

# Integritätsanalyse der geologischen Barriere

Bericht zum Arbeitspaket 9.1

Vorläufige Sicherheitsanalyse  
für den Standort Gorleben

Erstellt von:





## **Integritätsanalyse der geologischen Barriere**

Bericht zum Arbeitspaket 9.1

Vorläufige Sicherheitsanalyse  
für den Standort Gorleben

Ingo Kock (GRS)  
Ralf Eickemeier (BGR)  
Gerd Frieling (GRS)  
Stefan Heusermann (BGR)  
Markus Knauth (IfG)  
Wolfgang Minkley (IfG)  
Martin Navarro (GRS)  
Hans-Konstantin Nipp (BGR)  
Peter Vogel (BGR)

Juli 2012

Corrigendum und Änderung der  
Vorbemerkung Dezember 2012

### **Anmerkung:**

Das FuE-Vorhaben UM10A03200 „Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben“ wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU) durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei dem Auftragnehmer. Die hierin geäußerten Meinungen müssen nicht der Meinung des Auftraggebers entsprechen.

## **Vorbemerkung – veränderte Zielsetzungen des Projekts VSG (Stand: Dezember 2012)**

Die Vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben (VSG) ist ein Forschungsvorhaben der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS). Sie übernimmt die wissenschaftliche und organisatorische Leitung des vom Bundesministerium geförderten Projektes und bearbeitet selbst den Hauptteil der Arbeitspakete.

### **Ursprüngliche Zielsetzung**

In seiner ursprünglichen Konzeption wurden mit dem Projekt VSG im Wesentlichen drei Ziele verfolgt. Das erste Ziel bestand in der Erarbeitung einer systematischen Zusammenfassung des Kenntnissstands zu Gorleben. Darauf aufbauend sollte als zweites Ziel eine vorläufige Eignungsprognose erarbeitet werden. Diese Prognose sollte die Frage beantworten, ob und ggf. unter welchen Voraussetzungen am Standort Gorleben ein Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle betrieben werden könnte. Die Vorläufigkeit einer solchen Prognose ergibt sich dabei unter anderem zwangsläufig aus dem Umstand, dass eine endgültige Eignungsaussage nur nach einer vollständigen untertägigen Erkundung möglich ist, die in Gorleben nicht gegeben ist. Die dritte Zielsetzung der VSG bestand schließlich in der Identifizierung des noch bestehenden Bedarfs an Forschung und Entwicklung, also der standortspezifischen und standortunabhängigen Fragestellungen, die noch geklärt werden müssen.

### **Aktualisierte Zielsetzung**

Nach Beginn des Projekts wurde im politischen Raum ein breiter Konsens darüber erzielt, dass der Standort eines zukünftigen Endlagers für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle durch einen Vergleich verschiedener Standorte im Rahmen eines mehrstufigen Auswahlverfahrens gefunden werden soll. Aus dieser grundsätzlichen Entscheidung ergibt sich, dass die Frage der Eignung eines Standorts zukünftig nur noch im Vergleich mit anderen beantwortet werden kann. „Geeignet“ in diesem Sinn wird damit der Standort sein, der verschiedene grundsätzliche und vergleichsspezifische Kriterien erfüllt und sich damit als der im Hinblick auf die Sicherheit vergleichsweise beste Standort darstellt. Da diese Kriterien heute noch nicht feststehen, kann eine vorläufige Prognose einer so verstandenen Eignung für den Standort Gorleben im Rahmen der VSG nicht erarbeitet werden.

Vor diesem Hintergrund hat die GRS im Einvernehmen mit dem Bundesumweltministerium (BMU) als dem Zuwendungsgeber der VSG die Projektziele den veränderten Rahmenbedingungen angepasst. Danach bleiben die systematische Zusammenfassung des bisherigen Kenntnisstands zu Gorleben und die Identifizierung des zukünftigen Forschungs- und Entwicklungsbedarfs weiterhin Ziele der VSG. Die Änderungen betreffen die nachfolgenden Punkte:

- Die ursprünglich angestrebte vorläufige Eignungsprognose für den Standort Gorleben wird nicht erarbeitet. Es wird geprüft, ob die im Vorhaben VSG entwickelten Endlagerkonzepte im Verbund mit der geologischen Barriere am Standort Gorleben oder einem hinsichtlich der geologischen Situation vergleichbaren Salzstandort aus heutiger Sicht geeignet erscheinen, die Sicherheitsanforderungen des BMU zu erfüllen.
- Ergänzt werden die bisherigen Projektziele um eine Untersuchung der Frage, welche methodischen Ansätze der VSG in einem zukünftigen Standortauswahlverfahren sinnvoll zum Vergleich von Endlagerstandorten eingesetzt werden können. Unabhängig von der konkreten Ausgestaltung des zukünftigen Standortauswahlverfahrens ist bereits heute absehbar, dass es im Verlauf eines solchen Verfahrens immer wieder erforderlich sein wird, den bis zu einem bestimmten Verfahrensschritt erreichten Wissensstand zu den einzelnen Standorten systematisch zusammenzufassen und zu bewerten.

- Außerdem soll über die ursprünglichen Zielsetzungen hinaus untersucht werden, welche der in der VSG entwickelten technischen Konzepte zur Einlagerung der radioaktiven Abfälle und zum Verschluss des Endlagerbergwerks übertragbar auf Endlagersysteme an Standorten mit anderen geologischen Gegebenheiten sind.

### **Aktualisierte Projektplanung**

Durch den Ausstiegsbeschluss vom Mai 2011 hat sich die Prognose der zu erwartenden Gesamtmenge an wärmeentwickelnden radioaktiven Abfällen gegenüber jener, die zu Beginn des Projekts im Sommer 2010 anzunehmen war, erheblich verändert. Dies führte dazu, dass ein wesentlicher Teil der bis Mai 2011 durchgeführten Konzeptentwicklungen und Modellrechnungen mit den neuen Daten erneut durchgeführt und teilweise bereits fertiggestellte Teilberichte entsprechend durch aktualisierte Fassungen ergänzt werden mussten. Dieser zusätzliche Aufwand und die oben erwähnten Ergänzungen in der Zielsetzung der VSG führen dazu, dass das Projekt nicht – wie ursprünglich vorgesehen – Ende 2012 sondern Ende März 2013 abgeschlossen werden kann.

### **Projektpartner**

Da für die Bearbeitung der VSG spezialisiertes Fachwissen unterschiedlicher Disziplinen notwendig ist, sind neben der GRS verschiedene Partner in das Projekt eingebunden. Dazu zählen: Dr. Bruno Baltes, die Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), die DBE TECHNOLOGY GmbH (DBE TEC), das Institut für Aufbereitung, Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal (TUC), das Institut für Endlagerforschung der TU Clausthal (TUC), das Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG), das Institut für Sicherheitstechnologie (ISTec), das Karlsruher Institut für Technologie/Institut für Nukleare Entsorgung (KIT/INE), die international nuclear safety engineering GmbH (nse; mehrere Institute der RWTH Aachen) sowie das Institut für Atmosphäre und Umwelt (IAU) der Universität Frankfurt.

### **Arbeitspakete**

Die Übersicht der Arbeitspakete (AP) der vorläufigen Sicherheitsanalyse Gorleben (VSG) umfasst:

- AP 1: Projektkoordination
- AP 2: Geowissenschaftliche Standortbeschreibung und Langzeitprognose
- AP 3: Abfallspezifikation und Mengengerüst
- AP 4: Sicherheits- und Nachweiskonzept
- AP 5: Endlagerkonzept
- AP 6: Endlagerauslegung und -optimierung
- AP 7: FEP-Katalog
- AP 8: Szenarienentwicklung
- AP 9: Integritätsanalysen
- AP 10: Analyse Freisetzungsszenarien
- AP 11: Bewertung Human Intrusion
- AP 12: Bewertung der Betriebssicherheit
- AP 13: Bewertung der Ergebnisse
- AP 14: Empfehlungen

**Corrigendum:**

Gegenüber der Version vom Juli 2012 wurden folgende Korrekturen vorgenommen:

Auf Seite 22 in der Tabelle Tab. 3.3 [Fortsetzung], vorletzte Tabellenzeile wurde die Bezeichnung „Streckenlagerung 2D-Vorstudie“ durch „Bohrlochlagerung 2D-Vorstudie“ ersetzt.

Auf Seite 22 in der Tabelle Tab. 3.3 [Fortsetzung], letzte Tabellenzeile wurde die Bezeichnung „Streckenlagerung 3D“ durch „Bohrlochlagerung 3D“ ersetzt.

**Deskriptoren:**

Fluiddynamik, Geologische Barriere, Geomechanik, Gorleben, Integrität

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Grundlagen der Integritätsanalyse der geologischen Barriere .....</b>	<b>3</b>
2.1	Methodische Basis.....	3
2.2	Konsequenzen in der Umsetzung .....	5
2.3	Systemverständnis .....	6
<b>3</b>	<b>Methodik.....</b>	<b>9</b>
3.1	Grundlagen zur Modellbildung .....	9
3.2	Ableitung der Rechenfälle zur Integritätsanalyse .....	11
3.2.1	Berücksichtigung der FEP aus dem Referenzszenarium für die Variante AB1 .....	13
3.2.2	Beschreibung der Rechenfälle der Referenzszenarien .....	15
3.2.3	Ableitung und Beschreibung der Rechenfälle aus den Alternativszenarien .....	22
3.3	Randbedingungen der nicht-numerischen Integritätsanalyse .....	26
<b>4</b>	<b>Ergebnisse der Analysen .....</b>	<b>29</b>
4.1	Integritätsanalyse der geologischen Barriere .....	29
4.1.1	Grundlagen.....	29
4.1.1.1	Stand von W&T .....	29
4.1.1.2	Gemeinsame Datenbasis.....	36
4.1.1.3	Allgemeine Modellierungsstrategie .....	50
4.1.2	Thermomechanische Beanspruchung der geologischen Barriere infolge des Wärmeeintrages .....	70
4.1.2.1	Einlagerungsvarianten .....	70
4.1.2.2	Streckenlagerung (2D-Studie).....	71
4.1.2.3	Streckenlagerung (3D-Studie).....	83
4.1.2.4	Bohrlochlagerung (2D-Studie).....	98

4.1.2.5	Bohrlochlagerung (3D-Studie).....	103
4.1.2.6	Zusammenfassung und Ausblick sowie FuE-Bedarf .....	118
4.1.3	Erdbeben.....	122
4.1.3.1	Geometrische Idealisierung .....	122
4.1.3.2	Berechnungsdurchführung.....	122
4.1.3.3	Berechnungsergebnisse .....	123
4.1.4	Thermomechanische Beanspruchung der geologischen Barriere durch Kaltzeiten.....	125
4.1.4.1	Gletscherüberfahung (2D-Studie) .....	125
4.1.4.2	Kaltzeitszenarien der Weichsel und Saale (3D-Studie) .....	128
4.1.4.3	Zusammenfassung und Ausblick sowie FuE-Bedarf .....	137
4.2	Fluiddynamik im Grubengebäude .....	138
4.2.1	Einleitung und Zielsetzung.....	138
4.2.2	Bedeutung der Poren- und Fluiddrücke .....	139
4.2.3	Rechencode .....	141
4.2.4	Berechnungsmodell und Datenbasis.....	143
4.2.5	Berechnungsergebnisse .....	154
4.2.5.1	Beschreibung des Systemverhaltens.....	154
4.2.5.2	Ergebnisse aus Rechenfällen des Referenzszenariums .....	170
4.2.5.3	Ergebnisse aus Rechenfällen der Alternativszenarien .....	173
4.2.5.4	Ergebnisse aus anderen Berechnungsvarianten.....	175
4.2.5.5	Differenzbetrachtung zur Einlagerungsvariante C.....	177
4.2.6	Zusammenfassung und Ausblick sowie FuE Bedarf .....	178
4.3	Diapirismus, Subrosion und Rinnenbildung.....	179
<b>5</b>	<b>Bewertung.....</b>	<b>183</b>
5.1	Referenzszenarium.....	183
5.2	Alternativszenarien .....	187
5.3	Betrachtung der Vollständigkeit der Analysen.....	189
5.4	Betrachtung der Robustheit der Analysen.....	191



<b>6</b>	<b>Schlussfolgerungen .....</b>	<b>195</b>
<b>7</b>	<b>Forschungs- und Entwicklungsbedarf.....</b>	<b>199</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>203</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>215</b>
	<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>227</b>
<b>A</b>	<b>Anhang .....</b>	<b>229</b>
A.1	Integritätsanalyse der geologischen Barriere .....	229
A.1.1	Anhang zu Kapitel 4.1.1.3 Allgemeine Modellierungsstrategie .....	229
A.1.2	Anhang zu Kapitel 4.1.2.2 Streckenlagerung (2D-Studie) .....	232
A.1.3	Anhang zu Kapitel 4.1.2.4 Bohrlochlagerung (2D-Studie) .....	248
A.1.4	Anhang zu Kapitel 4.1.3 Erdbeben .....	262
A.2	Anhang zu Kapitel 4.1.4.1 Gletscherüberfahung (2D-Studie).....	263
A.3	Hydraulische Berechnungen.....	267
A.3.1	Anhang zu Kapitel 4.2.5.1.3 Gasflüsse in den Infrastrukturbereich .....	267
A.3.2	Anhang zu Kapitel 4.2.5.1.5 Korrosion, Gasdruck und Gasströmung im Westflügel .....	268
A.3.3	Anhang zu Kapitel 4.2.5.4 Ergebnisse aus anderen Berechnungsvarianten.....	271
A.3.4	Anhang zu Kapitel 4.2.4 Berechnungsmodell und Datenbasis .....	272
A.3.5	Weiterer Anhang zu Kapitel 4.2.4 Berechnungsmodell und Datenbasis.....	286
A.4	Forschungs- und Entwicklungsbedarf; Formblätter AP 14.....	290
A.4.1	Formblatt AP 9.1 - 01.....	290
A.4.2	Formblatt AP 9.1 – 02.....	291
A.4.3	Formblatt AP 9.1 – 03.....	293
A.4.4	Formblatt AP 9.1 – 04.....	295
A.4.5	Formblatt AP 9.1 – 05.....	297

A.4.6	Formblatt AP 9.1 – 06.....	298
A.4.7	Formblatt AP 9.1 – 07.....	299
A.4.8	Formblatt AP 9.1 – 08.....	300

# 1 Einleitung

Ein wesentliches Element der „Vorläufigen Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben (VSG)“ ist die Integritätsanalyse der geologischen Barriere des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs (ewG). In diesem Bericht bezieht sich der Begriff „geologische Barriere“ auf die gesamte Salzstruktur. In diesem Sinne ist die Integritätsanalyse eine wesentliche Voraussetzung für die Ausweisung des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs, einen Teilbereich der geologischen Barriere, der das Endlagerbergwerk umgibt. Die Durchführung der Integritätsanalyse leitet sich unmittelbar aus den Sicherheitsanforderungen des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit /BMU 10/ ab, welche eine „Langzeitaussage zur Integrität des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs“ verlangen. In dem für das Projekt VSG gültigen Sicherheits- und Nachweiskonzept /MÖN 12/ ist die prinzipielle Vorgehensweise zur Bewertung der Integrität dargestellt.

Dieser Bericht befasst sich mit der Integritätsanalyse der geologischen Barriere, von welcher der noch auszuweisende ewG einen Teilbereich darstellt (Kapitel 2). Zusammen mit der Bewertung der Integrität der geotechnischen Verschlussbauwerke (AP 9.2 im Projekt VSG) kann eine Aussage zum langzeitigen Einschluss der Abfälle im Endlager getroffen werden.

Zur Durchführung der Integritätsanalyse ist eine Vielzahl von Vorarbeiten notwendig, die einerseits den Standort und das Endlagerkonzept betreffen (z. B. geowissenschaftliche Langzeitprognose /MRU 11/, Mengengerüst der Abfälle /PEI 11a/, /PEI 11b/ und Endlagerkonzept /BOL 11/, /BOL 12/) und andererseits die methodische Basis liefern, auf der die Integritätsanalyse durchgeführt werden kann (Nachweiskonzept /MÖN 12/, FEP-Katalog /WOL 12a/ und Szenarien /BEU 12/).

Das Ziel der Integritätsanalyse ist es festzustellen, ob bei den zu unterstellenden Entwicklungen des Endlagersystems Beanspruchungen auftreten, die zu einer Verletzung der Integrität des ewG über den Nachweiszeitraum führen. Somit ist zu prüfen, ob die einschlusswirksamen Eigenschaften der geologischen Barriere im Betrachtungszeitraum vorliegen. In /BMU 10/ werden Kriterien definiert, anhand derer die Integrität des ewG geprüft wird. Diese Kriterien werden in Kapitel 2 näher erläutert, in welchem ebenfalls die methodische Basis der Integritätsanalyse näher ausgeführt wird. In Kapitel 3 wird beschrieben, wie die Szenarientwicklung und der FEP-Katalog für die Integri-

tätsanalyse genutzt werden, insbesondere wird die Ableitung der Rechenfälle für numerische Analysen erläutert. Die Durchführung der Integritätsanalyse wird in Kapitel 4 dargestellt und ihre Ergebnisse an dieser Stelle präsentiert. In Kapitel 5 werden diese Ergebnisse bewertet und diskutiert. Zuletzt werden in Kapitel 6 die Schlussfolgerungen benannt sowie in Kapitel 7 der identifizierte Forschungs- und Entwicklungsbedarf ausgewiesen.

Die Durchführung der Integritätsanalyse der geologischen Barriere erfolgte im Projekt VSG durch die Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), durch die Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR) und durch das Institut für Gebirgsmechanik Leipzig (IfG).

## **2 Grundlagen der Integritätsanalyse der geologischen Barriere**

### **2.1 Methodische Basis**

Wie im Sicherheits- und Nachweiskonzept /MÖN 12/ dargelegt, beschreibt der Begriff der Integrität das Vorliegen der einschlusswirksamen Eigenschaften einer Barriere. In diesem Bericht wird untersucht, ob die einschlusswirksamen Eigenschaften der geologischen Barriere im Nachweiszeitraum vorliegen.

Im Sicherheits- und Nachweiskonzept wird weiter spezifiziert, dass die Integrität der geologischen Barriere für den gesamten Salzstock betrachtet wird und Bereiche identifiziert werden, in welchen die Integrität gegeben bzw. nicht gegeben ist.

Analysiert wird die Integrität anhand der in /BMU 10/ vorgegeben Kriterien. Diese sind

1. das Dilatanzkriterium und
2. das Fluidruckkriterium bzw. Minimalspannungskriterium.

Der Umgang mit den Integritätskriterien ist in den Sicherheitsanforderungen nicht im Detail reguliert und auch Gegenstand wissenschaftlicher Diskussion. Für das Projekt VSG wurde festgelegt:

- a) Beide Kriterien werden unabhängig voneinander überprüft und
- b) bei Verletzung eines der beiden Kriterien wird bereits eine Verletzung der Integrität unterstellt.

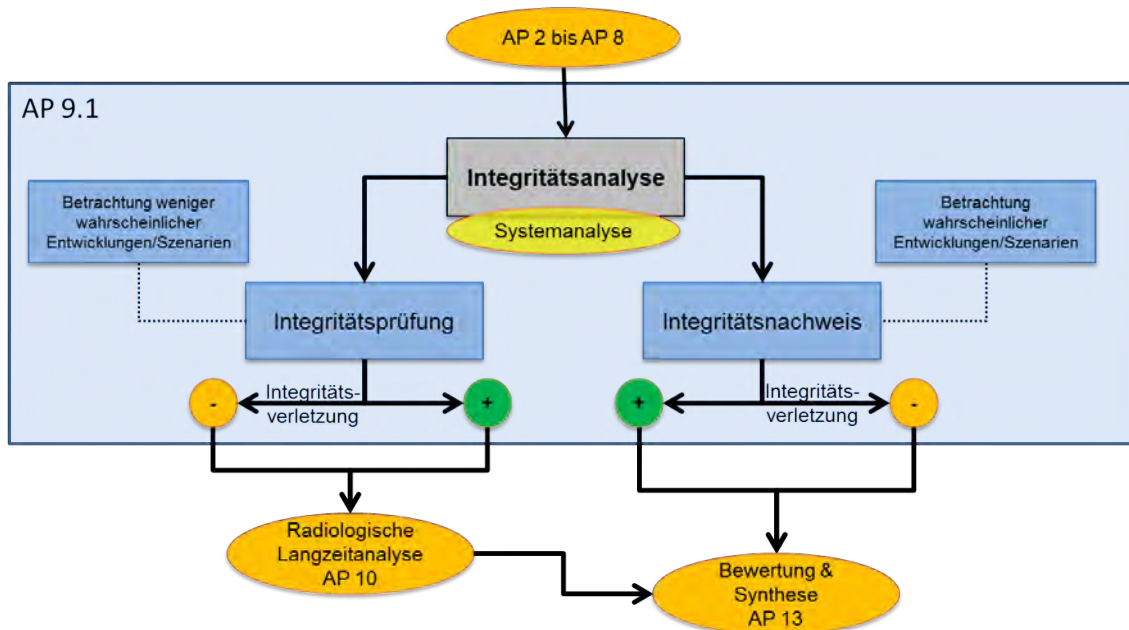
Zusätzlich soll laut /BMU 10/ durch die Temperaturentwicklung die Barrierenwirkung des ewG nicht unzulässig beeinflusst werden. Dies wird im Wesentlichen durch die thermische Auslegung des Endlagerbergwerks /BOL 12/ überprüft (s. a. /MÖN 12/). Diese Anforderung wird zusätzlich, aber ebenfalls durch die hier dargestellten Analysen untersucht.

Der Erhalt der Integrität des ewG ist nach /BMU 10/ für die wahrscheinlichen Entwicklungen nachzuweisen. Die weniger wahrscheinlichen Entwicklungen sind laut /BMU 10/

im Rahmen der radiologischen Langzeitaussage zu berücksichtigen. Dies bedeutet nicht, dass weniger wahrscheinliche Entwicklungen im Rahmen der Integritätsanalyse keine Rolle spielen. Es ist denkbar, dass auch eine weniger wahrscheinliche Entwicklung einen Einfluss auf die Barrierenwirkung des ewG haben könnte. Die Änderung der Barrierenwirkung muss dann im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden. Deshalb wurde im Rahmen des Projekts VSG eine Integritätsanalyse durchgeführt, die formal zwei Teile umfasst und für die entsprechend ihrer Zielsetzung die Begriffe „Integritätsnachweis“ und „Integritätsprüfung“ verwendet werden:

1. Integritätsnachweis: Unter diesem Begriff wird die Integritätsanalyse für die wahrscheinlichen Entwicklungen zusammengefasst.
2. Integritätsprüfung: Unter diesem Begriff wird die Integritätsanalyse für die weniger wahrscheinlichen Entwicklungen zusammengefasst.

In Abb. 2.1 ist ein Ablaufschema zur Integritätsanalyse abgebildet. Rein technisch (z. B. durch die Anwendung anderer Berechnungsverfahren; Kapitel 3 und 4) unterscheiden sich die beiden Teile der Integritätsanalyse nicht. Sie unterscheiden sich ausschließlich darin, welche Konsequenzen die Ergebnisse der Analyse nach sich ziehen. Diese sind ebenfalls in Abb. 2.1 zu erkennen. Die Ergebnisse der Analyse der Integritätsprüfung werden weiter in den Analysen zur radiologischen Langzeitaussage verwendet, während die Ergebnisse der Analysen des Integritätsnachweises direkt in die Synthese der Ergebnisse der VSG einfließen. Im Falle, dass der Integritätsnachweis für die wahrscheinlichen Szenarien nicht erbracht werden kann, sind die Sicherheitsanforderungen nicht erfüllt. Dann ist das Endlagerkonzept und/oder die Standortwahl zu prüfen (s. a. /BEU 12/).



**Abb. 2.1** Ablaufschema der Integritätsanalyse der geologischen Barriere des ewG (AP 9.1)

## 2.2 Konsequenzen in der Umsetzung

Die Umsetzung der oben erwähnten Integritätskriterien erfordert eine weitere Spezifizierung, wie bei der Durchführung der Integritätsanalyse in diesem Projekt mit diesen Kriterien umgegangen wird. Ein wichtiger Punkt wurde bereits erwähnt: Es wird unterstellt, dass die rechnerische Verletzung eines der beiden Kriterien hinreichend zur Feststellung einer Integritätsverletzung der geologischen Barriere ist. Demnach ist die Einhaltung beider Kriterien notwendig, um den Erhalt der Integrität festzustellen. Das Dilatanzkriterium dient dazu, die Auswirkung der mechanischen Schädigung des Gebirges durch deviatorische Beanspruchung zu bewerten, während das Minimalspannungskriterium die fluiddruck-getriebene Entstehung von Fließwegen berücksichtigt. Eine umfassende quantitative Beschreibung der Integritätskriterien mit den ihnen unterliegenden physikalischen Prozessen wird in Kap. 4.1 gegeben.

Die thermo-hydro-mechanische Integritätsanalyse wird zum größten Teil anhand von numerischen Modellrechnungen durchgeführt. Es ist bislang nicht möglich, auf allen zeitlichen und räumlichen Skalen vollständig gekoppelte THM-Berechnungen durchzuführen (THM steht für Thermo-Hydraulisch-Mechanisch); im Besonderen ist dies nicht mit einem einzelnen Berechnungsprogramm möglich. Zudem können – z. B. im Falle

von thermomechanischen Berechnungen – gleiche Prozesse mit unterschiedlichen Ansätzen (z. B. mechanische Stoffmodelle) berechnet werden. Für eine umfassende Integritätsanalyse könnten Prozesse auf allen Skalen relevant sein.

Mit Blick auf die Robustheit der Aussagen zur Systemintegrität bestand die Untersuchungskonzeption darin, eine große Bandbreite von Prozessen und Ansätzen in die Integritätsanalyse einzubinden, um so der Anforderung nach einer umfassenden Analyse nachzukommen. Dies bedeutet, dass die numerische Analyse der Integrität mit unterschiedlichen Berechnungsprogrammen und von unterschiedlichen Projektpartnern (IfG, BGR, GRS) durchgeführt wird. Diese Berechnungsprogramme decken die THM-Prozesse auf den unterschiedlichen Skalen (Regional bis Nahfeld) ab, sind aber nicht vollständig gekoppelt. Dadurch, dass teilweise ähnliche Modellkonstellationen abgebildet werden, ist eine wechselseitige Überprüfung von Ergebnissen möglich, d. h. es liegt eine entsprechende Redundanz vor.

Die Integritätsanalyse der hier vorgelegten Untersuchungen umfasst die gesamte geologische Barriere, d. h. den einschlusswirksamen Gebirgsbereich (ewG) und die ihn umgebenden geologischen Schichten. Da der ewG zum Zeitpunkt der Analysen noch nicht festgelegt war, beschränkt sich die Analyse darauf, Bereiche der geologischen Barriere zu lokalisieren, in denen das Minimalspannungskriterium oder das Dilatanzkriterium verletzt sind.

Die darauf basierende räumliche Festlegung des ewG und eine Gesamtaussage zu dessen Integrität erfolgt abschließend im Synthesebericht zur VSG (AP 13), wobei eine kumulative Gesamtbewertung anhand der hier dargestellten Ergebnisse durchgeführt wird.

## **2.3 Systemverständnis**

Ziel der durchgeführten Analysen ist nicht nur die Prüfung der Einhaltung der Integritätskriterien, sondern zuerst das Erlangen des Verständnisses über die ablaufenden Prozesse und des Systemverhaltens als Grundlage für jede Kriterienprüfung. In diesem Sinne fordern auch die Sicherheitsanforderungen /BMU 10/ eine möglichst realitätsnahe Modellierung zur Demonstration des Systemverhaltens. Zusätzlich sollen für die wahrscheinlichen Entwicklungen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen durchgeführt werden.



Im Rahmen der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen, welche die Sensitivität des Systems gegenüber der Veränderung bestimmter Eigenschaften anzeigen, musste auf umfassende Parameterstudien sowie auf probabilistische Analysen verzichtet werden<sup>1</sup>. Trotz dieser Einschränkungen war durch deterministische Rechnungen möglich, die Robustheit des Endlagersystems und die Sensitivität einiger Parameter zu überprüfen. Dazu wurden beispielsweise in den hydraulischen Analysen Parameterstudien zur Kompaktion des Versatzes oder der Korrosionsrate der Behälter durchgeführt.

Eine weitere Möglichkeit, das Systemverhalten zu demonstrieren und gleichzeitig die Robustheit des Systems auszuloten, sind Grenzzustandsanalysen. Hierbei werden Parameter extrem – auch „unrealistisch“ – gewählt, um zu versuchen, das System an die Grenzen seiner Robustheit zu bringen (sog. *what-if*-Betrachtungen). Dieser Ansatz wurde in einem Teil der Analysen verfolgt. Beispielsweise wurde in den thermomechanischen Berechnungen unter Einbeziehung des Grubengebäudes der Wärmeeintrag ins Endlager geändert, hin zu sehr unrealistischen Werten, um das Verhalten des Endlagersystems bei Extremzuständen zu testen (Kap. 4.1). Ebenso unrealistisch hohe Werte wurden im Rahmen der hydraulischen Berechnungen innerhalb des Grubengebäudes beispielsweise für die Fluidsättigung des Versatzes genutzt (Kap. 4.2).

---

<sup>1</sup> Grund dafür war die Notwendigkeit zur Wiederholung der sehr rechenzeitintensiven numerischen Berechnungen aufgrund der im Laufe des Projekts zweimal (Herbst 2010, Sommer 2011) aufgrund politischer Entscheidungen geänderten Abfallmengen für wärmeentwickelnde Abfälle. Die geänderten Abfallmengen machen sowohl Veränderungen des Modellgebietes als auch der Parametersätze erforderlich. Ohne eine realistische Betrachtung der Abfallmengen hätte die oben genannte Forderung einer realitätsnahen Modellierung nicht erfüllt werden können.



## **3 Methodik**

### **3.1 Grundlagen zur Modellbildung**

Die Grundlage zur Generierung der Berechnungsmodelle bildet die allgemeine Standortbeschreibung /BOR 08/, /BRÄ 11/, /KLI 07/, /KÖT 07/ mit den vorhandenen detaillierten Erkundungsdaten. Von zentraler Bedeutung ist das durch den Erkundungsbereich EB1 verlaufende geologische Profil des Querschlags 1 West (Abb. 4.1), dessen detaillierte Geologie die Basis der geometrischen Diskretisierung der thermomechanischen Berechnungsmodelle ist.

Aus der Erkundung und den erhobenen Labormessungen geht eine Vielzahl von Daten in die Parametrisierung der Berechnungsmodelle ein, z. B. die thermischen und mechanischen Kennwerte sowie speziell die ermittelten Kriecheigenschaften (/NIP 00/). Detaillierte Informationen sind in Kap. 4 und den dazugehörigen Anhängen dokumentiert.

Eine weitere Grundlage zur Erstellung der Berechnungsmodelle bildeten zunächst die Konzepte der Grubengebäude gemäß /BOL 11/ für die unterschiedlichen Einlagerungsvarianten. Nach der Aktualisierung der Abfallmengen (Ausstiegsbeschluss aus der Kernenergienutzung vom Juli 2011) erfolgten Änderungen an diesen Berechnungsmodellen auf der Basis der geänderten Grubengebäudeplanungen /BOL 12/.

Für die thermomechanischen Berechnungen wurde dabei für die Rand- und Anfangsbedingungen des Wärmeeintrags ein repräsentativer Schnitt durch die Einlagerungsbereiche angenommen. Für die Variante der Streckenlagerung B1 wird in den Berechnungen ein hypothetisches Einlagerungsfeld mit zehn Einlagerungstrecken als Wärmequelle vorausgesetzt. Für die Variante der Bohrlochlagerung C wurden jeweils sieben Einlagerungsbohrlöcher in einem Abstand von 56,0 m berücksichtigt. Zusätzlich wurde die Variante A beschrieben /BOL 11/, /BOL 12/, die zusätzlich vernachlässigbar wärmentwickelnde Abfälle im Westflügel betrachtet. Die Variante A wird in den fluidodynamischen Berechnungen – vor allem in Hinblick auf Gasbildung und Gastransport – untersucht, die thermomechanischen Berechnungen zur Variante B1 sind für die Variante A abdeckend, da dort keine zusätzliche Wärme entsteht.

Durch das gemeinsam von allen Projektpartnern genutzte geologische Profil und das Endlagerkonzept ist in den Berechnungsmodellen gemäß dem Sicherheits- und Nach-

weiskonzept der VSG /MÖN 12/ ein Sicherheitsabstand von 50 m vom Grubenbau zu potenziell lösungsführenden Schichten berücksichtigt /MIN 10a/. Die Dimensionierung des Sicherheitsabstandes erfolgte im Rahmen des Sicherheits- und Nachweiskonzepts und hat den Charakter einer Vorbemessung auf Basis von bergmännischen Erfahrungen und Beobachtungen sowie modelltechnischen Nachweisen. Anhand der Ergebnisse der thermomechanischen Berechnungen kann die Dimensionierung des Sicherheitsabstandes überprüft werden, insbesondere unter Berücksichtigung der Alternativszenarien (Kap. 3.2.3).

Den Projektpartnern standen insgesamt drei unterschiedliche Modellkonzepte (Berechnungsprogramme und Stoffgesetze<sup>2</sup>) zur Verfügung, die auf unterschiedlichen räumlichen Skalen angewendet wurden (Tab. 3.1 sowie Kap. 4.1.1.3), wobei von den Bearbeitern spezifisch für die verschiedenen Zielsetzungen unterschiedliche Herangehensweisen und Modellgeometrien realisiert wurden.

**Tab. 3.1** Ausgewählte Rechenprogramme und Modellgeometrien der Projektpartner

	Projektpartner				
	BGR		IfG		GRS
Rechenprogramm	JIFE /FAU 11/		UDEC /ITA 05/		TOUGH2 /PRU 99/
Skala/ Modellgeometrie	Regional/ Kaltzeit (3D)	Fernfeld (2D/3D)	Fernfeld/ Kaltzeit (2D)	Nahfeld (2D)	Grubengebäude (3D)

Das dreidimensionale, regionale Berechnungsmodell der BGR umfasst die gesamte Salzstruktur Gorleben-Rambow und wurde konzipiert, um die thermomechanischen Auswirkungen einer zukünftigen Kaltzeit zu berechnen (Kap. 4.1.4.2). Die Auswirkungen einer Kaltzeit berechnen soll ebenso das zweidimensionale Fernfeld-Berechnungsmodell des IfG (Kap. 4.1.4.1). Das Fernfeld-Modell der BGR basiert auf

---

<sup>2</sup> Die Simulationsrechnungen zum mechanischen Verhalten des Wirtsgesteins Salz und Verfüllmaterialien werden mit unterschiedlichen numerischen Rechenprogrammen durchgeführt, die auf einer numerischen Lösung von Differenzialgleichungen basieren. Bei den eingesetzten Rechenprogrammen handelt es sich um in der Praxis langjährig verifizierte Werkzeuge (s. obige Literaturzitate). Das grundsätzliche Verformungs- und Spannungsverhalten der verschiedenen Gesteine unter verschiedenen Einflüssen wird dabei mit speziellen Stoffgesetzen beschrieben, wobei durch charakteristische Kennwerte für die Anpassparameter in den Stoffgesetzen individuelle Unterschiede im Verhalten verschiedener Gesteinstypen berücksichtigt werden. Die eingesetzten Stoffmodelle der Partner unterscheiden sich, wobei z. T. unterschiedliche Strategien bestehen (z. B. werden bei IfG zusätzlich noch Diskontinuumseffekte, d.h. Trennflächeneigenschaften zwischen Gesteinsschichten berücksichtigt, s. Kap. 4.1)

dem Schnitt des Querschlags 1 West. In diesem Berechnungsmodell werden die thermomechanischen Auswirkungen der Abfalleinlagerung berechnet. Dieses Berechnungsmodell wird in einer zweidimensionalen und in einer dreidimensionalen Variante mit einem homogenisierten Endlagermodell, d. h. ohne Diskretisierung der einzelnen Grubenbaue genutzt (Kap. 4.1.2.5). Das zweidimensionale Nahfeld-Berechnungsmodell des IfG basiert auf demselben Querschnitt. Dort werden explizit Grubenbaue des Endlagerbergwerks, also Erkundungs-, Richt- und Einlagerungsstrecken, berücksichtigt und mit hoher Detaillierung abgebildet (Kap. 4.1.2.2). Zur Analyse der hydraulischen Prozesse wird von der GRS ein dreidimensionales Modell benutzt, das lediglich die verfüllten Grubenbaue abbildet, nicht jedoch das Gebirge (Kap. 4.2).

Die Diversität der Berechnungsmodelle ermöglicht die unabhängige Betrachtung eines Prozesses mit unterschiedlichen Rand- und Anfangsbedingungen (sowie unterschiedlichen Vernetzungen). Dies erhöht das Vertrauen in das Ergebnis und die Bewertung der Analysen. Zum anderen ermöglicht die Verwendung diversitärer Ansätze die Betrachtung unterschiedlicher oder auch zusätzlicher Prozesse auf gleichen Skalen unter gleichen Rand- und Anfangsbedingungen.

### **3.2 Ableitung der Rechenfälle zur Integritätsanalyse**

Für die numerische Analyse müssen Rechenfälle definiert werden. Diese Rechenfälle lassen sich aus den in der Szenarienentwicklung /BEU 12/ abgeleiteten Szenarien ermitteln, wobei alle wahrscheinlichen und weniger wahrscheinlichen Entwicklungsmöglichkeiten des Endlagersystems berücksichtigt werden. Einige Teilaspekte der Szenarien sind in der Integritätsanalyse aus folgenden Gründen nicht zu betrachten:

1. In manchen Szenarien sind Prozesse ausgewiesen, die nach heutigem Stand der Wissenschaft noch nicht ausreichend verstanden sind (z. B. Thermochemische Sulfatreduktion), so dass eine Betrachtung weder analytisch, noch numerisch, sondern allenfalls verbal erfolgen kann. Die Sicherheitsanalyse bleibt in Hinblick auf diese Prozesse zwangsweise unvollständig, und es wird der notwendige Forschungsbedarf ausgewiesen.
2. Manche zu betrachtende Prozesse können mit den gegenwärtigen technischen Mitteln nicht oder noch nicht mit ausreichender Präzision berechnet werden (z. B. Gasinfiltration ins Salzgebirge). Eine quantitative Analyse der Integritätskriterien ist somit in Bezug auf diese Prozesse nicht möglich. In diesem Fall wird die Relevanz

des Prozesses ohne genauere Quantifizierung diskutiert. Der Forschungsbedarf wird aufgezeigt.

3. Soweit Prozesse, Initial-FEP oder Alternativszenarien direkt und ausschließlich die Mobilisierung und Radionuklidfreisetzung betreffen, sind diese für die Integritätsanalyse als nicht relevant einzustufen.

Die Überführung der Szenarien in Rechenfälle hat wie die Szenarientwicklung den Anspruch, die möglichen Entwicklungen des Endlagersystems ohne Auslassung relevanter Fälle zu betrachten, wobei man sich auf eine möglichst geringe Anzahl repräsentativer und damit abdeckender Rechenfälle beschränken sollte. Für eine systematische Erzeugung von abdeckenden Rechenfällen aus Szenarien existiert bisher keine allgemeine Methodik. Weil alle Berechnungsmodelle Vereinfachungen (z. B. bzgl. des Detailgrades geologischer Strukturen) beinhalten, besteht darüber hinaus die grundsätzliche Problematik nachzuweisen, dass die numerischen Analysen in Bezug auf die betrachteten Prozesse und den betrachteten Parameterraum abdeckend sind. Hier besteht ebenfalls noch Forschungs- und Entwicklungsbedarf. Generell bilden die Berechnungsprogramme aber alle Skalen und THM-Prozesse ab, die für die Integritätsanalyse als relevant eingeschätzt werden.

Die in der VSG ermittelten Szenarien /BEU 12/ basieren jeweils auf mehreren FEP (Akronym für features, events und processes), die untereinander eine Vielzahl von Abhängigkeiten aufweisen. In einem ersten Schritt wurde festgestellt, ob ein in dem Szenarium verwendetes FEP relevant im Sinne der Integritätsanalyse ist (Kap. 3.2.1). Dies wird im Allgemeinen im Bericht zur Szenarientwicklung dokumentiert /BEU 12/, in welchem die Relevanz erläutert wird.

Wie bereits erläutert, wird die numerische Analyse der Integrität mit unterschiedlichen Berechnungsprogrammen durchgeführt, mit welchen die für die Integritätsanalyse relevanten Skalen und Prozesse betrachtet werden können (Kap. 2.2). Es wurde zusätzlich in einem zweiten Schritt geprüft, zu welchem Berechnungsprogramm die einzelnen FEP zugeordnet werden können (s. a. Kap. 3.2.2). Ziel ist es, möglichst viele innerhalb der Szenarien ablaufenden Prozesse in der quantitativen Integritätsanalyse zu berücksichtigen. Zusätzlich lässt sich in diesem Schritt erkennen, für welche Prozesse – besonders aufgrund möglicher fehlender Kopplung – möglicherweise Forschungsbedarf oder auch Entwicklungsbedarf hinsichtlich ihrer Umsetzung in Rechenprogramme besteht.

Letztendlich berücksichtigen die Rechenfälle jeweils das Berechnungsprogramm und das dem Programm zuordnungsbare FEP. Ein Rechenfall kann daher als numerisches Modell eines Teilaspektes eines Szenariums verstanden werden und entspricht damit der Definition eines Rechenfalls im Projekt VSG (siehe Glossar in /MÖN 12/). Da in den Berechnungsprogrammen alle – bis auf oben stehende Ausnahmen – für die Integritätsanalyse relevante Prozesse und Skalen betrachtet werden, decken die Rechenfälle umfassend die entstandenen Szenarien ab.

Im folgenden Kap. 3.2.1 wird zunächst dargestellt, welche FEP aus den oben genannten Gründen nicht oder nur teilweise in den hier vorliegenden Analysen betrachtet werden bzw. betrachtet werden können. Dann werden die Rechenfälle des Referenzszenariums (Kap. 3.2.2) und die Rechenfälle der Alternativszenarien (Kap. 3.2.3) für die Variante AB1 dargestellt. Im Rahmen der Betrachtung der unterschiedlichen Einlagerungsvarianten entstehen keine weiteren Initial-FEP /BEU 12/, so dass für die hier dargestellte Vorgehensweise keine weitere Betrachtung bezüglich der Relevanz für die Integritätsanalysen stattfinden muss. In Kap. 3.2.2 wird kurz dargestellt, welche weiteren Rechenfälle aus der Einlagerungsvariante C entstehen.

### **3.2.1 Berücksichtigung der FEP aus dem Referenzszenarium für die Variante AB1**

Das Referenzszenarium besteht aus 23 initialen FEP (/BEU 12/). Von diesen sind einige noch Gegenstand zukünftiger Forschung und Entwicklung, so dass sie in numerischen Analysen bisher noch nicht angemessen berücksichtigt werden können.

Dies ist der Fall für die FEP *Subrosion* und *Glaziale Rinnenbildung*, die beide klimatisch bedingte Änderungen der hydrologischen und geochemischen Randbedingungen im Deckgebirge mit weitreichenden Veränderungen der Oberflächentopologie widerspiegeln (z. B. Erosion oder Sedimentation), die aber bzgl. der Reichweite dieser Prozesse mit den zur Verfügung stehenden geomechanischen Werkzeugen nicht abgebildet werden können. Ebenso lassen sich beide FEP nicht über geeignete Randbedingungen in die Berechnungsprogramme einbinden (wie es z. B. für das FEP *Kryogene Risse* möglich ist). Deshalb wird die Analyse des Einflusses der *Subrosion* auf die Integrität der geologischen Barriere in verbal-argumentativer Form erfolgen (Kap. 4.3). Berücksichtigt wurde die Interaktion beider Prozesse, *Subrosion* und *glaziale Rinnenbildung*.

Ähnlich komplex sind die Anforderungen für das FEP *Diapirismus*. Die zeitliche Entwicklung des Salzstock Gorlebens wird umfassend in der Geologischen Langzeitprognose beschrieben /MRU 11/. Dabei wird ausgeführt, dass die diapirischen Prozesse nahezu zum Stillstand gekommen sind oder zumindest rezessiv sind, d. h. die Struktur befindet sich in einem isostatischen Gleichgewichtszustand. Deshalb wird für die Integritätsanalyse der geologischen Barriere eingeschätzt, dass es nicht notwendig ist, ein spezielles Salzstockmodell aufzubauen, das die halokinetische Strukturentwicklung bis heute sowie zukünftig abbildet. Unabhängig davon wird die durch den Wärmeeintrag induzierte Hebung als wesentliche Einwirkung für die Barriereintegrität mit den verwendeten Berechnungsmodellen berechnet, woraus die stärksten Belastungen für die geologische Barriere resultieren, wobei dies aber nicht dem Prozess des natürlichen Diapirismus entspricht. In diesem Fall wird die Analyse des Einflusses des *Diapirismus* auf die Integrität der geologischen Barriere ebenfalls in verbal-argumentativer Form erfolgen (Kap. 4.3).

Forschungs- und auch Entwicklungsbedarf besteht hinsichtlich der Auswirkungen für die Integrität der geologischen Barriere für die FEP *Kohlenwasserstoffe im Wirtsgestein* und *thermochemische Sulfatreduktion*. Deshalb wird darauf hingewiesen, dass dieser Prozess in zukünftigen Sicherheitsanalysen möglicherweise mit einzubeziehen ist. Aus heutiger geomechanischer Sicht sind die KW-Vorkommen vermutlich nicht für die Integrität der geologischen Barriere relevant /BEU 12/, /BRA 12/. Auch eine Volumenänderung durch *thermochemische Sulfatreduktion (TSR)* wird nicht als relevant angesehen, da diese insgesamt im Verhältnis zur Volumenänderung durch den Wärmeeintrag klein ist. Beide FEP *Kohlenwasserstoffe im Wirtsgestein* und *thermochemische Sulfatreduktion* werden deshalb in den numerischen Analysen nicht betrachtet.

Von den verbliebenen FEP sind zunächst einige als nicht relevant für die Integritätsanalyse der geologischen Barriere einzustufen, da sie ausschließlich die Analysen bezüglich der Radionuklidmobilisierung, des Radionuklidtransports (AP 10) oder die Integritätsanalyse der geotechnischen Barrieren (AP 9.2) betreffen. Dies trifft für das FEP *Versagen eines Brennelement-Behälters* zu, welches Relevanz für die radiologische Konsequenzenanalyse (AP 10) besitzt. Weiter gehört zu dieser Kategorie das FEP *Alteration von Strecken- und Schachtverschlüssen*, welches in der Integritätsanalyse der geotechnischen Barrieren (AP 9.2) berücksichtigt wird. In den in diesem Bericht beschriebenen hydraulischen Analysen zum Referenzszenarium wird davon ausgegangen, dass sich die Verschlüsse auslegungsgemäß verhalten und ein Versagen erst nach dem Erreichen des Auslegungszeitraums (50.000 Jahre) unterstellt wer-



den muss. Ebenso wirkt das FEP *Nicht thermisch induzierte Volumenänderung von Materialien* primär auf die Verschlüsse (Streckenverschlüsse, Schachtverschlüsse) und deren Nebengestein, was in den Analysen für die geotechnische Barrieren (AP 9.2) berücksichtigt wird. Im Zusammenspiel zwischen den FEP *Kohlenwasserstoffe im Wirtsgestein*, *TSR* und *Nicht thermisch induzierte Volumenänderung von Materialien* sind die geomechanischen Auswirkungen Gegenstand von Forschung und Entwicklung.

Das FEP *Auflösung und Ausfällung* ist laut /BEU 12/ für das Wirtsgestein im Nahfeld im Rahmen der Integritätsanalyse der geologischen Barriere nicht von Bedeutung, da die vorhandenen Lösungen mit den Mineralphasen des Hauptsalzes im Gleichgewicht stehen. Bedeutung hat dieses FEP für die Integritätsanalyse der geologischen Barriere im oberen Bereich des Salzstocks, am Salzspiegel, da das FEP *Subrosion* diesen Prozess beinhaltet. Analog zum FEP *Subrosion* muss die *Auflösung und Ausfällung* deshalb verbal-argumentativ betrachtet werden.

Die FEP *Lageverschiebung des Schachtverschlusses* und *Quellen des Bentonits* werden in den Analysen von AP 9.2 zur Integritätsanalyse der geotechnischen Barrieren betrachtet. Dies gilt desgleichen für das FEP *Korrosion von Materialien mit Zement- oder Sorelphasen*. Diese FEP werden im Rahmen der Integritätsanalyse der geologischen Barriere daher nicht betrachtet.

Das FEP *Materialversprödung durch Wasserstoffaufnahme* hat ebenso keine Konsequenzen für die Integrität der geologischen Barriere. Die ggf. nicht mehr funktionsfähigen Behälter werden im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse (AP 10) behandelt.

Im Ergebnis verbleiben zur Berücksichtigung für die Rechenfälle im Referenzszenarium demnach zehn FEP, für weitere vier FEP erfolgt die Integritätsanalyse nicht durch Berechnungen, sondern verbal-argumentativ (Kap. 3.3 und 4.3).

### **3.2.2 Beschreibung der Rechenfälle der Referenzszenarien**

Im Folgenden werden anhand der für die Integritätsanalyse relevanten FEP kurz die wesentlichen Aspekte der Rechenfälle dargestellt. Insbesondere wird beschrieben, inwieweit die für die Integritätsanalyse relevanten FEP in den Berechnungsprogrammen berücksichtigt werden. Eine Übersicht der berücksichtigten FEP und ihrer Zuord-

nung zu den Berechnungsprogrammen findet sich in Tab. 3.2. Unter der Maßgabe, möglichst viele Prozesse in den Berechnungsprogrammen gekoppelt zu betrachten und mit möglichst wenigen Rechenfällen die Prozesse des Referenzszenariums abzudecken, entstehen insgesamt sieben Rechenfälle. Dazu entstehen weitere drei Rechenfälle aufgrund der Betrachtung des Bohrlochkonzepts (Variante C). Die Einlagerungsvariante B2 wurde nicht betrachtet, eine vollständige Planung der Grubengebäude für diese Variante wurde nicht durchgeführt. Eine Übersicht der Rechenfälle ist in Tab. 3.3 dargestellt. Mit den dort benannten Rechenfällen ist eine belastbare Integritätsanalyse des Referenzszenariums möglich. Angemerkt sei bereits hier, dass die dargestellten Rechenfälle übergeordneter Natur sind und sich z. B. durch Parametervariationen in beliebig viele „Sub“-Rechenfälle untergliedern lassen.

**Tab. 3.2** Zuordnung der FEP zu den Rechenprogrammen

<b>Projektpartner</b>	<b>BGR</b>		<b>IfG</b>		<b>GRS</b>
<b>Berechnungsprogramm</b>	<b>JIFE</b>		<b>UDEC</b>		<b>TOUGH2</b>
Skala Initial-FEP	Kaltzeit (3D)	Fernfeld (2D/3D)	Fernfeld (2D)	Nahfeld (2D)	Gruben- gebäude (3D)
Erdbeben					
Bildung kryogener Klüfte					
Konvergenz					
Fluiddruck					
Metallkorrosion					
Auflockerungszone					
Störungen und Klüfte im Wirtsgestein					
Spannungsänderung und Spannungsumlagerung					
Fluidvorkommen im Wirtsgestein					
Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein					

Ausgehend von den Integritätskriterien sowie der Analyse von praktischen Erfahrungsfällen, wo die geologische Barriere im konventionellen Salzbergbau versagt hat (/MIN 10b/), wird eingeschätzt, dass das FEP *Druckgetriebene Infiltration von Fluiden* ein Schlüsselprozess zur Bewertung der Barrierenintegrität ist /MIN 12a/. Sie findet auf

mikromechanischer Ebene an Korngrenzen der Salzkristalle und darüber hinaus gehend im makroskopischen Maßstab an Schichtflächen/Diskontinuitäten im Salzgebirge statt. Auf die geologische Barriere des Salzstockes Gorleben wirken ausgehend vom Salzspiegel hydraulische Belastungen, die zu einer Verletzung des Minimalspannungskriteriums unter Wirkung innerer thermomechanischer Belastungen führen können und damit zu einer fluiddruck-getriebenen Generierung von hydraulischen Fließwegen.

Mit den thermomechanischen Berechnungen des IfG und der BGR (Tab. 3.3: alle Rechenfälle zur Streckenlagerung und Bohrlochlagerung) wird untersucht, ob es durch den Wärmeeintrag der radioaktiven Abfälle in das Gebirge zu einem Abfall der Gebirgseinspannung unter den am Salzspiegel anstehenden Flüssigkeitsdruck infolge der thermischen Gebirgsausdehnung und Salzstockhebung kommen kann und wie tief Salzlösungen infolge einer Verletzung des Minimalspannungskriteriums in den Salzstock eindringen können. Zusätzlich wird in gekoppelten THM-Berechnungen mit dem 2D-Modell des IfG untersucht, ob sich im Fall eines Erdbebens Überdrücke entwickeln, die zu einem lokalen Aufreißen steil stehender Diskontinuitäten und Schichtflächen im Salinar führen können (Tab. 3.3: Rechenfall „Erdbeben“)

Für das FEP *Erdbeben* wird die Ausprägung eines Erdbebens auf der Basis eines sog. Bemessungserdbebens mit einer Intensität von 7,3 (MSK Skala) angegeben /BEU 12/. Die Verschlüsse sind gegen eine solche Ausprägung ausgelegt. Obwohl in /BEU 12/ davon ausgegangen wird, dass die Integrität der geologischen Barriere durch das Erdbeben nicht verletzt wird, muss dies durch die Integritätsanalyse nachgewiesen werden. Der Zeitpunkt für das Erdbeben wird aus sicherheitstechnischer Sicht zum ungünstigsten Moment gewählt, wenn z. B. die durch die Wärmeentwicklung entstehenden Thermospannungen am Salzspiegel am größten sind. Dieser Rechenfall wird durch das Fernfeld-Berechnungsmodell des IfG betrachtet (Tab. 3.3: Rechenfall „Erdbeben“).

Die *Bildung von kryogenen Klüften* wurde in der Vergangenheit als mögliche Ursache auf klimatisch bedingte Temperaturänderungen infolge einer Kaltzeit zurückgeführt, wobei der grundsätzliche Prozess der Entstehung dieser steilstehenden Risse in vereinzelt Salzstrukturen Norddeutschlands noch Gegenstand der Forschung ist /HAM 12a/. Weiterhin ist die zukünftige Klimaentwicklung nicht exakt prognostizierbar /MRU 11/. In diesem Sinne wird das FEP *Bildung kryogener Klüfte* in den Berechnungsmodellen nicht direkt betrachtet. Vielmehr wird in den Berechnungsmodellen ein hoher Temperaturgradient als Temperaturrandbedingung gewählt, dessen mögliche

Auswirkung die Entstehung dieser Risse sein kann. Die Temperaturänderungen werden erst zu einem Zeitpunkt erwartet, der weit nach Verschluss des Endlagers liegt. Relevant für Temperaturänderungen, die bis in große Teufen reichen, ist die Entstehung von Permafrost während einer Kaltzeit. Es wird angenommen /BEU 12/, dass es mehrere Kaltzeit/Warmzeit-Zyklen am Standort geben wird. Diese Zyklen müssen jedoch nicht nacheinander in den Berechnungsmodellen berücksichtigt werden, da die geologische Ausgangssituation zu Beginn jedes Zyklus gleich ist (die Ausnahme ist die Glaziale Rinne, Kap. 3.2.1 und 4.3). Dies wird in den Rechenfällen „Kaltzeiten“ und „Gletscher“ betrachtet (Tab. 3.3), jeweils mit unterschiedlichen Randbedingungen und mit unterschiedlichen Gittermodellen (Kap. 4.1.4).

Das FEP *Fluiddruck* wird unter vielen verschiedenen Aspekten im Grubenmodell der GRS betrachtet (Tab. 3.3: Rechenfall „Fluiddynamik“; Kap. 4.2). Der *Fluiddruck* ist dabei keine konstante Größe, sondern ändert sich zeitlich und räumlich, was als Rechenergebnis verschiedener untereinander wechselwirkender Prozesse ausgewiesen wird – z. B. entsteht Gas, welches im Grubenbau einen *Fluiddruck* erzeugt, durch die Korrosion der Behälter. In den Berechnungen betrachtet werden z. B. unterschiedliche Korrosionsraten (Kap. 4.2.4). Die Rechenergebnisse – beispielsweise Druckaufbau an den Streckenverschlüssen – werden in den Rechenmodellen zur Integritätsanalyse der geotechnischen Barrieren (AP 9.2) weiter verwendet. Falls der durch Korrosion entstehende Gasdruck über der minimalen Hauptspannung liegt, muss laut /BEU 12/ das FEP *Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein* betrachtet werden. In den Berechnungen zur Gasbildung kann der Prozess der Infiltration nicht direkt im Grubengebäude-Berechnungsmodell der GRS abgebildet werden. Es wird unter vereinfachenden Annahmen (Kap. 4.2) das Volumen berechnet welches in das Gestein infiltrieren könnte (Tab. 3.3: Rechenfall „Fluiddynamik“). Die Konsequenzen dieser Infiltration werden diskutiert, hier wird Forschungs- und Entwicklungsbedarf aufgezeigt (Kap. 7).

Der *Fluiddruck* ist neben Rechenergebnis auch Randbedingung für weitere geomechanische Prozesse, z. B. durch die Annahme eines hydrostatischen Drucks durch Grundwasser und Meeresüberdeckung am oberen Schacht oder durch die Annahme eines Zutritts von 5100 m<sup>3</sup> /BEU 12/ Lösung in den Infrastrukturbereich zum Zeitpunkt der Fertigstellung des Schachtverschlusses, hängt aber auch z. B. von den geologischen Rahmenbedingungen ab. Daher ist das FEP *Störungen und Klüfte* nach /BEU 12/ für die Schächte und den Infrastrukturbereich insofern relevant, als möglicherweise Lösung zutreten kann. Die Auswirkung der vorhandenen *Störungen und Klüfte*, die zutretene Lösungsmenge von 5100 m<sup>3</sup> Lösung, wird im Grubenmodell der GRS

als Randbedingung in jedem Rechenfall berücksichtigt (Tab. 3.3: Rechenfall „Fluiddynamik“).

Da das FEP *Fluidvorkommen im Wirtsgestein* vor allem für die Annahme des Zutritts von Lösungen in den Infrastrukturbereich Bedeutung hat, ist dieses FEP auch wesentlich für die hydraulischen Analysen der GRS (Tab. 3.3: Rechenfall „Fluiddynamik“).

Das FEP *Metallkorrosion* wird für die Behälter in den Modellen nicht als physikochemischer Prozess mit Quantifizierung des Metallabtrags abgebildet, da die Behälter selbst keine geologische Barriere sind. Dennoch ist das Produkt der *Metallkorrosion* – das entstehende Gas – von Bedeutung, da möglicherweise ein stark erhöhter Gasdruck im Grubenbau die Integrität der geologischen Barriere und Verschlussbauwerke beeinträchtigt. Dies wird im Rechenmodell der GRS unter verschiedenen Randbedingungen betrachtet (Tab. 3.3: Rechenfall „Fluiddynamik“; Kap. 4.2). Es wird vereinfachend angenommen, dass die durch das Versatzmaterial in die Einlagerungsstrecken eingebrachte und die in den Behältern vorhandene Menge Wasser (z.B. aus /WOL 12a/) vollständig zur *Metallkorrosion* zur Verfügung steht. Dabei wird angenommen, dass der Feuchtegehalt im Versatz dem der Gebirgsfeuchte (0,02 Gew.-%) entspricht. Auch die Feuchte im Versatz, die nicht unmittelbar an die Behälter grenzt, wird der für die Korrosion zur Verfügung stehenden Lösungsmenge zugeschlagen (z. B. insgesamt ca. 52,22 kg Wasser<sup>3</sup> pro Pollux-10 Behälter, s. a. Anhang A.3.4), so dass Prozesse, die den Lösungsgehalt im Grubengebäude erhöhen (wie thermochemische Sulfatreduktion, ca. 0,400 kg pro Pollux-10 Behälter /BRA 12/), damit im Hinblick auf den Gasdruckaufbau abdeckend analysiert werden können.

Dem FEP *Konvergenz* kommt eine zentrale Rolle zu, vor allem weil davon auch die Kompaktion des Salzgrus abhängt, welcher eine wesentliche Komponente im Sicherheitskonzept darstelle /MÖN 12/. Die Ausprägung dieses FEP ist Rechenergebnis aller betrachteten Rechenfälle im Nahfeldmodell des IfG (Tab. 3.3: Rechenfall „Streckenlagerung 2D“) und auch Anfangsbedingung im Grubengebäudemodell der GRS

---

<sup>3</sup> Dies entspricht der maximal möglichen Menge Wasser nach den zur Zeit der Berechnungen bekannten Werte unter den extrem pessimistischen Annahmen, dass alle Brennstäbe in allen Behältern schon bei Entnahme aus dem Reaktor defekt waren, dies nicht entdeckt wurde und während der Zwischenlagerung kein Wasser verdampfen konnte (18 kg pro Gebinde /DÖR 12/). Eine Aktualisierung dieser Werte erfolgte im Rahmen einer Nachprüfung erst nach Durchführung der Rechnungen für AP 9a, da so dass an dieser Stelle die aktualisierten Restfeuchtemengen nicht berücksichtigt werden konnten.

(Tab. 3.3: Rechenfall „Fluiddynamik“). Für dieses FEP besteht eine starke Wechselwirkung mit den thermomechanischen Spannungen, der Kompaktion des Versatzes und der Entwicklung des Fluiddrucks. Für das FEP *Auflockerungszone* gilt ähnliches (Tab. 3.3: Rechenfall „Streckenlagerung 2D“). Die Ausprägung der Auflockerungszone ist Rechenergebnis der hier dargestellten Analysen und wird in einer Vielzahl von weiteren Analysen betrachtet. Zentraler Gegenstand der Integritätsanalyse der geologischen Barriere sind thermomechanische Modellrechnungen. Deshalb ist das FEP *Spannungsänderungen und -umlagerungen* für die Integritätsanalyse von wesentlicher Bedeutung. Es wird von einer Vielzahl anderer FEP ausgelöst oder beeinflusst. Wie oben bereits erwähnt, ist die Konvergenz innerhalb des Grubengebäudes ein wichtiger zu betrachtender Prozess, ebenso wie die durch die Auffahrung entstandene Auflockerungszone um die Kontur der Grube. Die Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle führt zu *Spannungsänderungen und -umlagerungen* im gesamten Wirtsgestein auf allen räumlichen Skalen (Grubenbau bis Fernfeld) und wird für die Integritätsanalyse der geologischen Barriere in verschiedenen Rechenfällen betrachtet (Tab. 3.3: alle Rechenfälle zur Streckenlagerung), wobei aufgrund unterschiedlicher Zielsetzungen unterschiedliche Modellkonstellationen verwendet werden:

- In je einem Rechenfall wird die Integritätsanalyse zwei- und dreidimensional durchgeführt, ohne dass der Grubenbau berücksichtigt werden kann (Tab. 3.3: Rechenfall „Streckenlagerung 2D-Vorstudie“ und „Streckenlagerung 3D“). Hier werden die thermomechanischen Auswirkungen der Einlagerung wärmentwickelnder Abfälle für den gesamten Salzstock und für das Deck- und Nebengebirge betrachtet, insbesondere in einem 3D-Modell.
- Im einem dritten Rechenfall werden die Prozesse im Wirtsgestein unter Einbeziehung der thermomechanischen Prozesse im Grubenbau zweidimensional betrachtet (Tab. 3.3: Rechenfall „Streckenlagerung 2D“). In diesem Rechenfall werden Prozesse/FEP wie Konvergenz, thermisch induzierter Diapirismus, Auflockerungszone und insbesondere der kompaktierende Versatz berücksichtigt.
- In einem vierten (Tab. 3.3: Rechenfall „Kaltzeiten“) und fünften Rechenfall (Tab. 3.3: Rechenfall „Gletscher“) werden die Auswirkungen einer Überfahung des Standortes durch Inlandeis untersucht. Dabei werden eine vollständige Gletscher-

überlagerung und eine seitliche Gletscherrandlage mit Mächtigkeiten<sup>4</sup> von 700 m und 1.500 m berücksichtigt.

Die Betrachtung der Einlagerungsvariante C (Bohrlochlagerung, Kap. 3.1) führt im Rahmen der Integritätsanalyse der geologischen Barriere zu weiteren Rechenfällen. Auch für die Variante C wird in je einem Rechenfall die Integritätsanalyse zwei- und dreidimensional durchgeführt, ohne dass der Grubenbau berücksichtigt werden kann (Tab. 3.3: Rechenfall „Bohrlochlagerung 2D-Vorstudie“ und „Bohrlochlagerung 3D“). Hier werden die thermomechanischen Auswirkungen der Einlagerung wärmentwickelnder Abfälle für den gesamten Salzstock und für das Deck- und Nebengebirge betrachtet (Kap. 4.1.2.5). In einem weiteren Rechenfall (Tab. 3.3: Rechenfall „Bohrlochlagerung 2D“) wurden ebenfalls die thermomechanischen Auswirkungen der Einlagerung wärmentwickelnder Abfälle betrachtet. In diesem Rechenfall konnten aufgrund der in Kap. 2.3 genannten Gründe das Grubengebäude und insbesondere die verfüllten und verrohrten Bohrlöcher nicht berücksichtigt werden (Kap. 4.1.2.4).

**Tab. 3.3** Übersicht der betrachteten Rechenfälle und der darin berücksichtigten Initial-FEP

<b>Rechenfall</b>	<b>Berücksichtigte Initial-FEP</b>
Erdbeben (Kap. 4.1.3)	<i>Erdbeben Spannungsänderung und Spannungsumlagerung Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein</i>
Streckenlagerung 2D (Kap. 4.1.2.2)	<i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung Konvergenz Auflockerungszone Störungen und Klüfte im Wirtsgestein</i>
Streckenlagerung 2D-Vorstudie (Kap. 4.1.2.3)	<i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i>
Streckenlagerung 3D (Kap. 4.1.2.3)	<i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i>

---

<sup>4</sup> Im Zuge der Bearbeitung der Rechenfälle zwischen AP 7, AP 8, AP 9 und AP 10 wurde zunächst eine als wahrscheinlich beurteilte Gletschermächtigkeit von 700 m als Berechnungsgrundlage genutzt, die im weiteren Verlauf des Vorhabens auf 1500 m revidiert wurde. Dies konnte aus zeitlichen Gründen nicht für alle Rechenfälle umgesetzt werden. Unterschiedliche Gletschermächtigkeiten wirken sich auf die Spannungsverteilung der darunter liegenden Gebirge aus.

<b>Rechenfall</b>	<b>Berücksichtigte Initial-FEP</b>
Gletscher (Kap. 4.1.4.1)	<i>Bildung kryogener Klüfte</i> <i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i>
Kaltzeiten (Kap. 4.1.4.2)	<i>Bildung kryogener Klüfte</i> <i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i>
Fluiddynamik (Kap. 4.2)	<i>Konvergenz</i> <i>Fluiddruck</i> <i>Metallkorrosion</i> <i>Auflockerungszone</i> <i>Fluidvorkommen im Wirtsgestein</i> <i>Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein</i>
Bohrlochlagerung 2D (Kap. 4.1.2.4)	<i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i> <i>Konvergenz</i> <i>Auflockerungszone</i> <i>Störungen und Klüfte im Wirtsgestein</i>
Bohrlochlagerung 2D-Vorstudie (Kap. 4.1.2.5)	<i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i>
Bohrlochlagerung 3D (Kap. 4.1.2.5)	<i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i>

### **3.2.3 Ableitung und Beschreibung der Rechenfälle aus den Alternativszenarien**

Die Ableitung der Alternativszenarien für die Einlagerungsvariante AB1 sind in /BEU 12/ beschrieben. Insgesamt wurden 17 weniger wahrscheinliche Alternativszenarien abgeleitet. Für die Alternativszenarien erfolgt in /BEU 12/ ein Hinweis, wenn das jeweilige Szenarium in den Analysen zur Integrität zu berücksichtigen ist.

In Kapitel 3.2 wurden Einschränkungen bzgl. der Ableitung von Rechenfällen aufgezeigt. Dies waren kurzgefasst:

- Prozesse, die weiterer Forschung bedürfen,
- Prozesse, die weiterer Entwicklung bedürfen und
- Prozesse, die dem Radionuklidtransport zuzuordnen sind.

Bezogen auf ihre Relevanz für die Integritätsanalyse gilt für die Alternativszenarien deshalb vergleichbares zu Kap. 3.2.1. Die Alternativszenarien, die auf der Betrachtung



der FEP beruhen, die den o. g. Einschränkungen unterliegen, können deshalb nicht als Rechenfall im Rahmen der Integritätsanalyse betrachtet werden, sondern werden verbal-argumentativ betrachtet, ggf. notwendiger Forschungs- und Entwicklungsbedarf wird ausgewiesen.

Dies gilt für die Alternativszenarien A1a1, A1a2, A1i1 und A1i9 (diese beziehen sich auf spezifische Annahmen zur Klimaentwicklung und zu den FEP *Glaziale Rinnenbildung* und *Subrosion*), welche nicht rechnergestützt analysiert werden. Ebenso gilt dies für die Szenarien A1i2 „Initial-FEP *Versagen eines Brennelement-Behälters*“, A1m1 „FEP *Radionuklidmobilisierung*“, A1w1 „weniger wahrscheinliches (w. w.) FEP *Vorzeitiges Versagen eines Schachtverschlusses*“, A1w2 „w. w. FEP *Vorzeitiges Versagen eines Streckenverschlusses*“. Diese Szenarien sind nicht für die Integritätsanalyse, sondern für die Konsequenzenanalyse des radiologischen Langzeitnachweises relevant. Für das Alternativszenarium A1i7 „Initial-FEP *thermochemische Sulfatreduktion*“ gilt die Einschätzung, dass die Volumenänderung nicht relevant für die Integrität ist, dass aber ebenfalls Forschungs- und Entwicklungsbedarf besteht.

Im Alternativszenarium A1a3 („Sicherheitsabstand unterschritten wegen Fehlinterpretation der Erkundungsergebnisse“) wird davon ausgegangen, dass Fehler bei der Interpretation der Erkundungsergebnisse dazu führen, dass der planmäßige Sicherheitsabstand von 50 m nicht eingehalten wurde, sondern um 10 m reduziert wird. Dies wird im Rahmen der Integritätsprüfung im Nahfeld – Berechnungsmodell des IfG überprüft (Rechenfall „Streckenlagerung 2D“). Eine separate Berechnung ist für diese Analyse nicht erforderlich.

Dies gilt ebenso für das Alternativszenarium A1a4 („Sicherheitsabstand unterschritten wegen unentdeckter Klüfte“). Hier geht man davon aus, dass eine Kluft mit ca. 5 m Länge um lösungsführende Gesteine herum während der Erkundung nicht entdeckt wurde und durch die thermomechanischen *Spannungsänderungen und Spannungsumlagerungen* beeinflusst werden. Dies wird im Rechenfall „Streckenlagerung 2D“ betrachtet, so dass auch hier eine separate Berechnung nicht erforderlich ist.

Im Alternativszenarium A1a5 („Erkundungssohle“) wird die Möglichkeit berücksichtigt, dass Wechselwirkungen zwischen der Erkundungs- und Einlagerungssohle aufgrund von Spannungsänderungen entstehen. Deshalb soll die Integrität der Schwebelagerung zwischen Erkundungs- und Einlagerungssohle auf ihre Integrität geprüft werden. Dies wird

in allen Berechnungen des Nahfeld-Modells des IfG berücksichtigt (Rechenfall „Streckenlagerung 2D“).

Für das Alternativszenarium A1i3 („Initial-FEP *Konvergenz*“) wurde die Unsicherheit bei der experimentellen Bestimmung der Kriechparameter betrachtet (z. B. Kriechklassen), wobei eingeschätzt wird, dass vor allem zu hoch angesetzte Kriechraten möglicherweise von sicherheitsrelevanter Bedeutung sind. Weiterhin werden sich im Fernfeld thermisch induzierte Spannungen bei verringerter Kriechgeschwindigkeit des Salzgesteins nicht so effektiv abbauen, d. h. die Reichweite einer deviatorinduzierten Schädigung ist möglicherweise größer. Rechentechnisch wurden die Analysen des Einflusses veränderter Randbedingungen mit unterschiedlichen Kriechraten durch eine Veränderung des Kriechansatzes im IfG-Berechnungsmodell realisiert (Rechenfall „Streckenlagerung 2D“; Kap. 4.1.2.2).

Das Alternativszenarium „Initial-FEP *Metallkorrosion*“ A1i4 ist für die Analysen im Rahmen der Integritätsprüfung relevant. Durch unterschiedliche Korrosionsraten entstehen unterschiedlich hohe Fluiddrücke im Grubenbau, die zu betrachten sind. In /MÖH 11/ sind Korrosionsraten beschrieben, die für ein sog. „feuchtes Szenario“ gelten. Dies ist ein Szenario, in welchem der Porenraum des Versatzes als lösungsgesättigt angenommen wird. Korrosionsraten in dieser Größenordnung werden in den Parametervariationen zum Rechenfall „Fluiddynamik“ betrachtet.

Im Alternativszenarium A1i5 („Initial-FEP *Spannungsänderung und Spannungsumlagerung*“) werden vor allem die thermomechanischen Einflüsse der Inlandvereisung und der thermischen Expansion und Kontraktion als relevant für die Integritätsprüfung beurteilt. Laut /BEU 12/ ist für die Eisauflast die – aus heutiger Sicht maximale – im Referenzszenarium angegebene Gletschermächtigkeit von 1500 m abdeckend. Dieser Fall wird bereits dem Rechenfall „Gletscher“ des IfG zu Grunde gelegt, so dass kein separater Rechenfall entsteht. Für den Fall eines alternativen thermomechanischen Einflusses auf die thermische Expansion und Kontraktion wurde im Nahfeld-Berechnungsmodell ein Rechenfall betrachtet in welchem der Wärmeeintrag durch die Abfälle so stark erhöht wurde, dass dieser unrealistische Rechenfall das Alternativszenario abdeckt (Rechenfall „Streckenlagerung 2D“). Zusätzlich wurde der Unterschied zwischen gleichzeitiger und sukzessiver Einlagerung nach einem „Einlagerungsfahrplan“ analysiert (Rechenfall „Streckenlagerung 2D“). Dadurch können die Unterschiede zwischen einem relativ hohen symmetrischen und einem zunächst niedrigeren aber unsymmetrischen Wärmeeintrag analysiert werden.

Obwohl im Rahmen der Integritätsanalyse das FEP *Fluidvorkommen im Wirtsgestein* für die hydraulischen und fluiddynamischen Analysen der GRS des Referenzszenariums relevant ist, trifft dies nicht für das Alternativszenarium A1i6 („Initial-FEP *Fluidvorkommen im Wirtsgestein*“) zu. In diesem Szenarium wird davon ausgegangen, dass sich im Infrastrukturbereich mehr Lösung befindet als im Referenzszenarium. Dies hat keinerlei Auswirkungen auf die Gasbildung in den Einlagerungstrecken, die für die Integritätsprüfung relevant ist. Deshalb wird dieses Szenarium nicht im Rahmen der Integritätsprüfung betrachtet, jedoch im Rahmen der radiologischen Konsequenzanalyse.

Für das Alternativszenarium A1i8 („Initial-FEP *Druckgetriebene Infiltration von Fluiden in das Salzgestein*“) soll angenommen werden, dass der Schwellwert für die Infiltration ins Wirtsgestein 2 MPa niedriger als die minimale Hauptspannung ist. Es wird – wie oben erwähnt – unter vereinfachenden Annahmen (Kap. 4.2) das Volumen berechnet, welches in das Gestein infiltrieren könnte. Die Konsequenzen der Gasinfiltration werden diskutiert, auch im Hinblick auf noch offenen Forschungs- und Entwicklungsbedarf.

Im Rahmen der Integritätsprüfung werden somit die in Tab. 3.4 genannten Alternativszenarien betrachtet.

**Tab. 3.4** Alternativszenarien zur Integritätsprüfung

Betrachtung	Szenarium	Bezeichnung
Spezifische Annahmen	„Sicherheitsabstand“: unterschritten wegen Fehlinterpretation der Erkundungsergebnisse	A1a3
	„Sicherheitsabstand“ unterschritten wegen unentdeckter Klüfte	A1a4
	„Erkundungssohle“	A1a5
Initial-FEP mit weniger wahrscheinlicher Ausprägung	Initial-FEP <i>Konvergenz</i>	A1i3
	Initial-FEP <i>Metallkorrosion</i>	A1i4
	Initial-FEP <i>Spannungsänderung und Spannungsumlagerung</i>	A1i5
	Initial-FEP <i>Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein</i>	A1i8

### 3.3 Randbedingungen der nicht-numerischen Integritätsanalyse

Für den Teilbereich der Szenarien, die nicht über numerische Berechnungsfälle abgedeckt sind (vgl. Kap. 3.2.2), wird eine verbal-argumentative Einschätzung der möglichen Auswirkungen auf die Barrierenintegrität gegeben. Diese Fälle bzw. die dafür anzusetzenden Randbedingungen werden im Folgenden kurz beschrieben.

Die wahrscheinliche Ausprägung des *Diapirismus* liegt bei 0,02 mm/a bzw. bei 0,07 mm/a /BEU 12/. Dies führt für den natürlichen (d. h. nicht durch die Einlagerung von wärmeentwickelnden Abfällen verursachten) Salzaufstieg zu einer maximalen Hebung von 70 m im Nachweiszeitraum für das Zentrum des Salzstocks.

Aufgrund der Einlagerung der wärmeentwickelnden Abfälle kommt es in den ersten 1000 Jahren nach der Einlagerung zu thermisch induzierten Hebungsraten, welche diejenigen durch geologische Prozesse um mehr als eine Größenordnung übersteigen. Die niedrigen Hebungsraten durch den *Diapirismus* sind lange nach Abklingen des Wärmeeintrags relevant. Man kann deshalb davon ausgehen, dass die Spannungsverhältnisse im Endlagerbergwerk und im Nahfeld, die durch den *Diapirismus* entstehen, durch die Berechnungen zur Einlagerung der wärmeentwickelnden Abfälle abgedeckt sind.

Im Falle der weiteren Hebung durch den *Diapirismus* besteht die Möglichkeit, dass die Abfälle eine Hebung um 70 m erfahren. Obwohl in /MRU 11/ ausgesagt wird, dass der *Diapirismus* am Standort Gorleben nahezu abgeschlossen ist bzw. die Hebungsrate sich degressiv entwickelt, wird für die weiteren Betrachtungen angenommen, dass die aus dem letzten geologischen Zeitabschnitt bestimmte Aufstiegsrate zukünftig andauert. Dementsprechend wird in der Ergebnisbewertung der Integritätsanalyse (Kap. 5) davon ausgegangen, dass das Endlagerbergwerk ca. 70 m höher liegt als geplant. Dieser Wert ist konservativ im Hinblick auf den Gesamthebungsbetrag im Bereich des Endlagerbergwerks und ebenfalls für Alternativszenarien abdeckend /BEU 12/.

Das im Referenzszenarium zu berücksichtigende FEP *Auflösung und Ausfällung* tritt im Zusammenhang mit dem FEP *Subrosion* auf. *Subrosion* ist laut /BEU 12/ der Prozess der Ablaugung des Salzgesteins durch gering mineralisiertes Grundwasser. Dabei wird unter Berücksichtigung der fortschreitenden Tieferlegung des Salzspiegels für die Zukunft eine Subrosionsrate von im Mittel 0,05 bis 0,1 mm/a erwartet, bei der es für das Referenzszenarium in 1.000.000 Jahre zu einer Abtragung von 50 bis 100 m

Salzmächtigkeit kommt /BEU 12/. Laut /BEU 12/ ist eine erneute selektive Ablaugung unter bestimmten Voraussetzungen möglich, so dass für ein Alternativszenarium insgesamt die Mächtigkeit der geologischen Barriere um 200 m reduziert werden würde.

Auslöser für vorauseilende Subrosion ist die Entstehung einer *glazialen Rinne*. Die Entstehung einer solchen Rinne soll im Referenzszenarium betrachtet werden. Das Anlegen der Rinne soll dazu führen, dass die Mächtigkeit der geologischen Barriere um 50 m abnimmt. Für die zu betrachtenden Alternativszenarien erhöht sich der Betrag der erosiven Tiefenwirkung der Rinne auf 100 m, bzw. es sind zwei sich überlagernde Rinnen mit je 50 m zu betrachten.



## **4 Ergebnisse der Analysen**

### **4.1 Integritätsanalyse der geologischen Barriere**

#### **4.1.1 Grundlagen**

##### **4.1.1.1 Stand von W&T**

Die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in einem endlich ausgedehnten Einlagerungsbereich im Salinar führt zu einer großräumigen Aufheizung des Salzstocks. Die Temperaturerhöhungen bewirken neben einer Veränderung der thermischen und mechanischen Gebirgseigenschaften vor allem eine thermisch bedingte Expansion des Wirtsgesteins. Wird diese Expansion durch den Widerstand des umgebenden Salzgebirges behindert, treten thermisch induzierte Spannungen auf, die zunächst vor allem den unmittelbaren Gebirgsbereich um das Einlagerungsbergwerk (Nahfeld) beanspruchen, aber auch das Fernfeld erfassen. Aus früheren Berechnungen von /NIP 88a/ geht hervor, dass die Einlagerung wärmeproduzierender Abfälle Änderungen der Spannungs- und Verformungszustände im Salzgebirge hervorruft, die bereits schon nach wenigen Jahren bis in den Salzspiegelbereich reichen.

Für ein Endlagerbergwerk in Salzformationen ist das Vorhandensein ausreichend mächtiger Salinarbarrieren um den Einlagerungshorizont die entscheidende Voraussetzung zur Erlangung eines sicheren Einschlusses. Grundsätzlich ist davon auszugehen, dass das Salinargebirge im unverritzten Zustand als geologisch dicht zu charakterisieren ist. Erst im Zusammenhang mit den durch die nachfolgenden Vorgänge induzierten Spannungs- und Verformungsfelder sowie hydraulischen Belastungen wird das Integritäts- und Permeabilitätsverhalten einer geologischen Barriere beeinflusst /MIN 10c/:

- geogene Vorgänge
- bergbauinduzierte Beanspruchungen
- thermomechanische Beanspruchungen
- Fluiddruck-generierte Beanspruchungen

Für den Integritätsverlust von Salinarbarrieren sind folgende Prozesse von wesentlicher Bedeutung /MIN 10b/, /MIN 12a/:

- mechanische Schädigung bei Überschreitung der Dilatanzgrenze: Dieser Prozess läuft vor allem in der Auflockerungszone der anthropogen geschaffenen Hohlräume (EDZ) ab und ist von seiner Reichweite ins Gebirge stark begrenzt (Dezimeter- bis Meterbereich → Nahfeld)
- konvergenz- und thermomechanisch bedingte Spannungsumlagerungen: Dieser Prozess ist in Abhängigkeit von der Größe des Einlagerungsfeldes und den thermisch induzierten Beanspruchungen mit Gesteinsausdehnung sowie Hebung weitreichend (Dekameter bis einige hundert Meter → Fernfeld). Als Folge kann ebenfalls mechanische Schädigung (bei Überschreitung der Dilatanzgrenze) resultieren sowie zusätzlich eine
- fluiddruck-getriebene Generierung von hydraulischen Fließwegen entlang von Diskontinuitäten im mikro- und makroskopischen Maßstab im Salinargebirge (Korngrenzen, Schichtflächen), wenn die Fluiddrücke größer als die minimale Hauptspannung sind.

Zum Nachweis der Barrierewirksamkeit in der Umgebung eines im Salinar aufgefahrenen Endlagerbergwerkes ist das komplexe mechanische Verhalten der anstehenden Salinargesteine unter Berücksichtigung ihrer Wechselwirkung in entsprechenden geomechanischen Berechnungsmodellen zu beschreiben. Darüber hinaus ist auch das mechanische Verhalten von Schichtflächen und Diskontinuitäten zu berücksichtigen /MIN 07a/.

Das Salinar in einem Salzstock besteht überwiegend aus dem halitischen Salzgestein Steinsalz, den in den Kaliflözen abgelagerten Salzgesteinen, zu denen hauptsächlich Carnallit, Sylvinit und Hartsalz zählen, den anhydritischen nicht kriechfähigen Gesteinsschichten und den tonhaltigen Schichten wie Salzton. Das mechanische Verhalten der anstehenden Salinargesteine reicht dabei von duktil und kriechfähig, wie bei Steinsalz, über spröde und kriechfähig (typisch für Carnallit) bis zu spröde und nicht kriechfähig, wie bei Anhydrit.

Aufgrund der Entstehung durch sedimentäre Ablagerung und der Entwicklung von Salzlagerstätten liegen im Salzgebirge immer Schichtgrenzen zwischen Steinsalz und benachbarten Salinargesteinen (Kalisalze, Anhydrit, Salzton) vor. Diese begrenzen



Gesteinsschichten mit unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften bezüglich thermischer Ausdehnungskoeffizienten, elastischer und plastischer Eigenschaften sowie Kriecheigenschaften, woraus resultiert, dass sie bei thermomechanischer Beanspruchung mit induzierten Scherspannungen bevorzugt als potenzielle Wegsamkeiten in Frage kommen können. Weitere hydraulische und/oder mechanische Schwächeflächen können auch innerhalb größerer Homogenbereiche auftreten, wenn dort z. B. Schichtflächen ausgebildet sind oder lithologische Unterschiede, z. B. ein Wechsel in der Korngröße oder lagige Anhydriteinschlüsse, vorliegen<sup>5</sup>.

Von /MIN 10a/ wird eingeschätzt, dass ausgehend vom Minimalspannungskriterium bei thermomechanischer Beanspruchung die zeitabhängige, fluiddruck-generierte Vernetzung von interkristallinen Fließwegen von entscheidender Bedeutung für die Dichtigkeit von Salinarbarrieren ist, wenn es zu einer Reduzierung der Gebirgseinspannungen unter den am Salzspiegel anstehenden Flüssigkeitsdruck infolge der thermischen Gebirgsausdehnung kommt. Im Gegensatz dazu sind mechanische Schädigungen durch Überschreitung der Dilatanzgrenze, wenn sie auf die unmittelbare Hohlraumumgebung begrenzt (EDZ) sind bzw. im Fernfeld nur lokal auftreten, für die Integrität und Dichtigkeit mehrerer hundert Meter mächtiger Salinarbarrieren von sekundärer Bedeutung, weil dadurch keine durchgehenden Wegsamkeiten geschaffen werden.

Für den Nachweis der Integrität der Salzstockbarriere sind numerische Untersuchungen unerlässlich, deren Qualität entscheidend von den angesetzten mechanischen Materialmodellen bzw. Stoffgesetzen für die anstehenden Gesteine und Schichtflächen abhängt. Der hierzu vorliegende, international hohe Standard im Zuge der VSG eingesetzten geomechanischen Berechnungsverfahren wird u. a. in den Veröffentlichungen der letzten Salzmechanikkonferenzen (/BER 12/, /LUX 07/) und durch den unter Beteiligung von Arbeitsgruppen der USA laufenden Stoffgesetzvergleich dokumentiert /HAM 12b/.

---

<sup>5</sup> Es ist anzumerken, dass das als Wirtsgestein für die Einlagerung genutzte Hauptsalz lithologisch sehr homogen ausgebildet ist, wobei es aufgrund von Unterschieden in der makroskopischen Verteilung von akzessorischem Anhydritkomponenten vom Liegenden zum Hangenden in Knäuel-, Streifen- und Kristallbrockensalz unterschieden wird. Obwohl es aus geologischer Sicht dafür keine Befunde gibt, werden bei den Integritätsbetrachtungen des IfG die ausgewiesenen lithologischen Grenzen der verschiedenen Hauptsalzeinheiten in konservativer Weise als potenzielle Schichtflächen behandelt. Deshalb wird exemplarisch am Übergang vom Knäuel- zum Streifensalz im Zentrum des Einlagerungsbereiches eine hypothetische Schichtfläche abgebildet und bewertet.

Zur Bewertung der Barriereigenschaften der Salzsichten unter thermomechanischen Einwirkungen aus der Wärmefreisetzung im Einlagerungsbereich werden mittels numerischer Rechenverfahren die geomechanischen Prozesse simuliert, die zur Entstehung von Mikrorissen durch mechanische Schädigung oder fluiddruckgetriebene Öffnung von Korngrenzen führen, da die hierbei entstehenden Wegsamkeiten schließlich das Eindringen von Lösungen in die Einlagerungsfelder ermöglichen könnten. Diese konzeptionelle Vorgehensweise hat zur Folge, dass die Bewertung der hydraulischen Barriereigenschaften auf der Grundlage mechanischer Zustandsgrößen, nämlich berechneter Spannungs- und Verformungsfelder, erfolgt.

Die beiden Mechanismen zur Schaffung von Konnektivität entlang der Korngrenzen der Salzgesteine entsprechen den allgemein angewandten Kriterien zur Prüfung des Dichtheits- und Integritätsverhaltens von Salinarbarrieren, die auch bekannt sind als:

- Dilatanzkriterium (mechanische Beanspruchung)
- Fluiddruckkriterium bzw. Minimalspannungskriterium (hydraulische Beanspruchung)

#### **Dilatanzkriterium**

$$\frac{d\varepsilon_{Vol}}{d\varepsilon_1} \leq 0 \quad (4.1)$$

Dieses Kriterium fordert, dass bei deviatorischer Beanspruchung keine durchschlägigen Gefügebrauchlockerungen mit induziertem Risswachstum und Vernetzung interkristalliner Risse entstehen. Der Vorgang der Gefügebrauchlockerung ist allgemein mit Dilatanz, d. h. einer Volumenzunahme durch die Ausbildung von Mikrorissen und Rissakkumulationen, verbunden.

Der Spannungszustand, an dem die Volumenänderungsgröße  $\Delta\varepsilon_{Vol}$  positiv wird, also Dilatanz infolge Schädigung eintritt, wird als Dilatanzgrenze bezeichnet. Unterhalb dieser Spannungsgrenze ist die Volumenänderung Null (z. B. bei volumentreuer Verformung infolge Salzkriechen) bzw. kann sogar negativ sein, wenn es zu Rissabschlussprozessen (Kompaktion) kommt.

### Minimalspannungs- bzw. Fluidruckkriterium

$$n_F = \frac{\sigma_{\min} + \sigma_Z}{p_{Fl}} > 1 \quad (4.2)$$

Das Kriterium verlangt, dass die kleinste Gebirgsdruckspannung  $\sigma_{\min}$  in der abdichtenden Barriere zuzüglich einer zu überwindenden Zugfestigkeit  $\sigma_Z$  größer als der in der entsprechenden Teufenlage hypothetisch mögliche Fluiddruck  $p_{Fl}$  sein muss. Bei einem Sicherheitsfaktor  $n_F > 1$  gilt das Kriterium als erfüllt, d. h. ein druckgetriebenes Eindringen von möglicherweise anstehendem Fluid ist unter den gegebenen Einspannungsbedingungen nicht möglich.

In den Untersuchungen der BGR wird eine etwas vereinfachte Beschreibung dieses Kriteriums verwendet, das dann als **Laugendruckkriterium** bezeichnet wird. Es besagt, dass die Integrität gewährleistet ist, wenn die kleinste Hauptspannung nicht unter den Wert des in der entsprechenden Teufe anzunehmenden hydrostatischen Drucks fällt:

$$p_{Fl} - \sigma_{Min} < 0 \quad (4.3)$$

Da im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen bei der Bewertung mit dem Minimalspannungskriterium nach (4.2) kein Kredit von einer möglichen Zugfestigkeit genommen wird, d.h.  $\sigma_Z = 0$ , ist die qualitative Aussage beider Ansätze gleich.

Die Funktionsfähigkeit der Salzbarriere gilt als rechnerisch nachgewiesen, wenn beide Integritätskriterien in einem ausreichend mächtigen Bereich um das Endlagerbergwerk unverletzt bleiben und somit eine Bildung von Wegsamkeiten von wasserführenden Schichten bis in den Einlagerungsbereich aus geomechanischer Sicht ausgeschlossen werden kann. Diese beiden Kriterien zur Überprüfung der Integrität des einschlusswirksamen Gebirgsbereiches sind in den Sicherheitsanforderungen des BMU festgeschrieben /BMU 10/.

Ausgehend von einer den Rahmenbedingungen des jeweiligen Bergwerks angepassten Hohlraumdimensionierung<sup>6</sup> (z. B. Abbauteufe, Standzeit der Hohlräume) ist die mechanische Schädigung bzw. Dilatanz der verbleibenden Salzbarriere auf einen engen Bereich um die untertägig aufgefahrenen Strecken und Hohlräume begrenzt (Nahfeld), so dass es nicht zur Ausbildung von durchgängigen Wegsamkeiten kommt.

Bei dynamischen Belastungen (wie z. B. Erdbeben) können zusätzliche deviatorische Beanspruchungen (vgl. Kap. 4.1.3.3) im kriechfähigen Steinsalz hervorgerufen werden, die größere Barrierebereiche erfassen.

Unabhängig davon zeigt eine Analyse der Versagensfälle von Salinarbarrieren im Kali- und Steinsalzbergbau /MIN 10b/, /MIN 10c/, /MIN 12a/ jedoch, dass relativ mächtige Salinarbarrieren unter statischen Beanspruchungen undicht geworden sind, ohne durchgehende dilatante Schädigung. Verantwortlich hierfür war vielmehr die fluiddruckgetriebene Generierung hydraulischer Fließwege, sobald der Wasserdruck größer als die minimale Hauptspannung bzw. Normalspannung entlang der Korngrenzen der Salzgesteine war.

Vor Beginn der thermomechanischen Modellierung müssen folgende Grundlagen bekannt sein:

- Geologische Struktur des Salzstocks einschließlich Deck- und Nebengebirge als Basis für die Festlegung der Homogenbereiche.
- Technisches Einlagerungskonzept einschließlich Einlagerungsgeometrie.
- Gebirgstemperaturzustand vor Beginn der Einlagerung.
- Gebirgsspannungszustand vor Beginn der Einlagerung.
- Thermische Materialeigenschaften der angenommenen Homogenbereiche bezüglich Wärmeleitfähigkeiten und spezifischen Wärmekapazitäten.

---

<sup>6</sup> Hierbei kann in Deutschland auf die praktischen Erfahrungen eines 150-jährigen Kali- und Steinsalzbergbaus und auf Erkenntnisse, die aus Fehleinschätzungen zu ziehen sind, zurückgegriffen werden. Die Analysen zeigen, dass die in der Vergangenheit aufgetretenen Schadensfälle (z. B. Lösungszutritt in ein Salzbergwerk, wie im Fall Asse, oder Gebirgsschläge mit einem kettenartigen Versagen von Tragpfeilern im Kalibergbau) in der Regel entweder aus der Unterschreitung von Sicherheitsabständen (z. B. zum wasserführenden Deck- oder Nebengebirge) oder einer zu exzessiven Abbautätigkeit resultierten.

- Mechanische Materialeigenschaften der angenommenen Homogenbereiche bezüglich Elastizität, stationärem Kriechen (Kriechklassen), Dilatanzgrenze, Bruchgrenze sowie post-failure Verhalten.

Die Untersuchungen zur Barrierenintegrität bauen auf den umfangreichen und langjährigen Voruntersuchungen der BGR auf. Zur grundlegenden Analyse des Tragverhaltens und zur Verbesserung des Systemverständnisses vom Standort Gorleben wurden von der BGR bereits in den 80er Jahren umfangreiche numerische Untersuchungen durchgeführt, wobei zunächst die Kriecheigenschaften der Salzgesteine mit der Annahme von unteren und oberen Grenzwerten für das Kriechvermögen variiert wurden. In weiteren Varianten wurden die Anhydritschichten zu beiden Seiten des Einlagerungsbereiches sowohl bandartig als auch schollenartig modelliert. Aus den bisherigen Berechnungsvarianten der BGR lassen sich die folgenden Erkenntnisse für die Beurteilung der Integrität der Salzbarriere gewinnen /NIP 88a/, /NIP 88b/, /NIP 88c/, /NIP 88d/, /NIP 89/

- Die Wahl der Kriecheigenschaften für das Hauptsalz (z2HS) hat einen signifikanten Einfluss auf die Erhöhung der Druckspannungen im Einlagerungsbereich sowie auf deren Reduzierung im Salzspiegelbereich. So führt z. B. eine Unterschätzung des Kriechvermögens auf eine Überschätzung der Größe der Entlastungszone im Salzspiegelbereich. Umgekehrt führen zu optimistisch angesetzte Kriecheigenschaften, d. h. eine Überschätzung des Kriechvermögens, zu einer zu geringen Größe der Entlastungszone.
- Die Wahl unterschiedlicher Kriechparameter für den Carnallit (z2SF) wirkt sich nur lokal auf die Spannungszustände im Salzgebirge aus.
- Die bandartige bzw. schollenartige Anordnung der Anhydritschichten (z3HA) zu beiden Seiten des Einlagerungsbereiches hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Spannungsentwicklung im Salzspiegelbereich.
- Die berechneten Verformungszustände im Salzstock unterscheiden sich bei alleiniger Variation der Kriecheigenschaften des Hauptsalzes (z2HS) nur unwesentlich.

Die bisherige Beurteilung der Integrität der geologischen Barriere basiert im Wesentlichen auf thermomechanischen Berechnungen mit zweidimensionalen Modellen, die möglicherweise die lokale Spannungsentwicklung um die Einlagerungsbereiche herum nicht angemessen abbilden (Annahme einer unendlichen Ausdehnung senkrecht zur Modellebene). Außerdem wurde die Wärmefreisetzung der Kokillen nicht diskret im

Berechnungsmodell angesetzt, sondern im Einlagerungsbereich als „homogenisiert“ angenommen.

#### **4.1.1.2 Gemeinsame Datenbasis**

Im Rahmen der VSG wurden arbeitsteilig thermomechanische Berechnungen von verschiedenen Institutionen (BGR und IfG) mit unterschiedlichen numerischen Berechnungsprogrammen durchgeführt. Es war daher von besonderer Bedeutung, dass zu Beginn des Projektes VSG eine gemeinsame Datenbasis (z. B. geologische/geometrische Darstellung der Salzstruktur, Materialparameter) festgelegt wurde. Grundlage für die Festlegung der Datenbasis waren im Wesentlichen die Erkenntnisse, die bis zum Eintreten des Erkundungsmoratoriums für den Salzstock Gorleben bekannt waren und in /NIP 00/ ausführlich dokumentiert sind.

Als Grundlage für die Beschreibung der geologischen Struktur des Salzstocks Gorleben wurde das in Abb. 4.1 dargestellte geologische Profil gewählt, das im Erkundungsbereich EB1 entlang des Querschlags 1 West verläuft /BOR 99/. Die Beschreibung des Deck-, Neben- und Grundgebirges ist in /ZIR 91/ dargestellt (vgl. Abb. 4.2).



ausschließlich elastischen Materialeigenschaften wurden berücksichtigt (s. a. Abb. 4.2 und Abb. 4.3):

- Quartär (q),
- Tertiär (t),
- Hutgestein (cr),
- Oberkreide (kro),
- Unterkreide (kru),
- Jura – Keuper (j - k),
- Buntsandstein (so - su),
- Rotliegendes (r),
- Hauptanhydrit (z3HA).

Im Salzstock wird in der Nähe des Erkundungsbereiches EB1 neben dem elastisch angenommenen Hauptanhydrit (z3HA) zwischen folgenden kriechfähigen Homogenbereichen unterschieden (s. Abb. 4.3):

- Liniensalz (z3LS),
- Kaliflöz Staßfurt (z2SF),
- Hauptsalz/Kristallbrockensalz (z2HS3),
- Hauptsalz/Streifensalz (z2HS2),
- Hauptsalz/Knäuelsalz (z2HS1).

Die kieseritischen Übergangsschichten (z2UE) und das Hangendsalz (z2HG) nordwestlich vom EB1 werden dem Hauptsalz z2HS3 zugeschlagen, da die Mächtigkeiten nur sehr gering sind. Das Liniensalz (z3LS) als eigenständiger Homogenbereich wird lediglich an der südöstlichen Seite des EB1 im Nahbereich der Schächte berücksichtigt. Das Liniensalz (z3LS) weist deutlich höhere Kriechraten auf als die anderen Salze der Leinefolge, die aufgrund sehr ähnlicher Kriechraten relativ gut zu einem Homogenbereich (z3) zusammengefasst werden können (s.u.). Das Kaliflöz Staßfurt (z2SF) liegt im Nahfeld des EB1 als Trümmercarnallit vor.



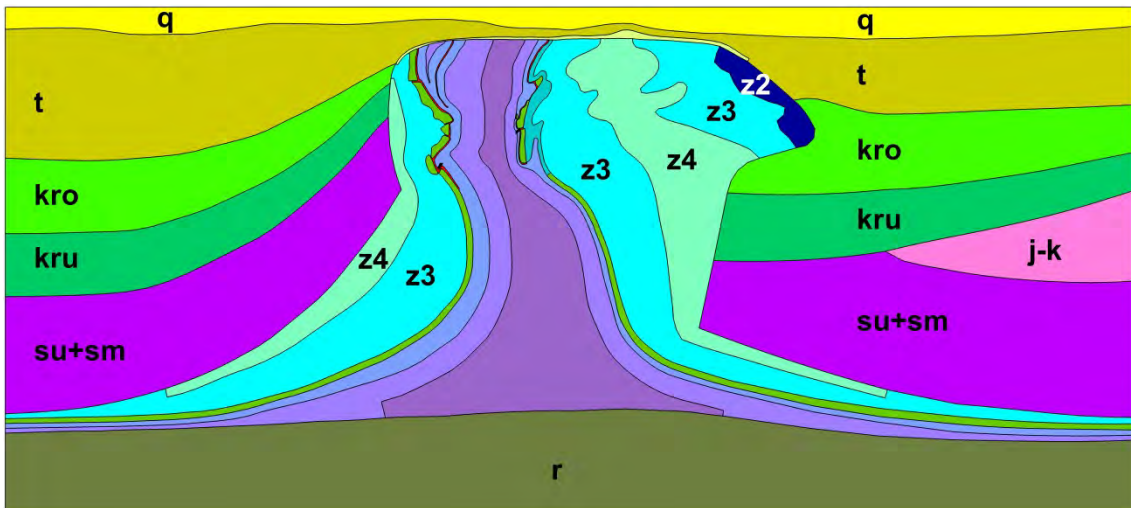


Abb. 4.2 Geomechanisches Modell mit Einteilung in Homogenbereiche (Übersicht)

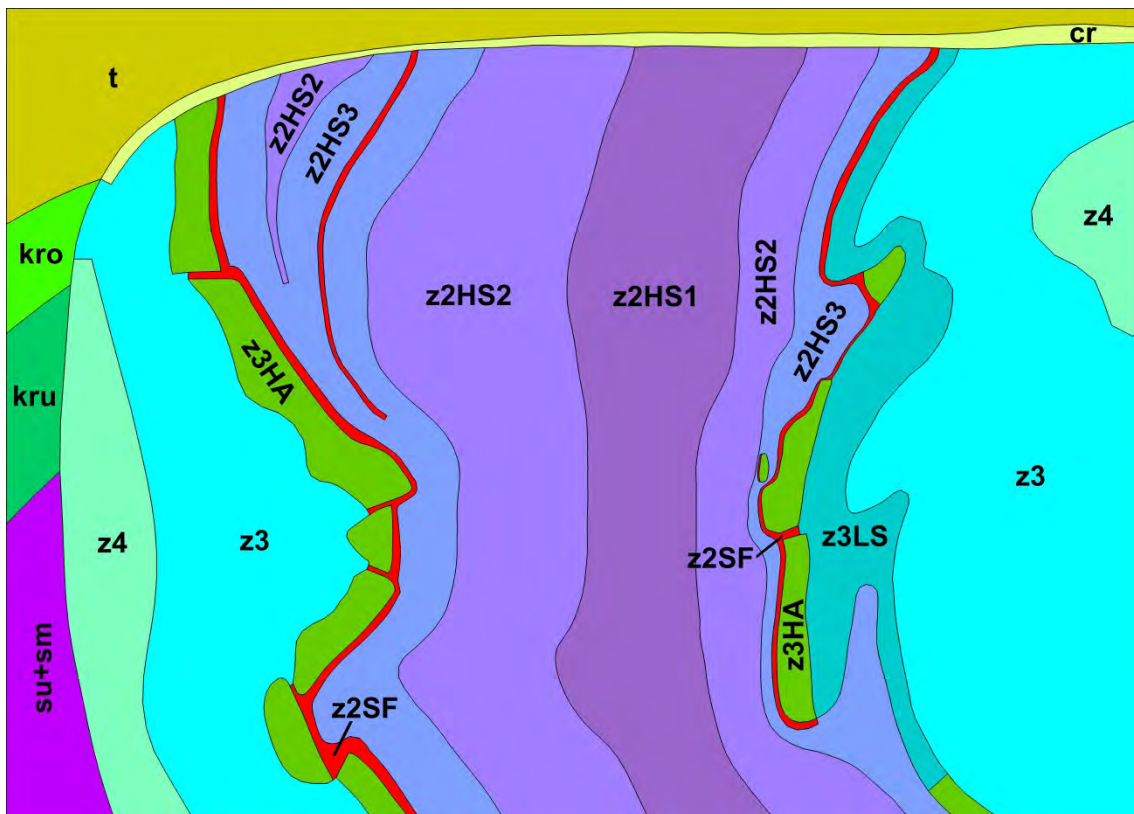


Abb. 4.3 Geomechanisches Modell mit Einteilung in Homogenbereiche (Detaildarstellung)

Als Homogenbereiche mit kriechfähigen Materialeigenschaften werden im Fernfeld der Einlagerung jenseits des Hauptanhydrits (z3HA) bzw. Liniensalzes (z3LS) folgende stratigrafischen Schichten im Modell angesprochen (Abb. 4.2):

- Steinsalz der Allerfolge (z4),
- Steinsalz der Leinefolge (z3),
- Steinsalz der Staßfurtfolge (z2).

Eine weitere Untergliederung der geologischen Struktur des Salzstocks Gorleben unterbleibt, weil die nicht gesondert berücksichtigten Schichten eine zu geringe Mächtigkeit aufweisen oder aufgrund sehr ähnlicher thermischer und mechanischer Eigenschaften einer angrenzenden Schicht zugeschlagen werden können.

In der Modellierung sollten nur Daten verwendet werden, die sich aus der Erkundung des Salzstocks Gorleben und den parallel dazu laufenden Laboruntersuchungen ergaben. Da es in Gorleben ab dem Jahr 2000 ein Erkundungsmoratorium gab, wurden im Wesentlichen die Eingangsdaten verwendet, die in dem Bericht /NIP 00/ dokumentiert sind. Die an alle Projektpartner übergebene Datenbasis ist nachfolgend kurz dokumentiert.

### **Thermische Kennwerte**

Die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität sind für die Beschreibung der instationären Temperaturlausbreitung im Berechnungsmodell maßgeblich. Aufgrund der zu erwartenden geringen Temperaturerhöhungen in den vom EB1 weiter entfernt liegenden Gebirgsbereichen von Deck- und Nebengebirge werden dort lediglich temperaturunabhängige Wärmeleitparameter angesetzt. Die thermischen Kennwerte für die Homogenbereiche des Deck-, Rand- und Grundgebirges sind in Tab. 4.1 zusammengestellt /NIP 00/.

**Tab. 4.1** Thermische Kennwerte für das Deck-, Rand- und Grundgebirge

Homogenbereich Geologische Einheit	Symbol	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/m/K]	Spezifische Wärmekapazität	
			$c \cdot \rho$ [W·d/m <sup>3</sup> /K]	$c \cdot \rho$ [W·a/m <sup>3</sup> /K]
Quartär	q	2,3	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Tertiär	t	2,1	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Hutgestein	cr	2,2	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Oberkreide	kro	2,0	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Unterkreide	kru	2,4	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Jura - Keuper	j - k	2,5	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Buntsandstein	su + sm	2,6	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Rotliegendes	ro	2,7	22,0	$6,027 \cdot 10^{-2}$
Kaliflöz Staßfurt	z2SF	1,5	23,0	$6,301 \cdot 10^{-2}$

Die Wärmeleitfähigkeit der Salzgesteine ist temperaturabhängig und lässt sich nach /BIR 40/ für Steinsalz nach folgender Formel berechnen:

$$\lambda(T) = \frac{6,1}{1 + 0,0045 \cdot (T - 273)} \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right] \quad (4.4)$$

In /KOP 95/ wird jedoch festgestellt, dass für das Staßfurt-Steinsalz, das Leine-Steinsalz und den Hauptanhydrit des Salzstocks Gorleben die Wärmeleitfähigkeitswerte nach den bisher durchgeführten Untersuchungen im Wesentlichen übereinstimmen (vgl. Tab. 4.2). Die Mittelwerte unterscheiden sich etwa nur um 3 %. Die Abweichung von dem in /BIR 40/ angegebenen Wert (5,27 W/m/K bei 35 °C) liegt ebenfalls bei nur 3 %.

