist die Festlegung der charakteristischen Werte auf Grundlage von teilweise nur einem durchgeführten in-situ-Versuch der Aufgabenstellung nicht angemessen.
		26	87	Die Festlegungen der Teilsicherheitsbeiwerte in der Nachweisführung müssen schlüssig, vollständig und nachvollziehbar sein und auf der Grundlage eines geschlossenen Sicherheitskonzeptes definiert werden.

Anlage C-5

		27	89	Es ist ein geschlossenes Sicherheitskonzept zu erarbeiten. Die Bedeutung von Termini, die aus bestehenden Eurocodes übernommen werden, ist im Sachkontext des erarbeiteten Konzeptes zu definieren.
		28	89	Alle möglichen Einwirkungen sind im Sicherheitskonzept angemessen zu berücksichtigen. Risikoeinschätzungen müssen auf der Grundlage einer Nachweisführung begründet sein und schlüssig, vollständig und nachvollziehbar dargelegt werden.
		29	90	Die im Sicherheitskonzept festgelegten Grenzzustandsgleichungen sind einzuhalten und eine quantitative Aussage über das erreichte Sicherheitsniveau ist zu treffen.
		30	92	Die spezifische Problematik des anstehenden Carnallitits muss herausgearbeitet werden und die daraus resultierenden Konsequenzen für die Nachweisführung abgeleitet werden.
		31	93	Die Randbedingungen des Schachtes hinsichtlich des anstehenden Gesteins sowie die Schachtgeometrien sind vollständig darzulegen und in der Nachweisführung zu berücksichtigen, was auch eine detaillierte Betrachtung des Bereiches der Korkenzieherwendel beinhaltet.
		32	93	Die Problematik des Bereiches unterhalb von 400 m im Schacht Marie mit Mauerwerksabriss und Laugenstand ist bereits in der Konzeptplanung zu berücksichtigen. Es sind Lösungsmöglichkeiten aufzuzeigen und ihre Machbarkeit betriebs- sowie gerätetechnisch nachzuweisen.
		33	96	Es sind spezifische Nachweise für die möglicherweise auftretenden Dichtigkeitsprobleme im Bereich der Korkenzieherwendel zu führen und eine Darstellung der konstruktiven Durchbildung zu erbringen.
		34	96	Die Herleitung der Sicherheitsfaktoren und die Darstellung der Ergebnisse müssen schlüssig, vollständig und nachvollziehbar sein.