**Tab. 4.2** Gemessene Wärmeleitparameter mit Streubereich für Steinsalze der Tiefbohrung Go1003 in Gorleben /KOP 95/

Homogenbereich Stratigrafie	Symbol	$\lambda$ [W/m/K]	Streubereich	T [°C]	Standort	Bohrung
Leine-Steinsalz	z3	5,06		35	Gorleben	Go1003
Kaliflöz Bergmanns.	z3BE	1,3	0,78 - 3,37	35	Gorleben	Go1003
Bank-, Bändersalz	z3BK/BD	5,06	4,92 - 5,23	35	Gorleben	Go1003
Oberes Orangesalz	z3OSO	4,72	3,93 - 5,24	35	Gorleben	Go1003
Basissalz	z3BS	5,15	4,50 - 5,66	35	Gorleben	Go1003
Hauptanhydrit	z3HA	5,12	4,52 - 5,50	35	Gorleben	Go1003
Kaliflöz Staßfurt	z2SF	2,14	1,09 - 3,30	35	Gorleben	Go1003
Kies. Übergangsalz	z2UE	5,12	4,50 - 5,96	35	Gorleben	Go1003
Staßfurt-Steinsalz	z2	5,22		35	Gorleben	Go1003
Hauptsalz	z2HS3	5,46	5,32 - 5,73	35	Gorleben	Go1003

Aus den vorliegenden Untersuchungen ergibt sich die Schlussfolgerung, dass in dem für die Endlagerung relevanten Teufenbereich bis zu etwa 1000 m die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeitskurve nach /BIR 40/ in erster Näherung als Ausgleichskurve durch die Wärmeleitfähigkeitsmesskurve angesehen werden kann. Die in Tab. 4.3 angegebenen Wärmeleitparameter gelten mit Ausnahme des Kaliflöz Staßfurt (z2SF) für alle Homogenbereiche vom Zechstein 2 bis Zechstein 4.

**Tab. 4.3** Angenommene Wärmeleitparameter für die Homogenbereiche vom Zechstein 2 bis Zechstein 4 (außer z2SF)

	Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit				
	280 K	310 K	350 K	400 K	480 K
$\lambda$ [W/m/K]	5,91	5,23	4,53	3,88	3,16
$c \cdot \rho$ [W·d/m <sup>3</sup> /K]	22,0	22,0	22,0	22,0	22,0
$c \cdot \rho$ [W·a/m <sup>3</sup> /K]	$6,027 \cdot 10^{-2}$	$6,027 \cdot 10^{-2}$	$6,027 \cdot 10^{-2}$	$6,027 \cdot 10^{-2}$	$6,027 \cdot 10^{-2}$

Die für die thermomechanische Simulation notwendigen Parameter des Salzgrusversatzes wurden im Rahmen der VSG zusammengestellt (/WIE 12/). Hinsichtlich der

thermischen Materialparameter des Salzgrus-Versatzes wurde ein aus dem Projekt BAMBUS stammender Ansatz verwendet /BEC 04/.

$$\lambda_{sG} = \left(1 - \frac{\eta}{\eta_0}\right)^m \cdot \lambda_s + \frac{\eta}{\eta_0} \cdot \lambda_G \quad (4.5)$$

Dieser setzt sich additiv aus einem Term für den festen Anteil mit dem Faktor  $\lambda_s$  und einem Strahlungsterm mit dem Faktor  $\lambda_G$  zusammen,  $m$  ist ein Porositätsexponent und  $\eta_0$  die Bezugsporosität. Für die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_s$  ist in /BIR 40/ die folgende Funktion gegeben, wobei  $\vartheta$  die Temperatur in [°C] ist. Die in /BIR 40/ für Steinsalz angegebenen Materialparameter von  $\lambda_0 = 6,11 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  sowie  $c_\lambda = 0,0045 \text{ 1}/^\circ\text{C}$  werden in /NIP 00/ bestätigt.

$$\lambda_s = \frac{\lambda_0}{1 + c_\lambda \cdot \vartheta} \quad (4.6)$$

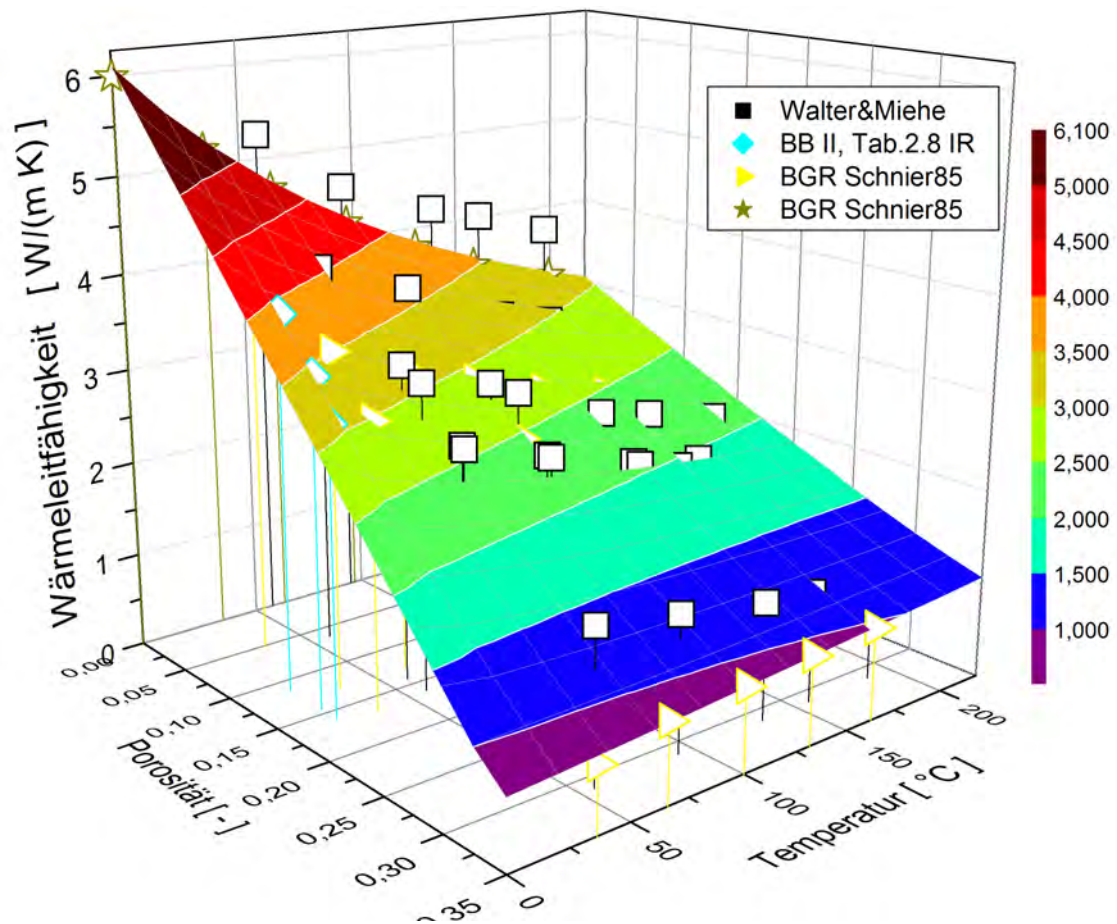
Die Parameteranpassung ergab, dass für den Strahlungsanteil eine in der Temperatur  $\vartheta$  [°C] lineare Funktion mit  $a_0 = 0,42 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  und  $a_1 = 0,0027 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K}^2)$  eine gute Anpassung liefert.

$$\lambda_G = a_0 + a_1 \cdot \vartheta \quad (4.7)$$

Die Bezugsporosität  $\eta_0$  schränkt den Gültigkeitsbereich der Anpassung ein. In Abweichung zu /KOR 98/ wurde der Gültigkeitsbereich nicht auf 0,36, sondern auf 0,38 gesetzt, weil solche Porositäten möglich scheinen,  $\eta_0$  ist damit Bestandteil der Anpassung und bezeichnet nicht die Einbauporosität.

Der Funktionsparameter  $m$  wurde in der Materialanpassung mit  $m = 1.14$  bestimmt:

Abbildung 4.4 zeigt den Funktionsverlauf zusammen mit den betrachteten Messwerten. Der Unterschied zwischen den beiden mit „BGR Schnier85“ bezeichneten Datensätzen ist, dass die Porosität in dem mit  $\triangleright$  gekennzeichneten Datensatz ungleich Null ist, während die mit  $\star$  gekennzeichneten Daten festes Steinsalz beschreiben.



**Abb. 4.4** Salzgrus-Wärmeleitfähigkeit als Funktion von Temperatur und Porosität  
(aus /WIE 12/)

### Elastische Kennwerte

Die Schichten des Deckgebirges (Quartär, Tertiär, Hutgestein), des Nebengebirges (Oberkreide, Unterkreide, Keuper - Jura, Buntsandstein) und des Grundgebirges (Rotliegendes) sowie der Hauptanhydrit im Nahbereich des Einlagerungsbereiches EB1 werden mit einem linear elastischen Materialverhalten beschrieben. Die verwendeten mechanischen Referenzparameter sind in Tab. 4.4 angegeben /NIP 00/.

**Tab. 4.4** Mechanische und thermische Kennwerte der elastisch angenommenen Homogenbereiche

Homogenbereich	Symbol	E-Modul [MPa]	$\nu$ [-]	$\alpha_t$ [1/K]	<b>BGR</b> $\gamma$ [MN/m <sup>3</sup> ]	<b>IFG</b> $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Quartär	q	100	0,33	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2000
Tertiär	t	500	0,33	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2100
Hutgestein	cr	500	0,27	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2300
Oberkreide	kro	9000	0,27	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2400
Unterkreide	kru	12.000	0,27	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2500
Jura – Keuper	j – k	12.000	0,27	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2600
Buntsandstein	su + sm	15.000	0,27	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2500
Rotliegendes	r	17.000	0,27	$1,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2500
Hauptanhydrit	z3HA	30.000	0,23	$1,6 \cdot 10^{-5}$	0,022	2900

In Tab. 4.4 sind auch die für die Berechnung der Temperaturverzerrungen notwendigen linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten ( $\alpha_t$ ) enthalten. Für die kriechfähig angenommenen Homogenbereiche werden die in Tab. 4.5 angegebenen elastischen Referenzparameter angenommen /NIP 00/.

Bei der Berechnung des Primärspannungszustandes wurden in den Modellen des IfG die in den Tab. 4.4 und 4.5 angegebenen formationsspezifischen Dichten ( $\rho$ ) verwendet, während in den Modellen der BGR zur Initialisierung des Primärspannungszustandes ein integraler Teufendruckgradient  $\gamma$  von 0,022 MPa/m vorgegeben wurde.

**Tab. 4.5** Mechanische und thermische Kennwerte der als kriechfähig angenommenen Homogenbereiche

Homogenbereich	Symbol	E-Modul [MPa]	$\nu$ [-]	$\alpha_t$ [1/K]	BGR $\gamma$ [MN/m <sup>3</sup> ]	IFG $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Zechstein4	z4	25.000	0,27	$4,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2160
Zechstein3	z3	25.000	0,27	$4,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2160
Zechstein2	z2	25.000	0,27	$4,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2160
Liniensalz	z3LS	25.000	0,27	$4,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2160
Kaliflöz Staßfurt	z2SF	16.000	0,27	$2,5 \cdot 10^{-5}$	0,022	1600
Kristallbrockensalz	z2HS3	25.000	0,27	$4,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2160
Streifensalz	z2HS2	25.000	0,27	$4,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2160
Knäuelsalz	z2HS1	25.000	0,27	$4,0 \cdot 10^{-5}$	0,022	2160

**Tab. 4.6** Vorläufige Untersuchungsergebnisse zur Bewertung des stationären Kriechens im Erkundungsbereich EB1 unter Angabe des experimentellen Streubereichs /NIP 00/

Homogenbereich	Symbol	empfohlene Formel (mit Vorfaktor)	Streubereich	
			schnelles Kriechen <sup>1</sup>	langsames Kriechen <sup>1</sup>
Anhydritmittelsalz	z3AM	$\frac{1}{16} BGR_a$	1-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Buntes Salz	z3BT	$\frac{1}{16} \cdot BGR_a$	./.	./.
Bank-/Bändersalz	z3BK/BD	$\frac{1}{4} \cdot BGR_a$	2-fach	$\frac{1}{4}$ -fach
Oberes Orangesalz	z3OSO	$\frac{1}{8} \cdot BGR_a$	4-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Unteres Orangesalz	z3OSU	$\frac{1}{4} \cdot BGR_a$	4-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Liniensalz	z3LS	$BGR_a$	2-fach	$\frac{1}{4}$ -fach
Kaliflöz Staßfurt	z2SF	$BGR_{SF}$		
Hangendsalz	z2HG	$\frac{1}{8} \cdot BGR_{EB1}$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Kristallbrockensalz	z2HS3	$\frac{1}{8} \cdot BGR_{EB1}$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Streifensalz	z2HS2	$2 \cdot BGR_{EB1}$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Knäuelsalz	z2HS1	$2 \cdot BGR_{EB1}$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach

<sup>1</sup> Der Referenzansatz für die Ausweisung von Kriechklassen (K) ist das Kriechgesetz  $BGR_a$  (4.8), dem der Vorfaktor V vorangestellt wird ( $V = 2^K / 32$ ), woraus sich folgende Relation zwischen Vorfaktoren und Kriechklassen ergibt:

Kriechklasse K	-1	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Vorfaktor V	1/64	1/32	1/16	1/8	1/4	1/2	1	2	4	6	8

Die Kriechklasse 5 entspricht dem Referenzgesetz  $BGR_a$ .



Für das Erkundungsbergwerk Gorleben ergeben sich aus den bis zum Moratorium in 2000 durchgeführten Laboruntersuchungen Empfehlungen für die Bewertung des Kriechvermögens der dortigen Salzgesteine. Die Werte in Tab. 4.6 haben einen vorläufigen Charakter, da bisher nur wenige Daten von Gesteinsproben aus den untertägigen Erkundungsbereichen, sondern vor allem aus den Tiefbohrungen bzw. Schachtauffahrungen stammen /BRÄ 11/. Dies gilt insbesondere für die Kriecheigenschaften des Hauptsalzes (z2HS). Die Ergebnisse der Laboruntersuchungen sind in /PLI 00/ ausführlich dokumentiert.

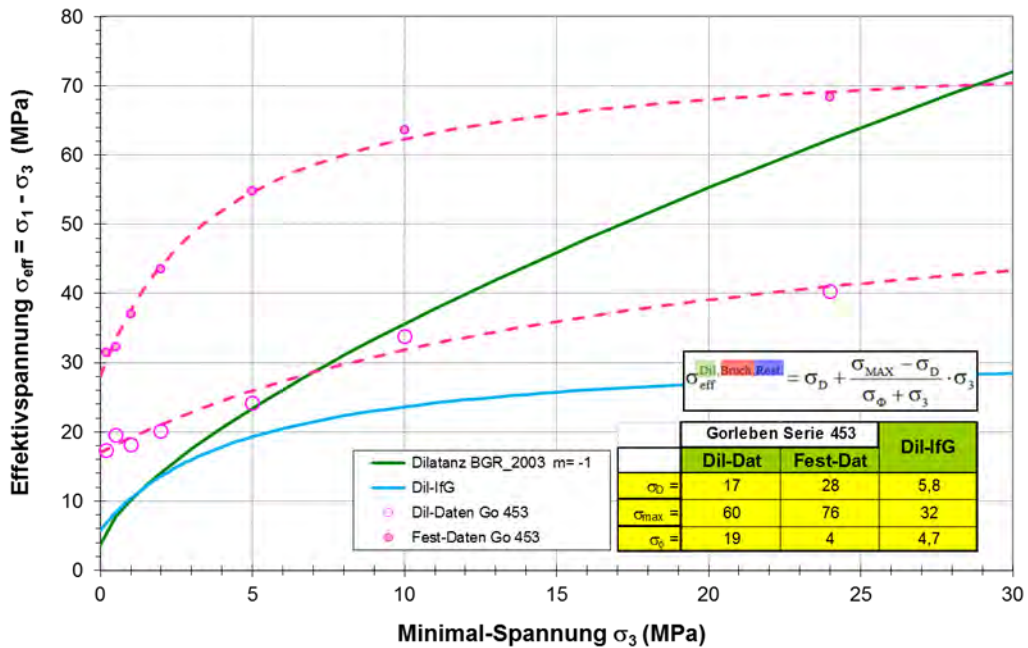
Aufgrund der derzeitigen Laboruntersuchungen wird für die Homogenbereiche, in denen ein Temperaturniveau von weniger als 100 °C erwartet wird, das Stoffgesetz BGRa empfohlen /BRÄ 11/. Werden – wie im Nahbereich der Einlagerung – Temperaturen von über 100 °C erwartet, wird das Stoffgesetz  $BGR_{EB1}$  (5,872-fache Kriechrate von  $BGR_b$ ) empfohlen /NIP 00/.

Für das Berechnungsmodell werden mit zunehmendem Abstand vom Einlagerungsbereich EB1 zur Salzstockflanke hin die verschiedenen stratigrafischen Schichten zu größeren Homogenbereichen wie Zechstein 2, Zechstein 3 oder Zechstein 4 mit, mangels Erkundungsergebnissen, geschätzten Kriecheigenschaften zusammengefasst (Tab. 4.7). Dieses wird als zulässig angesehen, da die Geologie in Streichrichtung sehr stark variiert und die Kriecheigenschaften in den angrenzenden Salzgesteinen der Liniensequenz keine signifikanten Unterschiede aufweisen. Lediglich das Liniensalz (z3LS) wird als eigenständiger Homogenbereich auf der südöstlichen Seite des Einlagerungsbereiches EB1 wegen seiner guten Kriecheigenschaften berücksichtigt.

**Tab. 4.7** Für die Modellberechnungen gewählte Kriechparameter zur Bewertung des stationären Kriechens im Erkundungsbereich EB1 /NIP 00/

Homogenbereich	Symbol	empfohlene Formel (mit Vorfaktor)	Streubereich	
			schnelles Kriechen	langsameres Kriechen
Zechstein4	z4	$\frac{1}{8} \cdot BGR_a$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Zechstein3	z3	$\frac{1}{4} \cdot BGR_a$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Zechstein2	z2	$\frac{1}{2} \cdot BGR_a$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Liniensalz	z3LS	$BGR_a$	2-fach	$\frac{1}{4}$ -fach
Kaliflöz Staßfurt	z2SF	BGR-Carnallit		
Kristallbrockensalz	z2HS3	$\frac{1}{8} \cdot BGR_{EB1}$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Streifensalz	z2HS2	$2 \cdot BGR_{EB1}$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach
Knäuelsalz	z2HS1	$2 \cdot BGR_{EB1}$	2-fach	$\frac{1}{2}$ -fach

Zur Absicherung der Dilatanzgrenze als Basis der Integritätsbewertung wurden im Rahmen des Projektes Laborversuche vom IfG an Steinsalzproben durchgeführt /POP 11/. Die daraus ermittelte Festigkeits- bzw. Dilatanzgrenze ist in Abb. 4.5 im Vergleich zu den von BGR und IfG verwendeten Dilatanzgrenzen dargestellt. Die vom IfG verwendete Dilatanzgrenze liegt hierbei im konservativen Sinne stets unter der experimentell ermittelten Grenze. Für die von der BGR verwendete Grenze /HUN 03/ gilt dies bis zu einer Minimalspannung von 10 MPa.



**Abb. 4.5** Experimentell ermittelte Festigkeits-/Dilatanzgrenze im Vergleich zu den von BGR und IfG in den Simulationen verwendeten Dilatanzgrenzen

Zur expliziten Modellierung der Wärmeentwicklung der Einlagerungsbehälter wurden die im Rahmen der Auslegungsrechnungen von AP6 /LER 11a/ ermittelten und verwendeten zeitabhängigen Wärmeleistungen verwendet. Diese ergaben sich für Strecken- bzw. Bohrlochlagerung konservativ aus der Beladung mit DWR-MIX 89/11-Abfällen gemäß Tab. 2.3 und 2.4 in /BOL 12/.

Die Datengrundlage zur Modellierung des mechanischen Verhaltens des Salzgrusversatzes sind von der BGR durchgeführte Untersuchungen zum Kompaktionsverhalten von Salzgrus in /STÜ 04/. Die darin ermittelten Versatzdruckkurven für angefeuchteten und trockenen Salzgrus in Abhängigkeit von Temperatur und Kompaktionsgeschwindigkeit wurden in den 2D-Nahfeldstudien verwendet.

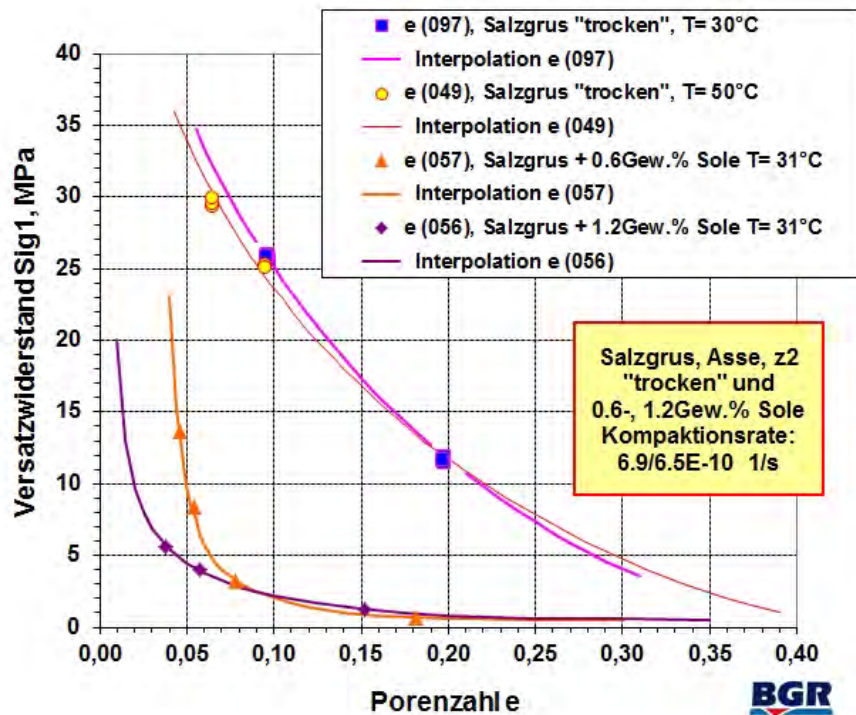


Abb. 4.6 Versatzdruckkurven für trockenen und angefeuchteten Versatz /STÜ 04/

#### 4.1.1.3 Allgemeine Modellierungsstrategie

Die geologische Struktur des Salzstocks Gorleben einschließlich des Grund-, Rand- und Deckgebirges ist sehr komplex. Aus diesem Grund und auch wegen der sehr heterogen ausgebildeten Einlagerungsfelder sind für die räumliche Diskretisierung eigentlich dreidimensionale Berechnungsmodelle unerlässlich. Da aber 3D-Modelle immer noch schnell an die Leistungsgrenzen auch moderner Hochleistungsrechner stoßen, konnte im Rahmen der Modellbildung auf die 2D-Modellierung nicht verzichtet werden. Darüber hinaus liegen auch noch nicht hinreichend belastbare Erkundungsdaten in der Längserstreckung des Salzstockes vor.

Wesentliche Zielstellungen der geomechanischen Berechnungen zur Integrität der Salinarbarrieren sind (ausgehend von den in 3.2.2 und 3.2.3 formulierten Rechenfällen):

- Modellierung der thermomechanischen Beanspruchung der geologischen Barriere (Fernfeld) ausgehend von der Temperaturentwicklung an den Polluxbehältern (Nahfeld) unter Berücksichtigung des kontinuums- und diskontinuumsmechanischen Aufbaus des Salzstockes

- gekoppelte thermomechanisch-visko-elasto-plastische Berechnungen zu integritätsgefährdenden Lastfällen
- Auswirkung dynamischer Belastungen infolge der Einwirkung von Erdbeben
- Auswirkungen klimatisch induzierter Beanspruchungen (glazigene Effekte)

Für die detaillierte Erfassung des Nahfeldes der Einlagerung einschließlich der Strecken und Einlagerungsbehälter kamen daher nur 2D-Modelle in Betracht. Für die Untersuchung der thermomechanischen Auswirkungen auf den gesamten Salzstock wurden bevorzugt 3D-Modelle herangezogen. Dabei wurde auf eine räumliche Diskretisierung sämtlicher Hohlräume des Einlagerungsbergwerks vollständig verzichtet. Durch den erheblich gröberen Diskretisierungsgrad der 3D-Modelle im Einlagerungsbereich wurden die Behälter nicht mehr diskret berücksichtigt, so dass deren Wärmefreisetzung als über den Einlagerungsbereich homogenisiert angenommen wurde.

Im Rahmen der kooperativen Zusammenarbeit der Institutionen IfG und BGR wurde ein skalenübergreifender Ansatz gewählt, in dem die Integrität der geologischen Barriere ausgehend von detaillierten 2D-Nahfeldmodellierungen bis hin zu großräumigen 3D-Modellierungen bewertet werden konnte. Zudem konnte somit die Konsistenz des Systemverhaltens unter Verwendung unterschiedlicher Stoffmodelle überprüft und der Einfluss von Schichtflächeneffekten beurteilt werden. In den 2D-Nahfeldstudien wurde hierfür sowohl die Einlagerungsgeometrie nachgebildet, als auch die Einlagerungsbehälter und deren Wärmeentwicklung sowie die Versatzkompaktion explizit modelliert.

Ausgangspunkt der 3D-Modellierung waren 2D-Vorstudien, um die räumliche Diskretisierung des Finite-Elemente-Netzes zu optimieren. Für die Beschreibung der geologischen Struktur des Salzstocks Gorleben in seiner Längserstreckung wurde es als ausreichend angesehen, wenn das 3D-Modell aus dem Extrudieren des 2D-Modells erzeugt wird. Weiterhin sollten die 2D-Vorstudien untersuchen, ob für die Beurteilung der Integrität der geologischen Barriere im Fernfeld der Detaillierungsgrad der räumlichen Diskretisierung des Nahbereiches der Einlagerung von untergeordneter Bedeutung ist.

Die thermomechanischen Berechnungen mit den 2D- und 3D-Modellen wurden mit unterschiedlichen numerischen Rechenprogrammen durchgeführt (für weitere Informationen zu den Rechenprogrammen, z. B. zur Verifizierung: Referenzen in Kap. 3; Tab. 3.1). Während das IfG für seine 2D-Berechnungen den Distinct-Element Code

UDEC verwendete, benutzte die BGR für die 3D-Berechnungen das Finite-Elemente-Programm JIFE. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass in beiden Rechenprogrammen unterschiedliche Stoffgesetze implementiert sind. Während die in Kap. 4.1.1.2 dargestellte Datenbasis unmittelbar als Eingabedaten für das Programm JIFE verwendet werden kann, wurden die Eingabedaten für UDEC programmspezifisch für die dort verwendeten Stoffansätze angepasst. Darüber hinaus berücksichtigt das IfG-Konzept diskontinuumsmechanische Effekte zwischen Schicht- oder Trennflächen zwischen lithologisch unterschiedlichen Homogenbereichen.

### **Verwendete Stoffansätze**

Voraussetzung für die zuverlässige Integritätsanalyse ist die Verwendung eines realistischen Materialmodells zur grundsätzlichen Beschreibung des Materialverhaltens von Steinsalz unter verschiedenen Einflüssen. In den vergangenen Jahrzehnten wurde von verschiedenen Arbeitsgruppen ein umfangreicher experimenteller und theoretischer Kenntnisstand zur Salzmechanik erarbeitet. Auf dieser Grundlage sind eine Reihe fortschrittlicher Stoffgesetze und Verfahrensweisen für die Ermittlung charakteristischer Kennwerte und die numerische Behandlung anspruchsvoller Simulationsaufgaben entwickelt und angewendet worden (Kap. 4.1.1.1). Die im Nachfolgenden gezeigten komplementären Simulationsergebnisse zweier Institutionen zur Beurteilung der Integrität der geologischen Barriere basieren auf der Verwendung jeweils unterschiedlicher Stoffansätze, die deshalb im Detail dargestellt werden:

#### Programmsystem JIFE, BGR

Das geomechanische Verhalten der kriechfähigen Salzgesteine wird durch ein Stoffgesetz modelliert, das neben den elastischen Formänderungen auch stationäres Kriechen erfasst.

#### Stationäres Kriechen

Die effektive Kriechrate in Abhängigkeit von der Temperatur  $T$  wird nach dem Stoffgesetz  $BGR_a$  wie folgt ermittelt (eindimensionale Formulierung):

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \left( \frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^n \quad (4.8)$$

- mit:  $A = 0,18 \text{ [d}^{-1}] = 65,7 \text{ [a}^{-1}]$  (Strukturfaktor),  
 $Q = 54 \text{ [kJ mol}^{-1}]$  (Aktivierungsenergie),  
 $R = 8,3143 \cdot 10^{-3} \text{ [kJ} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$  (universelle Gaskonstante),  
 $\sigma^* = 1,0 \text{ [MPa]}$  (Normierungsspannung),  
 $n = 5 \text{ [-]}$  (Spannungsexponent).

Das Stoffgesetz  $BGR_b$  unter Berücksichtigung von zwei voneinander unabhängig wirkenden Deformationsmechanismen zur besseren Erfassung des Kriechens bei höheren Temperaturen lautet in eindimensionaler Formulierung:

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = \left[ A_1 \cdot e^{-\frac{Q_1}{R \cdot T}} + A_2 \cdot e^{-\frac{Q_2}{R \cdot T}} \right] \cdot \left( \frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^n \quad (4.9)$$

- mit:  $A_1 = 2,3 \cdot 10^{-4} \text{ [d}^{-1}] = 8,40 \cdot 10^{-2} \text{ [a}^{-1}]$ ,  
 $A_2 = 2,1 \cdot 10^6 \text{ [d}^{-1}] = 7,67 \cdot 10^8 \text{ [a}^{-1}]$ ,  
 $Q_1 = 42,0 \text{ [kJ} \cdot \text{mol}^{-1}]$ ,  
 $Q_2 = 113,4 \text{ [kJ} \cdot \text{mol}^{-1}]$ ,  
 $\sigma^* = 1,0 \text{ [MPa]}$ ,  
 $n = 5 \text{ [-]}$ .

Auf der Grundlage der bisherigen Befunde wird ein Stoffgesetz – im folgenden  $BGR_{SF}$  genannt – für Carnallitit basierend auf dem Stoffansatz für Steinsalz ( $BGR_a$ ) in der folgenden Form benutzt:

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \left( \frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^n + C \cdot \left( \frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^2 \quad (4.10)$$

- mit:  $A = 0,18 \text{ [d}^{-1}] = 65,7 \text{ [a}^{-1}]$  (Strukturfaktor),  
 $Q = 54 \text{ [kJ mol}^{-1}]$  (Aktivierungsenergie),  
 $R = 8,3143 \cdot 10^{-3} \text{ [kJ} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$  (universelle Gaskonstante),

$\sigma^* = 1,0$  [MPa] (Normierungsspannung),

$n = 5$  [-] (Spannungsexponent),

C (Struktur- / Vorfaktor).

Der Vorfaktor C in  $BGR_{SF}$  wird so bestimmt, dass die stationäre Kriechrate des Carnallitits bei einer bestimmten Effektivspannung und Temperatur um einen bestimmten Faktor  $C^*$  größer ist als nach dem Kriechansatz entsprechend  $BGR_a$ .

Für die Bestimmung des Vorfaktors C werden neben den Kriechparametern nach dem Stoffgesetz  $BGR_a$  zurzeit folgende Parameter empfohlen:

$$C = A \cdot (C^* - 1) \cdot e^{\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \left( \frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^{n-2} \quad (4.11)$$

mit:  $C^* = 5$  für Trümmercarnallitit

$C^* = 10$  für Carnallitit

T = 22°C  $\cong$  295 K Trümmercarnallitit

$\sigma_{eff} = 10$  MPa

Damit ergibt sich gemäß /HUN 03/ als vorläufiger Modellierungsvorschlag für den Trümmercarnallitit ein Vorfaktor von  $C = 1,976 \cdot 10^{-7}$  [1/d] bzw.  $C = 7,212 \cdot 10^{-5}$  [1/a].

### Dilatanzfestigkeit

Die dilatante Verzerrungsrate  $\dot{\varepsilon}_{ij}^{dil}$  von Salzgestein wird im Programmsystem JIFE mit dem Dilatanzkonzept ( $r_v$ -Konzept) nach /HUN 03/ beschrieben:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{dil} = \frac{1}{3} \cdot \dot{\varepsilon}_{dil,vol} \cdot \delta_{ij} \quad (4.12)$$

mit  $\dot{\varepsilon}_{dil,vol}$  = volumetrische Verformungsrate [-],

$\delta_{ij}$  = Kroneckersymbol [-].

Die Entwicklung der Dilatanz wurde in umfangreichen Laboruntersuchungen an Salzgestein untersucht. Nach /HUN 03/ korreliert die Dilatanz mit der Kriechverformung. Der empirische Faktor  $r_v$  beschreibt den spannungsabhängigen Zusammenhang zwischen der volumetrischen Verformungsrate  $\dot{\varepsilon}_{dil,vol}$  und der stationären Kriechrate  $\dot{\varepsilon}_{eff}$ :



$$\dot{\varepsilon}_{dil,vol} = r_v \cdot \dot{\varepsilon}_{eff} \quad (4.13)$$

mit  $\dot{\varepsilon}_{eff}$  = stationäre Kriechrate [-],

$r_v$  = empirischer Faktor, abhängig von der Effektivspannung nach von Mises  $\sigma_{eff}$  (kurz: Effektivspannung) und der minimalen Hauptdruckspannung  $\sigma_3$ .

Überschreitet die Effektivspannung die Dilatanzgrenze, dann wird der Faktor  $r_v$  nach Gleichung 4.14 positiv und dilatante volumetrische Verformungen treten auf:

$$r_v = a \cdot \left( \frac{\langle \sigma_{eff} - \sigma_{eff,Dil} \rangle}{|\sigma_3 - \sigma_{eff}/3|} \right)^{m'} \quad (4.14)$$

mit der Dilatanzgrenze (nur implizit darstellbar):

$$\sigma_3 = \frac{1}{3} \cdot \sigma_{eff,Dil} - \sigma^* \cdot \left( \frac{\sigma_{eff,Dil}}{b'} \right)^{1/c} \quad (4.15)$$

Dabei bedeuten:

$\langle \dots \rangle$  = Föppl-Symbol

$\sigma^*$  = Normierungsspannung (1 MPa)

$\sigma_{eff,Dil}$  = Dilatanzgrenze / Dilatanzspannung [MPa],

$\sigma_3$  = Minimale Hauptdruckspannung, es gilt  $\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3$  (Druckspannungen negativ).

$\sigma_{eff}$  = Effektivspannung nach von Mises [MPa],

$a$  = Stoffgesetzparameter zur Beschreibung der Dilatanzgrenze [MPa],

$b'$  = Stoffgesetzparameter zur Beschreibung der Dilatanzgrenze [MPa],

$c$  = Stoffgesetzparameter zur Beschreibung der Dilatanzgrenze [-].

$m'$  = Stoffgesetzparameter zur Beschreibung der Dilatanzgrenze [-],

Für die empirischen Stoffgesetzparameter werden die folgenden Werte eingesetzt:

$$a = 0,8165 \text{ [MPa]},$$

$$b' = 3,20 \text{ [MPa]},$$

$$c = 0,78 \text{ [-]},$$

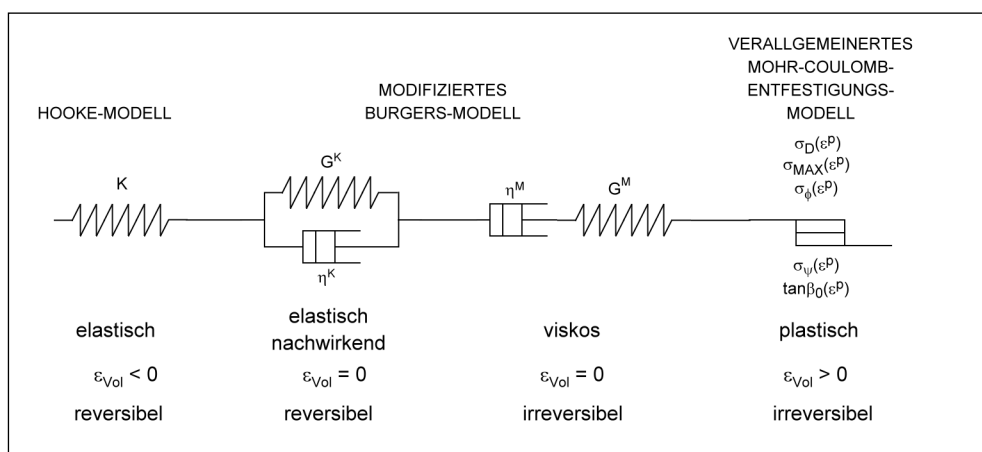
$$m' = 2,0 \text{ [-]}.$$

Programmsystem UDEC, IfG

Visko-elasto-plastisches Stoffmodell

Das für Salzgesteine entwickelte Stoffgesetz /MIN 04/ basiert auf dem in Abb. 4.7 dargestellten Modellkonzept, welches die zeitunabhängigen und zeitabhängigen Komponenten erfasst. Die Gesamtverformungen setzen sich aus den folgenden Verformungsanteilen zusammen:

- elastische isotrope Verformung
- elastisch nachwirkender Verformungsanteil (KELVIN-Element)
- (deviatorisch) elastischer und viskoser Verformungsanteil (MAXWELL-Element)
- plastischer Verformungsanteil (generalisiertes MOHR-COULOMB-Modell mit Entfestigung und Dilatanz).



**Abb. 4.7** Visko-elasto-plastisches Modellkonzept

Unterhalb der Dilatanzgrenze ergibt sich die Verformung aus

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{en} + \varepsilon^v, \quad (4.16)$$

während oberhalb der Dilatanzgrenze für die Gesamtverformung gilt:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{en} + \varepsilon^v + \varepsilon^p \quad (4.17)$$

Der elastische  $\varepsilon^e$  und der elastisch-nachwirkende Verformungsanteil  $\varepsilon^{en}$  sind reversibel, der viskose  $\varepsilon^v$  und der plastische  $\varepsilon^p$  irreversibel. Ein rein elastischer Verformungsanteil ist zeitunabhängig (skleronom), während der elastisch-nachwirkende sowie der viskose Anteil zeitabhängig (rheonom) sind. Plastische Verformungen sind geschwindigkeitsabhängig.

Im Stoffmodell werden die primäre und sekundäre Kriechphase durch die rheologischen Modelle von KELVIN bzw. MAXWELL beschrieben. Durch die Kopplung des BURGERS-Modells, das aus einer Reihenschaltung eines KELVIN- und eines MAXWELL-Körpers besteht, mit dem plastischen Entfestigungsmodell lässt sich bei Überschreitung der Festigkeitsgrenze auch tertiäres Kriechen erfassen.

Ein Fließ- bzw. Bruchkriterium für Salzgesteine lässt sich in Form eines verallgemeinerten nichtlinearen MOHR-COULOMBSchen Fließkriteriums formulieren (/MIN 07a):

$$\sigma_{1B} = \sigma_D + N_\phi \cdot \sigma_3 \quad (4.18)$$

mit der Reibungsfunktion

$$N_\phi = 1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \quad (4.19)$$

bzw.

$$\sigma_{eff,B} = \sigma_D + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \cdot \sigma_3, \quad (4.20)$$

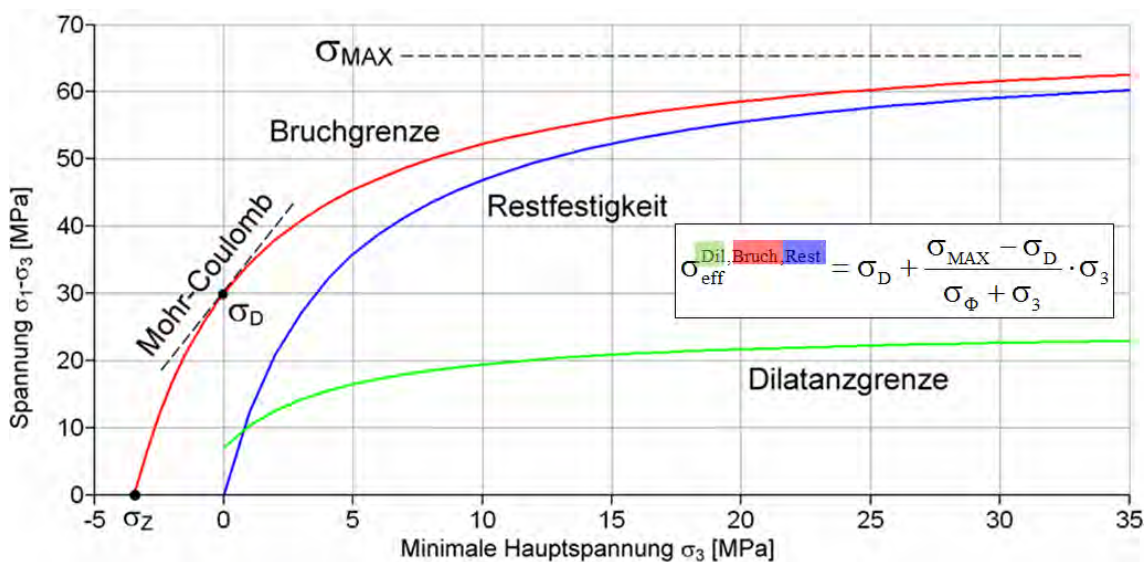
wobei  $\sigma_3$  die minimale Hauptspannung,  $\sigma_{1B}$  die maximale Hauptspannung (Bruchspannung),  $\sigma_{eff,B} = \sigma_{1B} - \sigma_3$  die maximal ertragbare Effektivspannung,  $\sigma_D$  ( $\varepsilon^p$ ) die einaxiale Druckfestigkeit,  $\sigma_{MAX}$  ( $\varepsilon^p$ ) die maximale effektive Festigkeit,  $\sigma_\phi$  ( $\varepsilon^p$ ) der Krümmungsparameter der Festigkeitskurve und  $\varepsilon^p$  die plastische Scherverformung sind.

Zur Veranschaulichung ist das Bruchkriterium in Abb. 4.8 dargestellt.  $\sigma_{MAX}$  ist die maximale effektive Spannung, die vom Gestein aufgenommen werden kann und der sich die Bruchfestigkeit asymptotisch mit zunehmender minimaler Hauptspannung  $\sigma_3$  nähert. Eine derartige Grenze existiert für jedes Gestein, anderenfalls müsste die Festigkeit mit zunehmenden  $\sigma_3$  unendlich anwachsen, was physikalisch nicht möglich ist.

Mit dem nichtlinearen Bruchkriterium wird sowohl der Druckfestigkeitsbereich als auch der Zugfestigkeitsbereich von Salzgesteinen präziser erfasst. Die Zugfestigkeit ist durch die Beziehung

$$\sigma_Z = \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_\phi + \sigma_{MAX})^2 - \sigma_D \cdot \sigma_\phi} - \frac{1}{2}(\sigma_\phi + \sigma_{MAX}) \quad (4.21)$$

gegeben.



**Abb. 4.8** Fließgrenzen des visko-elasto-plastischen Stoffmodells

Für die Volumenzunahme (Dilatanz) bei plastischer Verformung lässt sich aus dem nicht-linearen Fließansatz unter Verwendung einer nichtassozierten Fließregel ableiten:

$$\frac{\Delta V}{V_0} = (N_\psi - 1) \cdot \epsilon^P \quad (4.22)$$

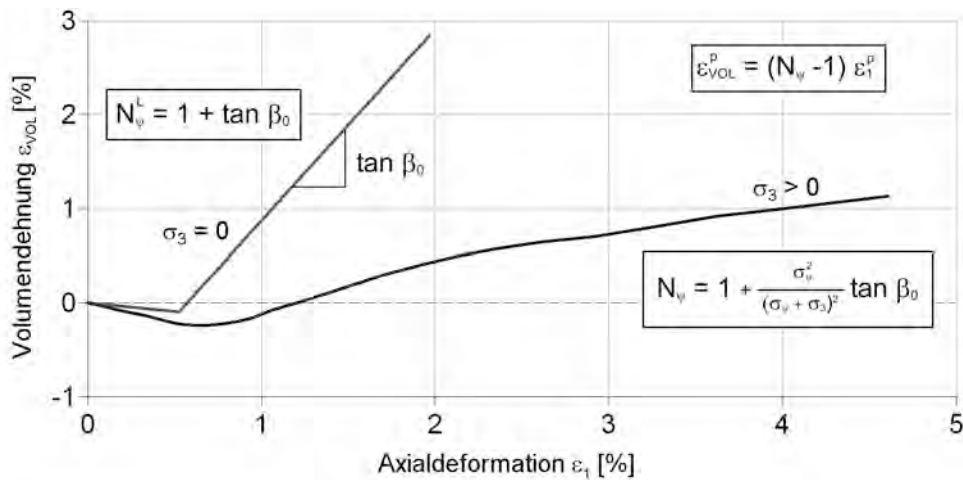
mit der Dilatanzfunktion

$$N_{\psi} = 1 + \frac{\sigma_{\psi}^2}{(\sigma_{\psi} + \sigma_3)^2} \cdot \tan \beta_0 \quad (4.23)$$

Die das Dilatanzverhalten beschreibenden Parameter sind der Anstiegswinkel  $\beta_0(\varepsilon^P)$  der Dilatanzkurve  $\varepsilon_{vol}^P = f(\varepsilon^P)$  bei einaxialer Belastung ( $\sigma_3 = 0$ ) und der Krümmungsparameter  $\sigma_{\psi}(\varepsilon^P)$  der Dilatanzfunktion (Abb. 4.9).

Aus der Beziehung geht hervor, dass die Dilatanz mit zunehmender triaxialer Einspannung stark abnimmt, ein Verhalten, welches für Salzgesteine typisch ist. Die Dilatanzfunktion  $N_{\psi}$  enthält als Grenzfall für  $\sigma_{\psi} \rightarrow \infty$  den von der Spannung unabhängigen Dilatanzansatz der linearen MOHR-COULOMBSchen Plastizität:

$$N_{\psi}^L = 1 + \tan \beta_0 \quad (4.24)$$



**Abb. 4.9** Volumenverformung im nichtlinearen elasto-plastischen Stoffmodell

Aus dem verallgemeinerten nichtlinearen MOHR-COULOMBSchen Bruchkriterium folgt als Fließfunktion (Druckspannungen negativ):

$$f_s = \sigma_1 - \sigma_3 + \sigma_D - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (4.25)$$

und für das plastische Potenzial bei Scherversagen unter Ansatz einer nichtassozierten Fließregel:

$$g_s = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{MAX,\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (4.26)$$

Wird die Fließgrenze überschritten ( $f_s < 0$ ), ergibt sich im Stoffmodell zusätzlich zu der elastischen Verformung eine plastische Verformung. Für die Gesamtverformung gilt:

$$\Delta \varepsilon_i = \Delta \varepsilon_i^e + \Delta \varepsilon_i^p \quad (i = 1..3) \quad (4.27)$$

Unter Benutzung der Fließregel folgt für den plastischen inkrementellen Verformungsanteil:

$$\Delta \varepsilon_i^p = \lambda_s \cdot \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_i} \quad (i = 1..3) \quad (4.28)$$

Die partielle Differentiation des plastischen Potenzials liefert:

$$\Delta \varepsilon_1^p = \lambda_s \quad (4.29)$$

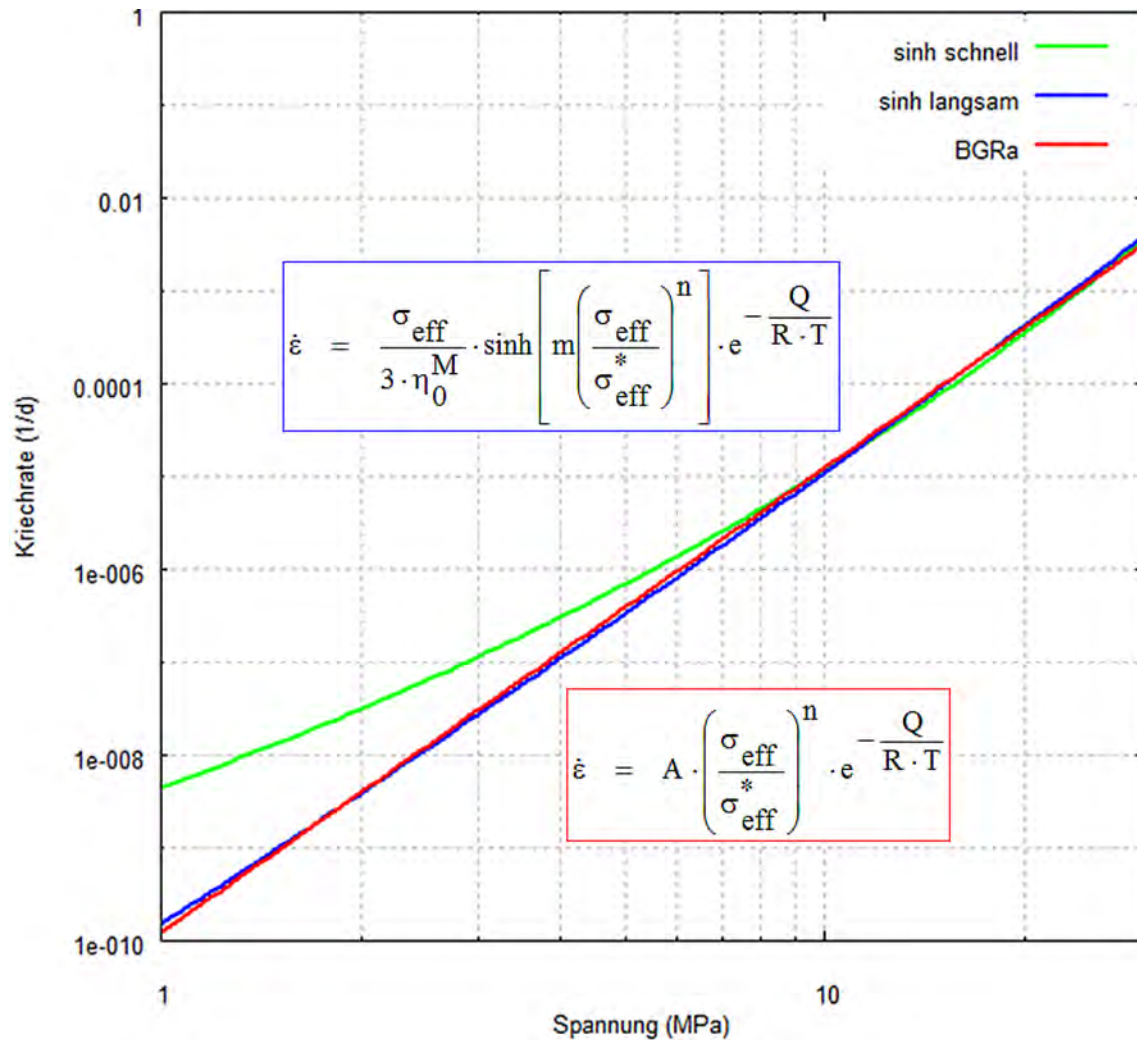
$$\Delta \varepsilon_2^p = 0 \quad (4.30)$$

$$\Delta \varepsilon_3^p = -\lambda_s \cdot N_\psi \quad (4.31)$$

Der Multiplikator  $\lambda_s$ , der eine Skalarfunktion darstellt /MIN 04/, ergibt sich aus der erforderlichen Erfüllung der Fließbedingung  $f_s = 0$ .

Während es bei plastischen Materialien erst beim Erreichen der Fließgrenze zu plastischen Verformungen kommt, können viskose Verformungen bei jedem Spannungszustand eintreten. Im Kriechprozess werden allgemein drei Phasen unterschieden. Das so genannte *primäre* Kriechen tritt unmittelbar nach Belastungsbeginn ein und ist durch die Parameter  $G^K$  und  $\eta^K$  des KELVIN-Modells bestimmt. In der anschließenden se-

kundären Kriechphase ist nur die MAXWELL-Viskosität  $\eta^M$  bestimmend für die Verformungen. Das *tertiäre* Kriechen ist verbunden mit einem dilatanten Entfestigungsprozess, der zum Kriechbruchversagen führen kann.



**Abb. 4.10** Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate im nichtlinearen visko-elasto-plastischen Stoffmodell

Die Auswertung zahlreicher Kriechversuche an Salzgesteinen hat zu dem Ergebnis geführt, dass die Parameter der rheologischen Modelle wie die plastischen Parameter ebenfalls signifikant vom augenblicklichen Spannungszustand abhängig sind. Die Spannungsabhängigkeit der Kriecheigenschaften von der deviatorischen Spannung  $\sigma_v$  wird im visko-elasto-plastischen Modell durch einen Sinus-Hyperbolicus-Ansatz (Sinh-Kriechansatz) berücksichtigt. Für die MAXWELL-Viskosität /MIN 12b/ gilt:

$$\eta^M = \eta_0^M / \sinh \left[ m \cdot \left( \frac{\sigma_V}{\sigma_V^*} \right)^n \right] \quad (4.32)$$

mit

$$\sigma_V = \sqrt{3 \cdot J_2} \quad (4.33)$$

wobei  $J_2$  die zweite Invariante des Spannungsdeviators ist. Das visko-elasto-plastische Stoffmodell wird neben den Salzgesteinen auch auf den Anhydrit mit seinem ausgeprägten Entfestigungsverhalten angewendet. Die übrigen Homogenbereiche des Deckgebirges und Liegenden wurden mit einem Mohr-Coulomb Stoffmodell versehen. Die in den 2D-Nahfeldstudien verwendeten Stoffparameter sind in Tab. 4.8 bis Tab. 4.10 dargestellt.

**Tab. 4.8** Plastizitäts- und Dilatanzparameter (IfG, UDEC)

	Steinsalz	Kaligestein	Hauptanhydrit	Buntsandstein
$\sigma_D$ [MPa]	5,8 <sup>1</sup>	17,2 <sup>2</sup>	70 <sup>2</sup>	44 <sup>2</sup>
$\sigma_{MAX}$ [MPa]	32	86	161	330
$\sigma_\phi$ [MPa]	4,7	6,7	3	38
$\tan\beta$ [-]	0	0	10	0
$\sigma_\Psi$ [MPa]	0,4	0,4	3	0,4
$\sigma_Z$ [MPa]	1,14	1,26	1,6	7,68

<sup>1</sup> Dilatanzgrenze

<sup>2</sup> Bruchgrenze

Die Verformungsabhängigkeit der Plastizitäts- und Dilatanzparameter wird in den Abb. A.1 bis Abb. A.6 präsentiert.

**Tab. 4.9** Parameter des Deckgebirges und des Liegenden

	c [MPa]	$\phi$ [°]	$\delta$ [°]	$\sigma_Z$ [MPa]
Mohr-Coulomb Parameter				
Deckgebirge & Liegendes	35	45	0	15



Die Parameter des Sinh-Kriechansatzes wurden an die BGR-Kriechklassen angefitzt (Abb. 4.10 sowie Kap. 4.1.2.2.3) um ein vergleichbares Kriechverhalten der Homogenbereiche zu erhalten. In den 2D-Simulationen des IfG wurden daher die in Tab. 4.10 gezeigten Parameter verwendet, wobei abschließend noch jeweils der homogenbereichsspezifische empfohlene Vorfaktor gemäß Tab. 4.7 berücksichtigt wurde. Die Varianten „schnell“ und „langsam“ unterscheiden sich im Kriechverhalten bei geringen Deviatorspannungen und werden im Rahmen der Varianzanalysen gegenüber gestellt. Das primäre Kriechen wurde durch hohe Werte für die Kelvin-Viskosität  $\eta^k$  ausgeschaltet.

**Tab. 4.10** Anpassung des Sinh-Kriechansatzes<sup>1</sup> zur Reproduktion der BGR-Kriechklassen

Kriechklasse	Variante	$\eta_M^0$ [MPa·d]	m	n	Q
			[-]	[-]	[kJ mol <sup>-1</sup> ]
BGR <sub>a</sub>	schnell	4,0	4,9	0,33	54
	langsam	$2,5 \cdot 10^{25}$	59	0,06	54
BGR <sub>b</sub>	schnell	1000	4,5	0,33	42
	langsam	$2,0 \cdot 10^{28}$	59	0,06	42
BGR <sub>SF</sub>	-	$5,5 \cdot 10^{-3}$	2,2	0,33	54

<sup>1</sup>  $(\dot{\epsilon}_M = \frac{\sigma_v}{3\eta_M} \sinh \left[ m \cdot \left( \frac{\sigma_v}{\sigma_v^*} \right)^n \right])$  mit  $\bar{\eta}_M = \eta_M^0 \cdot e^{Q/RT}$  (thermische Erweiterung) und  $\sigma_v^* = 1,0 \text{ MPa}$

### Schermodell für Schichtflächen

Im Unterschied zu Felstrennflächen sind an Diskontinuitäten und Schichtflächen im Salzgebirge neben Reibungsvorgängen Kohäsions- und Haftreibungseigenschaften von besonderer Bedeutung. Salzgesteine besitzen bereits unter normalen bergbaulichen Belastungsbedingungen in bedeutendem Maße die Fähigkeit zur Reaktivierung von Adhäsions- bzw. Kohäsionskräften an den Trennflächen bzw. Schichtflächen /MIN 89/. Der Wechsel von Haft- und Gleitreibungszuständen wird als stick-slip-Bewegung bezeichnet. Eine Entfestigung wird durch Haftreibungsverlust und das Abscheren von Unebenheiten bei zunehmender Scherverschiebung bewirkt. Eine umfassende Beschreibung des mechanischen Verhaltens des geschichtet aufgebauten Salzgebirges ist daher nur unter Einbeziehung entsprechender Scherfestigkeitsmodelle für Schichtflächen möglich.

In Versuchen wurde die Abhängigkeit der Reibungskoeffizienten von der Schergeschwindigkeit nachgewiesen. Für die Modellierung dynamischer Beanspruchungszustände muss diese Eigenschaft deshalb im Schermodell berücksichtigt werden.

Das Scherfestigkeitsmodell /MIN 07a/, /MIN 07b/ basiert auf einem grundlegenden Reibungsansatz in Form eines MOHR-COULOMBSchen Festigkeitsansatzes

$$\tau_{MAX} = \mu \cdot \sigma_N + c \quad (4.34)$$

mit dem Unterschied, dass die Parameter des Modells keine Konstanten sind. Der Reibungskoeffizient

$$\mu = \mu_K \cdot (1 + \Delta\mu) \quad (4.35)$$

wird aus einem Term für die Gleitreibung

$$\mu_K = \tan \left( \phi_R + i_0 \cdot e^{-K_2 \frac{\sigma_N}{\sigma_K}} \right) \quad (4.36)$$

und für die Haftreibung

$$\Delta\mu = \Delta\mu_{vel} \cdot e^{-K_1 \frac{\sigma_N}{\sigma_K}} \quad (4.37)$$

gebildet. Die Haftreibung resultiert aus der von der Normalspannung abhängigen Aktivierung von Adhäsions- bzw. Kohäsionskräften.  $c$  ist die Kohäsion bei Normalspannung Null und  $\phi_R$  ist der Restreibungswinkel.  $i_0$  ist der so genannte Aufgleitwinkel, welcher ein Maß für die Unebenheit der Kontaktflächen repräsentiert und für die Aufweitung des Scherspaltens bei zunehmender Scherverschiebung verantwortlich ist.  $\sigma_K$  ist die Druckfestigkeit der Kontaktfläche.  $K_1$  und  $K_2$  sind Krümmungsparameter, die sich aus der Anpassung des Modells an Versuchsergebnisse ergeben.

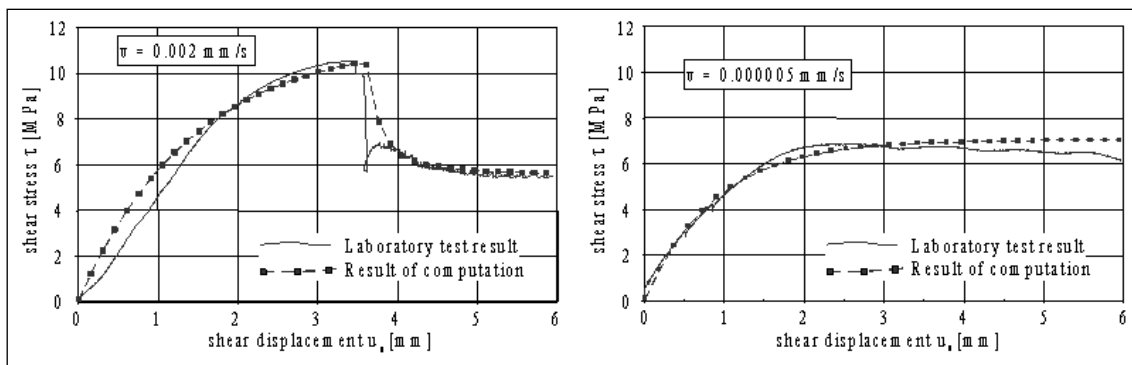
Die Abhängigkeit der Haftreibung von der Verschiebungsgeschwindigkeit  $v$  wird durch eine Funktion analog zu der Geschwindigkeitsfunktion des visko-elasto-plastischen Modells berücksichtigt:

$$f_{vel} = \frac{1}{2} \cdot \left[ 1 + \tanh \left( b_s \cdot \log \frac{\dot{v}}{\dot{v}_k} \right) \right] \quad (4.38)$$

Der Haftreibungskoeffizient wird damit ausgedrückt durch

$$\Delta\mu_{vel} = \Delta\mu_{MAX} \cdot f_{vel} \quad (4.39)$$

Physikalisch ist dieser Zusammenhang so zu interpretieren, dass im Fall eines dynamischen Gleitprozesses bei hohen Schergeschwindigkeiten ( $f_{vel} \approx 1$ ) ein Haftreibungswiderstand überwunden werden muss, bevor der Scherspannungsabfall einsetzt. Dagegen wird bei langsamen Scherverschiebungen ( $f_{vel} \approx 0$ ) kein zusätzlicher Haftreibungswiderstand aufgebaut und die Kohäsion bleibt erhalten. Die Scherverschiebung findet praktisch ohne Abfall der Scherspannung statt (Abb. 4.11, /MIN 07a/).



**Abb. 4.11** Abhängigkeit der Scherfestigkeit von der Schergeschwindigkeit

Neben der Geschwindigkeitsabhängigkeit wird auch die Abhängigkeit von der stattgefundenen Scherverschiebung im Modell berücksichtigt. Der Haftreibungskoeffizient wird um einen verschiebungsabhängigen Term (in inkrementeller Form) abgemindert:

$$\Delta\mu_S^p = -\Delta\mu_{vel} \cdot \frac{\Delta u_S^p}{L_1} \quad (4.40)$$

Darin ist  $\Delta u_S^p$  das Inkrement der plastischen Scherverschiebung.  $L_1$  bestimmt die Steilheit des Scherspannungsabfalls im Nachbruchbereich. Mit zunehmender Scherverschiebung wird durch Abscheren der Unebenheiten der Aufgleitwinkel abgemindert:

$$\Delta i = -\Delta i_0 \cdot \frac{\Delta u_S^p}{L_2} \quad (4.41)$$

Die inkrementellen Beziehungen entsprechen einer Reduktion der Haftreibungskomponente und des Aufgleitwinkels in exponentieller Form während des Schervorgangs an den Kontaktflächen.

Das nichtlineare Schermodell für Schichtflächen wird für die Kontaktflächen bzw. Diskontinuitäten zwischen den Salinargesteinen und zu ihren Nebengesteinen verwendet, während die übrigen Trennflächen mit einem linearen MOHR-COULOMBSchen Reibungsansatz beschrieben werden. Da es in UDEC nötig ist, die Geometrie der aufzufahrenden Einlagerungsstrecken und die Konturen der Einlagerungsbehälter bereits bei der Modellerstellung zu definieren, existieren im Modell sog. „fiktive Trennflächen“. Außerdem ermöglichen diese künstlichen Grenzflächen die graduelle Verfeinerung der Vernetzung im Einlagerungsbereich. Damit diese fiktiven Trennflächen keine mechanische Wirkung haben, werden ihre Verformungs- und Festigkeitseigenschaften sehr hoch angesetzt. Eine Übersicht über die verwendeten Schichtflächenparameter befindet sich in Tab. 4.11 und Tab. 4.12. Es ist zu beachten, dass es sich dabei nicht um lokationsspezifische Daten handelt, da hierfür keine gegenständlichen Untersuchungen vorlagen.

**Tab. 4.11** Parameter der Schichtflächen im Salinar /MIN 05/

<b>Minkley Schichtflächenmodell</b>					
Steinsalz (S), Carnallitit (C), Hauptanhydrit (A), Bundsandstein (B)					
	S-S	S-C	S-A	C-A	S-B
Normalsteifigkeit $k_n$ [MPa/m]	$10^4$	$10^4$	$10^5$	$10^5$	$10^5$
Tangentialsteifigkeit $k_s$ [MPa/m]	$10^4$	$10^4$	$10^5$	$10^5$	$10^5$
Krümmungsparameter $K_1$	1	1	1,0	1,0	1,0
Krümmungsparameter $K_2$	0,4	0,4	0,4	0,4	0,53
Kontaktfestigkeit $\sigma_K$ [MPa]	10	10	10	10	44
Restreibungswinkel $\phi_R$ [°]	27	29	27	27	35
Aufgleitwinkel $i_0$ [°]	26	5	15	15	18
Entfestigungsdistanz $L_1$	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003
Rauigkeit $L_2$	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003
Max. Diff. Reibungskoeff. $\Delta\mu_{MAX}$	1,0	1,0	0,6	0,6	0,6
Krit. Scherverschiebungsgeschwind. $v_{kr}$ [m/s]	$10^5$	$10^5$	$10^5$	$10^5$	$10^5$
Geschwindigkeitsfaktor $b$	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2
Kohäsion $c$ [MPa]	1	0,7	1,5	1,5	0
Zugfestigkeit $\sigma_z$ [MPa]	1	0,5	1	1	1

**Tab. 4.12** Parameter der Schichtflächen im Deckgebirge

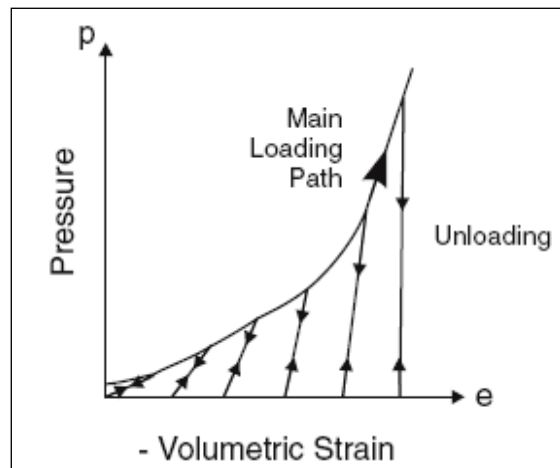
	<b>Schichtflächen Deckgebirge</b>	<b>Fiktive Trennflächen im Steinsalz</b>
Normalsteifigkeit $k_n$ [MPa/m]	$10^4$	$10^5$
Tangentialsteifigkeit $k_s$ [MPa/m]	$10^4$	$10^5$
Kohäsion $c$ [MPa]	1	35
Restreibungswinkel $\phi$ [°]	30	45
Zugfestigkeit $\sigma_z$ [MPa]	1	15
Dilatanzwinkel $\delta$ [°]	5	2

Double-yield Modell für Versatzmaterial

Für die Beschreibung des Kompaktionsverhaltens des eingebrachten Versatzmaterials Salzgrus wurde das so genannte „Double-yield“-Modell gewählt. Das Modell ist bereits in UDEC enthalten (/ITA 05/). Es ist besonders geeignet für Materialien, für die unter Druckbeanspruchung eine irreversible Kompression charakteristisch ist. Deshalb wird es häufig für Versatzmassen oder granulare Medien verwendet, deren Porosität in der Regel deutlich höher ist als die des umgebenden Gebirges.

Es enthält neben den in den Verfestigungs- und Entfestigungsmodellen bereits enthaltenen Scher- und Zugfestigkeitskriterien eine weitere Fließbedingung, welche von der Schubspannung unabhängig ist und sich nur auf die volumetrische Verformung bezieht. Damit kann die bei isotroper Kompression mit irreversiblen Verformungen verbundene Verdichtung erfasst werden. Ein typisches Druck-Dehnungs-Diagramm eines Kompressionsversuchs zeigt Abb. 4.12.

Dargestellt ist die Abhängigkeit der Druckspannung von der negativen Volumendeformation (d. h. Volumenverringern, Druckspannungen positiv). Der Druck steigt mit zunehmender Volumendeformation progressiv an. Bei zwischenzeitlicher Entlastung verbleibt eine irreversible Deformation. Der Anstieg der Kurve in den Entlastungszyklen entspricht dem elastischen Kompressionsmodul.



**Abb. 4.12** Spannungs-Volumendehnungs-Diagramm bei Kompression (aus /ITA 05/)

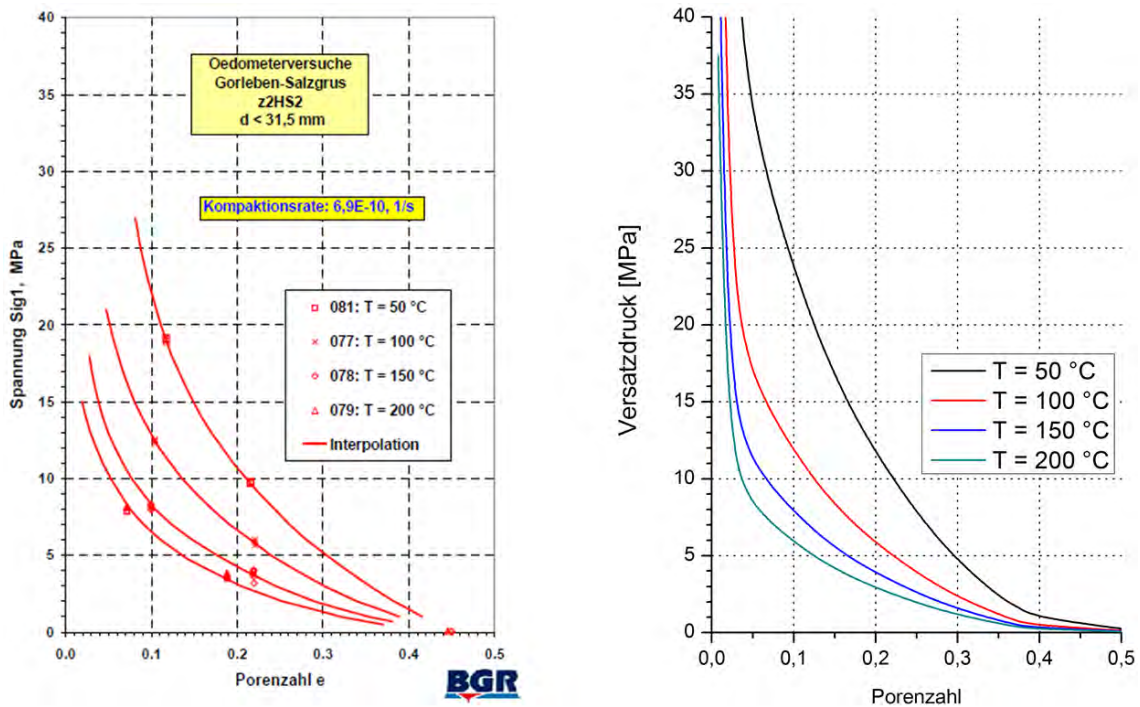
Die Bestimmung der spezifischen Parameter des „Double-yield“-Modells erfolgt entweder mittels Anpassung einer experimentell ermittelten Druck-Volumendehnungskurve an die Funktion durch tabellarische Angabe ausgewählter Druck-Volumendehnungs-Datenpaare an ausgewählten Stützstellen, zwischen denen dann linear interpoliert wird. Das eingebaute Modell wurde am IfG derart modifiziert, dass nicht nur eine konstante Versatzdruckkurve benutzt wird, sondern zusätzlich noch die Temperatur- und Geschwindigkeitsabhängigkeit (Abb. 4.13) des Kompaktionsverhaltens abgebildet werden kann. Basis für die Anpassung der Materialparameter bilden die von /STÜ 04/ experimentell bestimmten Versatzdruckkurven.

Für die Beschreibung des Kompaktionsverhaltens mittels des hier verwendeten „Double-yield“-Modells ist anzumerken, dass es für die Beschreibung der Salzgruskompak-

tion insofern konservativ ist, als das es nicht das Kompaktionskriechen von Salzgrus einbezieht. Auf Basis des in /POP 12b/ beschriebenen Prozessverständnisses ist davon auszugehen, dass infolge der Überlagerung beanspruchungs-dominierter und zeitabhängiger Kompaktionsprozesse auch bei Erreichen eines isostatischen Belastungszustandes die Versatzkompaktion nicht beendet ist, sondern es innerhalb eines Zeitraumes von weniger als tausend Jahren über Kriechen (hauptsächlich Drucklösungs- bzw. Feuchtekriechen) zu einer vollständigen Kompaktion von Salzgrus kommt (d. h. summarisch von  $1\pm 1\%$  mit Einschluss vorhandener Fluide).

**Tab. 4.13** Versatzparameter Steinsalzgrus

Parameter		Wert
Elastischer Kompressionsmodul <b>K</b>	(GPa)	1,5
Elastischer Schermodul <b>G</b>	(GPa)	1,0
Reibungswinkel $\phi$	(°)	40
Kohäsion <b>c</b>	(MPa)	0,5
Zugfestigkeit $\sigma_z$	(MPa)	0



**Abb. 4.13** Anpassung der Temperaturabhängigkeit der Versatzdruckkurven (rechts) an die experimentell ermittelten Daten (links, /STÜ 04/)

#### 4.1.2 Thermomechanische Beanspruchung der geologischen Barriere infolge des Wärmeeintrages

##### 4.1.2.1 Einlagerungsvarianten

Um die thermomechanischen Beanspruchungen der geologischen Barriere infolge des Wärmeeintrages zu untersuchen, wurden in den vorliegenden Simulationen zwei Einlagerungsvarianten modelliert: Die Einlagerungsvarianten B1 (Streckenlagerung) und C (Bohrlochlagerung). Detaillierte Beschreibungen dieser Einlagerungsvarianten befinden sich in /BOL 11/, /BOL 12/, so dass an dieser Stelle lediglich die modellrelevanten Eckdaten zusammengefasst werden.

Im Fall der Streckenlagerung werden die Behälter in Strecken auf der 870-m-Sohle eingelagert. Für das Gebiet der vorliegenden Modellierung ist die Einlagerung von Pol-lux-10-Endlagerbehältern vorgesehen, die eine Länge von ca. 5,5 m sowie einen Durchmesser von 1,56 m haben und innerhalb der Strecke mit einem Behälterabstand von 2,63 m platziert werden. Die Strecken selbst befinden sich in einem Abstand von



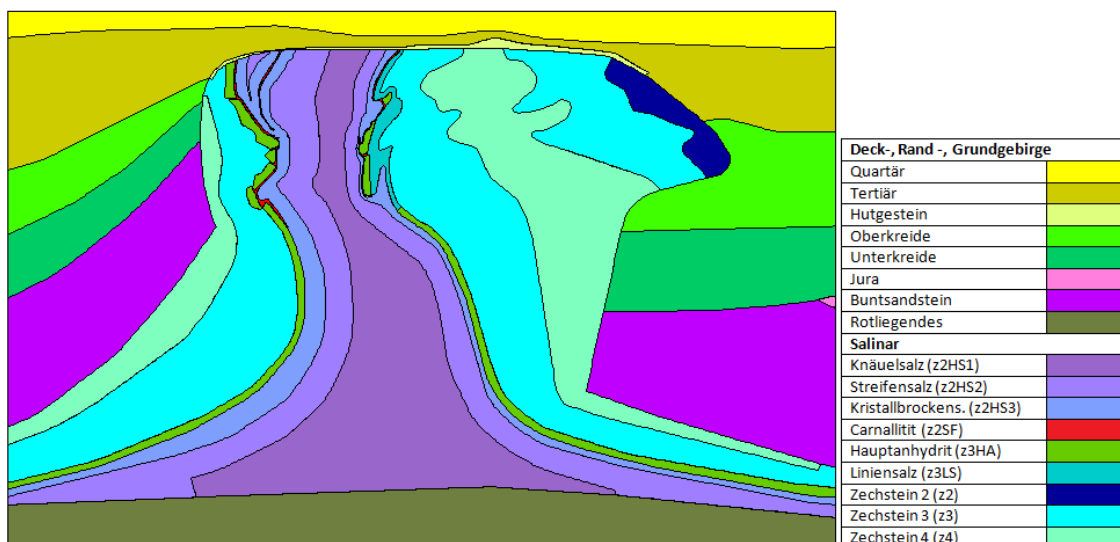
36 m voneinander und die Zwischenlagerzeit der Pollux-10-Behälter wird mit 30 Jahren angegeben.

Bei der Bohrlochlagerung werden im relevanten Modellgebiet BSK3-Behälter in 300 m tiefen Bohrlöchern mit Bohrlochabständen von 50,6 m in Streckenachse eingelagert. Die Streckenabstände betragen jeweils 44 m und es wird von einer Zwischenlagerzeit von 15 Jahren ausgegangen.

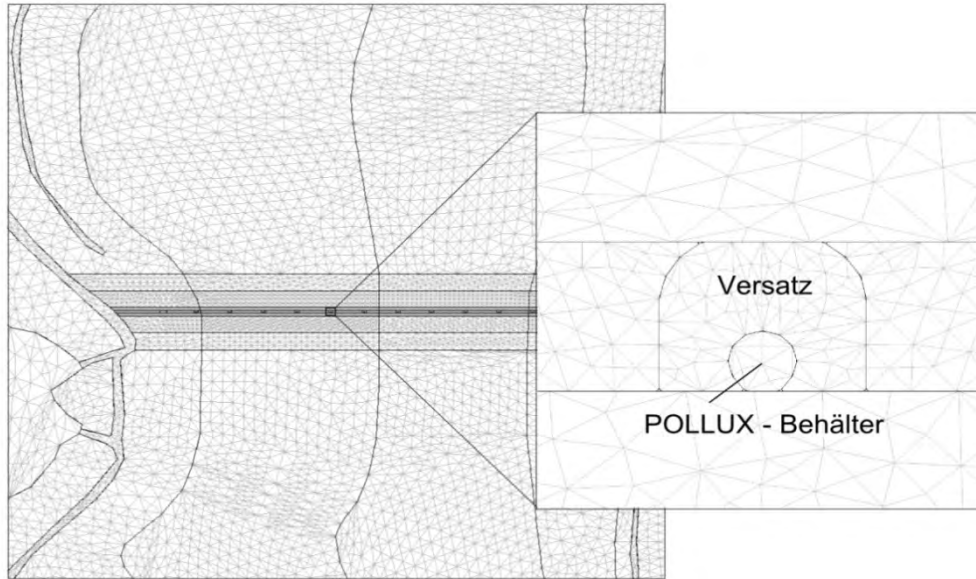
#### 4.1.2.2 Streckenlagerung (2D-Studie)

##### 4.1.2.2.1 Geometrische Idealisierung

Das gebirgsmechanische Berechnungsmodell basiert auf dem Homogenbereichsmodell Gorleben der BGR /NIP 00/ für den Querschlag 1 West. Das Modell reicht von der Tagesoberfläche bis in eine Tiefe von 3600 m und erstreckt sich in horizontaler Richtung über 5300 m. Damit erfasst es einen für die Integritätsanalyse repräsentativen Gebirgsausschnitt durch den Salzstock Gorleben unter Berücksichtigung der wesentlichen geologischen Strukturelemente einschließlich des Deck- und Nebengebirges. Abb. 4.14 zeigt einen Ausschnitt des Modells und verdeutlicht den strukturellen Aufbau mit farbig markierten Homogenbereichen, während Abb. 4.15 die Umsetzung der Einlagerungsgeometrie sowie die Modellvernetzung andeutet.

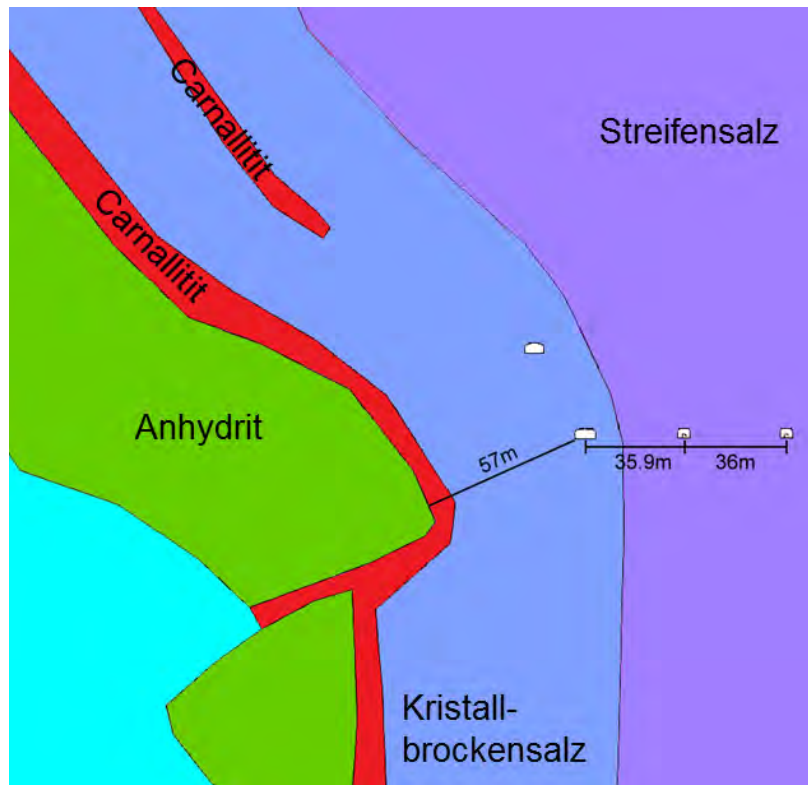


**Abb. 4.14** 2D-Homogenbereichsmodell des Salzstockes Gorleben (EB1)



**Abb. 4.15** Vernetzung im Einlagerungsbereich und Umsetzung der Streckenlagerung

Bei einem vorgegebenen Abstand von 36 m zwischen den Einlagerungstrecken sowie 35,9 m bzw. 26,1 m Abstand der jeweils letzten Einlagerungstrecke zur Richtstrecke-Nord/-Süd ergibt sich unter Einhaltung eines Sicherheitsabstandes von 50 m zum Hauptanhydrit und Carnallit eine Einlagerungsgeometrie mit zehn Einlagerungstrecken innerhalb der Salzstockbreite von ca. 565 m zwischen dem nordwestlichen und südöstlichen anstehenden, geblockten Hauptanhydrit. Darüber hinaus werden zusätzlich auch die Erkundungstrecken auf der 840 m-Sohle berücksichtigt. Im Berechnungsmodell sind die seitlichen Modellgrenzen in horizontaler Richtung fixiert und der untere Modellrand wird in vertikaler Richtung festgehalten (Verschiebungsrandbedingung).



**Abb. 4.16** Modellausschnitt zur Darstellung der Abstände zwischen den Strecken und zum Hauptanhydrit

#### 4.1.2.2.2 Berechnungsdurchführung

Zur thermomechanischen Simulation der Streckenlagerung wärmeentwickelnder Abfälle wurden im Modell zunächst alle Strecken simultan aufgeföhrt, worauf in Anlehnung an das TSDE-Experiment (Thermal Simulation of Drift Emplacement, /DRO 96/) eine Kriechphase von 1,5 Jahren freier Konvergenz erfolgte. Daraufhin wurden die Behälter eingelagert und die Strecken ebenfalls instantan mit Salzgrus verfüllt, wobei für die Einlagerungsstrecken angefeuchteter und für die Richt-/Erkundungsstrecken trockener Versatz angesetzt wurde /BOL 11/, /BOL 12/.

Die Simulation der Wärmeentwicklung der Einzelbehälter geschah auf Basis der Wärmeleistungen und Abklingzeiten, die im Rahmen der thermischen Auslegungsrechnungen in AP6 /BOL 12/ ermittelt wurden. Da die Einlagerungsbehälter im 2D-Schnitt durch lateral quasi unendlich ausgedehnte Behälter repräsentiert werden, wurde die Wärmeleistung im Verlauf des ersten Jahrzehnts nach Einlagerungsbeginn auf ca. 70 % herabgesetzt, um die endliche Behälterausdehnung und den lateralen Wärmeabfluss in den Zwischenraum der Behälter in Streckenrichtung korrekt zu berücksichtigen.

Die Zerfallskonstanten der Pseudonuklide (hypothetische Vertreter für verschiedene Radionuklide zur Errechnung der zeitabhängigen Wärmeleistung) blieben unverändert und damit auch das gesamte Abklingverhalten. Auf diese Weise konnte auch im 2D-Modell der Temperaturverlauf der 3D-Auslegungsrechnungen hinreichend genau reproduziert werden.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass im Rahmen der vorgestellten 2D-Studien zur Strecken- und Bohrlochlagerung in einigen Aspekten, wie z. B. der expliziten Berücksichtigung der Einlagerungsstrecken inklusive Versatzmaterial und der Betrachtung von Schichtflächen, ein hoher Detaillierungsgrad anvisiert wurde. Dies hat zur Folge, dass diese Simulationen (aufgrund der langen Rechenzeiten) je nach Variante einen Zeitraum von maximal 1000 bis 2000 Jahren abdecken können. Innerhalb der 3D-Studien werden allerdings ergänzende 2D-Simulationen unter vereinfachten Annahmen vorgestellt, die einerseits als Bindeglied zwischen 2D-Nahfeld und 3D-Fernfeldbetrachtungen dienen und andererseits in der Lage sind einen größeren Zeitraum abzudecken. Es wird sich jedoch zeigen, dass aus Sicht der Integritätskriterien ein Zeitraum von ca. 1000 Jahren ausreichend ist, da sich die stärksten thermomechanischen Einwirkungen in diesem Zeitfenster befinden.

#### **4.1.2.2.3 Berechnungsvarianten**

In Anlehnung an das Referenzszenarium wurde ein Basisfall als Referenz berechnet. Zur Analyse der Sensitivität verschiedener Parametern und Modellierungsansätzen wurden diverse Berechnungsvarianten untersucht:

- Stark überhöhte thermische Einwirkung der Behälter

In dieser Berechnungsvariante wurde von einer verstärkten Wärmeleistung der Einlagerungsbehälter ausgegangen, die etwa dem 1,5-fachen der in AP 6 angegebenen Leistungen entspricht.

- Einfluss unterschiedlicher Kriechraten bei geringen Deviatorspannungen

Im experimentell schwer erfassbaren Bereich kleiner Deviatorspannungen gibt es unterschiedliche Ansätze bezüglich der dort gültigen Spannungsabhängigkeit der Kriechraten. Während der Norton-Ansatz zur Beschreibung des Versetzungskriechens („dislocation creep“) mit einem Exponenten  $n = 5$  vergleichsweise kleine Kriechraten vorhersagt, könnten in diesem Spannungsbereich jedoch eventuell ganz andere

Kriechmechanismen dominieren. In diesem Zusammenhang wird häufig das Drucklösungskriechen („pressure solution creep“) angeführt, welches einen Exponenten  $n = 1$  aufweist und bei geringen Spannungen damit deutlich höhere Kriechraten im Vergleich zum Norton-Ansatz liefert /LI 12/, /URA 07/.

Der in den 2D-Studien verwendete Sinh-Kriechansatz im elasto-visko-plastischen Stoffgesetz erlaubt die Modellierung beider Kriechprozesse durch Parametervariation und ermöglicht es daher, den Einfluss unterschiedlicher Kriechraten bei geringen Deviatorspannungen zu untersuchen (Abb. 4.10).

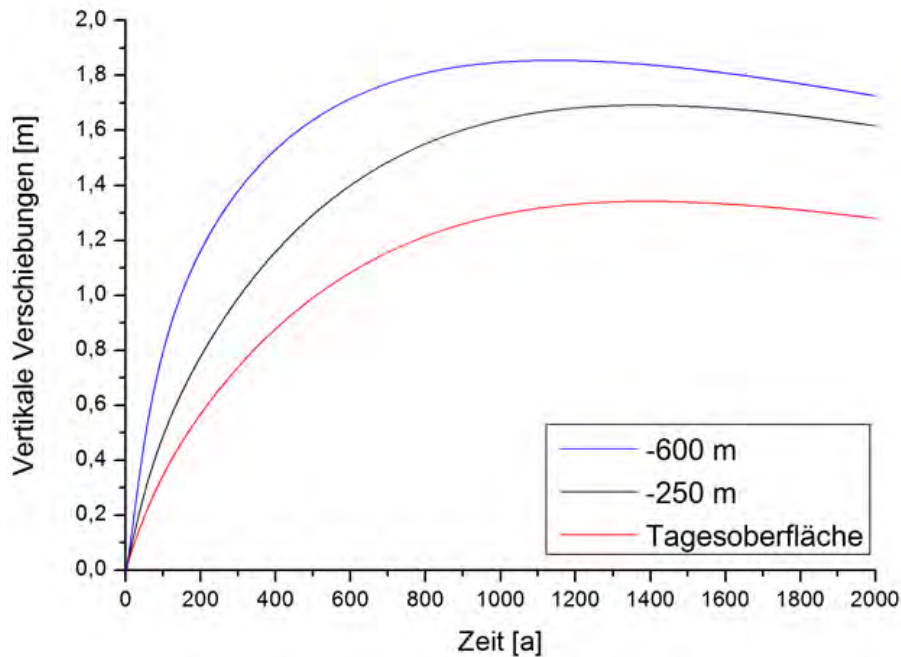
- Einfluss der sukzessiven, zeitlich versetzten Einlagerung

Zur Überprüfung der Annahme, dass der Ansatz einer instantanen Einlagerung gegenüber eines zeitlich versetzten Einlagerungsbetriebes für die Bewertung der Barriereintegrität der konservativere Ansatz ist, wurde eben jener Vorgang entsprechend dem Ablauf gemäß /LER 11b/ modelliert. Nach diesen Angaben erstreckt sich der Einlagerungsbetrieb über ca. fünf Jahre, in denen im Modell stufenweise jeweils zwei Strecken mit Behältern versehen und versetzt wurden, während die nächsten zwei Strecken aufgefahren wurden.

#### **4.1.2.2.4 Berechnungsergebnisse**

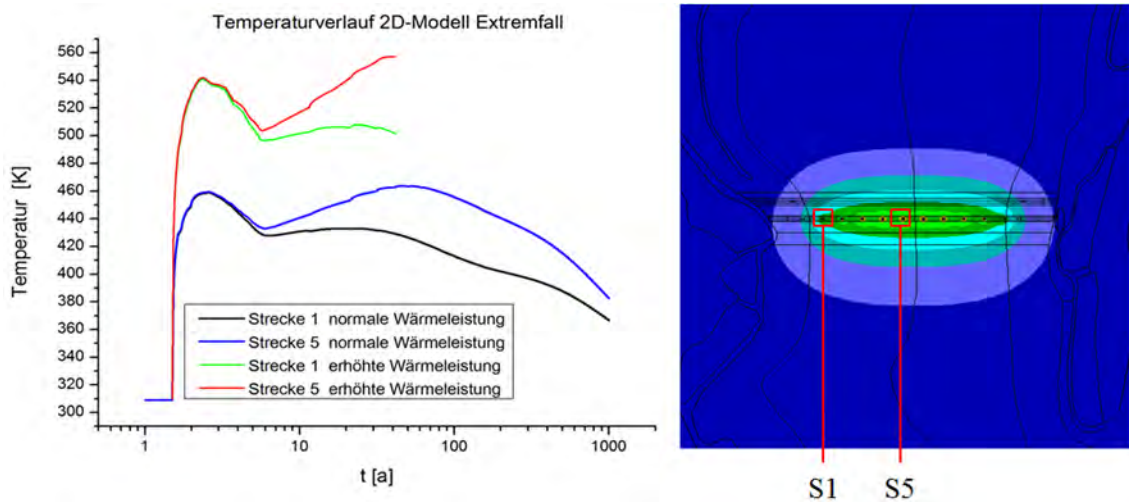
##### **Basisfall**

Durch den Wärmeeintrag der radioaktiven Abfälle in das Gebirge werden in der Umgebung des Einlagerungshorizontes infolge der thermischen Ausdehnung zusätzliche Spannungen induziert. Diese Spannungen führen einerseits zu dilatanten Gefügeschädigungen an den Streckenkonturen und andererseits zur Ausbildung eines Bereiches erhöhter Druckspannungen außerhalb der dilatanten Zone. Damit verbunden sind Hebungen im Hangenden, die sich bis zur Tagesoberfläche fortsetzen und dort im Ergebnis der thermomechanischen Berechnungen zu Hebungen von bis zu 1,3 m führen (Abb. 4.17 und Abb. A.14 bis Abb. A.19).



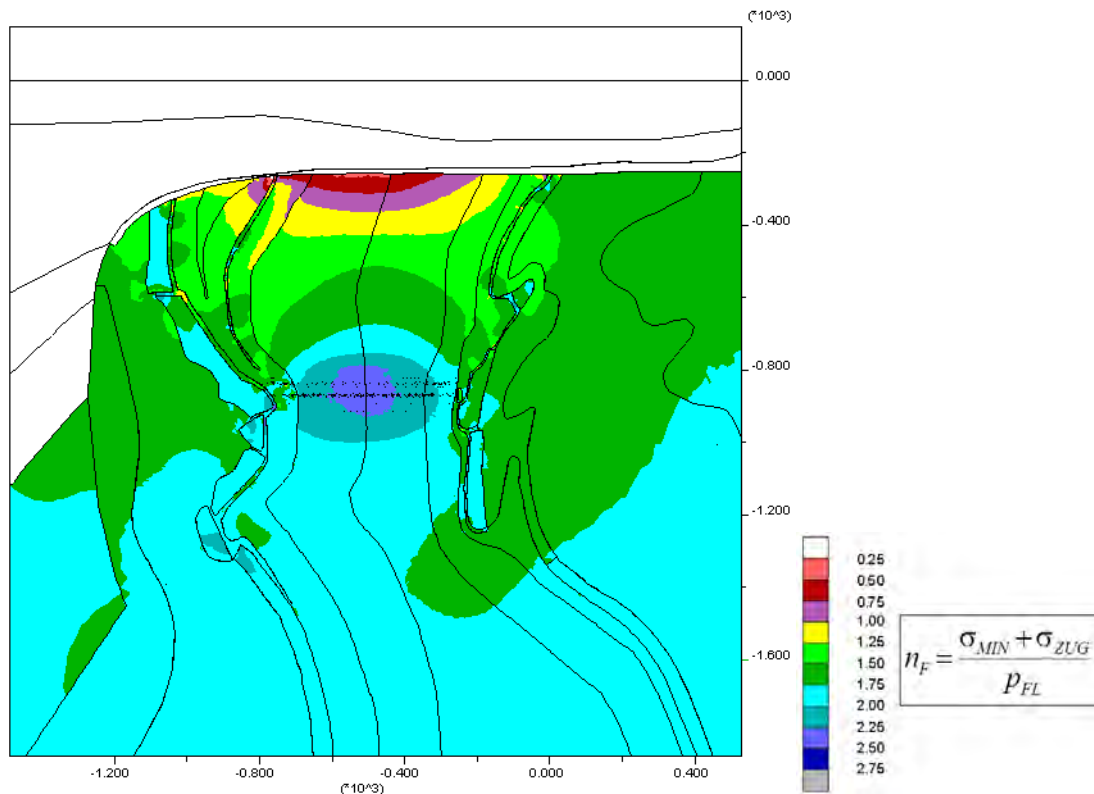
**Abb. 4.17** Zeitliche Entwicklung der vertikalen Verschiebungen (lokaler Verschiebungsvektor) in verschiedenen Teufen (bezogen auf Tagesoberfläche)

Die Temperatur an der Behälteroberfläche steigt zunächst stark an und erreicht in einer zentralen Strecke bereits im ersten Jahr nach Einlagerung ein erstes Maximum bei etwa 185 °C (Abb. 4.18). Durch die zunehmende Kompaktion des Salzgrusversatzes steigt dessen Wärmeleitfähigkeit an, wodurch die Wärme besser abgeführt wird und die Temperatur daraufhin wieder absinkt. Etwa sechs Jahre nach Einlagerungsbeginn steigt die Temperatur wieder an, da sich nun die Temperaturfelder benachbarter Strecken überlappen. In den zentralen Strecken wird durch diese Überlappung ein zweites Maximum bei ca. 190 °C erreicht, während dieses Maximum für die Randstrecken bei deutlich geringeren Temperaturen liegt. Insgesamt überschätzen die 2D-Simulationen das erste Temperaturmaximum um maximal 5 °C und liegen insgesamt in guter Übereinstimmung mit den vorliegenden Auslegungsrechnungen. Nach etwa 50 Jahren gehen die Temperaturen im Einlagerungsbereich stetig zurück, während sich die Wärme ins Fernfeld ausbreitet (Abb. A.7 bis Abb. A.12). Über den betrachteten Zeitraum ergibt sich am Salzspiegel eine maximale Temperaturerhöhung von ca. 6 °C (Abb. A.13).



**Abb. 4.18** Vergleich der Temperaturverläufe an der Behälteroberfläche in zentraler (S5) und äußerer (S1) Einlagerungsstrecke

Die thermomechanischen Berechnungen zeigen prinzipielle Mechanismen auf, die zu einer temporären und lokal begrenzten Verletzung der Dichtheit und Integrität der geologischen Barriere führen können: Bedingt durch die Aufheizung und Hebung wird der Spannungszustand im Salzstock großräumig verändert. Am Salzspiegel tritt infolge der Volumendehnung eine Reduzierung der minimalen Hauptspannung ein. Der Bereich, in dem die Einspannung unter den dort anstehenden Salzwasserdruck abfällt und infolge der Verletzung des Minimalspannungskriteriums eine fluiddruck-getriebene perkolative Permeation, d. h. ein Eindringen von Salzlösung entlang interkristalliner Fließwege eintreten kann, reicht in den vorliegenden Modellberechnungen maximal etwa 150 m unter den Salzspiegel (Abb. 4.19 und Abb. A.25 bis Abb. A.32).



**Abb. 4.19** Auswertung des Minimalspannungskriteriums 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn. Kriterienverletzung ( $n_F < 1$ ) im lila bis roten Bereich

An den Schichtflächen zwischen Streifensalz und Kristallbrockensalz sowie Kristallbrockensalz und Carnallit sind die tiefgreifendsten Verletzungen des Minimalspannungskriteriums zu beobachten. Da an den Schichtübergängen, die Homogenbereiche mit unterschiedlichen thermomechanischen Eigenschaften begrenzen (z. B. Steinsalz/Anhydrit bzw. Steinsalz/Kaliflöz), gleichzeitig Scherspannungen induziert werden, stellen die steilstehenden Schichtflächen bevorzugte Zonen für eine fluiddruck-getriebene Generierung von hydraulischen Fließwegen dar. Analog der Dilatanzgrenze von Salzgesteinen, die weit unterhalb der Bruchgrenze liegt (Abb. 4.8), kann nicht ausgeschlossen werden, dass sich die hydraulische Durchlässigkeit an Schichtflächen bereits ändert, bevor die Scherfestigkeitsgrenze erreicht wird. Zum hydraulischen Verhalten von Schichtflächen im Salinar existieren keine experimentellen Untersuchungsergebnisse. Infolge der Einlagerung treten in den ersten Jahrzehnten im Modell Scherspannungen von bis zu 3 MPa an den Schichtflächen auf, die sich in der darauffolgenden Zeit langsam wieder abbauen, so dass 1.000 Jahre nach Einlagerungsbeginn fast nur noch lokale Spannungsfluktuationen an den Schichtübergängen von Steinsalz zu Carnallit und Hauptanhydrit existieren (Abb. A.20 bis Abb. A.24).



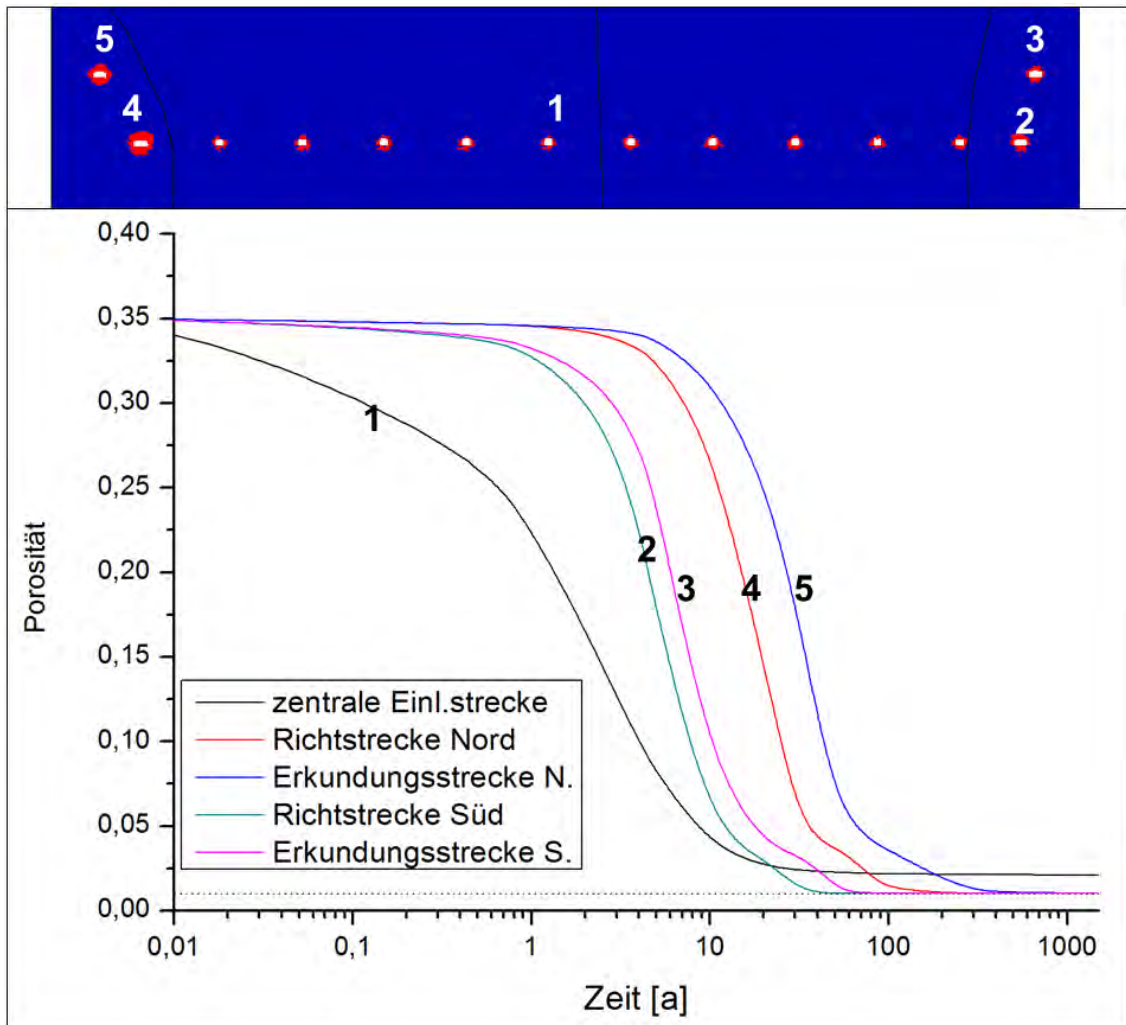
Auf Basis der Bewertung mit dem Minimalspannungskriterium wird mittels des hier gezeigten Modells nachgewiesen, dass es zu keiner durchgängigen Verletzung der Integrität vom Salzspiegel bis zum Einlagerungshorizont kommt. Die stärksten Auswirkungen der Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle auf die Barriereintegrität zeigen sich in den ersten 50 Jahren nach Abschluss des Einlagerungsvorganges. In der darauffolgenden Zeit nehmen kriechbedingt die Bereiche, in denen eine Verletzung des Minimalspannungskriteriums vorlag, kontinuierlich ab, auch wenn es aufgrund der Wärmezufuhr weiterhin zu Hebungen des Salzstockes kommt.

Der zeitliche Verlauf der integralen (hier gemittelt über den Hohlraumquerschnitt) Porosität in einer der mit trockenem Salzgrus versetzten zentralen Einlagerungsstrecke sowie den Richt- und Erkundungsstrecken mit angefeuchtetem Versatz wird in Abb. 4.20 dargestellt. Aufgrund der schnellen Erwärmung im Nahfeld um die Einlagerungsbehälter kompaktiert die Einlagerungsstrecke bereits nach etwa zehn Jahren auf unter 5 % Porosität (Abb. A.33). Die Richt- und Erkundungsstrecke Süd kompaktieren etwas langsamer und erreichen die 5 %ige Porosität nach etwa 15 bis 20 Jahren und nach 50 bis 60 Jahren stellt sich die als Endwert einer möglichen Salzgruskompaktion im Modell festgelegte Restporosität von 1 % ein (vgl. 4.1.1.3 Beschreibung des „Double-yield“-Modells, zur Restporosität siehe Kap. 4.2.4). Aufgrund ihrer Lage im deutlich schwächer kriechfähigen Kristallbrockensalz kompaktiert der Versatz in Richt-/Erkundungsstrecke Nord erst nach 40 bzw. 60 Jahren auf 5 %. Insgesamt erreichen alle Strecken innerhalb der ersten 100 Jahre nach Einlagerung eine Porosität < 5 %, die sich dann stetig der 1 %igen Restporosität nähert.

Dass die zentrale Einlagerungsstrecke nicht auf die festgelegte Restporosität von 1 % kompaktiert, hat seine Ursache in der begrenzten Auflösung des großräumigen 2D-Modells und liegt an der mangelnden Kompaktion der Versatzbereiche im „Zwickel“ zwischen Behälter und Streckensohle. In einem feiner aufgelösten Einzelstreckenmodell, das zusätzlich für die detaillierte Abbildung der Salzgruskompaktion in einem Streckenabschnitt erstellt wurde, wird ersichtlich, dass diese Bereiche ebenfalls schnell kompaktieren, was sich im großen Modell allerdings aus Gründen des Rechenaufwandes nicht in der benötigten Genauigkeit im Zentimeter-Bereich umsetzen ließ. Die Tatsache, dass die Strecken ohne Behälter auf die angesetzte 1 %ige Restporosität kompaktieren, unterstützt diese Aussage.

Unabhängig davon ist bzgl. der hier ausgewiesenen Endporositäten anzumerken, dass die Beschreibung des Kompaktionsverhaltens mittels des hier verwendeten „Double-

yield“-Modells konservativ ist, weil es nicht das Kompaktionskriechen von Salzgrus berücksichtigt /POP 12b/.



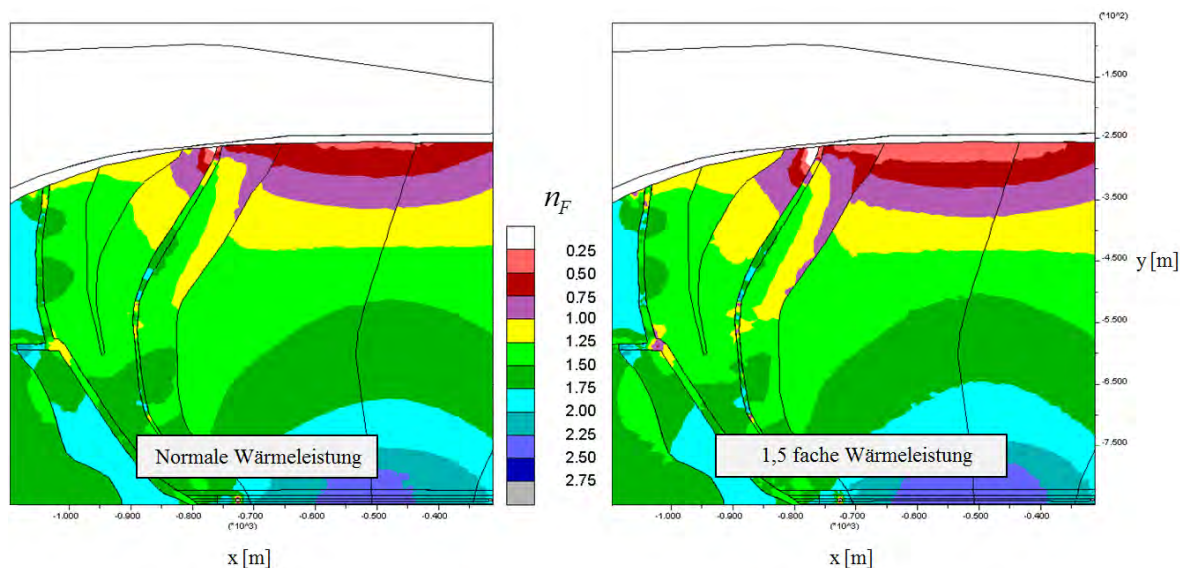
**Abb. 4.20** Zeitlicher Verlauf der integralen Porosität in Einlagerungs- (1), Richt- (2, 4) und Erkundungsstrecken (3, 5)

Dilatant geschädigte Bereiche sind rot markiert

Dilatanz tritt im Verlauf der Simulation fast ausschließlich an den Streckenkonturen der Einlagerungs-, Richt- und Erkundungsstrecken auf (Abb. 4.20, oben). Die im schwächer kriechfähigen Kristallbrockensalz befindliche Richt- bzw. Erkundungsstrecke Nord zeigt dabei stärker ausgeprägte dilatante Bereiche, da sich die thermomechanisch induzierten Spannungen dort dementsprechend langsamer abbauen als im Knäuel- und Streifensalz. Außerhalb der unmittelbaren Umgebung der Strecken treten dilatant geschädigte Bereiche nur lokal in sehr geringem Maße auf (Abb. A.34).

### Variation 1: Stark erhöhte Wärmeleistung

Durch die erhöhte Wärmeleistung entstehen an der Behälteroberfläche deutlich höhere Temperaturen bis zu etwa 280 °C. Durch diesen verstärkten thermomechanischen Einfluss ergeben sich im Vergleich zum Basisfall zum einen etwas größere Hebungen und zum anderen eine etwa 125 m tiefer reichende Verletzung des Minimalspannungskriteriums, die bis maximal 250 m unter den Salzspiegel reicht (Abb. 4.21).

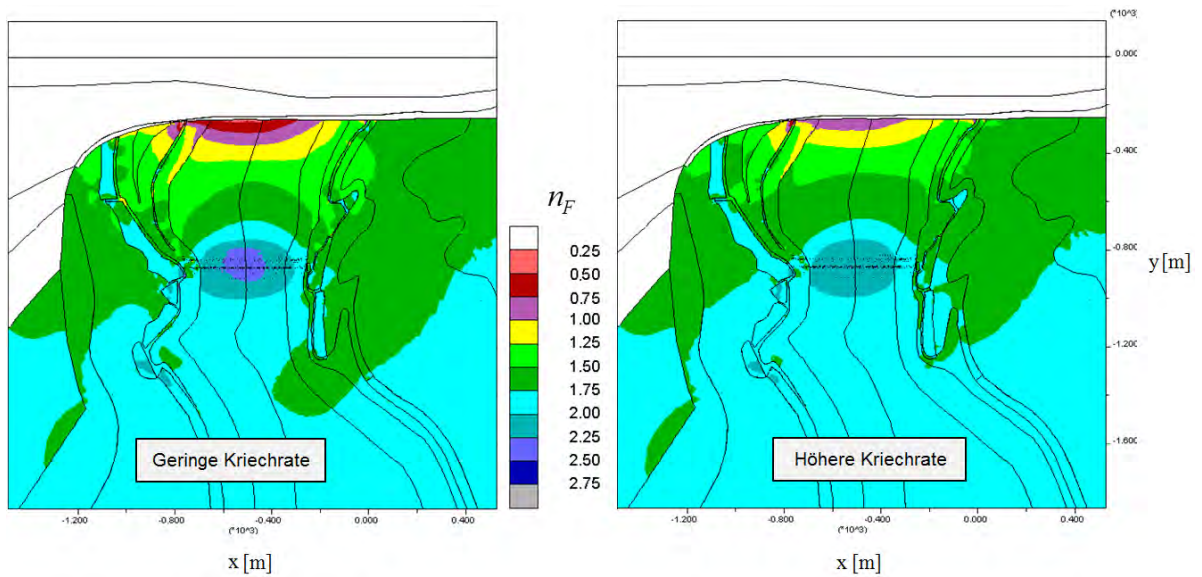


**Abb. 4.21** Vergleich des Minimalspannungskriteriums (30 Jahre nach Einlagerungsbeginn) bei Normalentwicklung und stark erhöhter Wärmeleistung

Da auch in diesem Extremfall etwa 370 m Abstand zum Einlagerungshorizont vorliegen, erweist sich das System also als äußerst robust gegenüber dieser enorm intensivierte Wärmeeinwirkung.

### Variation 2: Kriecheigenschaften bei geringen Deviatorspannungen

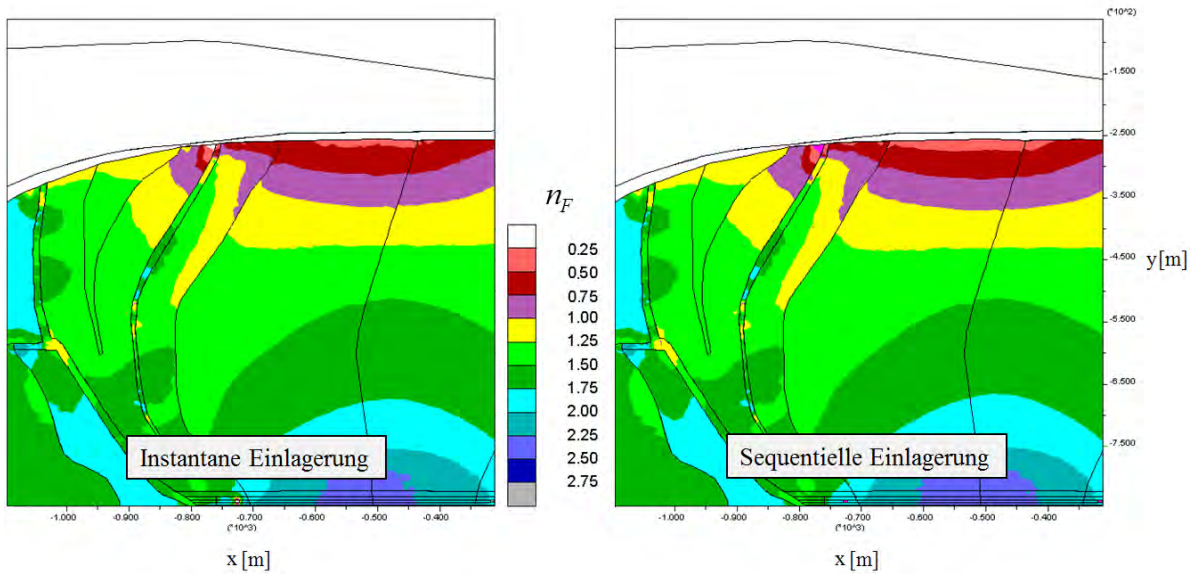
Im Falle höherer Kriechraten bei geringen Deviatorspannungen werden die thermomechanisch induzierten Differenzspannungen schneller abgebaut, was somit zu einer geringeren Verletzung des Minimalspannungskriteriums führt (Abb. 4.22). Die Annahme höherer Kriechraten wirkt also als begünstigender Faktor für die Integrität der geologischen Barriere.



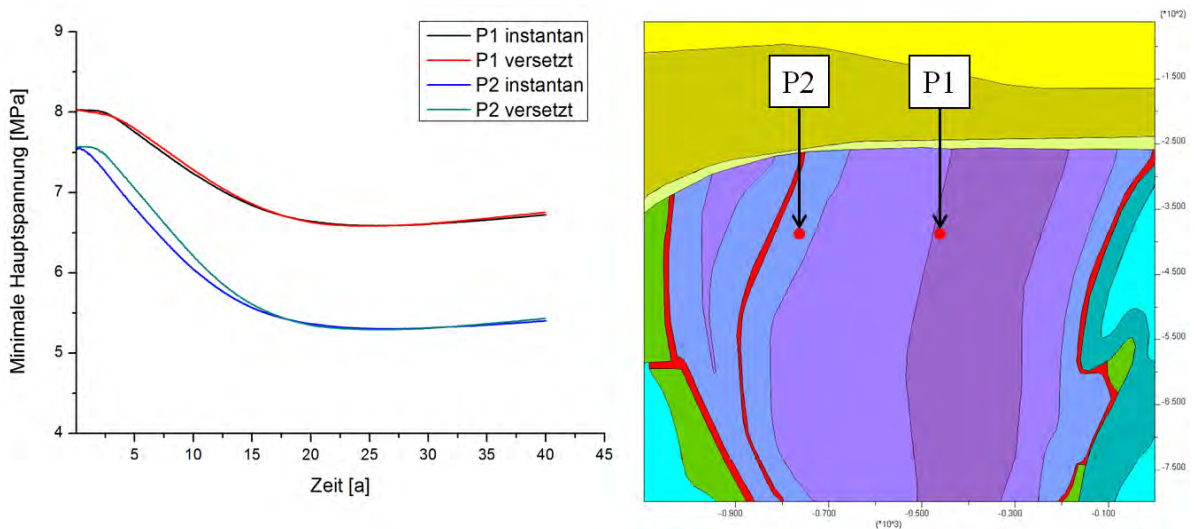
**Abb. 4.22** Vergleich des Minimalspannungskriteriums (30 Jahre nach Einlagerungsbeginn) für unterschiedliche Kriechraten bei geringen Deviatorspannungen

### Variation 3: Zeitlich versetzte Einlagerung der Behälter

Der sequentielle Einlagerungsbetrieb führt im Modell zu einem geringfügig verzögerten Einsetzen des Abfalls der Minimalspannungen am Salzspiegel, wobei etwa 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn kein signifikanter Unterschied zwischen instantaner und sequenzieller Einlagerung mehr festzustellen ist. Die anfänglich asymmetrische thermo-mechanische Belastung führt lediglich in den ersten Jahren kurzzeitig zu minimal erhöhten Scherspannungen ( $< 0,5$  MPa) an der exemplarisch modellierten Schichtfläche zwischen Knäuel- und Streifensalz im Zentrum des Einlagerungsbereichs, bewirkt aber an diesen Schichtflächen keine Überschreitung der Scherfestigkeit (keine Schädigung bzw. Aufreißen von Wegsamkeiten).



**Abb. 4.23** Vergleich des Minimalspannungskriteriums (30 Jahre nach Einlagerungsbeginn) für instantane und sequentielle Einlagerung



**Abb. 4.24** Vergleich des zeitlichen Verlaufes der minimalen Hauptspannung an zwei ausgewählten Punkten

#### 4.1.2.3 Streckenlagerung (3D-Studie)

Auf der Basis des geologischen Profils EB1 – Querschlag 1 West (Abb. 4.1) wurde zunächst ein 2D-Fernfeldmodell generiert, das für Testberechnungen und Optimierungen der räumlichen und zeitlichen Diskretisierung genutzt wurde. Anschließend wurde das 3D-Modell durch Extrusion der ebenen Elemente unter Ausnutzung einer Symmetrie-

riezebene so generiert, dass nur der halbe Einlagerungsbereich abgebildet werden musste. Hohlräume werden in den Modellen nicht berücksichtigt. Dies ist in Bezug auf die Beurteilung der Integrität der geologischen Barriere des Fernfeldes konservativ, da im Einlagerungsbereich infolge Wärmeproduktion größere Druckspannungen berechnet werden, die im Salzspiegelbereich zu einer größeren zughafte Entlastung führen und ungünstig in Bezug auf Fluidruck- und Dilatanzkriterium wirken.

#### 4.1.2.3.1 Geometrische Idealisierung

Das Modellgebiet erfasst quer zum Streichen der Salzstruktur einen Bereich von 9 km Breite und 4 km Teufe. In Streichrichtung wird eine horizontale Erstreckung von 5,4 km berücksichtigt. Die zehn Einlagerungsstrecken sind im Modell 1,7 km lang und repräsentieren aus Symmetriegründen eine Länge des Einlagerungsbereiches von  $2 \cdot 1,7 \text{ km} = 3,4 \text{ km}$ . Grundlage für die geometrische Idealisierung des Internbaus der Salzstruktur bildet das Geologische Profil EB1 – Querschlag 1 West (Abb. 4.1), das in Teilbereichen für die Entwicklung des geomechanischen Modells (Abb. 4.2 und Abb. 4.3) vereinfacht wurde. Die Deck- und Nebengebirgsschichten sowie die im geologischen Profil EB1 – Querschlag 1 West nicht erfassten Gebirgsbereiche sind hinsichtlich Lage und Mächtigkeit idealisiert und basieren auf /ZIR 91/ und /BOR 99/. Die Diskretisierung erfolgt für beide Modelle (2D und 3D) mit 8-Knoten-Hexaederelementen. Ihre charakteristischen Größen sind in Tab. 4.14 zusammengestellt.

**Tab. 4.14** Charakteristische Größen der Berechnungsmodelle SLB1

Modell	Anzahl der		
	Elemente	Knoten	Freiheitsgrade
SLB1-2D	14.890	30.034	59.826
SLB1-3D	550.930	570.646	1.677.306

#### 4.1.2.3.2 Berechnungsdurchführung

Die Seitenflächen und die Modellbasis werden als Gleitflächen ausgebildet, d. h. Knoten auf einer derartigen Fläche sind in tangentialer Richtung frei verschieblich und in Richtung der Flächennormalen auf der Fläche fixiert. An der Modellbasis werden Temperaturrandbedingungen, die großräumigen Berechnungen von /DEL 07/ entnommen wurden, als Äquivalent für den dort herrschenden terrestrischen Wärmestrom angesetzt. An der Geländeoberfläche wird ein langjähriges konstantes Jahresmittel von

8,5 °C als Temperaturrandbedingung vorgegeben. Außerdem wird entsprechend /HEU 03/ ein verschiebungsfreier, lithostatisch-isotroper Anfangsspannungszustand für die zeitabhängigen Berechnungen angesetzt.

In beiden Modellen (2D und 3D) werden jeweils zehn Einlagerungsstrecken berücksichtigt, in denen die Wärmeleistung  $P_{\text{POLLUX10}}(t)$  von POLLUX-10-Behältern bei Beladung mit DWR-MIX 89/11-Abfällen gemäß /LER 11a/ (Tab. 2.3) angesetzt wird. Die spezifische Wärmeleistung  $P_{\text{DRIFTlin}}(t)$  pro m Einlagerungsstrecke berücksichtigt neben der Länge des POLLUX-10-Behälters von 5,517 m auch den gegenseitigen Behälterabstand von 2,63 m, so dass gilt:

$$P_{\text{DRIFTlin}}(t) \left[ \frac{\text{kW}}{\text{m}} \right] = \frac{P_{\text{POLLUX10}}(t) [\text{kW}]}{5,517 \text{ m} + 2,63 \text{ m}} = \frac{P_{\text{POLLUX10}}(t) [\text{kW}]}{8,147 \text{ m}} \quad (4.42)$$

In JIFE wird eine homogenisierte Wärmeleistung auf einen vereinfachten rechteckförmigen Streckenquerschnitt von 4,5 m · 3,7 m aufgebracht. Die homogenisierte Wärmeleistung  $P_{\text{DRIFTvol}}(t)$  pro m<sup>3</sup> Einlagerungsstrecke ergibt sich zu:

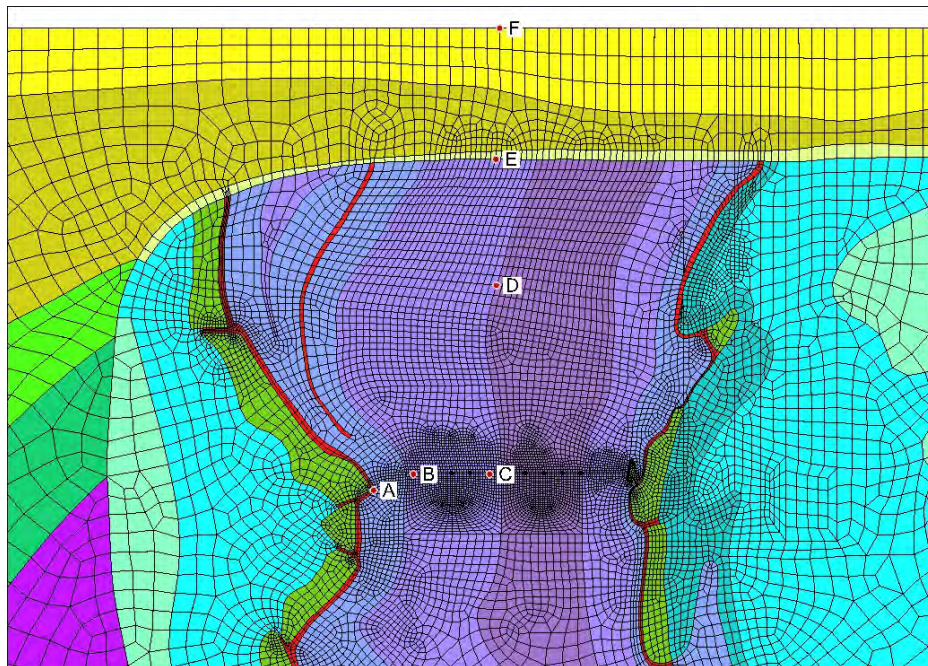
$$P_{\text{DRIFTvol}}(t) \left[ \frac{\text{kW}}{\text{m}^3} \right] = \frac{P_{\text{DRIFTlin}}(t) [\text{kW}/\text{m}]}{4,5 \text{ m} \cdot 3,7 \text{ m}} = \frac{P_{\text{POLLUX10}}(t) [\text{kW}]}{135,64755 \text{ m}^3} \quad (4.43)$$

Unter Berücksichtigung einer Zwischenlagerung von 49 Jahren wird das gesamte Inventar instantan eingelagert. Die Berechnungen decken ein Zeitfenster von 10.000 Jahren nach Beginn der Einlagerung ab.

#### 4.1.2.3.3 Berechnungsergebnisse 2D-Vorstudie

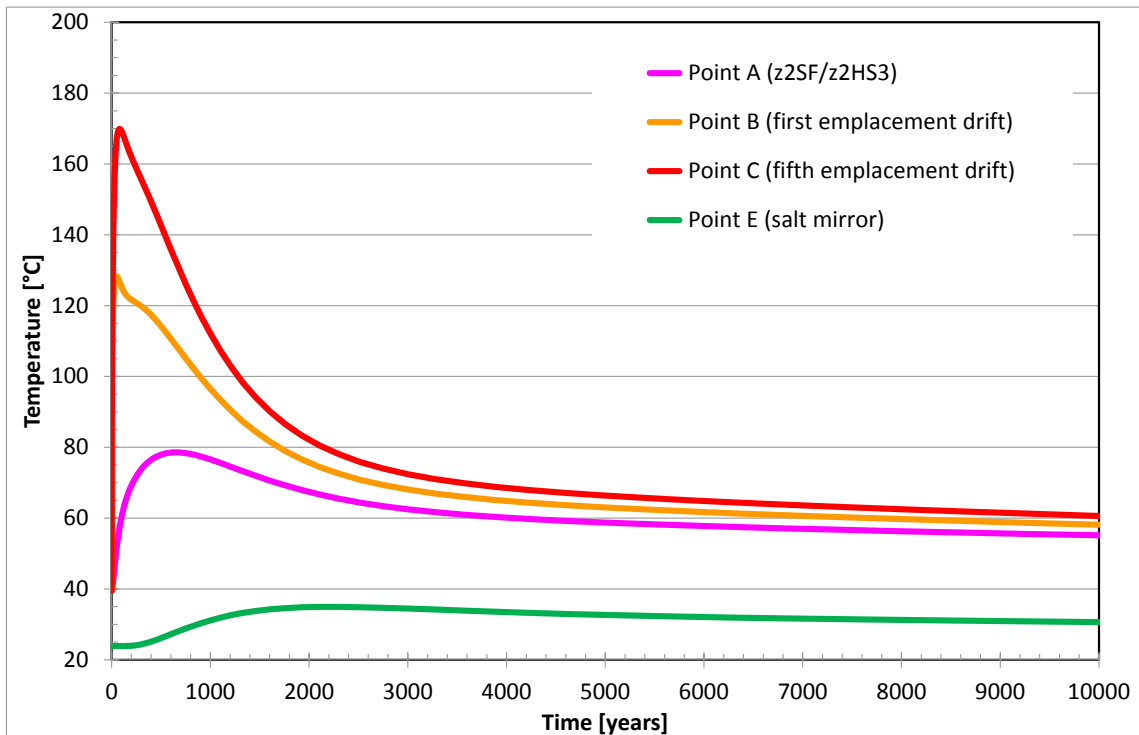
Die Einlagerung der wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfälle führt zu Temperaturerhöhungen im Gebirge. Die zeitliche Entwicklung der Temperaturen ist in Abb. 4.26 für ausgewählte Punkte (Abb. 4.25) dargestellt. Im Einlagerungszentrum ( $\approx$  Stoß der fünften Einlagerungsstrecke, Point C) ergibt sich nach 82 Jahren eine Maximaltemperatur von 169,9 °C. Im Bereich der ersten Einlagerungsstrecke (Point B) wird bereits eine erheblich reduzierte Temperatur berechnet, die nach 46 Jahren mit 128,3 °C ihr Maximum erreicht. Im Übergang vom Kristallbrockensalz (z2HS3) zum Kaliflöz Staßfurt (z2SF) (Point A) verbleibt die Temperatur unter 80 °C und erreicht nach 679,0 Jahren das Maximum von 78,6 °C. Die Temperaturen am Salzspiegel (Point E) steigen nach ca. 2300 Jahren auf 34,9 °C an, was einer maximalen Temperaturerhöhung von ca. 11,0 °C entspricht.

Die Temperaturverteilung nach 82,1 Jahren ist in Abb. 4.27 dargestellt. Zu diesem Zeitpunkt wird die Maximaltemperatur von 169,9 °C im Einlagerungszentrum erreicht. Die Wärmequellen in den Einlagerungsstrecken zeichnen sich einzeln durch kleine konzentrische Isothermen im Nahbereich der Strecken ab. Mit zunehmender Entfernung von den Einlagerungsstrecken wirken die einzelnen Wärmequellen wie eine einzelne homogenisierte Wärmequelle und die Isothermen werden in ellipsenähnlicher Form abgebildet.

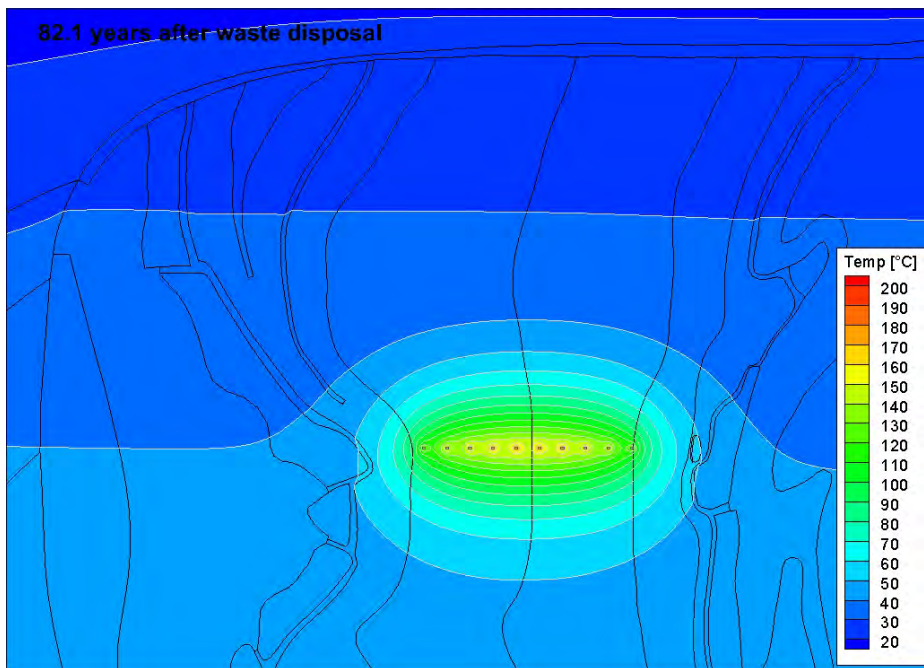


**Abb. 4.25** SLB1-2D & SLB1-3D Auswertelokationen





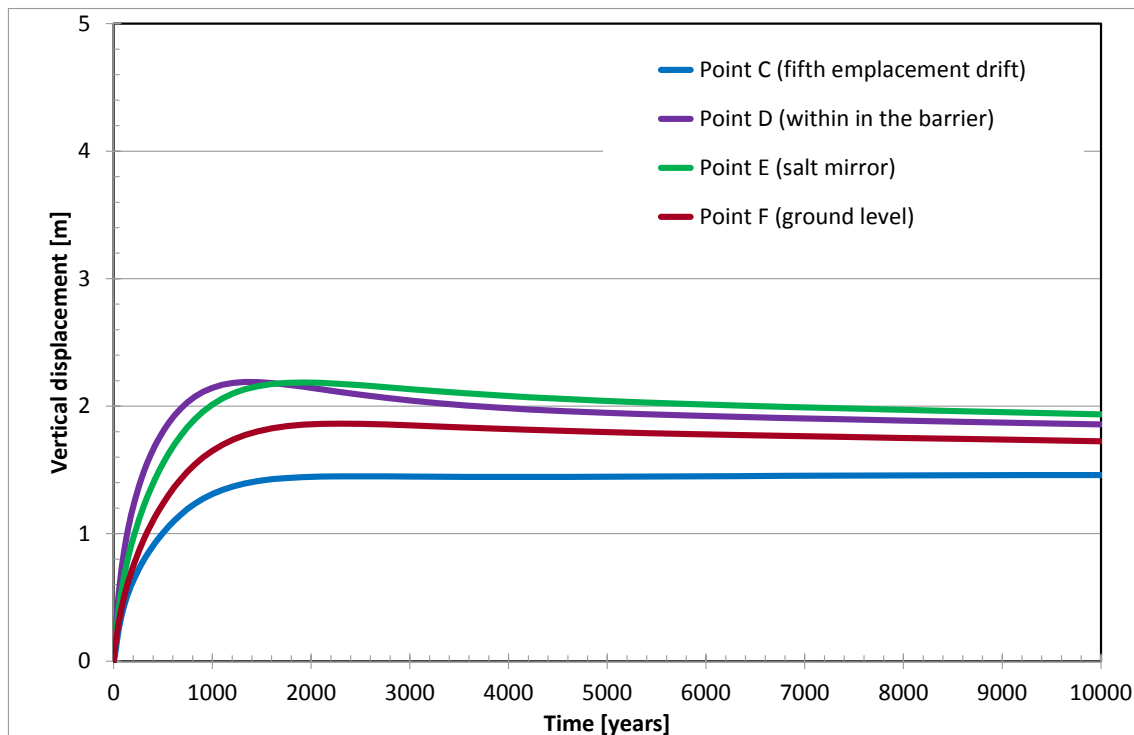
**Abb. 4.26** SLB1-2D Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.25)



**Abb. 4.27** SLB1-2D Temperatur nach 82,1 Jahren

Erreichen des Temperaturmaximums im Zentrum des Einlagerungsbereiches (169,9 °C)

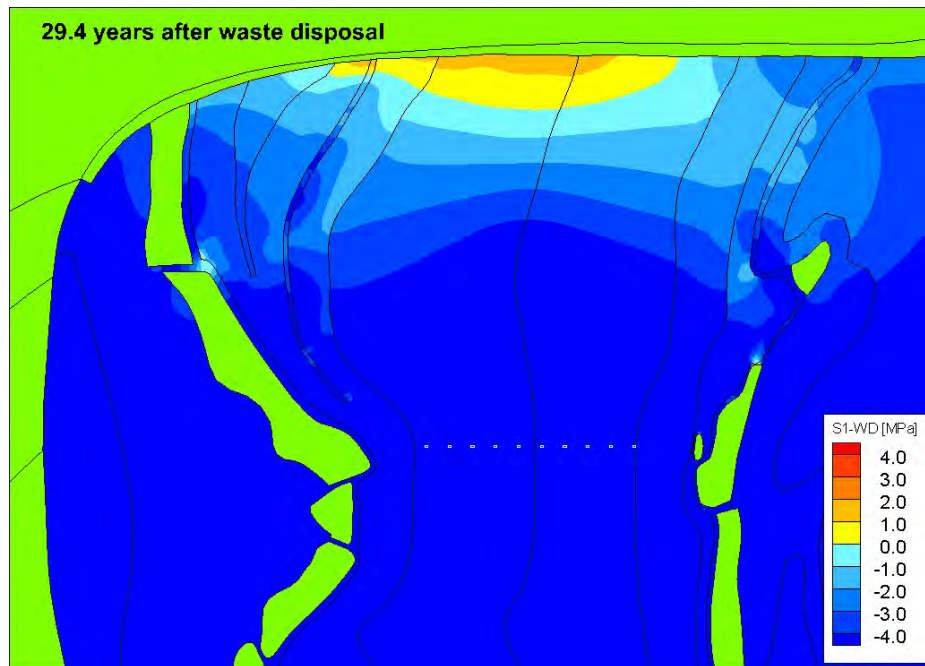
Die zeitliche Entwicklung der Vertikalverschiebungen ist für ausgewählte Punkte in Abb. 4.28 dargestellt. Die größten Hebungen treten oberhalb des Einlagerungsbereiches in der Salzbarriere auf (Point D, Point E) und betragen bis zu 2,2 m. An der Geländeoberkante (Point F) beträgt die Maximalhebung nach ca. 2.300 Jahren 1,86 m. Sämtliche Hebungen klingen nachfolgend nur langsam ab.



**Abb. 4.28** SLB1-2D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.25)

Das Fluidruckkriterium wird bereits zu frühen Zeitpunkten (s. a. Abb. 4.29) in den Schichten des Hauptsalzes (z2HS) bis maximal 90 m unterhalb des Salzspiegels verletzt. Die betroffenen Bereiche werden in ihrer räumlichen Ausdehnung mit der Zeit reduziert und sind nach ca. 1.330 Jahren nicht mehr nachweisbar.

Die Berechnungsergebnisse weisen Dilatanz ausschließlich an einer Stelle im Kristallbrockensalz direkt am Salzspiegel nach (Abb. 4.30). Mit zunehmender Berechnungsdauer wächst die Dilatanz als Folge der weiter stattfindenden Kriechverformung an. Nach 10.000 Jahren wird somit die maximale Ausdehnung der dilatanten Zone dargestellt. Die dilatante Zone ist nur lokal und grenzt nicht an Gesteine mit potenziellen Wegsamkeiten an, so dass keine neuen potenziellen Zutrittspfade geschaffen werden.



**Abb. 4.29** SLB1-2D Fluiddruckkriterium nach 29,4 Jahren

Maximale räumliche Ausdehnung im z2HS1 und z2HS2  
 Grün dargestellt sind Deck-/Nebengebirge sowie der Hauptanhydrit



**Abb. 4.30** SLB1-2D Dilatanz nach 10.000 Jahren

Grün dargestellt sind Deck-/Nebengebirge sowie der Hauptanhydrit

#### 4.1.2.3.4 Berechnungsergebnisse 3D-Studie

Da die Einlagerungsstrecken mit einer Gesamtlänge von  $2 \cdot 1.700 \text{ m} = 3.400 \text{ m}$  im Vergleich zur Breite des Einlagerungsbereiches von ca. 330 m sehr lang sind, weichen die berechneten Temperaturen in der Symmetrieebene – also im Zentrum des Einlagerungsbereiches – nur marginal zu denen aus der 2D-Vorstudie ab, was durch den Vergleich von Abb. 4.26 und Abb. 4.31 dokumentiert wird. In Streichrichtung des Salzstocks und damit auch in Längserstreckung des Endlagers ergeben sich erst am Rande des Einlagerungsbereiches merklich geringere Temperaturen als in der Symmetrieebene, wie aus der zeitlichen Entwicklung der Temperaturen in Abb. 4.32 hervorgeht. Direkt am Rand des Einlagerungsbereiches (Point C + 1.700 m) wird nach 82 Jahren ein Maximalwert von 99,4 °C berechnet. Bei zunehmender Entfernung vom Endlagerrand gehen die Temperaturen schnell zurück: Bereits in 56 m Entfernung vom Rand des Endlagers wird nach 419 Jahren nur noch eine Temperatur von 65,8 °C berechnet.

Die Temperaturverteilung nach 82,1 Jahren ist für die Symmetrieebene in Abb. 4.33 dargestellt. Zu diesem Zeitpunkt wird die Maximaltemperatur von 169,9 °C im Einlagerungszentrum erreicht. Die Wärmequellen in den Einlagerungsstrecken zeichnen sich einzeln durch kleine konzentrische Isothermen im Nahbereich der Strecken ab. Mit zunehmender Entfernung von den Einlagerungsstrecken wirken die einzelnen diskreten Wärmequellen wie eine einzelne homogenisierte Wärmequelle und die Isothermen werden in Bereichen größerer Temperaturerhöhungen in ellipsenähnlicher Form abgebildet. Die in Längsrichtung der Einlagerungsstrecken vorhandene Temperaturverteilung ist in einem Längsschnitt, der mittig zwischen der fünften und sechsten Einlagerungsstrecke angeordnet ist, dargestellt (Abb. 4.34). Bis kurz vor dem Ende des Einlagerungsbereichs verlaufen die Isothermen horizontal (parallel zu den Einlagerungsstrecken), anschließend wird die räumliche Temperaturlausbreitung durch die Richtungsänderung der Isothermen sichtbar.

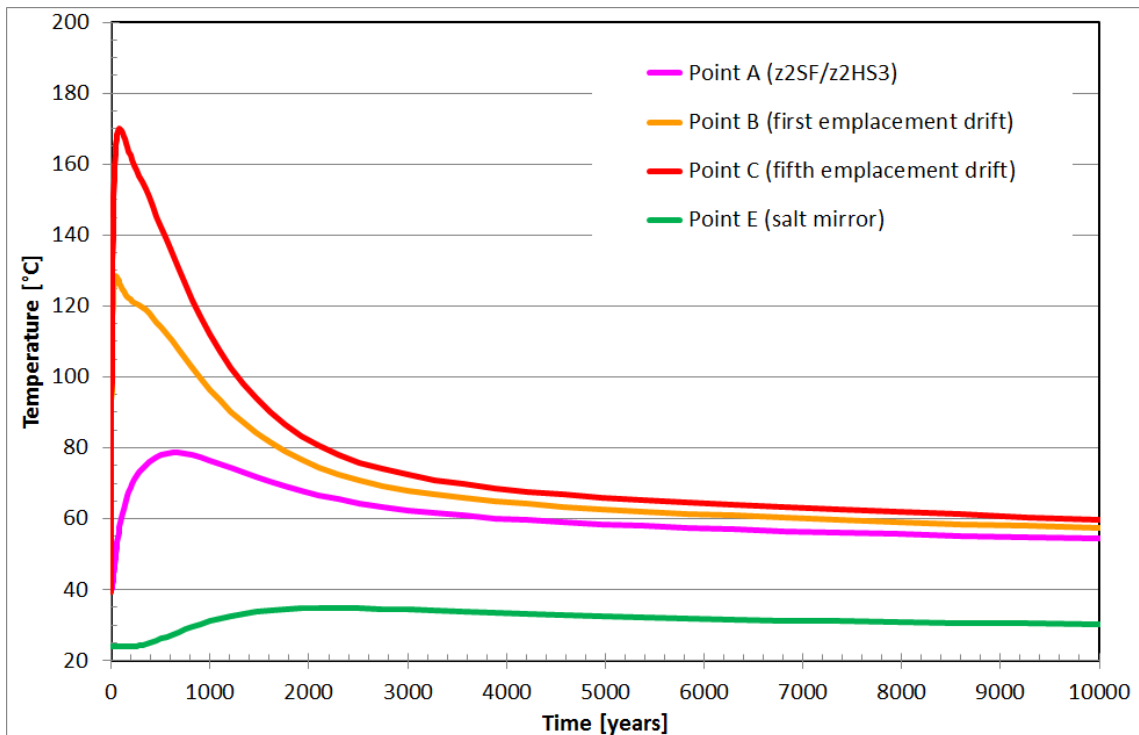


Abb. 4.31 SLB1-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (Symmetrieebene)

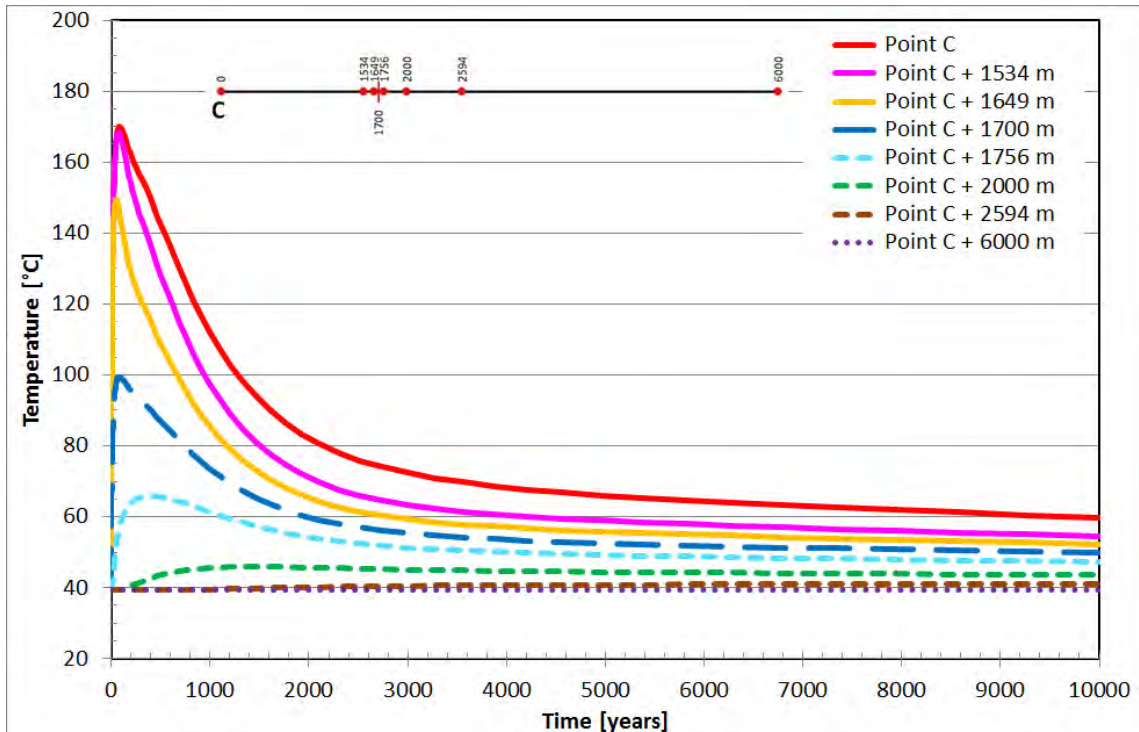
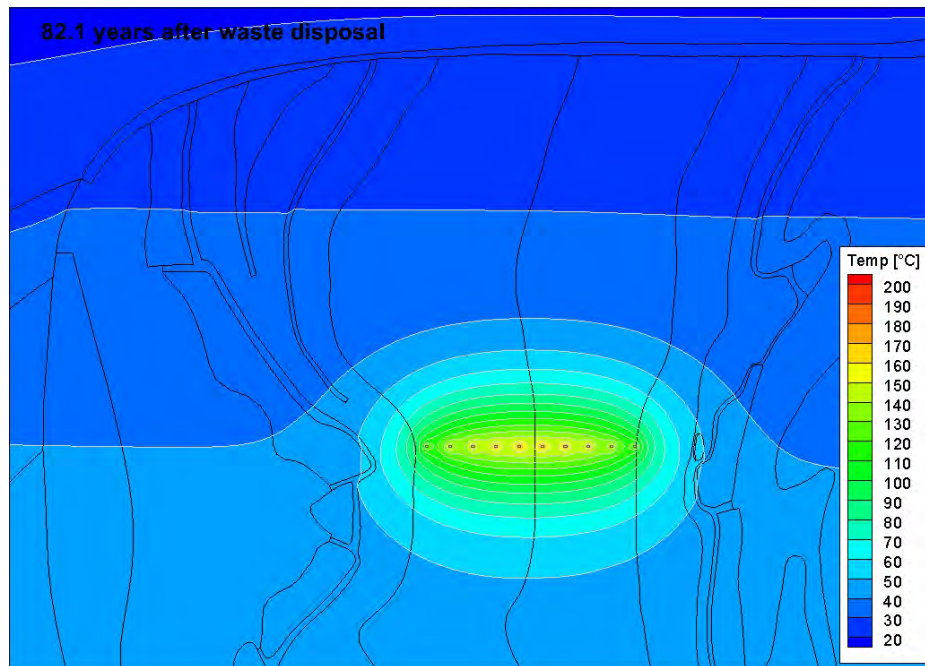
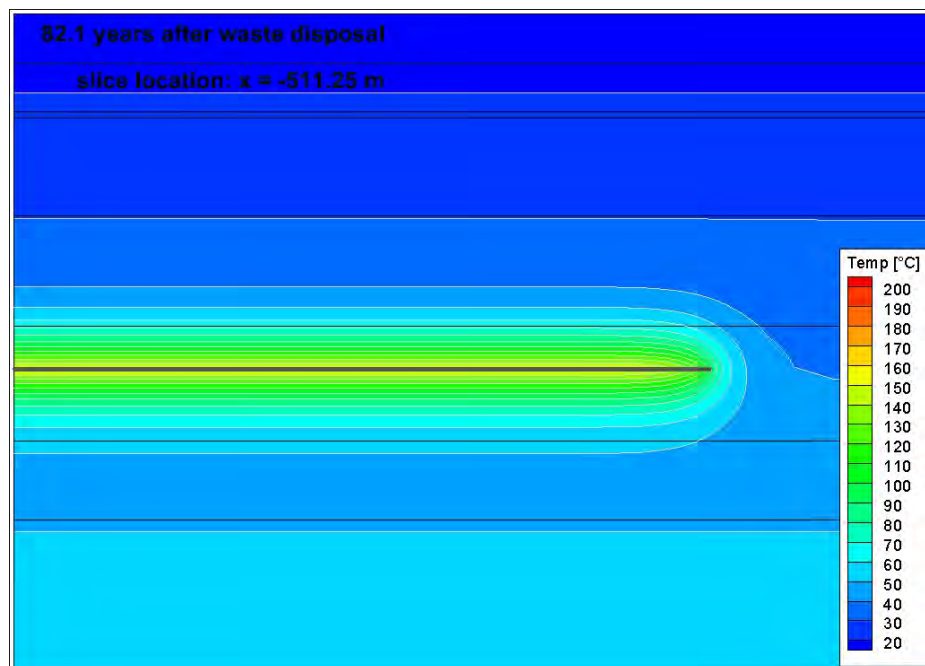


Abb. 4.32 SLB1-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (SW-NO)



**Abb. 4.33** SLB1-3D Temperatur nach 82,1 Jahren (Symmetrieebene)

Erreichen des Temperaturmaximums im Zentrum des Einlagerungsbereiches (169,9 °C)

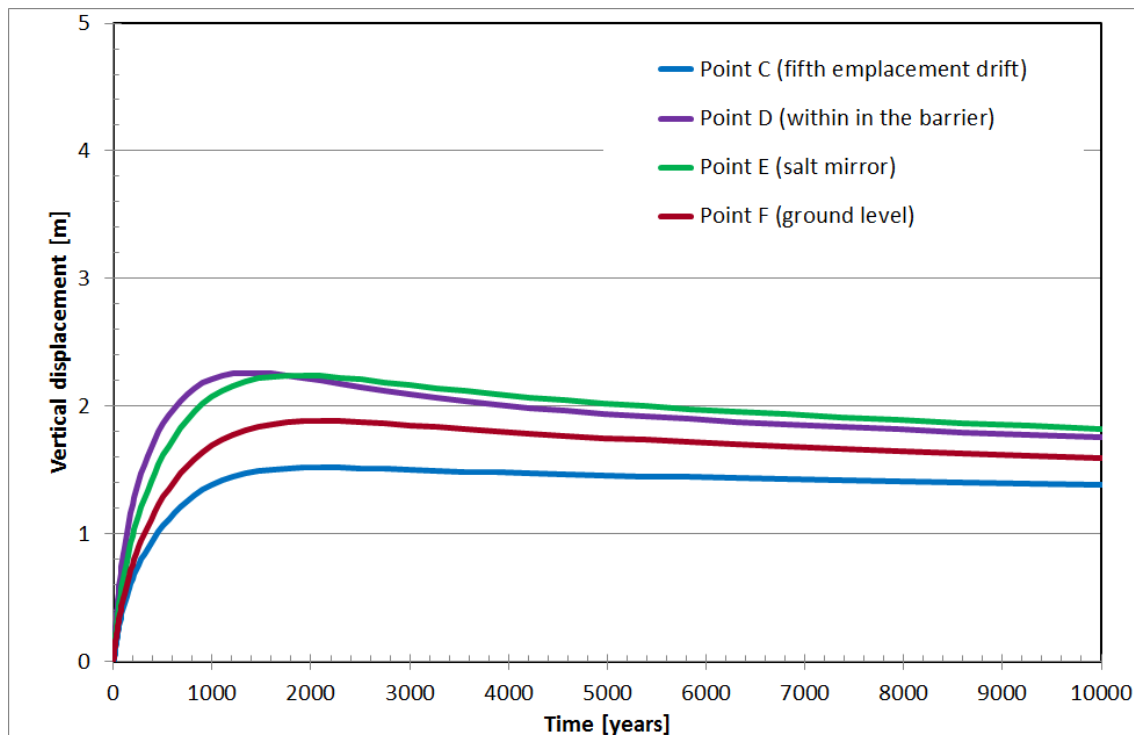


**Abb. 4.34** SLB1-3D Temperatur nach 82,1 Jahren (Vertikalschnitt in Streichrichtung)

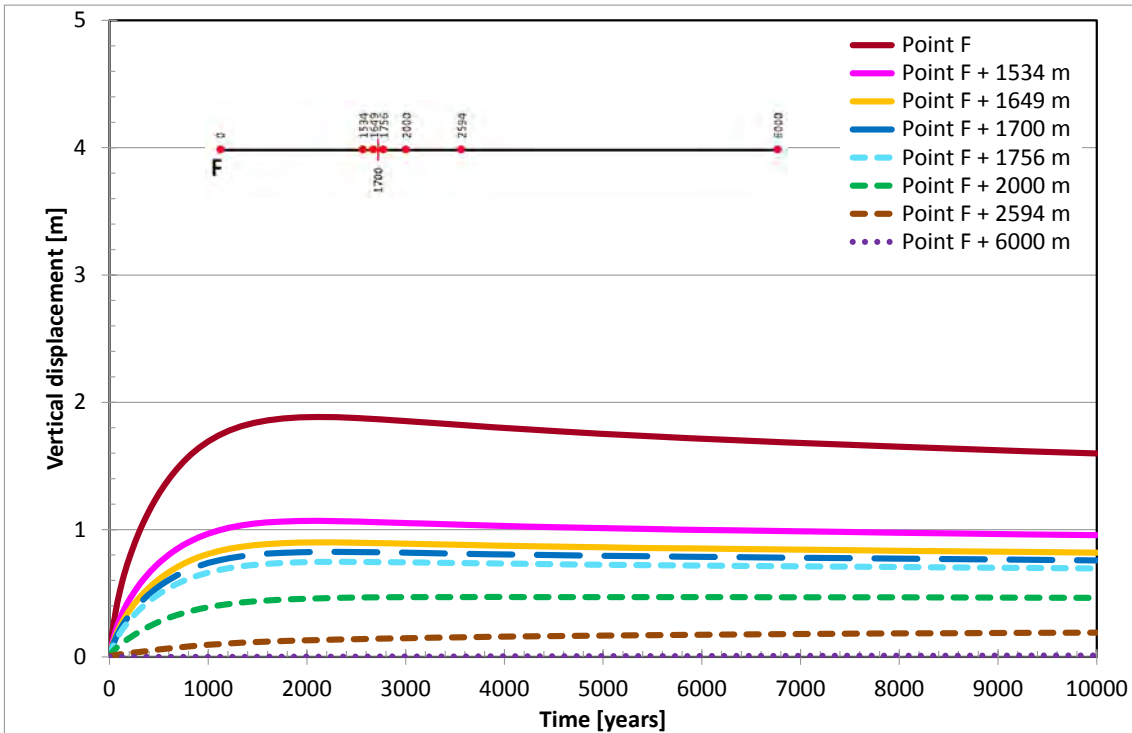
Erreichen des Temperaturmaximums im Zentrum des Einlagerungsbereiches (169,9 °C)

Die in der Symmetrieebene berechneten Vertikalverschiebungen (Abb. 4.35) zeigen im Vergleich zur 2D-Vorstudie nur marginale Unterschiede und erreichen an der Gelände-

oberfläche über dem Einlagerungszentrum einen Maximalwert von 1,89 m nach ca. 2.100 Jahren. Die Geländehebung klingt in Streichrichtung des Salzstocks zum Rand des Einlagerungsbereiches schnell ab und erreicht dort nur einen Maximalbetrag von 1,07 m zum gleichen Zeitpunkt (Abb. 4.36). Die maximalen Hebungen treten in der Salzbarriere oberhalb des zentralen Einlagerungsbereiches auf und betragen nach 1.604 Jahren ca. 2,35 m. Größere Hebungen sind auf die Bereiche oberhalb des Einlagerungsbereiches beschränkt und klingen nach außen insbesondere in Streichrichtung des Salzstockes schnell ab (Abb. 4.37).



**Abb. 4.35** SLB1-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten



**Abb. 4.36** SLB1-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (SW-NO)

Lage des Punktes F sowie dessen Verschiebung in m in Extrusionsrichtung des Modells



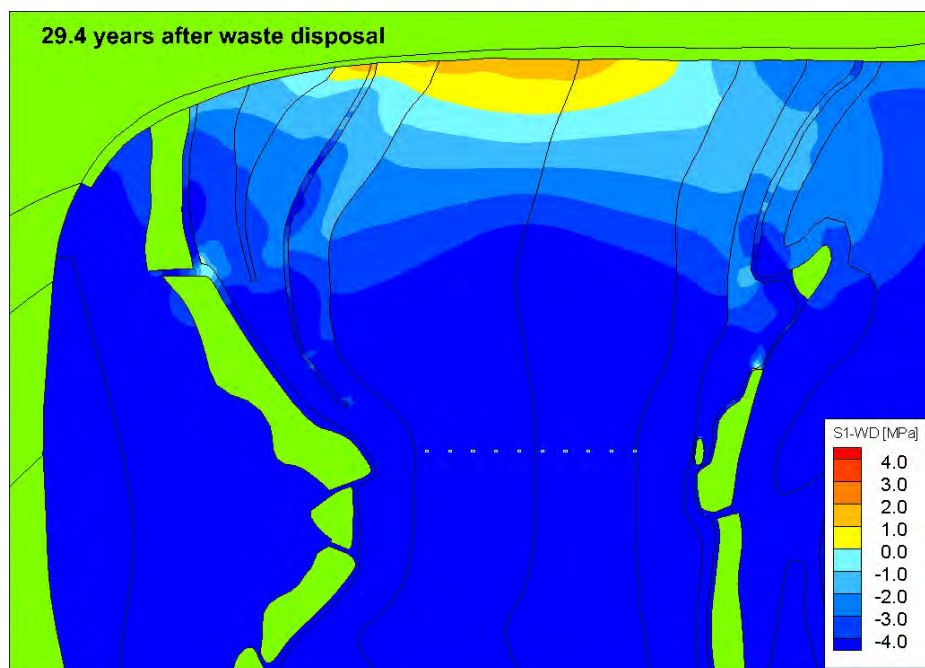
**Abb. 4.37** SLB1-3D Vertikalverschiebung nach 1.604 Jahren (3D-Darstellung mit den Einlagerungsstrecken – Halbmodell mit Symmetrieebene)

Maximale Vertikalverschiebung im Salinar: 2,35 m



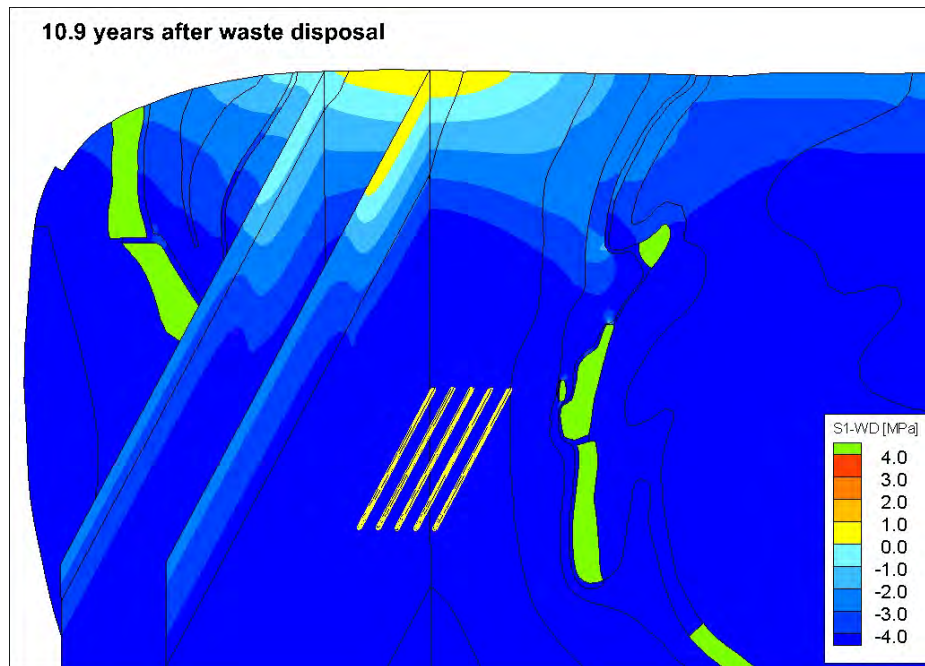
Das Fluidruckkriterium wird in der Symmetrieebene im Vergleich zur 2D-Vorstudie genauso früh in den Schichten des Hauptsalzes (z2HS) bis maximal 90 m unterhalb des Salzspiegels verletzt (Abb. 4.38). Die betroffenen Bereiche werden in ihrer räumlichen Ausdehnung mit der Zeit reduziert und sind nach ca. 1330 Jahren ebenfalls nicht mehr nachweisbar. Die räumliche Ausdehnung der Zonen, in denen das Fluidruckkriterium verletzt ist, bleibt begrenzt auf die direkt über dem Einlagerungsbereich gelegenen Bereiche am Salzspiegel (Abb. 4.39 bis Abb. 4.41).

Nach 10.000 Jahren ergibt sich die maximale Ausdehnung der dilatanten Zone aus Abb. 4.42 und Abb. 4.43. Die dilatante Zone bleibt sehr eng begrenzt auf die direkt über dem Einlagerungsbereich gelegenen Bereiche im Kristallbrockensalz, wie bereits für den 2D-Fall erläutert. Auch in Streichrichtung erstreckt sich die dilatante Zone ausschließlich in dem durch die Länge des Einlagerungsbereiches begrenzten Bereich. Die dilatante Zone grenzt nicht an Gesteine mit potenziellen Wegsamkeiten an, so dass keine neuen Lösungspfade geschaffen werden.



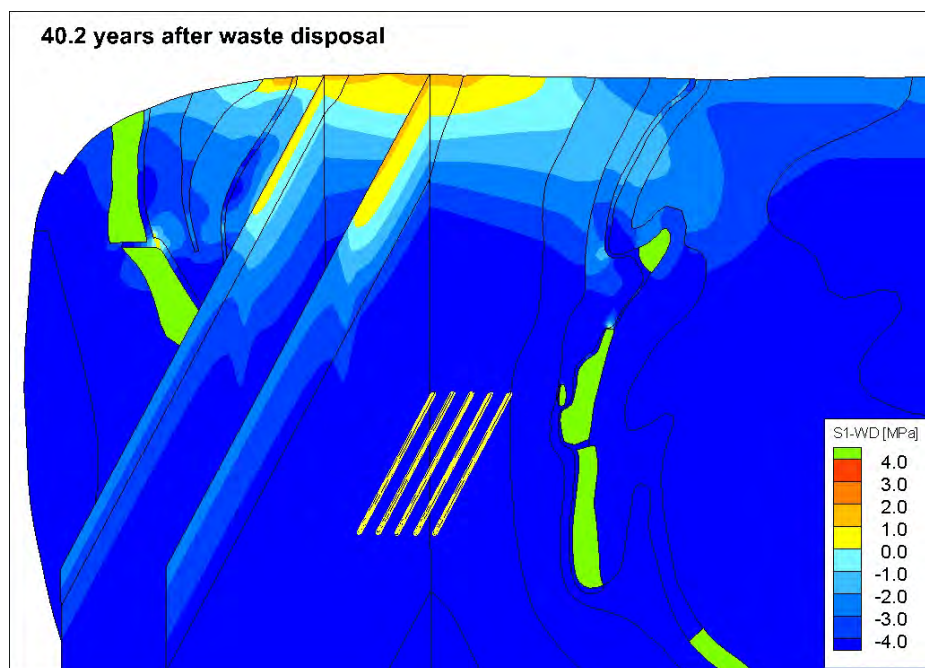
**Abb. 4.38** SLB1-3D Fluidruckkriterium nach 29,4 Jahren (Symmetrieebene)

Maximale räumliche Ausdehnung im z2HS1 und z2HS2 (Symmetrieebene)  
Grün dargestellt sind Deck-/Nebengebirge sowie der Hauptanhydrit



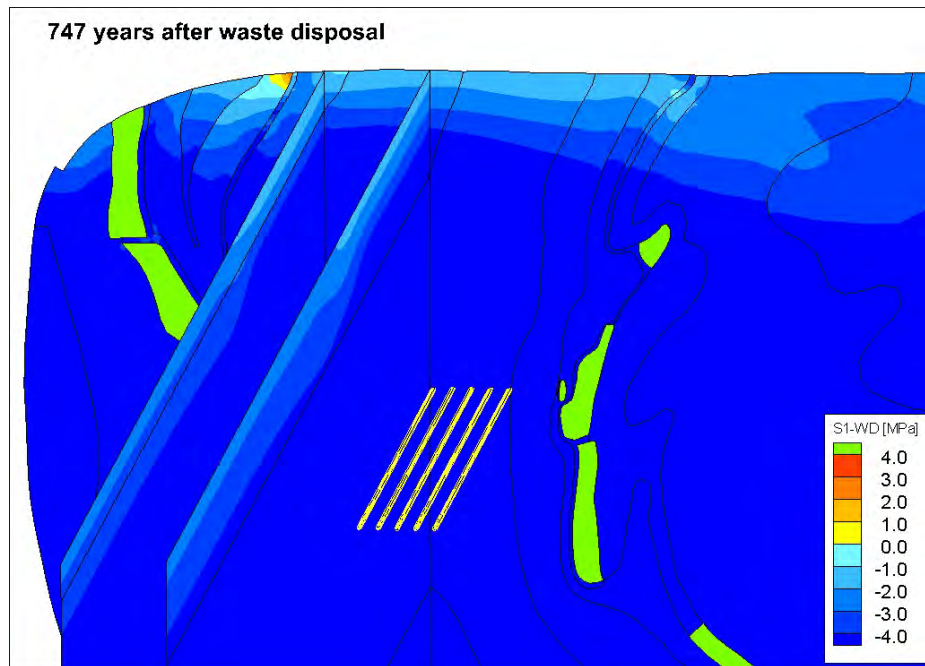
**Abb. 4.39** SLB1-3D Fluiddruckkriterium nach 10,9 Jahren (3D-Darstellung)

Grün dargestellt sind Deck-/Nebengebirge sowie der Hauptanhydrit



**Abb. 4.40** SLB1-3D Fluiddruckkriterium nach 40,2 Jahren (3D-Darstellung)

Grün dargestellt sind Deck-/Nebengebirge sowie der Hauptanhydrit



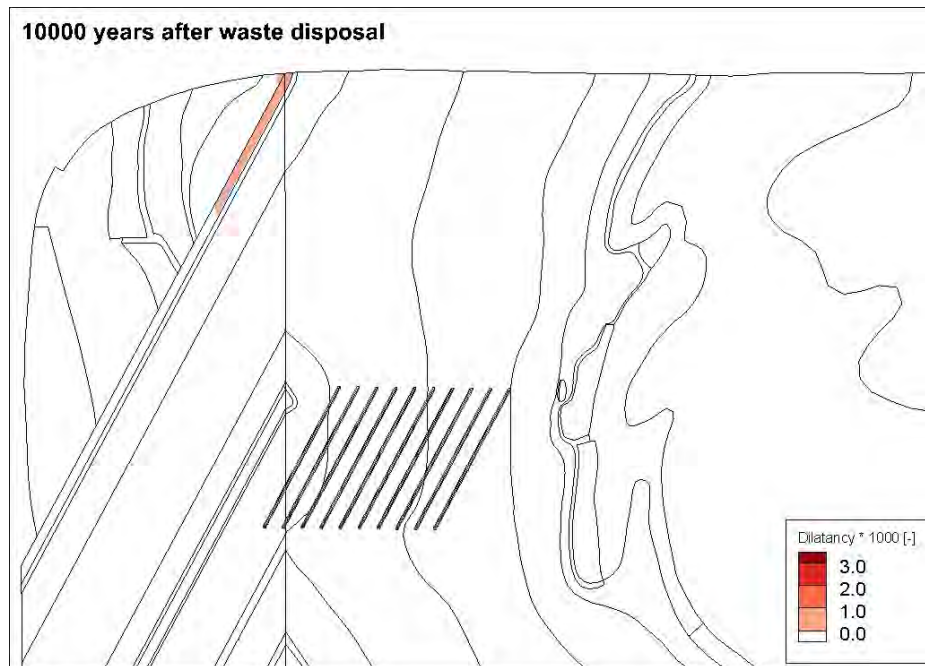
**Abb. 4.41** SLB1-3D Fluiddruckkriterium nach 747 Jahren (3D-Darstellung)

Grün dargestellt sind Deck-/Nebengebirge sowie der Hauptanhydrit



**Abb. 4.42** SLB1-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (Symmetrieebene)

Grün dargestellt sind Deck-/Nebengebirge sowie der Hauptanhydrit



**Abb. 4.43** SLB1-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (3D-Darstellung)

#### 4.1.2.4 Bohrlochlagerung (2D-Studie)

##### 4.1.2.4.1 Geometrische Idealisierung

Der grundlegende Aufbau des geologischen Strukturmodells ist in dieser Studie identisch zur 2D-Studie der Streckenlagerung. Lediglich die Lage, Geometrie und Anzahl der Einlagerungsstrecken sind nun entsprechend dem Bohrlochlagerungskonzept modelliert /BOL 11/ und die dazugehörigen Streckenabstände und Bohrlochteufen gemäß Kapitel 4.1.2.1 umgesetzt worden. Basierend auf diesen Vorgaben enthält der Modellschnitt sieben Bohrlöcher und entspricht damit dem Feld Ost 3.1-6 I-VII.

##### 4.1.2.4.2 Berechnungsdurchführung

Während der zweidimensionale Modellschnitt für die Streckenlagerung, die also von lateral unendlich ausgedehnten Einlagerungsbehältern ausgeht, eine adäquate Näherung ist, kann dieser Ansatz nicht ohne weitere Modifikationen für die Bohrlochlagerung umgesetzt werden, da sich die hexagonale Bohrlochanordnung nur schwer in einem 2D-Schnitt repräsentieren lässt.

Aus diesem Grund wurde einerseits der Ansatz einer großräumig homogenisierten Wärmequelle gemäß BGR /NIP 00/ untersucht und andererseits ein Hybridkonzept mit 3D-Auslegungsrechnung zur Extraktion eines 2D-Temperaturfeldes für den relevanten Modellschnitt verwendet.

In ersterem Ansatz wird die Wärmeleistung eines Einzelbehälters unter Berücksichtigung der Bohrlochlänge und der Einzugsfläche eines Bohrloches bei hexagonaler Anordnung in eine spezifische („homogenisierte“) Leistung umgerechnet. Diese Leistung wird dann homogen im Einlagerungsbereich angesetzt und klingt entsprechend dem Zerfallsverhalten aus AP 6 ab. Der vorliegende Modellschnitt enthält unter Berücksichtigung der Sicherheitsabstände zu Hauptanhydrit und Carnallit sieben Bohrlöcher (entspricht Feld Ost 3.1-6 I-VII) im Abstand von 50,6 m und einer Bohrlochlänge von jeweils 300 m. Aufgrund der homogenisierten Wärmefreisetzung ist zu erwarten, dass zwar das langfristige Verhalten des Fernfeldes durch diese Näherung sinnvoll abgebildet werden kann, aber die Spannungsentwicklung im Nahfeld infolge der hohen Temperaturgradienten in der Umgebung des Bohrlochs nicht korrekt reproduziert wird.

Aus diesem Grunde wurde zur Abschätzung des Einflusses dieser Effekte eine Hybridmethode entwickelt, die auch im 2D-Modell realistische Temperaturen am Behälter und insbesondere zwischen den Bohrlöchern garantiert. Hierfür wurden in Anlehnung an die Auslegungsrechnungen in AP 6 eigene thermische 3D (Quasi-2D) Simulationen durchgeführt, aus denen letztendlich für das Nahfeld ein zeitabhängiges, zweidimensionales Temperaturfeld für den Einlagerungsbereich extrahiert wurde. Dieses Feld wurde mathematisch angefügt und im 2D-Modell der Bohrlochlagerung als thermische Randbedingung für das Nahfeld vorgegeben (Abb. A.47 bis Abb. A.50).

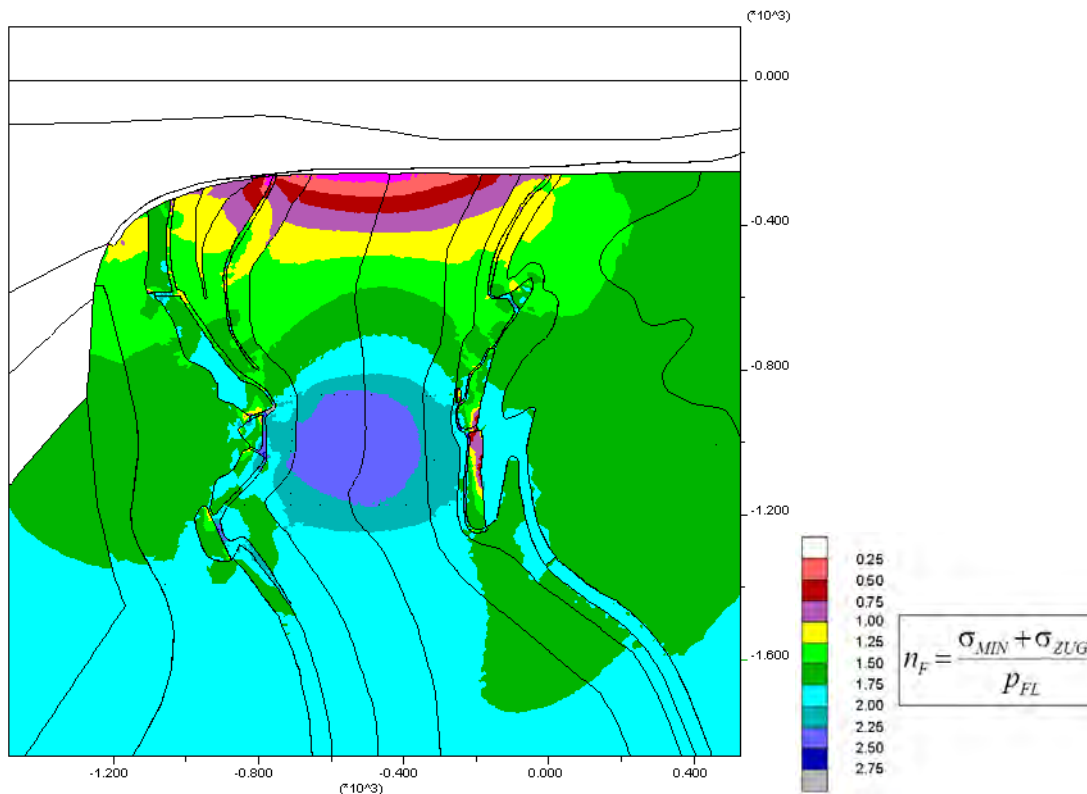
#### **4.1.2.4.3 Berechnungsergebnisse**

##### **Simulation mit homogenisierter, spezifischer Wärmeleistung**

Durch den Wärmeeintrag der radioaktiven Abfälle (Abb. A.35 bis Abb. A.39) in das Gebirge werden auch im Falle der Bohrlochlagerung in der Umgebung des Einlagerungshorizontes infolge der thermischen Ausdehnung zusätzliche Spannungen induziert. Aufgrund der insgesamt größeren Gesamtleistung im Modellschnitt treten gegenüber der Streckenlagerung etwas höhere Hebungen im Hangenden auf, die 1.000 Jahre nach Einlagerungsbeginn noch kein Maximum erreicht haben und an der Tagesoberfläche bereits bis zu 3,5 m erreichen (Abb. A.40).

Auch in dieser Einlagerungsvariante tritt infolge der Volumendehnung eine Reduzierung der minimalen Hauptspannung ein. Der maximale Bereich, in dem die Einspannung unter dem dort anstehenden Salzwasserdruck abfällt und infolge der Verletzung des Minimalspannungskriteriums eine fluiddruck-getriebene Perkolation, d. h. ein Eindringen von Salzlösung entlang interkristalliner Fließwege, eintreten kann, reicht in den vorliegenden Modellberechnungen etwa 210 m unter den Salzspiegel (Abb. 4.44 und Abb. A.41 bis Abb. A.46). Unter fluiddruck-getriebener Perkolation wird die Ausbildung und Vernetzung diskreter Fließwege entlang der Korngrenzen der Salzkristalle (Schaffung von Konnektivität) bei Überwindung der Perkolationsschwelle ( $p_{FL} > \sigma_{MIN}$ ) verstanden.

Im Vergleich zur Streckenlagerung führt die insgesamt größere Wärmeleistung im Modellschnitt damit also auch zu einer tiefer reichenden Verletzung des Minimalspannungskriteriums. Zusätzlich führt die größere vertikale Ausdehnung des Einlagerungsbereiches im Vergleich zur Streckenlagerung zu Kriterienverletzungen im benachbarten Hauptanhydrit. Auf diesen Sachverhalt wird in Kap. 5 näher eingegangen.

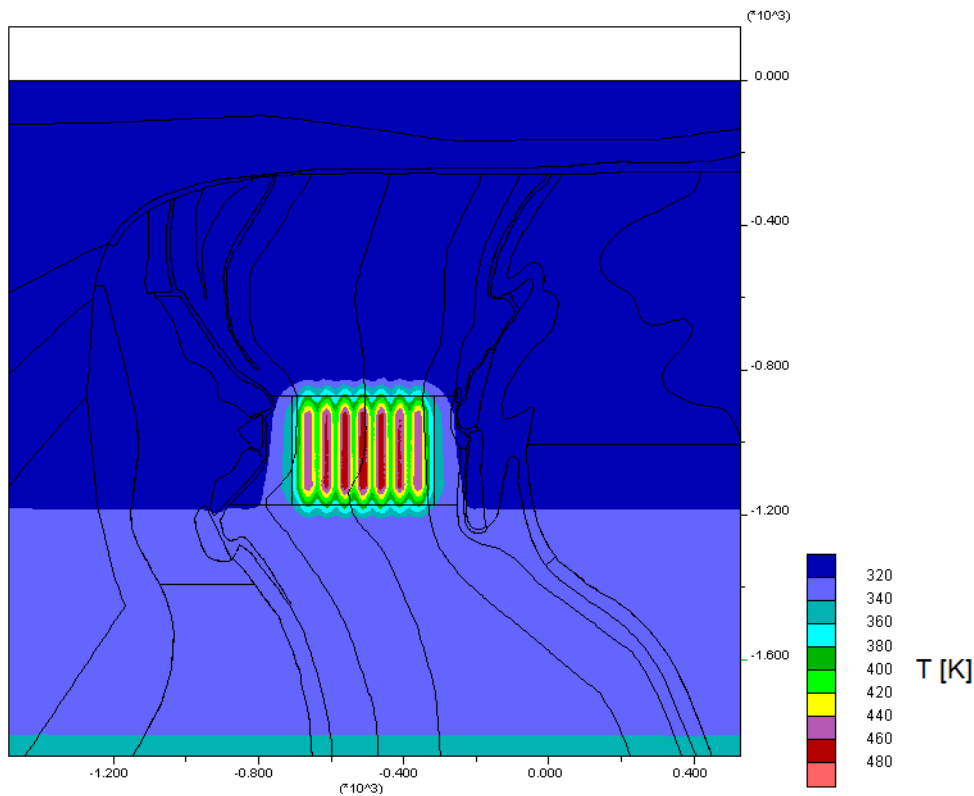


**Abb. 4.44** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn

Bohrlochlagerung mit homogener Wärmeleistungsverteilung

### Simulation mit extrahiertem 3D-Temperaturfeld

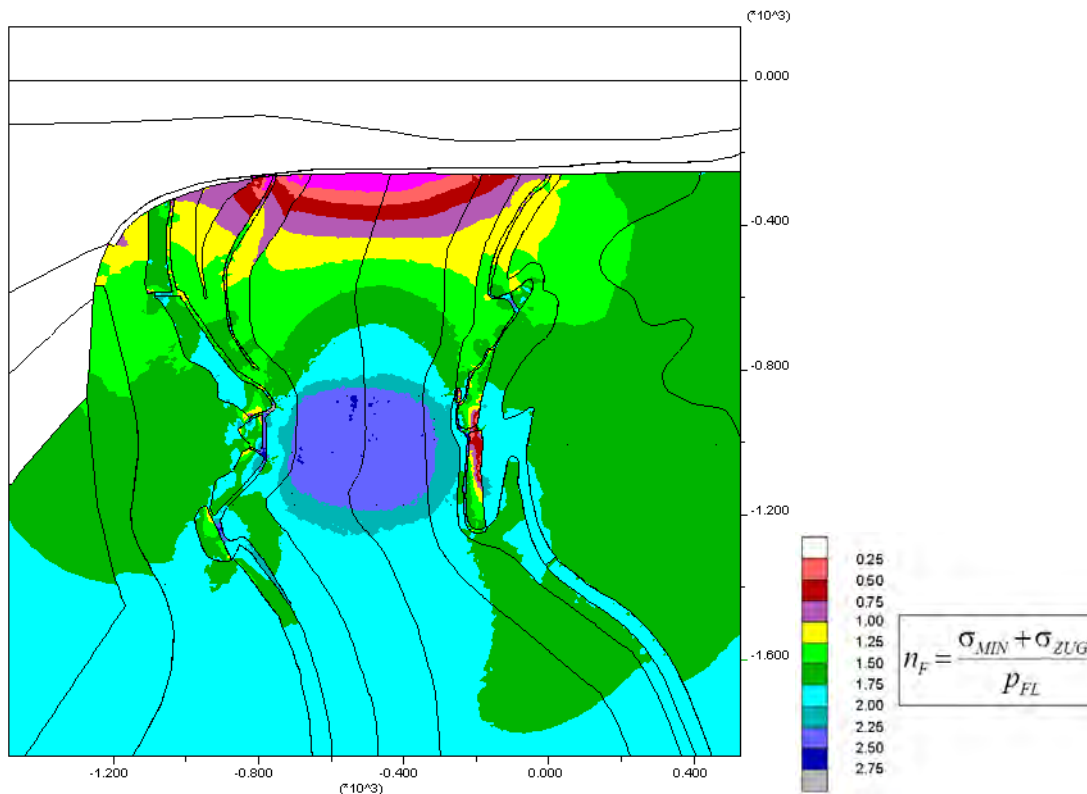
Durch die Projektion des in 3D-Simulationen ermittelten Temperaturfeldes auf den betrachteten Modellschnitt ist die explizite Lage der Bohrlöcher in Abb. 4.45 deutlich erkennbar. Weiterhin erfolgt der Temperaturanstieg nahe den Bohrlöchern sehr viel schneller und erreicht zu gleichen Zeitpunkten lokal sehr viel höhere Temperaturen als im Falle der großflächig homogenisierten Wärmequelle (Abb. A.51 bis Abb. A.53).



**Abb. 4.45** Temperaturfeld, 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn im Hybrid-Konzept der Modellierung der Bohrlochlagerung

Entsprechend diesen lokalen, starken Temperaturanstiegen fällt die minimale Hauptspannung am Salzspiegel sehr viel schneller ab und erreicht ihr Minimum bereits nach 10 bis 20 Jahren (Abb. 4.46 und Abb. A.57). Gegenüber der großräumig homogenisierten Wärmequelle ist der kleinste Betrag der minimalen Hauptspannung jedoch nur ca. 0,5 MPa geringer, so dass die Verletzungen des Minimalspannungskriteriums in beiden Ansätzen ähnlich tief unter den Salzspiegel reichen und sich eben hauptsächlich in ihrem zeitlichen Verlauf spürbar unterscheiden (Abb. A.54 bis Abb. A.56).





**Abb. 4.46** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn

Bohrlochlagerung mit extrahiertem 3D-Temperaturfeld

Etwa 30 Jahre nach Einlagerung haben sich die Kurvenverläufe der Minimalspannungen beider Ansätze angenähert und verlaufen daraufhin sehr ähnlich. Dies unterstützt einerseits die eingangs vorgestellte Vermutung, dass die Approximation der großräumig verteilten Wärmequelle ein adäquates Mittel für die langfristige Fernfeldwirkung ist, und andererseits, dass die zusätzlichen Effekte durch die explizite Berücksichtigung des näherungsweise korrekten Temperaturfeldes in einem 2D/3D-Hybridansatzes hauptsächlich in den ersten Jahrzehnten nach Einlagerungsbeginn deutliche Unterschiede im zeitlichen Spannungsverlauf bewirken.

#### 4.1.2.5 Bohrlochlagerung (3D-Studie)

Auf der Basis des Geologischen Profils EB1 – Querschlag 1 West (Abb. 4.1) wurde genauso wie für die Streckenlagerung zunächst ein zweidimensionales Fernfeldmodell generiert, das für Testberechnungen und Optimierungen der räumlichen und zeitlichen Diskretisierung genutzt wurde. Das 3D-Modell wurde anschließend durch Extrusion der ebenen Elemente unter Ausnutzung einer Symmetrieebene so generiert, dass nur der

halbe Einlagerungsbereich abgebildet werden musste. Hohlräume werden in den Modellen nicht berücksichtigt. Dies ist in Bezug auf die Beurteilung der Integrität der geologischen Barriere des Fernfeldes konservativ, da im Einlagerungsbereich infolge Wärmeproduktion größere Druckspannungen berechnet werden, die im Salzspiegelbereich zu einer größeren zughafte Entlastung führen und ungünstig in Bezug auf Fluiddruck- und Dilatanzkriterium wirken.

Die durchgeführten FE-Berechnungen haben zum Ziel, Temperaturen, Verschiebungen und Spannungen in ihrem zeitlichen Verlauf zu berechnen und eine mögliche Integritätsbeeinträchtigung der geologischen Barriere anhand der Integritätskriterien zu überprüfen.

#### **4.1.2.5.1 Geometrische Idealisierung**

Das Modellgebiet erfasst quer zum Streichen der Salzstruktur einen Bereich von 9 km Breite und 4 km Teufe. In Streichrichtung wird eine horizontale Erstreckung von 6,0 km berücksichtigt. Die Einlagerungstrecken verlaufen quer zum Streichen des Salzstocks mit einem gegenseitigen Abstand von 44,0 m, wobei die Einlagerungsbohrlöcher in einem Abstand von 56,0 m in den Einlagerungstrecken angeordnet sind. In Streichrichtung des Salzstocks wird ein Einlagerungsbereich mit einer halben Länge von 575 m modelliert, so dass der gesamte Einlagerungsbereich eine Länge von 1,15 km Erstreckung in Streichrichtung des Salzstocks aufweist. Grundlage für die geometrische Idealisierung des Internbaus der Salzstruktur bildet das Geologische Profil EB1 – Querschlag 1 West (Abb. 4.1), das in Teilbereichen für die Entwicklung des geomechanischen Modells (Abb. 4.2 und Abb. 4.3) vereinfacht wurde. Die Deck- und Nebengebirgsschichten sowie die im Geologischen Profil EB1 – Querschlag 1 West nicht erfassten Gebirgsbereiche sind hinsichtlich Lage und Mächtigkeit idealisiert und basieren auf /ZIR 91/ und /BOR 99/. Die Diskretisierung erfolgt für beide Modelle (2D und 3D) mit 8-Knoten-Hexaederelementen. Ihre charakteristischen Größen sind in Tab. 4.15 zusammengestellt.

**Tab. 4.15** Charakteristische Größen der Berechnungsmodelle BLC

Modell	Anzahl der		
	Elemente	Knoten	Freiheitsgrade
BLC-2D	16.179	32.612	64.982
BLC-3D	598.623	619.628	1.821.674

#### 4.1.2.5.2 Berechnungsdurchführung

In beiden Modellen (2D und 3D) werden jeweils sieben Einlagerungsbohrlöcher in einem Abstand von 56,0 m berücksichtigt. Die Wärmeleistung der Kokillen  $P_{\text{CANISTER}}(t)$  ergibt sich aus der Beladung mit DWR-MIX 89/11-Abfällen gem. /LER 11a/ Tab. 2.4. Die spezifische Wärmeleistung  $P_{\text{BOREHOLElin}}(t)$  pro m Bohrloch berücksichtigt neben 50 Kokillen mit einer Länge von 5,06 m auch den gegenseitigen Kokillenabstand von 0,75 m, so dass gilt:

$$\begin{aligned}
 P_{\text{BOREHOLElin}}(t) \left[ \frac{\text{kW}}{\text{m}} \right] &= \frac{50 \cdot P_{\text{CANISTER}}(t) [\text{kW}]}{50 \cdot 5,06 \text{ m} + 49 \cdot 0,75 \text{ m}} \\
 &= \frac{50 \cdot P_{\text{CANISTER}}(t) [\text{kW}]}{289,75 \text{ m}} = \frac{P_{\text{CANISTER}}(t) [\text{kW}]}{5,795 \text{ m}}
 \end{aligned} \tag{4.44}$$

In JIFE wird eine homogenisierte Wärmeleistung als Flächenwärmequelle vorgegeben, die sich aus dem Abstand der Einlagerungsstrecken von 44,0 m und der zuvor berechneten Leistung pro m Bohrloch ergibt. Die Abmessungen der Flächenwärmequellen betragen im Modell jeweils 289,75 m · 575,0 m, wobei die Wärmequelle 10 m unterhalb der Einlagerungssohle beginnt, um den Salzgruspfropfen in den obersten 10 m des Bohrlochs zu berücksichtigen. Durch diese Geometrie wird insgesamt ein Einlagerungsbereich von 2 · 575 m, also 1.150 m Länge, in Streichrichtung des Salzstocks simuliert. Die Bohrlochlänge beträgt 299,75 m. Die homogenisierte Wärmeleistung je m<sup>2</sup> Wärmequelle ergibt sich zu:

$$P_{\text{BOREHOLEarea}}(t) \left[ \frac{\text{kW}}{\text{m}^2} \right] = \frac{P_{\text{BOREHOLElin}}(t) \left[ \frac{\text{kW}}{\text{m}} \right]}{44,0 \text{ m}} = \frac{P_{\text{CANISTER}}(t) [\text{kW}]}{5,795 \text{ m} \cdot 44,0 \text{ m}} = \frac{P_{\text{CANISTER}}(t) [\text{kW}]}{254,98 \text{ m}^2} \tag{4.45}$$

Unter Berücksichtigung einer Zwischenlagerung von 49 Jahren wird das gesamte Inventar instantan eingelagert. Die Berechnungen decken wie bei der Streckenlagerung ein Zeitfenster von 10.000 Jahren nach Beginn der Einlagerung ab.

#### 4.1.2.5.3 Berechnungsergebnisse 2D-Vorstudie

Die Einlagerung der wärmeentwickelnden hochradioaktiven Abfälle führt zu Temperaturerhöhungen im Gebirge. Die zeitliche Entwicklung der Temperaturen ist in Abb. 4.48 für ausgewählte Punkte (Abb. 4.47) dargestellt. Im Einlagerungszentrum ( $\approx$  Mittelpunkt des vierten Einlagerungsbohrlochs, Point C') ergibt sich nach 345 Jahren eine Maximaltemperatur von 199,3 °C. Im Zentrum des ersten Einlagerungsbohrlochs (Point B') wird bereits eine erheblich reduzierte Temperatur berechnet, die dort nach 461 Jahren ein Maximum von 156,8 °C aufweist. Im Übergang vom Kristallbrockensalz (z2HS3) zum Kaliflöz Staßfurt (z2SF) (Point A') erreicht die Temperatur nach 824 Jahren ein Maximum von 108,4 °C. Die Temperaturen am Salzspiegel (Point F') steigen nach ca. 3270 Jahren auf 41,1 °C an, was einer maximalen Temperaturerhöhung von ca. 15,6 °C entspricht. Wegen des dort herrschenden Druckspannungsniveaus ist dieser Temperaturwert gemäß /KER 84/ und /HUN 03/ als unkritisch anzusehen. Die Temperaturen am Salzspiegel (Point F') steigen nach ca. 3270 Jahren auf 41,1 °C an, was einer maximalen Temperaturerhöhung von ca. 15,6 °C entspricht.

Die Temperaturverteilung nach 345 Jahren ist in Abb. 4.49 dargestellt. Zu diesem Zeitpunkt wird die Maximaltemperatur von 199,4 °C im Einlagerungszentrum erreicht. Zwischen den einzelnen Bohrlöchern sind typische girlandenförmige Verläufe der Isothermen zu erkennen. Mit zunehmender Entfernung von den Einlagerungsbohrlöchern verschwinden allmählich die Einflüsse der sieben Einzelquellen und die Isothermen erscheinen als Zwiebelschalenmuster.

Die zeitliche Entwicklung der Vertikalverschiebungen ist für ausgewählte Punkte in Abb. 4.50 dargestellt. Die größten Hebungen treten oberhalb des Einlagerungsbereiches in der Salzbarriere auf (Point E', Point F') und betragen bis zu 4,21 m. An der Geländeoberkante (Point G') beträgt die Maximalhebung nach ca. 4970 Jahren 3,59 m. Diese Hebungen klingen nachfolgend nur langsam ab.

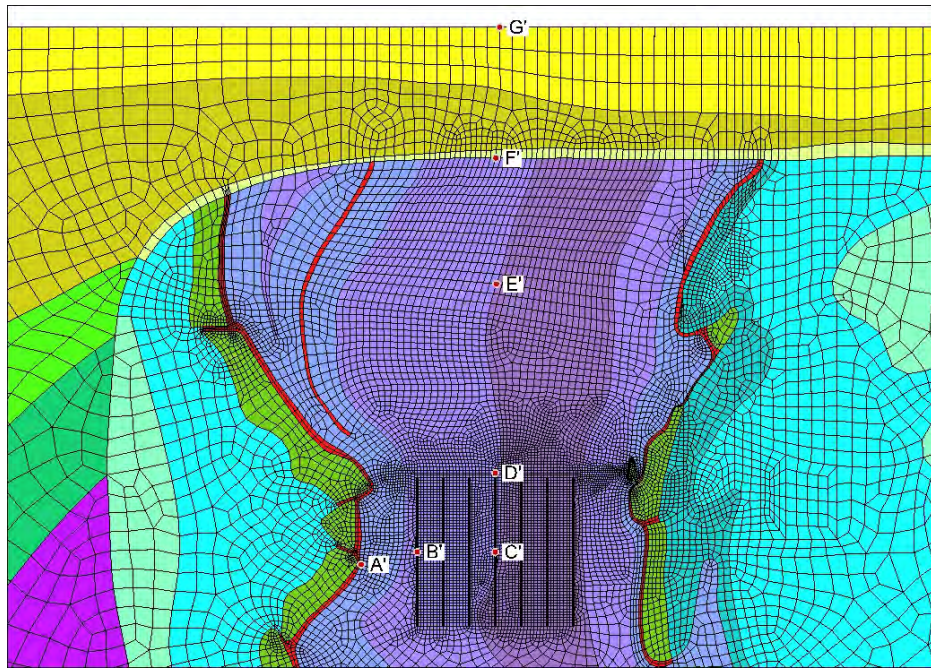


Abb. 4.47 BLC-2D & BLC-3D Auswertelokationen

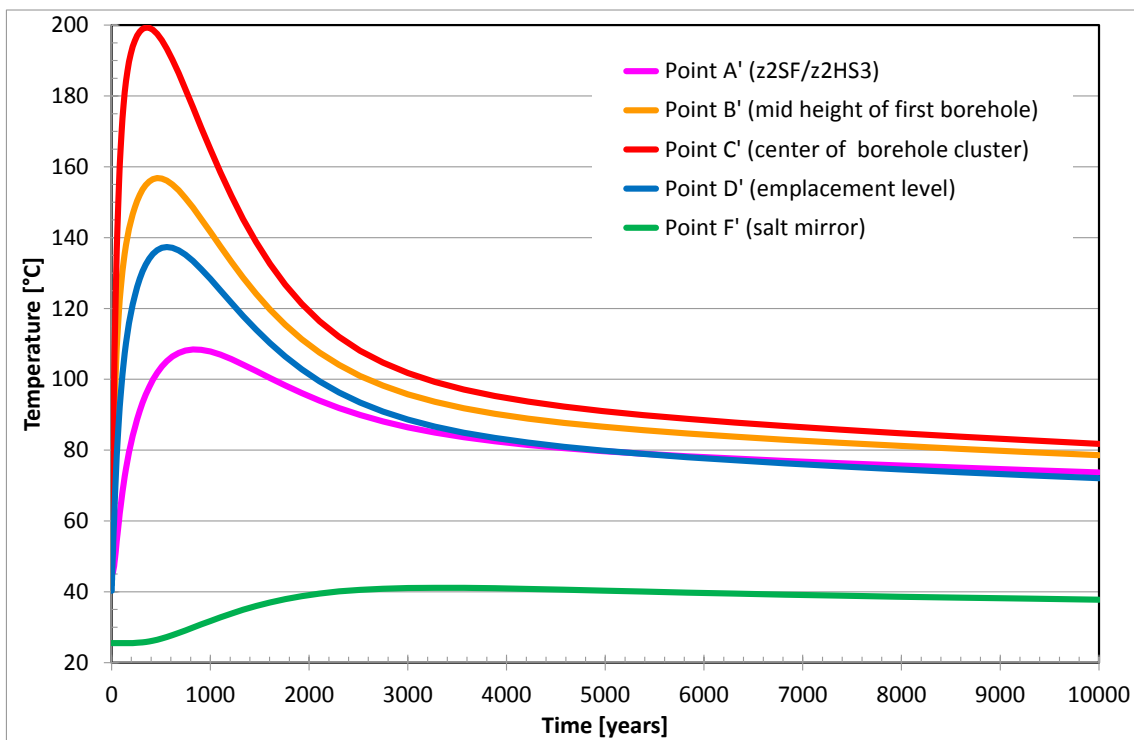


Abb. 4.48 BLC-2D Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.47)

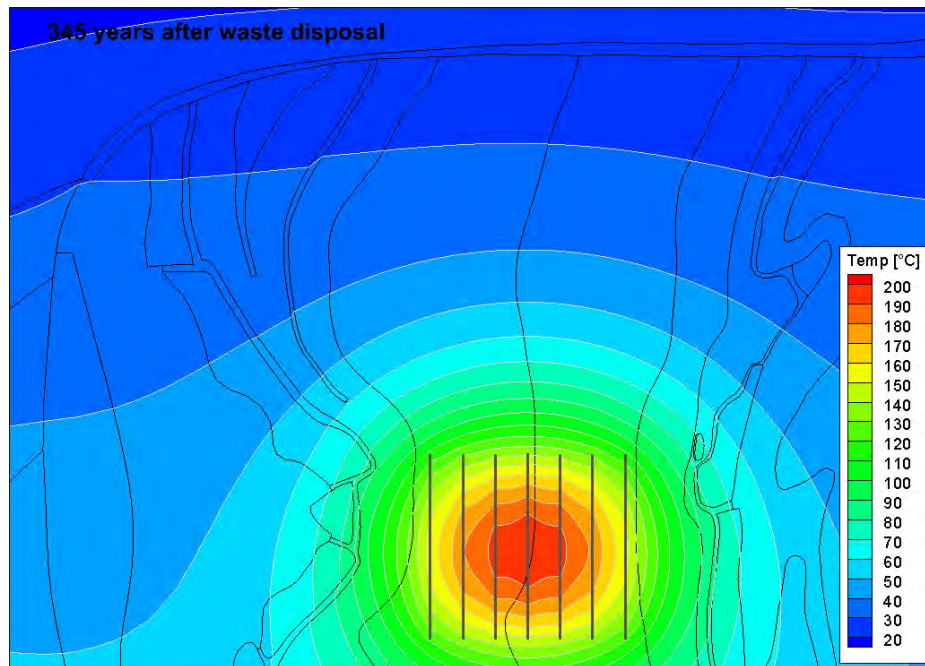


Abb. 4.49 BLC-2D Temperatur nach 345 Jahren

Erreichen des Temperaturmaximums im Zentrum des Einlagerungsbereiches (199,4 °C)

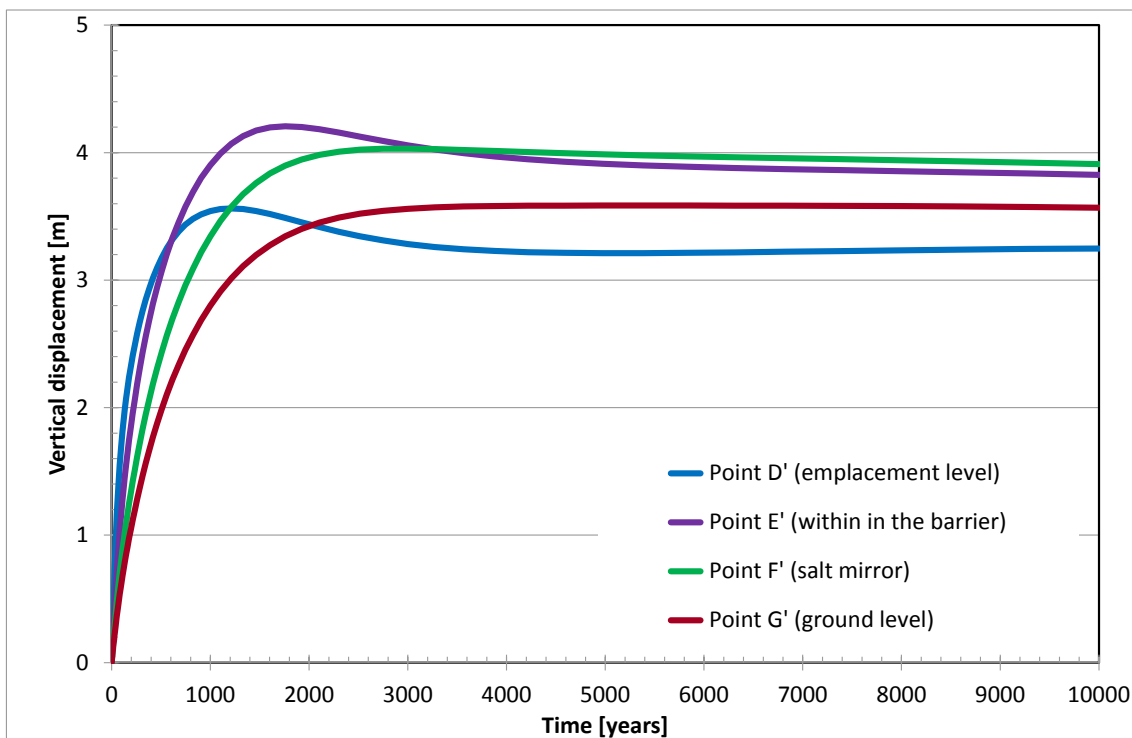
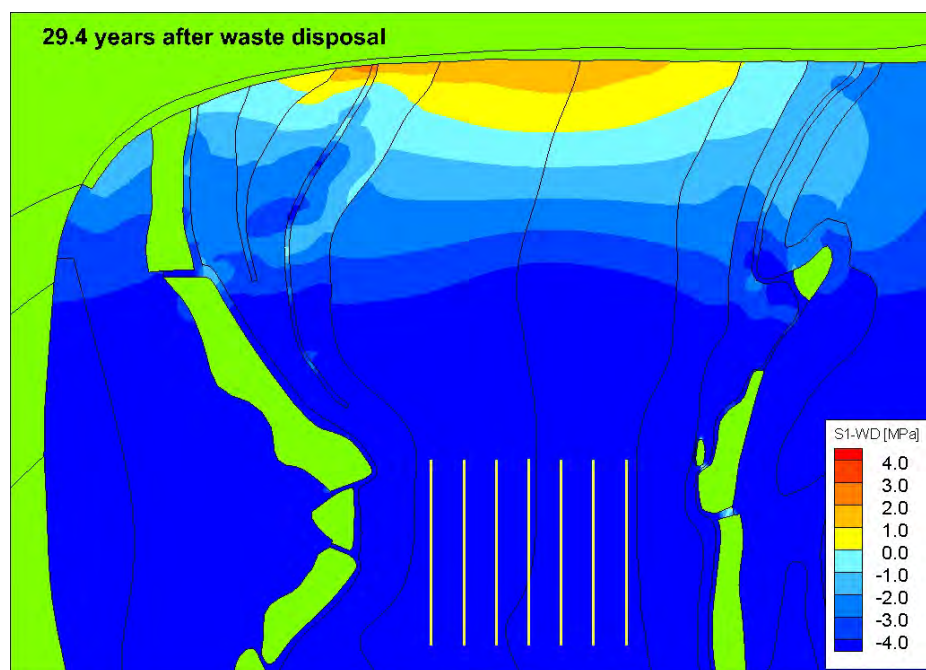


Abb. 4.50 BLC-2D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.47)

Das Fluidruckkriterium wird bereits zu frühen Zeitpunkten (Abb. 4.51) in den Schichten des Hauptsalzes (z2HS) bis maximal 120 m unterhalb des Salzspiegels verletzt. Die betroffenen Bereiche werden in ihrer räumlichen Ausdehnung mit der Zeit reduziert und sind nach ca. 2.300 Jahren nicht mehr nachweisbar.

Dilatanz wird lokal ausschließlich an einer Stelle im Kristallbrockensalz direkt am Salzspiegel berechnet (Abb. 4.52) und wächst mit zunehmender Berechnungsdauer an. Nach 10.000 Jahren wird somit die maximale Ausdehnung der dilatanten Zone erfasst. Die dilatante Zone grenzt nicht an Gesteine mit potenziellen Wegsamkeiten an, so dass keine neuen potenziellen Zutrittsfade geschaffen werden.



**Abb. 4.51** BLC-2D Fluidruckkriterium nach 29,4 Jahren

Maximale räumliche Ausdehnung im z2HS1 und z2HS2



**Abb. 4.52** BLC-2D Dilatanz nach 10.000 Jahren

#### 4.1.2.5.4 Berechnungsergebnisse 3D-Studie

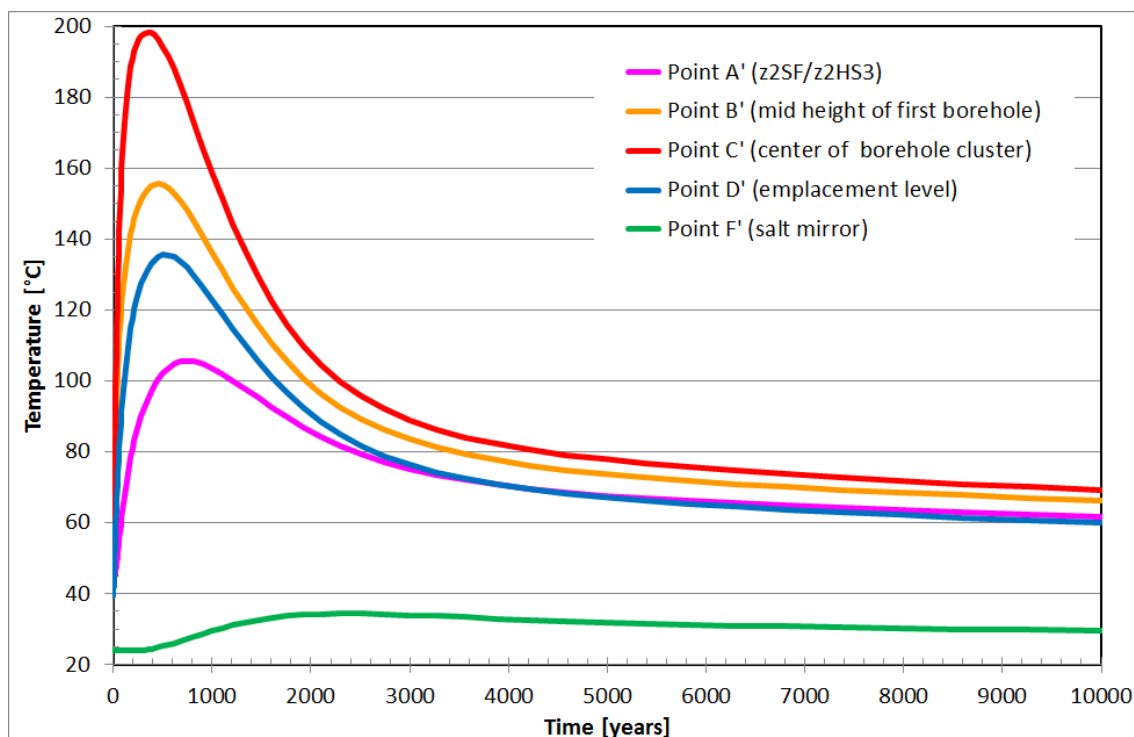
Der Einlagerungsbereich umfasst eine Gesamtlänge von  $2 \cdot 575 \text{ m} = 1.150 \text{ m}$ . Die Breite des Einlagerungsbereiches beträgt  $336 \text{ m}$  (= Abstand zwischen ersten und siebten Bohrloch). Trotz der relativ kompakten Einlagerungskonfiguration, die größere 3D-Effekte erwarten lässt als die Streckenlagerung, weichen die Temperaturen in der Symmetrieebene – also im Zentrum des Einlagerungsbereiches – nur marginal von denen aus der 2D-Vorstudie ab, was durch den Vergleich von Abb. 4.48 und Abb. 4.53 dokumentiert wird. In Streichrichtung des Salzstocks und damit auch in Längserstreckung des Endlagers ergeben sich bereits in  $407 \text{ m}$  Entfernung zum Einlagerungszentrum merklich geringere Temperaturen, wie aus der zeitlichen Entwicklung der Temperaturen in Abb. 4.54 hervorgeht. Während im Zentrum des Einlagerungsbereiches nach 345 Jahren eine Maximaltemperatur von  $198,3 \text{ °C}$  (Point C') berechnet wird, ergibt sich  $43 \text{ m}$  vor dem Rand des Einlagerungsbereiches (Point C' +  $532 \text{ m}$ ) nach 235 Jahren eine Maximaltemperatur von  $139,1 \text{ °C}$  und am Rand des Einlagerungsbereiches (Point C' +  $575 \text{ m}$ ) nach 345 Jahren nur eine Maximaltemperatur von  $114,1 \text{ °C}$ . Mit zunehmender Entfernung vom Einlagerungsbereich nehmen die Temperaturen weiter schnell ab: Bereits in  $35 \text{ m}$  Entfernung vom Rand des Endlagers (Point C' +  $610 \text{ m}$ ) wird nach 461 Jahren nur noch eine Maximaltemperatur von  $96,4 \text{ °C}$



berechnet, in 300 m Entfernung (Point C' + 875 m) nach ca. 1.460 Jahren noch eine Maximaltemperatur von 55,7 °C.

Die Temperaturverteilung nach 345 Jahren ist für die Symmetrieebene in Abb. 4.55 dargestellt. Zu diesem Zeitpunkt wird die Maximaltemperatur von 198,4 °C im Einlagerungszentrum erreicht. Zwischen den einzelnen Bohrlöchern sind ebenso wie im 2D-Fall typische girlandenförmige Verläufe der Isothermen zu erkennen. Mit zunehmender Entfernung von den Einlagerungsbohrlöchern verschwinden allmählich die Einflüsse der sieben Einzelquellen und die Isothermen erscheinen als Zwiebelschalenmuster.

Die in Längsrichtung des Einlagerungsbereichs vorhandene Temperaturverteilung ist in einem Längsschnitt dargestellt, der durch das zentrale vierten Einlagerungsbohrloch verläuft (Abb. 4.56). Aufgrund der geringeren horizontalen Flächeninanspruchnahme ist der räumliche Effekt der Temperaturausbreitung bei der Bohrlochlagerung sehr stark ausgeprägt. Die Isothermen halten demzufolge nicht lange flach aus, sondern verlaufen rasch steiler, bis sie annähernd in halber Einlagerungsbohrlochteufe in die Vertikale drehen.



**Abb. 4.53** BLC-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (Symmetrieebene)

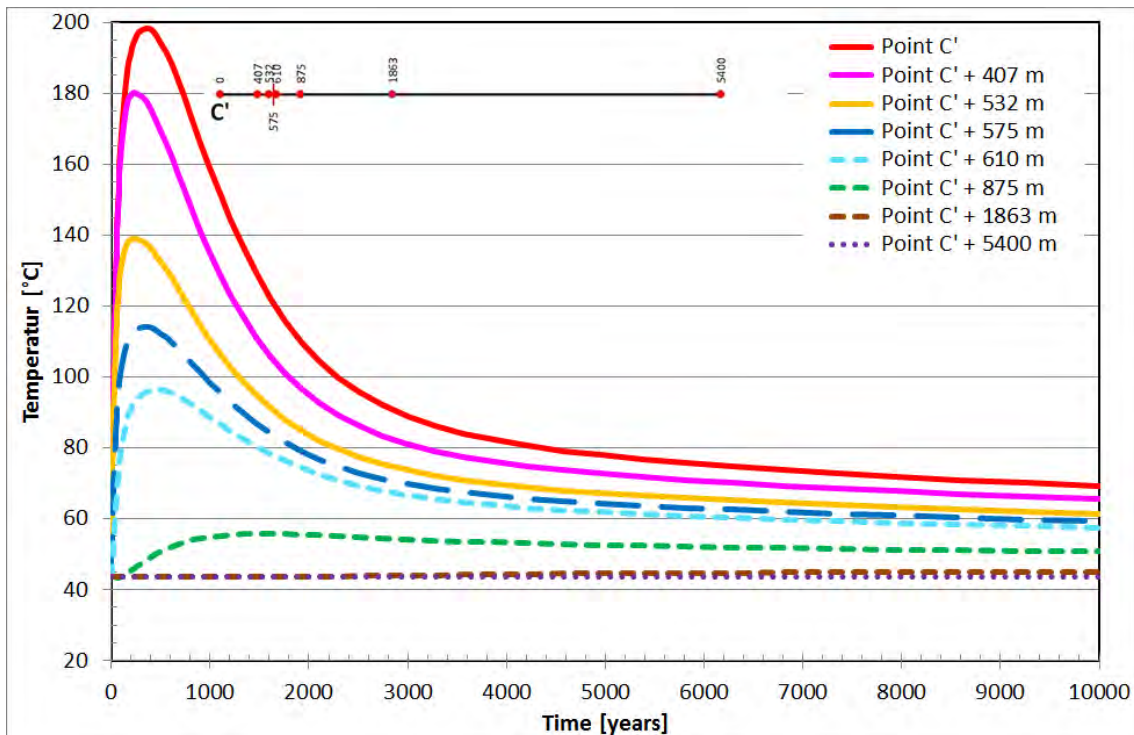


Abb. 4.54 BLC-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (SW-NO-Schnitt)

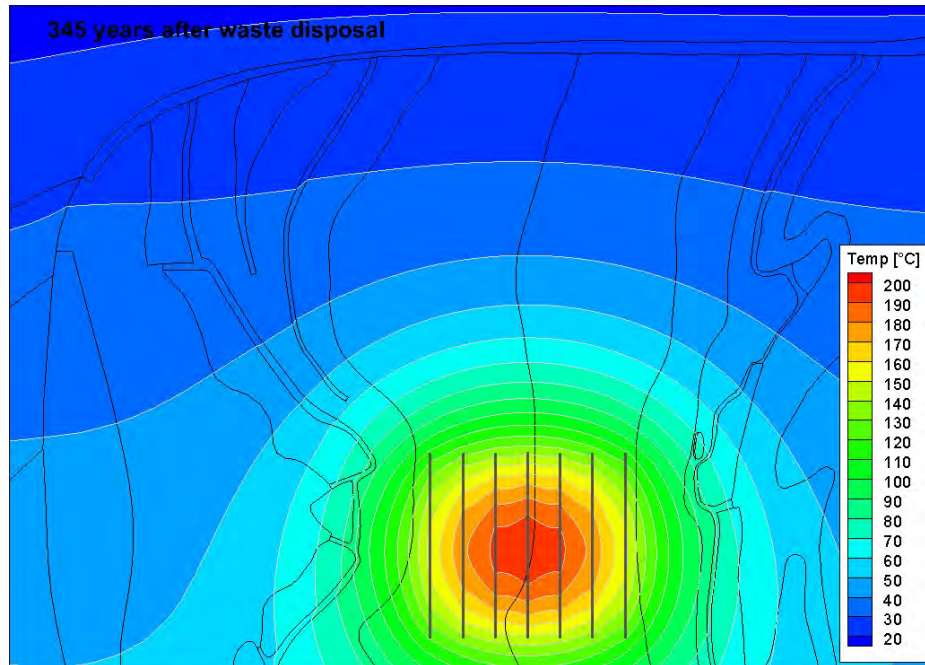
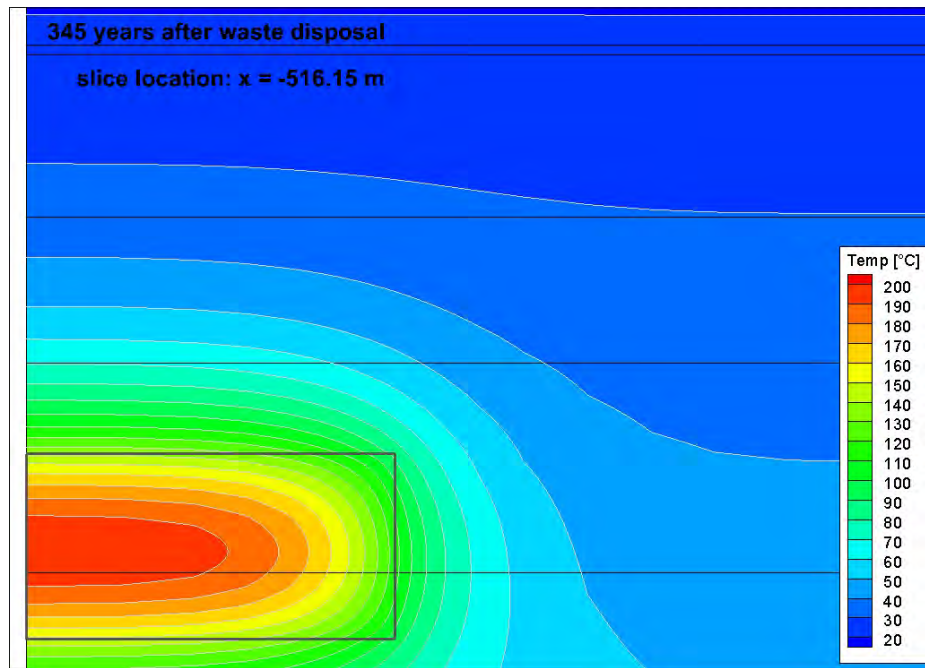
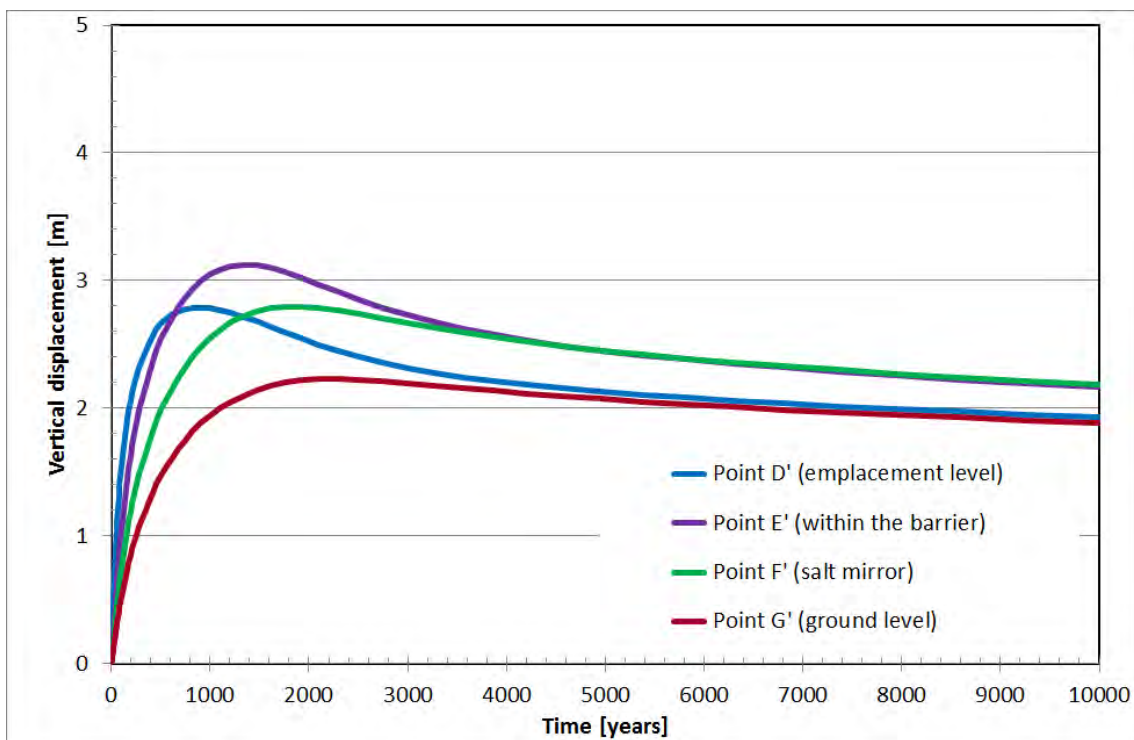


Abb. 4.55 BLC-3D Temperatur nach 345 Jahren (Symmetrieebene)

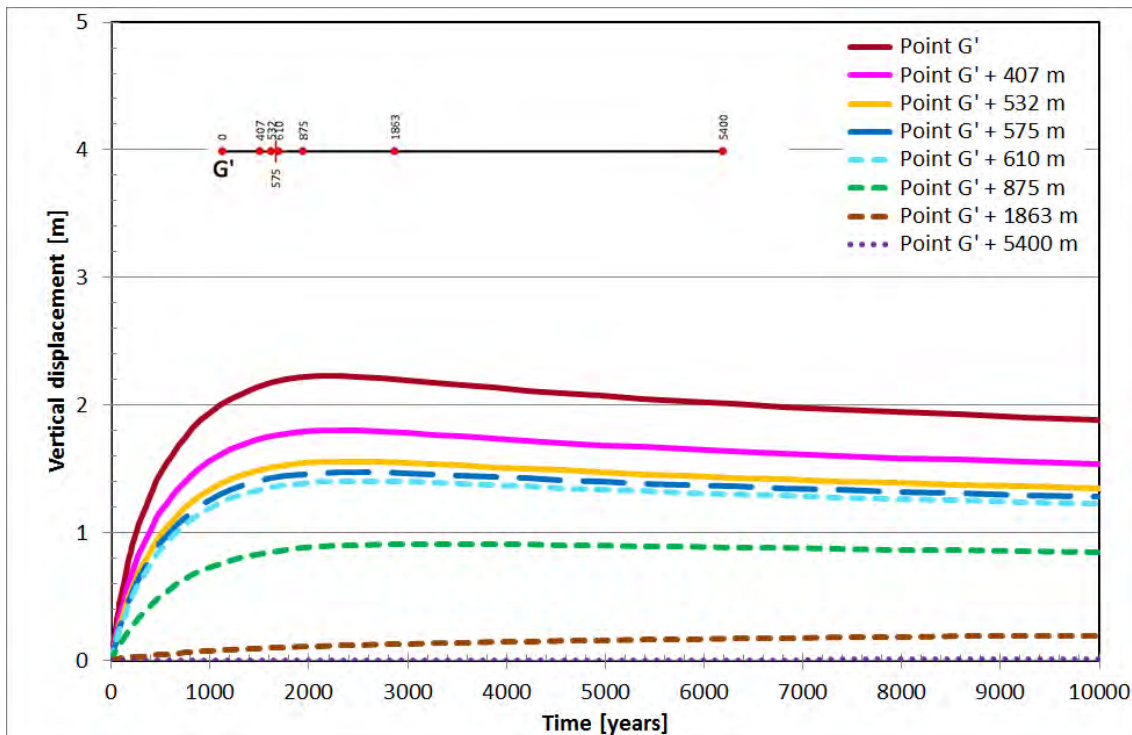
Erreichen des Temperaturmaximums im Zentrum des Einlagerungsbereiches (198,4 °C)



**Abb. 4.56** BLC-3D Temperatur nach 345 Jahren (Vertikalschnitt in Streichrichtung)  
 Erreichen des Temperaturmaximums im Zentrum des Einlagerungsbereiches (198,4 °C)



**Abb. 4.57** BLC-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten

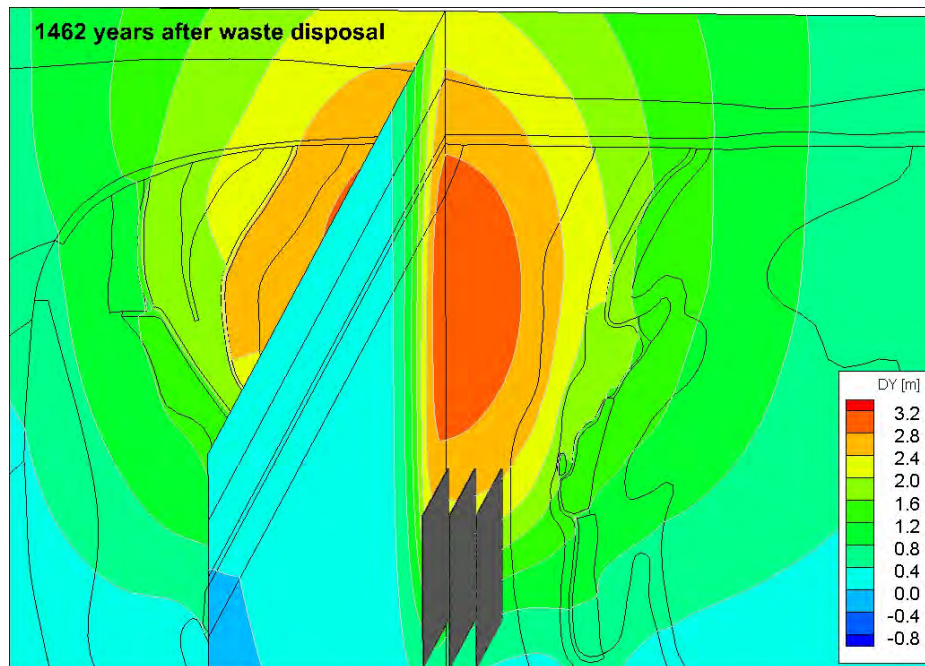


**Abb. 4.58** BLC-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (SW-NO-Schnitt)

Die in der Symmetrieebene berechneten Vertikalverschiebungen (Abb. 4.57) weisen im Vergleich zur 2D-Vorstudie große Unterschiede auf. An der Geländeoberfläche über dem Einlagerungszentrum (Point G') wird eine maximale Hebung von 2,23 m nach ca. 2300 Jahren berechnet (2D-Vorstudie: 3,59 m nach ca. 4970 Jahren).

Die Geländehebung klingt in Streichrichtung des Salzstocks zum Rand des Einlagerungsbereiches schnell ab und erreicht dort nur einen Maximalbetrag von 1,48 m nach ca. 2520 Jahren (Point G' + 575 m, Abb. 4.58).

Die maximalen Hebungen treten in der Salzbarriere oberhalb des zentralen Einlagerungsbereiches auf und betragen nach 1.462 Jahren ca. 3,13 m (Abb. 4.59). Größere Hebungen sind auf die Bereiche oberhalb des Einlagerungsbereiches beschränkt und klingen nach außen insbesondere in Streichrichtung des Salzstockes schnell ab.



**Abb. 4.59** BLC-3D Vertikalverschiebungen nach 1.462 Jahren (3D-Darstellung)

Maximale Vertikalverschiebung im Salinar: 3.13 m

Das Fluiddruckkriterium wird in der Symmetrieebene im Vergleich zur 2D-Vorstudie genauso früh in den Schichten des Hauptsalzes (z2HS) bis maximal 120 m unterhalb des Salzspiegels verletzt (Abb. 4.60). Die betroffenen Bereiche werden in ihrer räumlichen Ausdehnung mit der Zeit reduziert und sind nach ca. 3.270 Jahren nicht mehr nachweisbar. Die räumliche Ausdehnung der Zonen, in denen das Dilatanzkriterium verletzt ist, bleibt eng begrenzt auf die direkt über dem Einlagerungsbereich gelegenen Bereiche am Salzspiegel (Abb. 4.61 bis Abb. 4.63).

Nach 10.000 Jahren ergibt sich die maximale Ausdehnung der dilatanten Zone aus Abb. 4.64 und Abb. 4.65. Die dilatante Zone bleibt sehr eng begrenzt auf die direkt über dem Einlagerungsbereich gelegenen Bereiche im Kristallbrockensalz, wie in der 2D-Studie bereits erläutert. Auch in Streichrichtung erstreckt sich die dilatante Zone ausschließlich in dem durch die Länge des Einlagerungsbereiches begrenzten Bereich. Die dilatante Zone grenzt nicht an Gesteine mit potenziellen Wegsamkeiten an, so dass keine neuen Lösungspfade geschaffen werden.

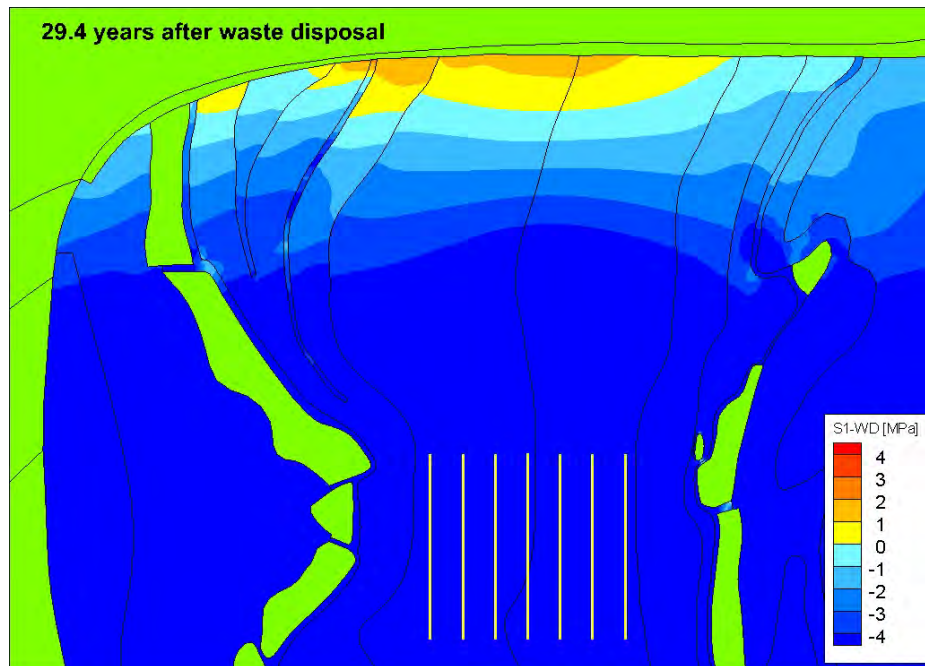


Abb. 4.60 BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 29,4 Jahren (Symmetrieebene)

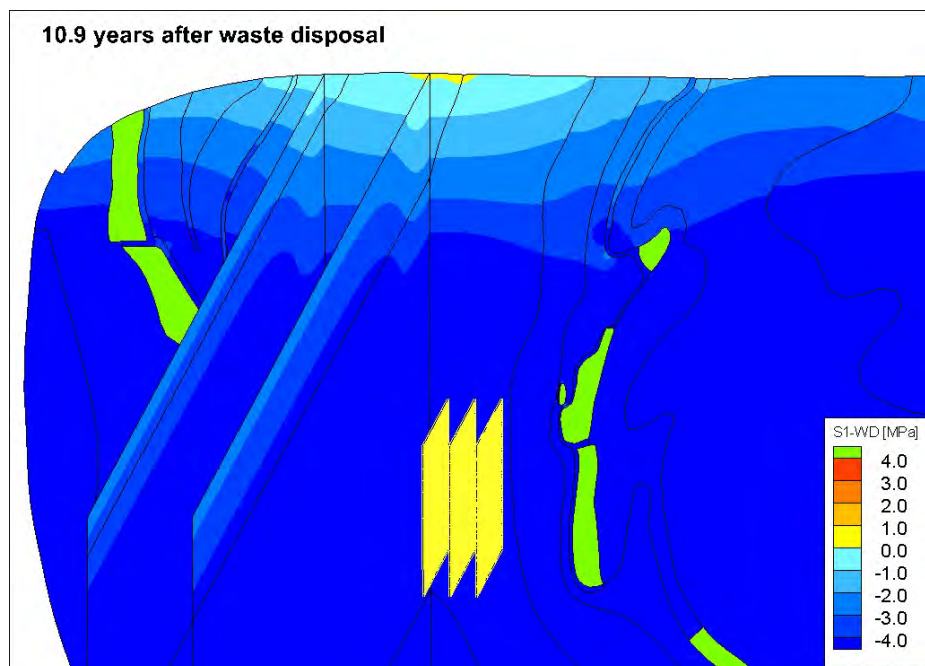


Abb. 4.61 BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 10,9 Jahren (3D-Darstellung)

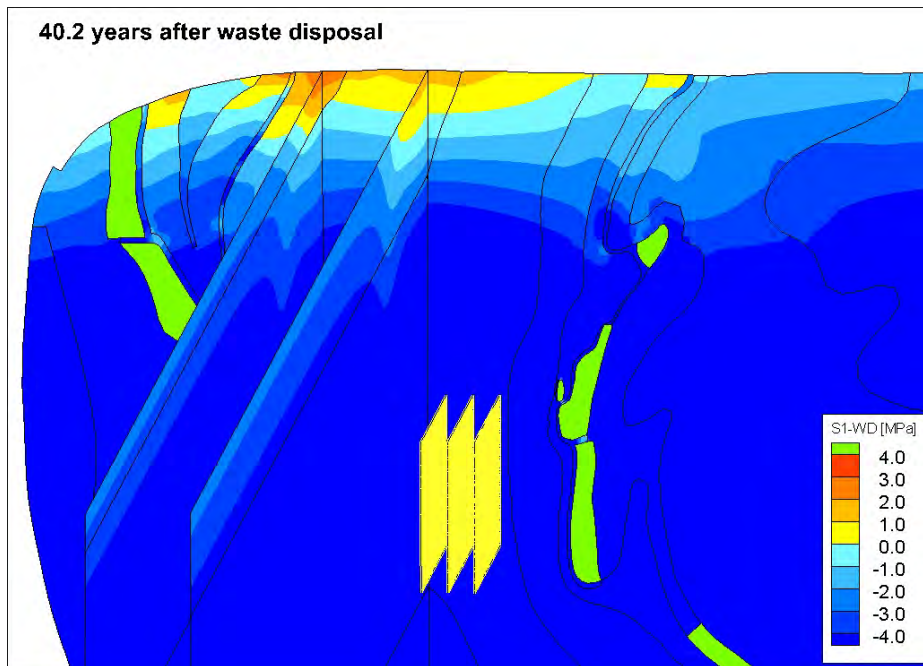


Abb. 4.62 BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 40,2 Jahren (3D-Darstellung)

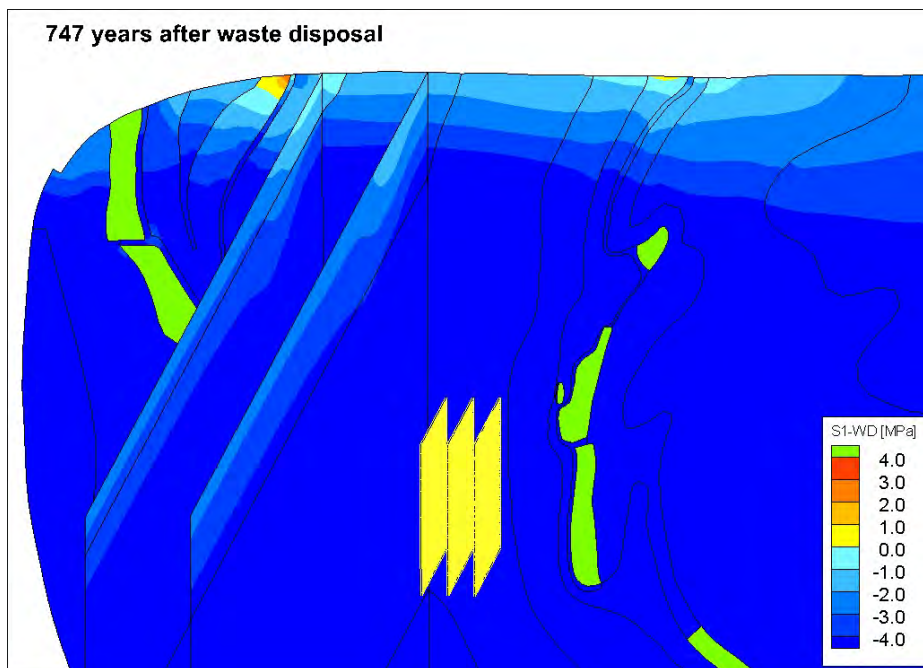


Abb. 4.63 BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 747 Jahren (3D-Darstellung)



Abb. 4.64 BLC-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (Symmetrieebene)

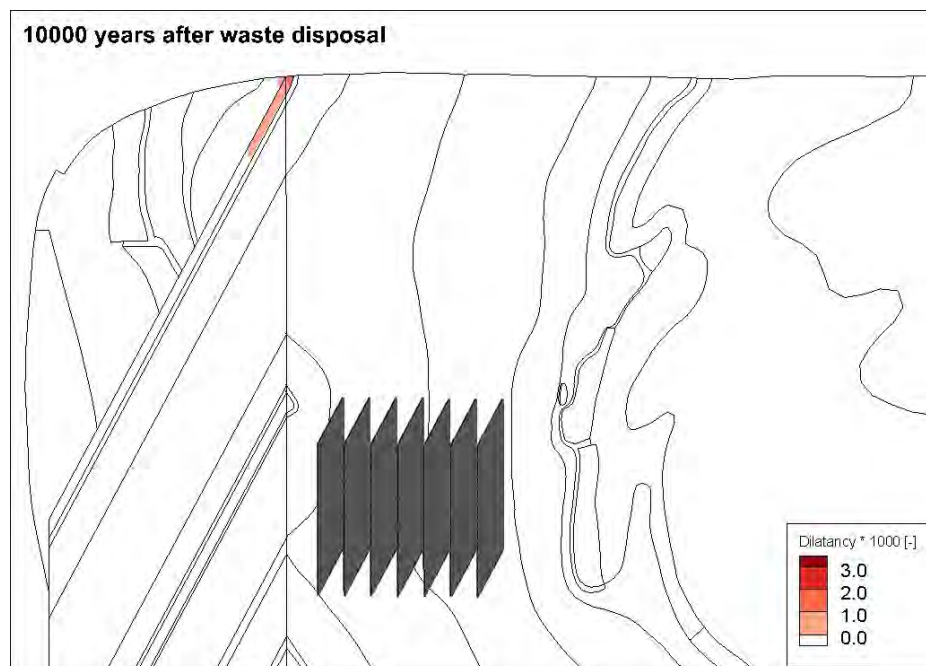


Abb. 4.65 BLC-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (3D-Darstellung)

#### 4.1.2.6 Zusammenfassung und Ausblick sowie FuE-Bedarf

Durch die Einlagerung wärmeentwickelnder hochradioaktiver Abfälle werden Temperaturänderungen im Gebirge hervorgerufen, die wiederum zu Spannungs- und Verfor-



mungsänderungen führen und die Integrität der geologischen Barriere bereichsweise beeinträchtigen können.

Die Temperaturen erreichen im Zentrum des jeweiligen Einlagerungsbereiches für den Fall der Streckenlagerung (homogenisierte Wärmequellen) maximal 169,9 °C bzw. 190 °C bei expliziter Modellierung der Einlagerungsbehälter und für den Fall der Bohrlochlagerung 199,4 °C. Während für den Fall der Streckenlagerung im Übergang vom Kaliflöz Staßfurt (z2SF) zum Kristallbrockensalz (z2HS3) nur eine maximale Temperatur von 78,6 °C berechnet wird, ergibt sich für den Fall der Bohrlochlagerung eine Maximaltemperatur von 108,4 °C. Die Temperatur am Salzspiegel steigt um ca. 11 °C im Fall der Streckenlagerung und um ca. 15,6 °C für den Fall der Bohrlochlagerung.

An der Tagesoberfläche werden in den unterschiedlichen Modellierungen für die Streckenlagerung maximale Hebungen von 1,3 – 1,86 m berechnet. Bei der Bohrlochlagerung ergeben beide 2D-Modelle ähnliche Hebungsmaxima bei etwa 3,6 m, die sich jedoch stark von der 3D-Modellierung unterscheiden, in der aufgrund der endlichen Ausdehnung und des daraus folgenden rapiden Temperaturabfalles in lateraler Richtung deutlich geringere Hebungen von 2,23 m auftreten.

Im Endlager und dessen Nahbereich ergeben sich Erhöhungen und im Salzspiegelbereich Reduzierungen der Druckspannungen. Infolgedessen wird das Fluiddruckkriterium bzw. Minimalspannungskriterium im Bereich des Salzspiegels je nach Modellierungsansatz und Einlagerungsvariante temporär bis maximal 120 – 210 m unter dem Salzspiegel in den Schichten des Hauptsalzes verletzt. Das Dilatanzkriterium wird außer in der unmittelbaren Hohlraumkontur nur an einer einzigen exponierten Stelle am Salzspiegel im Kristallbrockensalz (z2HS3) verletzt. Ein potenzieller Zutrittspfad wird hierdurch jedoch nicht geschaffen, da das Kristallbrockensalz in diesem Bereich nicht an Gesteine mit potenziellen Wegsamkeiten angrenzt.

Auf Basis der Beurteilung mit dem Minimalspannungskriterium und Dilatanzkriterium trat in den geomechanischen Berechnungen unter quasi statischen Beanspruchungsbedingungen keine durchgängige Verletzung der Integrität vom Salzspiegel bis zum Einlagerungshorizont auf.

Die stärksten thermomechanischen Auswirkungen der Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle auf die Barriereintegrität zeigen sich wenige Jahrzehnte nach Abschluss des Einlagerungsvorganges. In der darauffolgenden Zeit nehmen kriechbedingt die

Bereiche, in denen eine Verletzung des Minimalspannungskriteriums vorlag, kontinuierlich ab, auch wenn es aufgrund der Wärmezufuhr weiterhin zu Hebungen des Salzstockes kommt. In den ersten hundert Jahren sind die thermomechanisch-hydraulischen Beanspruchungen der geologischen Barriere durch den anthropogenen Eingriff am größten, danach dominieren wieder zunehmend die natürlichen geologischen Einflussfaktoren das Barriereverhalten unter denen Salzlagerstätten über Jahrtausende ihre Integrität bewahrt haben.

Zusammenfassend ist zu konstatieren:

- Die zur Integritätsanalyse der geologischen Barriere für verschiedene Rechenfälle durchgeführten numerischen 2D- bzw. 3D-Modellrechnungen von BGR und IfG zeigen übereinstimmend, dass es bei Endlagerung wärmeentwickelnder Abfälle im Salinar zwar zu einer großräumigen Aufheizung des Salzstocks bis in den Salzspiegelbereich kommt, die daraus resultierenden thermomechanischen Spannungen und Verschiebungen aber nicht zur Bildung durchgängiger Wegsamkeiten führen (s. u.). Dabei wurden das Dilatanz- und Minimalspannungs- (bzw. Fluiddruck-) Kriterium unabhängig voneinander betrachtet.
- Die größten thermomechanisch-hydraulischen Beanspruchungen der geologischen Barriere treten in den ersten hundert Jahren nach Verschluss des Endlagers auf, so dass in der nachfolgenden zeitlichen Entwicklung ein Integritätsverlust immer unwahrscheinlicher wird. Weiterhin werden sich lokal gebildete Wegsamkeiten aufgrund von Verheilungsprozessen wieder zurückbilden (hier nicht explizit betrachtet).
- Mechanische Schädigungen durch Überschreitung der Dilatanzgrenze sind vor allem auf die unmittelbare Hohlraumumgebung begrenzt (EDZ) bzw. treten nur sehr lokal im Bereich des Salzspiegels am Kontakt Anhydrit/Steinsalz auf. Diese sind somit für die Integrität und Dichtheit der Salinarbarriere von sekundärer Bedeutung.
- Für die Integrität von Salinarbarrieren ist die fluiddruck-generierte Vernetzung von hydraulischen Fließwegen entlang der Korngrenzen der Salzkristalle von entscheidender Bedeutung, wie sie über das Minimalspannungskriterium bzw. das Fluidruckkriterium bewertet wird. Hinzu kommt, dass steil stehende bis zum Salzspiegel in wasserführende Bereiche hoch reichende Schichtflächen und Diskontinuitäten potenzielle Schwachstellen in der geologischen Barriere darstellen, weil entlang von Diskontinuitäten ein bevorzugter Fluidtransport möglich ist. Für die Prüfung dieser Prozesse wurde ein spezielles Schichtflächenmodell benutzt.

- Die gekoppelten thermomechanischen Berechnungen (mit Bewertung des Minimalspannungskriteriums) belegen, dass temporär lokale Integritätsverletzungen ausgehend vom Salzspiegel im Extremfall bis zu wenigen hundert Metern in den Salzstock hineinreichen können. Sie enden jedoch mehrere hundert Meter über dem Einlagerungshorizont. Insgesamt verbleibt somit eine mehrere hundert Meter mächtige Barriere, deren Integrität nicht gestört ist, d. h. es gibt keine durchgehenden Wegsamkeiten. Die Berechnungen zur Variante C (Bohrlochlagerung) zeigen im Vergleich zur Streckenlagerung eine stärkere Verletzung des Minimalspannungskriteriums in den südöstlichen Hauptanhydritblöcken.
- Die thermomechanischen Belastungen, die für die Bohrlochlagerung ausgewiesen werden, sind größer als für die Streckenlagerung, da die Wärmefreisetzung engräumiger ist. Unabhängig davon wird auch die Barrierenintegrität ohne Bildung durchgängiger Wegsamkeiten belegt. Dieses Ergebnis wird auch durch thermomechanische Berechnungen mit unrealistischen Wärmefreisetzungen bzw. reduzierter Kriechfähigkeit des Salzgebirges (relativ ungünstigster Fall) bestätigt, was insgesamt die Robustheit der Analysen belegt.
- Die Untersuchungen dokumentieren das hohe methodische Niveau, das die Integritätsanalysen erreicht haben. Es gibt aber noch ergänzenden Forschungs- und Untersuchungsbedarf, um die Aussagefähigkeit zukünftiger Sicherheitsanalysen zu verbessern:
  - Für den Salzstock Gorleben liegen keine experimentellen Untersuchungsergebnisse an Schichtflächen, Diskontinuitäten oder Schichtübergängen zur mechanischen Beschreibung des Scherverhaltens vor (Anhang A.4).
  - FuE-Bedarf besteht hinsichtlich experimenteller Untersuchungen zur druckgetriebenen Infiltration von Fluiden entlang von Schichtflächen/ Diskontinuitäten im Salzgestein und deren mechanische Beschreibung auf diskontinuumsmechanischer Grundlage in entsprechenden Berechnungsmodellen. Es existieren keine experimentellen Untersuchungen zum hydraulischen Verhalten von Schichtflächen im Salinar (Anhang A.4). Im günstigsten Fall verhalten sich Schichtflächen im Salinar hydraulisch wie intaktes Salzgestein, wie in den bisherigen Betrachtungen unterstellt. Es ist aber eher anzunehmen, da sie als mechanische Schwächeflächen in Erscheinung treten, wie durch Scherversuche /MIN 07a/ und die Bergbaupraxis /MIN 07b/ belegt, dass Schichtflächen im Salinar auch hydraulisch als bevorzugte Fließwege anzusehen sind. Aufschluss

hierüber können letztendlich nur experimentelle Untersuchungen liefern, deren Datensätze in gekoppelte mechanisch-hydraulische Berechnungen weiterführender Integritätsanalysen einfließen.

- Bei den zur Integritätsanalyse in Kap. 4.1.2 dargestellten Berechnungen handelt es sich ausschließlich um thermomechanische (TM)-Berechnungen. In weiterführenden Analysen sind THM-Berechnungen erforderlich, mit denen nicht allein auf Basis einer Bewertung des Spannungszustandes, sondern durch direkte Kopplung mit hydraulischen Berechnungen die Integrität der geologischen Barriere nachzuweisen ist (Anhang A.4).

### **4.1.3 Erdbeben**

Das Bemessungserdbeben für den Standort Gorleben lässt sich durch die folgenden Eckdaten charakterisieren /AHO 89/, /STE 96/:

- Makroseismische Standortintensität: 7,3 (MSK)
- Standortbeschleunigung, horizontal: 1,4 m/s<sup>2</sup>
- Standortbeschleunigung, vertikal: 0,7 m/s<sup>2</sup>
- Wahrscheinlichkeit pro Jahr: 0,5 – 1\*10<sup>-6</sup>
- Starkbebendauer, über Tage: t = 7,0 s
- Starkbebendauer, unter Tage: t = 3,0 s

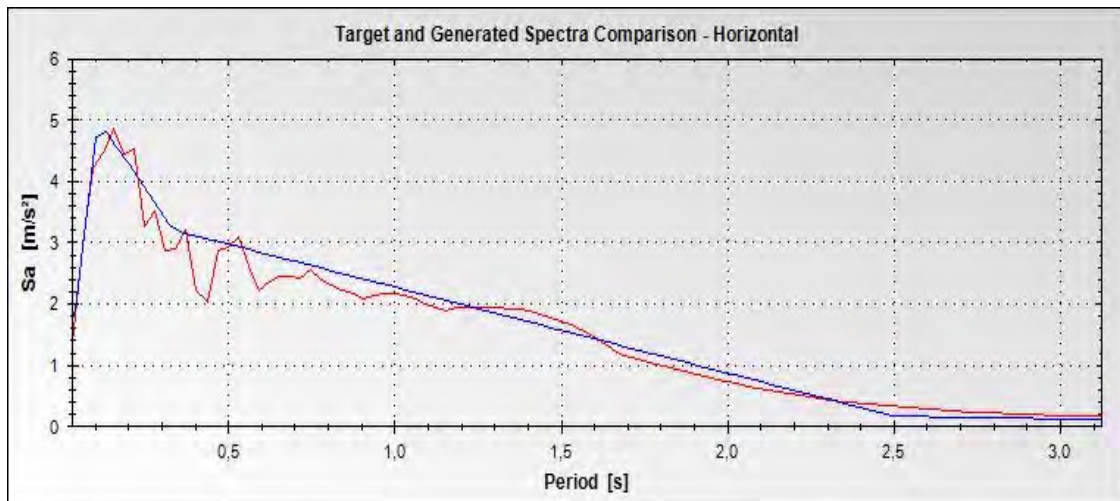
#### **4.1.3.1 Geometrische Idealisierung**

Das 2D-Modell zur Untersuchung der Folgen einer Erdbebenanregung ist identisch zu dem der Streckenlagerung.

#### **4.1.3.2 Berechnungsdurchführung**

Im Sinne einer maximal konservativen Aussage wurde das Auftreten des Erdbebens zum Zeitpunkt 30 Jahre nach Einlagerung angesetzt, d. h. zu dem Zeitpunkt, an dem in den thermomechanischen Simulationen zur Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle die größten Verletzungen des Minimalspannungskriteriums auftreten.

Zu diesem Zeitpunkt wurde das Erdbeben modelliert, indem am unteren Modellrand ein zeitabhängiger Beschleunigungsverlauf vorgegeben wurde. Die seitlichen Modellbegrenzungen wurden in x-Richtung nicht länger fixiert, sondern als viskose Grenzflächen modelliert, so dass keine künstlichen Reflexionen der Schub- und Schwerwellen auftreten konnten (Energieabstrahlung ins umgebende Gebirge). Der zeitabhängige Beschleunigungsverlauf (Abb. A.58) wurde synthetisch aus dem untertätigen Frequenzspektrum generiert.



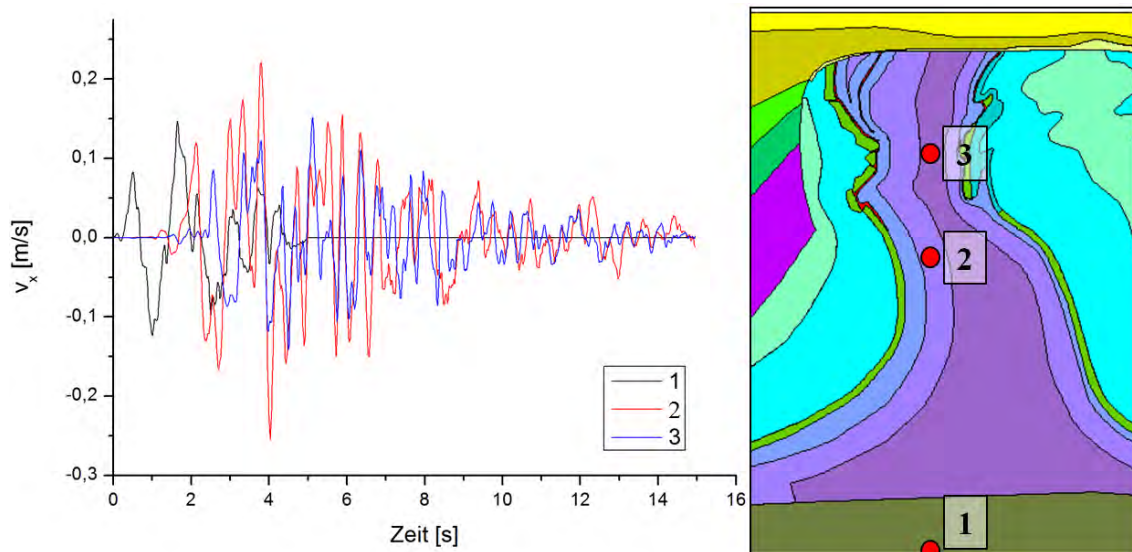
**Abb. 4.66** Vergleich des vorgegebenen (blau) und generierten (rot) Frequenzspektrums der Erdbebenanregung

Aufgrund der geringen Dauer des Erdbebens unterliegt das Spektrum der errechneten Beschleunigungskurve zwar einigen Fluktuationen, aber der Vergleich des vorgegebenen und errechneten Frequenzspektrums zeigt eine gute Übereinstimmung in den relevanten Merkmalen. Die 3-sekündige Starkbebenphase wird von einer 1-sekündigen Einschwing- und ebenfalls 1-sekündigen Abklingphase begrenzt. Im Rahmen einer gekoppelt hydromechanischen Simulation der Erdbebenanregung wurde zusätzlich die Präsenz von Flüssigkeit in denjenigen Schichtflächen unterstellt, bei denen das Minimalspannungskriterium verletzt wurde.

#### 4.1.3.3 Berechnungsergebnisse

Die Ausbreitung der Scherwellen lässt sich sehr anschaulich am Verlauf der Horizontalgeschwindigkeiten in unterschiedlichen Teufen demonstrieren. Am unteren Modellrand wird die Beschleunigung bzw. die daraus folgende Geschwindigkeit vorgegeben. Entsprechend dem Abstand zum unteren Modellrand erreichen die Scherwellen die

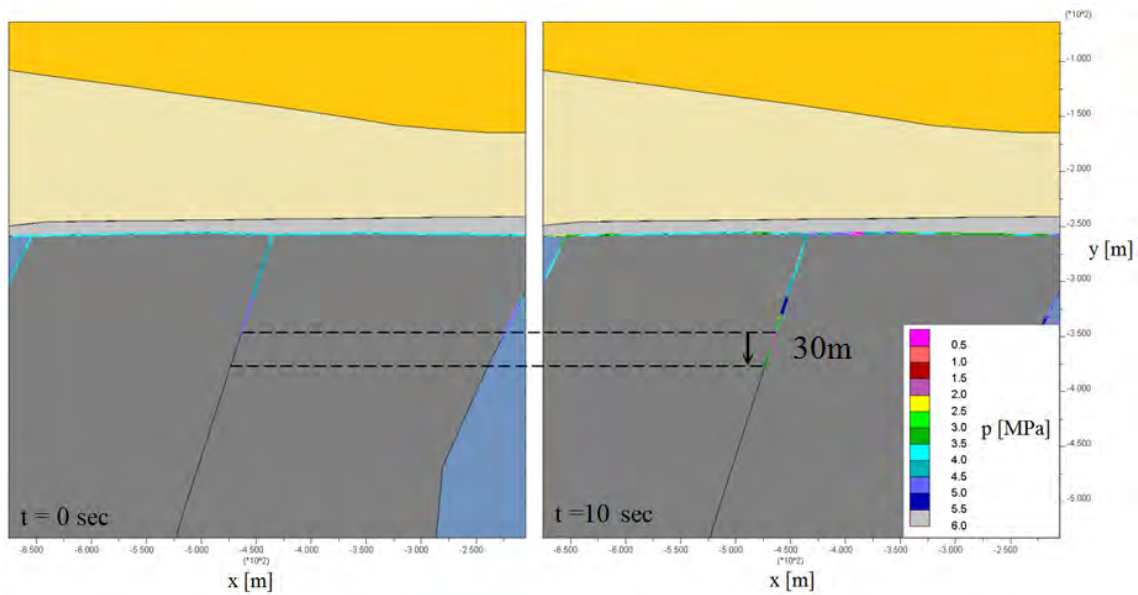
höher gelegenen Messpunkte mit einer gewissen Verzögerung. Anschwingen, Starkbebenphase und langsames Ausschwingen sind deutlich erkennbar (Abb. 4.67).



**Abb. 4.67** Zeitlicher Verlauf der Horizontalgeschwindigkeiten an ausgewählten Punkten während des Erdbebens

Während des Erdbebens schwanken die minimalen Hauptspannungen maximal +/- 1 MPa um ihren Mittelwert, so dass infolge des Erdbebens am Salzspiegel zusätzliche dilatant geschädigte Bereiche auftreten, die jedoch nur eine sehr geringe Mächtigkeit aufweisen und nur an wenigen lokalen Stellen auftreten (Abb. A.59). Die gekoppelte hydro-mechanische Berechnung zeigt weiterhin, dass diese Spannungsfuktuationen kurzzeitig zu lokal erhöhten Fluidrücken führen, die eine druckgetriebene Infiltration von Fluid und weitere Öffnung von Fließwegen über 15 – 30 m bewirken können (Abb. 4.68).

Die hydro-mechanisch gekoppelte Simulation des Bemessungserdbebens am Standort Gorleben zum konservativsten Zeitpunkt nach Einlagerungsbeginn führt also in sehr geringem Maße zu zusätzlichen dilatanten Bereichen am Salzspiegel und kann ebenfalls die druckgetriebene Generierung weiterer Fließwege bewirken, die sich aufgrund der kurzen Einwirkungszeit des Erdbebens jedoch in den Simulationen auf max. 30 m beschränken. In der Konsequenz wird eingeschätzt, dass die Barrierenintegrität am Standort Gorleben nicht beeinträchtigt wird, weil selbst unter ungünstigsten Randbedingungen (hydraulischer Druck im Deckgebirge mit steilstehenden Trennflächen) keine durchgehenden Wegsamkeiten im Endlager entstehen.



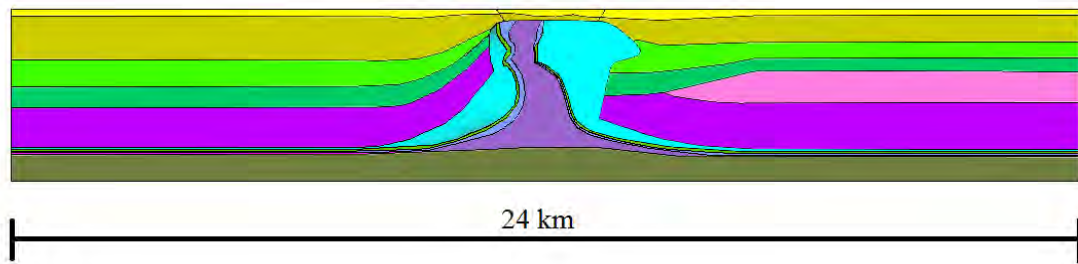
**Abb. 4.68** Vergleich der Porendrücke und druckgetriebene Infiltration vor (links) und zehn Sekunden nach Einsetzen (rechts) des Erdbebens

#### 4.1.4 Thermomechanische Beanspruchung der geologischen Barriere durch Kaltzeiten

##### 4.1.4.1 Gletscherüberfahrung (2D-Studie)

###### 4.1.4.1.1 Geometrische Idealisierung

Zur Modellierung der Gletscherüberfahrung wurde das in den Simulationen zur Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle verwendete Modell zunächst stark vergrößert, so dass es eine horizontale Ausdehnung von ca. 24 km erreicht. Im Gegenzug wurde die Homogenbereichseinteilung des Modells weiter vereinfacht und die Einlagerungsgeometrie nicht länger berücksichtigt. Das vergrößerte und vereinfachte Modell ist schematisch in Abb. 4.69 dargestellt. Die Hauptsalze wurden mit Ausnahme des schwächer kriechfähigen Kristallbrockensalzes zusammengefasst und der Hauptanhydrit weitestgehend als durchgängige Schichten modelliert (Abb. A.60).



**Abb. 4.69** Vereinfachtes und verlängertes 2D-Modell für Glazialszenarien

#### 4.1.4.1.2 Berechnungsdurchführung

Im ersten Glazialszenario sollten die Folgen einer deutlichen Verringerung der Jahresmitteltemperaturen bei einer neuen Kaltzeit untersucht werden. Insbesondere sollte festgestellt werden, ob die Abkühlung ausreicht, um im Salzstock durch thermisch induzierte Zugspannungen sog. kryogene Risse hervorzurufen. Ausgehend vom Grundspannungszustand des Modells wurde die Kaltzeit mit einer extremen Abkühlperiode folgendermaßen simuliert:

- Abkühlung um 14,5 °C von 8,5 °C auf -6 °C innerhalb von 100 Jahren (als Randbedingung an der Tagesoberfläche)
- Gefolgt von 200 Jahren bei konstanten -6 °C Oberflächentemperatur

Im Anschluss an die vorangegangene Simulation einer Kaltzeit wurde eine vorrückende Inlandsvereisung und ihr Einfluss auf den Spannungszustand im Salzstock untersucht. Diese Vereisung wurde durch die Überquerung eines 1.500 bzw. 700 m (vgl. Kap. 3.2.1) mächtigen Eisgletschers mit einer 45° abgeflachten Gletscherfront modelliert, der am rechten Modellrand startete und mit einer Geschwindigkeit von 10 m/a nach links vorrückte. Als Referenzzeitpunkt  $t_{\text{Ref}} = 0$  a wurde für die Darstellungen in Abb. A.62 bis Abb. A.68 der Zeitpunkt gewählt, an dem der Gletscher am rechten Modellrand eintritt.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die hierbei modellierte Bewegungsrichtung des Gletschers nicht mit der in den später folgenden großräumigen 3D-Untersuchungen übereinstimmt, da sich im 2D-Modell zwangsläufig nur eine mögliche Bewegungsachse ergibt. Daher dient die 2D-Studie vorrangig zur Identifikation mögli-

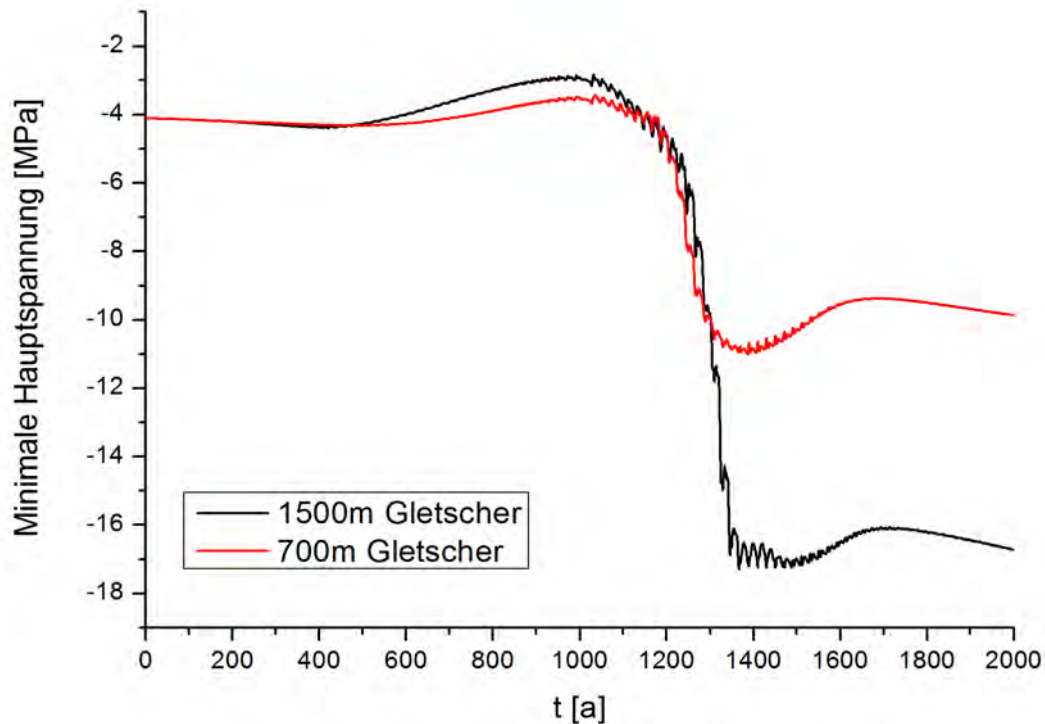


cher integritätsgefährdender Mechanismen, die z. B. durch Entspannungen bei Gletscherrandlage entstehen könnten.

#### **4.1.4.1.3 Berechnungsergebnisse**

In der Simulation der schnellen Abkühlung um 14,5 °C zeigt der resultierende Temperaturverlauf an ausgewählten Referenzpunkten von der Tagesoberfläche durch das Deckgebirge bis zum Salzspiegel (Abb. A.61) eine deutliche Temperaturänderung in geringen Teufen, die die Salzformation aber aufgrund der Abschirmwirkung des Deckgebirges nicht erreicht. Dieses Resultat bestätigt die Ergebnisse früherer Modellrechnungen, die ebenfalls eine Abschirmung feststellten. Damit ist die potenzielle Gefährdung durch kryogene Rissbildung bei einer solchen Kaltzeit als eher vernachlässigbar einzustufen.

Im Falle der Gletscherüberfahrung bewirkt die zusätzliche Auflast durch den Gletscher eine höhere Einspannung im Salzstock, wodurch das Potenzial für mechanische Rissbildung kleiner ist als zuvor. Ähnliche Untersuchungen /BRU 11/ hatten bereits gezeigt, dass es vor bzw. während der Überfahrung durch den Gletscher zu kurzzeitig erhöhten Hebungsraten und damit verbundenen Entspannungen kommen kann. Dieses Verhalten lässt sich zwar auch in den Minimalspannungen der vorliegenden Simulation beobachten (Abb. 4.70), ist hierbei allerdings nur sehr schwach ausgeprägt, so dass es durch den Gletscher lediglich zu geringfügigen Verletzungen des Minimalspannungskriteriums am Salzspiegel kommt (Abb. A.62 ff.). Im Falle eines als Variation betrachteten 700 m Gletschers sind diese Entspannungseffekte noch geringer.

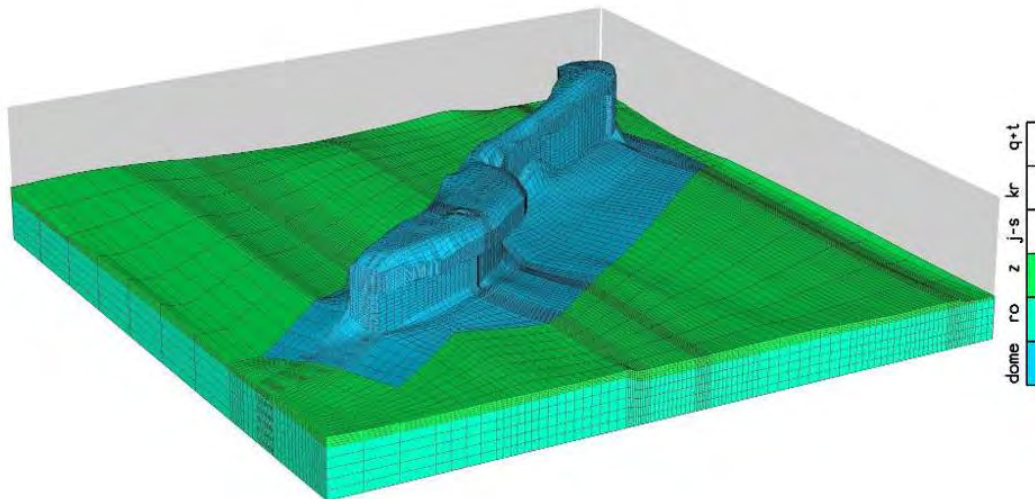


**Abb. 4.70** Zeitlicher Verlauf der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Zentrum des Salzstockes

#### 4.1.4.2 Kaltzeitszenarien der Weichsel und Saale (3D-Studie)

Auf der Basis eines regionalen 3D-Modells wurden Studien durchgeführt, welche die Ermittlung glazialer Belastungen des Salzstocks Gorleben beinhalten. Dazu waren im Rahmen thermomechanischer Modellberechnungen drei Lastfälle zu behandeln. Gemäß Kapitel 3.2.2 bildet ihre Basis ein reiner Glazialzyklus ohne Vergletscherung, dessen Dauer und Temperaturtrend dem der Weichselkaltzeit entspricht (vgl. /MRU 11/). Zusätzlich war während des glazialen Maximums eine Gletscherrandlage im Bereich des heutigen Elbeverlaufs zu postulieren (Weichsel-Gletscher) und schließlich eine vollständige Vergletscherung des gesamten Modellgebietes (Saale-Gletscher). Diese Berechnungen haben zum Ziel, Aufschluss über die Entwicklung von Temperaturen, Verschiebungen und Spannungen zu erhalten sowie die Integrität anhand der Integritätskriterien zu prüfen.

GORLEBEN - Diapir model  
 Overburden and embedding rock removed  
 Top view from SW to NE



**Abb. 4.71** FE-Modell der Salzstruktur – Deck- und Nebengebirge entfernt

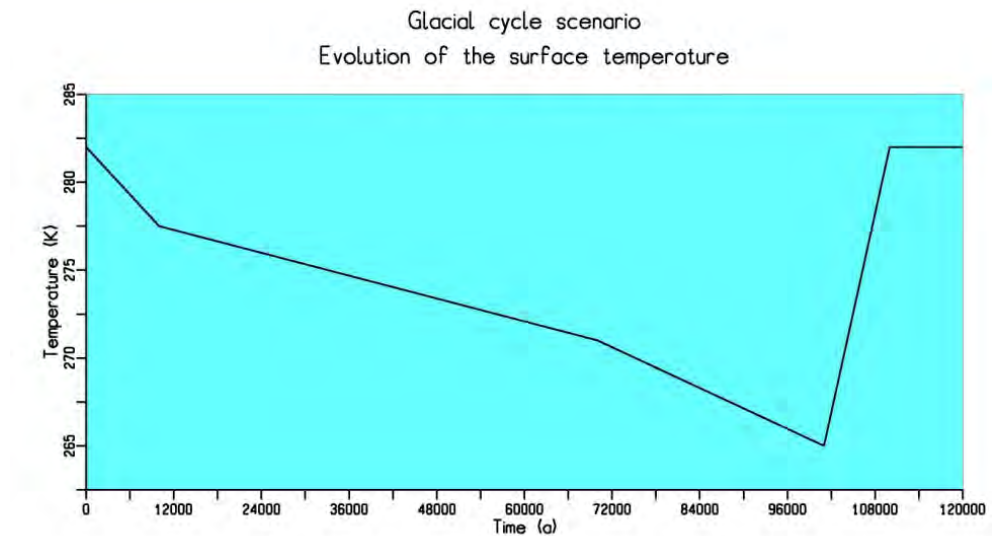
#### 4.1.4.2.1 Geometrische Idealisierung

Das Modellgebiet ist ein Quader mit einer Horizontalerstreckung von etwa 30 x 30 km und einer Tiefe von knapp 5 km. Das Modell repräsentiert die Salzstruktur Gorleben-Rambow (Abb. 4.71) sowie ihr Deck- und Nebengebirge. Die Gestalt der Salzstockhülle ist den Erkundungsergebnissen /HAM 10/ entlehnt, die Schichten des Deck- und Nebengebirges erscheinen hinsichtlich Lage und Mächtigkeit idealisiert mit den Einheiten Quartär und Tertiär (q+t), Kreide (kr), Jura bis Buntsandstein, (j-s), Zechstein (z), und Rotliegendes (ro). Die Materialeigenschaften sind in Kap. 4.1.1.2 spezifiziert, die Diskretisierung der gesamten Struktur erfolgt durch etwa 185.000 Hexaederelemente mit ca. 200.000 Knoten.

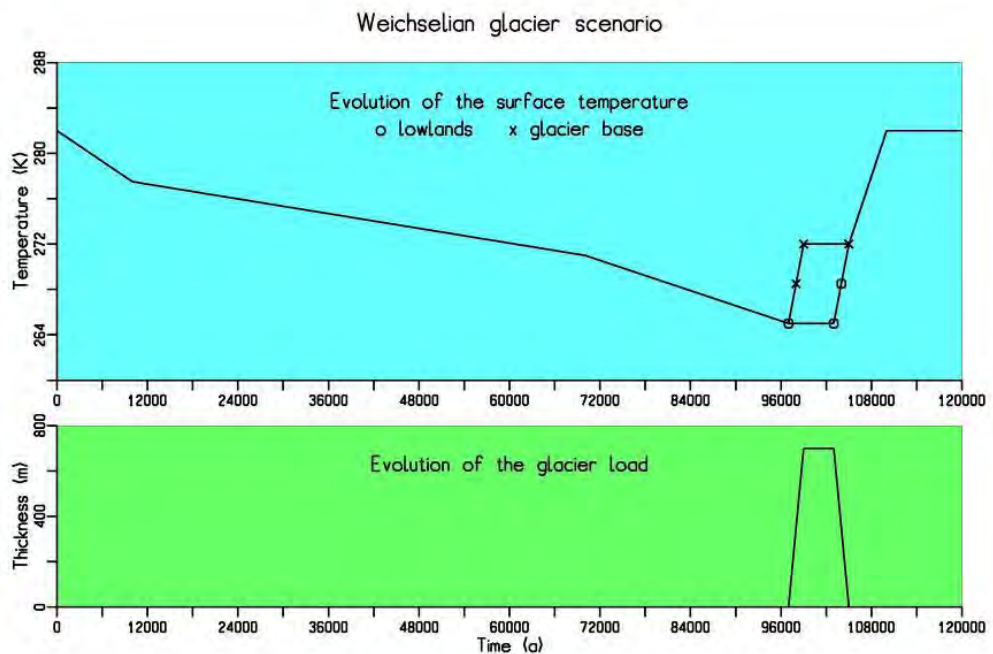
#### 4.1.4.2.2 Berechnungsdurchführung

Die Seitenflächen und die Modellbasis sind als Gleitflächen ausgelegt. An der Modellbasis wird der terrestrische Wärmestrom mit  $0,08 \text{ W/m}^2$  vorgegeben /DEL 07/. Die mittlere Jahrestemperatur an der oberen Berandung des Modells bildet den glazialen Temperaturverlauf ab; zudem dienen hier Knotenkräfte zur Realisierung der Gletscherlast in Raum und Zeit (Abb. 4.72 bis Abb. 4.74) Die geothermische Temperaturvertei-

lung des initialen Interglazials und ein verschiebungsfreier, lithostatisch-isotroper Spannungszustand bilden die Anfangsbedingung der zeitabhängigen Berechnungen.

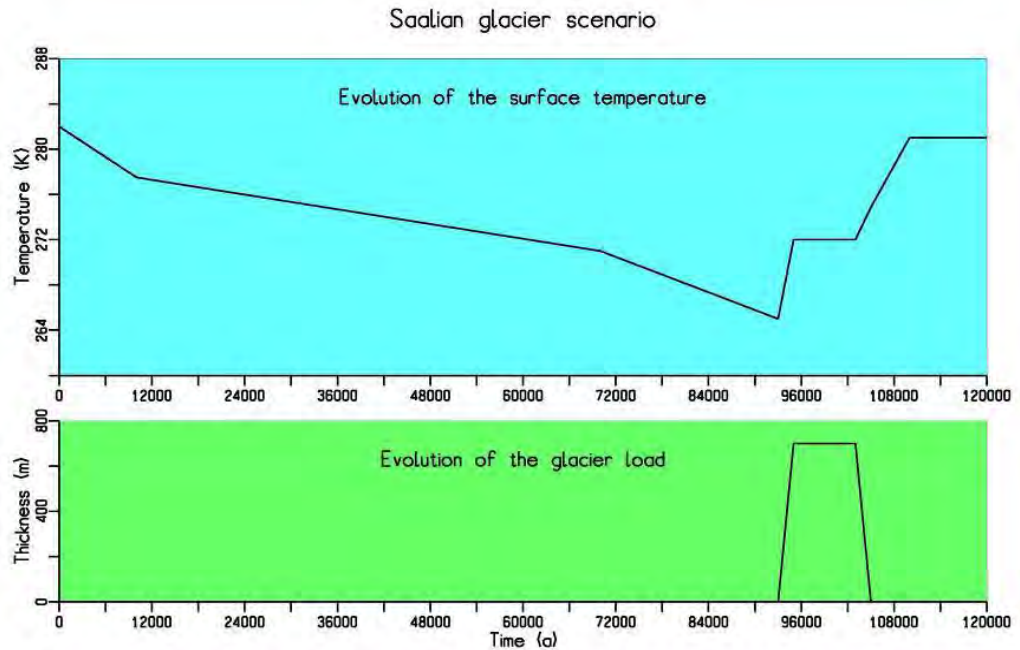


**Abb. 4.72** Oberflächentemperatur im Glazialzyklus



**Abb. 4.73** Gletscherrandlage – Oberflächentemperatur und Gletscherlast

Lowlands: (Norddeutsche Tiefebene)



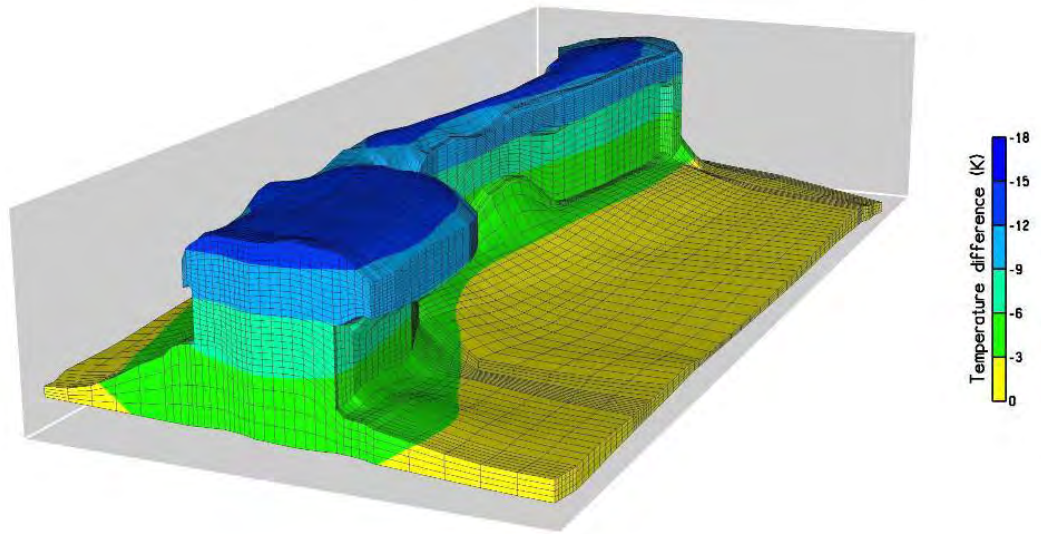
**Abb. 4.74** Vollständige Gletscherüberfahung – Oberflächentemperatur und Gletscherlast

#### 4.1.4.2.3 Berechnungsergebnisse

##### Glazialzyklus

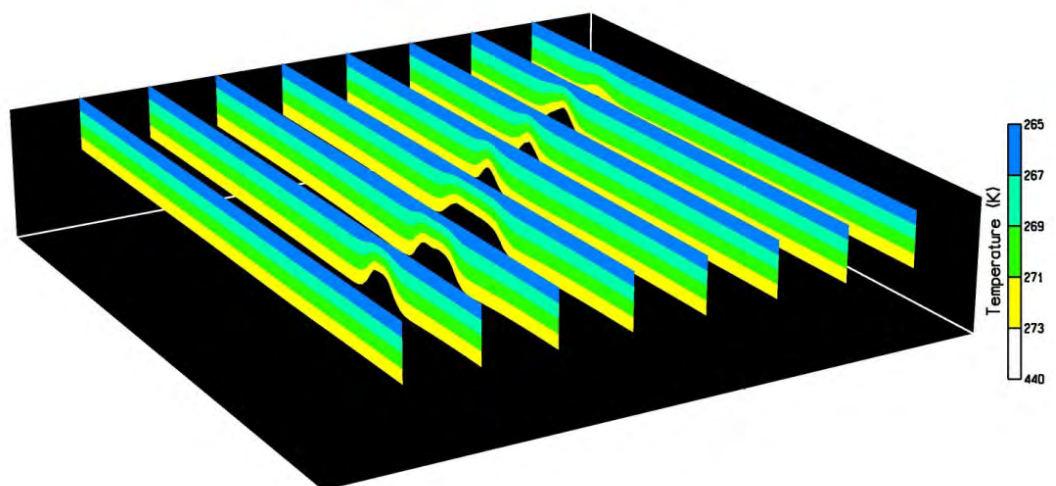
Die lange Dauer der Kaltzeit führt als Trend am gesamten Salzstock zu einer tiefgreifenden und nachhaltigen Temperaturabnahme (die im Detail von kurzfristigen – hier nicht betrachteten – zyklischen Temperaturschwankungen überlagert werden); Abb. 4.75 zeigt eine Momentaufnahme zur Zeit des glazialen Maximums (maximale Bedeckung durch den Eisschild). Hier werden nahe der oberen Berandung des Modells Temperaturen erreicht, welche die Ausbildung von Permafrost ermöglichen (Abb. 4.76). Thermisch bedingte Kontraktion induziert Verformungen der Salzstruktur, die nur langfristig wieder abgebaut werden und bei der Vertikalverschiebung (Abb. 4.77) die Größenordnung von zwei Metern erreichen. Zugbeanspruchungen am Salzspiegel sind nicht nachweisbar, Fluiddruck- und Dilatanzkriterium sind erfüllt.

Glacial cycle scenario  
Difference to interglacial temperature after 101 000 years  
Section of the diapir



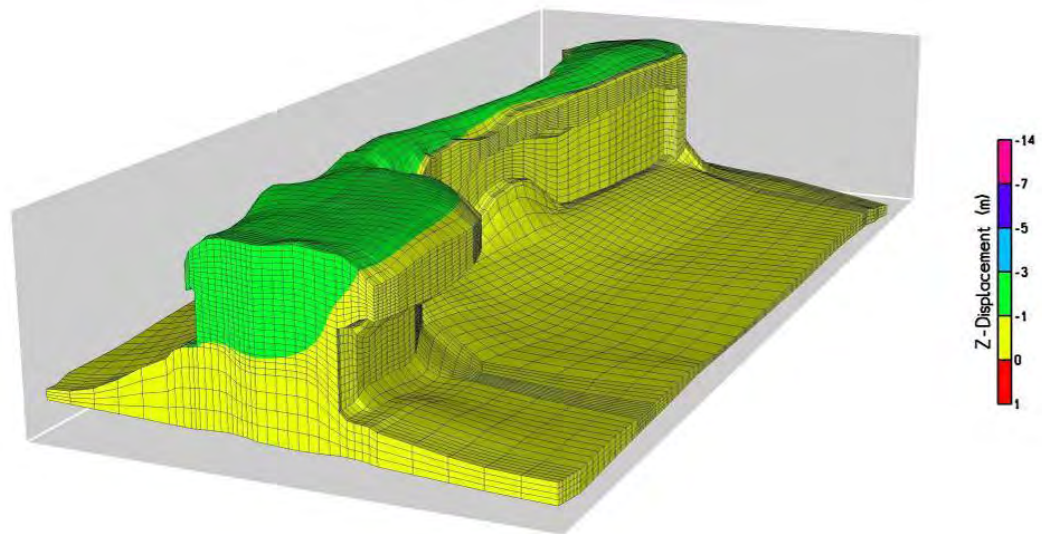
**Abb. 4.75** Glazialzyklus – Temperaturabnahme im glazialen Maximum

Glacial cycle scenario  
Fence diagrams of permafrost after 101 000 years  
Top panel above -230 m



**Abb. 4.76** Glazialzyklus – Permafrost im glazialen Maximum

Glacial cycle scenario  
Vertical displacement after 120 000 years  
Section of the diapir

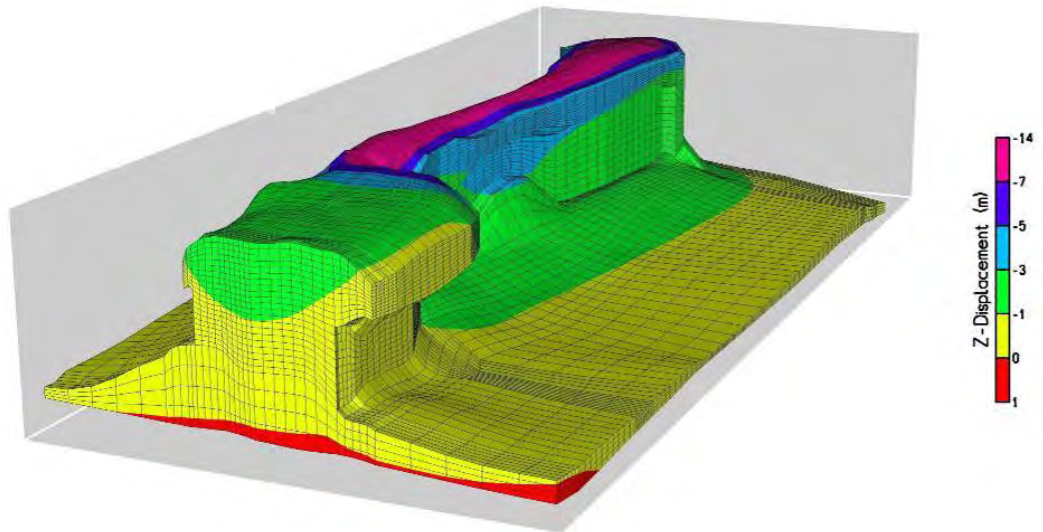


**Abb. 4.77** Glazialzyklus – Vertikalverschiebung nach der Kaltzeit

### Gletscherrandlage

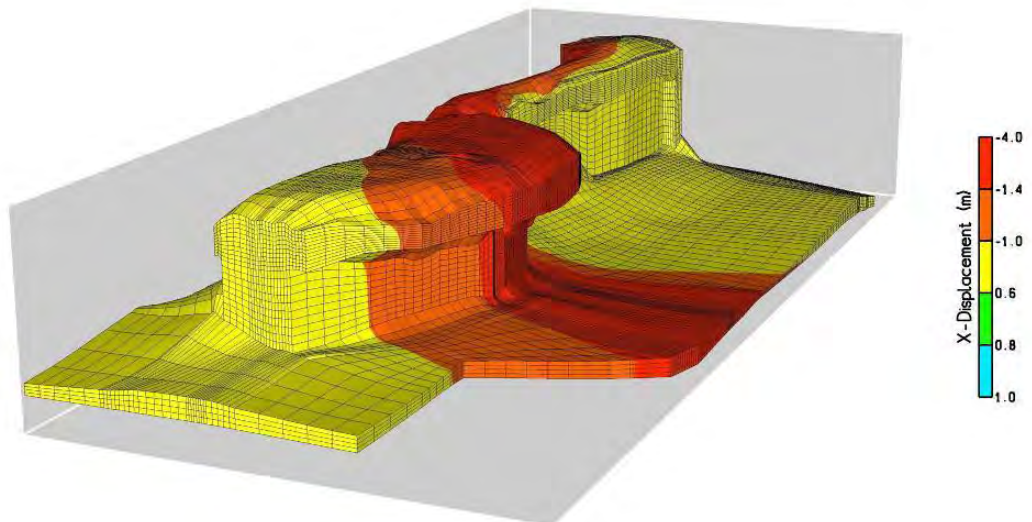
Der aus NO vorstoßende Gletscher erreicht während des glazialen Maximums die Elbe und überprägt beim Salzstock Rambow signifikant die thermisch induzierte glaziale Entwicklung von Spannungen und Verschiebungen. Bedingt durch die Gletscherauflast erreichen die Vertikalverschiebungen dort eine Größenordnung von mehr als zehn Metern (Abb. 4.78), im Bereich der Gletscherzunge werden Horizontalverschiebungen von etwa zwei Metern errechnet (Abb. 4.79). Zugbeanspruchungen am Salzspiegel sind nicht nachweisbar, vielmehr nimmt die Druckbeanspruchung unterhalb des Gletschers zu (Abb. 4.80). Im Übergang zum folgenden Interglazial entstehen dort an exponierten Lagen des Salzspiegels einige flächig verbreitete dilatante Bereiche.

Weichselian glacier scenario  
Vertical displacement after 103 000 years  
Section of the diapir



**Abb. 4.78** Gletscherrandlage – Vertikalverschiebung im glazialen Maximum

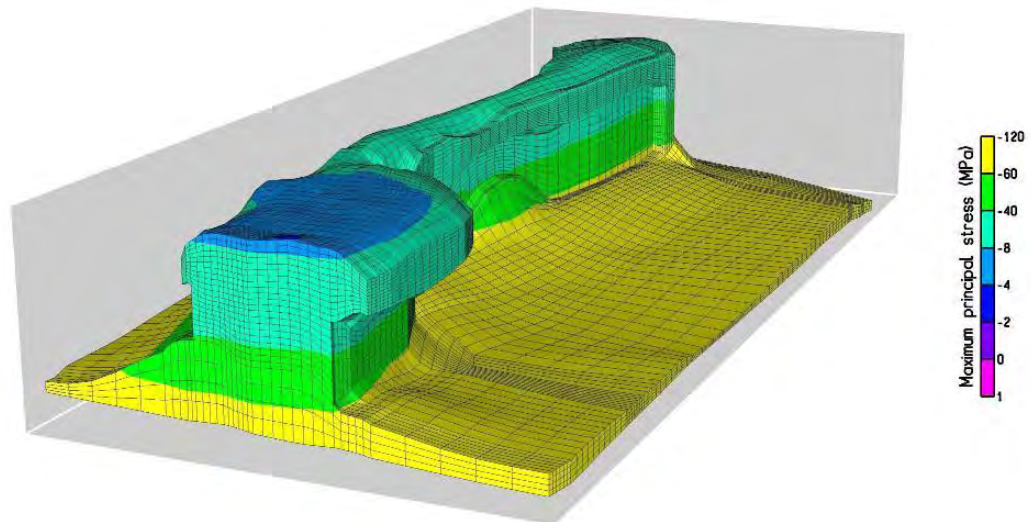
Weichselian glacier scenario  
X-Displacement after 103 000 years  
Surface of the diapir



**Abb. 4.79** Gletscherrandlage – Horizontalverschiebung im glazialen Maximum



Weichselian glacier scenario  
 Maximum principal stress after 103 000 years  
 Section of the diapir

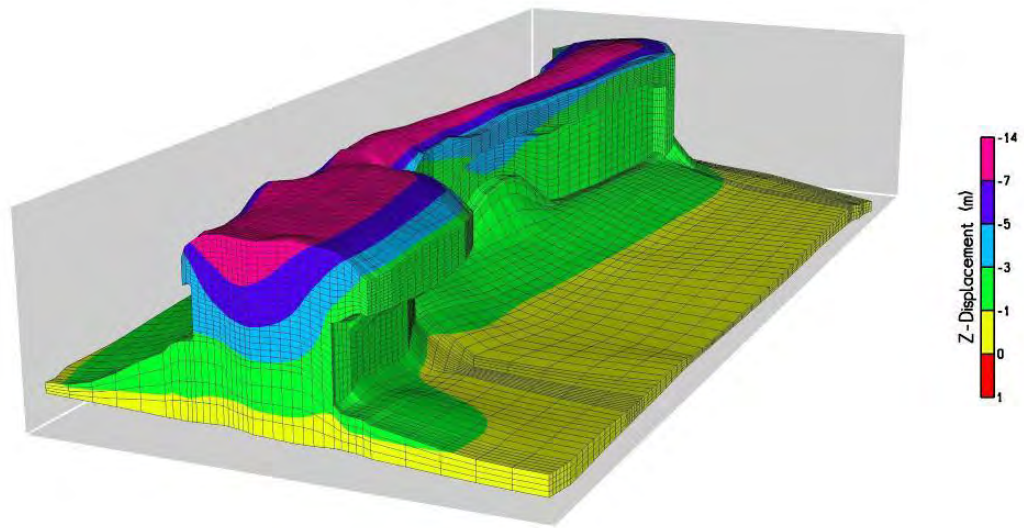


**Abb. 4.80** Gletscherrandlage – Maximale Hauptspannung im glazialen Maximum

### Vollständige Gletscherüberfahung

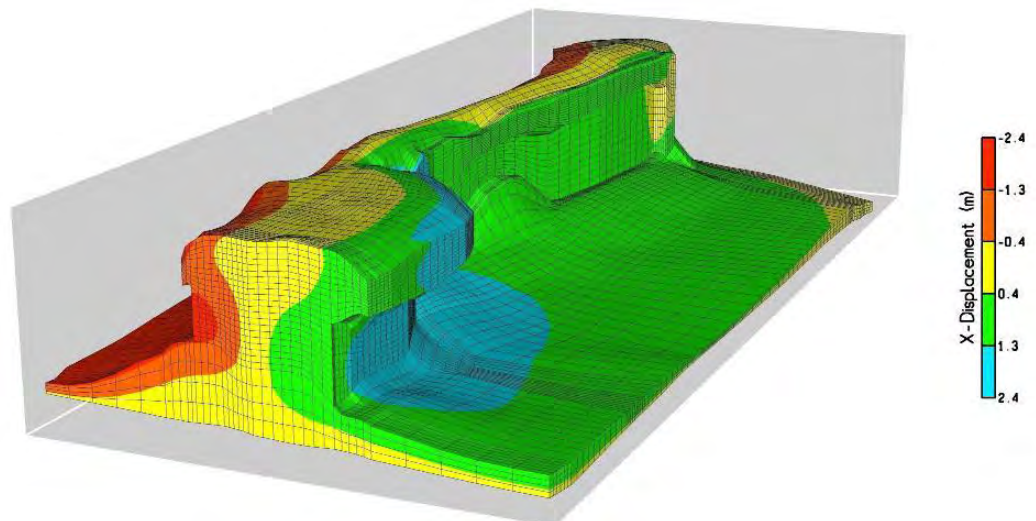
Während der Überfahung zur Hochphase der Eiszeit dominiert der Gletscher die glaziale Belastung der Salzstruktur Gorleben-Rambow. Als Folge der mechanischen Beanspruchung werden entlang der gesamten Salzstruktur Vertikalverschiebungen von mehr als zehn Metern ausgewiesen (Abb. 4.81), quer zu seiner Längserstreckung wird der Salzstock gedehnt (Abb. 4.82). Durch die Überfahung nimmt die Druckbeanspruchung unterhalb des Gletschers zu, Zugbeanspruchungen am Salzspiegel treten nicht auf. Mit Beginn der nachfolgenden Warmzeit sind dilatante Bereiche am Salzspiegel flächenhaft verbreitet (Abb. 4.83). Sie sind auf den unmittelbaren Saumbereich des Salzspiegels begrenzt und entstehen überwiegend in der Phase mechanischer Entlastung während der Gletscherschmelze.

Saalian glacier scenario  
 Vertical displacement after 103 000 years  
 Section of the dapor

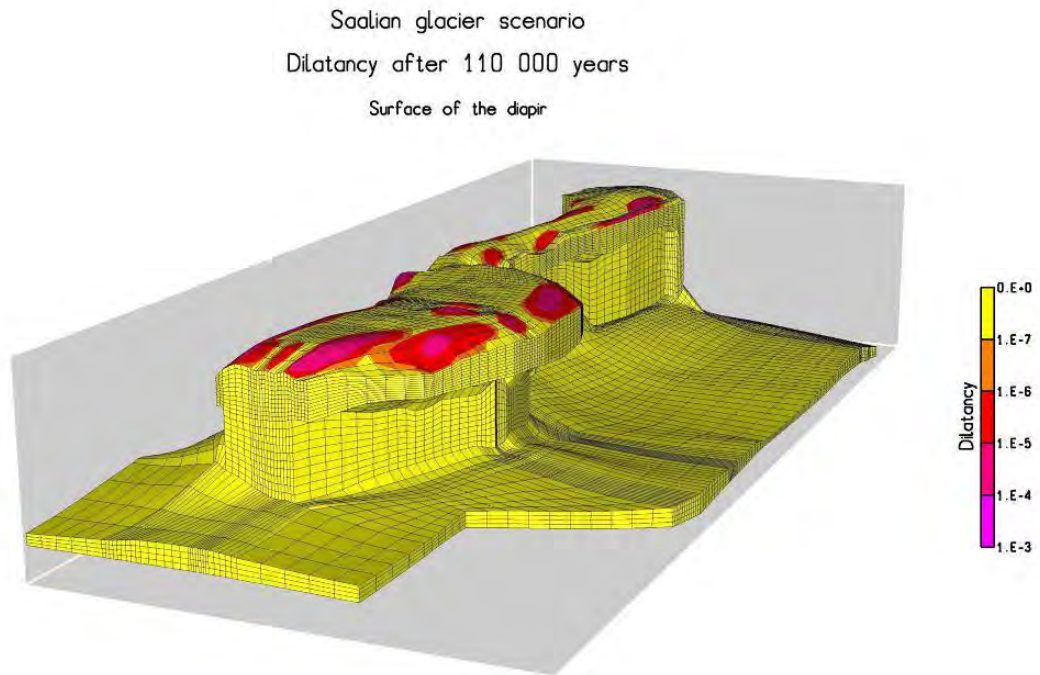


**Abb. 4.81** Vollständige Gletscherüberfahung – Vertikalverschiebung im glazialen Maximum

Saalian glacier scenario  
 X-Displacement after 103 000 years  
 Section of the dapor



**Abb. 4.82** Vollständige Gletscherüberfahung – Horizontalverschiebung im glazialen Maximum



**Abb. 4.83** Vollständige Gletscherüberfahung – Dilatante Bereiche nach der Überfahung

#### 4.1.4.3 Zusammenfassung und Ausblick sowie FuE-Bedarf

Der Temperaturabfall infolge einer schnellen Abkühlung um 14,5 °C in 100 Jahren erreicht auch im Verlauf weiterer 200 Jahre bei konstanter Oberflächentemperatur von -6 °C nicht den Salzspiegel und bestätigt die abschirmende Wirkung des Deckgebirges (infolge der dort vorliegenden geringen thermischen Leitfähigkeit). Somit erscheint die These, der Entstehung „kryogener“ Risse infolge von Temperatureinwirkungen, wie sie von verschiedenen Autoren diskutiert wird, z. B. /BAU 91/, als eher unwahrscheinlich. Die im 2D-Modell simulierte Überfahung eines 1500 m bzw. 700 m mächtigen Gletschers führt bei Gletscherrandlage nur kurzzeitig zu einer lokal begrenzten Verringerung der minimalen Hauptspannung, woraus möglicherweise lokal begrenzte Wegsamkeiten resultieren könnten; allerdings bleibt nach den hier durchgeführten Berechnungen die Integrität des Salzstockes gewährleistet.

In den 3D-Studien der Kaltzeitszenarien der Weichsel und Saale führt die lange Dauer der Kaltzeit am gesamten Salzstock zu einer tiefgreifenden und nachhaltigen Temperaturabnahme; thermisch bedingte Kontraktion induziert Verformungen der Salzstruktur, die nur langfristig wieder abgebaut werden. Die größten Verschiebungsbeträge resul-

tieren während der Gletscherüberfahung; hier erreichen die Vertikalverschiebungen eine Größenordnung von mehr als zehn Metern. Zugbeanspruchungen am Salzspiegel sind mit thermomechanischen Modellberechnungen nicht nachweisbar; das Fluidruckkriterium ist erfüllt. In der Phase mechanischer Entlastung während der Gletscherschmelze entstehen dilatante Bereiche, die am Salzspiegel flächenhaft verbreitet sind, allerdings nicht tief in den Salzstock hineinreichen, d. h. es entstehen keine durchgehenden Wegsamkeiten ins Endlager.

Die Entstehung der sogenannten kryogenen Klüfte, die in einigen norddeutschen Salzstöcken bis in mehrere hundert Meter Tiefe hineinreichen, lässt sich auf der Grundlage der vorliegenden thermomechanischen Berechnungen nicht abschließend erklären und bedarf weitergehender Forschungen /HAM 12a/. Wahrscheinlicher als die Hypothese einer temperaturbedingten Entstehung ist eine fluidruck-getriebene Generierung bei einem Abfall der Einspannung des Salzstockes durch geotektonische bzw. geodynamische Prozesse /BRU 11/, /HAM 12a/.

## **4.2 Fluiddynamik im Grubengebäude**

### **4.2.1 Einleitung und Zielsetzung**

Durch die Auffahrung des Grubengebäudes und die Porosität der Versatzmaterialien ergeben sich Hohlräume für die Speicherung und Migration fluider Phasen. Grundsätzlich ist – wegen der Gasbildung, der initialen Luftsättigung, der Gasbildung an den Abfallbehältern und des potenziellen Zutritts von Lösungen über die Schächte – sowohl mit einer Gas- als auch mit einer Flüssigkeitsphase zu rechnen. Dies legt bei der Analyse der fluiddynamischen Prozesse im Endlagerbergwerk die Verwendung von Zweiphasenfluss-Modellen nahe.

Von zentraler Bedeutung für das fluiddynamische Geschehen im Endlagerbergwerk ist die Entwicklung der Poren- bzw. Fluiddrücke, insbesondere im Salzgrus. Die Porendrücke treiben Fluidbewegungen an und koppeln gleichzeitig das fluiddynamische Geschehen mit den mechanischen Prozessen der Konvergenz und Versatzkompaktion. Bei der Berechnung der Porendrücke müssen alle Gasquellen und Porenräume im Endlager berücksichtigt werden, die eine Gasspeicherung ermöglichen und damit den Druckaufbau regulieren. Es ist daher wichtig, eine Gesamtbetrachtung des Endlagers vorzunehmen, bei der alle Hohlraumvolumina berücksichtigt sind. Gleichzeitig liegen im

Versatz bereits Teilsättigungen aufgrund der vorhandenen Feuchtigkeitsgehalte im Salz vor.

Aus den genannten Gründen erfolgt die Analyse der fluiddynamischen Vorgänge im Endlagerbergwerk anhand eines Zweiphasenfluss-Berechnungsprogramms (für Gas bzw. Salzlösung) und eines geometrischen 3D-Modells, welches das gesamte Endlagerbergwerk einschließlich der Schächte erfasst. Wegen der großen räumlichen Skala des Modells und der natürlicherweise begrenzten Rechenkapazität werden lediglich die versetzten Grubenräume berücksichtigt, nicht aber das Salzgebirge. Diese Vorgehensweise impliziert, dass Prozesse wie Konvergenz oder Wärmetransport, bei denen das Gebirge involviert ist, bei der Modellierung nur indirekt betrachtet werden können. Sie impliziert auch, dass die direkte numerische Überprüfung der Integritätskriterien der geologischen Barriere nicht Gegenstand der Analysen der fluiddynamischen Vorgänge im Endlagerbergwerk sein kann.

Dennoch sind indirekte Beiträge der fluiddynamischen Betrachtungen zum Integritätsnachweis möglich: Im Rahmen der hier durchgeführten Integritätsbetrachtungen wurde die direkte Auswirkung erhöhter Fluiddrücke im Grubengebäude für die geologische Barrierenintegrität nicht betrachtet, der Fluiddruck wurde aber als Eingangsgröße der möglichen Einwirkungen auf die technischen Verschlussbauwerke (AP 9.2) genutzt.

In den vorliegenden Analysen wurde bei Überschreitung kritischer Gasdrücke (hier vereinfacht der lithostatische Druck, /BEU 12/), oberhalb derer mit einer Infiltration von Gas in das Gebirge zu rechnen ist, das Potenzial zur Infiltration des umgebenden Gebirges abgeschätzt und die betreffenden Gasvolumina bestimmt. Nicht zuletzt ist es ein wesentliches Ziel der Untersuchungen, die fluiddynamischen Prozesse im Endlager zu verstehen und das Systemverhalten darzustellen.

#### **4.2.2 Bedeutung der Poren- und Fluiddrücke**

In den vorliegenden fluiddynamischen Simulationen werden Porendrücke für mechanische Simulationen (zur Integritätsanalyse der geotechnischen Barrieren, AP 9.2) ermittelt. Bei teilgesättigten Zuständen können Flüssigkeitsphase und Gasphase wegen der auftretenden Kapillardrücke unterschiedliche Drücke aufweisen. Als Porendruck für die mechanischen Simulationen wird jedoch der Gasdruck angegeben, der stets größer als der mittlere Porendruck und somit in Bezug auf das Schädigungspotenzial konservativ abgeschätzt ist.

Die Kopplung der fluiddynamischen Prozesse und der Gebirgskonvergenz erfolgt über die Porendrücke des kompaktierenden Versatzes. Der Porendruck wirkt dabei als Regelungsgröße, da die Kompaktion – sofern keine weiteren Prozesse zu ihrem Stillstand führen – dann zum Erliegen kommt, wenn die Porendrücke den lithostatischen Druck erreichen. Ob dieser Zustand innerhalb des Nachweiszeitraumes eintritt, hängt von der durch die Advektion und Gasbildung beeinflussten Porendruckentwicklung, von der druckabhängigen Geschwindigkeit der Konvergenz- und Kompaktionsprozesse und von einem möglichen vorzeitigen Kompaktionsstillstand bei sehr kleinen Porositäten ab.

Experimentelle Beobachtungen /POP 12a/ legen nahe, dass kleine Mengen Gas bereits 1 – 2 MPa unterhalb der minimalen Hauptspannung über mikroskopische Fließpfade in das Gebirge infiltrieren können. Größere Mengen können bei Erreichen der minimalen Hauptspannung in das Salzgestein eindringen. Sofern die Simulationen zeigen, dass die Porendrücke unterhalb der angenommenen Druckschwellwerte für die Infiltration liegen, kann ein Entweichen von Gas in das Gebirge durch die Analysen ausgeschlossen werden.

Grundsätzlich ist eine Gasinfiltration in das Gebirge für sich genommen nicht indikativ für eine Schädigung der Gebirgsintegrität:

1. Eine Schädigung unterbleibt sehr wahrscheinlich, wenn sich die Fließpfade des Gases im ungestörten Steinsalz auf bestehende Korngrenzen und sich vorübergehend öffnende Mikrorisse beschränken. Für eine verlässliche Simulation dieser Gasbewegung im Gebirge fehlt allerdings derzeit noch ein ausreichendes physikalisches Verständnis. Insbesondere kann nichts Sicheres über die räumliche Verteilung und die Fließrichtung der infiltrierenden Gase im Gebirge gesagt werden.
2. Eine Infiltration von Gas kann zu einem erheblichen Porendruckabbau führen, wenn keine Nachlieferung von Gas erfolgt. Dieser Fall dürfte vor allem dann eintreten, wenn die Versatzkompaktion zwar hohe Porendrücke, aber auch so niedrige Permeabilitäten erzeugt, dass kein nennenswerter Nachstrom von Gas erfolgt (vgl. Darstellung zur Mobilität von Fluiden in /POP 12b/). In diesem Fall sind dann auch die Menge des infiltrierenden Gases und sein Schädigungspotenzial gering, da nur das gasgefüllte und überdies sehr geringe Porenvolumen als Gasquelle zur Verfügung steht.

3. Wie bereits angemerkt wurde, gelten die ermittelten Porendrücke für den Versatz und nicht für das Salzgebirge, das im Modell gar nicht abgebildet ist. Somit dürfen die Integritätskriterien für den ewG, der ja ein Teil des Gebirges ist, im Sinne von /BMU 10/ nicht direkt auf die Drücke angewendet werden, die in den fluidodynamischen Simulationen ermittelt wurden.

Besonders Punkt 2 muss berücksichtigt werden, um die Bedeutung der berechneten Porendrücke zu verstehen. Die ermittelten Porendrücke sind Ergebnis einer Flussberechnung, und jeder Fluss ist in der Lage, diese Drücke zu verändern. Setzt man die ermittelten Porendrücke als Randbedingung für andere fluiddynamische oder mechanische Simulationen an, so hält man sie konstant und nimmt damit implizit an, dass die Porenräume unerschöpfliche Gasquellen seien, was sie nicht sind. Die mechanische Wirkung hoher Porendrücke kann also bei einer Verwendung als Druckrandbedingung erheblich überschätzt werden. Mechanische Betrachtungen zur Schädigung von Barrieren müssten, um realitätsnäher zu sein, die Kopplung zwischen hydraulischen und mechanischen Prozessen berücksichtigen. Dies kann jedoch mit Hilfe der im Vorhaben eingesetzten numerischen Werkzeuge nicht durchgeführt werden und kann als zukünftiges Forschungs- und Entwicklungsfeld angesehen werden.

#### **4.2.3 Rechencode**

Der Code TOUGH2 (Transport of Unsaturated Groundwater and Heat) ist ein am Lawrence Berkeley Laboratory, USA, entwickelter Code zur Simulation des mehrdimensionalen gekoppelten Fluid-, Gas-, Nuklid- und Wärmetransports /PRU 99/. Der Code beschreibt advektive Prozesse für mehrphasige Systeme mit variabler Dichte anhand eines verallgemeinerten Darcy'schen Gesetzes. Durch die sogenannten EOS-Module (EOS: equation-of-state) werden die zur Verfügung stehenden Phasen, Komponenten und die thermodynamischen Gleichgewichtsprozesse definiert. Salinare Wässer können mit dem EOS-Module EOS7 beschrieben werden. Das Modul EOS7R beinhaltet zusätzlich Radionuklidkomponenten. TOUGH2 und einzelne EOS Module sind zahlreichen Qualitätssicherungsmaßnahmen unterzogen worden. Weitere Informationen zu Validierung und Verifikation finden sich in /PRU 99/.

Die vorliegenden fluiddynamischen Simulationen werden mit einer von der GRS modifizierten Version des Codes TOUGH2 in Verbindung mit dem EOS-Modul EOS7 durchgeführt /NAV 12/. Die von der GRS neu in den Code TOUGH2 eingeführten Pro-

zessmodelle besitzen modularen Charakter und können über die reguläre TOUGH2-Eingabe zugeschaltet und parametrisiert werden. Der bisherigen TOUGH2-Logik folgend, erfolgt die Aktivierung eines Moduls über ein Schlüsselwort in der Eingabedatei und einem nachfolgenden, Modul-spezifischen Satz an Eingabeparametern. Tab. 4.16 gibt eine Übersicht über die verwendeten, neu implementierten Module, ihre Funktion und das zugehörige Schlüsselwort.

**Tab. 4.16** Neu in den Code TOUGH2 eingeführte Prozessmodelle /NAV 12/

Schlüsselwort	Funktion
CORRO	<p>Korrosion und Wasserverbrauch</p> <p>Dieses Modul implementiert die Gasbildung durch Korrosion Eisen-haltiger Abfallbehälter. Die Gasbildung ist durch die verfügbare Eisen- und Wassermenge limitiert. In Abhängigkeit von der Korrosionsrate und der verfügbaren Eisen- und Wassermenge wird eine Gaskomponente erzeugt. Das Wasser kann aus dem Porenraum stammen oder aus einer zusätzlichen, vom Anwender vorgegebenen Wassermenge.</p>
COMP	<p>Konvergenz und Versatzkompaktion</p> <p>In Endlagerkonzepten für das Wirtsgestein Steinsalz ist die Konvergenz der Strecken und die damit einhergehende Kompaktion des Salzgrusversatzes von großer Wichtigkeit. Das Modul bewirkt eine Hohlraumreduktion, die in der Regel zu einem Anstieg des Porendrucks führt. Die Kopplung zwischen Mechanik und Hydraulik wird durch eine Konvergenzraten-Funktion erfasst, die verschiedene Parameter wie Druck und Temperatur berücksichtigt. Der Einfluss der Porositätsänderung auf Permeabilität und Kapillardruck wird durch die folgenden Teilmodule beschrieben:</p> <p><b>Porositätsabhängige Permeabilitäten</b> Die Permeabilität eines Materials kann mit diesem Modul von der Porosität abhängig gemacht werden.</p> <p><b>Porositätsabhängige Kapillardrücke</b> Dieses Modul erlaubt eine Änderung des Kapillardruckes aufgrund der Porositätsänderung anhand der Leverett-Funktion.</p>
PRLIM	<p>Gasentweichen aus dem Modellgebiet</p> <p>In Modellgittern, die nur die Grubenhohlräume und nicht das Gebirge erfassen, kann das Entweichen der Gasphase in das Gebirge bei Überschreitung bestimmter Druckschwellwerte nicht direkt berechnet werden. Das Modul PRLIM simuliert das Gasentweichen indirekt über ein Abschneiden der Gasdrücke bei einem vorgegebenen Schwellwert. Der damit einhergehende Massenverlust wird bilanziert.</p>
DEGRADE- GRADEGRA	<p>Zeitabhängige Permeabilitäten</p> <p>Technische Barrieren können im Laufe der Zeit degradieren, d. h. versagen. Mit diesem Modul können solche Annahmen durch einen linearen Anstieg der Permeabilität ab einem bestimmten Zeitpunkt auf einen vorgegebenen Zielwert erfasst werden.</p>



Schlüsselwort	Funktion
VTEMP	<p>Veränderliches Temperaturfeld</p> <p>Wärmeentwickelnde Abfälle erhöhen die Temperaturen im Endlager und beeinflussen damit verschiedene mechanische und hydrodynamische Vorgänge erheblich. In Modellen, die keinen Wärmetransport berechnen können, etwa weil das Gebirge im Modell nicht erfasst wird, kann das Modul VTEMP dazu verwendet werden, Temperaturentwicklungen für verschiedene Materialien vorzugeben.</p>
RANGE	<p>Gültigkeitsbereiche für Primärvariablen und Reduzierung des Wasserdampfdrucks</p> <p>Das Modul RANGE bietet die Möglichkeit an, erlaubte Bereiche für bestimmte Primärvariablen vorzugeben.</p> <p>Mit der Beschränkung der Laugensättigung kann ein Lösungsgleichgewicht mit dem Festkörper simuliert werden. Zudem wird verhindert, dass die Laugensättigung in unzulässige Bereiche <math>&gt; 1</math> abdriftet.</p> <p>Mit einer Beschränkung der Sättigung der flüssigen Phase kann ein Wechsel von zweiphasigen zu einphasigen Zuständen vermieden werden, der in TOUGH2 in numerischer Hinsicht problematisch sein kann.</p> <p>In diesem Zusammenhang spielt bei Verwendung der EOS-Module EOS7 und EOS7R der Sättigungsdampfdruck eine wichtige Rolle. Bei diesen EOS-Modulen ist stets eine Wasserdampf-gesättigte Atmosphäre vorhanden, selbst dann, wenn ein Element vollständig entsättigt ist. Dies führt dazu, dass ein Gasphasenfluss dort Wasser entziehen kann, wo gar keine Flüssigkeitsphase vorhanden ist. Mit dem RANGE-Modul kann der Sättigungsdampfdruck auf 0 geregelt werden, sobald sich ein Element der vollständigen Gassättigung nähert.</p>
CNTRL	<p>Allgemeine Programmsteuerung</p> <p>Dieses Modul enthält verschiedene Optionen zur Programmsteuerung.</p>

#### 4.2.4 Berechnungsmodell und Datenbasis

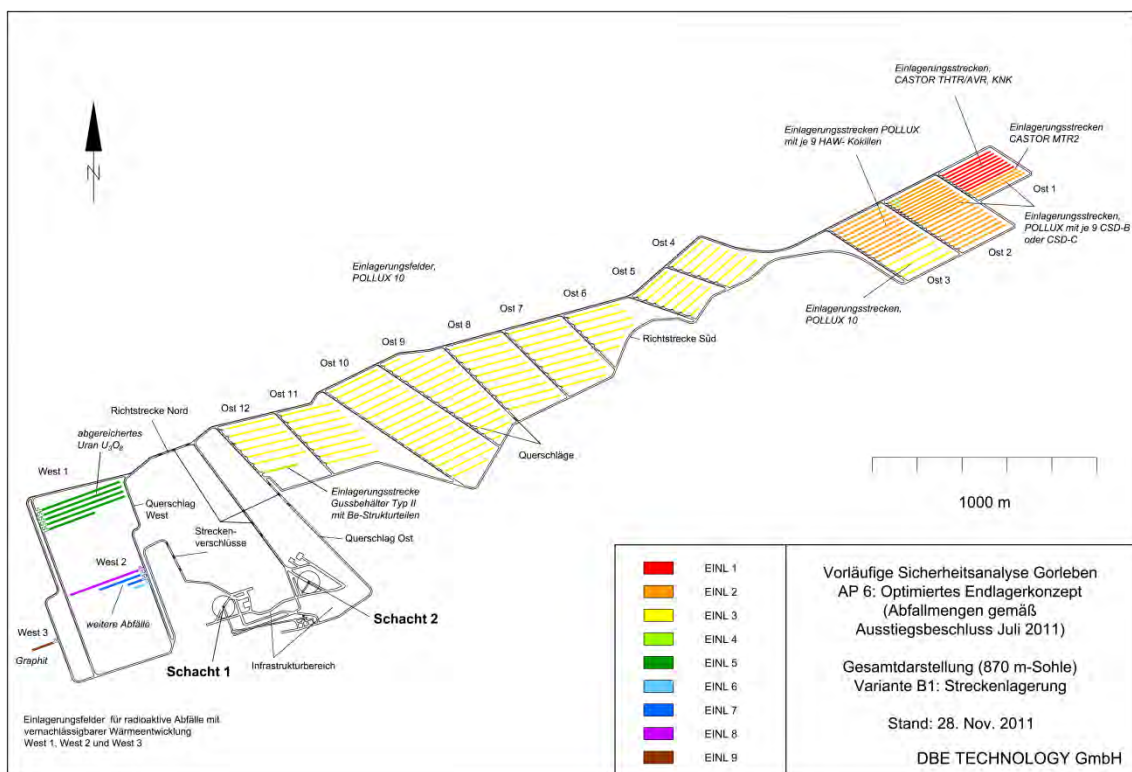
Die Ableitung der zu betrachtenden Rechenfälle ist bereits in Kap. 3.2 beschrieben worden. Jeder Rechenfall des Referenzszenarios und der Alternativszenarien (Tab. 3.3: Rechenfall „Fluidynamik“) basiert zu einem großen Teil auf einem gemeinsamen Parametersatz sowie gemeinsamen Rand- und Anfangsbedingungen.

Durch die Veränderung eines Parameters im Parametersatz entstehen weitere Rechenfälle, nur in Ausnahmefällen werden mehr als ein Parameter oder die Gitterbeschreibung geändert.

Im Folgenden werden dieser gemeinsame Parametersatz und die Abweichungen davon beschrieben, die einen einzelnen Rechenfall definieren.

Für die hydraulischen Berechnungen ist die Kombination der Einlagerungsvarianten B1 „Streckenlagerung“ und A „Einlagerung vernachlässigbar wärmentwickelnder Abfälle AB1 betrachtet worden. Die in Kap. 2.3 erwähnten Ursachen ließen eine Betrachtung der Endlagervariante C „Bohrlochlagerung“ nicht zu. Im Anschluss an die Ergebnisdarstellung wird eine kurze Differenzbetrachtung zur Bohrlochlagerung präsentiert. Wenn nicht anders angegeben, beziehen sich daher alle folgenden Ausführungen auf die Variante AB1.

Das Modellgitter bildet das gesamte Grubengebäude und damit die Querschläge, Richtstrecken, Einlagerungstrecken, Verschlüsse, Pfropfen, beide Infrastrukturbereiche (Erkundungssohle, Einlagerungssohle) und den komplexen Schachtverschluss nach. Die unterschiedlichen Komponenten des Endlagers werden für das Berechnungsmodell in Materialgebiete eingeteilt, die einer groben Unterteilung der Abfallarten entsprechen (Tab. 4.17). Grundlage der Gittergeometrie ist das im AP 5 erstellte und dann aufgrund der geänderten Abfallmengen aktualisierte Endlagerkonzept /BOL 12/ (Abb. 4.84).



**Abb. 4.84** Endlagerkonzept: Einlagerungsvariante AB1 mit Materialgebieten der Einlagerungsbereiche (geändert nach /BOL 12/)

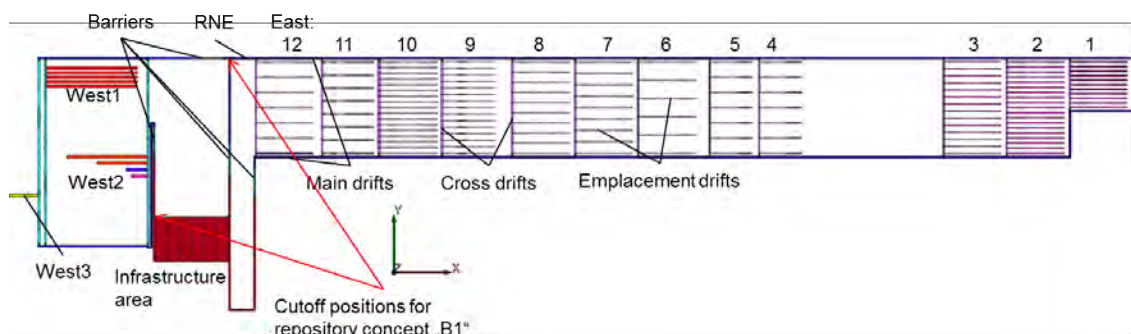
Materialgebiete entsprechen einer groben Unterteilung der Abfallarten (Tab. 4.17)

Da die TOUGH2-Berechnungen rechtwinklige Gitternetze erfordern, musste das Grubengebäude mit einigen Vereinfachungen abgebildet werden. Dies führte zu Abweichungen von der entworfenen Grubengeometrie /BOL 12/.

Bei der Gittererstellung wurde darauf geachtet, dass die Volumina denjenigen des Endlagerkonzeptes entsprechen (in den Einlagerungsstrecken der Felder des Ostflügels abzüglich der Behälter). Der Grund für die Wahl eines volumentreuen Gitters ist die Relevanz der Volumina für die Gasdrücke und alle damit in Zusammenhang stehenden Prozesse.

Wegen der Orthogonalität des Modellgitters entsprechen nicht alle Streckenlängen denen des Endlagerkonzeptes. Um trotz fehlerhafter Längen Volumentreue zu erreichen, wurden die Streckenquerschnitte entsprechend angepasst. Die Querschnitte entsprechen in diesem Falle nicht mehr den im Endlagerkonzept vorgegebenen Querschnitten. Somit wird für den mit Salzgrus versetzten Grubenbau ebenfalls Volumentreue erzielt. Im Modellgitter sind Streckenlängen niemals länger als im Endlagerkonzept, um bei Strömungs- und Transportrechnungen eine Verlängerung der Transportdistanzen auszuschließen.

Einen Überblick über das Modellgitter gibt Abb. 4.85. Insgesamt besteht das Gitter aus 1.742 Elementen und 6.908 Knoten.



**Abb. 4.85** Modellgitter des Grubenbaus für AB1 und B1.

Farben kennzeichnen einzelne Materialgebiete. Die roten Pfeile kennzeichnen die Punkte, an denen die Einlagerungsfelder „West“ zur Betrachtung des Konzepts „B1“ abgetrennt wird. „RNE“ bezeichnet den Messpunkt 1.

Die hydraulischen Parameter der Materialgebiete basieren größtenteils auf den Materialspezifikationen zu den Strecken- und Schachtverschlüssen /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.

Um die darin ausgewiesenen Daten und Parameter nutzbar zu machen, sind teilweise weitere Umrechnungen erforderlich gewesen. Insgesamt weist das Modellgitter 27 verschiedene Materialgebiete aus. Die Materialgebiete und ihre Entsprechung im Endlagerkonzept sind in Tab. 4.17 dargestellt. Ausführliche Informationen zu den einzelnen Materialgebieten inklusive ihrer Parameterzuweisung in TOUGH2 finden sich im Anhang A.3.

Es wird angenommen, dass das oberste Element des Schachtverschlusses mit den Deckgebirgswässern in Verbindung steht. Bei einer Teufe von ca. 350 m und einer Lösungsdichte von maximal  $1200 \text{ kg/m}^3$  entsteht – inklusive einer im Rahmen der Szenarienentwicklung postulierten Transgression mit 50 m Meeresüberdeckung mit einer Meerwasserdichte von  $1000 \text{ kg/m}^3$  – ein hydrostatischer Druck von 4,61 MPa am oberen Element des Schachtverschlusses. Für den lithostatischen Druck im Grubenbau auf 870 m Teufe wird eine durchschnittliche Dichte von  $2160 \text{ kg/m}^3$  für das darüber liegende Gebirge veranschlagt. Dadurch ergibt sich ein lithostatischer Druck von 18,8 MPa.

**Tab. 4.17** Materialgebiete und Eigenschaften (nach /BOL 12/, /MÜL 12a/, /MÜL 12b/)

<b>Materialgebiet (in TOUGH2)</b>	<b>Entsprechung im Endlagerkonzept</b>	<b>Material</b>
DAMM	Streckenverschlüsse	Sorelbeton
PFR	Pfropfen zwischen Querschlägen und Richtstrecken	Sorelbeton
WDL	Widerlager der Streckenverschlüsse	Sorelbeton
RICHO	Richtstrecken im Ostflügel der Grube	feuchter Salzgrusversatz
RICHW	Richtstrecken im Westflügel der Grube	feuchter Salzgrusversatz
QUERW	Querschläge im Westflügel der Grube	trockener Salzgrusversatz
QUER	Querschläge im Ostflügel der Grube	trockener Salzgrusversatz
INFRA	Infrastrukturbereich	Basaltschotter
SCH01	Widerlager	Sorelbeton
SCH02	3. Dichtelement	Sorelbeton
SCH03	Infrastrukturbereich Erkundungssohle	Basalt-Serpentinit-Schotter
SCH04	Widerlager & 2. Dichtelement	Salzbeton Typ Asse
SCH05	Langzeitdichtung	feuchter Salzgrus
SCH06	Widerlager & Speicher	Basalt-Serpentinit-Schotter
SCH07	gebirgsverbundenes Widerlager	Schotter
SCH08	Filter und Aufsättigungselemente	Kies, Sand
SCH09	1. Dichtelement	Bentonit
SCH10	Filter und Aufsättigungselemente	Kies, Sand
EINL1	Einlagerungsstrecken: Ost: 1.1, 1.2-1.7, 1.8a, Ost: 1.8b, 1.9a	Castor THTR/AVR/KNK MTR2
EINL2	Einlagerungsstrecken: Ost: 1.9b, 1.10, 1.11, 2.1, 2.2-2.10, 2.11, 2.12a Ost: 2.12b, 2.13-2.19, 3.1 – 3.11, 3.12a	Pollux CSD –B/C Pollux 9
EINL3	Einlagerungsstrecken: Ost: 3.12b, 3.13 – 3.14, 4.1 – 12.6	Pollux10
EINL4	Einlagerungsstrecken: Ost: 12.7	Gussbehälter
EINL5	Einlagerungsstrecken: West 1	Container Typ VI (Urantails)
EINL6	Einlagerungsstrecken: West 2-4	Betonbehälter Typ 1
EINL7	Einlagerungsstrecken: West 2-3	Gussbehälter
EINL8	Einlagerungsstrecken: West 2-1 & 2-2	Container Typ IV
EINL9	Einlagerungsstrecken: West 3	Graphit

Der durch die Konvergenz des Gebirges verursachte Kompaktionsprozess (Kap. 4.2.1) der mit Salzgrus versetzten Strecken wird im fluiddynamischen Modell indirekt über eine Porositätsänderungsrate eingeführt. Die Porositätsänderungsrate ist dabei eine Funktion verschiedener, teilweise mechanischer Zustandsgrößen. Diese Funktion wird nachfolgend als „Kompaktionsansatz“ bezeichnet und ist genauer in /LAR 12/ beschrieben.

Grundsätzlich zeigt die Konvergenz und damit die Kompaktion des Versatzes eine starke Abhängigkeit vom Temperaturfeld des Gebirges /LER 11a/ und dem Feuchtegehalt des Versatzes<sup>7</sup>. Insofern ist zu erwarten, dass die Kompaktion im Endlager starken lokalen Variationen unterliegt, die aber modelltechnisch nicht fein aufgelöst werden können. Im Rahmen der VSG werden daher bestimmte Salzgrusversatz-Bereiche klassifiziert, die hinsichtlich ihres Kompaktionsverhaltens aufgrund von Temperaturfeld und Feuchtegehalt als gleichartig angesehen werden können. Für jeden so ausgewiesenen Bereich wird eine unterschiedliche Parametrisierung des Kompaktionsansatzes verwendet. Dies hat ebenfalls Auswirkungen auf die Entstehung und den Transport von Wasserdampf. Auf diesbezügliche Berechnungsergebnisse wird deshalb in Kap. 4.2.5 nicht gesondert eingegangen.

Da Ungewissheiten zum Kompaktionsverhalten insbesondere bei kleinen Porositäten vorliegen, wird innerhalb dieser Kompaktionsklassen mit einer Variation des Kompaktionsansatzes gerechnet, d. h. es wird für jede Klasse eine schnelle und eine langsame Kompaktion betrachtet (Tab. 4.18). Die relativ grobe Klassenbildung hat auch zur Konsequenz, dass die sukzessive Einlagerung /LER 11b/ und ihr räumlich-zeitlicher Einfluss auf das Temperaturfeld nicht betrachtet werden können.

Die Dichtelemente (Schachtverschluss, Streckenverschlüsse) gelten vom Beginn der Berechnung an als funktionsfähig. Das bedeutet, dass die Porenraumreduzierung der im Rückbau betriebenen Grube und die damit einhergehende Luftverdrängung in der Betriebszeit nicht erfasst werden. Vielmehr wird durch die instantane Betrachtung von einem im gesamten Endlagerbergwerk gleichen luftefüllten Porenraum ausgegangen. Damit wird das Volumen der zu Beginn der Rechnung im Endlagerbergwerk vorliegen-

---

<sup>7</sup> Laut Endlagerkonzept wird in die Richtstrecken ein mit ca. 0.6 Gew.-% gesättigter MgCl<sub>2</sub>-Lösung angefeuchteter Salzgrus und in die Einlagerungstrecken sog. trockener, d. h. bergfeuchter (0,02 Gew-%), Salzgrus eingebracht.

den Gase (Luft) überschätzt. Dies wirkt sich letztlich auch auf den errechneten Gesamtgasdruck aus, der sich nach Abschluss der Kompaktion einstellt. Für zukünftige Berechnungen ist es möglicherweise erforderlich, das Programm TOUGH2 so anzupassen, dass die Betrachtung der sukzessiven Einlagerung möglich wird, denn in Kap. 4.1.2.2.4 wird gezeigt, dass zwischen instantaner und sukzessiver Einlagerung signifikante Unterschiede auch bezüglich der thermomechanischen Auswirkungen bestehen.

Die Parameter, die für den Kompaktionsansatz genutzt wurden, stammen aus /LAR 12/, der hydraulisch-mechanische Hintergrund ist in /POP 12b/ beschrieben. Mit dem Berechnungsprogramm CODE\_BRIGTH /LAR 12/ wurde das Kompaktionsverhalten einzelner Materialgebiete berechnet, anschließend wurden die Parameter des vereinfachten Ansatzes angepasst, so dass der vereinfachte Ansatz demnach die Konvergenz insgesamt gut wieder gibt.

**Tab. 4.18** Parametrisierung der Materialgebiete mit Salzgrusversatz in Bezug auf Konvergenz und Korrosion.

Materialgebiet	Zeit in [a] zur Kompaktion auf 5%*		Korrosionsrate [ $\mu\text{m/a}$ ]	
	Ref.-szenarium		Ref.-szenarium	Alt.-szenarium
	„schnell“	„langsam“		
RICHO	50	100	-	-
RICHW	80	200	-	-
QUER	80	200	-	-
QUERW	800	1000	-	-
SCH05	80	200	0,04-15	100
EINL1	800	1000	0,04-15	100
EINL2	10	50	0,04-15	100
EINL3	10	50	0,04-15	100
EINL4	10	50	0,04-15	100
EINL5	800	1000	0,04-15	100
EINL6	800	1000	0,04-15	100
EINL7	800	1000	0,04-15	100
EINL8	800	1000	0,04-15	100
EINL9	800	1000	0,04-15	100

\* 5% Porosität wird zur Kalibration benötigt und ist nicht die Grenzporosität, s. a. /LAR 12/.

Grundlegende Annahme zu allen Kompaktionsberechnungen ist, dass der Versatz durch die Konvergenz nicht bis auf 0 %, sondern lediglich auf eine Grenzporosität von 1 % kompaktiert werden kann. Dies gilt für alle Einlagerungsstrecken, Querschläge und Richtstrecken der östlichen Einlagerungsfelder, jedoch nicht für die Einlagerungsstrecken der westlichen Einlagerungsfelder. Hier werden die Behälter zum Teil als offener Porenraum betrachtet, so dass inklusive des Versatzes diese Strecken nur bis zu 25 % Restporosität kompaktieren können.

Mit der Reduktion der Porosität verbunden ist eine Verringerung der Permeabilität. Für Salzgrusversatz liegen eine Vielzahl von Porositäts-Permeabilitäts-Daten vor (z. B. /KRÖ 09/), die abhängig von lithologischen und versuchstechnischen Randbedingungen eine große Streuung zeigen, wobei hier die von /WIE 12/ empfohlene genutzt wird. Diese hat die Form:

$$k = A * \Phi^n, \quad (4.46)$$

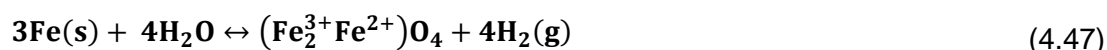
wobei  $k$  die intrinsische Permeabilität,  $\phi$  die Porosität und  $A$  und  $n$  Materialparameter sind, die z. B. durch Labormessungen ermittelt werden können. Diese Beziehung wurde in diesen, wie auch in den Analysen zur Integrität der geotechnischen Barrieren und der radiologischen Konsequenzenanalyse genutzt (AP 9.2 und AP 10), um die Ergebnisse aller hydraulischen Analysen vergleichbar zu halten. Deshalb wurden auch AP-übergreifend die gleichen Parameter genutzt. Diese sind für verschiedene Porositätsbereiche und Feuchtegehalte in Tab. 4.19 festgehalten, eine grafische Darstellung findet sich im Anhang A.3.5 (Abb. A.76). Danach liegt die ermittelte Permeabilität für eine Grenzporosität von 1 % bei ca.  $3 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$ . Bei den hier präsentierten Rechenfällen werden also auch bei Erreichen der Grenzporosität nicht vernachlässigbare Permeabilitäten gemäß Tab. 4.19 angenommen. Diese befinden sich etwa im Bereich der laborativen Messungengenauigkeit. Über die Länge des Nachweiszeitraumes zeigen diese jedoch durchaus eine Transportwirkung. Physikalisch bedeutet diese geringe Permeabilität, dass im Betrachtungszeitraum von 1.000.000 Jahren ein advektiver Flüssigkeits- und auch Gastransport möglich ist. Da im Salzgrusversatz aber kein Einphasenfluss vorliegt, ist dies laut /POP 12b/ vermutlich u. a. wegen der Zwei-Phaseneffekte nicht realistisch. Für zukünftige Forschungsaktivitäten bleibt die Frage, wie der Gas- und Flüssigkeitstransport bei Porositäten im Prozentbereich physikalisch korrekt beschrieben werden kann.



**Tab. 4.19** Parametrisierung der Porositäts-Permeabilitätsbeziehung

Porositätsbereich	A [m <sup>2</sup> ]	n
0,1 < $\Phi$ < 1	2,00*10 <sup>-09</sup>	4,8
0,05 < $\Phi$ < 0,1	6,70*10 <sup>-05</sup>	9,32
$\Phi$ Grenzporosität < $\Phi$ < 0,05	4,99*10 <sup>-11</sup>	4,61

Neben der konvergenzbedingten Verkleinerung des Porenraums liefert auch die Korrosion der Behältermaterialien einen Beitrag zur Fluiddruckentwicklung. In den Berechnungen wird die Korrosion der Behälter vereinfacht gemäß der Reaktionsgleichung



berücksichtigt. Ein Überblick über die Bandbreite möglicher endlagerrelevanter Korrosionsraten ist in /MÖH 11/ zusammengestellt. Für die Rechenfälle des Referenzszenariums wurden Korrosionsraten von 0,04 – 15  $\mu\text{m/a}$  (0,04; 0,01; 5,1; 15) berücksichtigt. Die obere Grenze zur Betrachtung der Korrosion wurde für die Rechenfälle der Alternativszenarien ohne Wasserzutritt, die hier betrachtet werden, auf 100  $\mu\text{m/a}$  festgelegt, die etwas niedriger als diejenigen, welche in /MÖH 11/ für das sogenannte „feuchte Szenario“ (= vollständige Wassersättigung) ermittelt wurden (150  $\mu\text{m/a}$ ). Die Materialgebiete mit ihren entsprechenden Korrosionsraten sind in Tab. 4.18 dargestellt, die zur Korrosion zur Verfügung stehenden Wassergehalte (s. a. Kap. 3.2.2) der einzelnen Materialgebiete in Anhang A.3.5 (Tab. A.6).

In den Rechenfällen werden ebenfalls weitere Parametervariationen hinsichtlich ihrer Auswirkungen berücksichtigt. Beispielsweise wird betrachtet, ob die Diffusion die Ergebnisse hinsichtlich des sich entwickelnden Fluiddrucks stark beeinflusst (Parametrisierung im Anhang A.3).

Die gewählte niedrige Sorelbetonpermeabilität von  $1 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$  liegt im Bereich der Materialspezifikation der Dichtelemente /MÜL 12a/, /MÜL 12b/. Diese geringe Permeabilität kann den Gasdruck erhöhen, weil dadurch in der Anfangsphase kein Fluid aus dem Endlager entweichen kann. Auch dies wird in einem Rechenfall im Rahmen des Referenzszenariums untersucht.

Im Laufe der VSG wurde die Planung für die Schachtverschlüsse ausgehend vom konstruktiven Entwurf und der Vorbemessung weiterentwickelt, so dass im Rahmen des Integritätsnachweises für die geotechnischen Barrieren (AP 9.2) ein optimierter

Schachtverschluss entstand /MÜL 12a/, /MÜL 12b/. Im Wesentlichen wurde das dritte Dichtelement, also das unterste, verändert. Um diesem Umstand Rechnung zu tragen, wurde eine im Hinblick auf die Dichtwirkung des dritten Dichtelements abdeckende Rechnung durchgeführt, in welcher davon ausgegangen wird, dass kein drittes Dichtelement existiert.

Es ergeben sich aus den vorher genannten Parametervariationen einige Rechenfälle, welche diese Parameter miteinander kombinieren. Rechenfälle für das Referenzszenarium werden mit „Ref“, Rechenfälle der Alternativszenarien mit „Alt“ bezeichnet. Dahinter folgt das Endlagerkonzept als Buchstabenkombination (aus AP 5) und eine laufende Nummer. Die Rechenfälle sind in Tab. 4.20 zusammengefasst dargestellt. Eine Zusammenstellung ergänzender Rechenfälle, die Grenzfallbetrachtungen und Testfälle beinhaltet, befindet sich im Anhang (Tab. A.1). Es wird an dieser Stelle ausdrücklich darauf hingewiesen, dass der Parametersatz dieser Fälle extrem gewählte Parameter (z. B. Fluidsättigung und Grenzporosität entsprechend von *what-if*-Betrachtungen) enthält.

**Tab. 4.20** Rechenfälle der TOUGH2 Berechnungen

Name	Endlager-konzept	Korrosions-rate [ $\mu\text{m/a}$ ]	Konvergenz-Kategorie	Sonstiges
Ref-B1-1	B1	0,04	schnell	
Ref-B1-2	B1	0,1	schnell	
Ref-B1-3	B1	5,1	schnell	
Ref-B1-4	B1	15	schnell	
Ref-AB1-1	AB1	0,04	schnell	
Ref-AB1-2	AB1	0,1	schnell	
Ref-AB1-3	AB1	5,1	schnell	
Ref-AB1-4	AB1	15	schnell	
Ref-AB1-5	AB1	5,1	schnell	Diffusion
Ref-AB1-6	AB1	5,1	schnell	Wasser in Verschlüssen ist mobil; residuale Flüssigkeits-sättigung: 0,1 (sonst: 0,8)
Ref-AB1-7	AB1	5,1	schnell	Aktualisierter Schachtverschluss; abdeckende Rechnung: 3. Dichtelement existiert nicht
Ref-AB1-8	AB1	5,1	schnell	Verschlüsse: Sorel-betonpermeabilität entspricht dem niedrigsten gemessen Wert $1 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$
Ref-AB1-1-slow	AB1	0,04	langsam	sonst wie Ref-AB1-1
Ref-AB1-2-slow	AB1	0,1	langsam	sonst wie Ref-AB1-2
Ref-AB1-3-slow	AB1	5,1	langsam	sonst wie Ref-AB1-3
Ref-AB1-4-slow	AB1	15	langsam	sonst wie Ref-AB1-4
Alt-B1-1	B1	100	schnell	Szenario A1i4
Alt-AB1-1	AB1	100	schnell	Szenario A1i4
Alt-AB1-2	AB1	0,1	schnell	Szenario A1i8; erleichterte Gasinfiltration; ansonsten wie Ref-AB1-2, da dort die höchste Gasinfiltration im Referenzszenarium
Alt-AB1-1-slow	AB1	100	langsam	sonst wie Alt-AB1-1

## **4.2.5 Berechnungsergebnisse**

### **4.2.5.1 Beschreibung des Systemverhaltens**

#### **4.2.5.1.1 Überblick über die Gesamtentwicklung**

Für die hydraulische Betrachtung des Endlagersystems spielen Prozesse eine Rolle, die auf unterschiedlichen Zeitskalen ablaufen. Einen Überblick über diese Prozesse, der eine Gesamtschau aller Ergebnisse der betrachteten Rechenfälle bietet, gibt Tab. 4.21.

Maximale Temperaturen werden nach relativ kurzer Zeit – nur wenige Jahrzehnte bis maximal Jahrhunderte – im Nahfeld des Endlagers erreicht. Dagegen steigen die Drücke im Infrastrukturbereich erst nach 100.000 Jahren auf über 1 MPa an (Kap. 4.2.5.1.2).

Zwischen diesen Zeitpunkten werden der Transport von Fluiden und die Druckentwicklung im Endlagersystem durch ein komplexes Zusammenwirken von Versatzkompaktion und Gasentstehung angetrieben. Der Infrastrukturbereich wirkt in diesen langen Zeiträumen aufgrund des großen Porenraums und des niedrigen Fluiddrucks als Gas-senke. Gasflüsse in den Infrastrukturbereich finden in den ersten Jahren statt, stagnieren dann und steigen nach 10.000 Jahren wieder stark an. Die Gasentwicklung in den Einlagerungsstrecken ist je nach Wassergehalt und Korrosionsrate ein Prozess von wenigen bis zu 20.000 Jahren. Ähnliche zeitliche Bandbreiten gelten für die Kompaktion des Versatzes, bei der es im Extremfall – wenn der Fluiddruck sehr groß, der Versatz trocken und die Temperatur klein ist – bis zu 100.000 Jahre dauern kann, bis 1 % Grenzporosität erreicht sind. In den folgenden Kapiteln wird deutlich, dass der östliche und der westliche Flügel des Endlagerbergwerks aus fluiddynamischer Sicht – bis auf eine Ausnahme – isoliert voneinander betrachtet werden können. Hohe Gasdrücke und Advektion sind in der Regel die Ursache lokaler Bedingungen oder Prozesse. Die Umverteilung von Fluiden zwischen einzelnen, benachbarten Feldern, die als Gasquelle oder -senke fungieren, ist beiden Endlagerflügeln gemeinsam und charakterisiert lokale hydraulische Entwicklungen im Endlagerbergwerk.

Im folgenden Kapitel wird zunächst die Entwicklung des Infrastrukturbereichs näher untersucht. Die oben erwähnte Ausnahme besteht im Transport der Gasphase über die

Streckenverschlüsse in den Infrastrukturbereich. Dieser Prozess wird im anschließenden Abschnitt beschrieben, danach folgt dann die Einzelbetrachtung der hydraulischen Entwicklung ausgewählter Felder im Ost- und Westflügel des Endlagerbergwerks. Der Transport von Flüssigkeit wird in den Berechnungen immer mit betrachtet, ist aber innerhalb des Endlagerbergwerks nur für den Schachtverschluss von Relevanz.

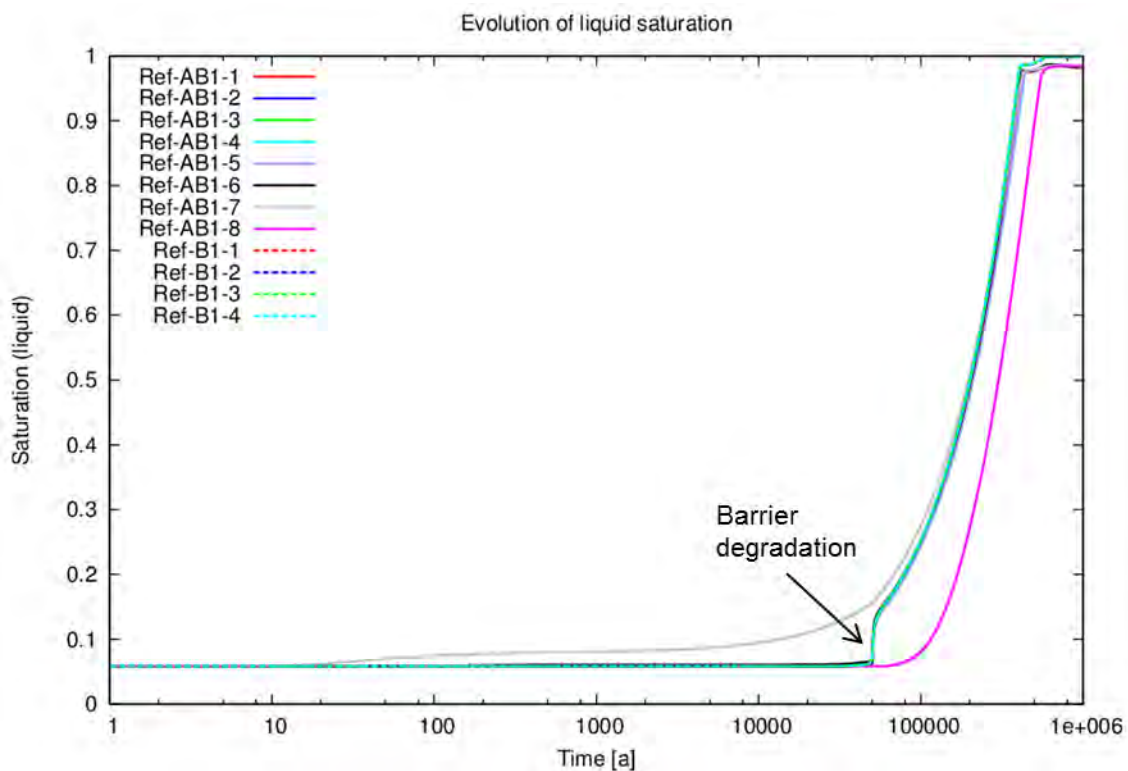
**Tab. 4.21** Prozesse und ihre Zeitskalen

Größenordnung „einige X Jahre“	1 a	10 a	100 a	1.000 a	10.000 a	100.000 a	1.000.000 a
Erreichen der Temperaturmaxima im Ostflügel							
Gasflüsse zum Infrastrukturbereich							
Gasentwicklung Ostflügel							
Gasentwicklung Westflügel							
Kompaktion (Porosität Versatz inkl. Gasentwicklung) Ostflügel							
Kompaktion (Porosität Versatz inkl. Gasentwicklung) Westflügel							
Barrierendegradation					50ka		
Aufsättigung des Infrastrukturbereichs							
Druckentwicklung im Infrastrukturbereich (über 1 MPa)							

#### 4.2.5.1.2 Entwicklung des Infrastrukturbereichs

Durch die Größe des Infrastrukturbereichs und die relativ große Porosität des Versatzmaterials (Basaltschotter) stellt dieser Bereich ein sehr großes Porenvolumen zur Verfügung. Der Infrastrukturbereich ist durch die Schächte mit dem im Deckgebirge zur Verfügung stehenden Grundwasser und über drei Streckenverschlüsse mit dem restlichen Grubengebäude des Endlagerbergwerks bautechnisch verbunden.

Die Druckentwicklung und Flüssigkeitssättigung des Infrastrukturbereichs wird maßgeblich geprägt von dem im Rahmen der VSG unterstellten Funktionsverlust des Schachtverschlusses nach 50.000 Jahren /BEU 12/. Dieser Zeitpunkt markiert das Ende des Auslegungszeitraums der Verschlüsse. Für alle zum Schacht gehörigen abdichtenden Einheiten (wie die Dichtelemente und die Langzeitdichtung) wird angenommen, dass sich die Permeabilität um drei Größenordnungen erhöht. Das führt dazu, dass der Infrastrukturbereich nach Degradation der Verschlüsse langsam mit Flüssigkeit gesättigt wird. Die Abb. 4.86 gibt einen Überblick über den Verlauf der Flüssigkeitssättigung im Infrastrukturbereich. Der Verlauf des Fluiddrucks ist in Abb. 4.87 dargestellt.

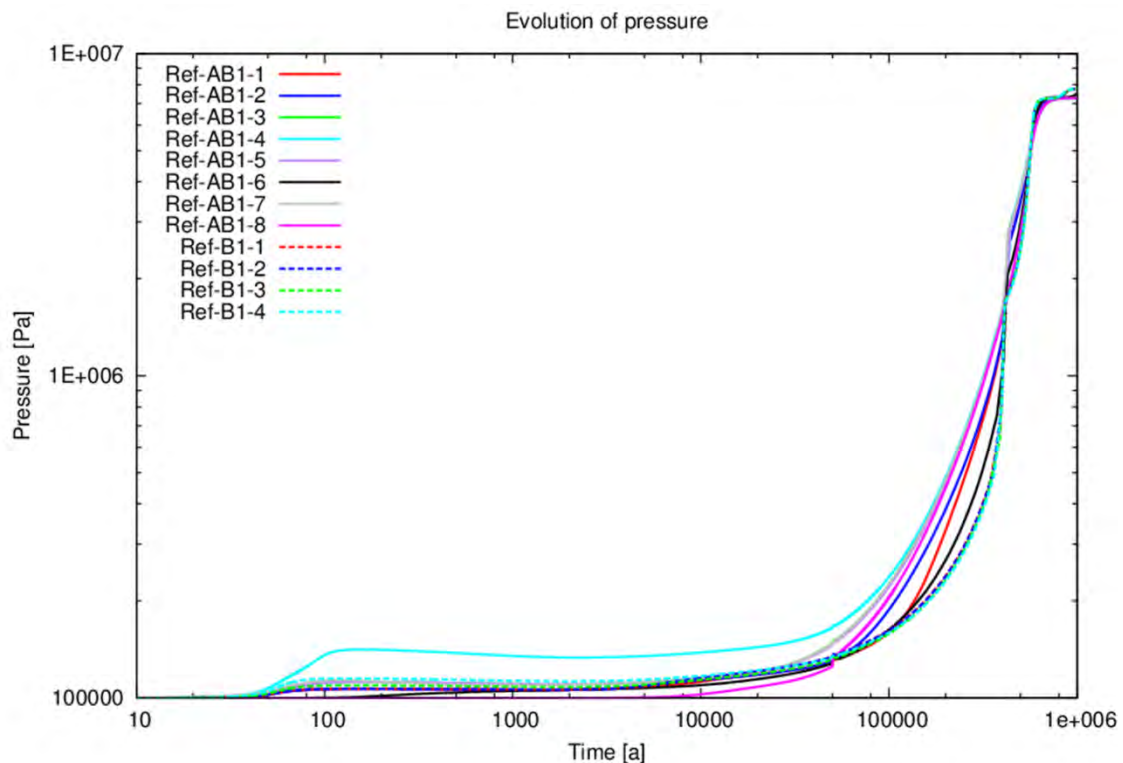


**Abb. 4.86** Flüssigkeitssättigung im Infrastrukturbereich der Einlagerungssohle

Treibende Kraft für diese Aufsättigung ist die Annahme, dass am oberen Schachtelement Grundwasser steht und so – inklusive einer postulierten Transgression mit 50 m Meeresüberdeckung – mit einem Fluiddruck von 4,61 MPa am oberen Schachtverschluss das Endlager langsam mit Lösung auffüllt. Das den Zufluss steuernde Element im Schacht ist die Langzeitdichtung aus vorkompaktiertem Salzgrusversatz. Selbst nach der Degradation der Barrieren hat diese Dichtung weiterhin eine geringe Permeabilität von ca.  $3 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ . Daher erfolgt die Aufsättigung des Infrastrukturbereichs nur sehr langsam. Ergänzend sei an dieser Stelle erwähnt, dass für konservative Betrachtung

tungen der radiologischen Konsequenzenanalyse für die Langzeitdichtung möglicherweise andere Parameter (also eine höhere Permeabilität) verwendet werden.

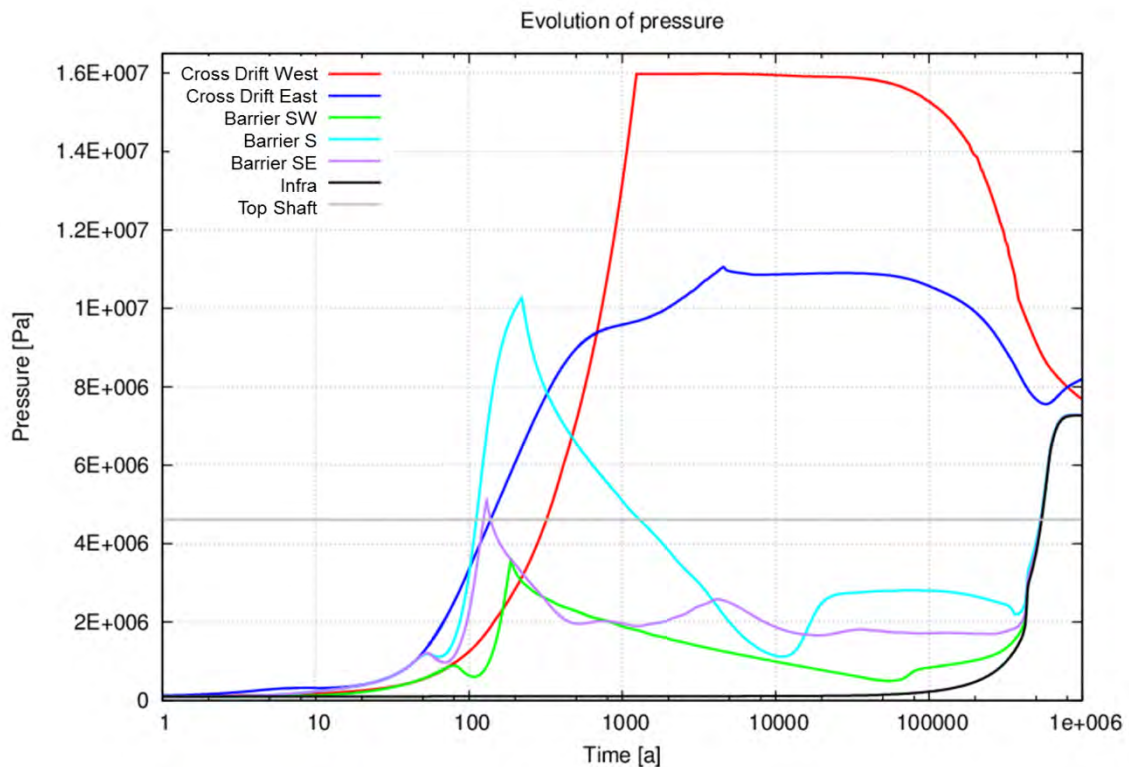
Zum Zeitpunkt des Verschlusses des Endlagers (Beginn der Berechnungen) herrscht im Infrastrukturbereich Atmosphärendruck (0,1 MPa), der jedoch kurz nach Verschluss auf etwa 0,13 MPa ansteigt (Abb. 4.87). Ursache dafür sind erste Gasflüsse aus dem Grubenbau des Endlagers (siehe Kap. 4.2.5.1.3).



**Abb. 4.87** Fluiddruck im Infrastrukturbereich

Die Flüsse in den Infrastrukturbereich entstehen durch Druckunterschiede zwischen den einzelnen Gebieten des Endlagersystems. Innerhalb der einzelnen Materialgebiete ist die Varianz des Druckes relativ hoch. Eine Ausnahme bildet der obere Schacht an dem die Druckrandbedingung konstant bleibt. Obwohl Gas und Flüssigkeit in den Infrastrukturbereich zutreten, ändern sich diese Druckunterschiede zwischen Infrastrukturbereich und den anderen Materialgebieten nur langsam. Der Grund ist, wie oben erwähnt, die Größe des verfügbaren Porenraums. Die Druckunterschiede sind in Abb. 4.88 illustriert, in welcher für einen Rechenfall (Ref-AB1-3) die Drücke einzelner Materialgebiete aufgetragen sind. In den Querschlügen an den Einlagerungsstrecken (Feld West 2 und Ost 10) herrschen jeweils die größten Drücke (bis zu 16 MPa, Cross Drift West), jeweils nördlich der drei Streckenabdichtungen sind die Drücke wesentlich

kleiner, aber größer als im Infrastrukturbereich. Erst ab einem Zeitpunkt bei ca. 500.000 Jahren nähern sich die Drücke zwischen dem Infrastrukturbereich und den drei Dämmen an. Diese Annäherung bedeutet gleichzeitig den Abbruch des Gasflusses über die Streckenabdichtungen (Kap. 4.2.5.1.3, Abb. 4.90 am Beispiel des mittleren Verschlusses).



**Abb. 4.88** Druckentwicklung einzelner Gebiete für Rechenfall Ref-AB1-3

Lokationen der Gebiete in Abb. A.69: Cross Drift West: Querschlag an Feld West 2; Cross Drift East: Querschlag an Feld Ost 10; Barrier SW: Streckenabdichtung Südwest; Barrier S: Streckenabdichtung im mittleren Querschlag; Barrier SE: Streckenabdichtung Südost; Infra: Infrastrukturbereich; Top Shaft: Oberes Schachtelement (Randbedingung 4,61 MPa)

Deckgebirgsseitig steht ein konstanter Flüssigkeitsdruck von 4,61 MPa an. Dieser wird erst nach ca. 500.000 Jahren vom Druck im Infrastrukturbereich überschritten. Dieser Druck führt dazu, dass Gas vom Infrastrukturbereich in den Schacht und weiter Richtung Deckgebirge strömt. Die möglichen Auswirkungen dieser Strömung werden im Rahmen der radiologischen Langzeitanalyse (AP 10) betrachtet.

Der Infrastrukturbereich fungiert also über große Zeiträume als Senke sowohl für die deckgebirgsseitig eintretenden Lösungen als auch für die endlagerseitig einströmenden Gase, welche im nächsten Kapitel ausführlich untersucht werden.



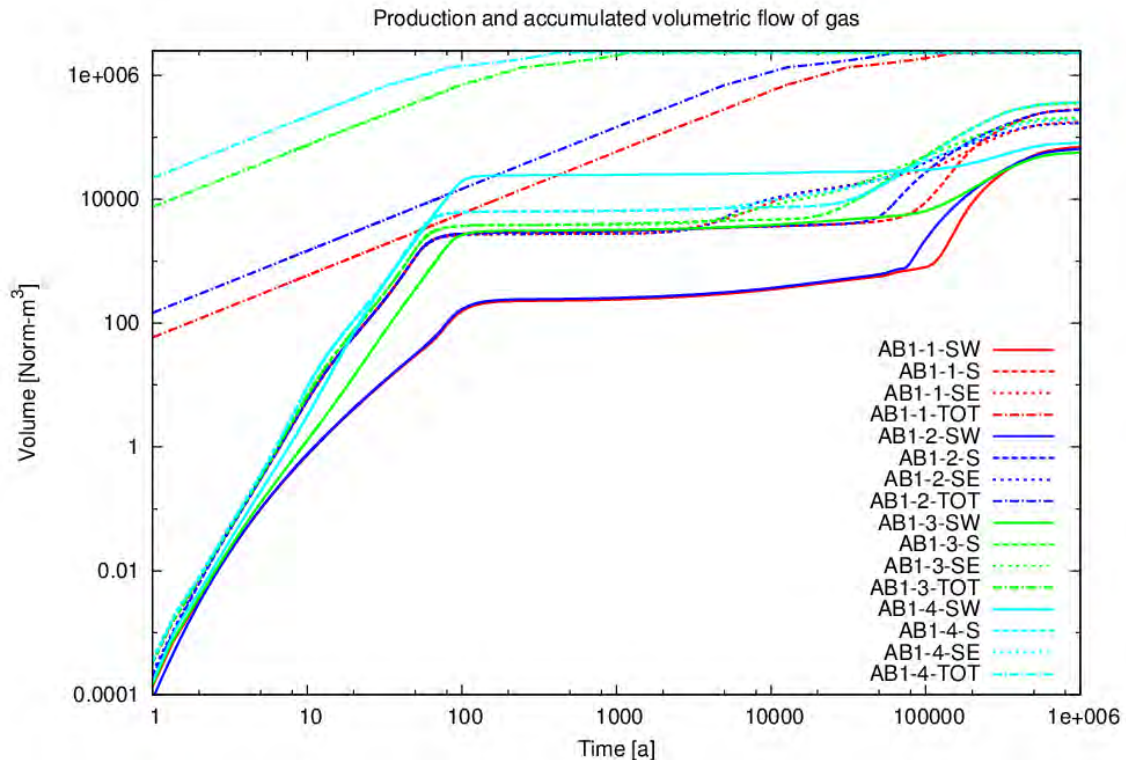
#### 4.2.5.1.3 Gasflüsse in den Infrastrukturbereich

Bis auf wenige Ausnahmen (Kap.4.2.5.2 bzw. Kap. 4.2.5.3) bleiben die maximalen Fluiddrücke im Endlagerbergwerk unterhalb des lithostatischen Drucks (18,8 MPa). Das heißt, dass sowohl für das vorhandene Wasser im angefeuchteten und trockenen Salzgrusversatz als auch für das zusätzlich entstandene Gas entweder genug Porenraum zur Verfügung steht oder das Gas über die Streckenverschlüsse in den Infrastrukturbereich entweicht. Wie im vorigen Kapitel beschrieben, fungiert der Infrastrukturbereich infolge seiner Speicherwirkung als Senke. Ein großer Teil des Gases im Bergwerk entweicht in den Infrastrukturbereich.

Da in jedem Fall die Wassermenge der limitierende Faktor der Korrosion ist, ist die insgesamt entstandene Gasmenge für alle Rechenfälle gleich (2.500.000 Norm-m<sup>3</sup>)<sup>8</sup>. Im mit Salzgrus versetztem Teil des Grubenbaus (vom Infrastrukturbereich aus gesehen „hinter“ den Verschlüssen) sind initial im Porenraum ca. 390.000 Norm-m<sup>3</sup> Gas (Luft) für die Variante AB1 vorhanden; davon entfallen ca. 280.000 Norm-m<sup>3</sup> auf den Ostflügel (= Variante B1) und 110.000 Norm-m<sup>3</sup> auf den Westflügel (= Variante A). Die in den Infrastrukturbereich geströmte Menge Gas ist je nach Rechenfall unterschiedlich und liegt im Nachweiszeitraum bei ca. 700.000 Norm-m<sup>3</sup> für die Variante AB1 und bei 100.000 Norm-m<sup>3</sup> für die Variante B1.

---

<sup>8</sup> 1 Norm-m<sup>3</sup>: Gasmenge die bei 25 °C und 1 bar ein Volumen von 1 m<sup>3</sup> einnimmt.



**Abb. 4.89** Kumulierte Volumina der durch die Streckenverschlüsse strömenden Gase und Gesamtmenge produzierten Gases für ausgewählte Rechenfälle

Lokationen der Gebiete in Abb. A.69: SW: Barrier SW, Südwestlicher Verschluss; S: Barrier S, südlicher Verschluss; SE: Barrier SE, südöstlicher Verschluss; TOT: Gesamtmenge des im Endlager entstehenden Gases

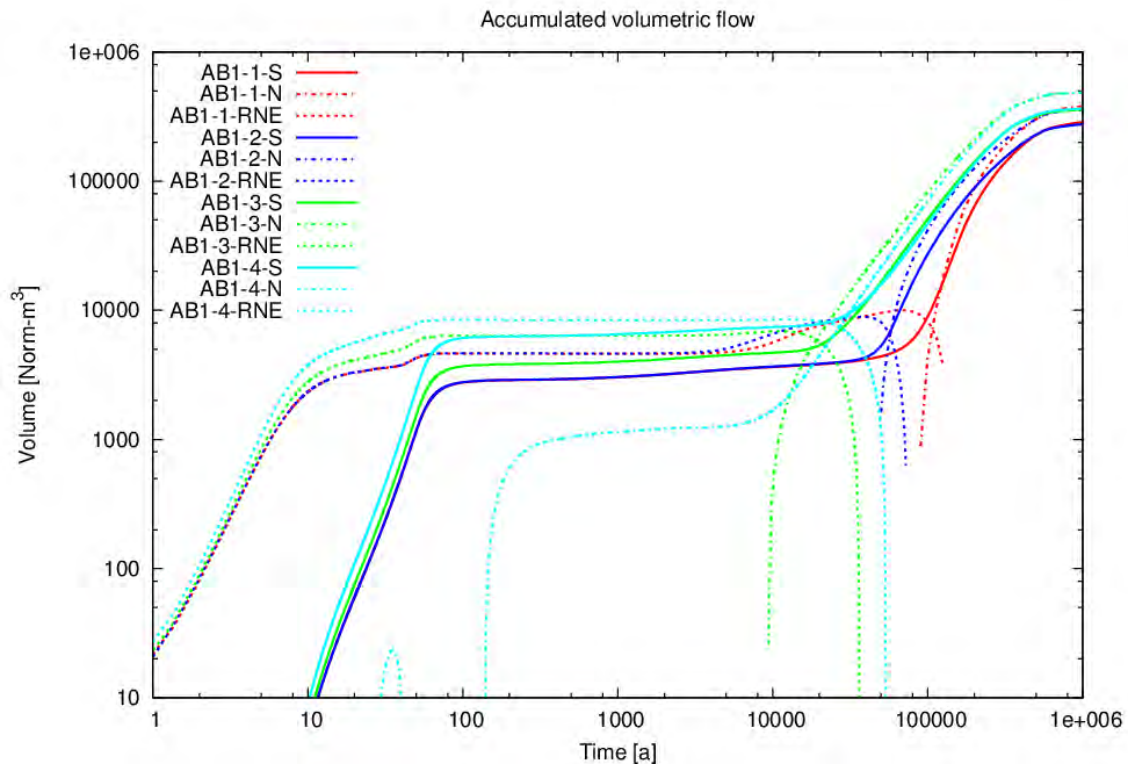
In Abb. 4.89 erkennt man, dass über die drei Verschlüsse jeweils unterschiedliche Mengen Gas in den Infrastrukturbereich strömen. Die Dynamik der Flüsse über die Streckenverschlüsse ist jedoch relativ einheitlich. In den ersten 100 Jahren steigt das akkumulierte Gasvolumen zunächst stark an, da der Kompaktionsprozess aus den Richtstrecken Gas in den Infrastrukturbereich hineindrückt. Der Druck in den Richtstrecken ist dementsprechend hoch (siehe vorheriges Kapitel). Für die nächsten 50.000 Jahre verläuft der Anstieg deutlich langsamer, bevor das Gasvolumen, welches über die Streckenverschlüsse transportiert wird, wieder zunimmt und dann nach ca. 500.000 Jahren wiederum stagniert. Dieser Verlauf korrespondiert mit dem im vorigen Kapitel beschriebenen Druckverlauf nördlich der Streckenverschlüsse. Wesentlicher Grund für den Anstieg nach 50.000 Jahren ist der unterstellte Verlust der Funktionsfähigkeit der Streckenverschlüsse, der eine Erhöhung der Permeabilität um den Faktor 1000 bedeutet. Für die Variante B1 sind diese Daten nicht separat dargestellt, da sie weitgehend mit dem akkumulierten Volumen über den östlichen Streckenverschluss übereinstimmen.

Am wenigsten Gas (abhängig vom Rechenfall; weniger als 100.000 Norm-m<sup>3</sup>) gelangt über den südwestlichen Streckenverschluss in den Infrastrukturbereich (Abb. 4.89 „SW“). Dies ist durchgehend in allen Rechenfällen der Fall. Die größte Gasmenge (abhängig vom Rechenfall; ca. 300.000 Norm-m<sup>3</sup>) wird über den Streckenverschluss im mittleren Querschlag in den Infrastrukturbereich transportiert („S“, Abb. 4.89). Der Grund, warum das Gas aus dem Westflügel des Endlagers hauptsächlich über den mittleren Querschlag transportiert wird, liegt im kürzeren Transportweg zum Infrastrukturbereich. Beide Streckenverschlüsse (Nord und mittlerer Querschlag) erfüllen ihre Funktion nicht mehr, so dass die mit Salzgrus versetzte und kompaktierte Richtstrecke für den Transport ausschlaggebend ist. Diese ist im Südwesten ca. 1,5-mal länger.

Mengenmäßig zwischen den beiden genannten Streckenverschlüssen liegt der Transport über den östlichen Streckenverschluss (abhängig vom Rechenfall; < 200.000; Abb. 4.89 „SE“). Die potenziellen radiologischen Konsequenzen des Gastransports in den Infrastrukturbereich werden im Abschlussbericht zur radiologischen Langzeitanalyse diskutiert (AP 10; /LAR 12/).

Da die größte Menge Gas über den Streckenverschluss im mittleren Querschlag transportiert wird, stellt sich die Frage, in welchem Verhältnis Gas aus den westlichen oder östlichen Einlagerungsfeldern in den Infrastrukturbereich transportiert wird. Dazu zeigt Abb. 4.90, das seit Beginn der Simulation durchgeströmte Gasvolumen für den nördlichen Streckenverschluss (West-Ost-Richtung), die nordöstliche Richtstrecke am Messpunkt 1 (Ost-West-Richtung; Abb. A.69) und den Streckenverschluss im mittleren Querschlag (Nord-Süd-Richtung). Es zeigt sich, dass der Gasfluss aus der nordöstlichen Richtstrecke spätestens nach ca. 100.000 Jahren (Abb. 4.90, Ref-AB1-1-RNE) – meist jedoch deutlich früher – zum Erliegen kommt. Im Gegensatz dazu beginnt der Fluidfluss über den nördlichen Streckenverschluss spätestens nach 100.000 Jahren (Abb. 4.90, z. B. Ref-AB1-1-N) und erreicht Größenordnungen, die in etwa der Menge an Gas entsprechen, welche über den mittleren Querschlag in den Infrastrukturbereich strömen (Abb. 4.90, z. B. Ref-AB1-1-S). Grund für diesen Prozess sind die weitaus höheren Drücke im Westflügel im Vergleich zum Ostflügel, die dazu führen, dass das Gas aus dem Westflügel nicht nur über den mittleren Querschlag strömt, sondern auch das Strömungsfeld am Messpunkt 1 umkehrt und über den Querschlag von Feld Ost 12 in Richtung der südöstlichen Streckenabdichtung strömt (Abb. A.71).

In vielen der präsentierten Abbildungen kann man erkennen, dass Gasfluss in diesen Berechnungen auch nach Erreichen der Grenzporosität noch vorhanden ist. Der Grund liegt in der angewandten Porositäts-Permeabilitäts-Beziehung. Da eine kleine – aber endliche – Permeabilität errechnet wird, ist der Salzgrus im Nachweiszeitraum durchströmbar. Dementsprechend strebt das gesamte Endlagersystem in langen Zeiträumen auf einen Zustand des Druckausgleichs zu.



**Abb. 4.90** Kumulierte Volumina strömender Gase

N: nördlicher Verschluss, S: mittlerer Verschluss, RNE: Messpunkt 1 (Abb. 4.85 und Abb. A.69) liegt östlich der nördlichen Gabelung zum mittleren Querschlag

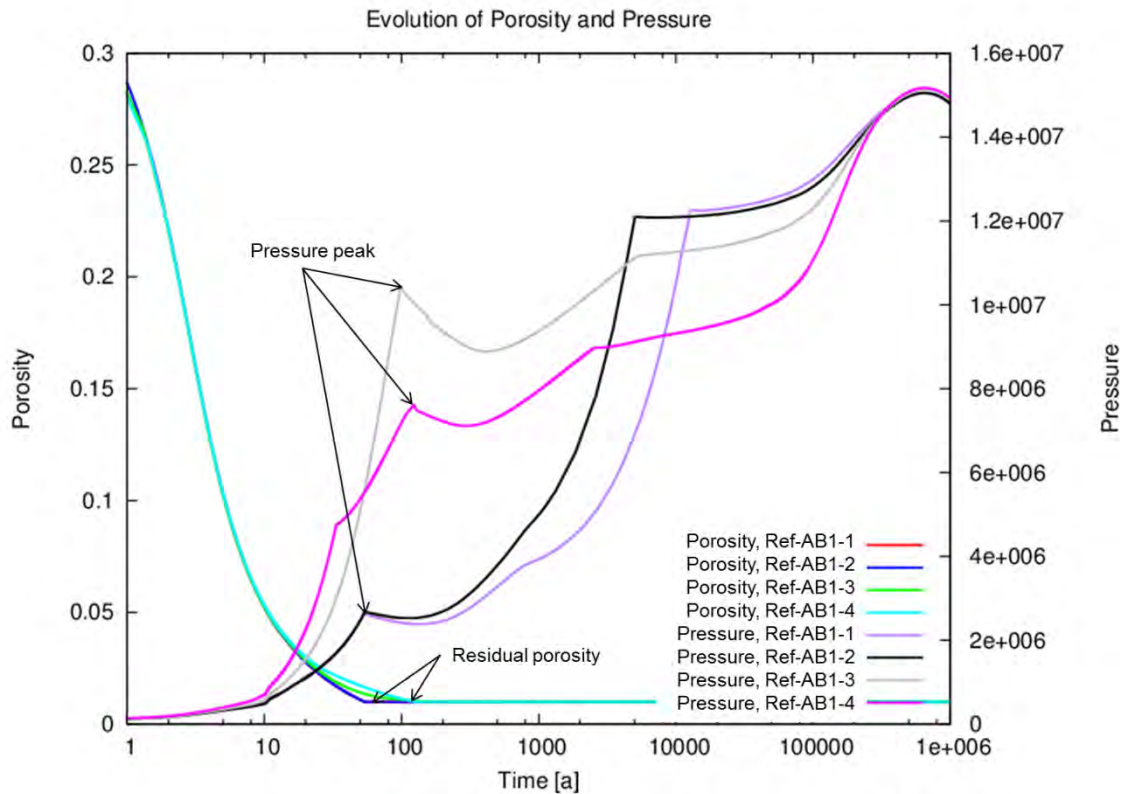
#### 4.2.5.1.4 Korrosion, Gasdruck und Gasströmung im Ostflügel

Limitierender Faktor für die Korrosion ist in allen Fällen die insgesamt vorhandene Lösungsmenge. Die Behälter werden im östlichen Teil des Endlagers maximal zu 3,5 % korrodiert. Je nach zur Verfügung stehender Lösungsmenge und eingestellter Korrosionsrate kann die Korrosion in einzelnen Ostfeldern bis zu 20.000 Jahre dauern (z. B. Ref-AB1-1). Die zur Verfügung stehende Lösungsmenge besteht vor allem aus der mit dem Abfall eingebrachten Feuchte (z. B. 18 kg pro Pollux 10 Behälter /WOL 12a/).

Ebenfalls wurde die mit dem Versatz eingebrachte Feuchte als für die Korrosion zur Verfügung stehend angenommen (Kap. 4.2.4).

In Abb. 4.91 ist die Porositäts- und Druckentwicklung im Feld Ost 2 dargestellt. Die Fließwege des Gases – gezeigt in Abb. 4.92 – hängen von diesen Entwicklungen ab. In den ersten Jahrzehnten nach Beginn der Kompaktion ist das durch die Korrosion erzeugte Gas in allen mit Salzgrus versetzten Bereichen relativ mobil, weil die Porositäten und Permeabilitäten des Salzgruses noch relativ groß sind. Nach einigen Jahrzehnten ist die Kompaktion in den heißen Einlagerungsstrecken und den Richtstrecken mit angefeuchtetem Versatz weitgehend abgeschlossen. Die Mobilität der gebildeten Gase ist jetzt eingeschränkt, so dass sie am Entstehungsort verbleiben. Aus diesem Grund steigt der Druck am Entstehungsort der Gase bei allen Fällen mit schneller Korrosion nicht bis zum lithostatischen Druck an, da Druckunterschiede in dieser frühen Phase noch durch Advektion ausgeglichen werden können. Beispielsweise ist in Abb. 4.91 für Feld Ost 2 zu sehen, dass schnelle Korrosion einen frühen Druckpeak erzeugt (ca. 100 Jahre; Ref-AB1-4, Ref-AB1-3) welcher in kurzer Zeit durch advektiven Transport wieder abgebaut wird. Das entstandene Gas fließt vor allem in Richtung des unmittelbaren Nachbarfeldes Ost 1 (Abb. 4.92a). In Feld Ost 1 verläuft die Kompaktion des Versatzes sehr langsam, da in diesem Feld die Abfälle als „kalt“ kategorisiert wurden. Die von Feld Ost 1 aufgenommene Gasmenge führt dazu, dass das Feld zu späteren Zeitpunkten als Gasquelle fungiert, da auch hier die Kompaktion – wenn auch nur langsam – bis hin zur Grenzporosität fortschreitet. Ein solches „Pendeln“ der Gase zwischen Bereichen mit asynchroner Gasbildung oder Kompaktion ist in vielen Teilen des Endlagerbergwerkes zu finden.

Dagegen steigt der Druck in den Rechenfällen mit geringerer Korrosionsrate Ref-AB1-1 und Ref-AB1-2 deutlich langsamer an. Gegen Ende des Nachweiszeitraums hat der Gasdruck aller Rechenfälle annähernd den gleichen Wert. Ebenso zu erkennen ist, dass im Falle der langsamen Korrosion (Ref-AB1-1, Ref-AB1-2) die angenommene Grenzporosität des Versatzes von 1 % wegen des geringeren Porendrucks etwas früher erreicht wird (ca. 50 Jahre) während diese Grenzporosität im Falle der schnellen Korrosion erst nach ca. 100 Jahren erreicht wird.



**Abb. 4.91** Fluiddruck- und Porositätsentwicklung im Einlagerungsfeld Ost 2

Endlagerkonzept AB1, mittlere Einlagerungsstrecke von Feld Ost 2, rote Kurve liegt unter blauer Kurve

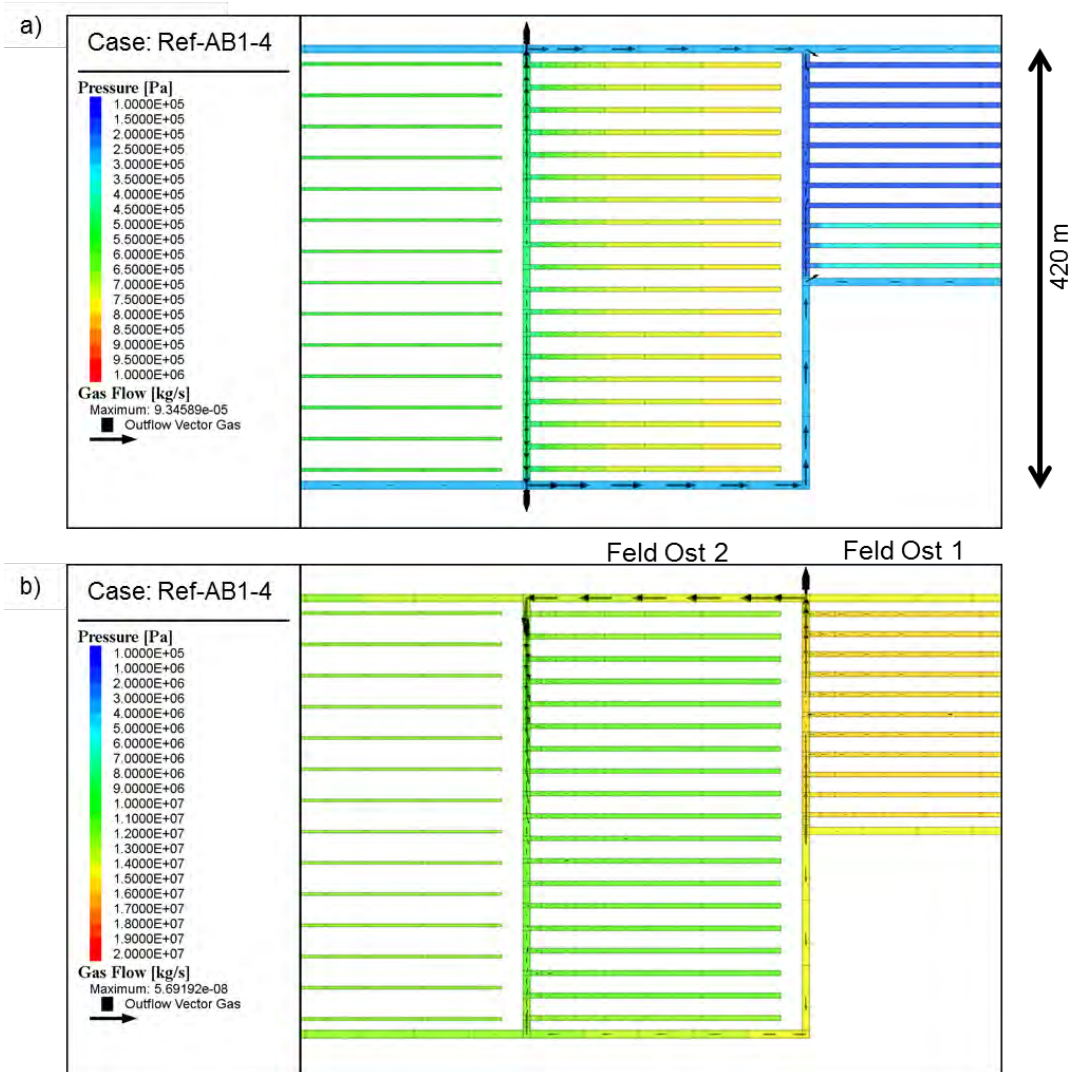
Nach Abschluss der Versatzkompaktion fehlt ein wichtiger Antrieb für die Druckerhöhung. Das Erreichen der Grenzporosität stimmt demnach überein mit dem kurzzeitigen Abfall der Druckkurven nach Erreichen des ersten Druckpeaks.

Der folgende Anstieg des Drucks bis zu maximal 12.000 Jahren ist einerseits auf die anhaltende Gasentstehung zurückzuführen (Ref-AB1-1, Ref-AB1-2). Andererseits fließt das bereits in die Richtstrecken und Querschläge der benachbarten Felder geströmte Gas zurück in die Einlagerungsstrecken. Dies ist in Abb. 4.92b zu sehen. Ursache hierfür ist die langsamere Druckentwicklung im benachbarten Feld Ost 1 durch langsamere Versatzkompaktion (s. u.).

Noch nach 100.000 Jahren findet advektiver Gasfluss zwischen den Feldern Ost 1 und Ost 2 statt, wenngleich mit sehr kleinen Beträgen. Zu diesem Zeitpunkt bewegt sich das zuvor im Feld Ost 1 gespeicherte Gas wieder in Richtung Ost 2. Das Feld Ost 1 zeigt die langsamste Versatzkompaktion des gesamten Ostflügels und wirkt deshalb zunächst als lokale Senke. Die langsame Konvergenz rührt einerseits von den gerin-

gen Temperaturen in diesem Feld her und andererseits von dem erhöhten Gasdruck, der sich hier wegen der anfänglich zugeströmten Gasmengen aufbaut und die Konvergenz hemmt. Die Einlagerungsstrecken im Feld Ost 1 erreichen dadurch die Grenzporosität von 1 % erst nach ca. 100.000 Jahren.

Insgesamt führt eine schnelle Korrosion wegen der höheren Mobilität der Fluide in der Anfangsphase zu einer homogenen Verteilung der Gasdrücke, während eine langsame Korrosion zu einer heterogenen Druckverteilung führt. Die Rate der Konvergenz bzw. Kompaktion hat hierauf innerhalb der vorgegebenen Bandbreite einen relativ geringen Einfluss (Kap. 4.2.5.3).



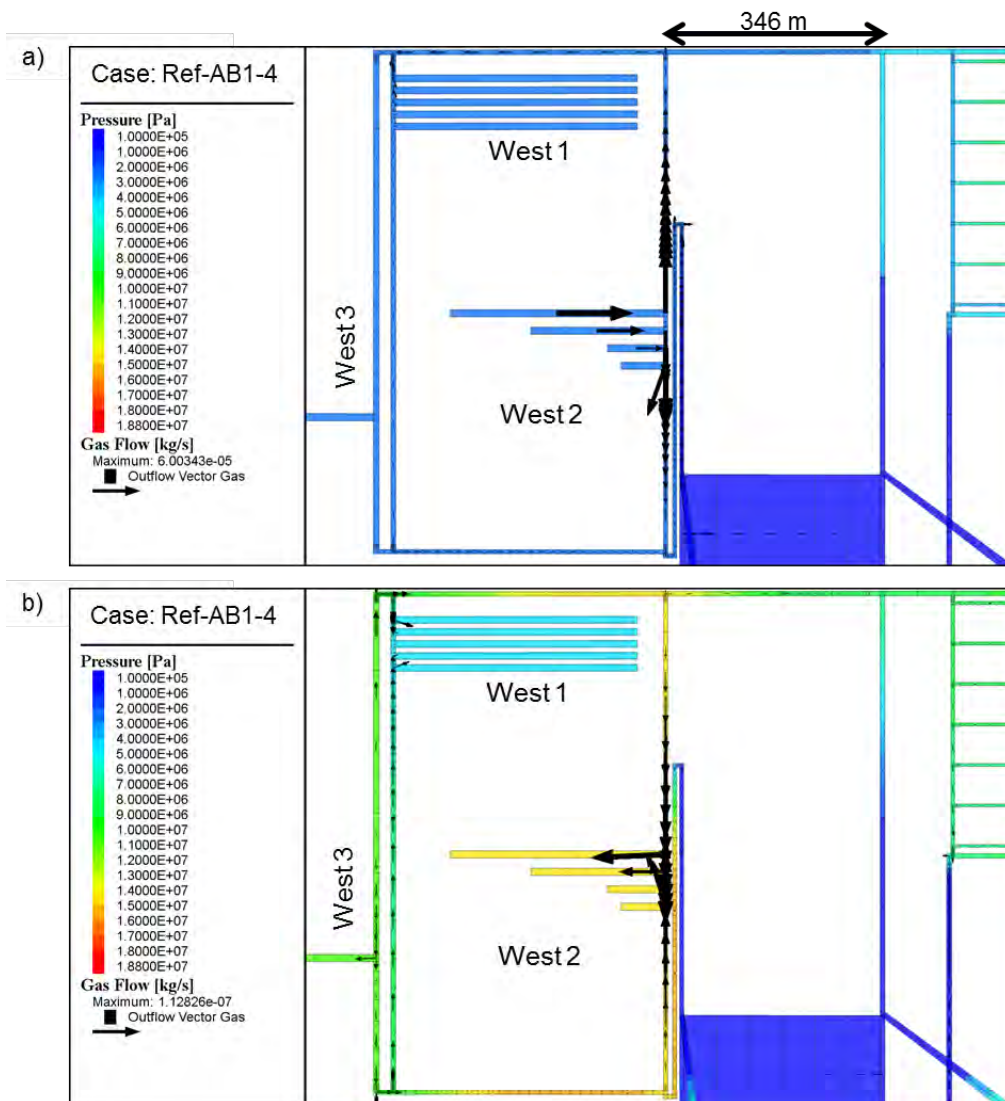
**Abb. 4.92** Fluiddruck und Fließwege zwischen Feld Ost 1 und 2.

a) Zeitpunkt: 10 Jahre; b) Zeitpunkt: 100.000 Jahre. Hinweis: Farbskalierung zwischen a) und b) unterschiedlich, da Druckdifferenzen in a) sonst nicht deutlich erkennbar wären. Pfeillänge und -dicke sind äquivalent zum Betrag des Flusses.

#### **4.2.5.1.5 Korrosion, Gasdruck und Gasströmung im Westflügel**

Für die Gasbildung in den drei Westfeldern gelten etwas andere Voraussetzungen als für die zwölf Ostfelder. Wie oben bereits erwähnt liegt die unterstellte Restporosität in den Einlagerungsstrecken der Felder West 1 – 3 jeweils bei 25 %, dies gilt jedoch nicht für die Querschläge und Richtstrecken. Hier bleibt es bei einer Grenzporosität von 1 %. Insgesamt bedeutet dies, dass im Westflügel ein größerer Speicherraum für Gas vorhanden ist. Ein weiterer Unterschied in Bezug auf die Gasbildung ist die sehr heterogene Verteilung der Lösung, die zur Korrosion zur Verfügung steht (Anhang A.3.5). Zwischen der südlichen und der nördlichen Einlagerungsstrecke des Feldes West 2 besteht ein 20-facher Unterschied bezüglich der verfügbaren Wassermenge. Weitere Unterschiede betreffen das Konvergenzverhalten: Alle Bereiche im Westflügel sind als „kalt“ kategorisiert, so dass die Konvergenz bzw. Kompaktion deutlich langsamer abläuft als im Ostflügel.



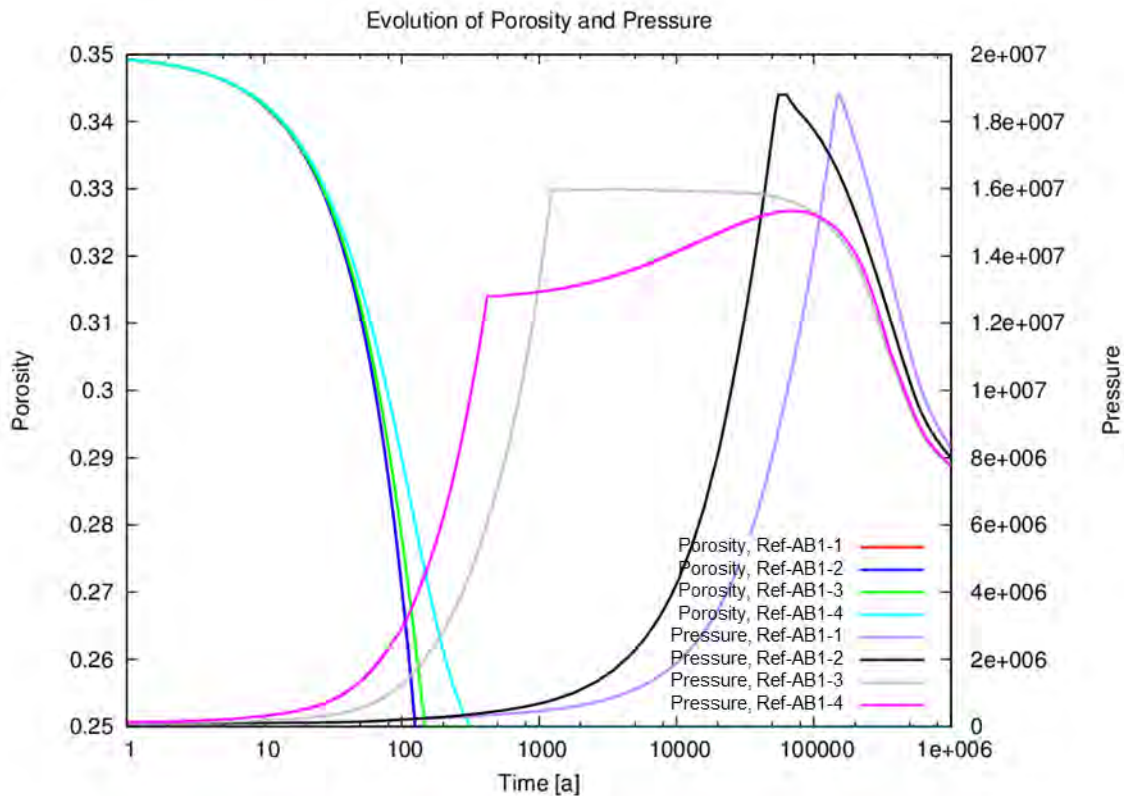


**Abb. 4.93** Fluiddruck und Fließwege zwischen Feld West 1, 2 und 3

a) Zeitpunkt: 100 Jahre; b) Zeitpunkt: 10.000 Jahre; Pfeillänge und -dicke sind äquivalent zum Betrag des Flusses

Trotz dieser Unterschiede zeigen sich Parallelen zum Ostflügel des Endlagers. Auch im Westflügel ist das Verhältnis der Zeiträume, in welchen Korrosion und Kompaktion wirken, ausschlaggebend für die Druckentwicklung. Unterschiedliche Felder wirken zu unterschiedlichen Zeiten als Gasquelle bzw. -senke: Auch hier ist das bei der Besprechung des Ostfeldes erwähnte Pendeln der Gase zu beobachten. Im Beispielfall Ref-AB1-4 (schnelle Korrosion) fungiert Feld West 2 nach 100 Jahren als Gasquelle. In Abb. 4.93 dargestellt sind die Fließwege des Gases und die Gasdrücke. Das Gas strömt zu einem frühen Zeitpunkt (100 Jahre) aus den Einlagerungsstrecken in die Querschläge und besonders über die nördliche Richtstrecke in das Feld West 1 hinein (Abb. 4.93a). Zu einem späteren Zeitpunkt (10.000 Jahre, Abb. 4.93b) hat sich die Si-

tuation im Feld West 2 umgekehrt. Das Gas fließt zurück in die Einlagerungsstrecken, stammt aber zu diesem Zeitpunkt nicht mehr aus Feld West 1, sondern aus dem angeschlossenen Querschlag an Feld West 2. Die Richtstrecke im Norden ist zu diesem Zeitpunkt bereits bis zur Grenzporosität kompaktiert und – bezogen auf kurze Zeiträume – isoliert die Felder voneinander. Das Feld West 1 wirkt wie zu anderen Zeitpunkten auch (ergänzende Abb. A.70a und b) als Gassenke vor allem für Gas aus dem verbundenen Querschlag.

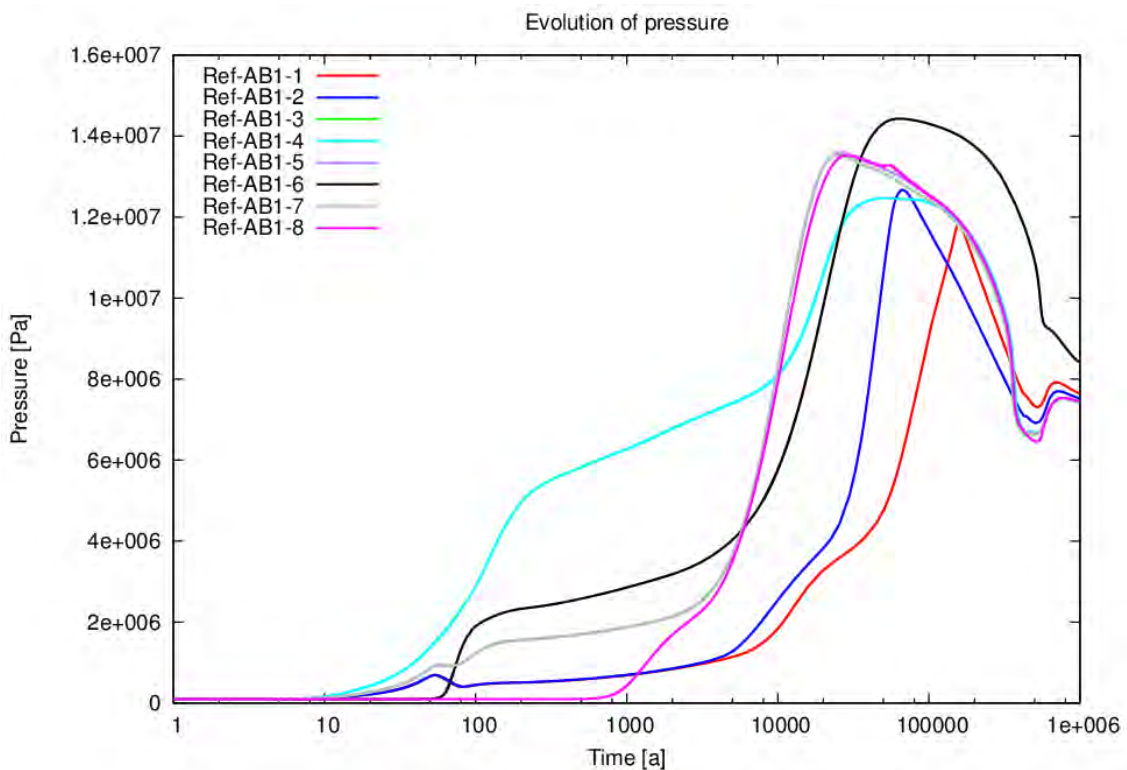


**Abb. 4.94** Fluiddruck- und Porositätsentwicklung im Einlagerungsfeld West 2

Endlagerkonzept AB1, nördliche Strecken von Feld West 2

In Abb. 4.94 dargestellt ist die Porositäts- und Druckentwicklung im Einlagerungsfeld West 2 für die beiden nördlichen Strecken. Im Feld West 2 werden in allen Einlagerungsstrecken zu einem frühen Zeitpunkt (~200 a) relativ hohe Gasdrücke (~14 MPa) erreicht (Abb. 4.94, bes. Ref-AB1-3). Da die Bereiche im Westflügel relativ langsam konvergieren und somit der Versatz lange Zeit durchlässig bleibt, können auch in anderen Bereichen des Westflügels erhöhte Drücke auftreten. An den Streckenverschlüssen können hohe Drücke Auswirkungen auf die Gesamtdurchlässigkeit haben. Näheres dazu wird in den Analysen zum Integritätsnachweis für die geotechnischen Verschlüsse ausgeführt /MÜL 12a/, /MÜL 12b/. Analog zur Verzögerung des Kompak-

tionsvorgangs für Salzgrusversatz könnte sich die Auflockerungszone um die Verschlüsse ebenfalls langsamer schließen, so dass die Funktion der Verschlüsse eingeschränkt wäre. Die höchsten Drücke an einem Streckenverschluss (Streckenverschluss Nord) treten zunächst im Rechenfall Ref-AB1-3 und Ref-AB1-7 auf. Die Druckverläufe am nördlichen Streckenverschluss sind in Abb. 4.95 dargestellt. Am nördlichen Streckenverschluss werden hier zu einem Zeitpunkt ca. 10.000 Jahre nach Verschluss etwa 14 MPa berechnet (Abb. 4.95), deutlich später werden für den Fall Ref-AB1-6 etwas höhere Gasdrücke ermittelt. Diese Daten (Ref-AB1-3 und Ref-AB1-7) wurden von AP 9.2 weiter für Integritätsberechnungen für die Streckenverschlüsse genutzt und sind abdeckend für die weiteren Streckenverschlüsse (Südwest, Süd und Südost), da an diesen weitaus geringere Drücke berechnet wurden (Abb. A.72 bis Abb. A.74).



**Abb. 4.95** Druckentwicklung im nördlichen Streckenverschluss

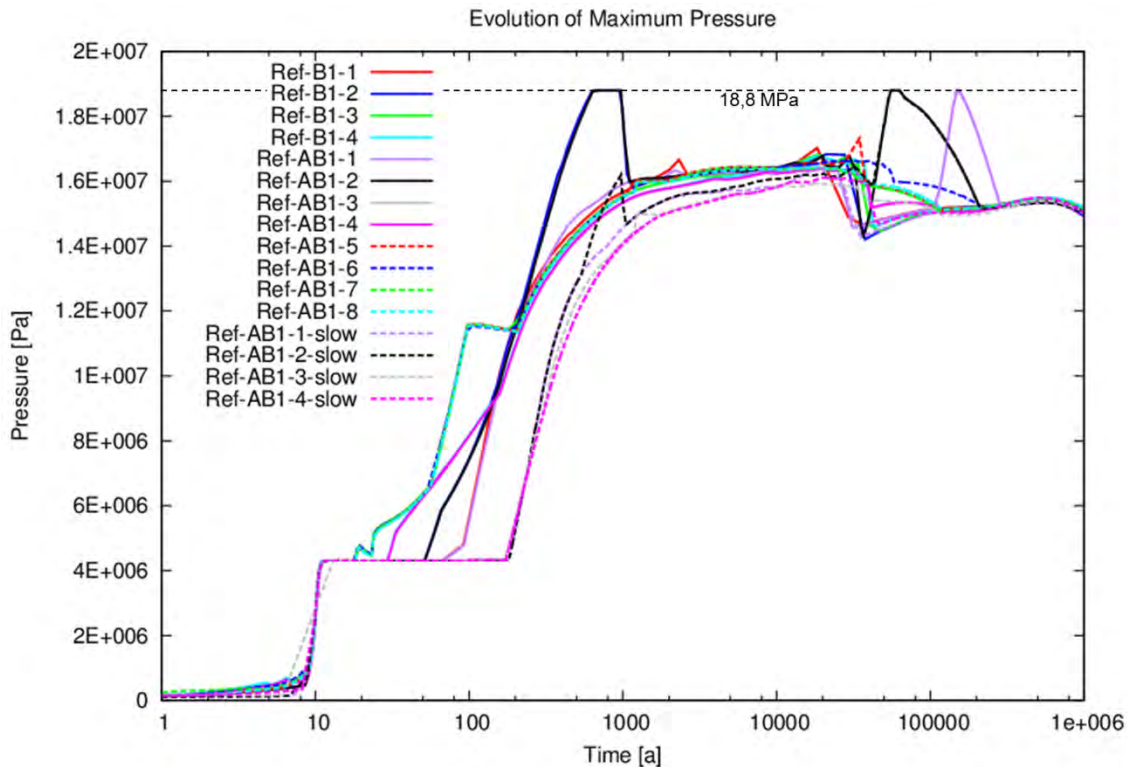
Kurve von Ref-AB1-3 unter Ref-AB1-7

Es existieren zwei Gründe dafür, dass am nördlichen Streckenverschluss der Fluiddruck in einigen Rechenfällen sehr hoch ist. Zunächst liegt es am zeitlichen Zusammenwirken von Kompaktion und Gasentstehung. Im Rechenfall Ref-AB1-3 (und auch Ref-AB1-7, Ref-AB1-8) sind Korrosionsrate und Kompaktionsgeschwindigkeit so aufeinander abgestimmt, dass der erhöhte Gasdruck sich gerade bis zum nördlichen Stre-

ckenverschluss ausbreiten kann. Bei einer geringeren Kompaktionsgeschwindigkeit und damit verzögertem Permeabilitätsabfall käme es zu einem größeren advektiven Druckausgleich, bei höherer Kompaktionsgeschwindigkeit hingegen bliebe die Zone erhöhten Druckes auf die Einlagerungsstrecken beschränkt. Der zweite Grund für die Entstehung der hohen Drücke am nördlichen Streckenverschluss im Rechenfall Ref-AB1-3 liegt darin, dass dieser Verschluss nahe am Feld West 2 liegt. Die Analysen zeigen, dass sich das Drucksignal über die gleiche Entfernung auch in Richtung des weiter entfernten südwestlichen Streckenverschlusses ausbreitet, ihn aber nicht erreicht. Die Gasentstehung im Feld West 2 versiegt noch bevor das Drucksignal den südwestlichen Streckenverschluss erreichen kann. Dadurch, dass auch nach Erreichen der Grenzporosität eine geringe Permeabilität vorliegt, sinkt der Druck am Verschluss in allen Rechenfällen in unterschiedlichen Zeiträumen auch wieder ab.

#### **4.2.5.2 Ergebnisse aus Rechenfällen des Referenzszenariums**

Gemäß /BEU 12/ muss das FEP *Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein* betrachtet werden, falls der durch Korrosion entstehende Gasdruck über dem lithostatischen Druck liegt. Für die betrachteten Rechenfälle, die dem Referenzszenarium zuzuordnen sind, ist der maximale Fluiddruck im Endlagerbergwerk in Abb. 4.96 gezeigt. In den meisten Berechnungsfällen wird der lithostatische Druck (18,8 MPa) von den Gasdrücken im Endlager nicht erreicht.



**Abb. 4.96** Entwicklung des maximalen Fluidrucks (Referenzszenarium)

Gestrichelte Linie: Abschneidedruck von 18,8 MPa

Es gibt insgesamt fünf Ausnahmen: Im ersten Rechenfall (Ref-AB1-2) werden nach ca. 500 – 1000 Jahren lithostatische Drücke in der südlichen Einlagerungsstrecke des Feldes Ost 12 berechnet und nach ca. 60.000 Jahren im Feld West 2. Im zweiten Rechenfall (Ref-AB1-2-slow) werden ausschließlich nach ca. 60.000 Jahren im Feld West 2 lithostatische Drücke berechnet. Im dritten und vierten Fall (Ref-AB1-1 und Ref-AB1-1-slow) nach ca. 200.000 Jahren im Feld West 2. Im fünften Fall (Ref-B1-2) werden ausschließlich nach ca. 500 – 1000 Jahren lithostatische Gasdrücke in der südlichen Einlagerungsstrecke im Feld Ost 12 berechnet. Eine langsamere Konvergenzrate hat in diesen Analysen demnach kaum Relevanz für die maximalen im Endlagerbergwerk entstehenden Drücke, nur die erhöhten Drücke in der südlichen Einlagerungsstrecke des Feldes Ost 12 werden in den Rechenfällen mit langsamer Kompaktion nicht berechnet.

Für die Berechnungen wird vereinfachend davon ausgegangen, dass Gase in das Wirtsgestein infiltrieren, sobald der Druck den lithostatischen Druck auch nur minimal übersteigt. In diesem Fall wird der Gasdruck im Rechenmodell auf den lithostatischen Druck beschnitten und der dadurch entstehende Gasverlust bilanziert. Für Fall Ref-B1-

2 sind dies ca. 280 Norm-m<sup>3</sup>. Im Fall Ref-AB1-2 sind dies 280 Norm-m<sup>3</sup> nach 1000 Jahren und ca. 105.000 Norm-m<sup>3</sup> nach etwa 60.000 Jahren im Feld West 2. Letzteres gilt ebenso für den Rechenfall Ref-AB1-2-slow. Für die Rechenfälle Ref-AB1-1 und Ref-AB1-1-slow sind es ca. 40.000 Norm-m<sup>3</sup> im Feld West 2. Unter den dann herrschenden Druckbedingungen im Endlager (ca. 18,8 MPa) wären dies ca. 1,5 m<sup>3</sup> (280 Norm-m<sup>3</sup>), 560 m<sup>3</sup> (105.000 Norm-m<sup>3</sup>) und 213 m<sup>3</sup> (40.000 Norm-m<sup>3</sup>).

Die vergleichsweise hohen Fluiddrücke können nur durch Gasbildung oder Kompaktion entstehen. Im Feld Ost 12 steht für die südliche Strecke insgesamt mehr Wasser für die Korrosion pro Strecke zur Verfügung als in den anderen Strecken der östlichen Einlagerungsfelder (Materialgebiet EINL4; Anhang A.3.5: alle angegebenen Behälter befinden sich in einer Strecke). Der Korrosionsprozess ist in der betreffenden Strecke in den Rechenfällen Ref-B1-2 und Ref-AB1-2 nach ca. 1000 bzw. 5000 Jahren abgeschlossen, der Kompaktionsprozess schon nach 100 Jahren. Durch die langsame Gasentstehung aufgrund der niedrigen Korrosionsrate kann kein Gegendruck aufgebaut werden, welcher die Kompaktion verlangsamen könnte. Somit werden in beiden Rechenfällen die hohen Gasdrücke im Feld Ost 12 durch die korrosionsbedingte Gasproduktion ausgelöst, weil noch nach Erreichen der Grenzporosität Gas gebildet wird. Im Falle des äquivalenten Rechenfalls mit langsamer Kompaktion (Ref-AB1-2-slow) ist der Kompaktionsprozess später abgeschlossen, das entstandene Gas ist im Porenraum mobil und kann entweichen, so dass in diesem Rechenfall keine erhöhten Drücke in dieser Strecke erreicht werden.

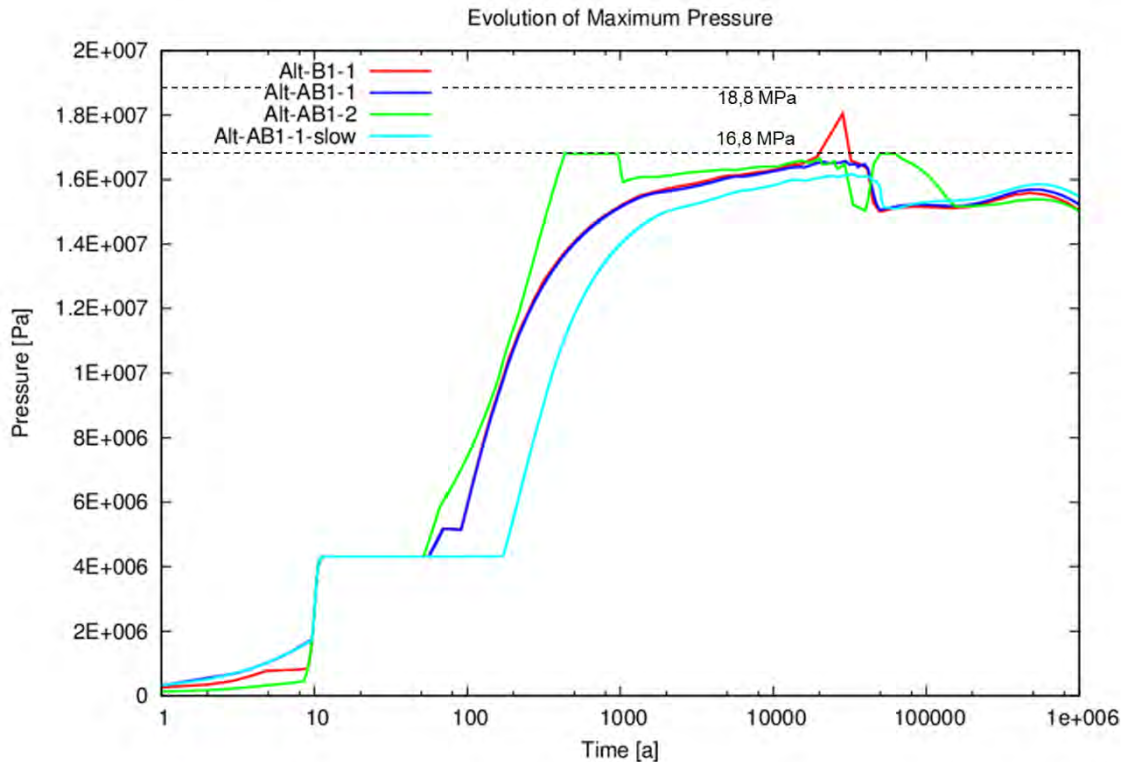
In den oben genannten Rechenfällen sind die Fluiddrücke im Feld West 2 zu einem deutlich späteren Zeitpunkt erhöht. In allen Einlagerungstrecken des Feldes West 2 ist der Versatz nach ca. 100 Jahren auf die hier minimal mögliche Porosität von 25 % kompaktiert. Im angeschlossenen Querschlag wird die Grenzporosität von 1 % erst nach fast 4500 Jahren erreicht. In den betreffenden Rechenfällen mit langsamer Kompaktion (Ref-AB1-1-slow, Ref-AB1-2-slow) wird diese Porosität einige Zeit später erreicht: im Feld West 2 nach ca. 250 Jahren und im angeschlossenen Querschlag nach ca. 500 Jahren. In den beiden südlichen Einlagerungstrecken ist die Korrosion nach ca. 10.000 und 25.000 Jahren (Ref-AB1-2 sowie Ref-AB1-2-slow) bzw. 40.000 und 60.000 Jahren (Ref-AB1-1 sowie Ref-AB1-1-slow) abgeschlossen, nur in den beiden nördlichen Einlagerungstrecken verläuft die Korrosion länger als 100.000 Jahre (Ref-AB1-1 sowie Ref-AB1-1-slow), da die Wassermenge pro Behälter hier im Vergleich deutlich höher ist. Die hohen Fluiddrücke sind dementsprechend in diesen beiden Einlage-

rungsstrecken lokalisiert. An dieser Stelle wird erneut die Wirkung der Kombination von bereits abgeschlossener Kompaktion und noch stattfindender Korrosion deutlich.

Die Möglichkeit einer Infiltration von Gasen bei Drücken nahe dem lithostatischen Druck ohne Bildung von makroskopischen Brüchen wurde experimentell nachgewiesen /POP 12a/. Dennoch ist der Infiltrationsprozess Gegenstand von Forschung und Entwicklung (Kap. 7). Vor allem der Transport innerhalb des Gebirges kann zurzeit nicht simuliert werden. Insofern sind auch keine quantitativen Aussagen zur möglichen Schädigung des Gebirges durch die Infiltration von Gasen auf Basis dieser Berechnungen möglich. Eine Diskussion und grobe Abschätzung möglicher Folgen der Infiltration für die Integrität der geologischen Barriere erfolgt in Kap. 5.

#### **4.2.5.3 Ergebnisse aus Rechenfällen der Alternativszenarien**

Auch für die Alternativszenarien wird das FEP *Druckgetriebene Infiltration von Fluiden ins Salzgestein* betrachtet, falls der durch Korrosion entstehende Gasdruck über dem lithostatischen Druck liegt. Zusätzlich soll das Alternativszenarium A1i8 betrachtet werden, in welchem der notwendige Druck zur Gasinfiltration geringer ist. Die Entwicklung des maximalen Fluiddrucks für die Rechenfälle der Alternativszenarien ist in Abb. 4.97 dargestellt.



**Abb. 4.97** Entwicklung des maximalen Fluidrucks (Alternativszenarien)

Gestrichelte Linie: Abschneidedruck von 18,8 MPa bzw. 16,8 MPa für das Alternativszenario A1i8

Für das Alternativszenarium A1i4 („Metallkorrosion“) wurde eine hohe Metallkorrosionsrate betrachtet. Die Analysen zeigen keine erhöhten Gasdrücke. Das im Kap. 4.2.5.1 beschriebene Systemverhalten zeigt im Gegenteil, dass hohe Korrosionsraten eher einen homogenen Fluiddruck im Grubenbau bewirken, da das entstandene Gas zu frühen Zeiten im noch nicht kompaktierten Porenraum mobil ist.

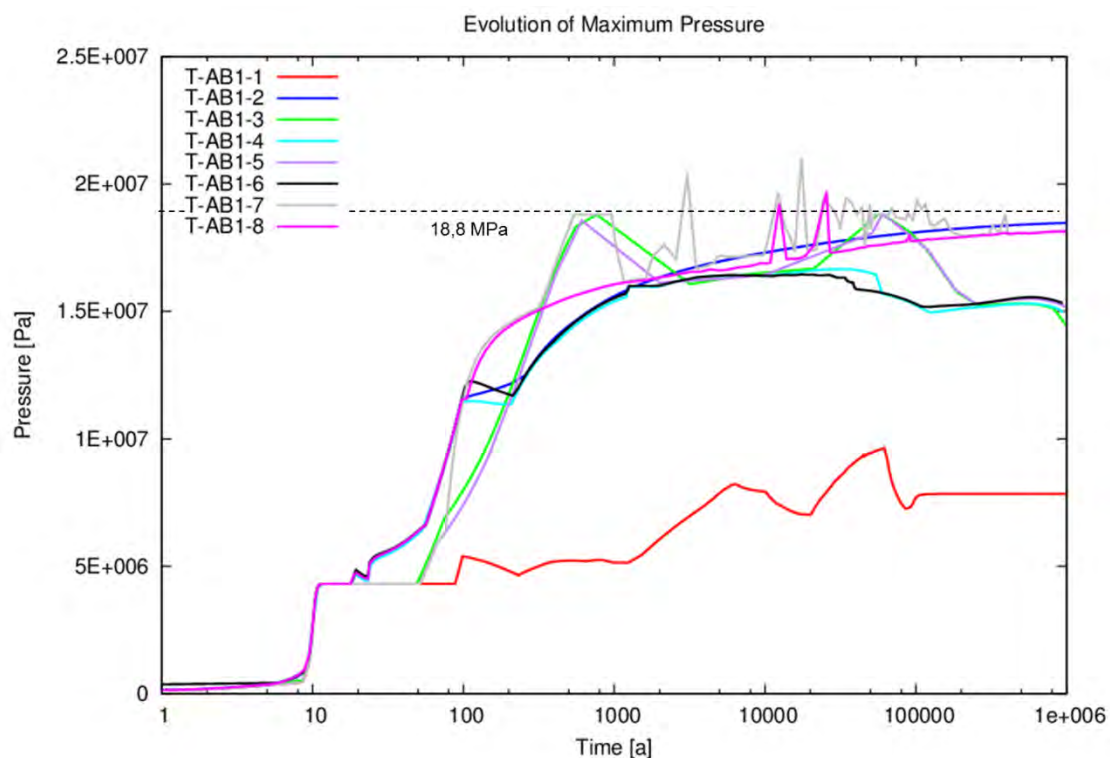
Für das Alternativszenarium A1i8 sollen nach /BEU 12/ die Konsequenzen betrachtet werden, wenn der zur Gasinfiltration erforderliche Fluiddruck um 2 MPa kleiner ist als der lithostatische Druck (demnach 16,8 MPa). Wie bereits erwähnt sind der allgemeine Prozess der Gasinfiltration und die daraus resultierenden Konsequenzen Gegenstand von Forschung und Entwicklung. Es lässt sich aus den durchgeführten Berechnungen ausschließlich das Volumen des Gases ermitteln, welches zur Gasinfiltration zur Verfügung stünde (Alt-AB1-2). Dies sind ca. 230.000 Norm-m<sup>3</sup> statt zuvor 105.000 Norm-m<sup>3</sup> und unter Endlagerbedingungen ca. 1200 m<sup>3</sup>. Eine Diskussion möglicher Folgen der Infiltration für die Integrität der geologischen Barriere erfolgt – wie für das Referenzszenarium – in Kap. 5.



#### 4.2.5.4 Ergebnisse aus anderen Berechnungsvarianten

Für die hydrodynamischen Analysen war es das Ziel der Grenzfallbetrachtungen und Testfälle (Tab. A.1) im Sinne von *what-if*-Betrachtungen auszuloten welche Parameter oder Parameterkombinationen dazu führen, dass der Druck im Endlagersystem stark ansteigt, so dass ggf. große Mengen Gas zur Infiltration zur Verfügung stehen. Diese Parameterstudien können eine umfangreiche Sensitivitätsstudie nicht ersetzen (zu den Gründen siehe Kap. 3), liefern aber möglicherweise erste Hinweise auf die Systemrelevanz der Parameter. Hier soll kurz auf diese Parameter eingegangen werden.

Die Ergebnisse der Druckentwicklung dieser Rechenfälle sind in Abb. 4.98 dargestellt. In den Rechenfällen T-AB1-3, T-AB1-5 und T-AB1-7 wird der lithostatische Druck überschritten. Im ersten Fall wurde die Permeabilität der Dichtpfropfen herabgesetzt, im zweiten Fall wurde die Bergfeuchte im Salzgrusversatz der Querschläge der Einlagerungsfelder als zur Verfügung stehende Lösungsmenge zur Korrosion addiert und im dritten Fall wurde die initiale Flüssigkeitssättigung auf 5 % heraufgesetzt, so dass die Kompaktion im Ostflügel in jedem Fall zu mit Flüssigkeit gefüllten Porenräumen führt.



**Abb. 4.98** Entwicklung des maximalen Fluiddrucks (andere Berechnungsvarianten)

Gestrichelte Linie: Abschneidedruck von 18,8 MPa

Bis auf den letzten Fall (T-AB1-7) hat im Vergleich zum Referenzszenarium keine dieser Parameteränderungen einen großen Einfluss auf den Fluiddruck. Allen diesen Fällen ist die geringe Korrosionsrate ( $0,1 \mu\text{m/a}$ ) gemeinsam. Für diese Korrosionsrate werden auch in den vergleichbaren Rechenfällen (s. a. Tab. A.1) des Referenzszenariums hohe Drücke berechnet.

Analog zur Parametervariation in den Rechenfällen des Referenzszenariums wurde auch in den vorliegenden Rechenfällen der Parameter „Korrosionsrate“ variiert (auf  $5,1 \mu\text{m/a}$ ; T-AB1-4, T-AB1-6, T-AB1-8). Die Berechnungsergebnisse sind ebenfalls vergleichbar zu den Rechenfällen des Referenzszenariums. Es wurden für die Rechenfälle T-AB1-4 und T-AB1-6 keine Gasdrücke berechnet, die an den lithostatischen Druck heranreichen. Für den Rechenfall T-AB1-8 wird ebenfalls (wie auch bei T-AB1-7) – wenn auch nur kurzzeitig – zwei Mal der lithostatische Druck erreicht.

Somit hat in diesen Analysen der Parameter der initialen Flüssigkeitssättigung (5 %) einen Einfluss auf den Fluiddruck (besonders Rechenfall T-AB1-7). Im Vergleich mit dem entsprechenden Fall des Referenzszenariums (Ref-AB1-2) wird der lithostatische Druck öfter erreicht, besonders ab ca. 10.000 Jahren. In Abb. A.75 ist die zur Verfügung stehende Menge Gas dargestellt, die zur Gasinfiltration zur Verfügung stünde. Entsprechend ist für den Fall T-AB1-7 mehr Gas vorhanden ( $150.000 \text{ Norm-m}^3$ ) als für den entsprechenden Rechenfall des Referenzszenariums ( $105.000 \text{ Norm-m}^3$ ). Die Lokation, an der dieser Fluiddruck entsteht, ist hingegen die gleiche, es handelt sich wiederum um die beiden nördlichen Strecken des Feldes West 2. Im Feld West 2 beträgt die Restporosität in der Strecke durch die Behälter auch in diesem Rechenfall 25 %. Damit kann die Kompaktion keinen vollständig mit Flüssigkeit gefüllten Porenraum schaffen. Der Grund für die berechneten hohen Drücke ist ausschließlich der nur leicht geringere Porenraum, der (im Vergleich zum Rechenfall Ref-AB1-2) initial mit 5 % Lösung gefüllt ist.

Die Parametervariationen dieser Grenz- und Testfallberechnungen lassen demnach den Schluss zu, dass der Parameter „initiale Lösungssättigung“ einen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse bzgl. der Druckentwicklung im Endlagersystem hat.

#### 4.2.5.5 Differenzbetrachtung zur Einlagerungsvariante C

Die Einlagerungsvariante C (Bohrlochlagerung) konnte aus den in Kap. 2.3 genannten Gründen nicht in Rechenfällen betrachtet werden. Im Lichte der Ergebnisse zu den Varianten AB1 und B1 soll hier kurz betrachtet werden, welche Unterschiede in den betrachtenden Prozessen zu erwarten sein könnten.

Bei der Variante C, Bohrlochlagerung, bleibt der Westflügel des Endlagerbergwerks unverändert, im Ostflügel werden die wärmentwickelnden Abfälle in Bohrlöchern statt in Strecken eingelagert. Die Einzelergebnisse im Hinblick auf den Fluiddruck und die Fließwege im Westflügel würden somit ähnlich auch für die Einlagerungsvariante AC gelten.

Anders stellt sich die Situation für die reine Variante C und für das Zusammenwirken der Teile A und C des Endlagerbergwerks bzgl. des Infrastrukturbereichs dar. Die Ergebnisse für das Variante AB1 zeigen, dass die zwei Teile des Endlagers so zusammenwirken, dass große Teile des entstehenden Gases über den Streckenverschluss des mittleren Querschlags in den Infrastrukturbereich strömen. Falls im Bohrlochkonzept eine ähnliche Menge Gas entstünde, liegt es nahe zu vermuten, dass die Auswirkungen für den Infrastrukturbereich (z. B. der Gasfluss in den Infrastrukturbereich hinein) ebenfalls ähnlich wären.

Für das entstehende Gas ist ein mit dem Streckenlagerungskonzept vergleichbares Verhalten zumindest fraglich, da es eine Reihe von Prozessen gibt, die im Endlagerbergwerk für die Variante C deutlich andere Auswirkungen haben als für die Variante B1. Zunächst müsste betrachtet werden, was mit den gasförmigen Fluiden im Bohrloch geschieht; ob sie beispielsweise am Ort verbleiben oder auch in den versetzten und verschlossenen Bohrlöchern so mobil sind, dass sie in die Querschläge und Richtstrecken fließen können. Die Auswirkungen des Fluiddrucks auf die Bohrlochverschlüsse sowie die Gasinfiltration ins Wirtsgestein in den Bohrlöchern müssten dementsprechend betrachtet werden. Weiterhin sind die thermomechanischen Auswirkungen der Bohrlochlagerung auf die Konvergenz und damit auf die Kompaktion des Salzgrusversatzes andere als bei der Variante B1. Der Grund dafür ist, dass durch die Einlagerung der Abfälle in tiefen Bohrlöchern das thermische Maximum nicht auf der Teufe der Querschläge und Richtstrecken liegt, sondern deutlich tiefer. Vermutlich verläuft die Kompaktion auf der Einlagerungssohle somit im Vergleich zur Einlagerungsvariante B1 langsamer ab. Für eine Abschätzung sind die betrachteten Prozesse vor allem in ihrer

Interaktion aber zu komplex. Für verlässlichere Aussagen sind Berechnungen notwendig, die aufgrund der in Kap. 2.3 erwähnten Ursachen – Änderung der Berechnungsmodelle und Wiederholung der Berechnungen aufgrund zweimal geänderter Abfallmengen durch die Laufzeitverlängerung und den Beschluss des Ausstiegs aus der Kernenergienutzung – nicht durchgeführt werden konnten.

#### **4.2.6 Zusammenfassung und Ausblick sowie FuE Bedarf**

Zwei wesentliche Ziele wurden mit den fluiddynamischen Analysen verfolgt: Zuerst die Untersuchung der entstehenden Gasdrücke im Hinblick auf die durch Referenz- und Alternativszenarien identifizierten kritischen Gasdrücke und als zweites die Erlangung eines grundlegenden Systemverständnisses der fluiddynamischen Prozesse im Endlager.

In Bezug zum Referenzszenarium und in Bezug zu den Alternativszenarien wurde im Rahmen der hydraulischen Analysen geprüft, ob es möglicherweise zu einer Gasinfiltration ins Gebirge kommt. In den meisten Berechnungsfällen wird der dazu als notwendig angenommene lithostatische Druck (18,8 MPa) von den Gasdrücken im Endlager nicht erreicht. Dies gilt sowohl für das Referenz- als auch für die Alternativszenarien. Für das Referenzszenarium wird der lithostatische Druck in fünf Rechenfällen überschritten: in vier Rechenfällen für die Einlagerungsvariante AB1 und in einem Fall für die Einlagerungsvariante B1. Danach können je nach Rechenfall und Zeitpunkt bis zu 560 m<sup>3</sup> (bei 18,8 MPa Druck) in das Wirtsgestein migrieren. Im Falle der betrachteten Alternativszenarien wird der lithostatische Druck in einem Fall überschritten, es können ebenfalls maximal 1200 m<sup>3</sup> in das Nebengestein eindringen. Die möglichen Konsequenzen werden in Kap. 5 diskutiert.

Die Umverteilung von Fluiden zwischen einzelnen benachbarten Feldern, die als Quelle oder Senke fungieren, ist beiden Endlagerteilen (West- und Ostflügel) gemeinsam und charakterisiert die hydraulische Entwicklung im Endlagerbergwerk. Der Infrastrukturbereich bildet hingegen wegen seines großen Speichervolumens stets eine Senke für das mobile Gas des Endlagers. Dies fließt über die Streckenverschlüsse in den Querschlägen in den Infrastrukturbereich. Die größte Menge Gas gelangt über den mittleren Querschlag in den Infrastrukturbereich.

Die Gasmenge ist in allen Berechnungen nach Abschluss der Korrosion gleich, da der limitierende Faktor für die Korrosion in allen Fällen die vorhandene Lösungsmenge ist.

Insgesamt führt eine schnelle Korrosion zu einer homogenen Verteilung der gasförmigen Fluide mit gleichmäßiger Fluiddruckverteilung im Grubenbau, während langsamere Korrosion zu einer heterogenen Verteilung mit lokal niedrigen und höheren Fluiddrücken führt. Die Rate der Konvergenz bzw. Kompaktion hat einen relativ geringen Einfluss auf den Fluiddruck. Durch die angenommene kleine – aber in Bezug zum Nachweiszeitraum numerisch nicht vernachlässigbare Permeabilität – ist in diesen Berechnungen Gasfluss noch nach langen Zeiträumen möglich.

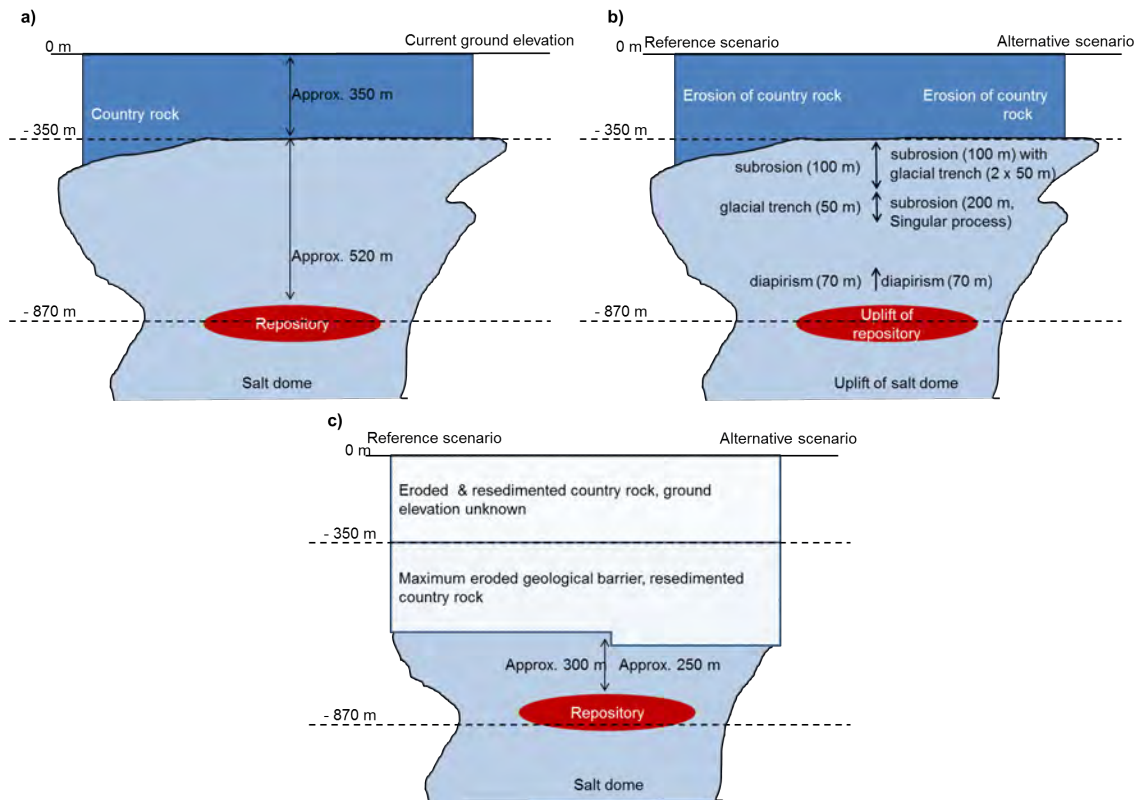
### **4.3 Diapirismus, Subrosion und Rinnenbildung**

Es können nicht alle erforderlichen Teilaspekte der Szenarien einer rechnergestützten Integritätsanalyse unterzogen werden. Dies ist der Fall für die FEP *Subrosion* (damit zusammenhängend *Auflösung und Ausfällung*), *Glaziale Rinnenbildung* und das FEP *Diapirismus*. In diesen Fällen können nur Argumente für oder gegen eine Integritätsverletzung herangezogen werden. Aus dieser Argumentation erfolgt eine Abschätzung der Konsequenzen für die Integrität der geologischen Barriere, die konservativ sein soll. Zu erwähnen ist ebenso, dass diese Prozesse in ihrer Wirkung zueinander kumulativ betrachtet werden. Allerdings finden sie weit nach Abklingen des Wärmeeintrags durch die wärmentwickelnden Abfälle statt, so dass die in Kap.4.1 berechnete Integritätsverletzung nicht noch hinzugerechnet werden muss.

Im Fall der weiteren Hebung durch den natürlichen Diapirismus besteht die Möglichkeit, dass die Abfälle ebenfalls diese Hebung erfahren. Für die weiteren Betrachtungen wird deshalb unterstellt, dass dies so geschieht. Dementsprechend wird davon ausgegangen, dass das Endlagerbergwerk ca. 70 m höher liegt als geplant. Dieser Wert ist laut /BEU 12/ für die Alternativszenarien abdeckend.

Das Endlager befindet sich auf einer Ausgangsteufe von 870 m. Die geologische Barriere hat bis zum Salzspiegel eine Mächtigkeit von ca. 520 m (Abb. 4.99a). Der Prozess der Auflösung und Ausfällung führt im Zusammenhang mit der Subrosion zu einer Abtragung von ca. 100 m der geologischen Barriere (Abb. 4.99b; Kap. 3.3 und /BEU 12/). Inwiefern die Temperaturerhöhung am Salzspiegel einen Einfluss auf den Subrosionsprozess hat wurde bisher nicht quantifiziert. Die Entstehung einer glazialen Rinne führt dazu, dass die Mächtigkeit der geologischen Barriere um weitere 50 m abnimmt (Abb. 4.99b). Die Mächtigkeit der geologischen Barriere wird um insgesamt 150 m verringert (auf 370 m).

Selbst wenn man den Aufstieg des Endlagers durch den Diapirismus in der Form berücksichtigt, dass hierdurch ebenfalls die Mächtigkeit der Barriere verringert wird, verbleiben 300 m als wirksame geologische Barriere oberhalb des Einlagerungsbereiches (Abb. 4.99c).



**Abb. 4.99** Skizze zur nicht rechnergestützten Integritätsanalyse

Nicht maßstabsgetreu; a) Ausgangszustand des Standorts; b) Mächtigkeitsverringern durch die Prozesse Rinnenbildung, Subrosion, Diapirismus für Referenzszenarium (links) und Alternativszenarien (rechts); c) Möglicher Endzustand des Standorts für Referenzszenarium (links) und Alternativszenarien (rechts)

Für die zu betrachtenden Alternativszenarien ergeben sich im Hinblick auf die Analyse wenige Unterschiede. Da der postulierte Hebungsbeitrag (70 m) für den Diapirismus bereits das Alternativszenarium abdeckt, müssen ausschließlich Subrosion und Rinnenbildung (Alternativszenarien bzgl. glazialer Rinnen sind: A1a1, A1a2 und A1i1) untersucht werden. Beide Prozesse hängen stark voneinander ab. Laut /BEU 12/ erhöht sich der Betrag der erosiven Tiefenwirkung der Rinne auf 100 m, bzw. es sind zwei Rinnen mit je 50 m zu betrachten (Alternativszenarium A1a1, Abb. 4.99b). Somit würde die Mächtigkeit der Barriere für die Alternativszenarien ca. 50 m weniger betragen als für das Referenzszenarium, also 250 m (Abb. 4.99c). Im Falle des Alternativszenari-

ums A1a2 ändert sich die Tiefenwirkung der Rinne bzgl. des Lockergesteins, was für die geologische Barriere, die nur aus Steinsalz besteht, keine integritätsverletzenden Konsequenzen hat. Für das Alternativszenario A1i1 und A1i9 wird das Zusammenwirken von Subrosion und der Entstehung einer glazialen Rinne bzw. der einzelne Vorgang der Subrosion betrachtet. Für beide Szenarien wird die Mächtigkeit der geologischen Barriere um insgesamt 200 m reduziert, so dass eine Barriere von 320 m oberhalb des Einlagerungsbereiches verbleibt. Berücksichtigt man die Hebung durch den natürlichen Diapirismus, so beträgt die verbliebene Mächtigkeit der geologischen Barriere wie in A1a1 auch hier 250 m (ebenfalls Abb. 4.99c).

Es stellt sich die Frage, ob zusätzlich zur Reduktion der geologischen Barriere die Verletzung der Integritätskriterien durch die Einlagerung der wärmeentwickelnden Abfälle zu berücksichtigen ist. In /MRU 11/ wird dargelegt, dass der Diapirismus am Standort Gorleben nahezu abgeschlossen ist bzw. sich die Hebungsrates degressiv entwickelt. Relevant ist, dass die möglicherweise miteinander wechselwirkenden Prozesse Diapirismus (Hebung des Endlagers), Subrosion und die Entstehung der glazialen Rinne vergleichsweise spät stattfinden, wenn der Wärmeeintrag durch die Abfälle bereits abgeklungen ist. Daher müssen die Resultate der thermomechanischen Berechnungen aus Kap. 4.1.2 hier nicht berücksichtigt werden, d. h., es liegt keine zusätzliche endogene bedingte Schädigung der Salzbarriere vor.

Zu berücksichtigen ist möglicherweise das Ausmaß der Verletzung der Kriterien durch die thermomechanischen Auswirkungen der klimatischen Prozesse (Gletscherüberfahung). Dagegen spricht, dass die Randlage (bzw. das Vorrücken oder Abschmelzen) eines Gletschers, die zur Verletzung der Integritätskriterien im Bereich des Salzspiegels führt, nicht zum gleichen Zeitpunkt wie Subrosion bzw. die glaziale Rinnenbildung wirken. Eine glaziale Rinne entsteht unterhalb eines Eisschildes, also bei vollständiger Gletscherüberdeckung des Standorts (FEP *Glaziale Rinnenbildung*; /WOL 12a/). Zum Zeitpunkt der vollständigen Eisüberdeckung ist wiederum kein Einfluss auf die Integrität der geologischen Barriere berechnet worden. Allerdings führt auch eine Berücksichtigung der in Kap. 4.1.4 berechneten lokalen Kriterienverletzungen nicht zu einer durchgehenden Integritätsverletzung der geologischen Barriere. Für den Fall einer randlichen Gletscherlage wird das Dilatanzkriterium am Salzspiegel lokal begrenzt und nur im Saumbereich verletzt. Das Minimalspannungskriterium wird ebenso am Salzspiegel nur minimal verletzt. Die hier durchgeführten Betrachtungen lassen deshalb den Schluss zu, dass selbst für eine ungünstige Abfolge, die dazu führt, dass die

Mächtigkeit der Salzbarriere minimiert wird, die Integrität der geologischen Barriere erhalten bleibt.

Auch wenn demnach keine Integritätsverletzung abgeleitet werden kann, können doch weitere Analysen (Berechnungen) das Bild vervollständigen. Dazu könnte man beispielsweise innerhalb des Referenzszenariums bzw. der geologische Langzeitprognose eine geologische Situation so entwickeln, dass die Erstellung eines geologischen Profils zu bestimmten zukünftigen Zeitpunkten möglich wäre. Anhand dieses Profils könnten Rechenfälle entwickelt werden. Damit könnte man zu einen Zeitpunkt, der äquivalent zu Abb. 4.99c wäre, quantitative Aussagen zu den Auswirkungen weiterer klimatischer und auch anderer exogener geologischer Prozesse auf die Integrität der geologischen Barriere machen.



## 5 Bewertung

Die Ergebnisse der im vorhergehenden Kapitel erfolgten Analysen der einzelnen Rechenfälle werden an dieser Stelle bewertet. Ort und Ausdehnung der Verletzung der Integritätskriterien werden hinsichtlich ihrer Bedeutung für das Referenzszenarium und für die Alternativszenarien beurteilt. Die Bewertung der Integritätsverletzung der geologischen Barriere für das Referenzszenarium kann damit für die Gesamtaussage zur Integrität des ewG und seiner Ausweisung herangezogen werden, welche im Synthesebericht zur VSG (AP 13) getroffen wird. Die Bewertung der Integritätsverletzung der geologischen Barriere um das Endlagerbergwerk für die Alternativszenarien fließt in die Analysen der radiologischen Langzeitanalyse ein (AP 10).

### 5.1 Referenzszenarium

Für das Referenzszenarium mussten vor allem die FEP *Konvergenz* und *Spannungsänderungen und -umlagerungen* in den Analysen zur thermomechanischen Beanspruchung der geologischen Barriere aufgrund des Wärmeeintrags der Abfälle betrachtet werden. Anzumerken ist, dass die Berechnungen dokumentieren, dass aus dem Wärmeeintrag innerhalb der ersten 1000 Jahre die relativ größten Belastungen der geologischen Salzbarriere resultieren.

Für Bereiche nahe der Streckenkontur wird in den Analysen beobachtet, dass sich eine Auflockerungszone (EDZ) ausbildet. Das heißt, dass dort das Dilatanzkriterium verletzt ist. Diese Auflockerungszone ist räumlich sehr begrenzt und auf bis zu drei Meter des die Hohlräume umgebenden Salzgebirges beschränkt. Das Minimalspannungskriterium wird thermomechanisch bedingt um den Grubenbau des Endlagerbergwerks nicht verletzt. Das bedeutet, dass sich der Sicherheitsabstand zu den potenziell lösungsführenden Schichten von 50 m maximal um ein bis zu drei Metern mächtige Auflockerungszone verringert wird, ohne dass vom Endlager ausgehend durchgehende Wegsamkeiten entstehen. Das Minimalspannungskriterium wird im Bereich des zerblockten Anhydrits im Falle der Einlagerungsvariante C bis zu mehrere hundert Meter unterhalb der Einlagerungssohle (unterhalb des Infrastrukturbereichs) verletzt (z. B. Abb. A.44). Deshalb wird an dieser Stelle postuliert, dass eine Wegsamkeit zwischen den Anhydritblöcken bis in den Infrastrukturbereich entstehen kann. Falls weiterhin das Vorhandensein von Lösungen in diesen Anhydritblöcken angenommen wird, sollte im

Rahmen der Konsequenzenanalyse untersucht werden, welche Auswirkungen diese Annahmen haben<sup>9</sup>.

Der thermische Eintrag führt temporär zu thermisch induzierten Volumendehnungen des Salzgebirges, so dass der Bereich vom Endlager aus bis hin zur Geländeoberfläche eine Hebung erfährt. Je nach Berechnungsprogramm liegt diese Hebung für den Salzspiegel zwischen 1,3 m und 1,9 m innerhalb von 1000 und 2100 Jahren, und somit zwischen 1,3 mm/a und 0,9 mm/a. Für die Bereiche nahe am Endlager und am Salzspiegel sind diese Beträge und Raten größer (z. B. 1,8 mm/a, Abb. 4.17). Diese Aufstiegsraten übertreffen die im Referenzszenarium genannten Raten des *Diapirismus* (max. 0,07 mm/a) um mindestens eine Größenordnung. Man kann davon ausgehen, dass die geomechanischen Auswirkungen (z. B. Differenzspannungen) auf den Salzstock durch den thermischen Eintrag größer sind als durch den *Diapirismus*.

Die Lageverschiebung des gesamten Endlagers durch den *Diapirismus* wurde in Kap. 4.3 betrachtet. Hier konnten die Integritätskriterien nicht numerisch betrachtet werden, so dass grob vereinfacht und konservativ davon ausgegangen wurde, dass die geologische Barriere um den Betrag der postulierten Hebung (ca. 70m; /BEU 12/) reduziert wird. Unter diesen Voraussetzungen kann durch die verbal-argumentative Integritätsanalyse der (verbleibenden) geologischen Barriere eine Verletzung der Integritätskriterien ausgeschlossen werden.

Durch die Erwärmung und Hebung ändert sich der Spannungszustand auch am Salzspiegel. Dort tritt eine Verletzung des Minimalspannungskriteriums ein. Je nach Berechnungsprogramm und Einlagerungsvariante liegt diese Verletzung zwischen 90 m und 210 m unter dem Salzspiegel. Beide Berechnungsprogramme zeigen ebenfalls eine lokal begrenzte Verletzung des Dilatanzkriteriums am Salzspiegel im Bereich des Kristallbrockensalzes. Über der Einlagerungssohle verbleibt demnach vertikal ein Bereich von ca. 390 m ohne Integritätsverletzung durch Erwärmung und Hebung.

Die Auswirkungen eines Erdbebens wurden ebenfalls berechnet. Der Spannungszustand ändert sich in einem Maße, die im ungünstigen Fall zur Ausweitung der Verlet-

---

<sup>9</sup> Im Rahmen eines Alternativszenariums „Schachtverschlussversagen“ wird betrachtet, dass sofort nach Verschluss des Endlagers Lösung in den Infrastrukturbereich zutritt. Möglicherweise wird deshalb dieser Fall der Wegsamkeit nicht in einem separatem Rechenfall betrachtet werden müssen /LAR 12/.

zung des Minimalspannungskriteriums am Salzspiegel um zusätzlich ca. 30 m führt. Damit verbleibt ein vertikal über dem Einlagerungshorizont gelegener Bereich von 360 m ohne Erdbeben- und thermisch bedingte Integritätsverletzung.

In den Grubenbauen des Endlagers wurden ebenfalls die Auswirkungen des sich durch Kompaktion und Metallkorrosion erhöhenden Gasdrucks betrachtet. Für die Rechenfälle des Referenzszenariums kommt es zu einer frühen Infiltration von wenigen m<sup>3</sup> Gas ins Wirtsgestein. Für diese 280 Norm-m<sup>3</sup>, was 1,5 m<sup>3</sup> bei lithostatischem Druck entspricht, wäre am Entstehungsort in aufgeweiteten Poren oder entstandenen Mikrorissen in der EDZ ausreichend Volumen vorhanden. Für die mitbetrachtete Option der Einlagerung radioaktiver Abfälle mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung im Westflügel (Variante AB1) zeigen die Rechenergebnisse dort auch die Infiltration von erheblichen Mengen Gas ins Wirtsgestein zu sehr späten Zeitpunkten: 105.000 Norm-m<sup>3</sup> bzw. 560 m<sup>3</sup> (bei lithostatischem Druck).

Die Prozesse, die die Interaktion zwischen Gas und Gebirge steuern, sind noch nicht ausreichend verstanden. Die integritätsgefährdende Konsequenz hoher Fluiddrücke sollte weiterhin Gegenstand von Forschung und Entwicklung sein. Bekannt ist, dass besonders die Rate des Druckaufbaus eine Rolle spielt. Ein makroskopischer Riss (ein sog. „Frac“) tritt vorwiegend bei hohen Druckaufbauraten auf. Dies ist in den Analysen nicht der Fall. Hier erhöht sich der Druck nur langsam innerhalb von 10.000 bis 20.000 Jahren.

Um die Ergebnisse gedanklich einordnen zu können, lässt sich grob (ohne Berücksichtigung von z. B. Spannungsbedingungen oder gerichteter Infiltration) abschätzen, welches Gebirgsvolumen mindestens nötig ist, um die infiltrierte Gasmenge aufzunehmen. Bei einer Porosität von 0,2 % können 560 m<sup>3</sup> Gas im Porenvolumen von etwa 280.000 m<sup>3</sup> Salzgestein aufgenommen werden (das entspricht einem Kubus mit einer Kantenlänge von ca. 64 m), vorausgesetzt, dass sich das Gas homogen verteilt und der Porenhalt vor Infiltration vernachlässigt werden kann. Unter der Annahme dass das Gas gleichmäßig in das Material infiltrierte, werden für die beiden nördlichen Strecken im Feld West 2 mindestens jeweils 15 m Material zur Infiltration ins Nebengestein benötigt. Das entspricht einem Zylinder mit 15 m Radius unter Berücksichtigung der jeweiligen Streckenlängen von 347 m und 216 m. Bezogen auf das Einlagerungskonzept gilt dies ausschließlich für die Variante A, da die Gasproduktion im Westflügel stattfindet. Die Variante B1 ist davon nicht betroffen. Diese Tatsache wie auch die Er-

gebnisse der Analysen zeigen ebenfalls, dass die Fluidynamik im Grubenbau konzeptabhängig und nicht standortabhängig ist.

Neuere Untersuchungen zur druckgetriebenen Gasinfiltration im Steinsalz kommen zu dem Ergebnis, dass eine homogene Fluidausbreitung unter Annahme einer Porenraumausfüllung den Beobachtungen in situ nicht entspricht /MIN 10b/. Die Fluidausbreitung vollzieht sich vielmehr entlang diskreter, gerichteter Fließwege (lithologische Diskontinuitäten, Korngrenzen mit Ausrichtung senkrecht zur minimalen Hauptspannung). Hier besteht weiterer Untersuchungs- und Forschungsbedarf.

Die thermomechanischen Auswirkungen der Kaltzeiten können separat von den thermomechanischen Einflüssen der Einlagerung der Abfälle betrachtet werden. Der Wärmeeintrag durch die eingelagerten Abfälle ist zu Beginn einer Kaltzeit längst abgeschlossen. Die berechneten Varianten einer Gletscherüberfahrung während einer Kaltzeit zeigten eine geringfügige Verletzung des Minimalspannungskriteriums am Salzspiegel sowie flächenhafte Verletzung des Dilatanzkriteriums. Kryogene Risse entstehen selbst bei kurzzeitigen extremen Abkühlungen am Salzspiegel nicht. Damit bleibt ein vertikal über dem Einlagerungshorizont gelegener Bereich von ca. 500 m ohne Integritätsverletzung.

Weitere integritätsgefährdender Prozesse bzw. FEP, die nicht numerisch analysiert werden konnten (Kap. 4.3), wurden grob vereinfacht und sehr konservativ betrachtet. Es wurde angenommen, dass diese Prozesse zur Reduzierung der vertikalen Mächtigkeit der geologischen Barriere führen. Wichtig für die Betrachtung ist, dass der Zeitraum dieser Reduzierung weit nach Verschluss des Endlagers liegt. Die Ursache der zu betrachtenden Prozesse (bis auf den oben diskutierten natürlichen Diapirismus) ist eine Kaltzeit, die zu einem Zeitpunkt prognostiziert wird, an welchem das Temperaturmaximum durch die wärmeentwickelnden Abfälle bereits abgeklungen ist. Die verbleibende intakte geologische Barriere hat nach Berücksichtigung dieser Prozesse immer noch eine Mächtigkeit im Hangenden des Einlagerungsbereiches von ca. 300 m (Abb. 4.99c).

Die Analysen zeigen insgesamt, dass die Integrität eines großen Teils einer ausreichend mächtigen geologischen Barriere um die Grubenbaue des Endlagerbergwerks über den Nachweiszeitraum für die Einlagerungsvariante AB1 und B1 erhalten bleibt. Der Sicherheitsabstand zu den nicht-halitischen Schichten von 50 m wird maximal um eine wenige Meter mächtige Auflockerungszone verringert, ohne dass vom Endlager

ausgehend durchgehende Wegsamkeiten entstehen. Es bleiben Ungewissheiten in Bezug auf die Integritätsgefährdung durch den Fluiddruck im Westfeld des Grubenbaus für die Einlagerungsvariante AB1 bestehen. Unabhängig davon gibt es für Teilaspekte (z. B. druckgetriebene Fluidinfiltration) zur Absicherung der hier gewonnenen Ergebnisse noch FuE-Bedarf.

## **5.2            Alternativszenarien**

Wie bereits im vorhergehenden Kapitel beschrieben, ist die Auflockerungszone und somit die Verletzung des Dilatanzkriteriums lokal sehr begrenzt. Im Bereich um den Grubenbau des Endlagerbergwerks (inklusive Richtstrecken der Erkundungssohle) ist das Minimalspannungskriterium nicht verletzt.

Das heißt für das Alternativszenarium A1a3 („Sicherheitsabstand“), dass der Sicherheitsabstand zu potenziell lösungsführenden Schichten, welcher in diesem Fall nur 40 m beträgt, maximal um eine wenige Meter (bis zu 3 m) mächtige Auflockerungszone verringert ist. Damit gibt es keine durchgängige Integritätsverletzung und keine zusätzliche Wegsamkeit, die im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden muss.

Für das Alternativszenarium A1a4 („unentdeckte offene Klüfte“) bedeutet dies, dass der Sicherheitsabstand zu einer Kluft, welcher in diesem Fall 45 m beträgt, maximal um eine wenige Meter (bis zu 3 m) mächtige Auflockerungszone verringert ist. Es gibt somit keine durchgängige Integritätsverletzung und keine zusätzliche Wegsamkeit, die im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden muss.

In Bezug zum Alternativszenarium A1a5 („Integrität der Schweben“) entsteht zwischen den Richtstrecken der Erkundungssohle und dem Grubenbau der Einlagerungssohle keine Integritätsverletzung. Auch in diesem Fall gibt es keine durchgängige Integritätsverletzung und damit keine zusätzliche Wegsamkeit, die im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden muss.

Für das Alternativszenarium A1i3 („Kriechparameter“) wurden die mechanischen Auswirkungen von höheren Kriechraten durch eine Veränderung des Kriechansatzes erreicht. Die Analysen zeigen, dass höhere Kriechraten eine Verringerung der Ausdehnung des Bereichs am Salzspiegel, in dem das Minimalspannungskriterium verletzt ist, bedeuten. Umgekehrt gilt, dass bei Annahme geringerer Kriechraten sich

der Bereich, in dem das Minimalspannungskriterium am Salzspiegel verletzt ist, ausweitet. Aus Relaxationsversuchen abgeleitete Kriechraten liegen i. a. deutlich unter denen aus Standardkriechversuchen. Hier sind weitere experimentelle Untersuchungen erforderlich. Die Analysen zeigen keine Integritätsverletzung und damit gibt es keine durchgängige Integritätsverletzung und damit keine zusätzliche Wegsamkeit, die im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden muss.

Die erhöhte Metallkorrosion im Alternativszenarium A1i4 („Metallkorrosion“) zeigt ebenfalls keine integritätsgefährdende Auswirkung. Damit gibt es keine durchgängige Integritätsverletzung und keine zusätzliche Wegsamkeit, die im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden muss.

Die Auswirkungen des Alternativszenariums A1i5 („Spannungsänderung und -umlagerung“) sind bereits mit der Parameterbandbreite des Referenzszenariums im Hinblick auf die Gletschermächtigkeit abgedeckt worden. Das Ausmaß der Verletzung der Integritätskriterien ist im Kapitel zuvor beschrieben worden. Durch kleinräumige Verletzungen der Kriterien am Salzspiegel verbleibt ein vertikal über dem Einlagerungshorizont gelegener Bereich von ca. 500 m ohne Integritätsverletzung. Auch in diesem Fall gibt es keine durchgängige Integritätsverletzung und damit keine zusätzliche Wegsamkeit, die im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden muss.

Die zur Gasinfiltration ins Nebengestein zur Verfügung stehende Gasmenge für das Alternativszenarium A1i8 („Druckgetriebene Infiltration von Fluiden in das Salzgestein“) für die Einlagerungsvariante AB1 ist sehr hoch (1300 m<sup>3</sup>), weitaus höher als im Referenzszenarium. Andere Rechenfälle der Alternativszenarien zeigen keine erhöhten Gasdrücke. Die gleiche Abschätzung wie für das Referenzszenarium bereits durchgeführt zeigt, dass theoretisch zur zylinderförmigen Infiltration des Gases ins Nebengestein unter Berücksichtigung der jeweiligen Streckenlängen und des erforderlichen Wirtsgesteinsvolumens von 650.000 m<sup>3</sup> mit 0,2 % Porosität ein Radius von 24 m notwendig wäre. Auch an dieser Stelle sei auf den notwendigen Forschungsbedarf zum Prozess der Gasinfiltration hingewiesen.

Analog zum Referenzszenarium wurden auch für die Alternativszenarien A1a1, A1a2, A1i1 und A1i9 (alle zum FEP *Glaziale Rinnenbildung* und *Subrosion*) weitere integritätsgefährdender Prozesse bzw. FEP, die nicht numerisch analysiert werden konnten, betrachtet. In einigen Fällen ist die Parameterwahl bzw. die Ausprägung des Referenz-

szenariums bereits abdeckend für die Alternativszenarien /BEU 12/. Dies gilt für den Diapirismus sowie für den kombinierten Prozess der Rinnenbildung mit der voraussehlenden Subrosion. Für die zu betrachtenden Alternativszenarien erhöht sich der Betrag der erosiven Tiefenwirkung der Rinne auf 100 m, bzw. es sind zwei Rinnen mit je 50 m zu betrachten oder der alleinige Prozess der Subrosion führt zu einem Abtrag von 200 m. Die intakte geologische Barriere hat nach Berücksichtigung dieser Prozesse eine Mächtigkeit von ca. 250 m (Abb. 4.99c), auch in diesem Fall gibt es keine durchgängige Integritätsverletzung. Somit muss keine zusätzliche Wegsamkeit im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse berücksichtigt werden.

Analog zu den Rechenfällen der Referenzszenarien haben die Analysen zu den Alternativszenarien insgesamt ergeben, dass die Integrität eines großen Teils einer ausreichend mächtigen geologischen Barriere um die Grubenbaue des Endlagerbergwerks über den Nachweiszeitraum für die Einlagerungsvarianten B1 und AB1 erhalten bleibt. Der Sicherheitsabstand zu den nicht-halitischen Schichten von 40 m wird maximal um eine wenige Meter mächtige Auflockerungszone verringert, ohne dass vom Endlager ausgehend durchgehende Wegsamkeiten entstehen. Es bleiben Ungewissheiten in Bezug zur Integritätsgefährdung durch den Fluiddruck im Westfeld des Grubenbaus für die Einlagerungsvariante AB1 bestehen. Unabhängig davon gibt es für Teilaspekte (z. B. druckgetriebene Fluidinfiltration) zur Absicherung der hier gewonnenen Ergebnisse noch FuE-Bedarf.

### **5.3 Betrachtung der Vollständigkeit der Analysen**

Bereits in Kapitel 3.2.1 wurde festgestellt, dass einige FEP des Referenzszenariums aus verschiedenen Gründen nicht berücksichtigt werden können. Die Relevanz dieser FEP für die Integrität der geologischen Barriere kann nicht zuverlässig eingeschätzt werden. Von den für die Integritätsanalyse relevanten FEP wurden die meisten in den numerischen Analysen berücksichtigt, die verbleibenden wurden verbal-argumentativ betrachtet. Hier soll vor dem Hintergrund der Ergebnisse kurz untersucht werden,

1. welche in der VSG betrachteten Prozesse, bzw. falls äquivalent auch FEP, in zukünftigen Sicherheitsanalysen nicht mehr berücksichtigt zu werden brauchen und
2. welche Prozesse (ggf. auch FEP) möglicherweise in Zukunft berücksichtigt werden sollten oder müssten.

Dies ist im Sinne eines iterativen Prozesses für eine folgende Sicherheitsanalyse relevant. An dieser Stelle nicht betrachtet werden Prozesse, für die bereits in den vorhergehenden Kapiteln FuE-Bedarf ausgewiesen wurde, die also im Rahmen dieser Analysen nicht berücksichtigt werden konnten. Der FuE-Bedarf wird in Kap. 7 diskutiert.

Für den ersten Fall kommen Prozesse in Frage, für die aufgrund der hier vorgestellten Ergebnisse nachgewiesen werden konnte oder nahe liegt, dass diese – entgegen den Annahmen im FEP-Katalog /WOL 12a/, /WOL 12b/ und in den Szenarien /BEU 12/ – keinerlei Auswirkungen auf die Integrität der geologischen Barriere zeigen.

Im Rahmen der VSG ist dies beispielsweise die postulierte Entstehung von kryogenen Klüften (Initial-FEP) aufgrund von starken Temperaturschwankungen während einer Kaltzeit. In den thermomechanischen Berechnungen ist die Entstehung mit sehr extremen Abkühlungen innerhalb kurzen und langen Zeiträumen betrachtet worden. Es konnte keinerlei Indikation zur Entstehung dieser Klüfte beobachtet werden. Gleichzeitig gibt es aber das Phänomen der steilstehenden und verheilten Klüfte, wie es in verschiedenen Salzstandorten Niedersachsens beobachtet wurde. Ursächlich dafür sind möglicherweise sehr komplexe regionale, klimatische und hydro-mechanische Randbedingungen, die z. Z. intensiv geologisch und modelltechnisch untersucht werden /BRU 11/, /HAM 12/.

Unabhängig davon zeigen die durchgeführten Analysen, dass der Prozess der Entstehung von kryogenen Klüften (nur thermisch bedingt infolge Abkühlung des Salzgebirges) am Standort Gorleben keine sicherheitsrelevante Fragestellung darstellt, d. h. in zukünftigen Langzeitsicherheitsanalysen nicht mehr als isolierte Fragestellung zu betrachten ist. Für andere Standorte mit möglicherweise anders beschaffenem oder weniger mächtigem Deckgebirge gilt dies nicht. Dort kann eine Betrachtung notwendig sein.

Für den oben genannten zweiten Fall kommen Prozesse oder Eigenschaften in Frage, bei welchen während der Durchführung der Sicherheitsanalyse deutlich wurde, dass diese eine Auswirkung auf die Integrität oder auch nur auf die Entwicklung des Endlagersystems haben könnten.

Im Rahmen der VSG trifft dies sowohl auf den Prozess der druckgetriebenen Fluidinfiltration zu, wie sowohl durch die geomechanische Integritätsanalysen als auch die flu-



iddynamischen Analysen dokumentiert wird. Danach ist offensichtlich, dass saline Schichtflächen und Diskontinuitäten bzgl. ihrer Relevanz als potenzielle hydraulische und mechanische Schwächezonen geologisch und gesteinsmechanisch besser charakterisiert werden müssen, weil diese Schichtgrenzen bevorzugt als potenzielle Wegsamkeiten für Fluide in Frage kommen und signifikante Eindringtiefen in vertikaler Richtung erreichen. Unabhängig von den bereits vorliegenden Ergebnissen sind die experimentelle Datenbasis zur Charakterisierung von Schicht- oder Trennflächeneigenschaften sowie die Modellierungswerkzeuge nicht ausreichend, um eine abschließende Bewertung vornehmen zu können.

Weiterhin zeigen die Analysen der Fluidynamik innerhalb des Grubengebäudes, dass benachbarte Einlagerungsfelder abwechselnd als Quelle oder Senke fungieren können. Dabei ist bisher unberücksichtigt, dass, wie durch die thermomechanischen Analysen dokumentiert, zwischen sukzessiver und instantaner Einlagerung in den ersten Jahren nach der Einlagerung bezüglich der thermomechanischen Auswirkungen Unterschiede bestehen. Es liegt nahe, in zukünftigen Analysen die sukzessive Einlagerung nach einem „Einlagerungsfahrplan“ ebenfalls für die fluidodynamischen Analysen zu berücksichtigen. Damit würden benachbarte Einlagerungsfelder bereits nach kurzer Zeit unterschiedliche Kompaktionsgrade des Salzgrusversatzes zeigen. Mit Blick auf die unmittelbar nach Einlagerung einsetzende Gasbildung sowie Mobilisierung von Lösungen, kann dieser Prozess bereits für die spätere Fluidbewegung bedeutungsvoll sein, obwohl das Endlager noch „offen“ ist und in manchen Feldern noch nicht eingelagert wurde während andere bereits verschlossen sind. Diese konzept- und standortabhängigen Analysen können bereits nach Stand der Technik durchgeführt werden, wobei Vereinfachungen (beispielsweise für die Einlagerungstrecken in TOUGH2) notwendig wären.

Weitere Prozesse, die einem der oben genannten Fälle zugeordnet werden, konnten nicht identifiziert werden.

#### **5.4 Betrachtung der Robustheit der Analysen**

Die Ergebnisse jeder Berechnung hängen mit der Wahl der Prozessbeschreibungen sowie der Wahl der Parameter zusammen. Zur vollständigen Überprüfung der Robustheit der Analysen – hier ist im Folgenden nicht das numerische Verfahren selbst gemeint – sind eine Vielzahl von Parameterstudien notwendig. Aus den in Kap. 2.3

genannten Gründen waren systematische Studien mit Parametervariationen im Rahmen der VSG nicht möglich.

Um robust zu sein, muss das System – hier das Endlagersystem – gegenüber Änderungen der Parameter unempfindlich reagieren. Viele dieser Änderungen sind bereits durch die Wahl der Alternativszenarien und durch die Parameterbetrachtungen für das Referenzszenarium betrachtet worden. Variiert wurden die Kriecheigenschaften (bzw. die Konvergenz und Kompaktion) und die Korrosionsraten. Zum Teil sind dabei nicht nur kleine, sondern auch unrealistisch große Änderungen in den Parametern betrachtet worden (im Sinne von Extremanalysen, z. B. für die Kriechratenabhängigkeit bei kleinen Differenzspannungen). Für die Korrosionsraten (inklusive der Alternativszenarien) wurden über fünf Größenordnungen hinweg hydraulische Analysen durchgeführt. In den thermomechanischen Analysen wurde zusätzlich überprüft wie das System sich bei – unrealistischer – Erhöhung des Wärmeeintrags sowie bei instantaner oder sukzessiver Einlagerung verhält. Keine dieser Analysen – und das gilt ebenfalls für die Alternativszenarien – zeigt für die Einlagerungsvariante AB1 eine durchgehende Integritätsverletzung bis zum Endlager. Es bleibt immer eine mehrere hundert Meter mächtige intakte geologische Barriere erhalten.

Zusätzliches Vertrauen in die Robustheit der Ergebnisse der Integritätsanalyse und damit in das Endlagersystem schaffen die von zwei Institutionen unabhängig voneinander durchgeführten thermomechanischen Berechnungen. Als Basis beider Berechnungsprogramme dienten lediglich die geologische Situation, Messdaten und abgeleitete Kriechklassen. Unterschiede bestanden beispielsweise in den numerischen Methoden selbst (FEM und FDM/Diskontinuum), in der Vernetzung, in den sehr unterschiedlichen Stoffgesetzen, in den unterschiedlichen Implementationen der Dilatanzgrenze etc. Trotzdem ist das Ergebnis der Berechnungen im Hinblick auf die Fragestellung (Integritätsverletzung der geologischen Barriere) einheitlich. Die Lokationen der Integritätsverletzung gleichen sich, auch wenn die Ausmaße unterschiedlich sind. Es gibt einen wesentlichen Unterschied zwischen den Berechnungen, der die Ausbildung der EDZ betrifft. Dieser Unterschied ist absichtlich durch das Konzept der Diversität der Berechnungen im Projekt so angelegt worden, d. h., eine Institution hat in ihrem Berechnungsprogramm den Grubenbau implementiert, die andere Institution nicht.

Generell lässt sich feststellen, dass – falls überhaupt möglich – eine quantitative Betrachtung der Robustheit unter Einbeziehung probabilistischer Unsicherheits- und Sen-

sitivitätsanalysen an dieser Stelle wünschenswert ist. Für weitere Sicherheitsanalysen sind weitere, ausführlichere Parameterstudien erforderlich. Diese Feststellung gilt im gleichen Maße für eine Sensitivitätsanalyse, die im Rahmen dieser Analysen ebenfalls nicht durchgeführt werden konnte.



## 6 Schlussfolgerungen

### Referenzszenarium – Integritätsnachweis

Zusammenfassend haben die thermomechanischen Berechnungen zu den Auswirkungen der Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle und der Kaltzeiten ergeben, dass

- das Dilatanzkriterium im Grubenbau bis zu drei Meter um die Auffahrungen herum, bis in 40 m Teufe unterhalb des Salzspiegels sowie lokal am Salzspiegel und dort nur im Saumbereich verletzt ist. Dies gilt sowohl für die Variante der Strecken- als auch für die Variante der Bohrlochlagerung.
- das Minimalspannungs- bzw. Fluiddruckkriterium für die Variante der Streckenlagerung vom Salzspiegel aus und an den in situ nicht beobachteten, jedoch exemplarisch modellierten Schichtgrenzen des Streifen-/Knäuel-/Kristallbrockensalzes entlang bis in 90 m bzw. 150 m Teufe (je nach Berechnungsprogramm) verletzt wird. Für die Variante der Bohrlochlagerung erhöht sich der Bereich der Verletzung des Minimalspannungskriteriums auf 120 m bzw. 210 m Teufe (je nach Berechnungsprogramm).
- das Minimalspannungskriterium lokal am zerblockten Anhydrit verletzt ist.

Damit reicht die Verletzung des Minimalspannungskriteriums für die Variante der Bohrlochlagerung ca. 30 m bis 60 m tiefer in den Salzstock als für die Variante der Streckenlagerung. Zusätzlich ist das Dilatanzkriterium am Salzspiegel ausgeprägter verletzt.

Daraus ergibt sich ein Bereich, in dem die Integrität des Salzstocks nachgewiesen werden kann. Dieser Bereich beträgt in vertikaler Richtung oberhalb des Einlagerungsbereichs ca. 370 m (Streckenlagerung) bzw. 310 m (Bohrlochlagerung). Der im Vorhaben VSG angestrebte Sicherheitsabstand von 50 m bleibt – abzüglich der dilatanten Auflockerungszone von weniger als drei Metern – erhalten.

Die verbal-argumentativen Analysen der Szenarien, die nicht in Rechenfälle umgesetzt werden konnten, haben ergeben, dass für das Referenzszenarium mindestens eine geologische Barriere von 300 m über den Grubenbauen des Endlagerbergwerks erhalten bleibt.

Die zur Simulation der Fluidodynamik innerhalb des Grubengebäudes durchgeführten hydraulischen Analysen haben ergeben, dass in vier Rechenfällen der lithostatische Druck für die Einlagerungsvariante AB1 und in einem Fall für die Einlagerungsvariante B1 so erreicht wird, dass nennenswerte Mengen gasförmiger Fluide ins Gebirge infiltrieren könnten. Nach dem aktuell vorliegenden Kenntnisstand ist es nicht möglich, die Reichweite der Fluidinfiltration genauer anzugeben. Sie hängt vor allem von der Speicherkapazität des im Salzgebirge vorhandenen Porenraums ab. Allerdings zeigen die Berechnungen, dass die Druckanstiegsrate gering ist, so dass aus heutiger Sicht kein sog. „Frac“ zu erwarten ist. Diese Prozesse sollten in zukünftigen FuE-Projekten erforscht werden.

Insgesamt kann damit für die Variante der Streckenlagerung B1 der Integritätsnachweis nach Ausweisung eines geeigneten ewG, der innerhalb der geologischen Barriere um den Grubenbau des Endlagerbergwerks liegt, gelingen. Dies gilt in ähnlicher Weise für die Variante AB1 unter Berücksichtigung des Gasdrucks.

### **Alternativszenarien – Integritätsprüfung**

Die Analysen zur Prüfung der Integrität zeigen, dass für die Alternativszenarien A1a3 und A1a4 (Sicherheitsabstand, unentdeckte Klüfte) sowie A1a5 („Integrität der Schwelbe“) die Integrität einer ausreichend mächtigen geologischen Barriere um das Endlagerbergwerk gegeben ist. Auswirkungen aus diesen Alternativszenarien müssen im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse nicht betrachtet werden. Dies gilt ebenso für die Betrachtung unterschiedlicher Kriechparameter (A1i3), die erhöhte Metallkorrosion (A1i4) und zur erhöhten Gletschermächtigkeit (A1i5).

Die verbal-argumentativen Analysen der Szenarien, die nicht in Rechenfälle umgesetzt werden konnten, haben ergeben, dass für die Alternativszenarien eine geologische Barriere von 250 m in vertikaler Richtung oberhalb des Grubenbaus des Endlagerbergwerks erhalten bleibt. Auswirkungen aus diesen Alternativszenarien müssen im Rahmen der radiologischen Konsequenzenanalyse nicht betrachtet werden.

Die zur Gasinfiltration ins Nebengestein zur Verfügung stehende Gasmenge für das Alternativszenarium A1i8 ist sehr hoch, weitaus höher als im Referenzszenarium. Die Auswirkungen aus diesem Alternativszenarium können noch nicht sicher abgeschätzt werden. Der notwendige FuE-Bedarf ist bereits ausgewiesen worden. Deshalb können

im Rahmen der Konsequenzenanalyse Änderungen der einschlusswirksamen Eigenschaften der geologischen Barriere nicht betrachtet werden.

### **Zusammenfassung**

Es hat sich gezeigt, dass sowohl für den Integritätsnachweis als auch für die Integritätsprüfung die einschlusswirksamen Eigenschaften großer Bereiche der geologischen Barriere erhalten bleiben konnten. Es kommt nicht zu einer Entstehung einer durchgehenden Wegsamkeit. Die Größe der Bereiche, in denen eine lokale Verletzung der Integritätskriterien möglich ist, ist stark abhängig von der Einlagerungsvariante, also letztlich vom Endlagerkonzept. Die vorliegende Integritätsanalyse betrachtet die relevanten Prozesse und Skalen durch Rechenfälle und verbal-argumentativ; diese Untersuchungen decken umfassend die entstandenen Szenarien ab. Einige Resultate zeigen die Notwendigkeit weiterer Forschungs- und Entwicklungsarbeit für weitere – auch möglicherweise bezüglich anderer Standorte – Sicherheitsanalysen auf. Diese Arbeiten werden im folgenden Kapitel kurz betrachtet.





## 7 Forschungs- und Entwicklungsbedarf

Im Laufe des Projekts VSG wurden zahlreiche Bereiche identifiziert, für die weiterer Forschungs- und Entwicklungsbedarf notwendig ist, und dessen Notwendigkeit zum größten Teil bereits in den vorhergehenden Kapiteln kurz begründet wurde. Weitere Forschung und Entwicklung ist aus mehreren Gründen notwendig.

Im Verlaufe der Analysen wurde an vereinzelten Stellen deutlich, dass das Prozessverständnis – z. B. zu den geomechanischen Auswirkungen der thermochemischen Sulfatreduktion – derzeit nicht ausreicht, um sie in Berechnungsprogramme zu implementieren und im Rahmen der Integritätsanalyse zu betrachten. Zum anderen kann durch verbessertes Prozessverständnis die Notwendigkeit für vereinfachte Betrachtungen reduziert und ebenfalls Konservativitäten abgebaut werden und so das Vertrauen in die Analysen weiter erhöht werden.

Im Folgenden werden die wichtigsten Punkte des Forschungs- und Entwicklungsbedarfs kurz aufgegriffen. Ausführliche Beschreibungen finden sich im Anhang A.4.

Die vorliegenden Analysen zeigen, dass beispielsweise Bedarf besteht, saline Schichtflächen und Diskontinuitäten bzgl. ihrer Relevanz als potenzielle hydraulische und mechanische Schwächezonen gesteinsmechanisch besser zu charakterisieren (A.4.2). Diese Schichtgrenzen können bevorzugt als potenzielle Wegsamkeiten für Fluide in Frage kommen. Die Beurteilung des mechanischen und hydraulischen Verhaltens hat einerseits grundsätzlichen Charakter, d. h., der Prozess als solcher muss besser verstanden werden, andererseits sind für eine standortbezogene Sicherheitsanalyse lokationsspezifische experimentelle Untersuchungen von Relevanz.

Grundsätzlich besteht FuE-Bedarf zur Weiterentwicklung geomechanischer Berechnungsmethoden zur Bewertung druck-getriebener Infiltration von Fluiden zum Integritätsnachweis der geologischen Barriere unter Berücksichtigung gekoppelter THM-Prozesse (A.4.1). Die im Rahmen der VSG durchgeführten Berechnungen zur Integrität der geologischen Barriere basieren, mit Ausnahme der Berechnung mit Erdbebenanregung, ausschließlich auf thermomechanischen Berechnungen ohne hydraulische Kopplung. Auf die geologische Barriere eines Endlagers wirken von außen hydraulische Belastungen durch das Grundwasser und von innen durch Gasdrücke. Die gekoppelten fluidmechanischen Prozesse sind in zukünftige Sicherheitsanalysen

einzu beziehen, wobei entsprechend neueren Untersuchungen zu berücksichtigen ist, dass die Infiltration bzw. Perkolation von Fluiden im Steinsalzgebirge ganz entscheidend von der diskontinuumsmechanischen Struktur im mikro- und makroskopischen Maßstab abhängt.

Die Eigenschaften des Salzgrusversatzes bestimmen den langfristigen Einschluss der Radionuklide und weisen daher eine hohe Sicherheitsrelevanz auf. Für viele Prozesse – und dann insbesondere für kleine Porositäten – sind diese Eigenschaften aber nur unzureichend quantifiziert. Trotz einer erheblichen Menge von bereits erhobenen Daten und dadurch gewonnenem Prozessverständnis zeigt sich, dass die Datenbasis einer systematischen Erweiterung bedarf. Es fehlen Kennwerte und Parameter, die beispielsweise das Zweiphasenflussverhalten generell, aber auch im Hinblick auf fortschreitende Kompaktion und Veränderung des Porenraums, charakterisieren. Wichtige offene Fragen betreffen ebenso die Zeitdauer der Kompaktion bis zu einer vernachlässigbaren Restporosität von  $1 \pm 1$  % (A.4.4 und A.4.5).

Neu gewonnenes Prozessverständnis bedeutet auch, dass möglicherweise Stoffmodelle zum Kompaktionsverhalten von Salzgrus weiterentwickelt und in numerische Rechencodes implementiert werden müssen. Derzeit gibt es keinen (in gängige geotechnische Modellierungstools implementierten) Stoffansatz, der umfassend und zufriedenstellend das langzeitliche Kompaktionsverhalten mit plastischer und Kriechverformung bis in den Bereich von kleinen Restporositäten ( $1 \pm 1$  %) – unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses – abbildet (A.4.3).

Dies gilt ebenso für vereinfachende Ansätze der numerischen Simulation der Salzgruskompaktion in hydrodynamischen Modellen eines ganzen Endlagerkonzepts. Kompaktion von Salzgrus ist die Folge der hydromechanischen Wechselwirkung zwischen Gebirge und Versatz und wird wesentlich durch die Entwicklung des Temperaturfeldes und des Porendrucks gesteuert. In großskaligen hydrodynamischen Modellen muss der Kompaktionsvorgang – im Vergleich zu thermomechanischen Berechnungen – vereinfacht beschrieben werden (A.4.7).

Die Gasdruckentwicklung im Westflügel des Endlagers verdeutlicht, dass die Gasinfiltration ins Wirtsgestein – abhängig von den gewählten Rand- und Anfangsbedingungen – für die Beurteilung der Integrität eine Rolle spielt. Grundsätzlich kann versucht werden, die Gasdrücke durch ein entsprechendes Endlager- bzw. Behälterkonzept unterhalb der Schwellwerte für die Gasinfiltration zu halten, was aus Sicht des

Sicherheitsnachweises eine bedeutende Vereinfachung mit sich bringt. Ansonsten ist es notwendig, den Infiltrations- und Migrationsvorgang mit ausreichender Genauigkeit zu prognostizieren. Bei dem Infiltrationsvorgang bilden Versatz und Gebirge ein gekoppeltes System und dementsprechend muss ihre gegenseitige Wechselwirkung betrachtet werden. Da die Porendrücke wegen der Gefahr der Bruchbildung unterhalb der minimalen Hauptspannungen gehalten werden müssen, dürfen sich die Porendrücke und Druckgradienten nur in relativ engen Grenzen bewegen. Dies stellt hohe Genauigkeitsanforderungen an die Modelle, mit denen der hydro-mechanisch gekoppelte und stark nicht-lineare Prozess der Gasmigration im Gebirge simuliert wird. Bei diesen Simulationen ist es wichtig, die in-situ-Bedingungen (hydraulisch-mechanisch-geometrisch) und die in Frage kommenden Zeitskalen zu berücksichtigen, da diese auf den Infiltrationsprozess Einfluss haben dürften. In Bezug auf geeignete physikalische und numerische Modelle besteht noch Forschungs- und Entwicklungsbedarf. Dabei stellt sich unter anderem die Frage nach einer geeigneten Beschreibung der hydraulisch-mechanischen Wechselwirkungen und nach einem adäquaten (und gleichzeitig für die Sicherheitsanalyse geeigneten) physikalischen Modell des Gastransports entlang von Korngrenzen in einem möglicherweise heterogenen Material (A.4.1).

Porendrücke oberhalb der minimalen Hauptspannung müssen nicht zwangsläufig zu einer nennenswerten Schädigung des Gebirges führen. Wenn keine Nachlieferung von Gas erfolgt und die Porenräume klein sind (was bei stärker kompaktiertem Salzgrusversatz der Fall ist), kann bereits eine sehr geringe Schädigung durch den entstehenden Gasfluss einen erheblichen Porendruckabbau bewirken. Das Schädigungspotenzial hoher Gasdrücke kann somit nicht an den Druckwerten allein abgelesen werden, sondern erfordert eine gekoppelte Betrachtung der Hydraulik und Mechanik. Hierzu sind entsprechende Simulationswerkzeuge zu entwickeln.

Die hydraulischen Eigenschaften der Verschlussbauwerke werden von dem Verhalten des Baumaterials, der Auflockerungszone und der Kontaktzone bestimmt. In der vorliegenden Analyse (Kap. 4.2) sind die Eigenschaften der Verschlussbauwerke stark homogenisiert betrachtet worden. Die Frage, wie eine angemessene Homogenisierung und Beschreibung anhand der Zweiphasenfluss-Theorie möglich ist, ist für weitere Betrachtungen eines Endlagersystems – standortunabhängig – relevant. Beispielsweise zeigen experimentelle Untersuchungen oft abweichende Permeabilitäten für die Gas- und Flüssigkeitsphase, die sich im Rahmen der Zweiphasenfluss-Theorie nur schlecht einordnen lassen, weil u. a. die Sättigungszustände unbekannt sind (A.4.6).

In diesem Vorhaben wurden aus den vorliegenden Szenarien zahlreiche Rechenfälle abgeleitet. Die Entwicklung bzw. Abstraktion von Rechenfällen aus den Szenarien erfolgte nach „expert-judgement“ und zielgerichtet sowohl in Bezug auf die Möglichkeiten der Rechenprogramme als auch im Hinblick auf die Abdeckung des Szenariums. Derzeit fehlt eine übergeordnete und nachvollziehbare Methodik, aus Szenarien Rechenfälle abzuleiten, die für das Szenarium abdeckend sind. Eine weitere Herausforderung besteht darin, die Zahl der Rechenfälle auf ein praktikables Maß zu begrenzen. Es stellt sich die Frage, ob ein kohärentes Konzept zur Entwicklung von Rechenfällen in Abhängigkeit von Szenarien entwickelt werden kann und falls ja, wie ein solches aussähe.

## Literaturverzeichnis

- /AHO 89/ Ahorner, L.: Seismologisches Gutachten Gorleben. 178 Seiten, Geologisches Institut der Universität zu Köln. Im Auftrag der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt, Braunschweig: Köln, 1989.
- /BAU 91/ Bauer, G.: Kryogene Klüfte in norddeutschen Salzdiapiren? Zentralblatt für Geologie und Paläontologie, Vol. I, No. 4, S. 1247-1261, 1991.
- /BEC 04/ Bechthold, W., Smailos, E., Heusermann, S., Bollingerfehr, W., Bazargan Sabet, B., Rothfuchs, T., Kamlot, P., Grupa, J., Olivella, S., Hansen, F.D.: Backfilling and Sealing of Underground Repositories for Radioactive Waste in Salt (BAMBUS-II Project). EUR 20621 EN, European Commission, Nuclear Science and Technology: Luxembourg, 2004.
- /BER 12/ Berest, W., Ghoreychi, M., Hadj-Hassen, F., Tijani, M.: The Mechanical Behavior of Salt VII. ISBN 9780415621229, 22. März 2012.
- /BEU 12/ Beuth, T., Bracke, G., Buhmann, D., Dresbach, C., Keller, S., Krone, J., Lommerzheim, A., Mönig, J., Mrugalla, S., Rübél, A., Wolf, J.: Szenarienentwicklung: Methodik und Anwendung. Bericht zum Arbeitspaket 8, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-284, ISBN 978-3-939355-60-1, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /BIR 40/ Birch, F., Clark, H.: The Thermal Conductivity of Rocks and its Dependence upon Temperature and Composition. American Journal of Science, Vol. 238, S. 529-558, 1940.
- /BMU 10/ Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU): Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle. Bonn, Stand: 30. September 2010.

- /BOL 11/ Bollingerfehr, W., Filbert, W., Lerch, C., Tholen, M.: Endlagerkonzepte. Bericht zum Arbeitspaket 5, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-272, ISBN 978-3-939355-48-9, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2011.
- /BOL 12/ Bollingerfehr, W., Filbert, W., Dörr, S., Herold, P., Lerch, C., Burgwinkel, P., Charlier, F., Thomauske, B., Bracke, G., Kilger, R.: Endlagerauslegung und -optimierung. Bericht zum Arbeitspaket 6, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-281, ISBN 978-3-939355-57-1, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /BOR 99/ Bornemann, O., Bräuer, V.: Results of Geological Investigations at the Gorleben Salt Dome, the Potential Repository Site for Radioactive Waste in Germany, Radioactive Waste Management and Environmental Remediation: Nagoya, Japan, 1999.
- /BOR 08/ Bornemann, O., Behlau, J., Fischbeck, R., Hammer, J., Jaritz, W., Keller, S., Mingerzahn, G., Schramm, M.: Projekt Gorleben, Standortbeschreibung Gorleben. Teil 3: Ergebnisse der über- und untertägigen Erkundung des Salinars. Geologisches Jahrbuch, Vol. C 73, 211 Seiten, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2008.
- /BRA 12/ Bracke, G., Popp, T., Püttmann, W., Kienzler, B., Lommerzheim, A., Moog, H.: Berücksichtigung der Kohlenwasserstoffvorkommen in Gorleben. Bericht der Arbeitsgruppe "Kohlenwasserstoffe", Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-285, ISBN: 978-3-939355-61-8, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /BRÄ 11/ Bräuer, V., Eickemeyer, R., Eisenburger, D., Grissemann, C., Hesser, J., Heusermann, S., Kaiser, D., Nipp, H.-K., Nowak, T., Plischke, I., Schnier, H., Schulze, O., Sönke, J., Weber, J.R.: Description of the Gorleben site Part 4: Geotechnical exploration of the Gorleben salt dome. ISBN 978-3-9814108-0-8, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2011.

- /BRU 11/ Bruns, J., Boetticher, L., Doose, H., Cottrell, M., Wolff, P., Günther, R.-M., Naumann, D., Popp, T., Salzer, K.: Glazigene Beeinflussung von Wirtsgesteinstypen Ton und Salz und deren Einflüsse auf die Eignung zur Aufnahme eines HAW-Endlagers. Abschlussbericht, 292 Seiten, Golder Associates GmbH in Kooperation mit IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH: Celle, 2011.
- /DEL 07/ Delisle, G., Grassmann, S., Cramer, B., Messner, J., Winsemann, J.: Estimating episodic permafrost development in northern Germany during the Pleistocene. In: Glacial Sedimentary Processes and Products, Special Publication, Vol. 39, Hambrey, M.J., Christoffersen, P., Glasser, N.F., Hubbard, B. (Editoren), S. 109-119, International Association of Sedimentologists (IAS), Special Publication, 2007.
- /DÖR 12/ Dörr, S., Bollingerfehr, W., Filbert W., Tholen M.: In das Endlager eingebrachte Inventare an Metallen, Organika und weiteren Stoffen. Memo im Arbeitspaket 5, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben DBE-TEC: Peine, August 2012.
- /DRO 96/ Droste, J., Feddersen, H.-K., Rothfuchs, T., Zimmer, U.: The TSS-Project: Thermal Simulation of Drift Emplacement. Final Report Phase 2, 1996.
- /FAU 11/ Faust, B., Krüger, R., Lucke, A., Sarfeld, W., Tertel, S.: JifeMP Java application for Interactive nonlinear Finite-Element analysis in MultiPhysics. Benutzerhandbuch, SRD: Berlin, 2011.
- /HAM 10/ Hammer, J., Mingerzahn, G., Behlau, J., Fleig, S., Kühnlenz, T., Schramm, M.: Geological exploration and 3D-modelling of a saliferous host rock formation – Gorleben salt dome. S. 669-716, KIT Scientific Publishing, KIT Scientific Reports 7569, ISSN 1430-6751, ISSN 1869-9669, US-German Workshop on Salt Repository Research, Design, and Operation: Mississippi State University, CAVS, Canton, MS, USA, 25-27 Mai 2010.

- /HAM 12a/ Hammer, J., Fleig, S., Mingerzahn, G., Kühnlenz, T., Mertineit, M., Pusch, M., Schramm, M., Behlau, J., Zaretski, B., Hesser, J., Shao, H., Köthe, A.: Salzgeologische Bewertung des Einflusses von „kryogenen Klüften“ und halokinetischen Deformationsprozessen auf die Integrität der geologischen Barriere des Salzstocks Gorleben. Bericht zum Arbeitspaket 2, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-273, ISBN: 978-3-939355-49-6, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /HAM 12b/ Hampel, A.H., Salzer, K., Günther, R.-M., Minkley, W., Pudewills, A., Leuger, B., Zapf, D., Staudtmeister, K., Rokahr, R., Herchen, K., Wolters, R., Lux, K.-H.: Joint projects on the comparison of constitutive models for the mechanical behavior of rock salt II. Overview of the models and results of 3- D benchmark calculations. S. 231-240, The Mechanical Behavior of Salt VII: Paris, 2012.
- /HAR 03/ Harrington, J.F., Horseman, S.T.: Gas migration in KBS-3 buffer bentonite. Sensitivity of test parameters to experimental boundary conditions. SKB TR-03-02, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co (SKB), January 2003.
- /HEU 03/ Heusermann, S., Eickemeier, R., Sprado, K.-H., Hoppe, F.-J.: Initial Rock Stress in the Gorleben Salt Dome Measured During Shaft Sinking. In: Geotechnical Measurements and Modelling, Natau, O., Fecker, E., Pimentel, E. (Editoren), S. 139-144, Balkema, 2003.
- /HUN 03/ Hunsche, U., Schulze, O., Walter, F., Plischke, I.: Projekt Gorleben – Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein. Abschlussbericht. Arbeitspaket 9G 213 811, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2003.
- /ITA 05/ ITASCA: UDEC: Universal Distinct Element Code. Users Guide. ITASCA Consulting Group Inc.: Minneapolis, Minnesota, USA, 2005.



- /KER 84/ Kern, H., Franke, J.H.: Thermorheological Behavior of Dry and Wet Carnallite-Halite-Kieserite Rocks: An Experimental Study, Trans Tech Publications, 2nd Conference on the Mechanical Behavior of Salt: Hannover, 1984.
- /KLI 07/ Klinge, H., Boehme, J., Grisseemann, C., Houben, G., Ludwig, R.-R., Rübél, A., Schelkes, K., Schildknecht, F., Suckow, A.: Projekt Gorleben, Standortbeschreibung Gorleben. Teil 1: Die Hydrogeologie des Deckgebirges des Salzstocks Gorleben. Geologisches Jahrbuch, Vol. C 71, 147 Seiten, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2007.
- /KOP 95/ Kopietz, J., Greinwald, S., Bochem, M., Mors, K., Czora, C., Koß, G.: Untersuchungen thermophysikalischer und elektrischer Eigenschaften von Salzgesteinen. Abschlussbericht, Archiv-Nr. 114 283, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 1995.
- /KOR 98/ Korthaus, E.: Experiments on Crushed Salt Consolidation with True Triaxial Testing Device as a Contribution to an EC-Benchmark Exercise. Wissenschaftliche Berichte FZKA 6181, Forschungszentrum Karlsruhe: Karlsruhe, 1998.
- /KÖT 07/ Köthe, A., Hoffmann, N., Krull, P., Zirngast, M., Zwirner, R.: Projekt Gorleben, Standortbeschreibung Gorleben. Teil 2: Die Geologie des Deck- und Nebengebirges des Salzstocks Gorleben. Geologisches Jahrbuch, Vol. C 72, 201 Seiten, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2007.
- /KRÖ 09/ Kröhn, K.-P., Stührenberg, D., Herklotz, M., Heemann, U., Lerch, C., Xie, M.: Restporosität und -permeabilität von kompaktierendem Salzgrus-Versatz, REPOPERM - Phase 1. Abschlussbericht, GRS-254, ISBN 978-3-939355-29-8, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), DBE TECHNOLOGY GmbH, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Braunschweig, September 2009.

- /LAN 69/ Landolt-Börnstein: Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik, II. Band, Eigenschaften der Materie in ihren Aggregatzuständen, 5. Teil, Transportphänomene, Kinetik, homogene Gasgleichgewichte. Springer: Berlin, Heidelberg, New York, 1969.
- /LAR 13/ Larue, J., Baltés, B., Fischer, H., Frieling, G., Kock, I., Navarro, M., Seher, H.: Radiologische Konsequenzenanalyse. Bericht zum Arbeitspaket 10, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-289, ISBN 978-3-939355-65-6, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2013.
- /LER 11a/ Lerch, C.: Thermische Behälterleistung in den Varianten B1 und C und Überprüfung der Einlagerung in der Variante B1. Memo zu Arbeitspaket 6, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, DBE TECHNOLOGY GmbH: Peine, 12.12.2011.
- /LER 11b/ Lerch, C.: Zeitliche Belegung der Einlagerungsfelder in der Variante B1 - Ausstieg 2022. Memo zu Arbeitspaket 6, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, DBE TECHNOLOGY GmbH, 30.11.2011.
- /LI 12/ Li, S., Abe, S., Urai, J.L.: A method to evaluate long-term rheology of Zechstein salt in the Tertiary. S. 215-220, Taylor and Francis, The Mechanical Behavior of Salt: 7th Conference (SaltMech7): Paris, France, 2012.
- /LUX 07/ Lux, H.-H., Minkley, W., Wallner, M., Hardy, W.B.: Basic and Applied Salt Mechanics, Taylor & Francis, Proceedings of the 6th Conference of Saltmechanics (Saltmech 6): Hannover, 2007.
- /MIN 89/ Minkley, W.: Festigkeitsverhalten von Sedimentgesteinen im post-failure-Bereich und Gebirgsschlagerscheinungen. S. 59 -65, A.A. Balkema/Rotterdam/Brookfield, Rock at great Depth: Pau, 1989 29-31 August.

- /MIN 04/ Minkley, W.: Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrucherscheinungen im Carnallit. Schriftenreihe des Institutes für Gebirgsmechanik, Vol. 1, 2004.
- /MIN 05/ Minkley, W., Mühlbauer, J., Naumann, D., Wiedemann, M.: Prognose der dynamischen Langzeitstabilität von Grubengebäuden im Salinar unter Berücksichtigung von Diskontinuitäts- und Schichtflächen. Abschlussbericht BMBF-Projekt FKZ 02C0892.
- /MIN 07a/ Minkley, W., Mühlbauer, J.: Constitutive models to describe the mechanical behavior of salt rocks and the imbedded weakness planes. S. 119-127, Taylor and Francis, The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt: 6th Conference (SaltMech6): Hannover, Germany, 2007.
- /MIN 07b/ Minkley, W., Mühlbauer, J., Storch, G.: Dynamic Processes in salt rocks – a general approach for softening processes within the rock matrix and along bedding planes. S. 295-303, Taylor and Francis, The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt: 6th Conference (SaltMech6): Hannover, Germany, 2007.
- /MIN 10a/ Minkley, W., Popp, T.: Sicherheitsabstände zur vorläufigen Dimensionierung eines untertägigen Endlagers für wärme-entwickelnde Abfälle im Salzgebirge. Memo zum Arbeitspaket 9, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IFG): Köln, 2010.
- /MIN 10b/ Minkley, W., Popp, T.: Final Disposal in Rock Salt – Geomechanical Assessment of the Barrier Integrity, ARMA, 44th US Rock Mechanics Symposium: Salt Lake City, Utah, 2010.

- /MIN 10c/ Minkley, W., Wüste, U., Popp, T., Naumann, D., Wiedemann, M., Bobinsky, J., Tejchman, J.: Beweissicherungsprogramm zum geomechanischen Verhalten von Salinarbarrieren nach starker dynamischer Beanspruchung und Entwicklung einer Dimensionierungsrichtlinie zum dauerhaften Einschluss. 214 Seiten, BMBF-Projekt FKZ 02C1264, Institut für Gebirgsmechanik (IFG): Leipzig, 2010.
- /MIN 12a/ Minkley, W., Knauth, M., Wüste, U.: Integrity of salinar barriers under consideration of discontinuum-mechanical aspects. In: Mechanical Behaviour of Salt VII, Berest, W., Ghoreychi, M., Hadj-Hassen, F., Tijani, M. (Editoren), S. 469-478, ISBN 9780415621229, Taylor & Francis: Paris, 2012.
- /MIN 12b/ Minkley, W., Berest, P., Schleinig, J.P., Farkas, F., Böttge, V.: Dynamic back-calculation of the collapse of the Saint-Maximilien mining field during mining on rock salt in Varangéville (1873). S. 241-252, Taylor & Francis, The Mechanical Behavior of Salt: 7th Conference (SaltMech7): Paris, France, 2012.
- /MÖH 11/ Mönig, H.: Literaturstudie zur Metallkorrosion im Rahmen der „Vorläufigen Sicherheitsanalyse Gorleben“. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Braunschweig, 2011.
- /MÖN 12/ Mönig, J., Buhmann, D., Rübél, A., Wolf, J., Baltés, B., Fischer-Appelt, K.: Sicherheits- und Nachweiskonzept. Bericht zum Arbeitspaket 4, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-277, ISBN: 978-3-939355-53-3, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /MRU 11/ Mrugalla, S.: Geowissenschaftliche Langzeitprognose. Bericht zum Arbeitspaket 2, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-275, ISBN 978-3-939355-51-9, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, Juli 2011.

- /MÜL 12a/ Müller-Hoeppe, N., Buhmann, D., Czaikowski, O., Engelhardt, H.J., Herbert, H.-J., Lerch, C., Linkamp, M., Wieczorek, K., Xie, M.: Integrität geotechnischer Barrieren – Teil 1: Vorbemessung. Bericht zum Arbeitspaket 9.2, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-287, ISBN: 978-3-939355-63-2, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /MÜL 12b/ Müller-Hoeppe, N., Breustedt, M., Czaikowski, O., Wieczorek, K., Wolf, J.W.: Integrität geotechnischer Barrieren – Teil 2: Vertiefte Nachweisführung. Bericht zum Arbeitspaket 9.2, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-288, ISBN: 978-3-939355-64-9, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /NAV 12/ Navarro, M.: Erweiterungen des Codes TOUGH2 zur Simulation von Strömungs- und Transportprozessen in Endlagern. In Vorbereitung als Bericht zum Vorhaben 3609R03210 „Forschung und Entwicklung zum Nachweis der Langzeitsicherheit von tiefen geologischen Endlagern“, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /NIP 88a/ Nipp, H.-K.: Thermomechanische Berechnungen zum Endlager im Salzstock Gorleben (Berechnungsmodell 1984). Fachbericht, Archiv-Nr. 103 299, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 1988.
- /NIP 88b/ Nipp, H.-K.: Thermomechanische Berechnungen zum Endlager im Salzstock Gorleben (Berechnungsmodell 1985). Fachbericht, Archiv-Nr. 103 321, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 1988.
- /NIP 88c/ Nipp, H.-K.: Thermomechanische Berechnungen zum Endlager im Salzstock Gorleben (Berechnungsmodell 1986-2). Fachbericht, Archiv-Nr. 103 819, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 1988.

- /NIP 88d/ Nipp, H.-K.: Thermomechanische Berechnungen zum Endlager im Salzstock Gorleben (Berechnungsmodell 1986). Fachbericht, Archiv-Nr. 103 379, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 1988.
- /NIP 89/ Nipp, H.-K.: Numerische Untersuchungen zur Integrität der Barriere Salzstock Gorleben (Farbgraphische Auswertung des Berechnungsmodells 1986-2). Fachbericht, Archiv-Nr. 104 414, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 1989.
- /NIP 00/ Nipp, H.K., Heusermann, S.: Erkundungsbergwerk Gorleben, Gebirgsmechanische Beurteilung der Integrität der Salzbarriere im Erkundungsbereich EB1 für das technische Endlagerkonzept 1 (Bohrlochlagerung, BSK3). Ergebnisbericht 0120209, 45 Seiten, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2000.
- /PEI 11a/ Peiffer, F., McStocker, B., Gründler, D., Ewig, F., Thomauske, B., Havenith, A., Kettler, J.: Abfallspezifikation und Mengengerüst. Basis Ausstieg aus der Kernenergienutzung (Juli 2011). Bericht zum Arbeitspaket 3, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-278, ISBN 978-3-939355-54-0, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, September 2011.
- /PEI 11b/ Peiffer, F., McStocker, B., Gründler, D., Ewig, F., Thomauske, B., Havenith, A., Kettler, J.: Abfallspezifikation und Mengengerüst. Basis Laufzeitverlängerung der Kernkraftwerke (September 2010). Bericht zum Arbeitspaket 3, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-274, ISBN 978-3-939355-50-2, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, Juli 2011.
- /PLI 00/ Plischke, I.: Projekt Gorleben – Gebirgsmechanische und geotechnische Untersuchungen im Labor und in situ. 2. Zwischenbericht, Archiv-Nr. 0120 347, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 2000.

- /POP 06/ Poppei, J., Resele, G., Mayer, G., Hubschwerlen, N.: Lösungs- und Gasbewegung beim Einlagerungsbereich MAW in der Betriebs- und frühen Nachbetriebsphase. Modellrechnungen mit dem Programm TOUGH2. Gesellschaft für Strahlenforschung (GSF), Colenco, 2006.
- /POP 11/ Popp, T.: Untersuchungen zur Ermittlung der Dilatanzgrenze an Steinsalz aus der Lokation Gorleben. Institut für Gebirgsmechanik (IFG): Leipzig, 2011.
- /POP 12a/ Popp, T., Hoch, A.: Gas Generation and Migration through Evaporites. Report SERCO/005126/002, Im Auftrag von NDA RWMD (NPO004726), 2012.
- /POP 12b/ Popp, T., Salzer, K., Schulze, O., Stührenberg, D.: Hydro-mechanische Eigenschaften von Salzgrusversatz - Synoptisches Prozessverständnis und Datenbasis. Memorandum, Institut für Gebirgsmechanik (IFG), Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Leipzig, 30.05.2012.
- /PRU 99/ Pruess, K., Oldeburg, C., Moridis, G.: TOUGH2 User's Guide. LBNL-43134, Earth Sciences Division, Lawrence Berkeley National Laboratory, University of California: Berkeley, California, 1999.
- /SEN 08/ Senger, R., Marschall, P., Finsterle, S.: Investigation of two-phase flow phenomena associated with corrosion in an SF/HLW repository in Opalinus Clay, Switzerland. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, Vol. 33, No. Supplement 1, S. S317-S326, DOI 10.1016/j.pce.2008.10.034, 2008.
- /STE 96/ Steinwachs, M.: Stellungnahme zu dem "Seismologischen Gutachten Gorleben". Erstellt von der Abteilung Erdbebengeologie des Geologischen Instituts der Universität zu Köln, 31 Seiten, Bericht 113814, Niedersächsisches Landesamt für Bodenforschung Hannover (NLfB): Hannover, 1996.

- /STÜ 04/ Stührenberg, D.: Compaction and Permeability Behaviour of Crushed Salt and Mixtures of Crushed Salt and Bentonite. S. 511 – 515, DisTec2004, International Conference on Radioactive Waste Disposal: Berlin, 2004.
- /URA 07/ Urai, J.L., Spiers, C.J.: The effect of grain boundary water on deformation mechanisms and rheology of rocksalt during long-term deformation. S. 149-158, Taylor and Francis, The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt: 6th Conference (Salt-Mech6): Hannover, Germany, 2007.
- /WIE 12/ Wieczorek, K., Lerch, C., Navarro, M., Müller-Hoeppe, N., Czaikowski, O., Navarro, M.: Zusammenstellung von Stoffparametern für Salzgrus. Technischer Bericht, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Braunschweig, August 2012.
- /WOL 12a/ Wolf, J., Behlau, J., Beuth, T., Bracke, G., Bube, C., Buhmann, D., Dresbach, C., Hammer, J., Keller, S., Kienzler, B., Klinge, H., Krone, J., Lommerzheim, A., Metz, V., Mönig, J., Mrugalla, S., Popp, T., Rübel, A., Weber, J.R.: FEP-Katalog für die VSG. Dokumentation. Bericht zum Arbeitspaket 7, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-283, ISBN: 978-3-939355-58-8, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /WOL 12b/ Wolf, J., Behlau, J., Beuth, T., Bracke, G., Bube, C., Buhmann, D., Dresbach, C., Hammer, J., Keller, S., Kienzler, B., Klinge, H., Krone, J., Lommerzheim, A., Metz, V., Mönig, J., Mrugalla, S., Popp, T., Rübel, A., Weber, J.R.: FEP-Katalog für die VSG. Konzept und Aufbau. Bericht zum Arbeitspaket 7, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-282, ISBN: 978-3-939355-58-8, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2012.
- /ZIR 91/ Zirngast, M.: Strukturgeologie der Umgebung des Salzstocks Gorleben. Bericht 109027, 57 Seiten, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR): Hannover, 1991.



## Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Ablaufschema der Integritätsanalyse der geologischen Barriere des ewG (AP 9.1) .....	5
Abb. 4.1	Geologisches Profil im Erkundungsbereich EB1 entlang Querschlag 1 West .....	37
Abb. 4.2	Geomechanisches Modell mit Einteilung in Homogenbereiche (Übersicht) .....	39
Abb. 4.3	Geomechanisches Modell mit Einteilung in Homogenbereiche (Detaildarstellung).....	39
Abb. 4.4	Salzgrus-Wärmeleitfähigkeit als Funktion von Temperatur und Porosität (aus /WIE 12/).....	44
Abb. 4.5	Experimentell ermittelte Festigkeits-/Dilatanzgrenze im Vergleich zu den von BGR und IfG in den Simulationen verwendeten Dilatanzgrenzen.....	49
Abb. 4.6	Versatzdruckkurven für trockenen und angefeuchteten Versatz / STÜ 04/ .....	50
Abb. 4.7	Visko-elasto-plastisches Modellkonzept.....	56
Abb. 4.8	Fließgrenzen des visko-elasto-plastischen Stoffmodells .....	58
Abb. 4.9	Volumenverformung im nichtlinearen elasto-plastischen Stoffmodell .....	59
Abb. 4.10	Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechrate im nichtlinearen visko-elasto-plastischen Stoffmodell .....	61
Abb. 4.11	Abhängigkeit der Scherfestigkeit von der Schergeschwindigkeit.....	65
Abb. 4.12	Spannungs-Volumendehnungs-Diagramm bei Kompression (aus / ITA 05/).....	68
Abb. 4.13	Anpassung der Temperaturabhängigkeit der Versatzdruckkurven (rechts) an die experimentell ermittelten Daten (links, /STÜ 04/).....	70
Abb. 4.14	2D-Homogenbereichsmodell des Salzstockes Gorleben (EB1).....	71

Abb. 4.15	Vernetzung im Einlagerungsbereich und Umsetzung der Streckenlagerung.....	72
Abb. 4.16	Modellausschnitt zur Darstellung der Abstände zwischen den Strecken und zum Hauptanhydrit.....	73
Abb. 4.17	Zeitliche Entwicklung der vertikalen Verschiebungen (lokaler Verschiebungsvektor) in verschiedenen Teufen (bezogen auf Tagesoberfläche) ..	76
Abb. 4.18	Vergleich der Temperaturverläufe an der Behälteroberfläche in zentraler (S5) und äußerer (S1) Einlagerungsstrecke .....	77
Abb. 4.19	Auswertung des Minimalspannungskriteriums 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn. Kriterienverletzung ( $n_F < 1$ ) im lila bis roten Bereich .....	78
Abb. 4.20	Zeitlicher Verlauf der integralen Porosität in Einlagerungs- (1), Richt- (2, 4) und Erkundungsstrecken (3, 5).....	80
Abb. 4.21	Vergleich des Minimalspannungskriteriums (30 Jahre nach Einlagerungsbeginn) bei Normalentwicklung und stark erhöhter Wärmeleistung.....	81
Abb. 4.22	Vergleich des Minimalspannungskriteriums (30 Jahre nach Einlagerungsbeginn) für unterschiedliche Kriechraten bei geringen Deviatorspannungen.....	82
Abb. 4.23	Vergleich des Minimalspannungskriteriums (30 Jahre nach Einlagerungsbeginn) für instantane und sequentielle Einlagerung.....	83
Abb. 4.24	Vergleich des zeitlichen Verlaufes der minimalen Hauptspannung an zwei ausgewählten Punkten .....	83
Abb. 4.25	SLB1-2D & SLB1-3D Auswertelokationen .....	86
Abb. 4.26	SLB1-2D Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.25).....	87
Abb. 4.27	SLB1-2D Temperatur nach 82,1 Jahren .....	87
Abb. 4.28	SLB1-2D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.25).....	88

Abb. 4.29	SLB1-2D Fluiddruckkriterium nach 29,4 Jahren .....	89
Abb. 4.30	SLB1-2D Dilatanz nach 10.000 Jahren .....	89
Abb. 4.31	SLB1-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (Symmetrieebene) .....	91
Abb. 4.32	SLB1-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (SW-NO).....	91
Abb. 4.33	SLB1-3D Temperatur nach 82,1 Jahren (Symmetrieebene) .....	92
Abb. 4.34	SLB1-3D Temperatur nach 82,1 Jahren (Vertikalschnitt in Streichrichtung) .....	92
Abb. 4.35	SLB1-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten.....	93
Abb. 4.36	SLB1-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (SW-NO) ....	94
Abb. 4.37	SLB1-3D Vertikalverschiebung nach 1.604 Jahren (3D-Darstellung mit den Einlagerungsstrecken – Halbmodell mit Symmetrieebene).....	94
Abb. 4.38	SLB1-3D Fluiddruckkriterium nach 29,4 Jahren (Symmetrieebene) .....	95
Abb. 4.39	SLB1-3D Fluiddruckkriterium nach 10,9 Jahren (3D-Darstellung) .....	96
Abb. 4.40	SLB1-3D Fluiddruckkriterium nach 40,2 Jahren (3D-Darstellung) .....	96
Abb. 4.41	SLB1-3D Fluiddruckkriterium nach 747 Jahren (3D-Darstellung) .....	97
Abb. 4.42	SLB1-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (Symmetrieebene) .....	97
Abb. 4.43	SLB1-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (3D-Darstellung) .....	98
Abb. 4.44	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	101
Abb. 4.45	Temperaturfeld, 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn im Hybrid- Konzept der Modellierung der Bohrlochlagerung .....	102
Abb. 4.46	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	103
Abb. 4.47	BLC-2D & BLC-3D Auswertelokationen .....	107

Abb. 4.48	BLC-2D Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.47) .....	107
Abb. 4.49	BLC-2D Temperatur nach 345 Jahren .....	108
Abb. 4.50	BLC-2D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (Lage s. Abb. 4.47) .....	108
Abb. 4.51	BLC-2D Fluiddruckkriterium nach 29,4 Jahren.....	109
Abb. 4.52	BLC-2D Dilatanz nach 10.000 Jahren.....	110
Abb. 4.53	BLC-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (Symmetrieebene) .....	111
Abb. 4.54	BLC-3D Temperatur in ausgewählten Punkten (SW-NO-Schnitt).....	112
Abb. 4.55	BLC-3D Temperatur nach 345 Jahren (Symmetrieebene) .....	112
Abb. 4.56	BLC-3D Temperatur nach 345 Jahren (Vertikalschnitt in Streichrichtung) .....	113
Abb. 4.57	BLC-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten.....	113
Abb. 4.58	BLC-3D Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten (SW-NO-Schnitt) .....	114
Abb. 4.59	BLC-3D Vertikalverschiebungen nach 1.462 Jahren (3D-Darstellung) ...	115
Abb. 4.60	BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 29,4 Jahren (Symmetrieebene).....	116
Abb. 4.61	BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 10,9 Jahren (3D-Darstellung).....	116
Abb. 4.62	BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 40,2 Jahren (3D-Darstellung).....	117
Abb. 4.63	BLC-3D Fluiddruckkriterium nach 747 Jahren (3D-Darstellung).....	117
Abb. 4.64	BLC-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (Symmetrieebene).....	118
Abb. 4.65	BLC-3D Dilatanz nach 10.000 Jahren (3D-Darstellung).....	118
Abb. 4.66	Vergleich des vorgegebenen (blau) und generierten (rot) Frequenzspektrums der Erdbebenanregung.....	123

Abb. 4.67	Zeitlicher Verlauf der Horizontalgeschwindigkeiten an ausgewählten Punkten während des Erdbebens .....	124
Abb. 4.68	Vergleich der Porendrücke und druckgetriebene Infiltration vor (links) und zehn Sekunden nach Einsetzen (rechts) des Erdbebens .....	125
Abb. 4.69	Vereinfachtes und verlängertes 2D-Modell für Glazialszenarien .....	126
Abb. 4.70	Zeitlicher Verlauf der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Zentrum des Salzstockes.....	128
Abb. 4.71	FE-Modell der Salzstruktur – Deck- und Nebengebirge entfernt .....	129
Abb. 4.72	Oberflächentemperatur im Glazialzyklus.....	130
Abb. 4.73	Gletscherrandlage – Oberflächentemperatur und Gletscherlast.....	130
Abb. 4.74	Vollständige Gletscherüberfahung – Oberflächentemperatur und Gletscherlast.....	131
Abb. 4.75	Glazialzyklus – Temperaturabnahme im glazialen Maximum .....	132
Abb. 4.76	Glazialzyklus – Permafrost im glazialen Maximum.....	132
Abb. 4.77	Glazialzyklus – Vertikalverschiebung nach der Kaltzeit.....	133
Abb. 4.78	Gletscherrandlage – Vertikalverschiebung im glazialen Maximum .....	134
Abb. 4.79	Gletscherrandlage – Horizontalverschiebung im glazialen Maximum.....	134
Abb. 4.80	Gletscherrandlage – Maximale Hauptspannung im glazialen Maximum .....	135
Abb. 4.81	Vollständige Gletscherüberfahung – Vertikalverschiebung im glazialen Maximum .....	136
Abb. 4.82	Vollständige Gletscherüberfahung – Horizontalverschiebung im glazialen Maximum .....	136
Abb. 4.83	Vollständige Gletscherüberfahung – Dilatante Bereiche nach der Überfahung.....	137

Abb. 4.84	Endlagerkonzept: Einlagerungsvariante AB1 mit Materialgebieten der Einlagerungsbereiche (geändert nach /BOL 12/)	144
Abb. 4.85	Modellgitter des Grubenbaus für AB1 und B1.	145
Abb. 4.86	Flüssigkeitssättigung im Infrastrukturbereich der Einlagerungssohle	156
Abb. 4.87	Fluiddruck im Infrastrukturbereich	157
Abb. 4.88	Druckentwicklung einzelner Gebiete für Rechenfall Ref-AB1-3	158
Abb. 4.89	Kumulierte Volumina der durch die Streckenverschlüsse strömenden Gase und Gesamtmenge produzierten Gases für ausgewählte Rechenfälle	160
Abb. 4.90	Kumulierte Volumina strömender Gase	162
Abb. 4.91	Fluiddruck- und Porositätsentwicklung im Einlagerungsfeld Ost 2	164
Abb. 4.92	Fluiddruck und Fließwege zwischen Feld Ost 1 und 2.	165
Abb. 4.93	Fluiddruck und Fließwege zwischen Feld West 1, 2 und 3	167
Abb. 4.94	Fluiddruck- und Porositätsentwicklung im Einlagerungsfeld West 2	168
Abb. 4.95	Druckentwicklung im nördlichen Streckenverschluss	169
Abb. 4.96	Entwicklung des maximalen Fluiddrucks (Referenzszenarium)	171
Abb. 4.97	Entwicklung des maximalen Fluiddrucks (Alternativszenarien)	174
Abb. 4.98	Entwicklung des maximalen Fluiddrucks (andere Berechnungsvarianten)	175
Abb. 4.99	Skizze zur nicht rechnergestützten Integritätsanalyse	180
Abb. A.1	Bruchfestigkeitskurven der Hauptsalze (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)	229
Abb. A.2	Dilatanzfunktion d. Hauptsalze (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)	230

Abb. A.3	Bruchfestigkeitskurven des Hauptanhydrits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG).....	230
Abb. A.4	Dilatanzfunktion des Hauptanhydrits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG).....	231
Abb. A.5	Bruchfestigkeitskurven des Carnallitits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG).....	231
Abb. A.6	Dilatanzfunktion des Carnallitits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG).....	232
Abb. A.7	Temperaturfeld, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	232
Abb. A.8	Temperaturfeld, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	233
Abb. A.9	Temperaturfeld, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	233
Abb. A.10	Temperaturfeld, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	234
Abb. A.11	Temperaturfeld, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	234
Abb. A.12	Temperaturfeld, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	235
Abb. A.13	Zeitlicher Verlauf der Temperaturen an der Tagesoberfläche und nahe dem Salzspiegel.....	235
Abb. A.14	Vertikale Verschiebungen, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	236
Abb. A.15	Vertikale Verschiebungen, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	236
Abb. A.16	Vertikale Verschiebungen, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	237
Abb. A.17	Vertikale Verschiebungen, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	237
Abb. A.18	Vertikale Verschiebungen, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	238
Abb. A.19	Vertikale Verschiebungen, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	238
Abb. A.20	Scherspannungen an den Schichtflächen, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	239

Abb. A.21	Scherspannungen an den Schichtflächen, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	239
Abb. A.22	Scherspannungen an den Schichtflächen, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	240
Abb. A.23	Scherspannungen an den Schichtflächen, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	240
Abb. A.24	Scherspannungen an den Schichtflächen, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	241
Abb. A.25	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	242
Abb. A.26	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 10 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	242
Abb. A.27	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	243
Abb. A.28	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	243
Abb. A.29	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	244
Abb. A.30	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	244
Abb. A.31	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	245
Abb. A.32	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn .....	245
Abb. A.33	Porositätsverteilung innerhalb einer zentralen Einlagerungsstrecke im Verlauf der ersten 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	246
Abb. A.34	Akkumulierte dilatant geschädigte Bereiche (rot markiert), 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn.....	247



Abb. A.35	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	248
Abb. A.36	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	249
Abb. A.37	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	250
Abb. A.38	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	250
Abb. A.39	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	251
Abb. A.40	Vertikale Verschiebungen in verschiedenen Teufen im Falle der Bohrlochlagerung.....	251
Abb. A.41	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	252
Abb. A.42	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	252
Abb. A.43	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	253
Abb. A.44	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	253
Abb. A.45	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	254
Abb. A.46	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1 .....	254
Abb. A.47	Prinzipielle Funktionsweise des Hybridansatzes zur genaueren Modellierung der Bohrlochlagerung im 2D-Modell.....	255
Abb. A.48	Mathematischer Ansatz zur Anpassung des zeit- und ortsabhängigen Temperaturfeldes.....	255

Abb. A.49	Aus 3D (Quasi-2D) Simulation ermittelter Temperaturverlauf im Zentrum des Einlagerungsfeldes .....	256
Abb. A.50	Temperaturverlauf durch das Einlagerungsfeld entlang einer horizontalen Achse in einer Teufe von ca. 1000 m (Zentrum bei $x = 0$ )..	257
Abb. A.51	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2.....	258
Abb. A.52	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2.....	258
Abb. A.53	Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2.....	259
Abb. A.54	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2 .....	260
Abb. A.55	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2 .....	260
Abb. A.56	Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2 .....	261
Abb. A.57	Vergleich der zeitlichen Verläufe der minimalen Hauptspannung für die Streckenlagerung und die versch. Ansätze zur Bohrlochlagerung an zwei ausgewählten Punkten .....	261
Abb. A.58	Aus dem vorgegebenen Frequenzspektrum erzeugter Beschleunigungsverlauf für den unteren Modellrand zur Simulation des Erdbebens .....	262
Abb. A.59	Verlauf der minimalen Hauptspannung an zwei ausgewählten Punkten während des Erdbebens .....	262
Abb. A.60	Vergrößerter Ausschnitt des vereinfachten und verlängerten 2D-Modells für Glazialszenarien.....	263
Abb. A.61	Zeitlicher Verlauf der Temperaturen in verschiedenen Teufen infolge der Abkühlung von 8,5 °C auf -6 °C innerhalb von 100 Jahren .....	263
Abb. A.62	Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung, $t_{Ref} = 800$ Jahre.....	264

Abb. A.63	Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung, $t_{\text{Ref}} = 900$ Jahre.....	264
Abb. A.64	Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung, $t_{\text{Ref}} = 1000$ Jahre.....	265
Abb. A.65	Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung, $t_{\text{Ref}} = 1100$ Jahre.....	265
Abb. A.66	Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung, $t_{\text{Ref}} = 1200$ Jahre.....	266
Abb. A.67	Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung, $t_{\text{Ref}} = 1300$ Jahre.....	266
Abb. A.68	Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung, $t_{\text{Ref}} = 1400$ Jahre.....	267
Abb. A.69	Messbereiche im Gittermodell.....	267
Abb. A.70	Fluiddruck und Fließwege zwischen Infrastrukturbereich, sowie Feld West 1, 2 und 3 .....	268
Abb. A.71	Gasfluss über Barrieren Nord, Südost und mittlerer Querschlag.....	269
Abb. A.72	Druckentwicklung am südwestlichen Streckenverschluss .....	269
Abb. A.73	Druckentwicklung am südlichen („mittleren“) Streckenverschluss.....	270
Abb. A.74	Druckentwicklung am südöstlichen Streckenverschluss.....	270
Abb. A.75	Entwicklung des zur Gasinfiltration zur Verfügung stehenden Gasvolumens.....	272
Abb. A.76	Grafische Darstellung der Porositäts-Permeabilitäts-Beziehung .....	272



## Tabellenverzeichnis

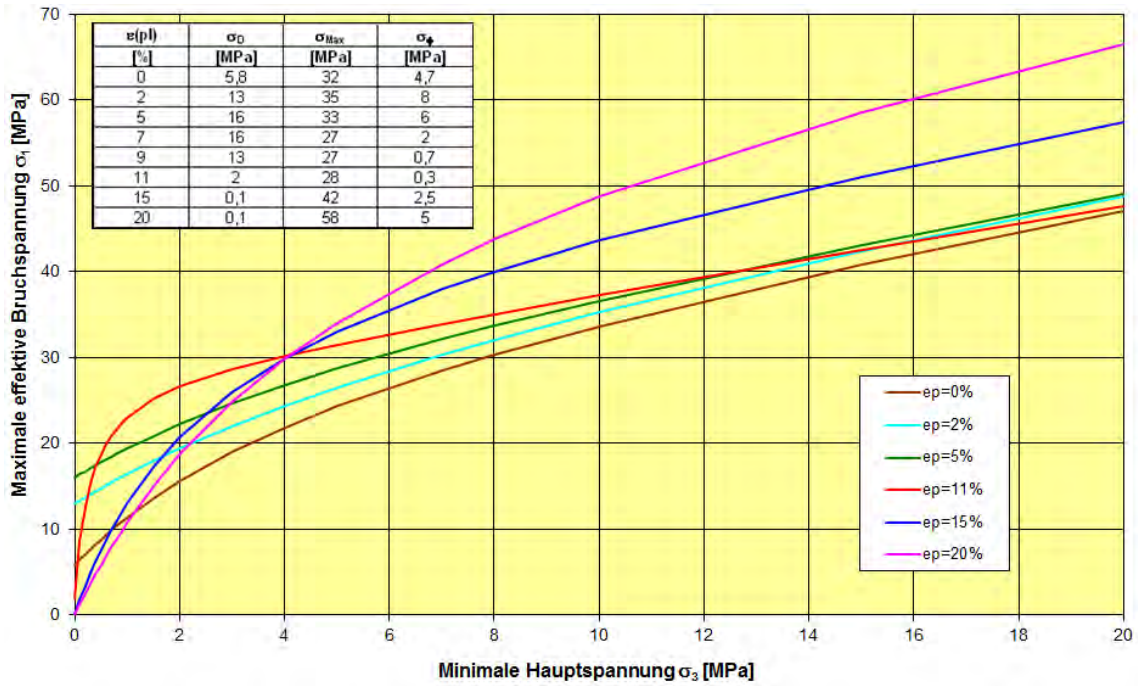
Tab. 3.1	Ausgewählte Rechenprogramme und Modellgeometrien der Projektpartner .....	10
Tab. 3.2	Zuordnung der FEP zu den Rechenprogrammen.....	16
Tab. 3.3	Übersicht der betrachteten Rechenfälle und der darin berücksichtigten Initial-FEP .....	21
Tab. 3.4	Alternativszenarien zur Integritätsprüfung .....	25
Tab. 4.1	Thermische Kennwerte für das Deck-, Rand- und Grundgebirge .....	41
Tab. 4.2	Gemessene Wärmeleitparameter mit Streubereich für Steinsalze der Tiefbohrung Go1003 in Gorleben /KOP 95/ .....	42
Tab. 4.3	Angenommene Wärmeleitparameter für die Homogenbereiche vom Zechstein 2 bis Zechstein 4 (außer z2SF).....	42
Tab. 4.4	Mechanische und thermische Kennwerte der elastisch angenommenen Homogenbereiche .....	45
Tab. 4.5	Mechanische und thermische Kennwerte der als kriechfähig angenommenen Homogenbereiche .....	46
Tab. 4.6	Vorläufige Untersuchungsergebnisse zur Bewertung des stationären Kriechens im Erkundungsbereich EB1 unter Angabe des experimentellen Streubereichs /NIP 00/ .....	46
Tab. 4.7	Für die Modellberechnungen gewählte Kriechparameter zur Bewertung des stationären Kriechens im Erkundungsbereich EB1 /NIP 00/ .....	48
Tab. 4.8	Plastizitäts- und Dilatanzparameter (IfG, UDEC).....	62
Tab. 4.9	Parameter des Deckgebirges und des Liegenden.....	62
Tab. 4.10	Anpassung des Sinh-Kriechansatzes <sup>1</sup> zur Reproduktion der BGR- Kriechklassen .....	63
Tab. 4.11	Parameter der Schichtflächen im Salinar /MIN 05/.....	67

Tab. 4.12	Parameter der Schichtflächen im Deckgebirge .....	67
Tab. 4.13	Versatzparameter Steinsalzgrus .....	69
Tab. 4.14	Charakteristische Größen der Berechnungsmodelle SLB1 .....	84
Tab. 4.15	Charakteristische Größen der Berechnungsmodelle BLC .....	105
Tab. 4.16	Neu in den Code TOUGH2 eingeführte Prozessmodelle /NAV 12/ .....	142
Tab. 4.17	Materialgebiete und Eigenschaften (nach /BOL 12/, /MÜL 12a/, /MÜL 12b/)	147
Tab. 4.18	Parametrisierung der Materialgebiete mit Salzgrusversatz in Bezug auf Konvergenz und Korrosion. ....	149
Tab. 4.19	Parametrisierung der Porositäts-Permeabilitätsbeziehung .....	151
Tab. 4.20	Rechenfälle der TOUGH2 Berechnungen .....	153
Tab. 4.21	Prozesse und ihre Zeitskalen .....	155
Tab. A.1	Ergänzende Rechenfälle (Testfälle) .....	271
Tab. A.2	Phasen und Komponenten .....	273
Tab. A.3	Diffusion .....	274
Tab. A.4	Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen .....	274
Tab. A.5	Korrosionsparameter .....	287
Tab. A.6	Materialgebiete zur Gasbildung .....	287

# A Anhang

## A.1 Integritätsanalyse der geologischen Barriere

### A.1.1 Anhang zu Kapitel 4.1.1.3 Allgemeine Modellierungsstrategie



**Abb. A.1** Bruchfestigkeitskurven der Hauptsalze (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)

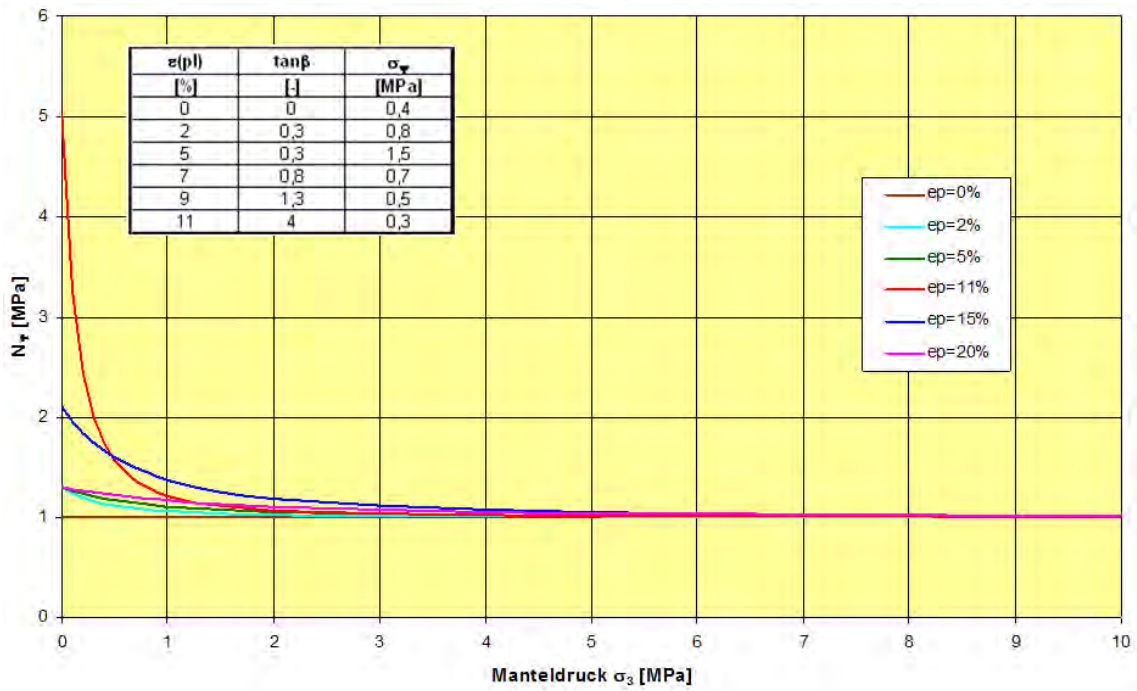


Abb. A.2 Dilatanzfunktion d. Hauptsalze (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)

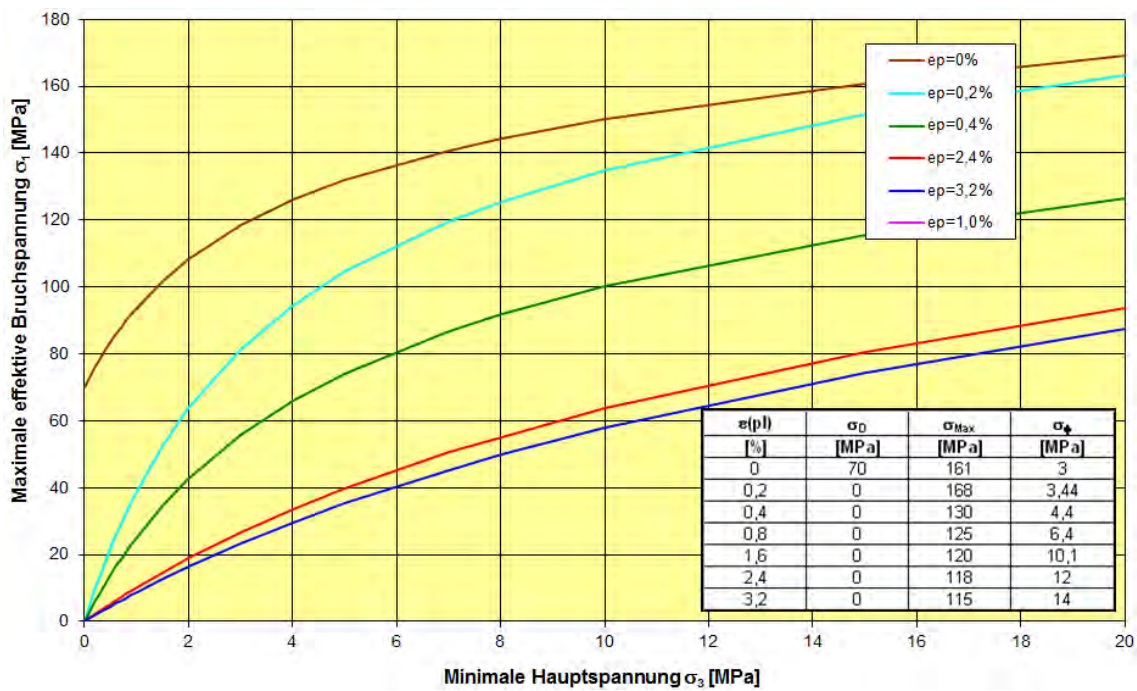


Abb. A.3 Bruchfestigkeitskurven des Hauptanhydrits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)



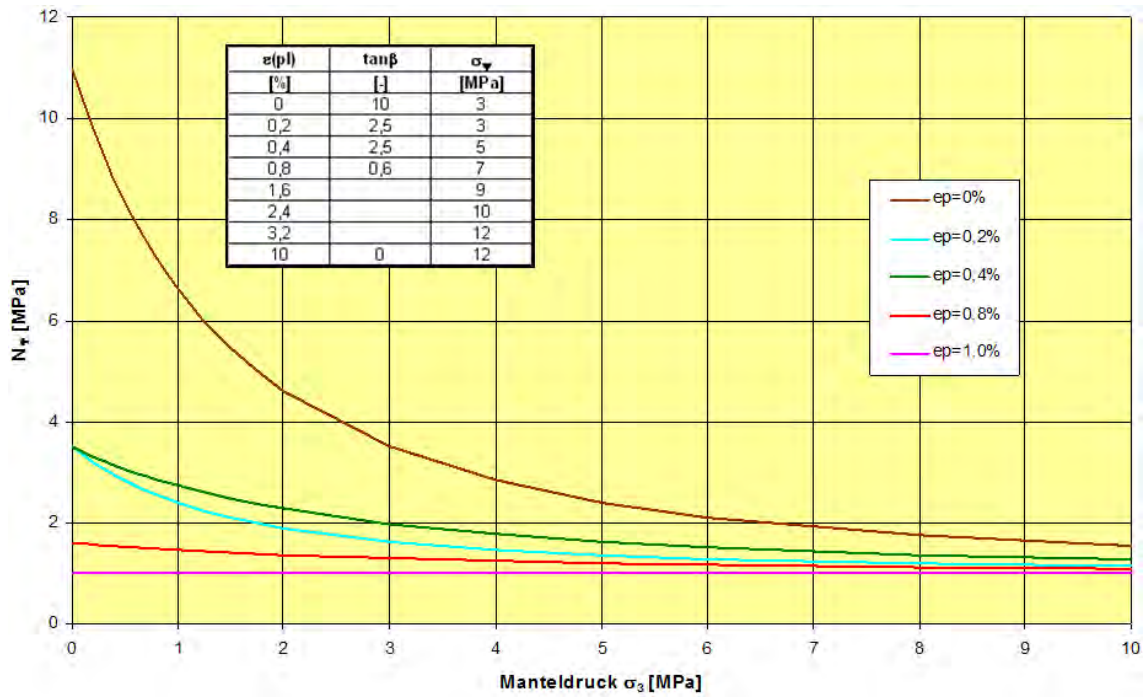


Abb. A.4 Dilatanzfunktion des Hauptanhydrits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)

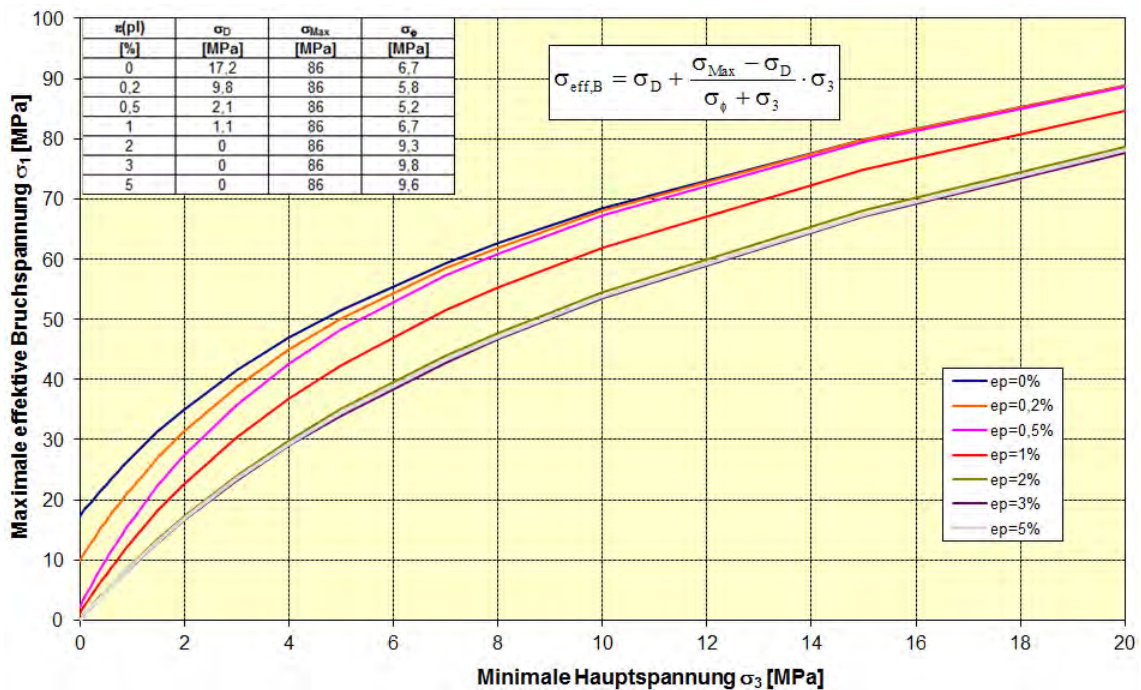


Abb. A.5 Bruchfestigkeitskurven des Carnallitits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)

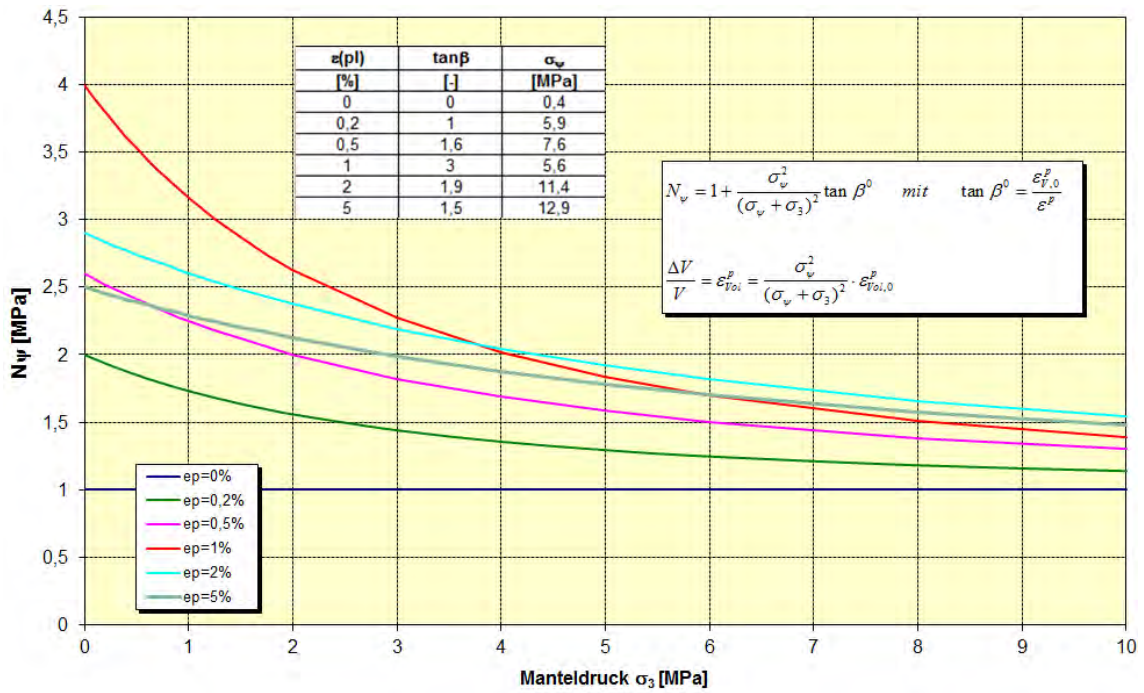


Abb. A.6 Dilatanzfunktion des Carnallitits (Visko-elasto-plastisches Stoffmodell, IfG)

A.1.2 Anhang zu Kapitel 4.1.2.2 Streckenlagerung (2D-Studie)

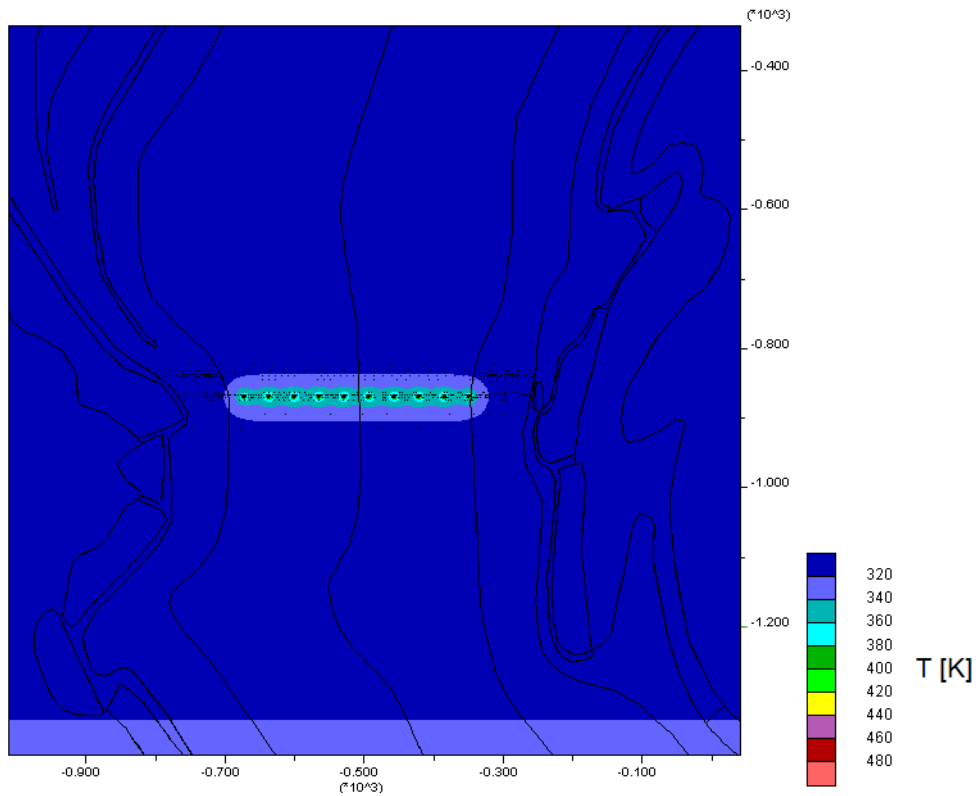
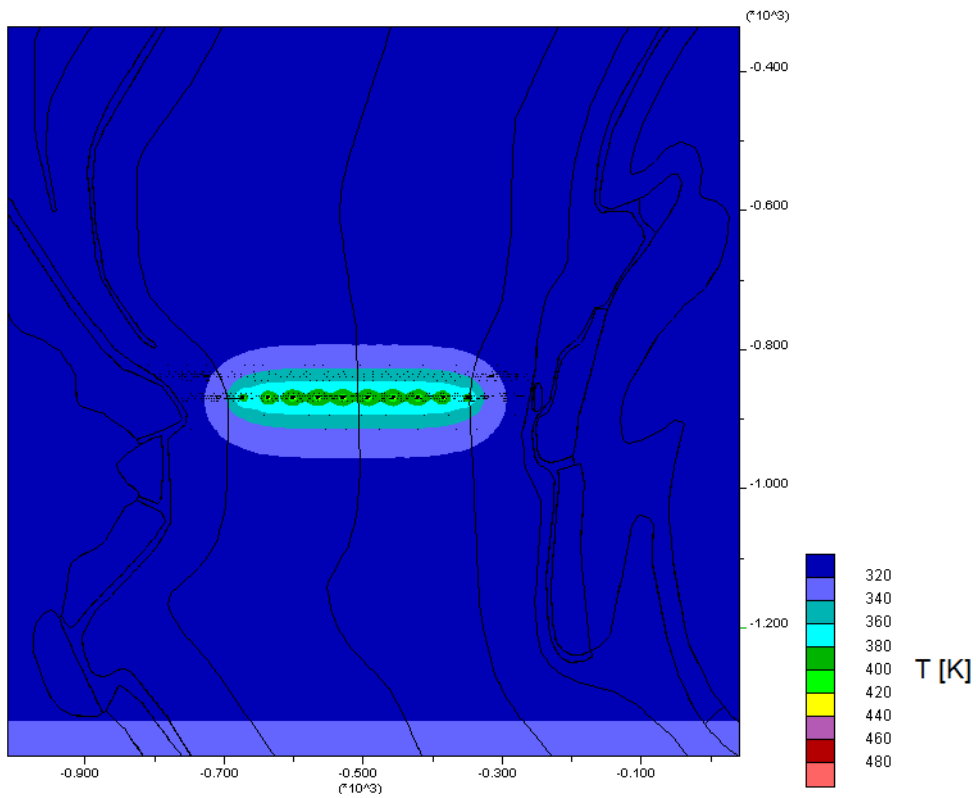
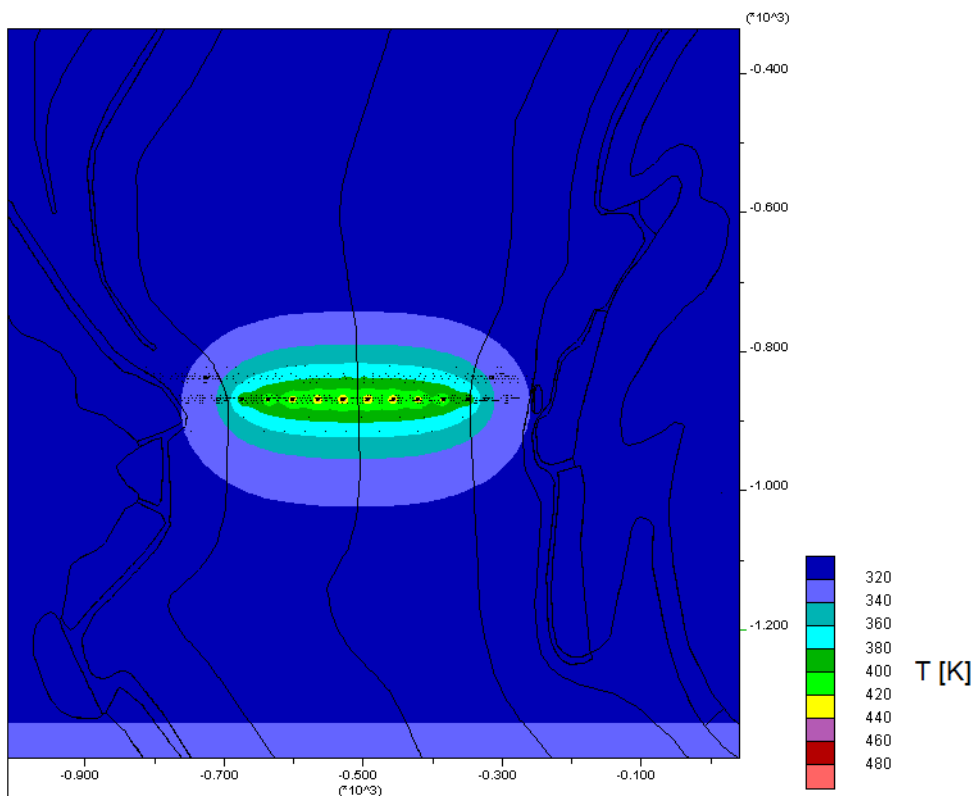


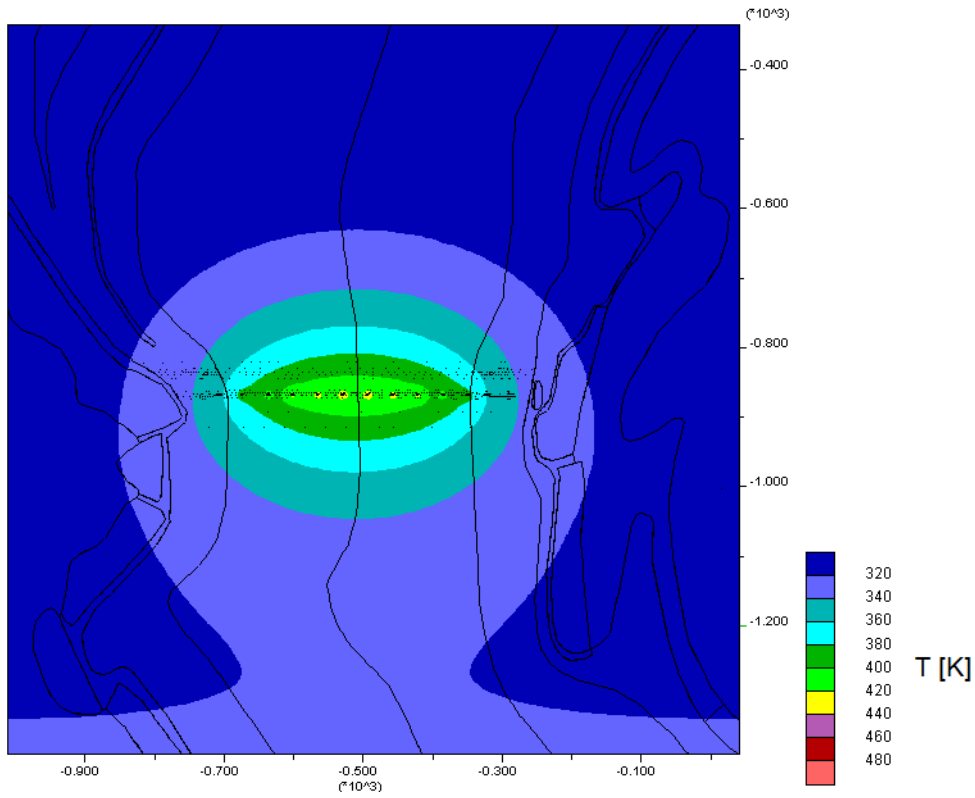
Abb. A.7 Temperaturfeld, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn



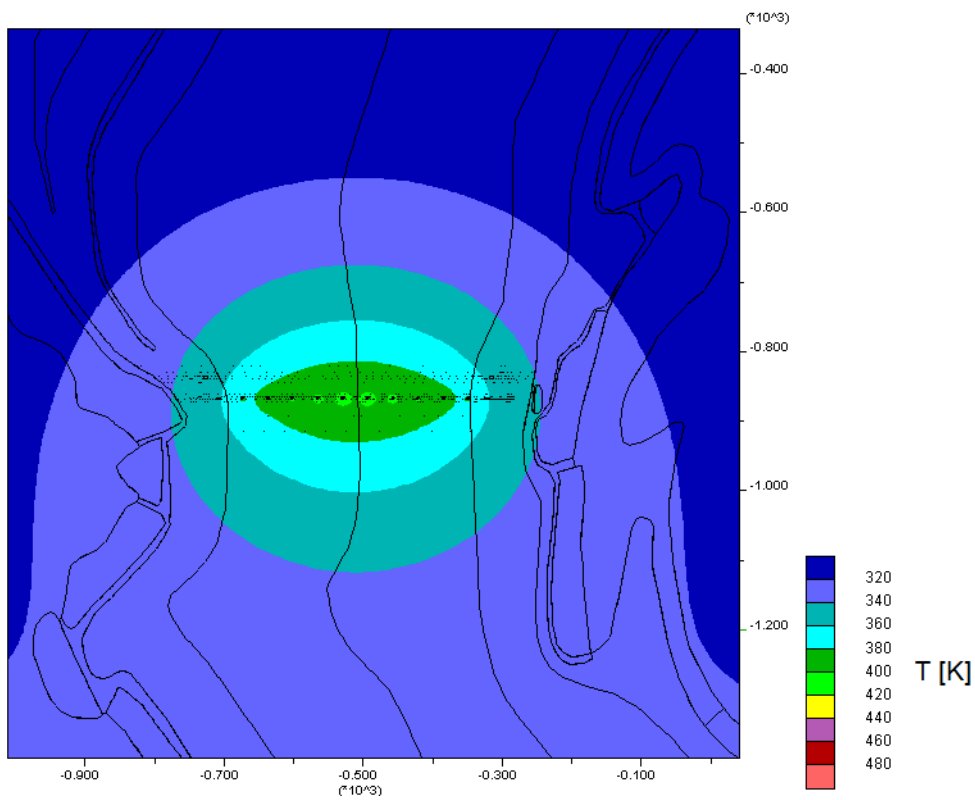
**Abb. A.8** Temperaturfeld, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn



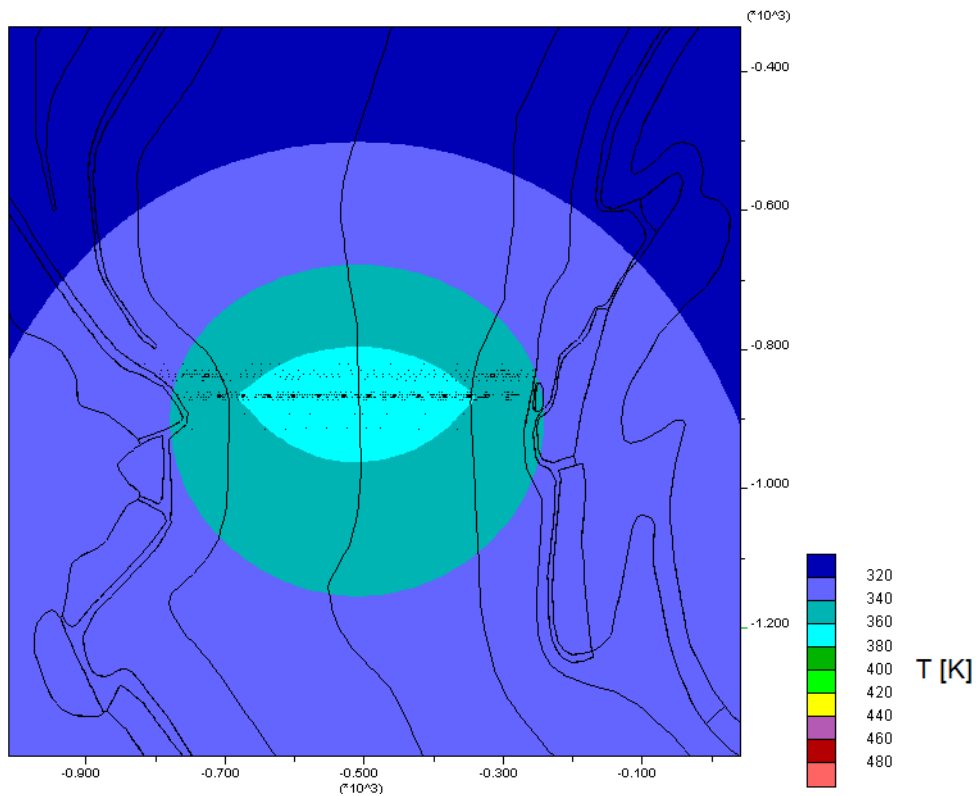
**Abb. A.9** Temperaturfeld, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn



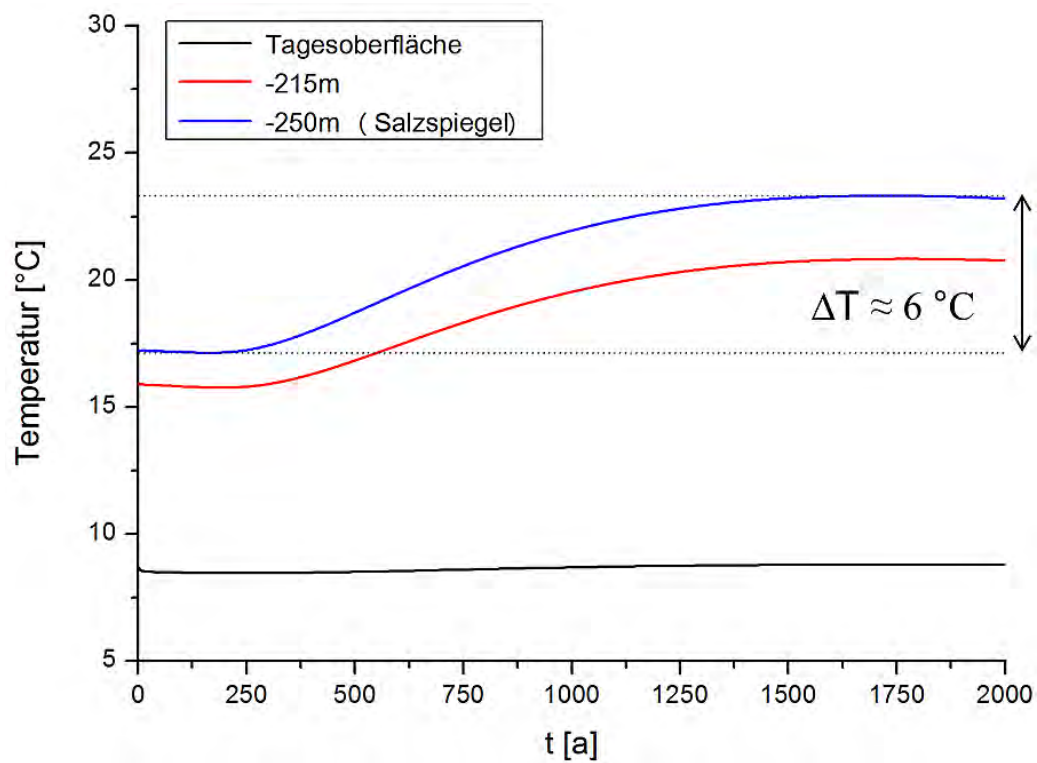
**Abb. A.10** Temperaturfeld, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn



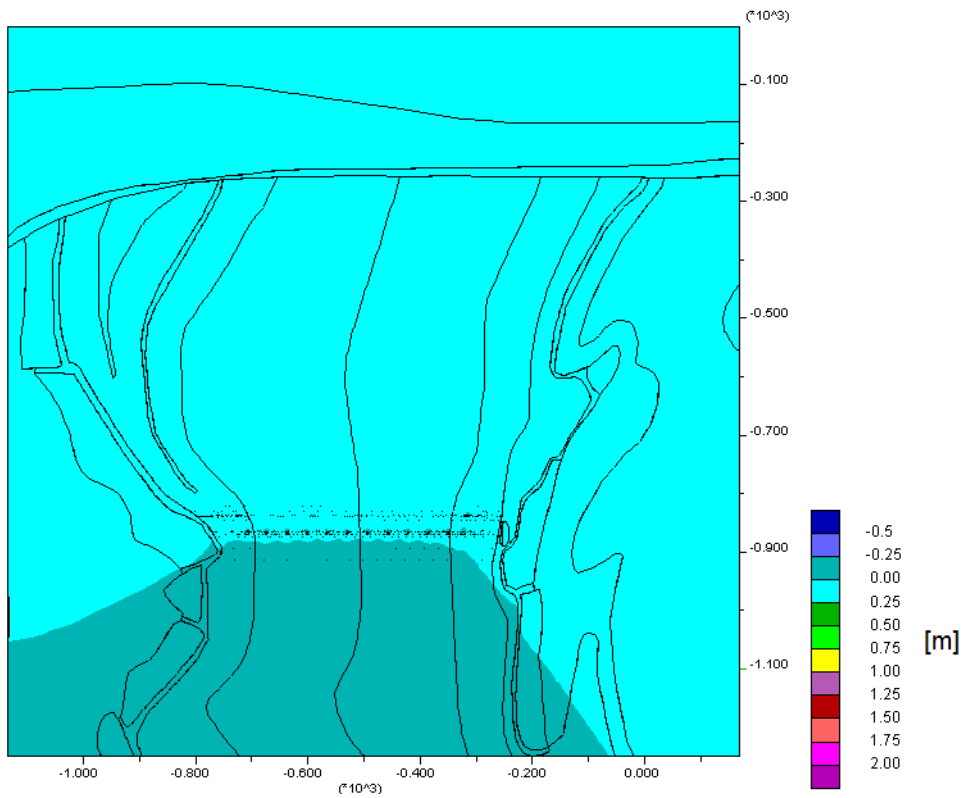
**Abb. A.11** Temperaturfeld, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn



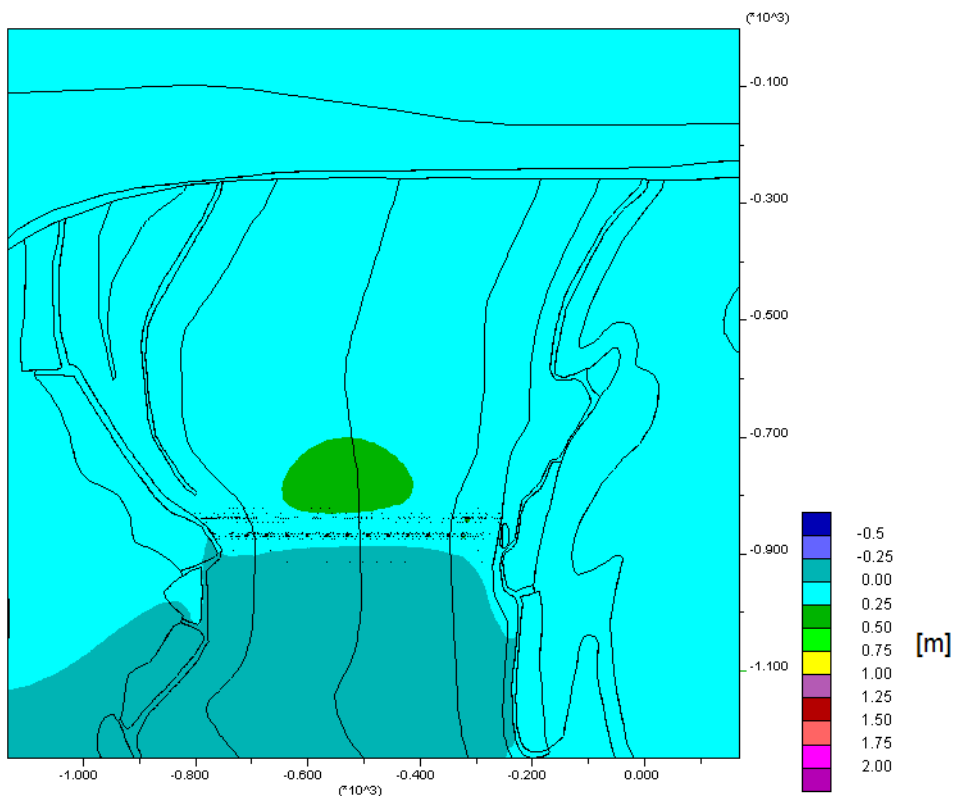
**Abb. A.12** Temperaturfeld, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn



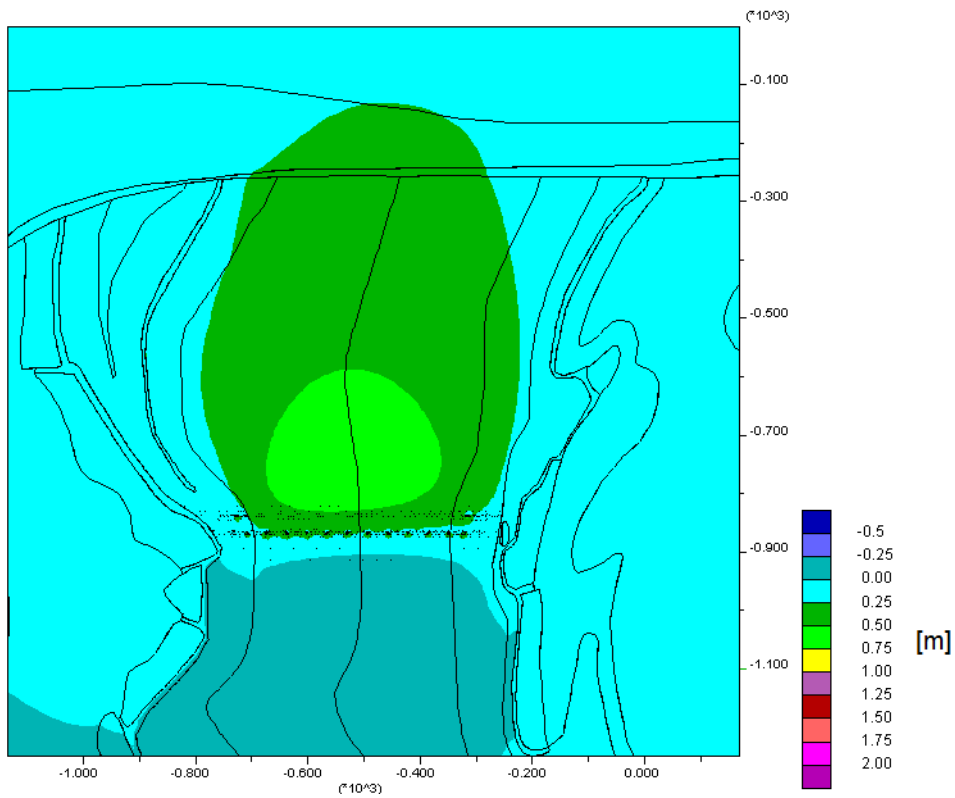
**Abb. A.13** Zeitlicher Verlauf der Temperaturen an der Tagesoberfläche und nahe dem Salzspiegel



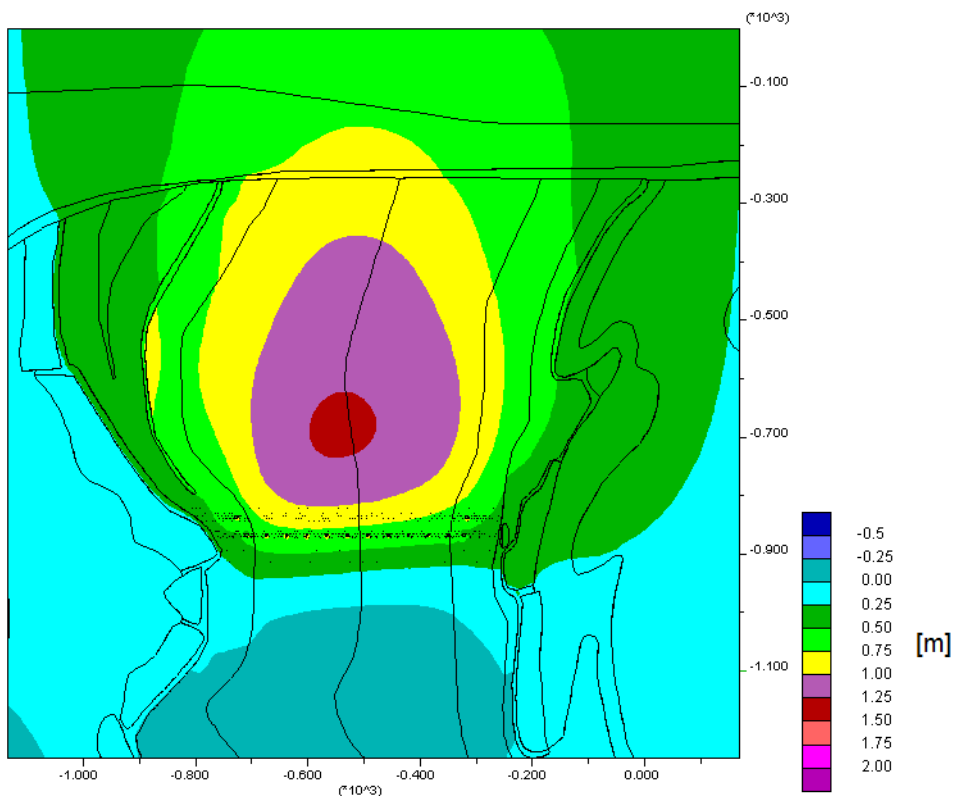
**Abb. A.14** Vertikale Verschiebungen, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn



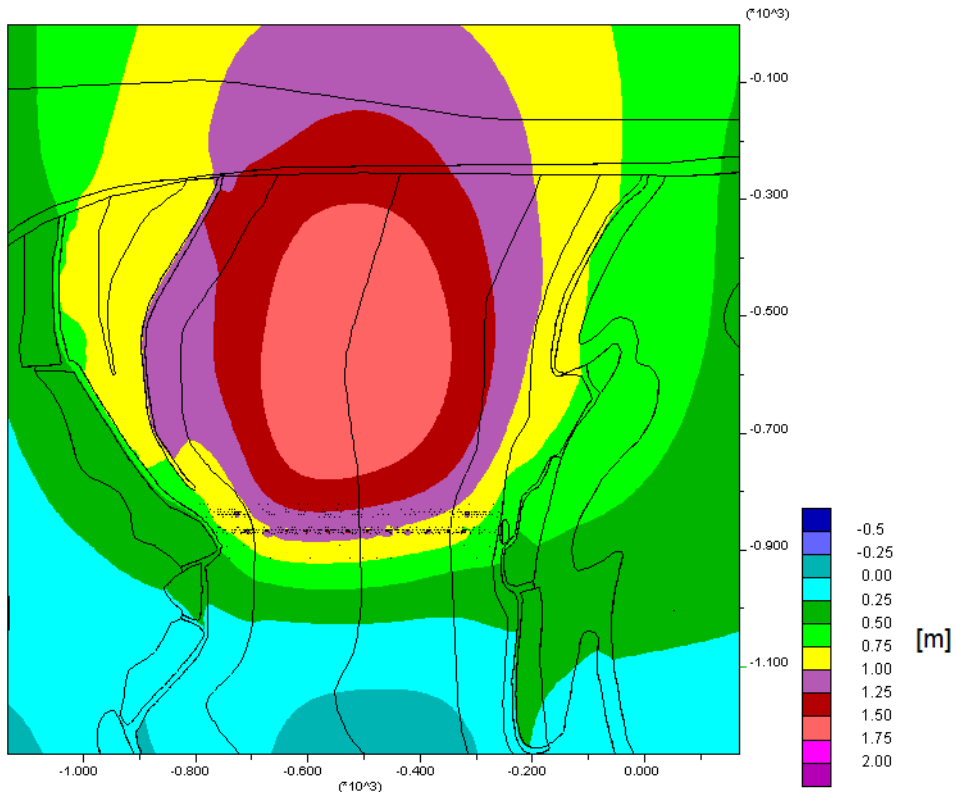
**Abb. A.15** Vertikale Verschiebungen, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn



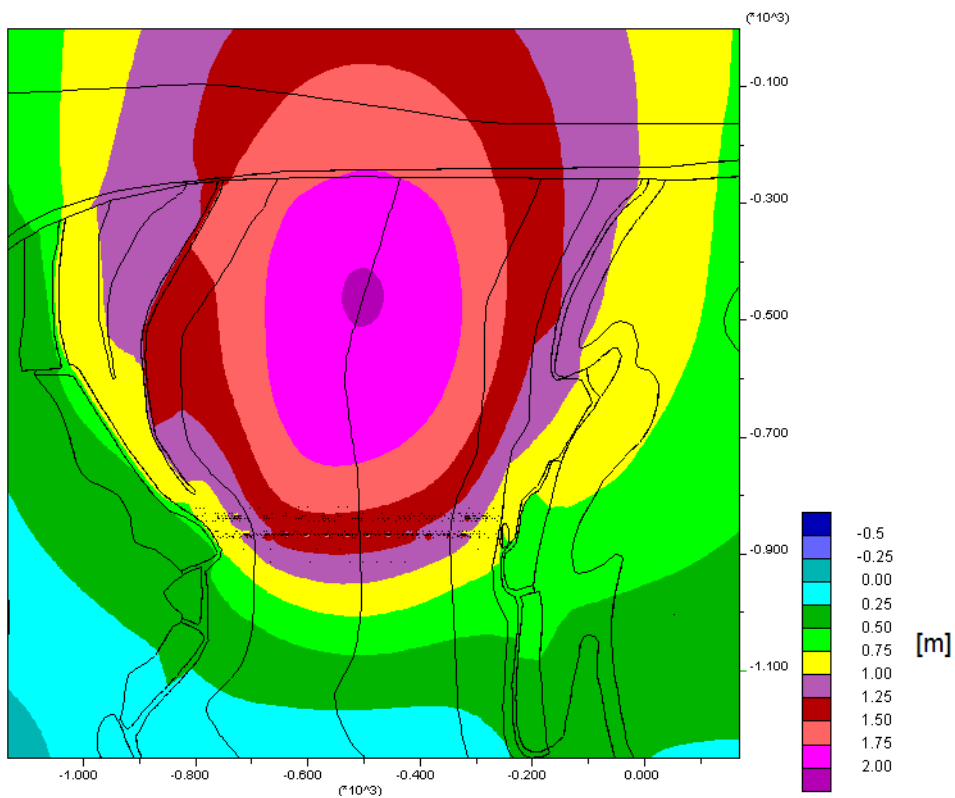
**Abb. A.16** Vertikale Verschiebungen, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn



**Abb. A.17** Vertikale Verschiebungen, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn

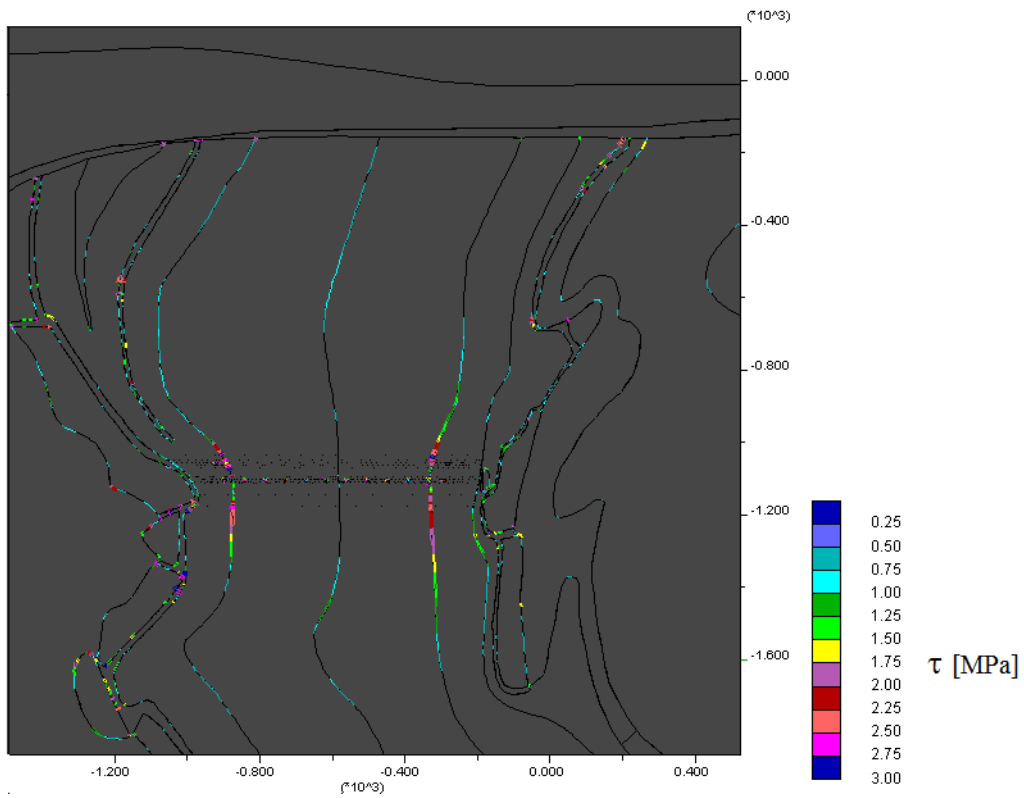


**Abb. A.18** Vertikale Verschiebungen, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn

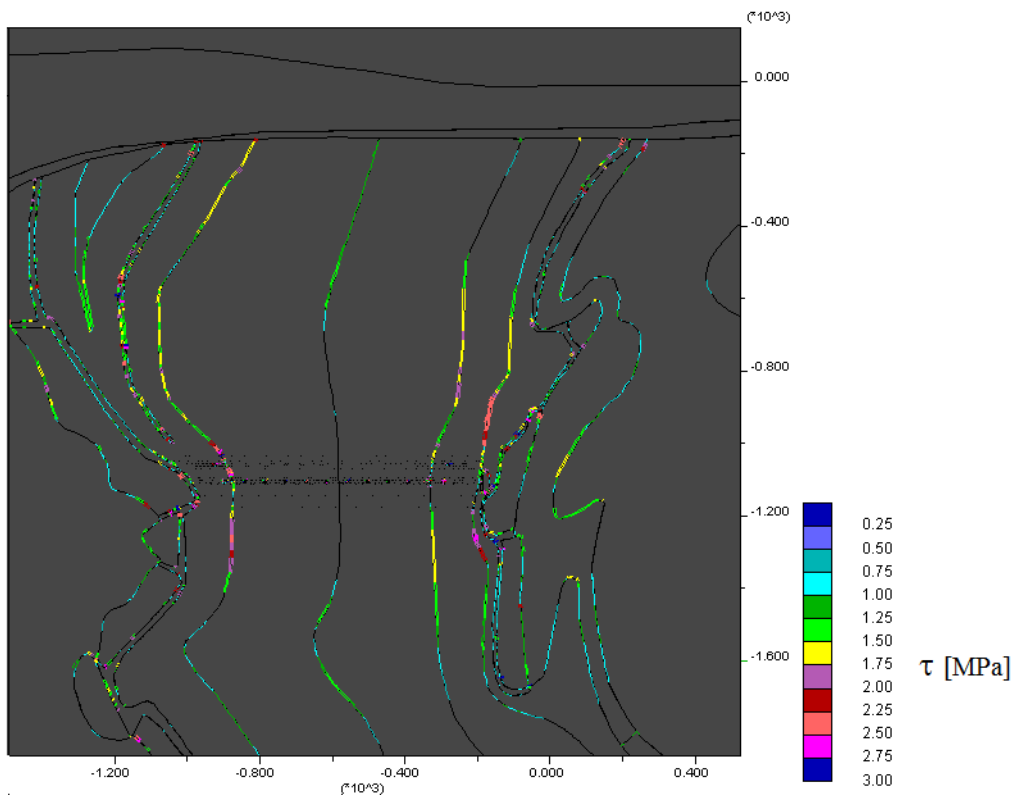


**Abb. A.19** Vertikale Verschiebungen, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn

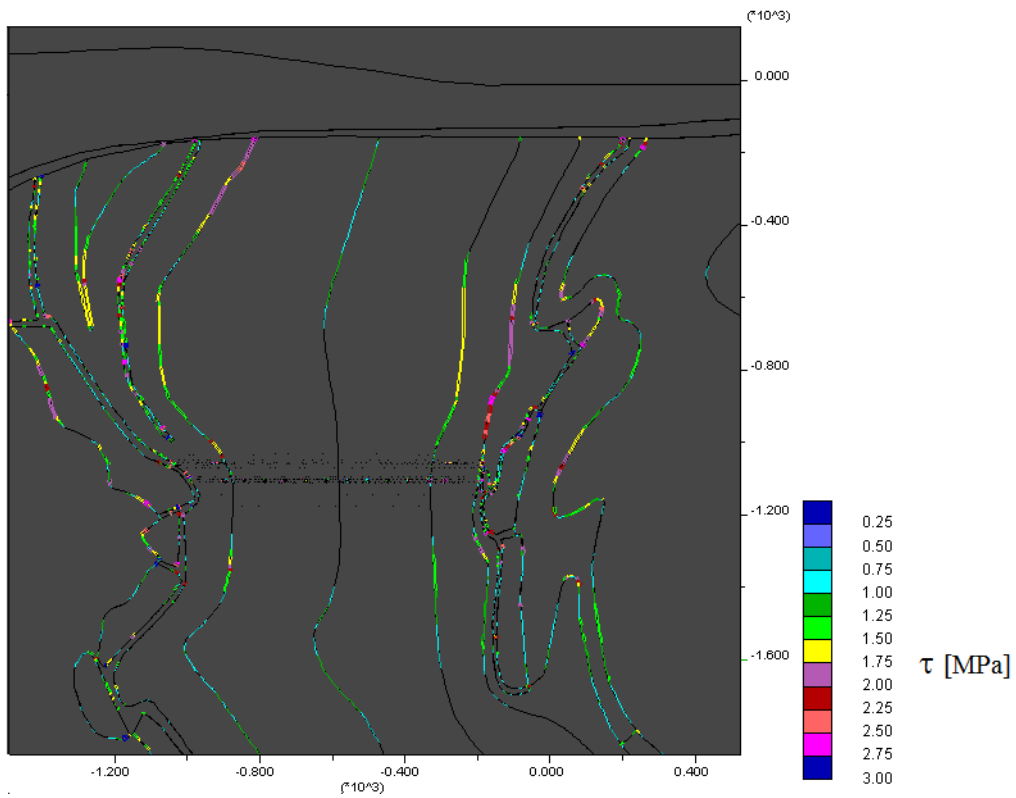




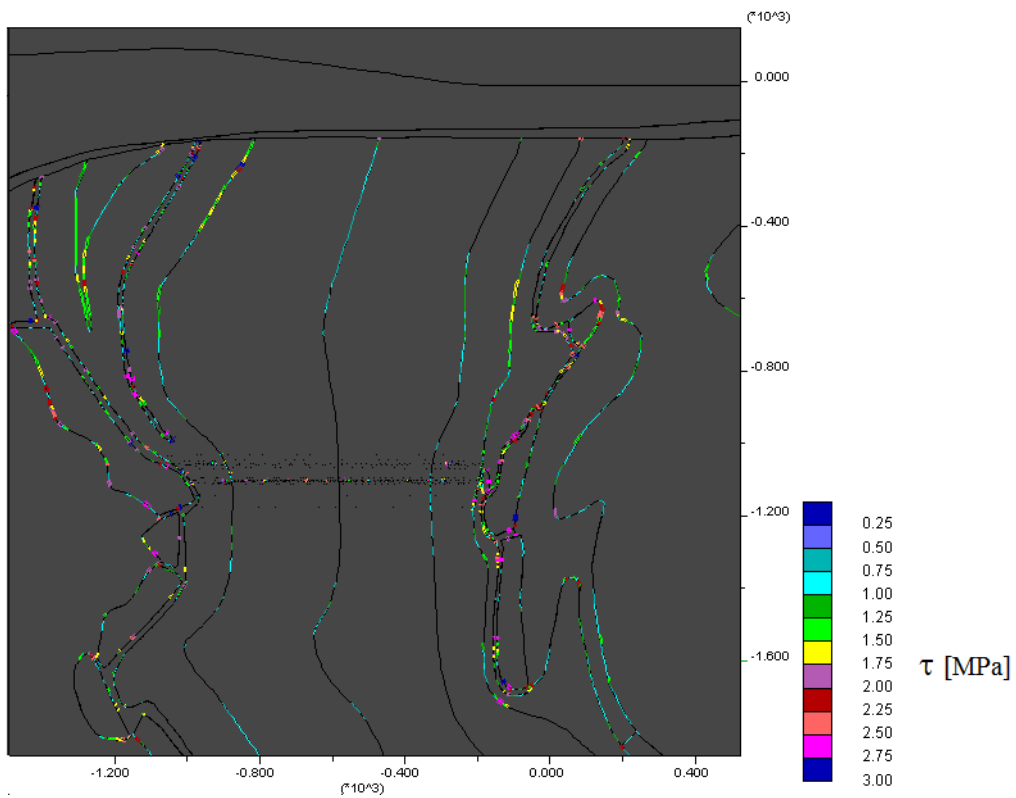
**Abb. A.20** Scherspannungen an den Schichtflächen, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn



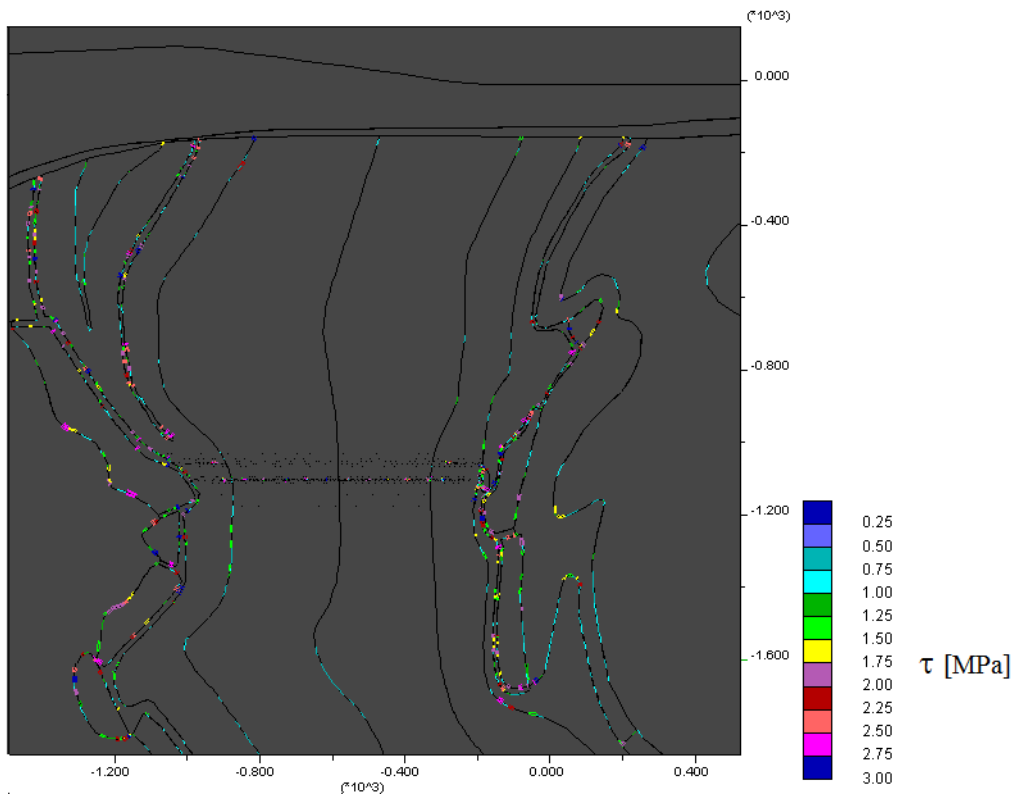
**Abb. A.21** Scherspannungen an den Schichtflächen, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn



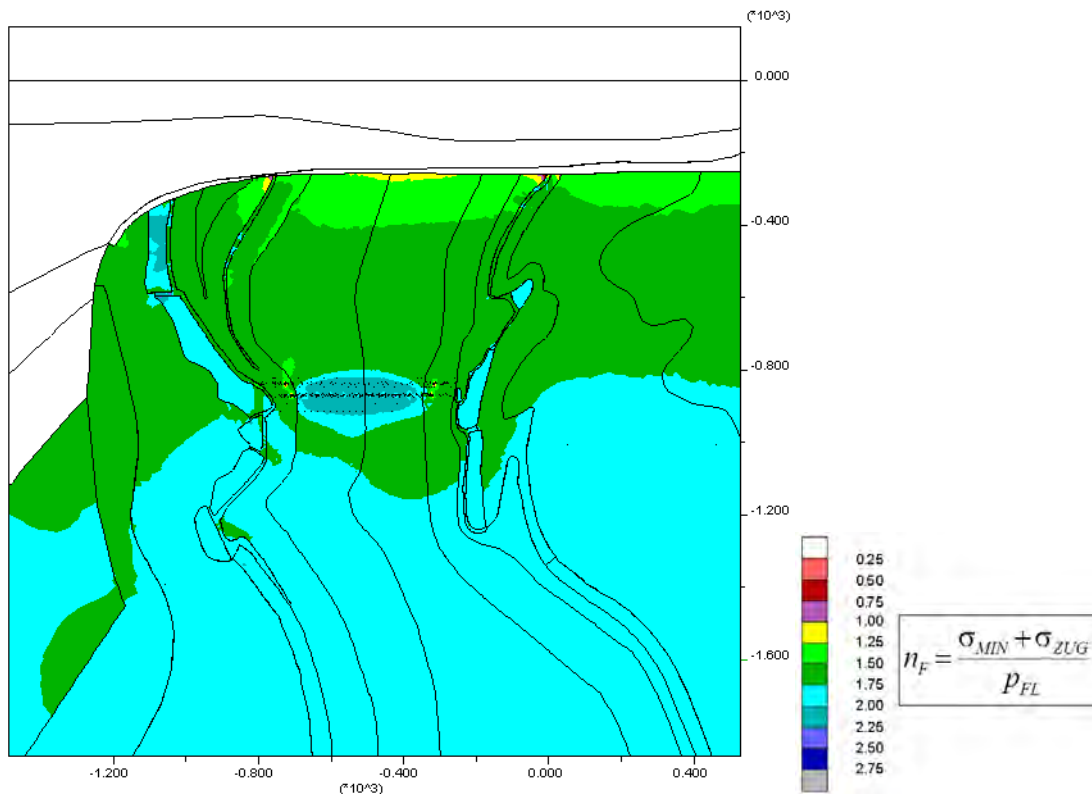
**Abb. A.22** Scherspannungen an den Schichtflächen, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn



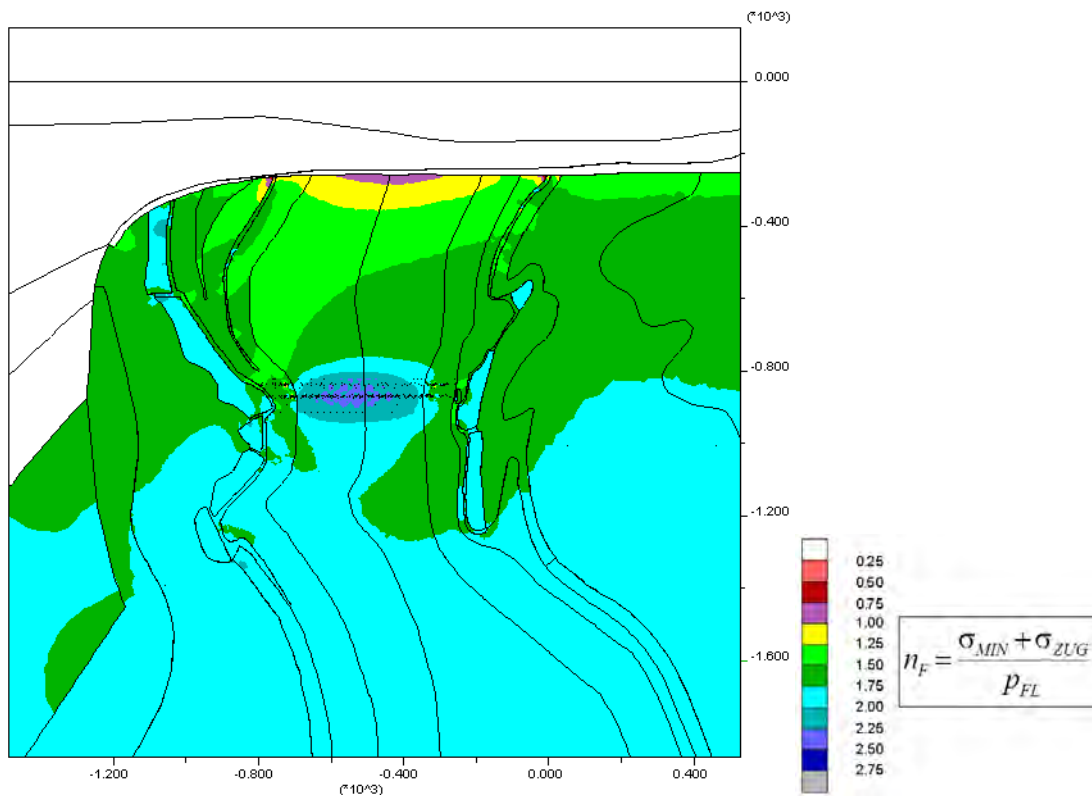
**Abb. A.23** Scherspannungen an den Schichtflächen, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn



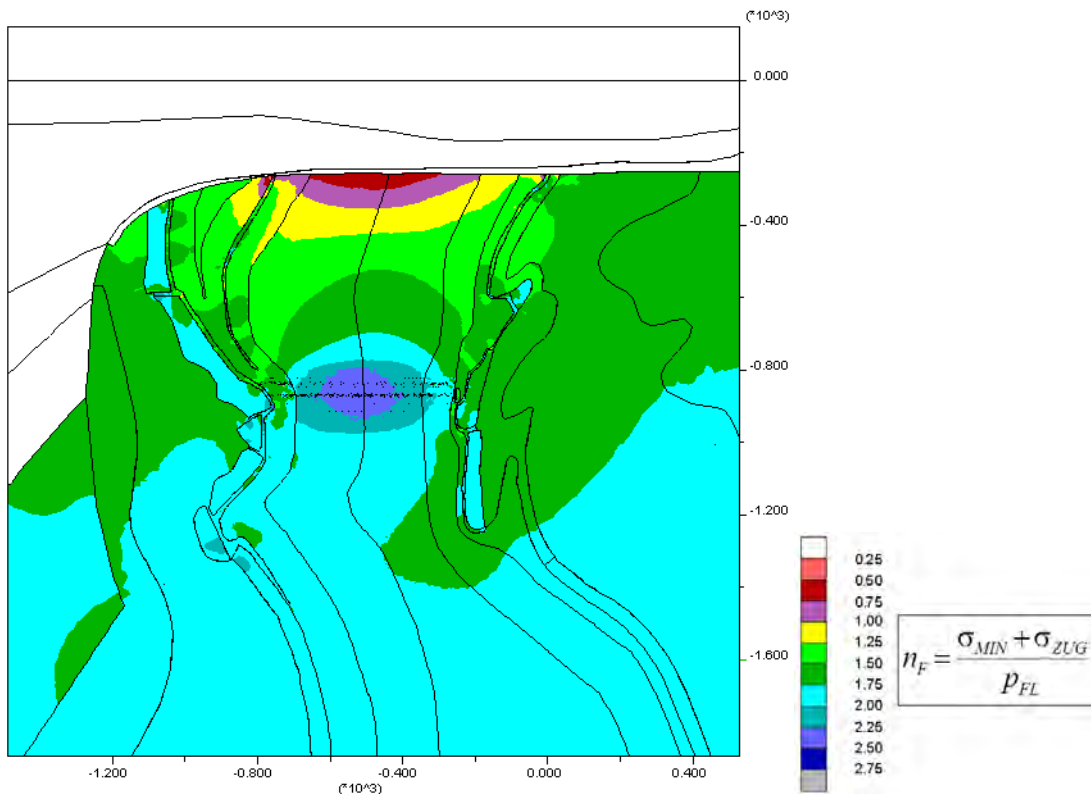
**Abb. A.24** Scherspannungen an den Schichtflächen, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn



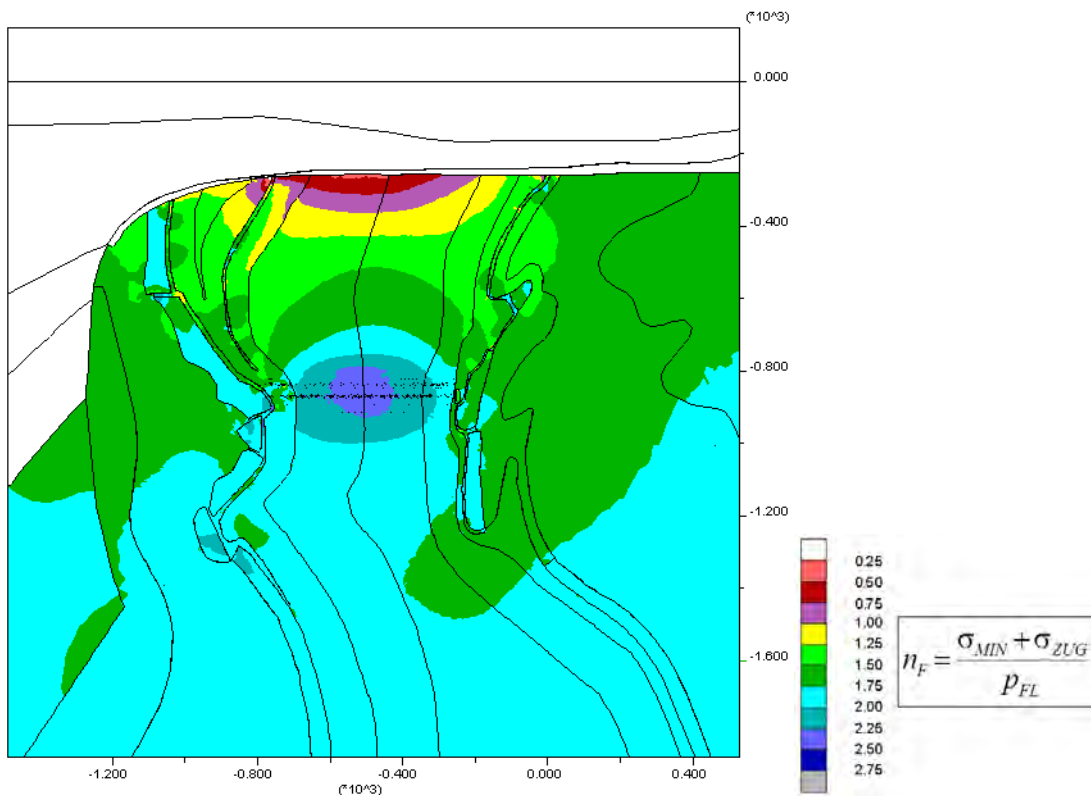
**Abb. A.25** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn



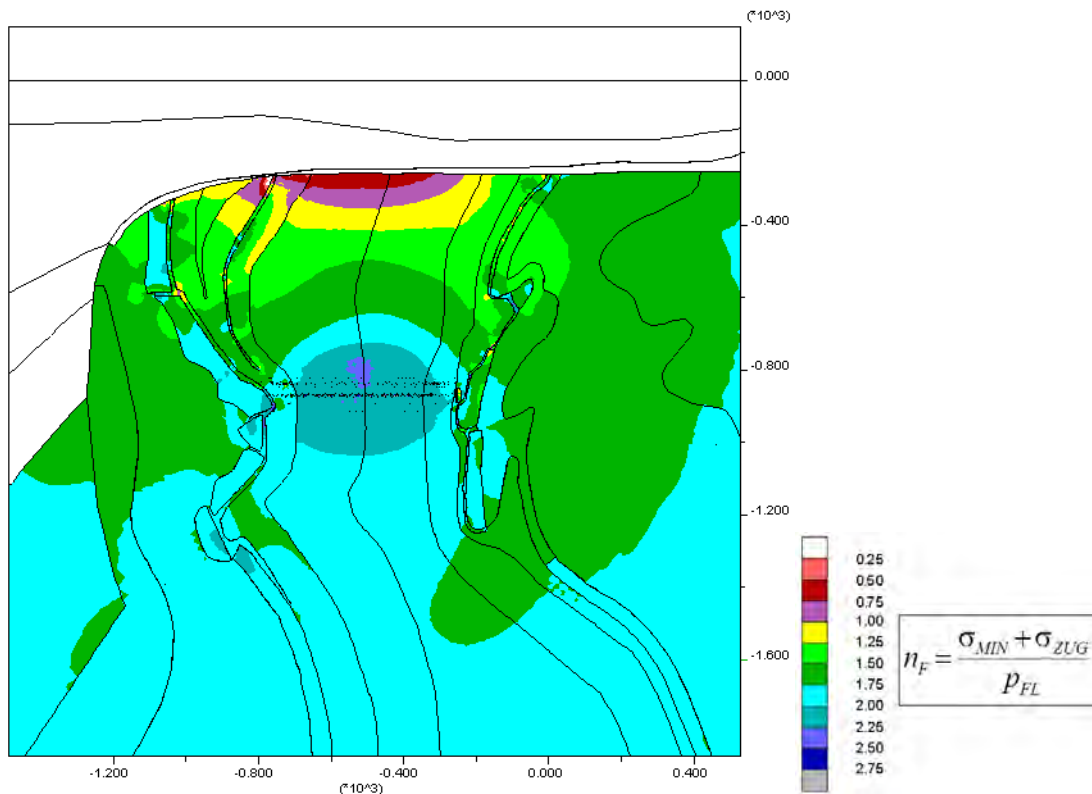
**Abb. A.26** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 10 Jahre nach Einlagerungsbeginn



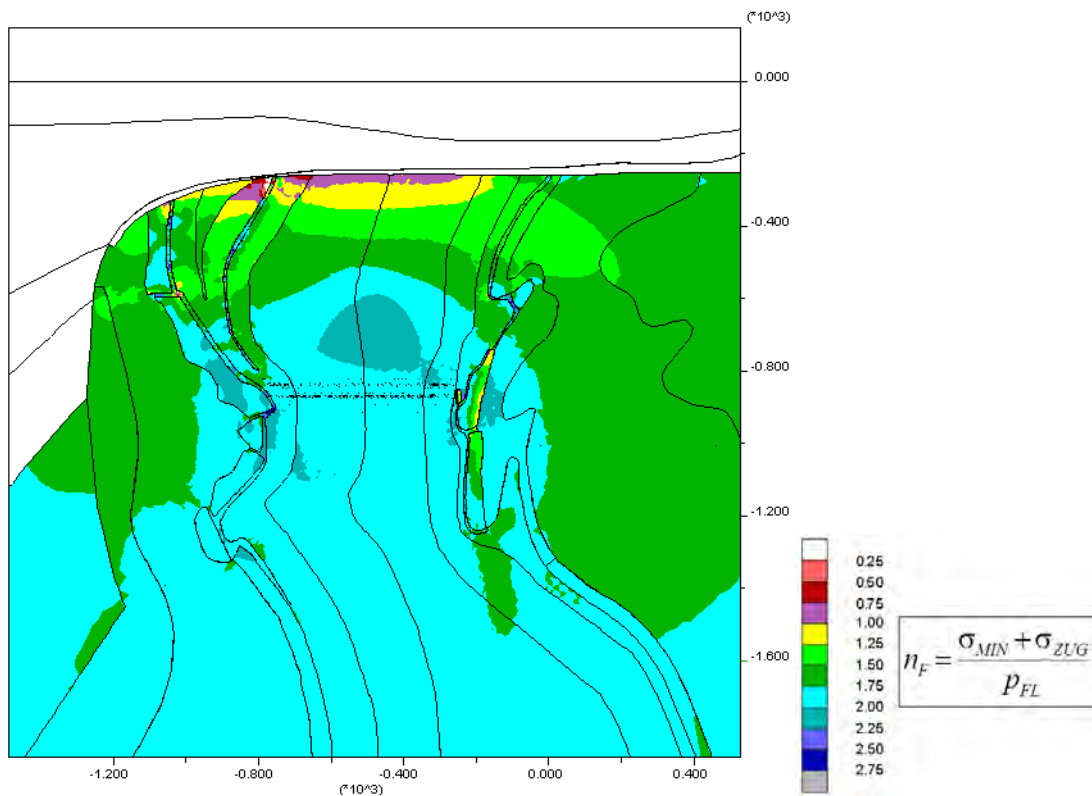
**Abb. A.27** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn



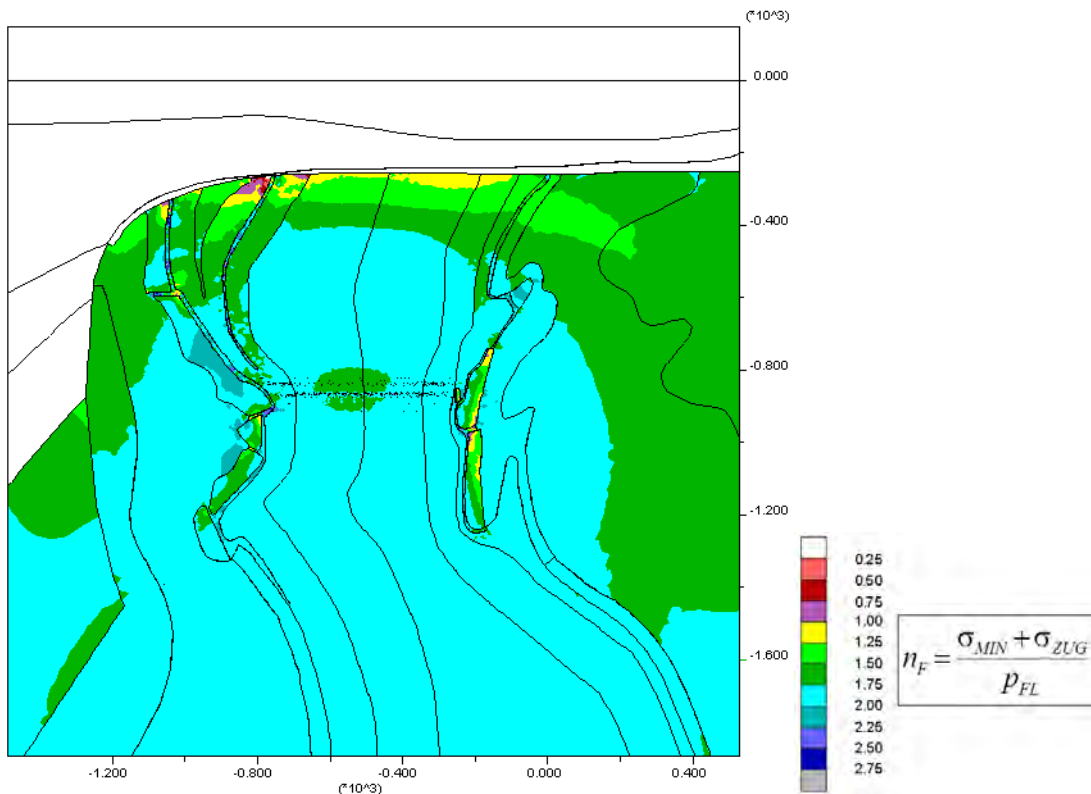
**Abb. A.28** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 30 Jahre nach Einlagerungsbeginn



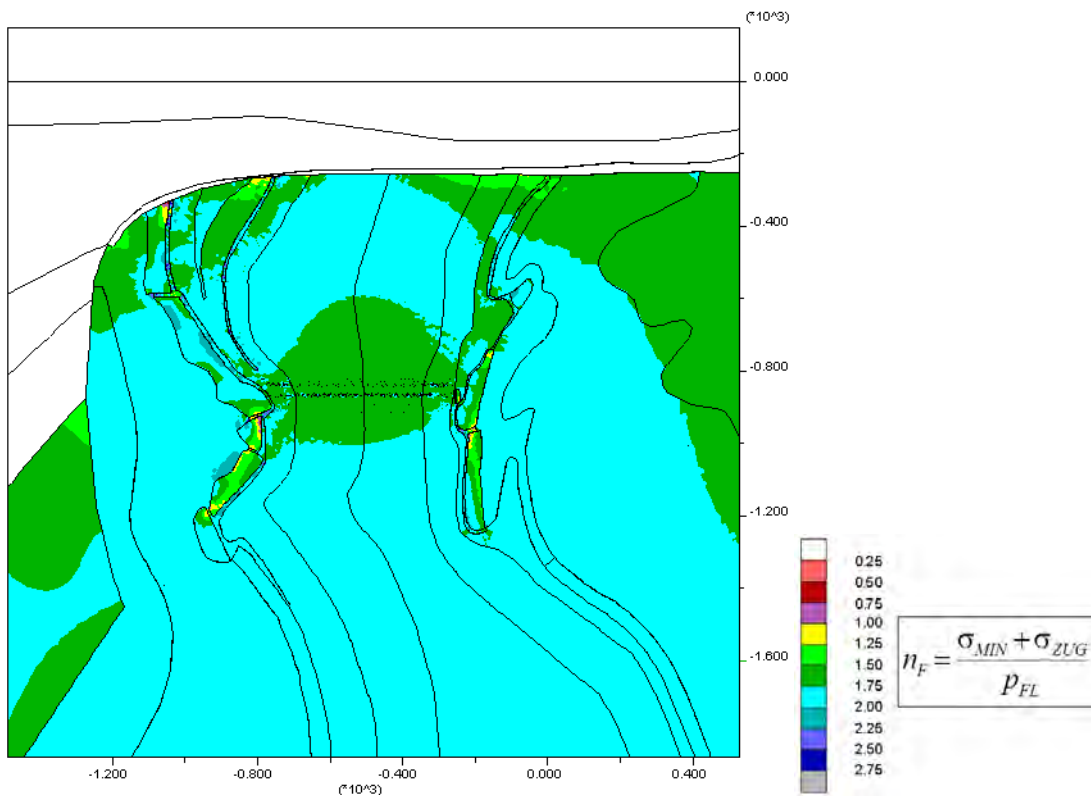
**Abb. A.29** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn



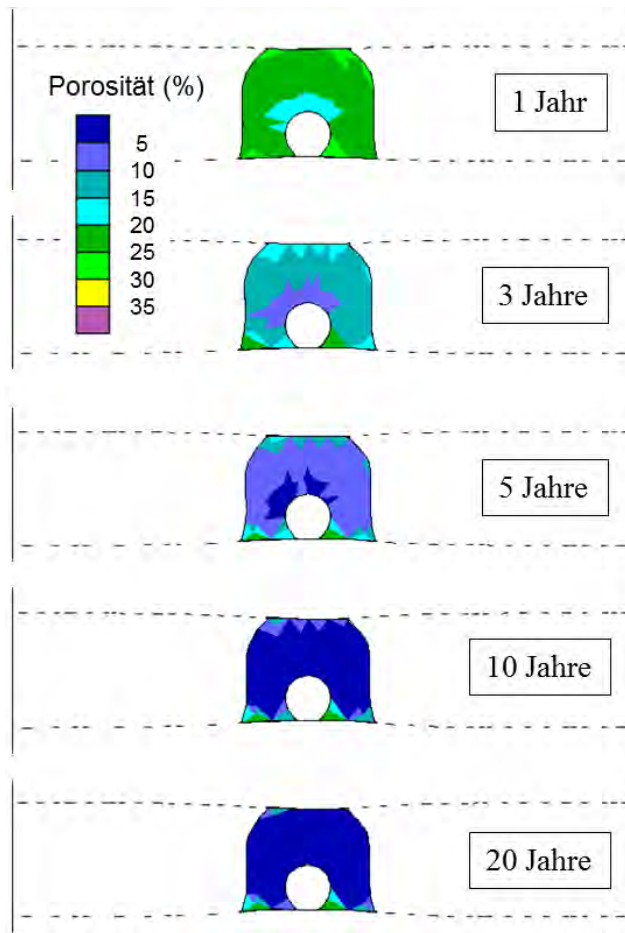
**Abb. A.30** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn



**Abb. A.31** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn

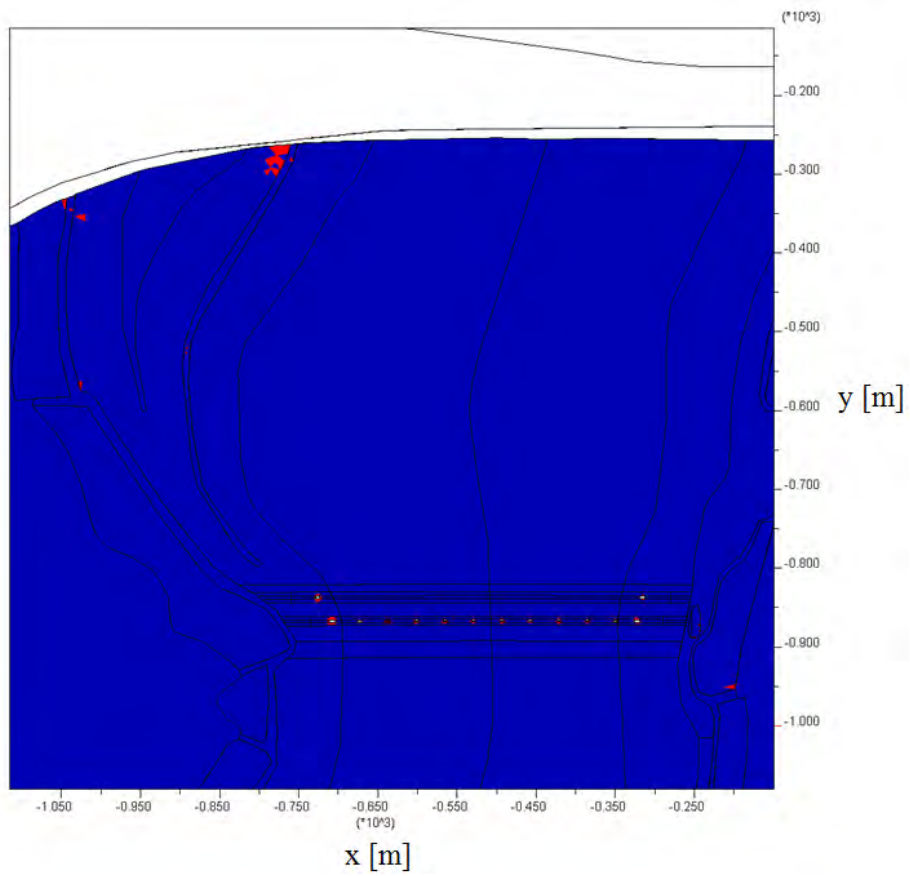


**Abb. A.32** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn



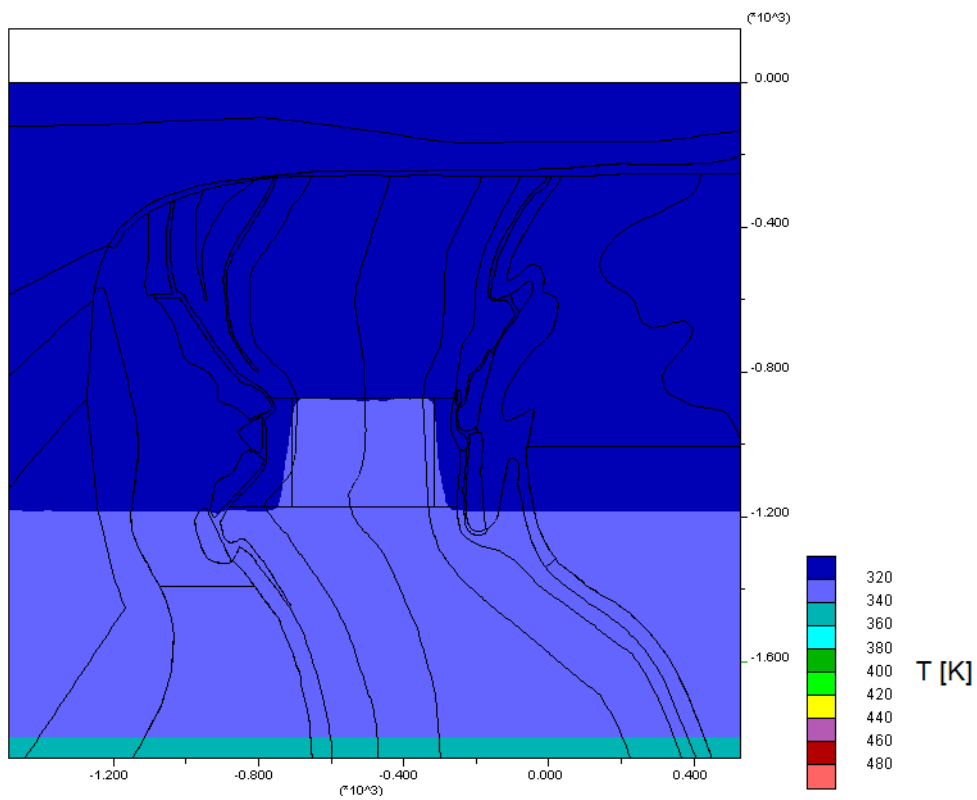
**Abb. A.33** Porositätsverteilung innerhalb einer zentralen Einlagerungsstrecke im Verlauf der ersten 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn



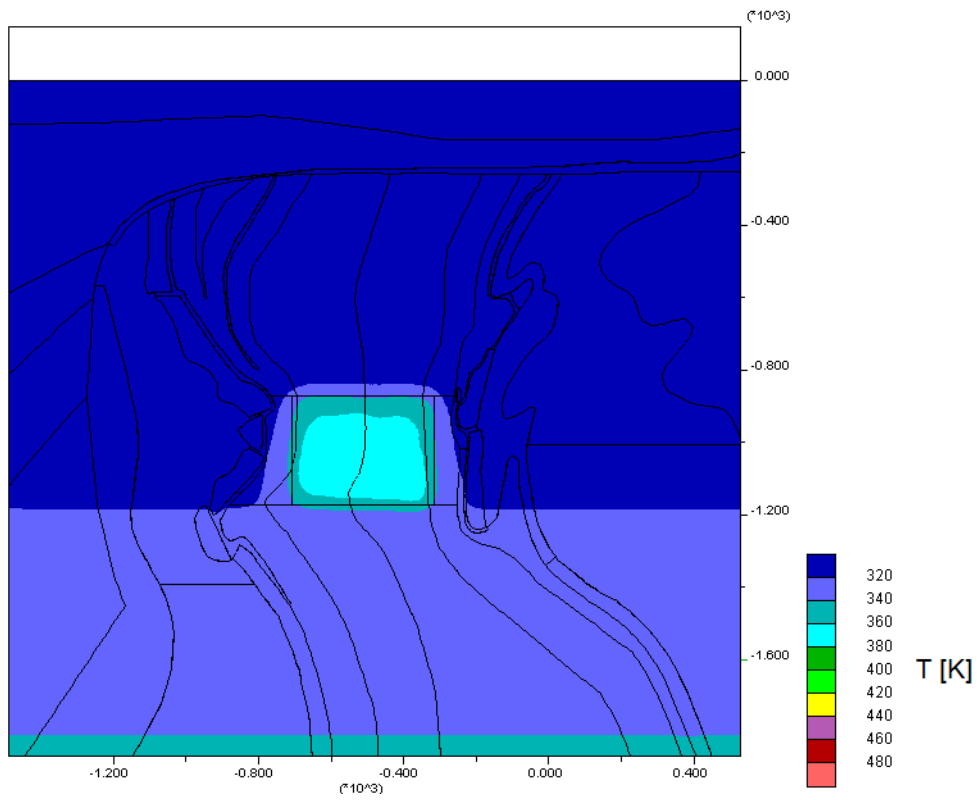


**Abb. A.34** Akkumulierte dilatant geschädigte Bereiche (rot markiert), 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn

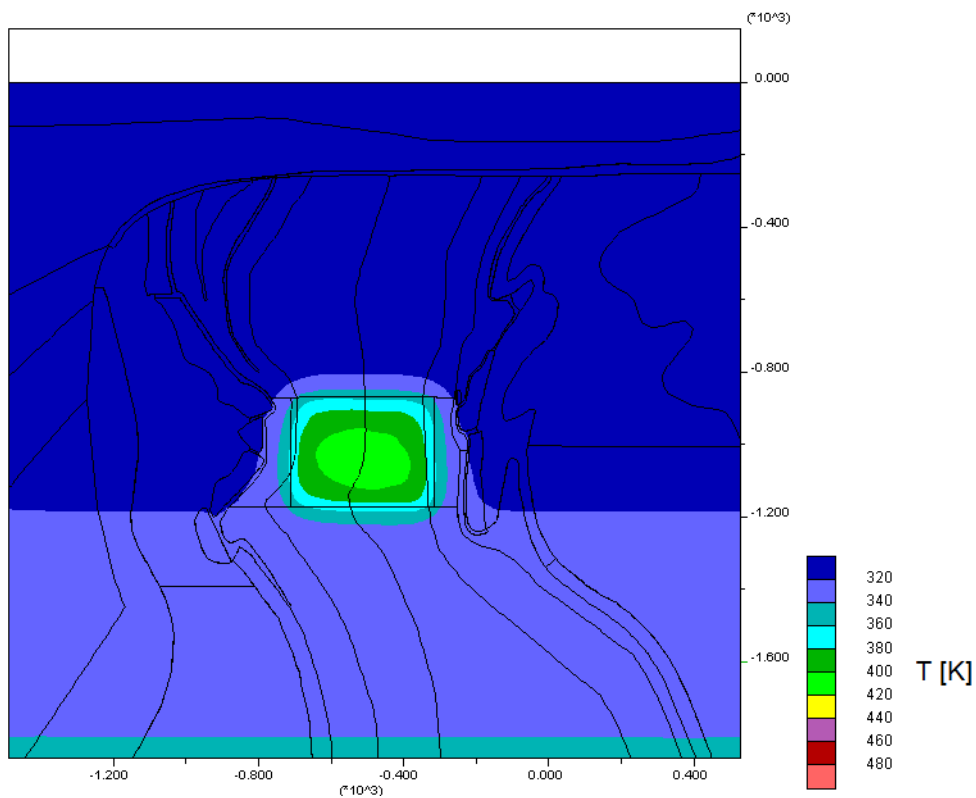
### A.1.3 Anhang zu Kapitel 4.1.2.4 Bohrlochlagerung (2D-Studie)



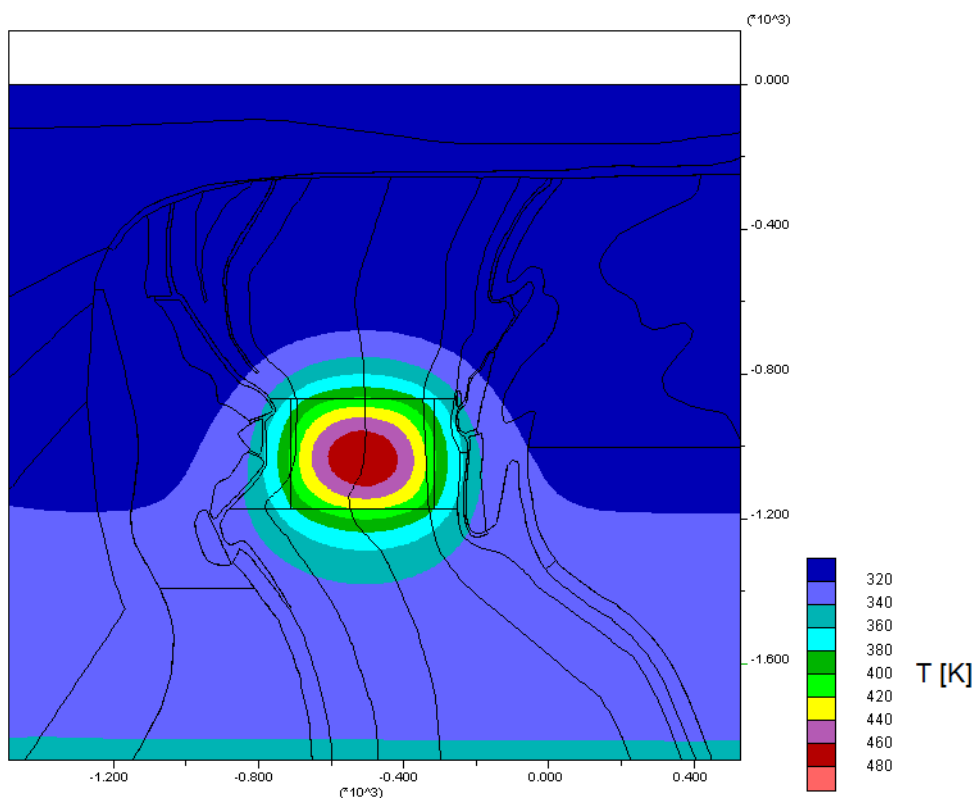
**Abb. A.35** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



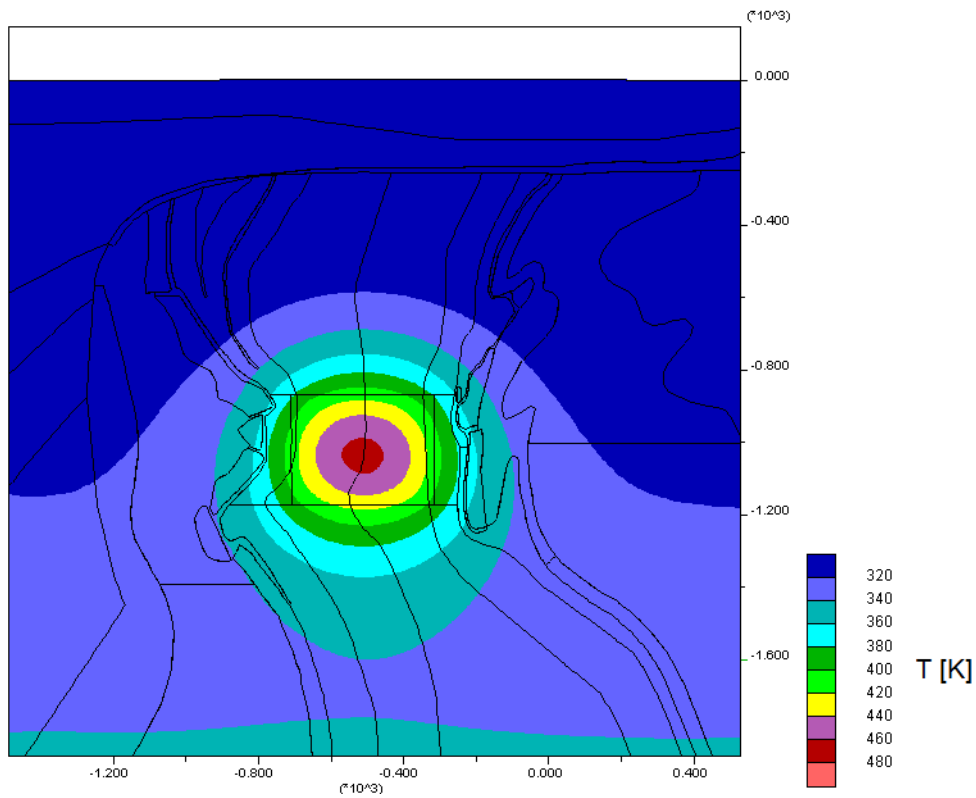
**Abb. A.36** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



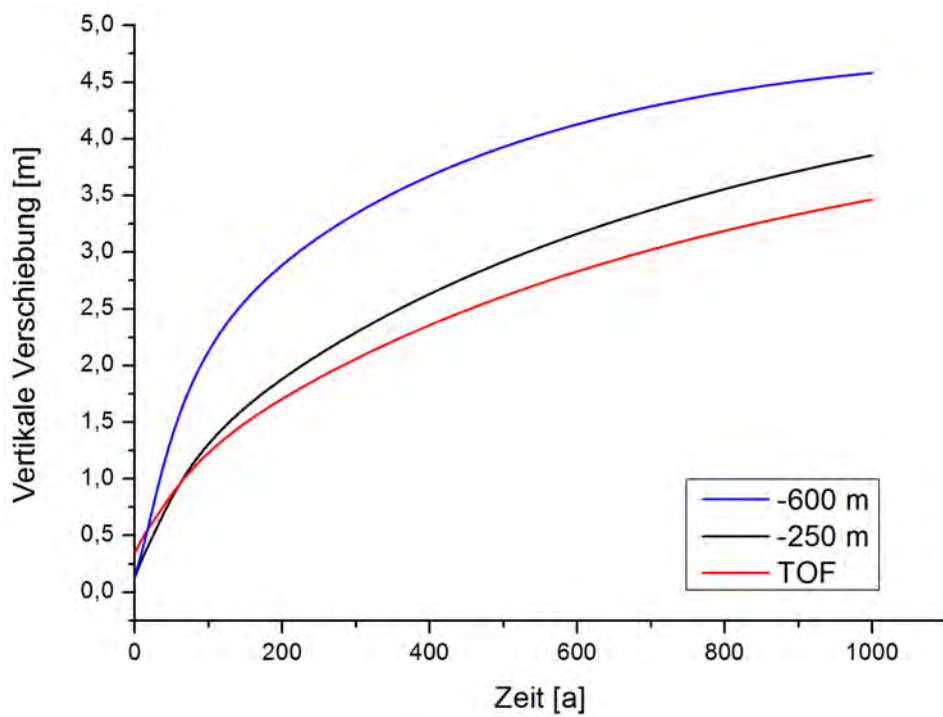
**Abb. A.37** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



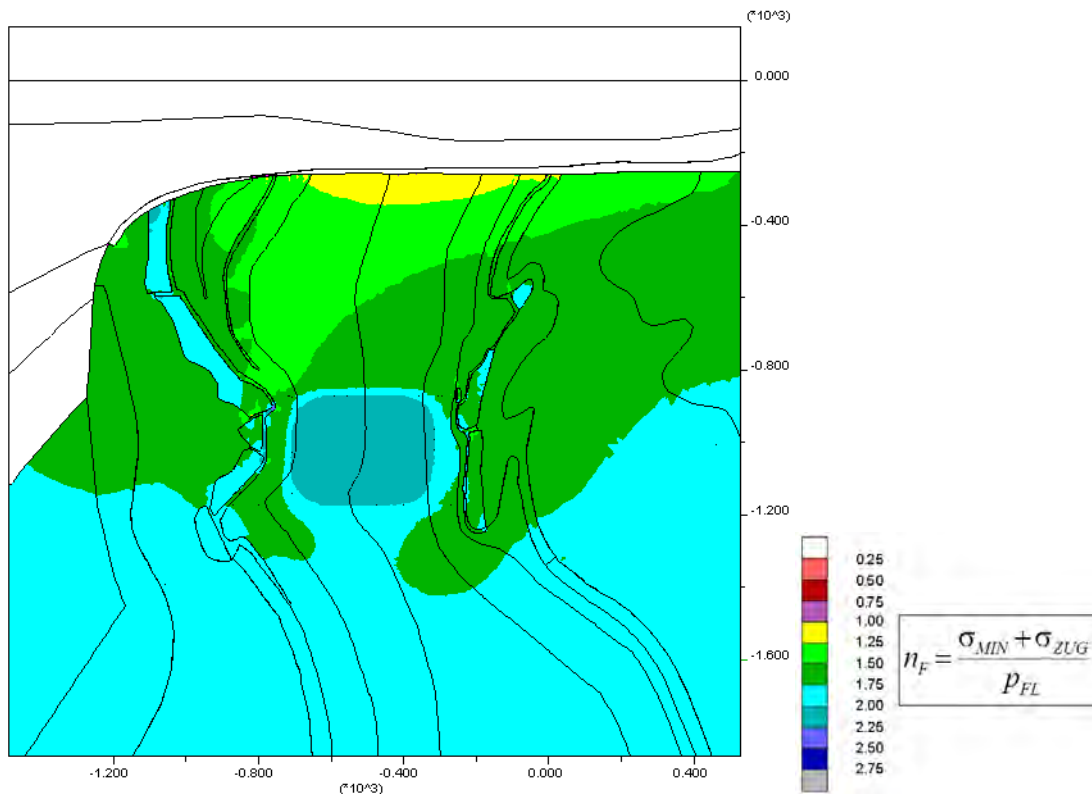
**Abb. A.38** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



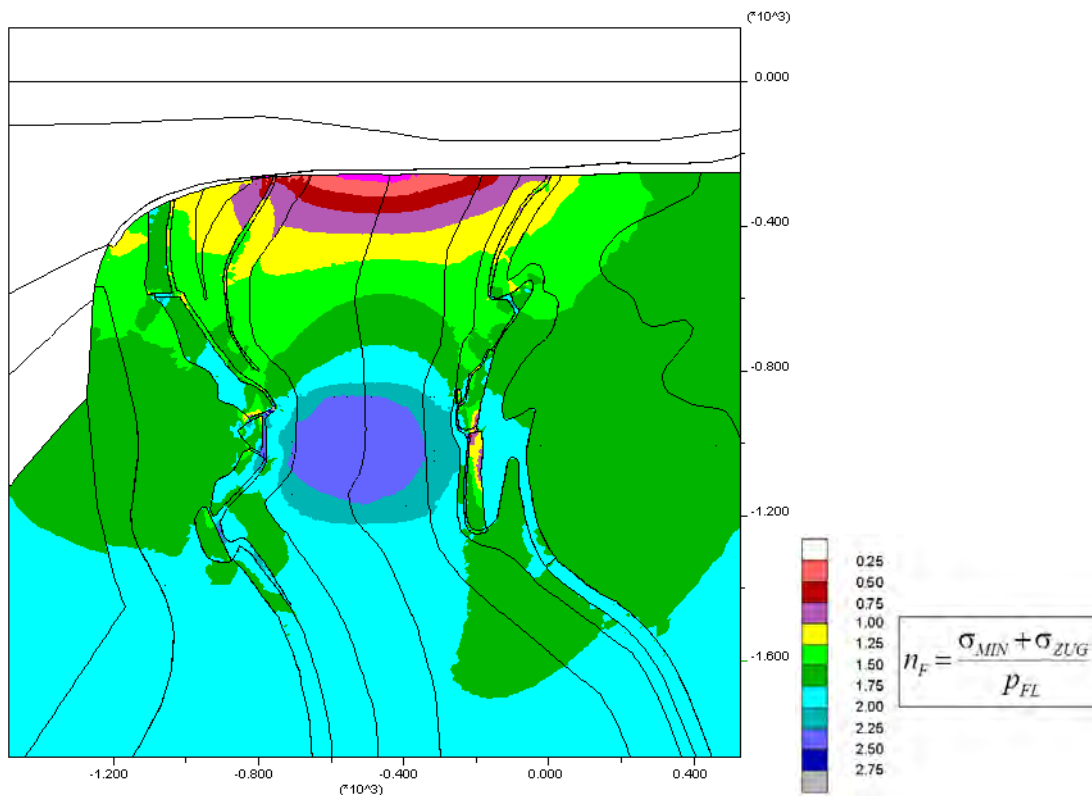
**Abb. A.39** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



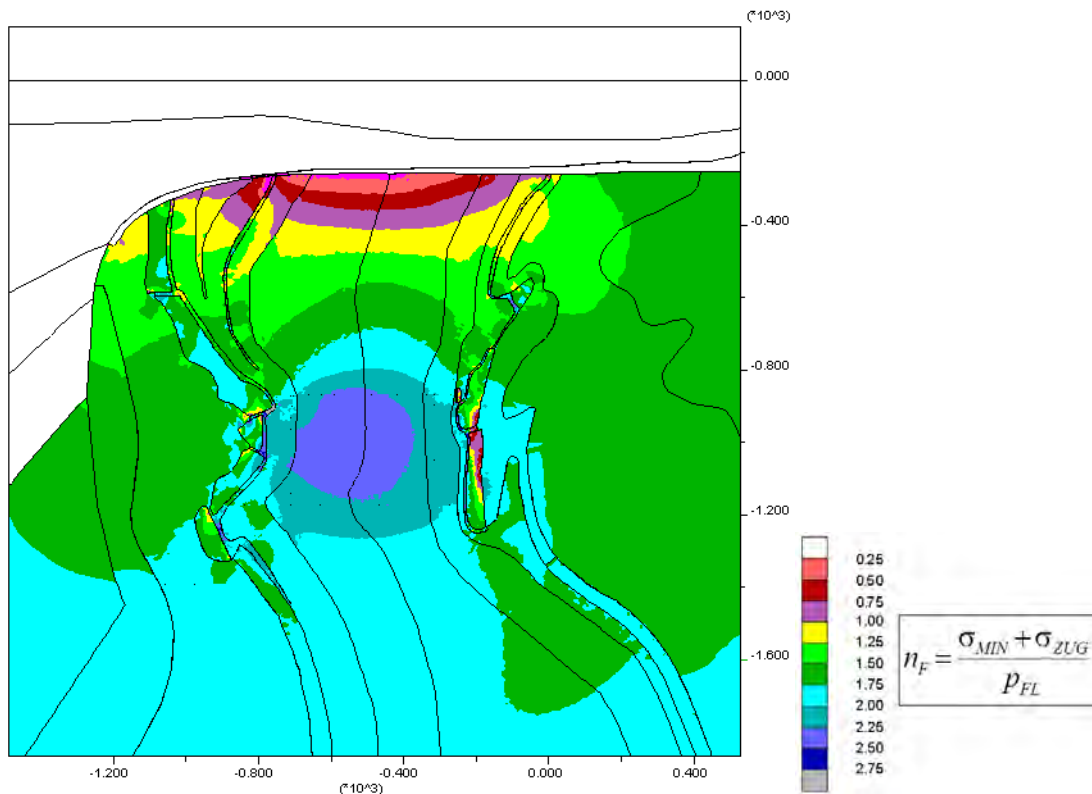
**Abb. A.40** Vertikale Verschiebungen in verschiedenen Teufen im Falle der Bohrlochlagerung



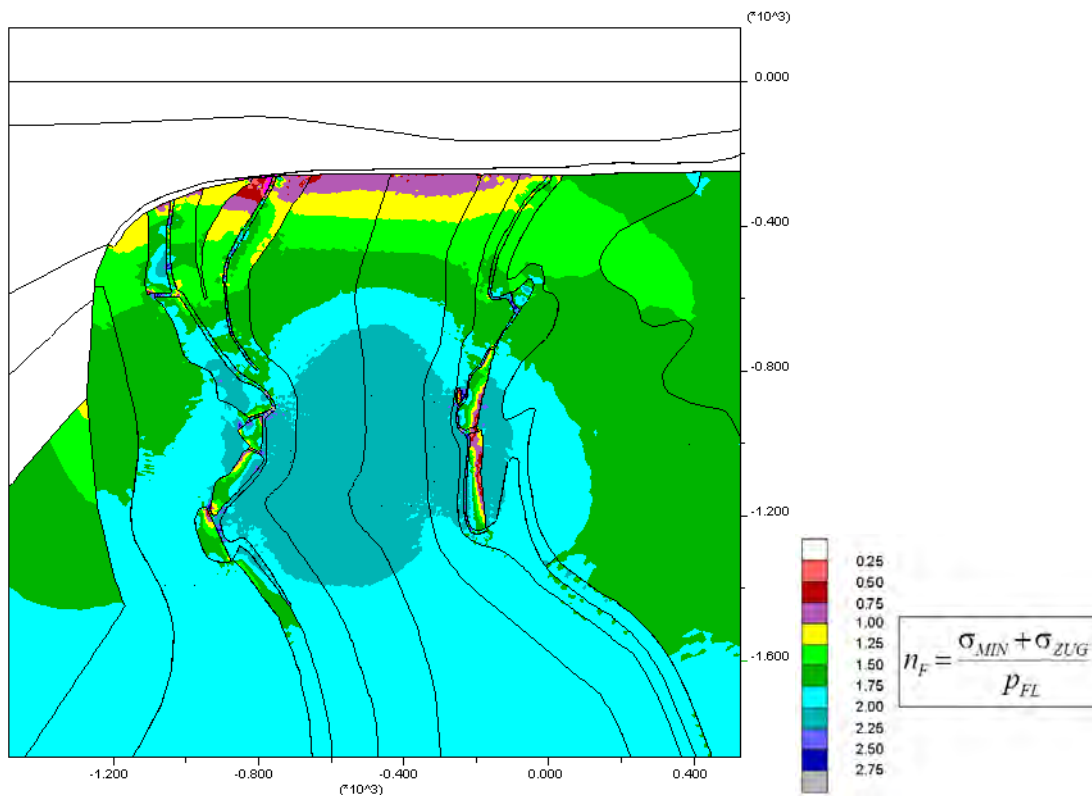
**Abb. A.41** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



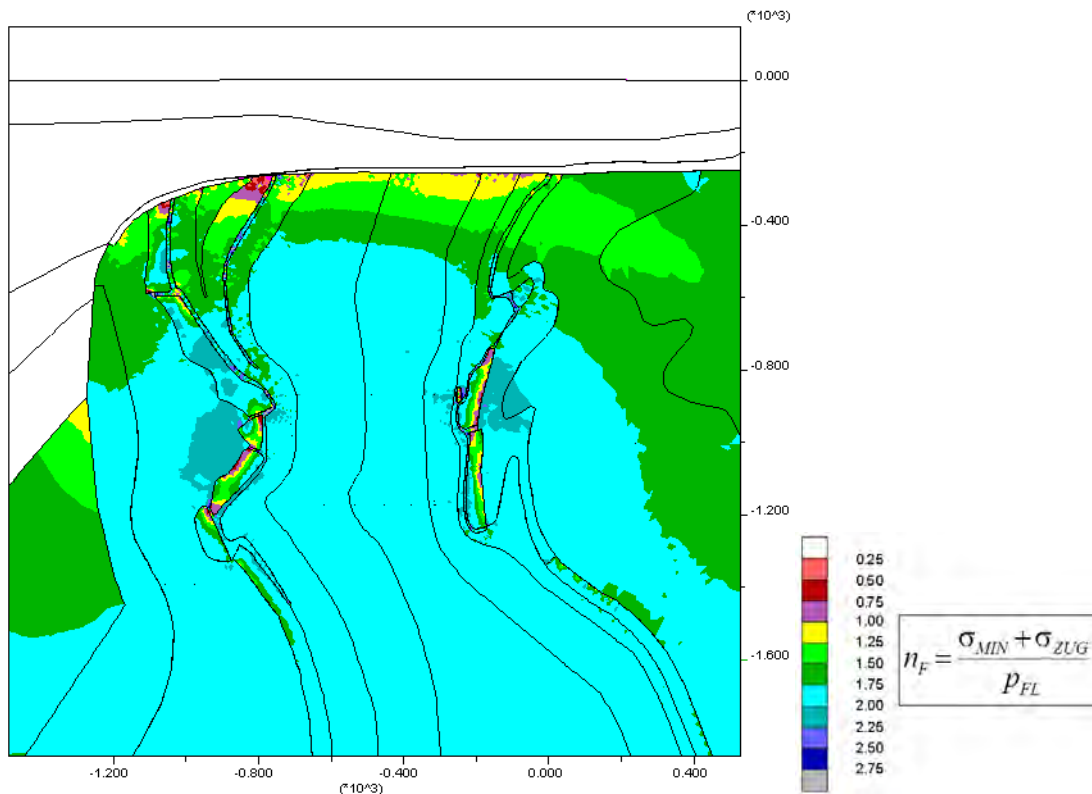
**Abb. A.42** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



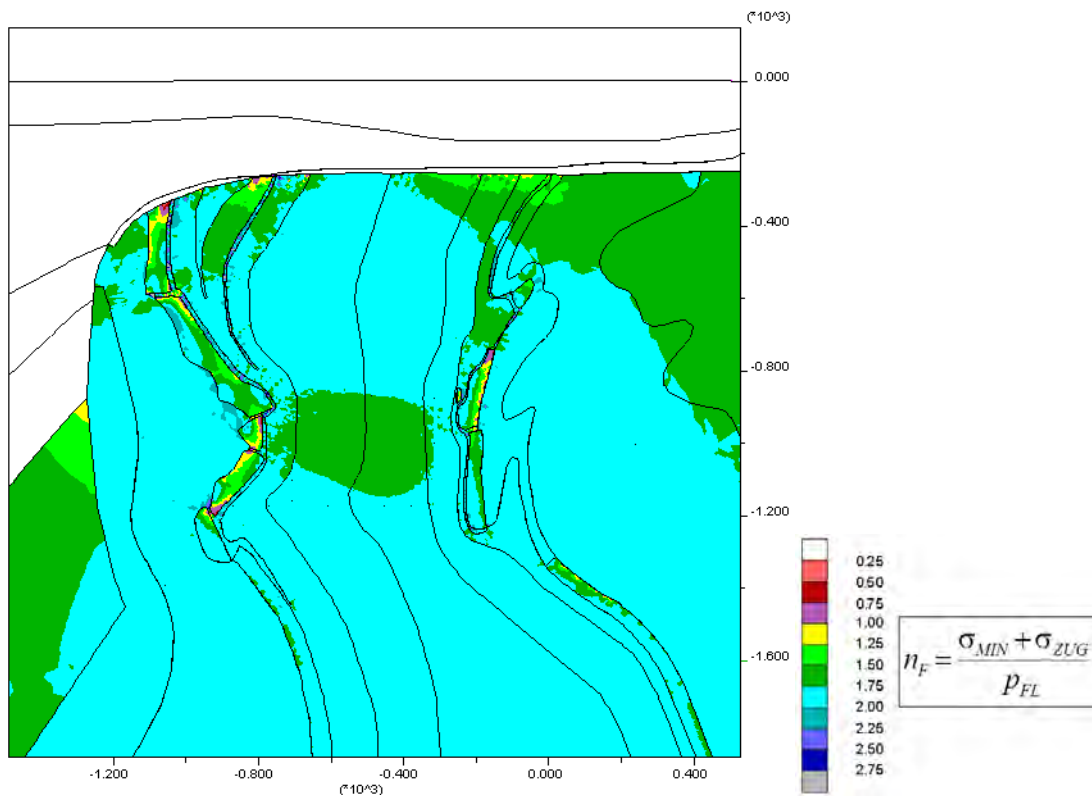
**Abb. A.43** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



**Abb. A.44** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 200 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1

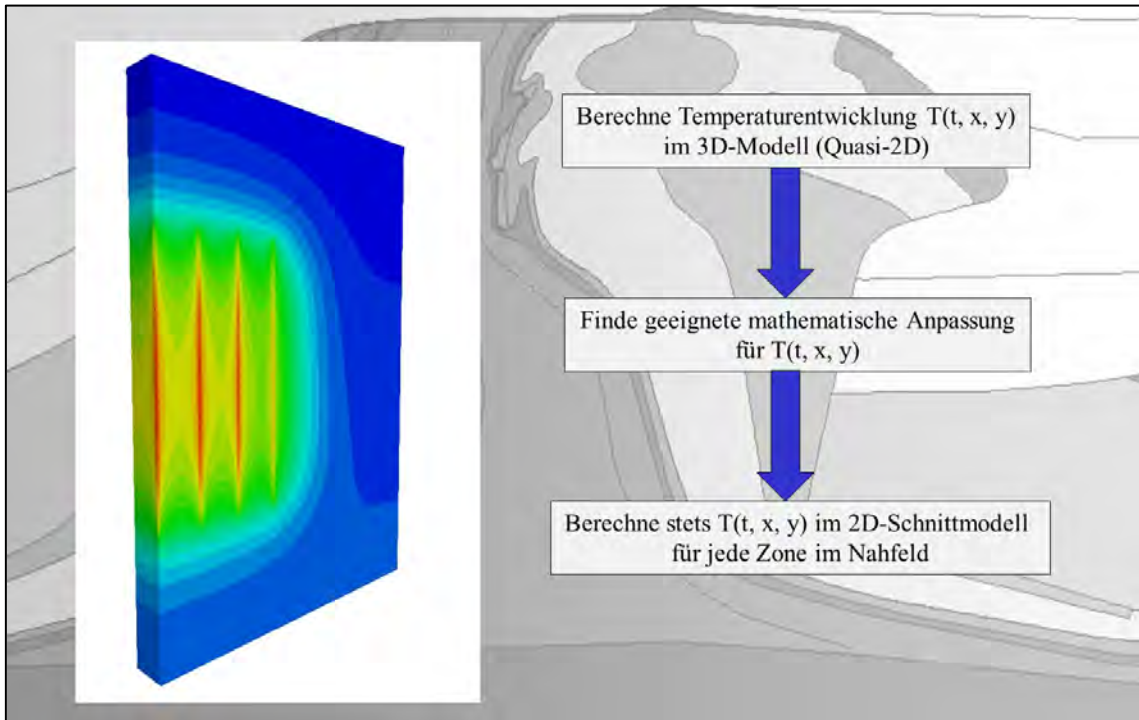


**Abb. A.45** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 500 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1



**Abb. A.46** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 1000 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 1





**Abb. A.47** Prinzipielle Funktionsweise des Hybridansatzes zur genaueren Modellierung der Bohrlochlagerung im 2D-Modell

**Ansatz:**

$$T(t, x, y) = T_0 + f(x, t) \cdot g(y, t)$$

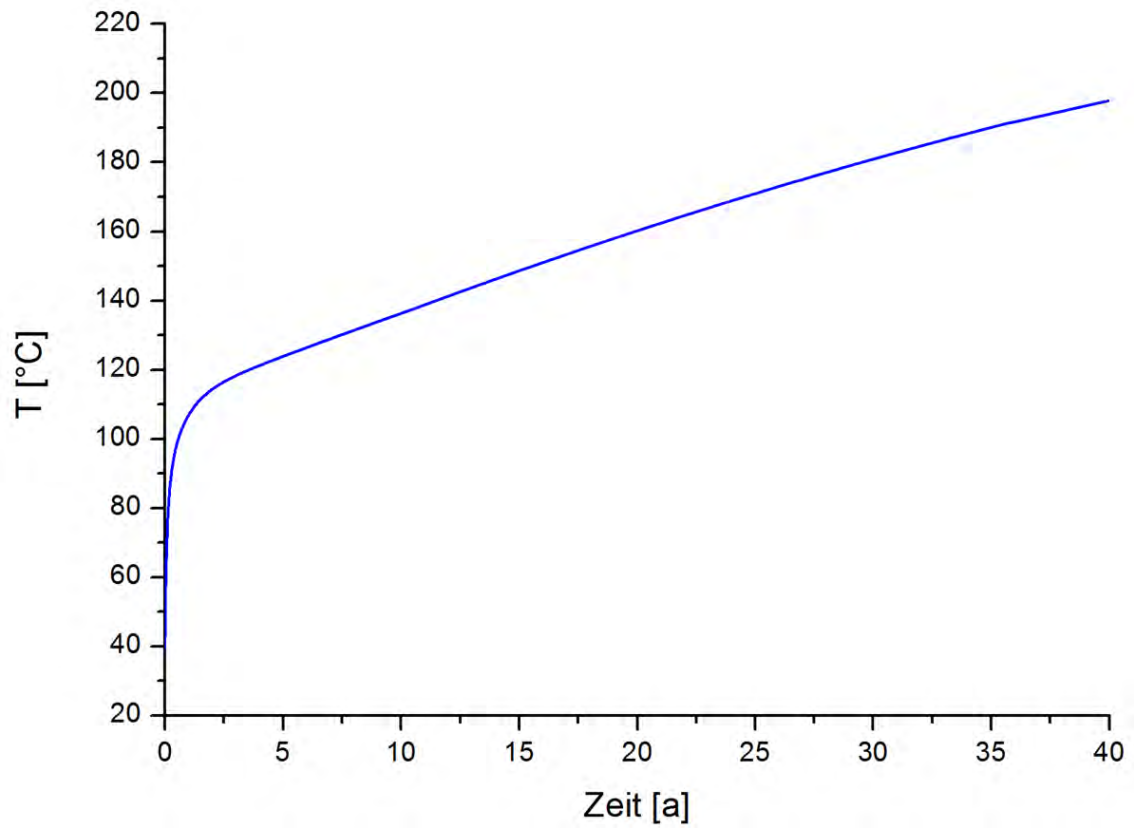
wobei

$$f(x, t) = \sum_{i=1}^7 A_i(t) \cdot \exp\left(-\frac{(x - x_i)^2}{B_i(t)}\right) + \sum_{i=1}^2 C(t) \cdot \exp\left(-\frac{((x - x'_i)^2 + 44.0)}{D(t)}\right)$$

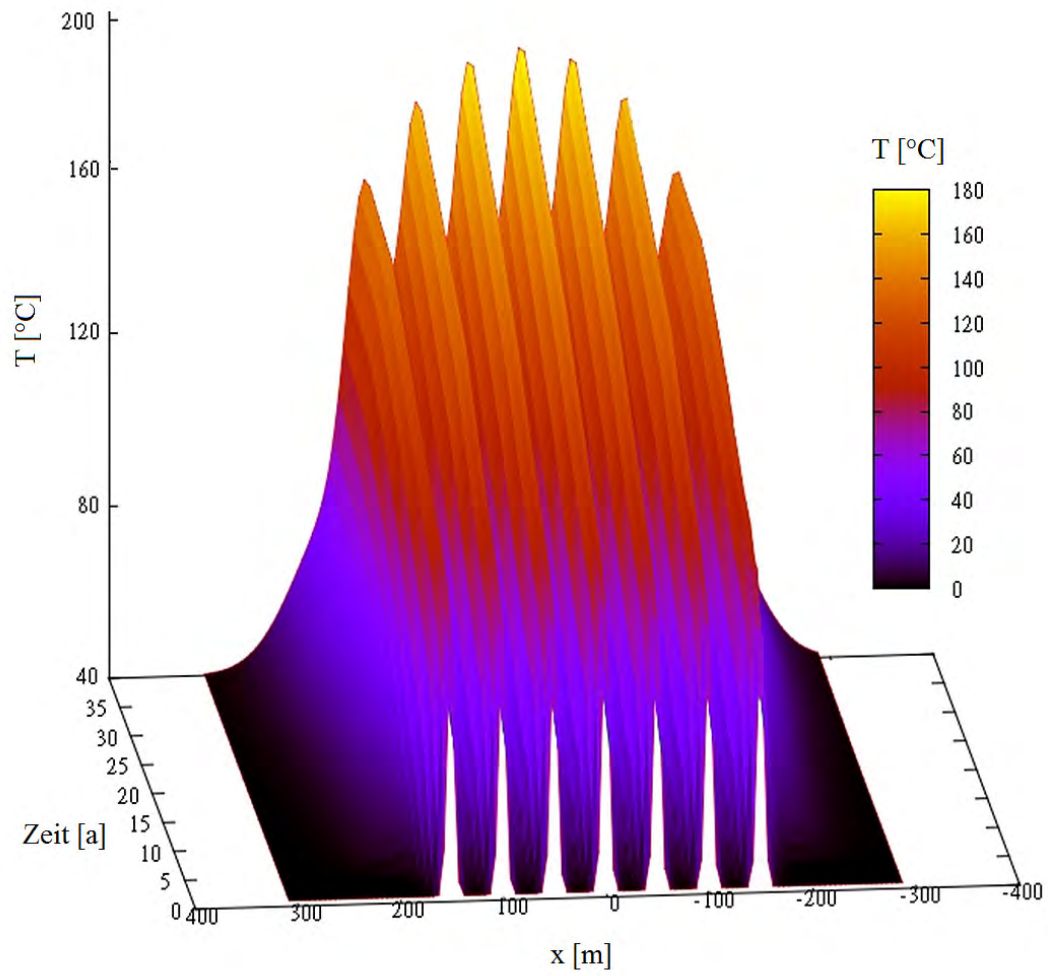
Mit:

- $A_i(t), B_i(t), C(t), D(t)$  : zeitabh. Fitparameter, in Tabellenform
- $x_i$  : x-Koordinate des i-ten Bohrloches
- $x'_i$  : x-Koordinate der äußeren Bohrlöcher in der benachbarten Strecke
- $g(y, t)$  : Formfunktion für die y-Abhängigkeit

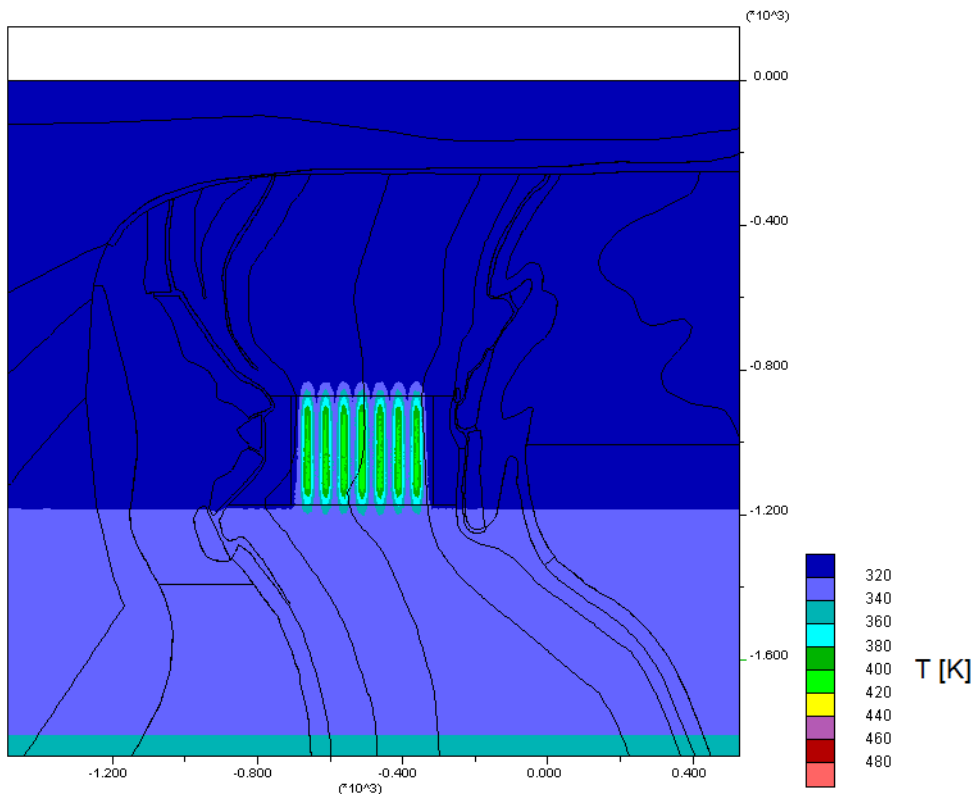
**Abb. A.48** Mathematischer Ansatz zur Anpassung des zeit- und ortsabhängigen Temperaturfeldes



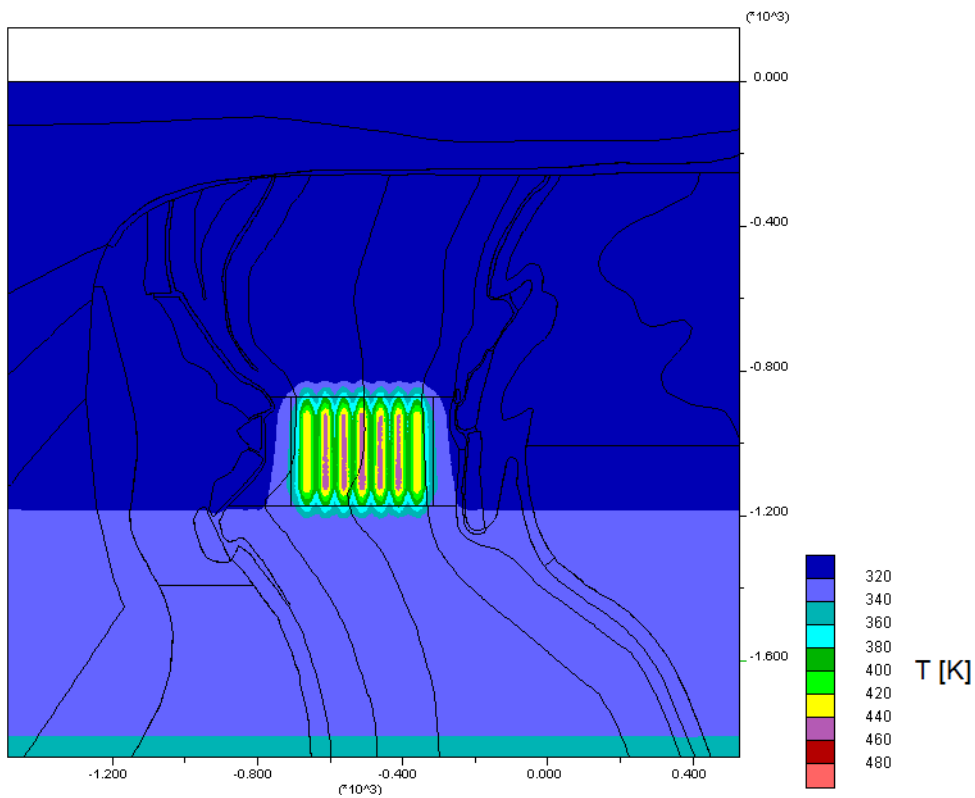
**Abb. A.49** Aus 3D (Quasi-2D) Simulation ermittelter Temperaturverlauf im Zentrum des Einlagerungsfeldes



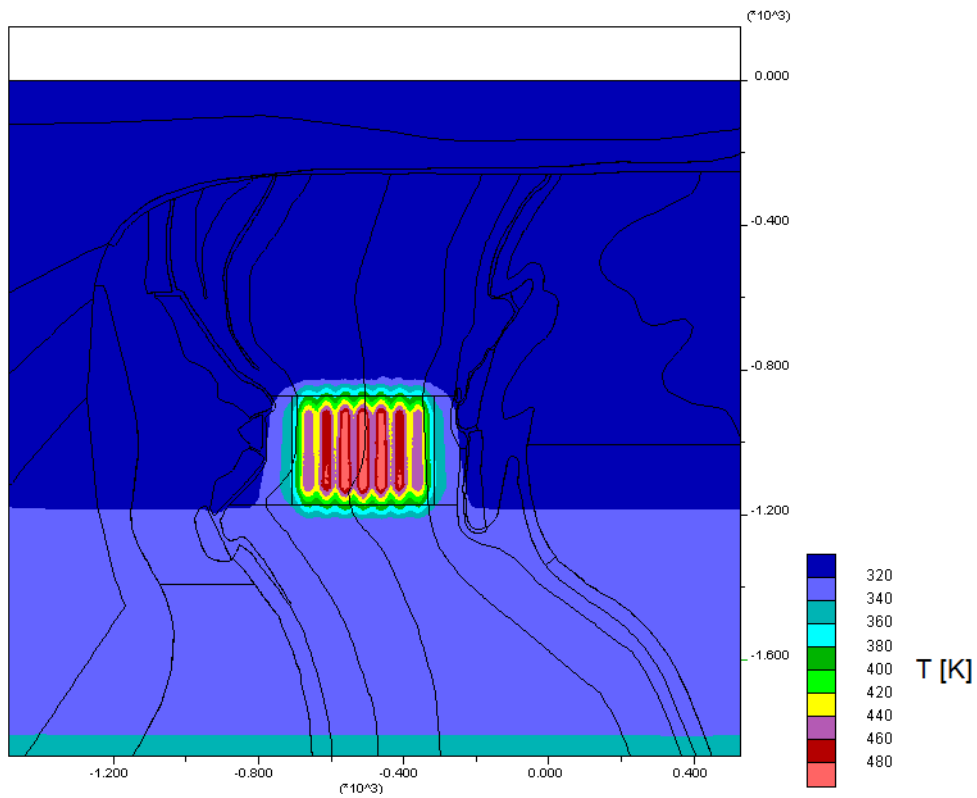
**Abb. A.50** Temperaturverlauf durch das Einlagerungsfeld entlang einer horizontalen Achse in einer Teufe von ca. 1000 m (Zentrum bei  $x = 0$ )



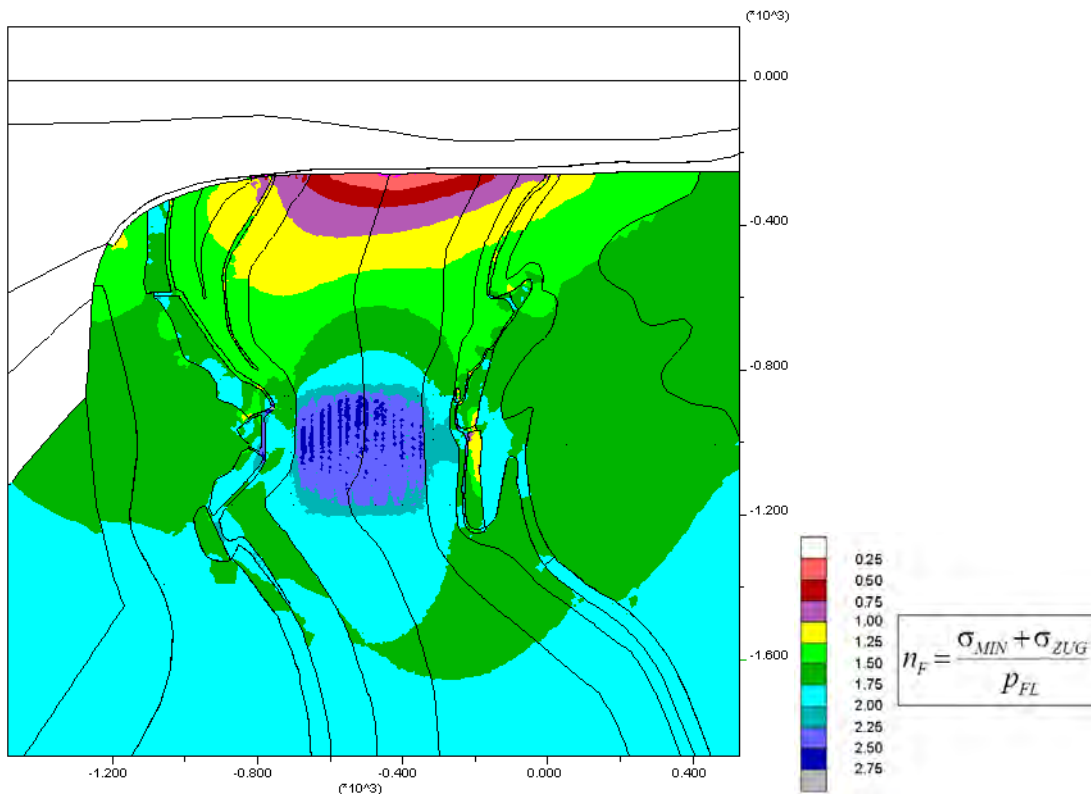
**Abb. A.51** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2



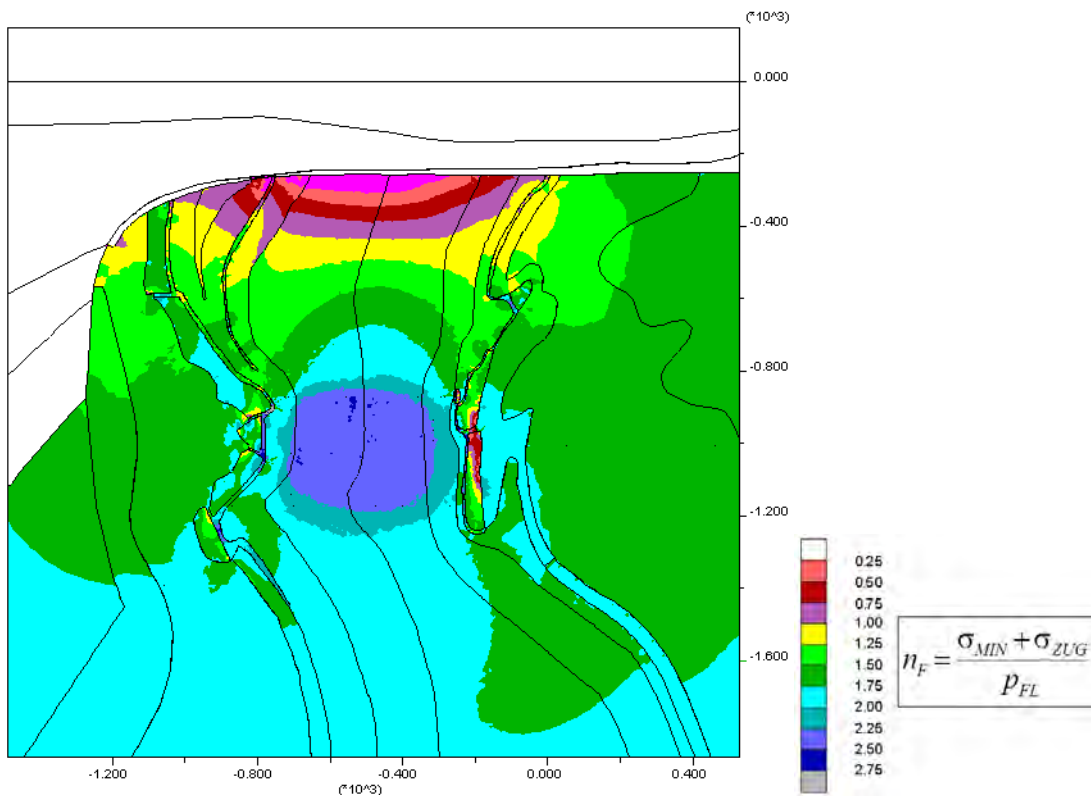
**Abb. A.52** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2



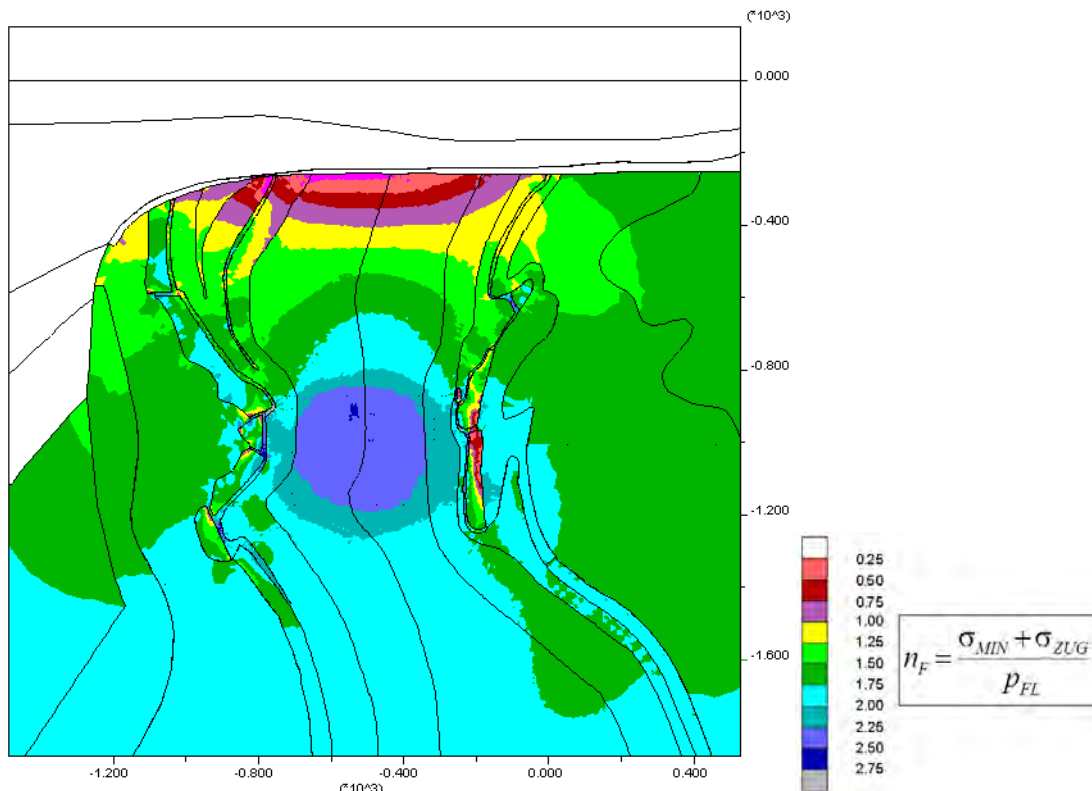
**Abb. A.53** Temperaturfeld Bohrlochlagerung, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2



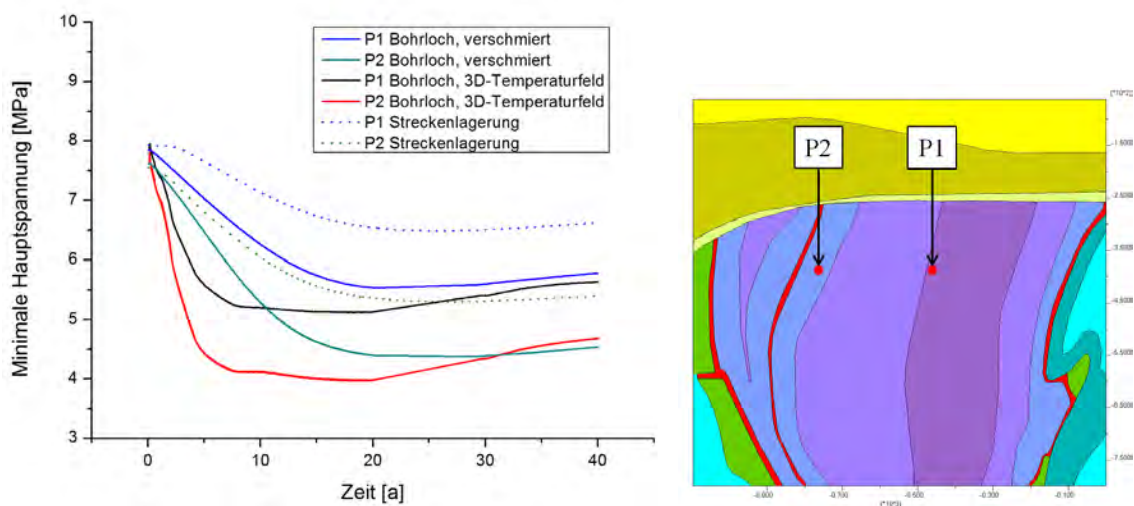
**Abb. A.54** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 5 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2



**Abb. A.55** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 20 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2

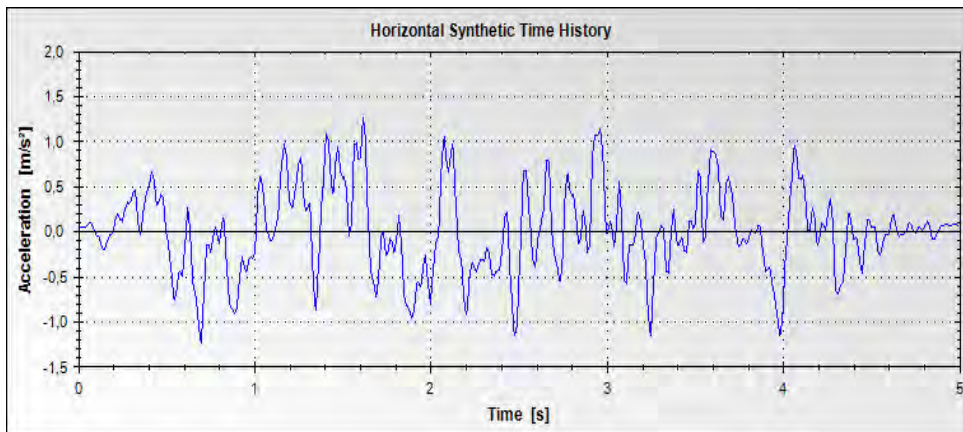


**Abb. A.56** Auswertung des Minimalspannungskriteriums, 50 Jahre nach Einlagerungsbeginn, Methode 2

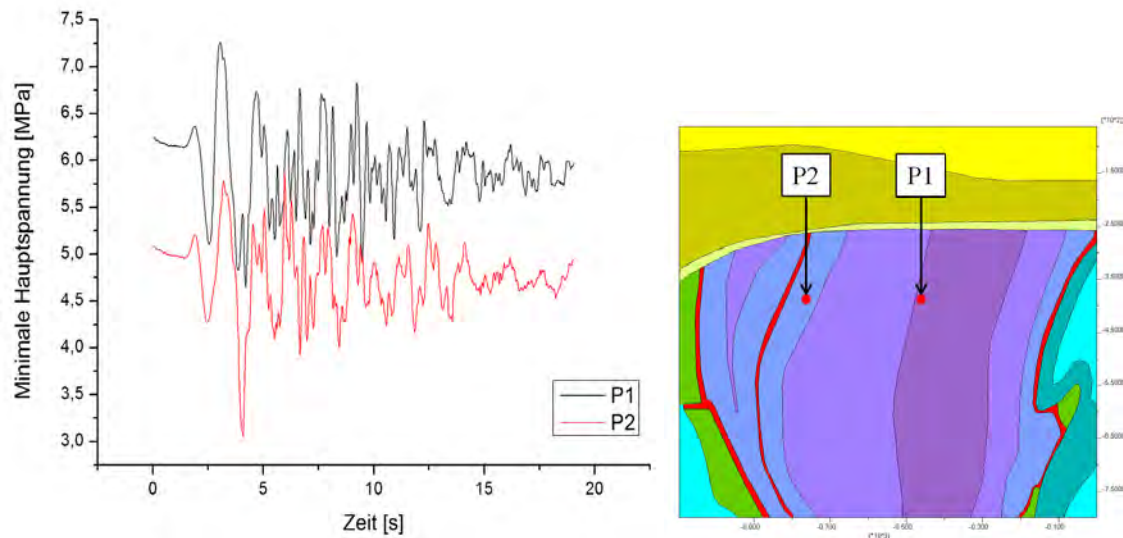


**Abb. A.57** Vergleich der zeitlichen Verläufe der minimalen Hauptspannung für die Streckenlagerung und die versch. Ansätze zur Bohrlochlagerung an zwei ausgewählten Punkten

#### A.1.4 Anhang zu Kapitel 4.1.3 Erdbeben



**Abb. A.58** Aus dem vorgegebenen Frequenzspektrum erzeugter Beschleunigungsverlauf für den unteren Modellrand zur Simulation des Erdbebens



**Abb. A.59** Verlauf der minimalen Hauptspannung an zwei ausgewählten Punkten während des Erdbebens



A.2 Anhang zu Kapitel 4.1.4.1 Gletscherüberfahung (2D-Studie)

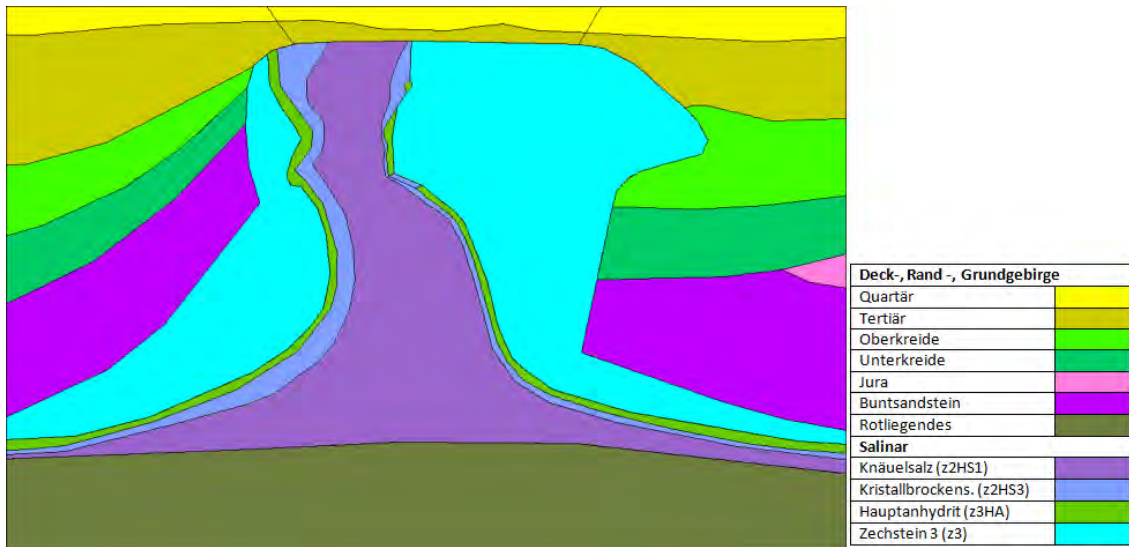


Abb. A.60 Vergrößerter Ausschnitt des vereinfachten und verlängerten 2D-Modells für Glazialszenarien

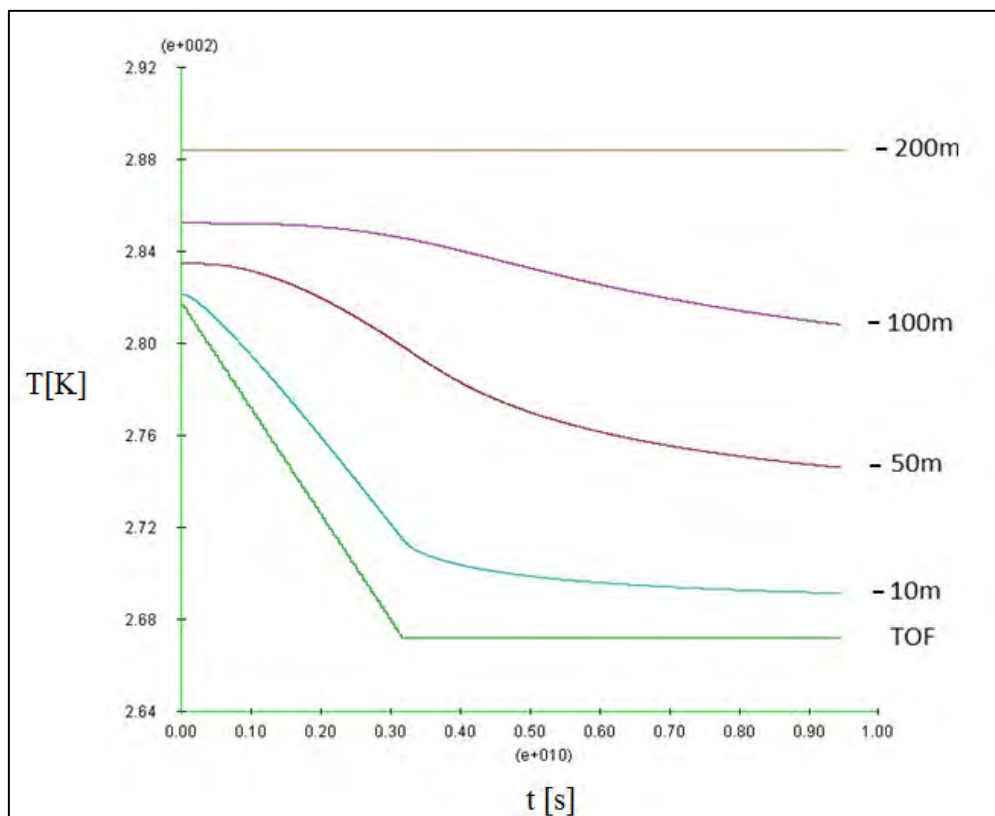
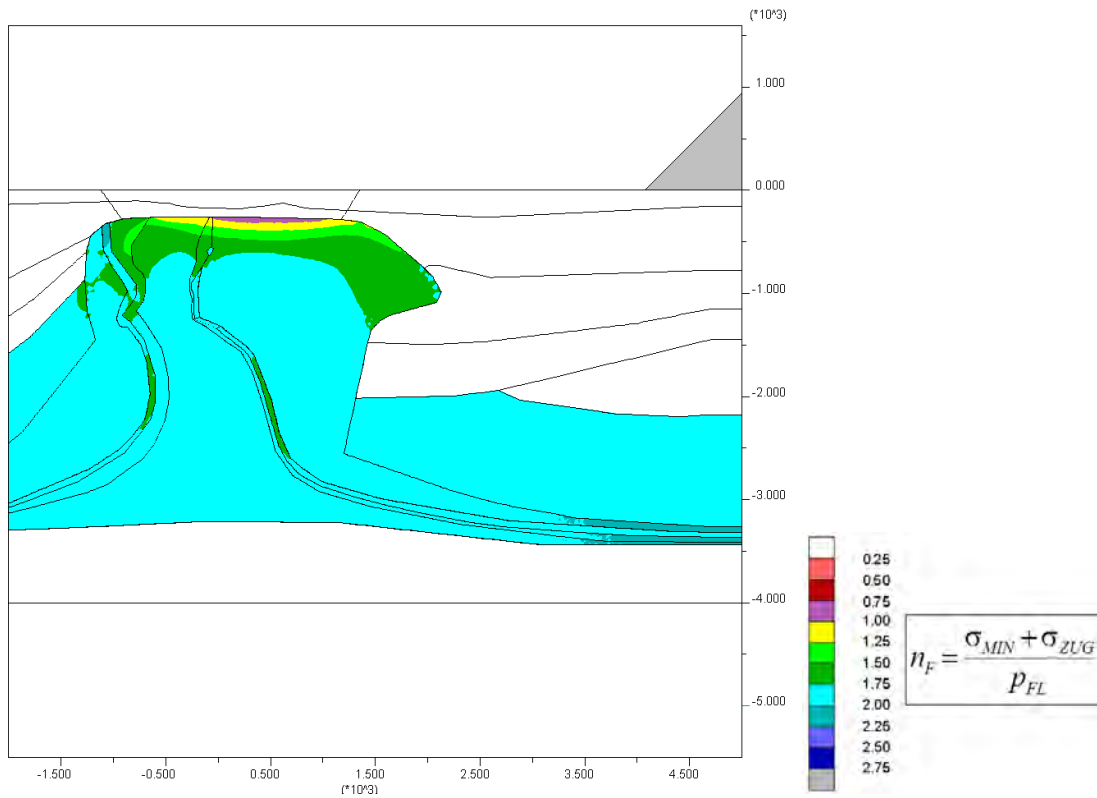
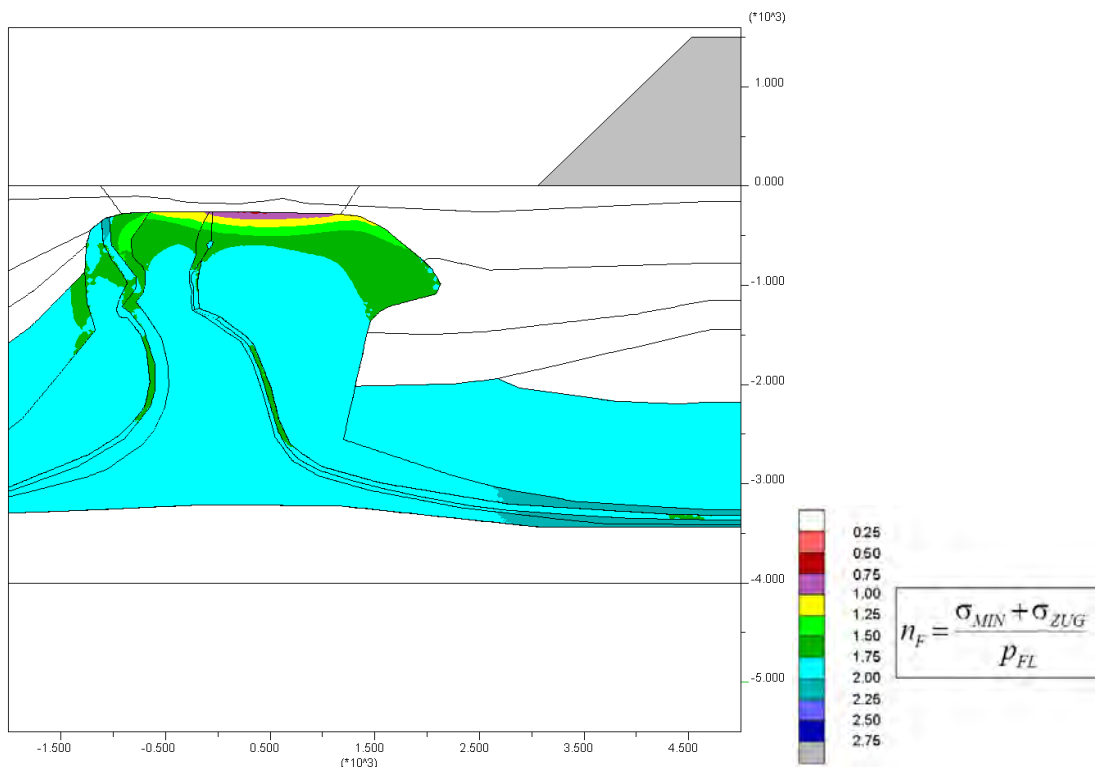


Abb. A.61 Zeitlicher Verlauf der Temperaturen in verschiedenen Teufen infolge der Abkühlung von 8,5 °C auf -6 °C innerhalb von 100 Jahren

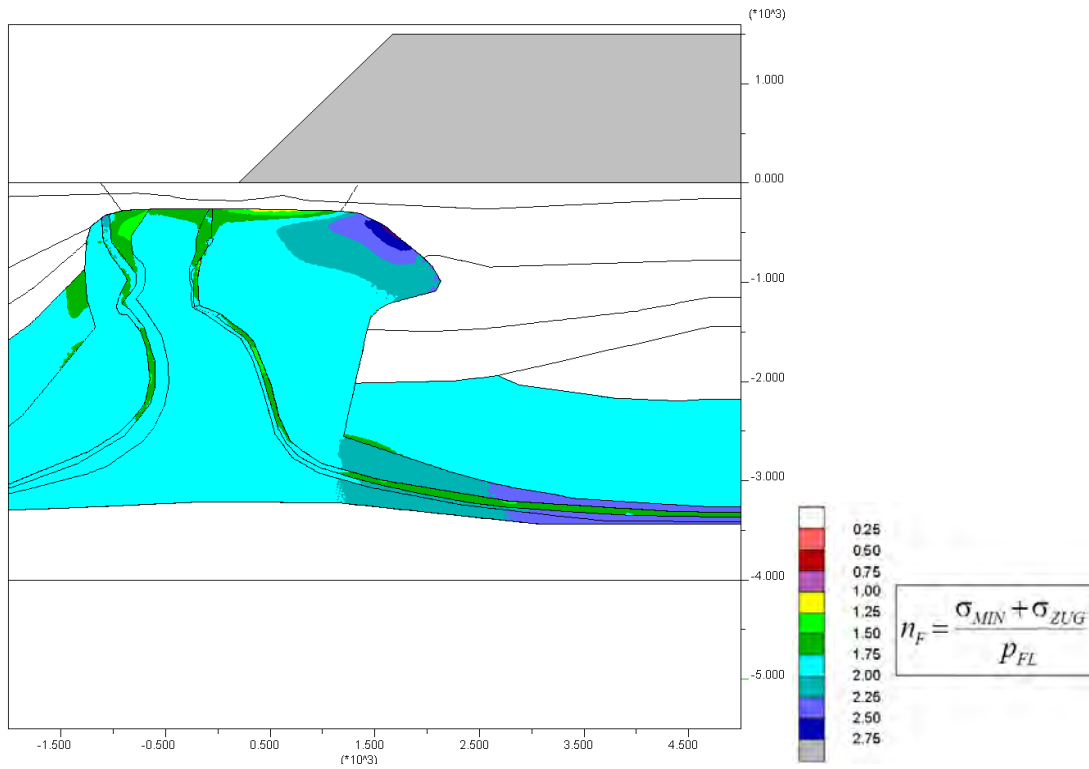


**Abb. A.62** Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung,  $t_{Ref} = 800$  Jahre

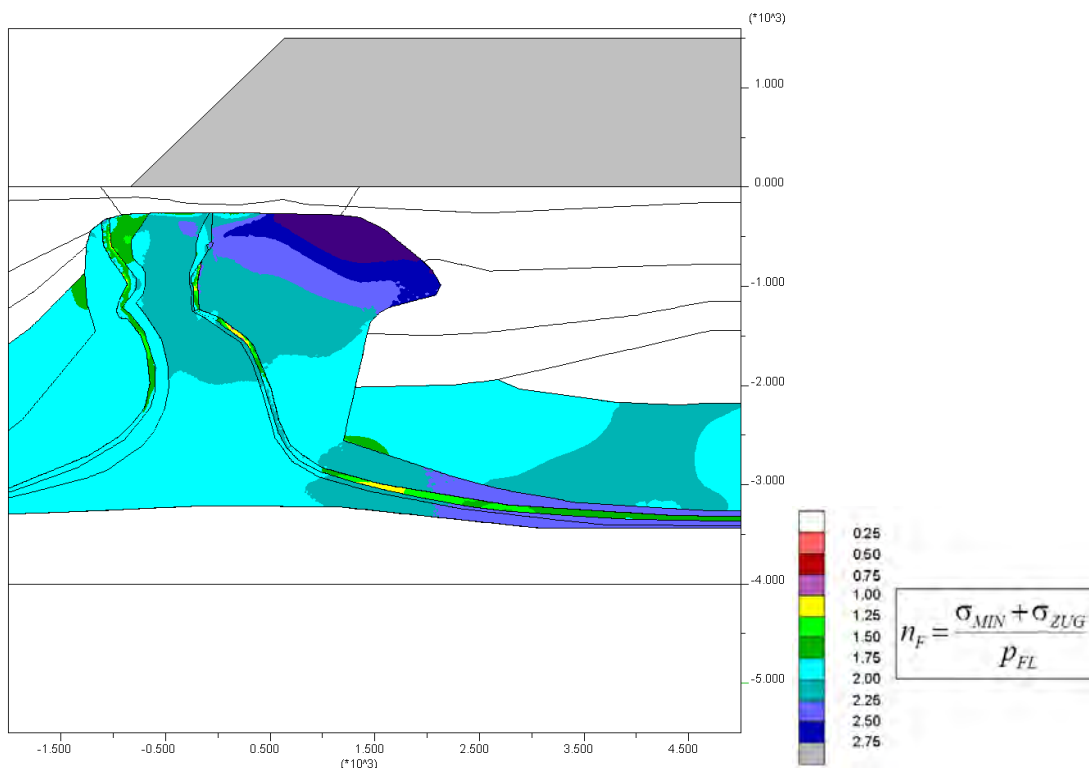


**Abb. A.63** Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung,  $t_{Ref} = 900$  Jahre

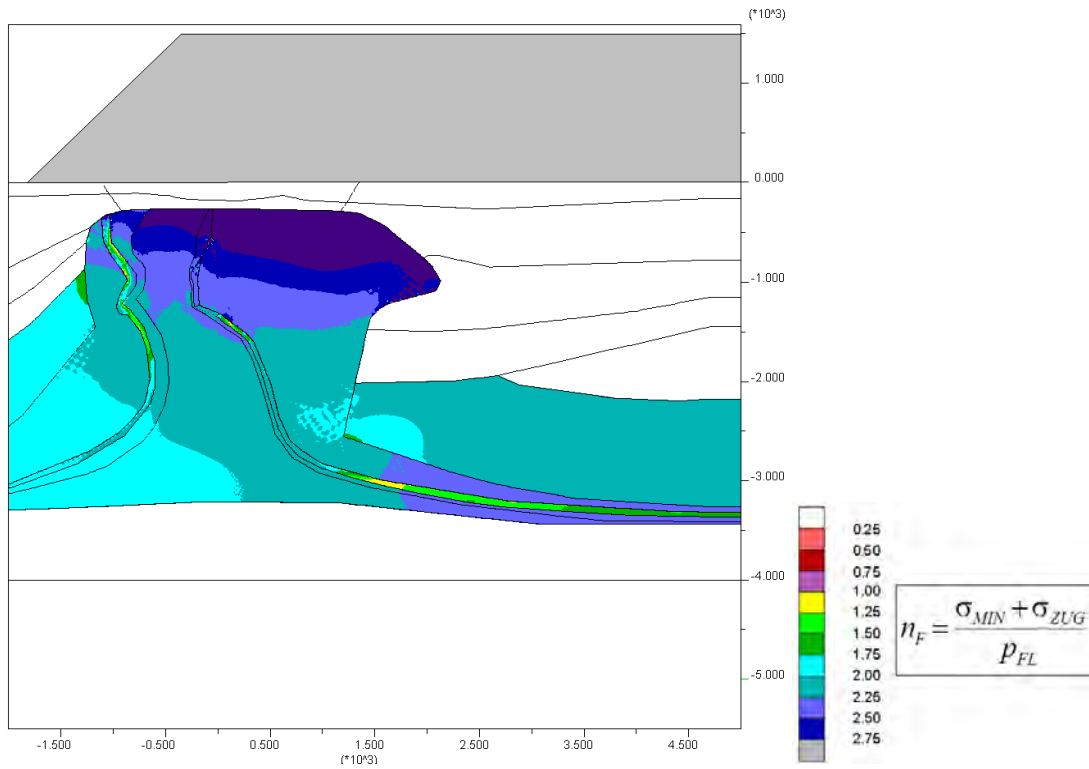




**Abb. A.66** Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung,  $t_{Ref} = 1200$  Jahre



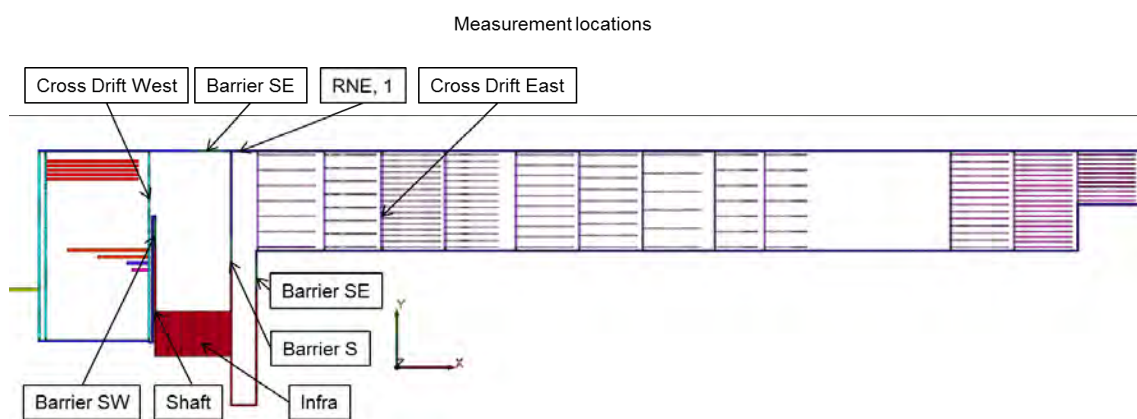
**Abb. A.67** Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung,  $t_{Ref} = 1300$  Jahre



**Abb. A.68** Auswertung des Minimalspannungskriteriums und Darstellung der Gletscherbewegung,  $t_{Ref} = 1400$  Jahre

### A.3 Hydraulische Berechnungen

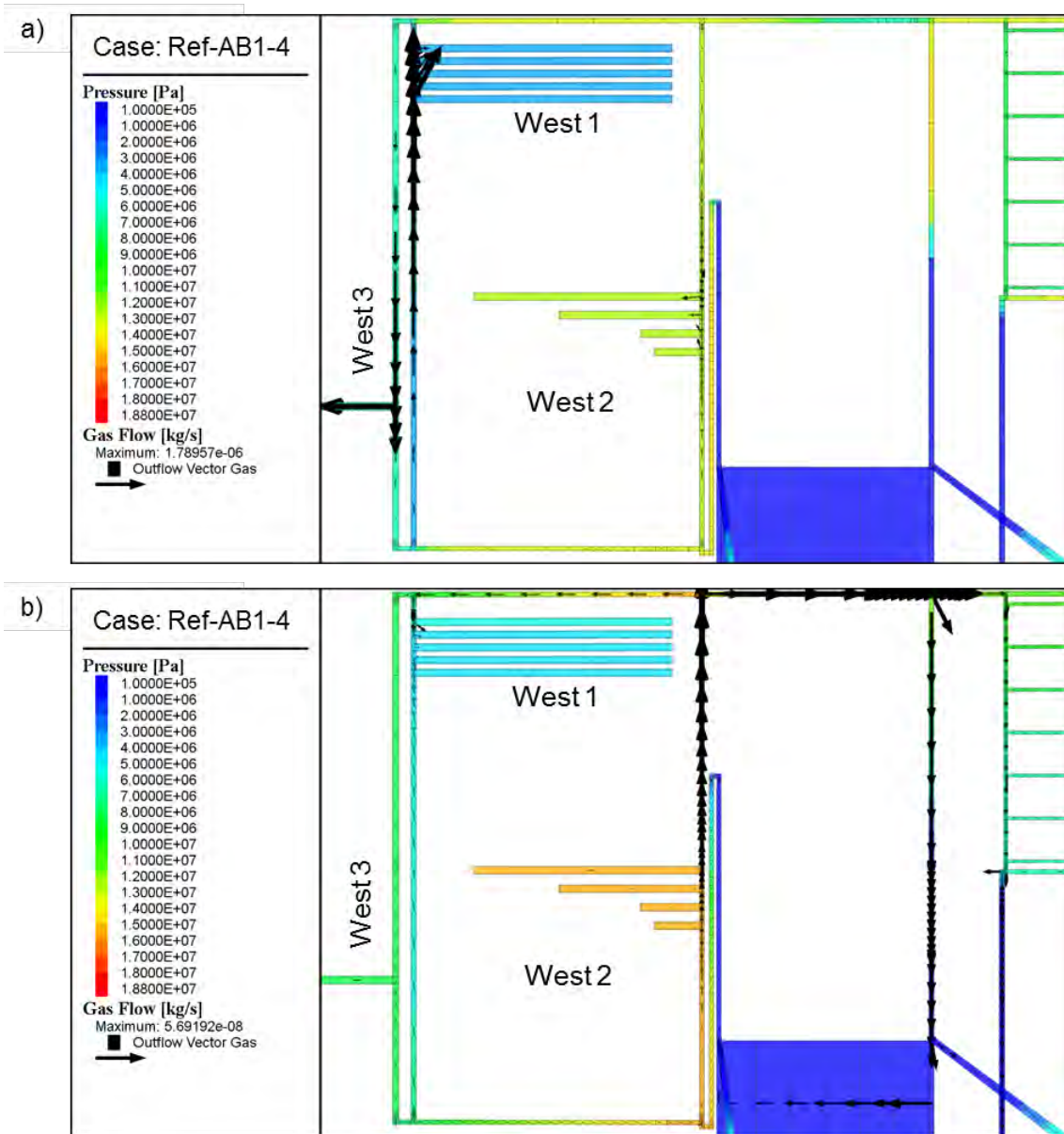
#### A.3.1 Anhang zu Kapitel 4.2.5.1.3 Gasflüsse in den Infrastrukturbereich



**Abb. A.69** Messbereiche im Gittermodell

RNE, 1 = Messpunkt 1

**A.3.2 Anhang zu Kapitel 4.2.5.1.5 Korrosion, Gasdruck und Gasströmung im Westflügel**



**Abb. A.70** Fluiddruck und Fließwege zwischen Infrastrukturbereich, sowie Feld West 1, 2 und 3

a) Zeitpunkt: 1000 Jahre; b) Zeitpunkt: 100.000 Jahre; Pfeillänge und -dicke sind äquivalent zum Betrag des Flusses

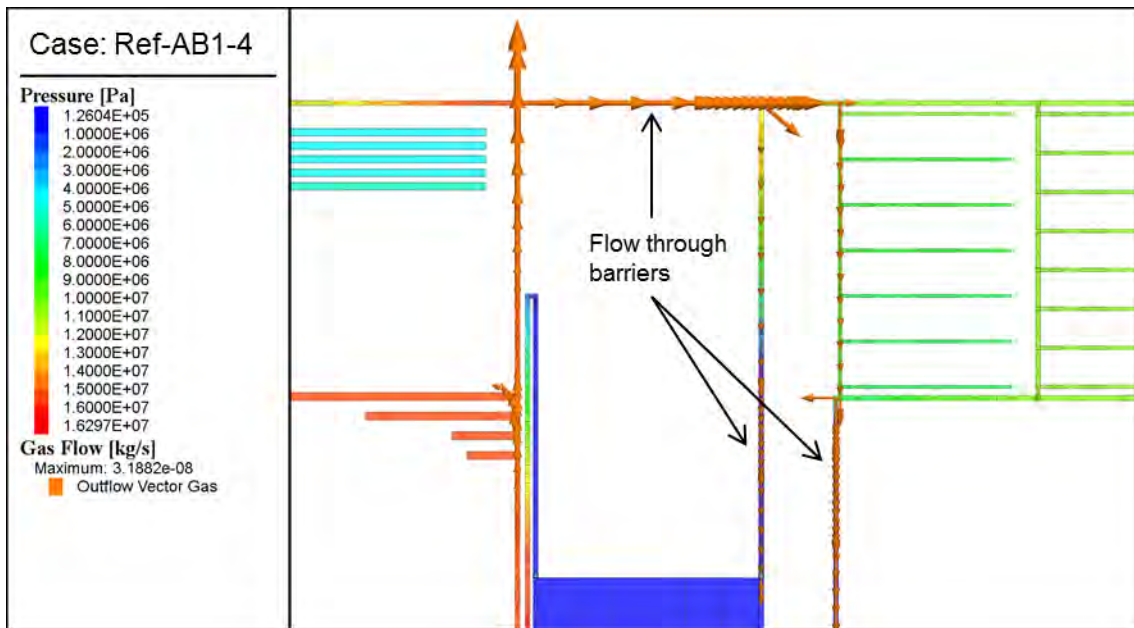


Abb. A.71 Gasfluss über Barrieren Nord, Südost und mittlerer Querschlag

$t = 30.000 \text{ a}$ ; Pfeillänge und -dicke sind äquivalent zum Betrag des Flusses

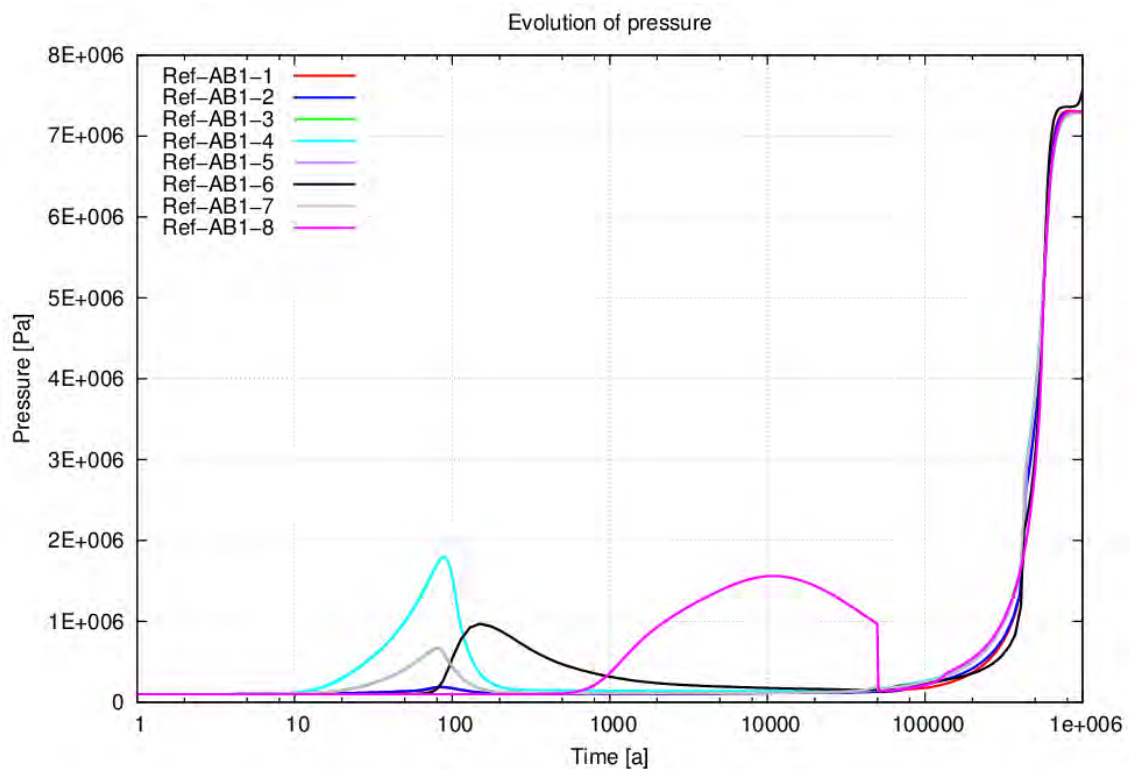
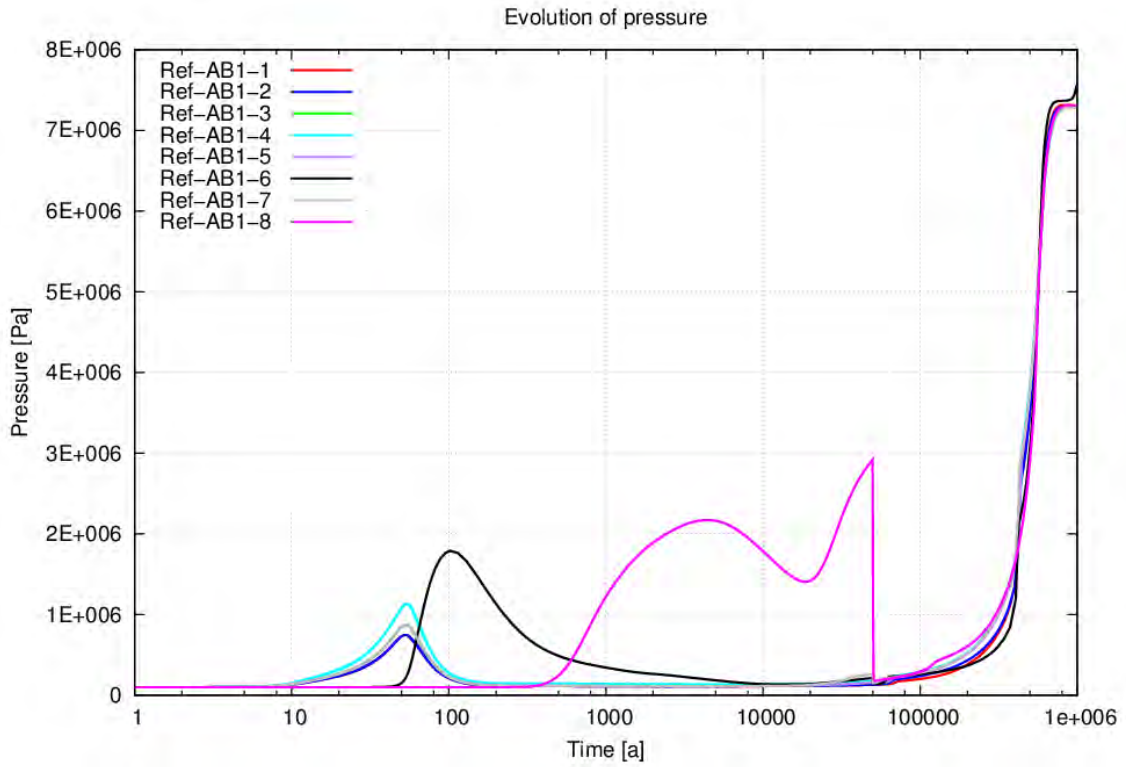
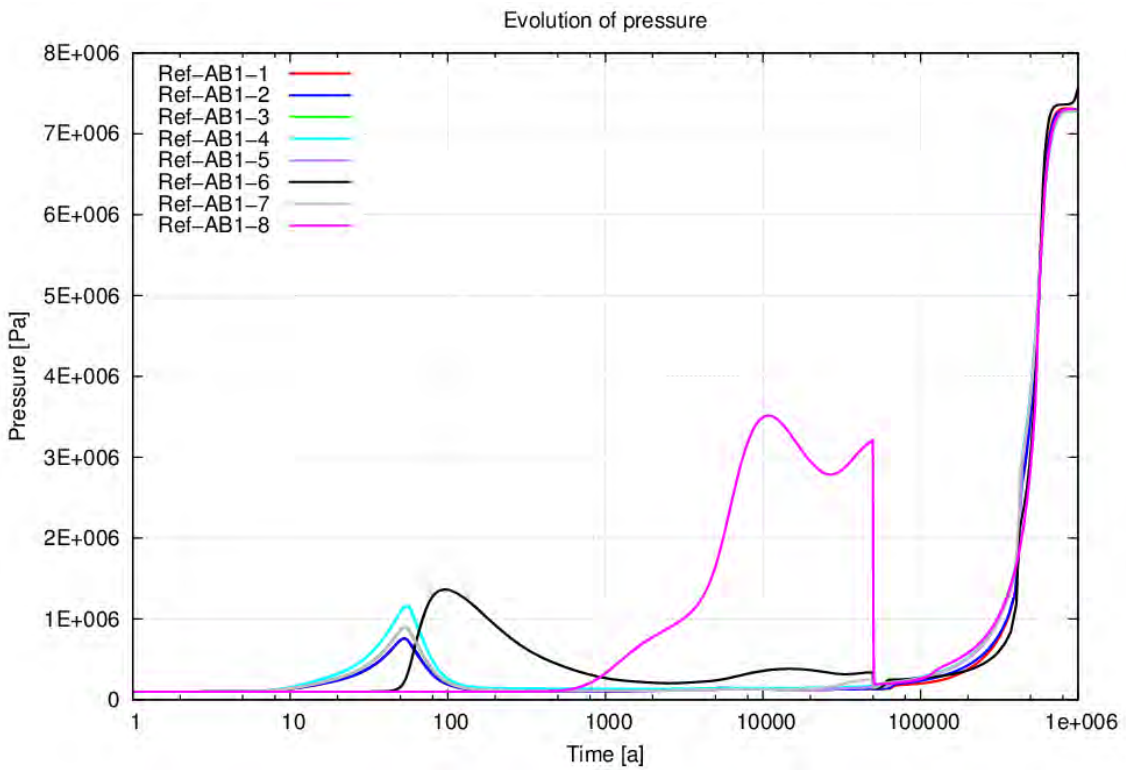


Abb. A.72 Druckentwicklung am südwestlichen Streckenverschluss



**Abb. A.73** Druckentwicklung am südlichen („mittleren“) Streckenverschluss



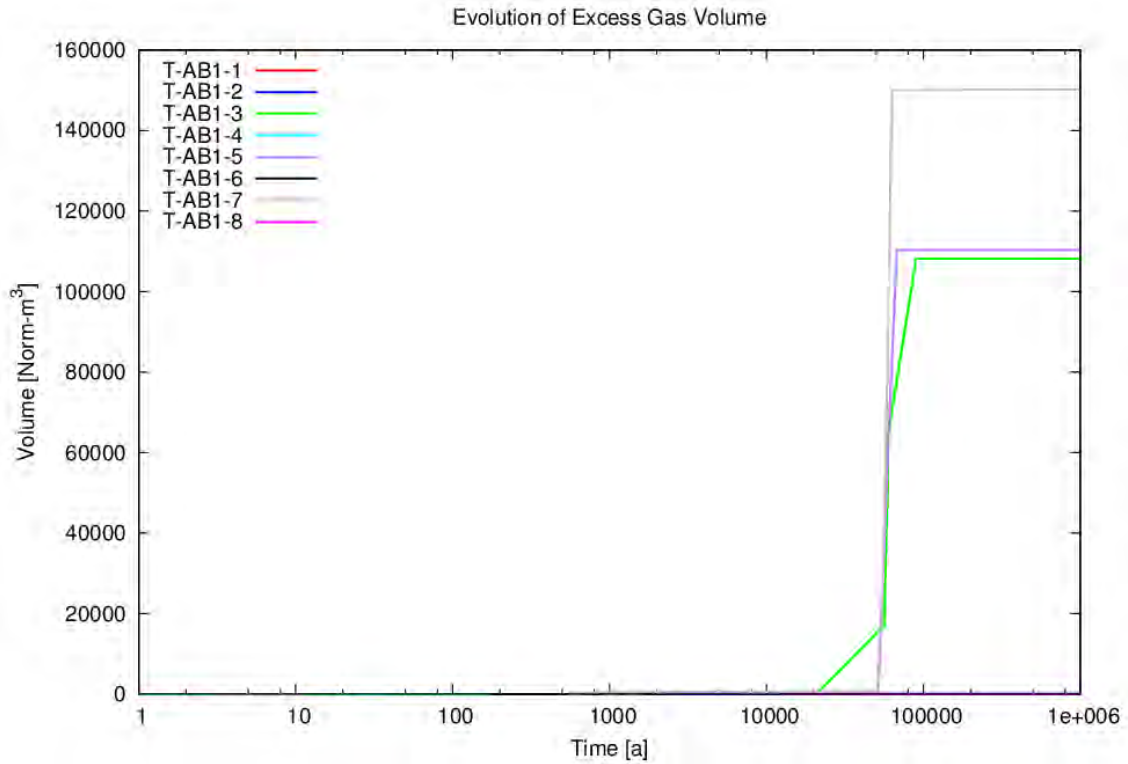
**Abb. A.74** Druckentwicklung am südöstlichen Streckenverschluss



### A.3.3 Anhang zu Kapitel 4.2.5.4 Ergebnisse aus anderen Berechnungsvarianten

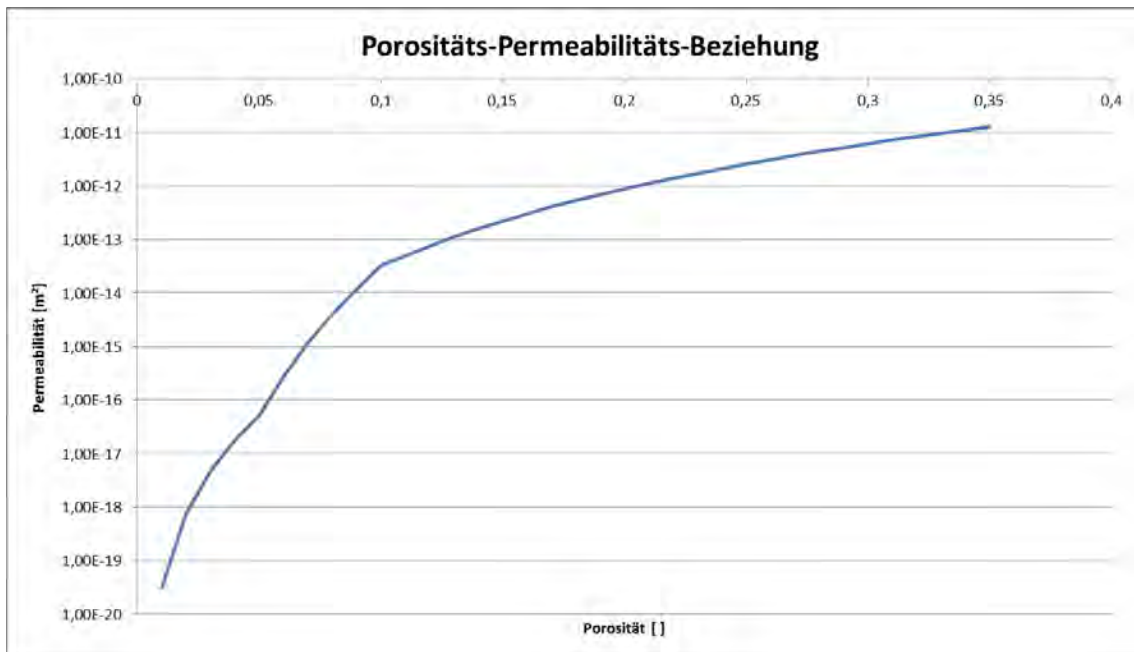
**Tab. A.1** Ergänzende Rechenfälle (Testfälle)

Name	Endlager-konzept	Korrosionsrate [µm/a]	Konvergenz Kategorie	Sonstiges
T-AB1-1	AB1	0,1	schnell	2% Grenzporosität, sonst wie Ref-AB1-2
T-AB1-2	AB1	5,1	schnell	0,1% Grenzporosität, sonst wie Ref-AB1-3
T-AB1-3	AB1	0,1	schnell	Dichtpfropfen Permeabilität: $5 \cdot 10^{-17}$ m <sup>2</sup> , sonst wie Ref-AB1-2
T-AB1-4	AB1	5,1	schnell	Dichtpfropfen Permeabilität: $5 \cdot 10^{-17}$ m <sup>2</sup> , sonst wie Ref-AB1-3
T-AB1-5	AB1	0,1	schnell	Bergfeuchte im Querschlagversatz steht zur Korrosion zur Verfügung, sonst wie Ref-AB1-2
T-AB1-6	AB1	5,1	schnell	Bergfeuchte im Querschlagversatz steht zur Korrosion zur Verfügung, sonst wie Ref-AB1-3
T-AB1-7	AB1	0,1	schnell	5 % initiale Fluidsättigung im Versatz, sonst wie Ref-AB1-2
T-AB1-8	AB1	5,1	schnell	5 % initiale Fluidsättigung im Versatz, sonst wie Ref-AB1-3



**Abb. A.75** Entwicklung des zur Gasinfiltration zur Verfügung stehenden Gasvolumens

### A.3.4 Anhang zu Kapitel 4.2.4 Berechnungsmodell und Datenbasis



**Abb. A.76** Grafische Darstellung der Porositäts-Permeabilitäts-Beziehung

**Tab. A.2** Phasen und Komponenten

Parametertyp	Phasen und Komponenten
Phasen	<b>Flüssigkeit, Gas</b>
Komponenten	<p><b>Luft, Wasser, Lauge, RN1, RN2 (EOS7R)</b></p> <p><b>oder</b></p> <p><b>Luft, Wasser, Lauge (EOS7)</b></p> <p>Zur Komponente „Luft“:</p> <p>Es werden die laut /PRU 99/ vorgegebenen Parameter genutzt. Die einzige Ausnahme ist die Viskosität. Hier wird die niedrigere Viskosität von H<sub>2</sub> benutzt.</p> <p>Zur Komponente „Lauge“:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• In Anlehnung an die Nomenklatur von TOUGH2 wird hier für Komponente „Brine“ der Begriff „Lauge“ verwendet und nicht der Begriff „Lösung“. „Lösung“ ist ein weiterer Begriff, der z. B. auch Wasser mit gelösten Radionukliden umfasst.</li> <li>• Bei dem aus den Dichteelementen austretenden Wasser und den mit dem Salzgrusversatz eingebrachten Feuchte handelt es sich um eine gesättigte MgCl<sub>2</sub>-Lauge. Bei einem Laugenfluss in die Schächte handelt es sich um eine gesättigte NaCl-Lauge.</li> <li>• Die Art der Lösung hat Einfluss auf die Lösungsdichte und Viskosität sowie auf Diffusionskoeffizienten und Löslichkeiten. Da die wesentlichen Laugenströmungen im Schacht stattfinden und es sich hier überwiegend um gesättigte NaCl-Lösungen handelt, erscheint es gerechtfertigt, anstatt MgCl<sub>2</sub>-Lösung NaCl-Lösung für das gesamte Grubengebäude anzusetzen. Für die TOUGH2-Simulationen wird daher von einer gesättigten NaCl-Lösung ausgegangen.</li> </ul>
Referenzdruck für ermittelte Laogeneigenschaften	<b>1 E5 Pa</b>
	<b>Physikalische Eigenschaften der gesättigten NaCl-Lauge</b>
Referenztemperatur für ermittelte Laogeneigenschaften	<b>25 °C</b> Referenztemperatur für TOUGH2-Standardwerte /PRU 99/
Laugendichte	<b>1185,1 kg/m<sup>3</sup></b> TOUGH2-Standardwert /PRU 99/
Koeffizient v1 für Viskositätskorrektur	<b>0,4819</b> TOUGH2-Standardwert/PRU 99/
Koeffizient v2 für Viskositätskorrektur	<b>-0,2774</b> TOUGH2-Standardwert/PRU 99/
Koeffizient v3 für Viskositätskorrektur	<b>0,7814</b> TOUGH2-Standardwert /PRU 99/

**Tab. A.3 Diffusion**

Diffusion	Der Diffusionsprozess wird fallspezifisch an oder ausgeschaltet.
Diffusionskoeffizient unter Referenzbedingungen: H <sub>2</sub> O in Luft (Gasphase)	<b>2,19 E-5 m<sup>2</sup>/sec</b> 0.219 cm <sup>2</sup> /s /LAN 69/
Diffusionskoeffizient CO <sub>2</sub> in H <sub>2</sub> O (Flüssigkeitsphase)	<b>5,4 E-10 m<sup>2</sup>/sec</b> 5.40 E-5 cm <sup>2</sup> /sec bei 75,1 °C /LAN 69/ Für die Flüssigkeitsphase sind die Diffusionskoeffizienten in TOUGH2 nicht temperaturabhängig.

**Tab. A.4 Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen**

Parameter	Allgemeine Parameter und initiale Bedingungen für alle Materialien
Feststoffdichte	Die Dichte für alle Materialien spielt in den TOUGH2-Rechnungen keine Rolle, da kein Wärmetransport und keine Sorption betrachtet werden.
Initiale Temperatur	<b>38,5 °C</b> Das von Lerch /LER 11a/ modellierte Temperaturfeld des zukünftigen Endlagers wird zeitabhängig als Tabelle in TOUGH2 vorgegeben.
Initialer Druck	<b>1E5 Pa</b> Der initiale Druck in allen Materialien ist gleich dem Atmosphärendruck, nur in der Randbedingung SCH10 ist der initiale Druck unterschiedlich.
Laugenanteil in der flüssigen Phase	<b>0,99</b>
Thermischer Ausdehnungskoeffizient des Materials	<b>0</b> Die thermische Expansion in allen Materialien wird vernachlässigt.
Klinkenberg-Parameter	<b>0</b> Bei Gasströmung in Porenräumen, deren Durchmesser kleiner als die mittlere freie Weglänge ist, kann der Klinkenberg-Effekt vernachlässigt werden.
Tortuositätskoeffizient für die Diffusion	<b>1</b> Wenn ein poröses Medium entsättigt, sinkt der Transportquerschnitt für die Diffusion gelöster Stoffe und die Tortuosität der Migrationswege erhöht sich. Damit sinkt die Stärke des diffusiven Transports. In TOUGH2 kann dieser Effekt über die Tortuosität berücksichtigt werden.  Sättigungsabhängige Tortuositäten verursachen in TOUGH2 Probleme, wenn z. B. ein fast vollständig entsättigtes Gitterelement an ein gesättigtes angrenzt. Das im Restwasser des entsättigten Elementes gelöste Gas kann nicht weg diffundieren, da die Tortuosität sehr groß geworden ist. Dieses unphysikalische Ausbleiben des diffusiven Transports beruht darauf, dass TOUGH2 keine Gaslösung über Elementgrenzen hinweg betrachten kann. Ein solcher Prozess würde jedoch einen diffusiven Transport von gelöstem Gas unterstützen. Um dieses Problem zu umgehen, wird ein Tortuositätskoeffizient von 1 vorgegeben (geringe Tortuosität). Die Tortuosität ist somit nicht sättigungsabhängig.

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Abdichtungsbauwerke (Damm) aus Sorelbeton einschließlich Auflockerungszone
TOUGH2-Materialgebiet	<b>DAMM</b>
Porosität	<p><b>0,2</b></p> <p>In /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ wird ein Porositätsbereich zwischen 16,1 Vol.-% und 23,6 Vol.-% für unverdichteten Sorelbeton angegeben, wobei nicht zwischen effektiver und totaler Porosität unterschieden wurde. Für die VSG wird der Mittelwert gewählt.</p>
Konvergenz	Das Material wird als nicht kompaktierbar angenommen.
Intrinsische Permeabilität	<p><b>5E-17 m<sup>2</sup>, zeitlich konstant</b></p> <p>Laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ besitzt der Verbund aus Bauwerk und Auflockerungszone eine mittlere integrale Permeabilität von 5E-17 m<sup>2</sup>. Zu erwarten ist, dass die integrale Permeabilität aufgrund der Konvergenz der Auflockerungszone abnimmt. Sie wird hier jedoch in konservativer Weise überschätzt und als gleichbleibend angenommen.</p>
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	<p><b>Gaseindringdruck: 0,22 MPa</b></p> <p>Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf.</p> <p>Die Parametrisierung erfolgt hier mit dem Ziel, einen bestimmten Gaseindringdruck einzustellen. Der Gaseindringdruck wird relevant, wenn die Barriere aufgesättigt ist und Endlager gas ausströmen. Zu diesem Zeitpunkt ist die EDZ voraussichtlich geschlossen (Selbtheilung). Es kann daher der Gaseindringdruck des Sorelbetons verwendet werden. Sorelbeton (ohne ALZ) zeigt laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ einen Gaseindringdruck zwischen 0,18 MPa und 0,26 MPa. Für die VSG wird der Mittelwert verwendet, da die Konservativität einer Über- oder Unterschätzung nicht bekannt ist. Der Gaseindringdruck wird über die Wahl der Kapillardruckkurve eingestellt.</p> <p><b>Kapillardruckkurve:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Van-Genuchten-Kurve mit <math>n = 1,5</math> (d. h. <math>\lambda = 0,333</math>), <math>P_0 = 0,22</math> MPa, <math>S_{liq,res,pcap} = S_{gas,res,pcap} = 0</math>.</b> Einführung einer oberen Kapillardruckgrenze aus numerischen Gründen: <math>p_{cap,cut-off} = 1E8</math> Pa.</li> <li>• Wahl von <math>n</math> für Sorelbeton gemäß /POP 06/.</li> </ul> <p><b>Relative Permeabilitäten:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Corey-Kurve</b></li> <li>• <b>mit <math>S_{liq,res,krel} = 0,80</math> und <math>S_{gas,res,krel} = 0</math></b></li> </ul> <p>Bei <math>S_{liq,res,krel}</math> handelt es sich um eine Flüssigkeitssättigung, bei <math>S_{gas,res,krel}</math> um eine Gassättigung. Die residuale Flüssigkeitssättigung <math>S_{liq,res,krel}</math> wurde aus numerischen Gründen so eingestellt, dass die initial in enthaltene Wassermenge von 80 % immobil ist.</p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<p><b>0.8</b></p> <p>Laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/</p>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Widerlager und Pfropfen mit Auflockerungszone
TOUGH2- Materialgebiete	<b>WDL, PFR</b>
Datenlage	An die Widerlager und Pfropfen werden keine hydraulischen Anforderungen gestellt.
Analogie	Alle Daten wie für Dämme bis auf die Permeabilität
Intrinsische Permeabilität	<b>1E-15 m<sup>2</sup></b>  Da die Auflockerungszone im Bereich der Widerlager und Pfropfen nicht nachgeschnitten wird, ist die integrale Permeabilität höher. Zudem werden keine Anforderungen an die Dichtwirkung gestellt, da die Widerlager nur zum Zweck des mechanischen Einspannens des Dammes erstellt werden und die Pfropfen einen direkten Kontakt zwischen dem Salzgrus der Richtstrecken und der Querschläge verhindern.

Material	Trockener und feuchter Salzgrusversatz (mit MgCl <sub>2</sub> befeuchtet)
TOUGH2- Materialgebiete	<b>RICHO, RICHW, QUERW, QUER</b>
Porosität	<b>0.35 (initial)</b>  Quelle: /BOL 11/  Gleich für trockenen und feuchten Versatz. Ansonsten Ergebnis der Konvergenzberechnung.
Konvergenz	Die Feuchteabhängigkeit wird über den Versatzwiderstandsparameter G <sub>2</sub> eingestellt. Für feuchten Versatz beträgt der Wert 10.000 und für trockenen Versatz 100. Der Wärmeeinfluss auf die Kompaktion wird über den Parameter Floc gesteuert. Für detailliertere Informationen siehe /LAR 12/.  Floc und G <sub>2</sub> für die verschiedenen Materialgebiete sind:  <b>RICHO: Floc = 9,60E-01, G<sub>2</sub> = 10.000,00</b>  <b>RICHW: Floc = 6,00E-01, G<sub>2</sub> = 10.000,00</b>  <b>QUERW: Floc = 1,19E-01, G<sub>2</sub> = 100,00</b>  <b>QUER: Floc = 1,19E+00, G<sub>2</sub> = 100,00</b>
Intrinsische Permeabilität	Die Permeabilität wird in TOUGH2 aus der Porosität abgeleitet („Poro-Perm-Beziehung“).  Es wird gemäß Empfehlung aus /WIE 12/ die mit Spindelöl gemessene Poro-Perm-Beziehung benutzt. Diese ergibt größere Permeabilitäten als die mit Messungen mit Lauge, bei welchen die Wechselwirkung zwischen Lauge und Salzgrus eine Rolle spielt. Die Permeabilität von Salzgrusversatz für Lauge bei niedrigen Sättigungen ist nicht bekannt, weshalb auf die mit Spindelöl gemessene Permeabilität zurückgegriffen wird. Für detailliertere Informationen, siehe Kapitel 4.2.4

**Tab. A.4 Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)**

Material	Trockener und feuchter Salzgrusversatz (mit MgCl <sub>2</sub> befeuchtet)
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	<p>Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf.</p> <p>Die Kapillardrücke sind abhängig von der Porosität. Daher wird die aus Laborversuchen ermittelte Kapillardruck-Sättigungs-Beziehung gemäß der Leverett-Funktion für gegebene Porositäten umgerechnet /WIE 12/. Laut /KRÖ 09/ ergeben Messungen für Sandsteine a = 2/5. Aus Unkenntnis der Verhältnisse für Salzgrus wird auf die klassische Leverett-Funktion mit a = 0,5 zurückgegriffen:</p> <p><b>Skalierungsfunktion:</b></p> $p_{cap} = p_{cap,ref} * \left( \frac{\phi}{\phi_{ref}} \frac{k}{k_{ref}} \right)^\alpha$ <p><math>\phi_{ref} = 0,05</math>  <math>k_{ref} = 3E-15 \text{ m}^2</math>  <math>\alpha = 1/2</math></p> <p>Als Referenz-Kapillardruckkurve dienen aus Mangel an experimentellen Daten für Salzgrus die für Kochsalz ermittelten Werte (geringes Korngrößenspektrum).</p> <p><b>Kapillardruckkurve bei Referenzbedingungen:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Van-Genuchten-Kurve /PRU 99/ mit <math>\lambda = 0,73</math>; <math>P_0 = 5 \text{ kPa}</math>; <math>S_{liq,res,pcap} = S_{gas,res,pcap} = 0</math></li> <li>• Laut /KRÖ 09/, /WIE 12/ wurde für Kochsalz eine residuale Sättigung von <math>S_{liq,res,pcap} = 0,18</math> ermittelt. Dieser Wert lässt sich nicht halten, da man mit <math>S_{liq} = S_{initial} = 0,01</math> bereits in Sättigungsbereiche gerät, in welchen die van-Genuchten-Kurve nicht definiert ist. Die Wahl <math>S_{liq,res,pcap} = 0</math> erfolgt in Ermangelung experimenteller Daten. Durch diese Wahl ist damit zu rechnen, dass die für Kochsalz vorgenommene Kurvenanpassung sich verschlechtert.</li> </ul> <p><b>Relative Permeabilitäten:</b></p> <p>Aus Mangel an experimentellen Daten wird auf die Corey-Kurve zurückgegriffen.</p> <p>Die residuale Wassersättigung wird auf 0,001 gesetzt. Hiermit ist die in den Querschlängen initial enthaltene Wassermenge immobil, in den Richtstrecken ist jedoch wegen der höheren Anfangssättigung eine Mobilität gegeben. Die genaue Sättigungsgrenze für die Mobilität des Porenwassers ist derzeit nicht ausreichend erforscht. Bei der geringen Feuchte in den Querschlängen ist jedoch nicht davon auszugehen, dass ein durchgehender Wasserfilm vorhanden ist.</p> <p>Die residuale Gassättigung wird auf 0,005 gesetzt, da Wassersättigungen nahe 1 bei sehr kleinen Porositäten das Konvergenzverhalten der Gleichungslöser verschlechtern.</p> <p><b>Corey-Kurve /PRU 99/:</b>  <b>mit <math>S_{gas,res,krei} = 0,005</math> und <math>S_{liq,res,krei} = S_{initial} = 0,001</math></b></p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<p><b>0,000677034 für trockenen Versatz</b> (<math>X_{mgcl2} = 0,02 \text{ Gew.}\%</math> MgCl<sub>2</sub>-Lösung, bergfeucht, laut /WIE 12/)</p> <p><b>0,01809667 für feuchten Versatz</b> (<math>X_{mgcl2} = 0,6 \text{ Gew.}\%</math> MgCl<sub>2</sub>-Lösung, laut /WIE 12/)</p> $S_{initial} = \frac{\rho_{salt}}{\rho_{MgCl2}} * \frac{1 - \phi}{\phi} * X_{MgCl2}$ <p><math>\rho_{MgCl2} = 1330 \text{ kg/m}^3</math>  <math>\rho_{salt} = 2160 \text{ kg/m}^3</math>  <math>\phi = 0,35</math>  <math>X_{MgCl2} = \text{Gew.}\% \text{ MgCl}_2\text{-Lauge}</math></p>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Infrastrukturbereich (Basalt-Serpentinit-Schotter)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>INFRA</b>
Porosität	<b>0.38</b> Quelle: /MÜL 12a/, /MÜL 12b/
Konvergenz	Der Basaltschotter wird als nicht kompaktierbar angenommen.
Intrinsische Permeabilität	<b>1e-8 m<sup>2</sup></b> Laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ liegt die Permeabilität zwischen 1e-7 m <sup>2</sup> und 1e-9 m <sup>2</sup> . Der Infrastrukturbereich bildet keine Strömungsbarriere, daher ist Permeabilität wahrscheinlich nicht sensitiv.
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	Aus Mangel an experimentellen Daten wird auf die Corey-Kurve zurückgegriffen. Die residuale Gas- und Wassersättigung wird auf 0,01 gesetzt. Diese Annahme erfolgte aus Gründen der numerischen Stabilität. Corey-Kurve mit: <b>S<sub>gas,res,krel</sub> = 0,01 und S<sub>liq,res,krel</sub> = S<sub>initial</sub> = 0,01</b>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<b>0,0584</b> Es wird davon ausgegangen, dass ein Laugennest mit einem Volumen von 5100 m <sup>3</sup> /BEU 12/ zum Zeitpunkt t = 0 in den Infrastrukturbereich entleert und homogen im Porenraum verteilt ist <b>Berechnungsgrundlage:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Volumen des Infrastrukturbereiches: V<sub>infra</sub> = 220.000 m<sup>3</sup> + 10.000 m<sup>3</sup> /BOL 11/</li> <li>• Porenvolumen Infrastrukturbereich: V<sub>infra</sub> * φ</li> <li>• Lösungsvolumen Laugennest: V<sub>lauge</sub> = 5100 m<sup>3</sup></li> </ul> Initiale Sättigung: $\frac{V_{lauge}}{V_{infra} * \phi}$



**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Einlagerungsgebiete: (trockener Salzgrusversatz)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>EINL1-9</b>
Analogie	<b>Daten wie für Materialgebiet RICHO, RICHW, QUERW, QUER bis auf folgende Daten:</b>
Konvergenz	<p>Die Feuchteabhängigkeit wird über den Versatzwiderstandsparameter G2 eingestellt. Für feuchten Versatz beträgt der Wert 10.000 und für trockenen Versatz 100. Der Wärmeeinfluss auf die Kompaktion wird über den Parameter Floc gesteuert. Für detailliertere Informationen siehe /LAR 12/.</p> <p>Floc und G2 für die Einlagerungsstrecken sind:</p> <p><b>EINL1: Floc = 1,19E-01, G2 = 100</b></p> <p><b>EINL2-4: Floc = 9,50, G2 = 100</b></p> <p><b>EINL5-9: Floc = 1,19E-01, G2 = 100</b></p>
Intrinsische Permeabilität	<p>Für die Einlagerungsfelder im Osten beträgt die Anfangspermeabilität <math>1,30E-11 \text{ m}^2</math>.</p> <p>Für die Einlagerungsfelder im Westen beträgt die Permeabilität <math>1E-12 \text{ m}^2</math></p> <p>Im Westfeld (EINL5-EINL9) sind die Behälter volumenmäßig in den Einlagerungsstrecken enthalten (und durch Salzgrus ersetzt). Es kann eine geringere Anfangspermeabilität als durch die Poro-Perm-Beziehung vorgegeben, angenommen werden, wegen des Vorhandenseins der Behälter. Genaue Werte sind unbekannt, da die Abfallgebinde in dieser Hinsicht nicht charakterisiert sind.</p>

Material	Schacht: Widerlager (Sorelbeton)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH01</b>
Analogie	<b>Daten wie für Materialgebiet WDL/PFR (Widerlager/Pfropfen, Sorelbeton), wegen Materialgleichheit /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.</b>

Material	Schacht: 3.tes Dichtelement (Sorelbeton)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH02</b>
Analogie	<b>Daten wie für Materialgebiet DAMM, wegen Materialgleichheit /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.</b>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Schacht: Widerlager Speicher (Basalt/Serpentinittschotter)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH03</b>
Analogie	<b>Alle Modellparameter wie für Materialgebiet INFRA (Infrastrukturbereich) bis auf:</b>
Porosität	<p><b>0,326</b></p> <p>An dieses Schachtelement ist der Infrastrukturbereich der Erkundungssohle angeschlossen. Das Volumen dieses eingebrachten Basaltschotters dient als Speicherraum und zur Aufsättigung der Flüssigkeit mit MgCl<sub>2</sub> /MÜL 12a/.</p> <p>Das Volumen des Infrastrukturbereiches der Erkundungssohle beträgt 110.000 m<sup>3</sup>. Bei einer Porosität des eingebrachten Basaltschotters von 38 % ergibt sich ein Hohlraumvolumen von 41.800 m<sup>3</sup> /BOL 12/. Dazu werden noch 19.000 t Bischofit eingebracht. Dies reduziert das Hohlraumvolumen um 12.000 m<sup>3</sup>. Damit ergibt sich ein Hohlraumvolumen von 29.800 m<sup>3</sup>. Das Elementvolumen wird auf die beiden Schächte aufgeteilt. Dies entspricht 14.900 m<sup>3</sup> (Infrastrukturbereich) + 3016 m<sup>3</sup> (Eigenvolumen des Schachtelementes) = 17.916 m<sup>3</sup>. Dieser Wert errechnet sich aus 0,326 * 55.000 m<sup>3</sup>.</p>
Intrinsische Permeabilität	<p><b>1E-9 m<sup>2</sup></b></p> <p>Laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ liegt die Permeabilität zwischen 1e-7 m<sup>2</sup> und 1e-9 m<sup>2</sup>. Es wurde die geringere Permeabilität des gestauchten Basaltschotters im Schacht angenommen.</p>
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	<p>Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf.</p> <p>Aus Mangel an experimentellen Daten wird für die Berechnung der relativen Permeabilität die Corey-Kurve verwendet.</p> <p>Die residuale Gas- und Wassersättigung wird auf 0,01 gesetzt. Diese Annahme erfolgte aus Gründen der numerischen Stabilität.</p> <p>Corey-Kurve mit:</p> <p><b>S<sub>gas,res,krel</sub> = 0,01 und S<sub>liq,res,krel</sub> = S<sub>initial</sub> = 0,01</b></p> <p>Die Berechnung der Kapillardrücke ist ausgeschaltet.</p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<p><b>0,0659</b></p> <p>Aufgrund der Einbringtechnik enthält der Basaltschotter 1 Gew.% Lösung /MÜL 12a/, /MÜL 12b/. (Annahme: keine lateralen Zuflüsse zum Schacht.</p> $S_{initial} = \frac{\rho_{Basalt}}{\rho_{MgCl2}} * \frac{1 - \phi}{\phi} * X_{MgCl2}$ <p> <math>\rho_{MgCl2} = 1330 \text{ kg/m}^3</math>  <math>\rho_{Basalt} = 2600 \text{ kg/m}^3</math>  <math>\phi = 0,23</math>  <math>X_{MgCl2} = \text{Gew.} \% \text{ MgCl}_2\text{-Lauge}</math> </p>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Schacht: Widerlager, 2.tes Dichtelement und Opferschicht (Salzbeton Typ Asse)																												
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH04</b>																												
Anmerkung	In dem Materialgebiet SCH04 wurden vier Schichten aufgrund ihrer gleichen Materialzusammensetzung (Salzbeton Typ Asse) zusammengefasst. Es wurden zwei Widerlager mit jeweils einer Mächtigkeit von 25 m, das zweite Dichtelement mit 70 m Mächtigkeit und eine Opferschicht mit 10 m Mächtigkeit zusammengefasst.																												
Porosität	<b>0,1</b> /MÜL 12a/, /MÜL 12b/																												
Konvergenz	Der Salzbeton wird als nicht kompaktierbar angenommen.																												
Intrinsische Permeabilität	<p><b>1,3 E-18 m<sup>2</sup></b></p> <p>Das Material des angrenzenden Gebirges ist nicht bekannt. Es wird konservativer Weise davon ausgegangen, dass sich die ALZ nicht verändert. (zu prüfen)</p> <p>Es wurde der Mittelwert der Permeabilität aus allen vier Schichten errechnet. Die unterschiedlichen Durchmesser können vernachlässigt werden. Gemittelte Permeabilität der vier Schichten nach Therzag: <math>\frac{\sum di}{\sum \frac{di}{ki}}</math></p> <p>di = Mächtigkeit der jeweiligen Schicht ki = Permeabilität der jeweiligen Schicht</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>Material</th> <th>Mächtigkeit [m]</th> <th>Durchmesser [m]</th> <th>Permeabilität [m<sup>2</sup>]</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Opferschicht</td> <td>10</td> <td>7,63</td> <td>2,00E-15</td> </tr> <tr> <td>fiktives Widerlager</td> <td>25</td> <td>8,83</td> <td>2,00E-15</td> </tr> <tr> <td>2. Dichtelement</td> <td>70</td> <td>9,03</td> <td>7,00E-19</td> </tr> <tr> <td>fiktives Widerlager</td> <td>25</td> <td>8,83</td> <td>2,00E-15</td> </tr> <tr> <td>Summe</td> <td>130</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>Mittlere Durchlässigkeit</td> <td>1,30E-18</td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>	Material	Mächtigkeit [m]	Durchmesser [m]	Permeabilität [m <sup>2</sup> ]	Opferschicht	10	7,63	2,00E-15	fiktives Widerlager	25	8,83	2,00E-15	2. Dichtelement	70	9,03	7,00E-19	fiktives Widerlager	25	8,83	2,00E-15	Summe	130			Mittlere Durchlässigkeit	1,30E-18		
Material	Mächtigkeit [m]	Durchmesser [m]	Permeabilität [m <sup>2</sup> ]																										
Opferschicht	10	7,63	2,00E-15																										
fiktives Widerlager	25	8,83	2,00E-15																										
2. Dichtelement	70	9,03	7,00E-19																										
fiktives Widerlager	25	8,83	2,00E-15																										
Summe	130																												
Mittlere Durchlässigkeit	1,30E-18																												
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	<p>Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf.</p> <p><b>Gaseindringdruck: 0,885 MPa</b></p> <p>Die Parametrisierung erfolgt hier mit dem Ziel, einen bestimmten Gaseindringdruck einzustellen. Der Gaseindringdruck wird relevant, wenn die Barriere aufgesättigt ist und Endlagergase ausströmen. Zu diesem Zeitpunkt ist die EDZ voraussichtlich geschlossen (Selbstheilung). Es kann daher der Gaseindringdruck des Salzbetons verwendet werden. Salzbeton (ohne ALZ) zeigt laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ einen Gaseindringdruck zwischen 0,66 MPa – 1,11 MPa. Für die VSG wird der Mittelwert verwendet, da die Konservativität einer Über- oder Unterschätzung nicht bekannt ist. Der Gaseindringdruck wird über die Wahl der Kapillardruckkurve eingestellt.</p>																												

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Schacht: Widerlager, 2.tes Dichtelement und Opferschicht (Salzbeton Typ Asse)
	<p><b>Kapillardruckkurve:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Van-Genuchten-Kurve mit <math>n = 1,5</math> (d. h. <math>\lambda = 0,333</math>), <math>P_0 = 0,885</math> MPa, <math>S_{liq,res,pcap} = S_{gas,res,pcap} = 0</math>.</b> Einführung einer oberen Kapillardruckgrenze aus numerischen Gründen: <math>p_{cap,cut-off} = 1E8</math> Pa.</li> <li>• Da für Salzbeton keine Werte vorliegen, wurde aufgrund der Materialgleichheit das <math>n</math> von Sorelbeton gemäß /POP 06/ verwendet.</li> </ul> <p><b>Relative Permeabilitäten:</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Corey-Kurve</b></li> <li>• <b>mit <math>S_{liq,res,krel} = 0</math> und <math>S_{gas,res,krel} = 0</math></b></li> </ul> <p>Bei <math>S_{liq,res,krel}</math> handelt es sich um eine Flüssigkeitssättigung, bei <math>S_{gas,res,krel}</math> um eine Gassättigung. Beide Werte wurden aus numerischen Gründen auf null gesetzt..</p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<p><b>0,85</b></p> <p>Laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/</p>

Material	Schacht: Langzeitdichtung (verdichteter, feuchter Salzgrus)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH05</b>
Analogie	<b>Daten wie für Materialgebiet RICHO, RICHW, QUERW, QUER bis auf folgende Daten:</b>
Porosität	<p><b>0,10 (initial)</b></p> <p>Quelle: /MÜL 12a/, /MÜL 12b/</p>
Konvergenz	<p>Die Feuchteabhängigkeit wird über den Versatzwiderstandsparameter G2 eigestellt. Für feuchten Versatz beträgt der Wert 10.000 und für trockenen Versatz 100. Der Wärmeeinfluss auf die Kompaktion wird über den Parameter Floc gesteuert. Der Konvergenzansatz ist der Gleiche wie für Salzgrus unter Berücksichtigung der Vorkompaktierung. Für detailliertere Informationen siehe /LAR 12/.</p> <p>Floc und G2 für die Langzeitdichtung sind:</p> <p><b>SCH05: Floc = 0,6, G2 = 10.000</b></p>
Intrinsische Permeabilität	<p><b>1E-14 m<sup>2</sup> (Mittelwert)</b></p> <p>Quelle: /MÜL 12a/, /MÜL 12b/</p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<p><b>0,21924812</b> (<math>X_{MgCl2} = 1,5</math> Gew.% MgCl<sub>2</sub>-Lösung laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/)</p> $S_{initial} = \frac{\rho_{salt}}{\rho_{MgCl2}} * \frac{1 - \phi}{\phi} * X_{MgCl2}$ <p><math>\rho_{MgCl2} = 1330</math> kg/m<sup>3</sup>  <math>\rho_{salt} = 2160</math> kg/m<sup>3</sup>  <math>\phi = 0,1</math>  <math>X_{MgCl2} = 1,5</math> Gew.%</p>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Schacht: Widerlager Speicher (Basalt/Serpentinitschotter)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH06</b>
Analogie	<b>Alle Daten wie für Materialgebiet INFRA bis auf folgende Parameter</b>
Porosität	<p><b>0,23</b></p> <p>Die Porosität des Schotters hängt von der Einbringtechnologie ab, bei Anwendung der Versturztechnologie, z. B. über API Fallleitungen, kann die Porosität des Schotters auf bis zu 23 % absinken, wobei eine Kornzertrümmerung stattfindet.</p> <p>Quelle: /MÜL 12a/, /MÜL 12b/</p>
Intrinsische Permeabilität	<p><b>1e-9 m²</b></p> <p>Laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ liegt die Permeabilität des Schotters zwischen 1e-7 m² und 1e-9 m². Die Permeabilität wird wegen der geringeren Porosität niedriger als die Permeabilität für den Infrastrukturbereich gewählt.</p>
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	<p>Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf.</p> <p>Aus Mangel an experimentellen Daten wird für die Berechnung der relativen Permeabilität die Corey-Kurve verwendet.</p> <p>Die residuale Gas- und Wassersättigung wird auf 0,01 gesetzt. Diese Annahme erfolgte aus Gründen der numerischen Stabilität.</p> <p>Corey-Kurve mit:</p> <p><b>S<sub>gas,res,krel</sub> = 0,01 und S<sub>liq,res,krel</sub> = S<sub>initial</sub> = 0,01</b></p> <p>Die Berechnung der Kapillardrücke ist ausgeschaltet.</p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<p><b>0,0659</b></p> <p>Aufgrund der Einbringtechnik 1 Gew.% MgCl<sub>2</sub>-Lösung. Annahme: keine lateralen Zuflüsse zum Schacht /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.</p> $S_{initial} = \frac{\rho_{basalt}}{\rho_{MgCl_2}} * \frac{1 - \phi}{\phi} * X_{MgCl_2}$ <p> <math>\rho_{MgCl_2} = 1330 \text{ kg/m}^3</math>  <math>\rho_{basalt} = 2600 \text{ kg/m}^3</math>  <math>\phi = 0,23</math>  <math>X_{MgCl_2} = 1 \text{ Gew.}\%</math> </p>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Schacht: Gebirgsverbundenes Widerlager (Salzbeton)
TOUGH2- Materialgebiet	<b>SCH07</b>
Porosität	<p><b>0,23</b></p> <p>Keine Angaben zur Porosität. Das Widerlager ist dräniert. Vorläufig wird die gleiche Porosität wie vom Schotter angenommen.</p> <p>Quelle: /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.</p>
Intrinsische Permeabilität	<p><b>1E-9 m²</b></p> <p>Das Widerlager ist dräniert und bietet keinen hydraulischen Widerstand. Deshalb kann die gleiche Permeabilität wie vom Schotter angenommen werden /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.</p>
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	<p>Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf.</p> <p>Aus Mangel an experimentellen Daten wird für die Berechnung der relativen Permeabilität die Corey-Kurve verwendet.</p> <p>Die residuale Gas- und Wassersättigung wird auf 0,01 gesetzt. Diese Annahme erfolgte aus Gründen der numerischen Stabilität.</p> <p>Corey-Kurve mit:</p> <p><b>S<sub>gas,res,krel</sub> = 0,01 und S<sub>liq,res,krel</sub> = S<sub>inital</sub> = 0,01</b></p> <p>Die Berechnung der Kapillardrücke ist ausgeschaltet.</p>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Schacht: Filter und Aufsättigungselemente (Kies, Sand)
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH08, SCH10</b>
Porosität	<p><b>0,30</b></p> <p>Die Porosität liegt zwischen 25 % und 35 %. Es wird der Mittelwert von 30 % verwendet.</p> <p>Quelle: /MÜL 12a/, /MÜL 12b/</p>
Konvergenz	Das Aufsättigungselement wird als nicht kompaktierbar angenommen.
Intrinsische Permeabilität	<p><b>1e-11 m<sup>2</sup></b></p> <p>Für die Permeabilität wird ein Bereich von 1e-10 m<sup>2</sup> bis 1e-12 m<sup>2</sup> angegeben /MÜL 12a/, /MÜL 12b/. Es wird ein mittlerer Wert von 1E-11 m<sup>2</sup> verwendet.</p>
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	<p>Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf.</p> <p>Aus Mangel an experimentellen Daten wird für die Berechnung der relativen Permeabilität die Corey-Kurve verwendet.</p> <p>Die residuale Gas- und Wassersättigung wird auf 0,01 gesetzt. Diese Annahme erfolgte aus Gründen der numerischen Stabilität.</p> <p><b>Corey-Kurve mit:</b></p> <p><b>S<sub>gas,res,krel</sub> = 0,01 und S<sub>liq,res,krel</sub> = S<sub>inital</sub> = 0,01</b></p> <p>Die Berechnung der Kapillardrücke ist ausgeschaltet.</p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<p><b>1 für SCH10</b></p> <p>Volle Flüssigkeitssättigung, wegen Anbindung an das Deckgebirge /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.</p> <p><b>0,1 für SCH08</b></p> <p>Die Filterelemente schließen das erste Dichtelement aus Bentonit ein und gewährleisten die Filterstabilität des Dichtelementes. Das Filterelement oberhalb des Bentonitdichtelementes dient bei Notwendigkeit auch als Aufsättigungszone für möglicherweise untersättigte Deckgebirgswässer. Um eine bautechnisch sachgerechte Verdichtung herstellen zu können, wird pauschal eine Einbaufeuchte von 10 Vol.% angesetzt /MÜL 12a/, /MÜL 12b/.</p>
Initialer Druck	<p><b>4,61E6</b></p> <p>Das oberste Schachtelement SCH10 steht mit den Deckgebirgswässern (Randbedingung Dichte Deckgebirgswässer: 1200 kg/m<sup>3</sup>) in Verbindung, somit steht dort bei einer Tiefe von 350 m und einem Meeresspiegel (Dichte Meerwasser: 1000 kg/m<sup>3</sup>) von 50 m über der Oberfläche, dieser hydrostatischer Druck an.</p>

**Tab. A.4** Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen (Fortsetzung)

Material	Schacht: Bentonit-Dichtelement
TOUGH2-Materialgebiete	<b>SCH09</b>
Porosität	<b>0,3</b> In /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ wird eine Gesamtporosität zwischen 27 Vol.-% und 34 Vol.-% angegeben.
Intrinsische Permeabilität	<b>7,8E-18 m<sup>2</sup>, zeitlich konstant</b> Laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/ integrale Permeabilität (mit ALZ) zwischen 1E-17 m <sup>2</sup> und 7,8E-18 m <sup>2</sup> . Über längere Zeiträume ist mit einer Senkung der Permeabilität zu rechnen.
Kapillardrücke und relative Permeabilitäten	Hinsichtlich der Zweiphasenflussparameter besteht FuE-Bedarf. In Ermangelung experimenteller Befunde wird auf die in /SEN 08/ angegebenen Kenn-daten zurückgegriffen: <b>Kapillardruck-Kurve:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Van-Genuchten-Kurve mit <math>n = 1.82</math>, <math>\lambda=0,4505</math>, <math>P_0 = 1 \text{ MPa}</math>,</b></li> <li>• <b><math>S_{liq,res,pcap}=0</math>, <math>S_{gas,res,pcap}=0</math>.</b> <b>Cut-off: 1E8 Pa aus Gründen der numerischen Stabilität</b></li> <li>• <b>Quelldruck: 1 MPa laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/. Nach /HAR 03/ (S. 52) ist der Quelldruck gleich dem Gaseindringdruck.</b></li> <li>• <b>Quelle für <math>n</math>, <math>S_{liq,res,pcap}</math>:/SEN 08/</b></li> </ul> <b>Relative Permeabilitäten:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Grant-Kurve mit <math>S_{liq,res,krel}=0.302427</math> und <math>S_{gas,res,krel}=0,187765</math></b></li> <li>• <b>Quelldruck laut /MÜL 12a/, /MÜL 12b/: 1 MPa ist etwa gleich Gaseindringdruck</b></li> </ul> <p>Die Parametrisierung erfolgt hier mit dem Ziel, einen bestimmten Gaseindringdruck einzustellen. Der Gaseindringdruck soll hier als Fließschwellwert für die Gasphase implementiert werden. Dies geschieht über die Wahl der residualen Gassättigung für die Relative-Permeabilitäts-Funktion, wodurch die Abwesenheit von Gasflüssen bei Drücken unterhalb des Gaseindringdruckes gewährleistet wird. Als Relative-Permeabilitäts-Funktion wird die Grant-Kurve gewählt, die im Gegensatz zur oft verwendeten Corey-Kurve einen deutlicheren Schwellwert für den Gasfluss einführt.</p>
Initiale Flüssigkeitssättigung	<b>0.45</b> Quelle: /MÜL 12a/, /MÜL 12b/

### A.3.5 Weiterer Anhang zu Kapitel 4.2.4 Berechnungsmodell und Datenbasis

Die Gasbildung wird in TOUGH2 über spezielle Materialgebiete eingegeben. Im Einlagerungsfeld Ost und West werden unterschiedliche Behältertypen eingelagert. Die Gasbildungsrate ist abhängig vom Behältermaterial und vom Wassergehalt in und um die Behälter. Zu diesem Zweck wurden die verschiedenen Behältertypen eigenen Ma-



terialgebieten zugeordnet, um spezifische Materialparameter zur Gasbildung eingeben zu können. Insgesamt handelt es sich um neun Materialgebiete.

**Tab. A.5** Korrosionsparameter

Parameter	Allgemeine physikalische Annahmen für alle Materialgebiete
Erzeugtes Mol Gas pro Mol H <sub>2</sub> O	1
Erzeugtes Mol Gas pro Mol Fe	1,333
Wasseranteil in der Lauge	0,46
Dichte Stahl [kg/m <sup>3</sup> ]	7860

**Tab. A.6** Materialgebiete zur Gasbildung

Parameter	Materialgebiet und Behältertyp
<b>Behältertyp</b>	<b>Castorbehälter</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL1</b>
Behälteranzahl	511
Behältermasse [kg]	22500
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	15
Korrosionsrate [µm/a]	Abhängig vom Rechenfall
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	32,46
<b>Behältertyp</b>	<b>Pollux9 und Pollux CSD</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL2</b>
Behälteranzahl	906
Behältermasse [kg]	58.100
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	31
Korrosionsrate [µm/a]	100
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	52,47 (Wassermenge der CSD Behälter auf die Pollux 9 durchschnittlich umgelegt, dadurch eher zu hohe Wassermengen)
<b>Behältertyp</b>	<b>Pollux 10</b>

**Tab. A.6** Materialgebiete zur Gasbildung (Fortsetzung)

<b>Parameter</b>	<b>Materialgebiet und Behältertyp</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL3</b>
Behälteranzahl	2120
Behältermasse [kg]	55.500
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	31
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	52,22
<b>Behältertyp</b>	<b>Gussbehälter Typ II</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL4</b>
Behälteranzahl	2620
Behältermasse [kg]	5600
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	6,76
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	2,23
<b>Behältertyp</b>	<b>Konrad Container Typ VI</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL5</b>
Behälteranzahl	7217
Behältermasse [kg]	1350
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	18,64
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	78,74
<b>Behältertyp</b>	<b>Konrad Betonbehälter Typ I</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL6</b>
Behälteranzahl	800
Behältermasse [kg]	127,5
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	6,3271

**Tab. A.6** Materialgebiete zur Gasbildung (Fortsetzung)

<b>Parameter</b>	<b>Materialgebiet und Behältertyp</b>
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	20,68
<b>Behältertyp</b>	<b>Gussbehälter Typ II</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL7</b>
Behälteranzahl	1150
Behältermasse [kg]	5665
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	6,76
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	48,16
<b>Behältertyp</b>	<b>Konrad Container Typ IV</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL8</b>
Behälteranzahl	1695
Behältermasse [kg]	2885
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	23,83
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	507,47
<b>Behältertyp</b>	<b>Konrad Container Typ IV</b>
TOUGH2-Materialgebiet	<b>EINL9</b>
Behälteranzahl	313
Behältermasse [kg]	700
Oberfläche [m <sup>2</sup> ]	23,83
Gesamtwassermasse verfügbar zur Korrosion [kg]	37,23

## **A.4 Forschungs- und Entwicklungsbedarf; Formblätter AP 14**

Im Folgenden dargestellt ist der Forschungs- und Entwicklungsbedarf, so wie er von den einzelnen Projektpartnern in AP 9.1 zusammengetragen wurde. Es wurde darauf verzichtet, eine weitere Synthese durchzuführen (diese befindet sich kondensiert in Kapitel 7). Aus diesem Grund kommt es zwischen einzelnen Datenblättern zu Doppelungen und Heterogenität des Inhalts.

### **A.4.1 Formblatt AP 9.1 - 01**

Weiterentwicklung geomechanischer Berechnungsmethoden zur Bewertung druckgetriebener Infiltration/Perkolation von Fluiden zum Integritätsnachweis der geologischen Barriere unter Berücksichtigung von THM- Prozessen

#### **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Auf die geologische Barriere des Salzstockes Gorleben wirken ausgehend vom Salzspiegel hydraulische Belastungen (teilweise fehlender Caprock), die zu einer Verletzung des Minimalspannungskriteriums unter Wirkung innerer thermomechanischer Belastungen führen. Zusätzlich können sich im Fall eines Erdbebens Überdrücke entwickeln, die zu einem lokalen Aufreißen steil stehender Diskontinuitäten und Schichtflächen im Salinar führen können. Die druckgetriebene Infiltration/Perkolation ist auch im Fall des Aufbaus eines Gasdruckes im Endlager von Bedeutung, wenn der Gasdruck die minimale Einspannung im umgebenden Gebirge erreicht. Die Berechnungsmodelle sind an Versagensfällen von Salinarbarrieren zu kalibrieren. Die Weiterentwicklung der Berechnungsmethoden hat für die Einschätzung der Robustheit der geologischen Barriere hohe Relevanz.

#### **Vorhandener Kenntnisstand**

Die druckgetriebene Infiltration im Steinsalz wird hauptsächlich auf Basis isotroper, kontinuumsmechanischer Modelle beschrieben z. B. mit Hilfe des Darcy-Ansatzes. Dabei zeigen neuere Untersuchungen in situ, dass die Infiltration bzw. Perkolation von Fluiden im Steinsalzgebirge ganz entscheidend von der diskontinuumsmechanischen Struktur im mikro- und makroskopischen Maßstab abhängt. Die fluiddruckgetriebene Generierung von hydraulischen Fließwegen entlang von Diskontinuitäten im mikro- und makroskopischen Maßstab im Salinargebirge (Korngrenzen, Schichtflächen) setzt bei

Fluidrücken größer als die minimale Hauptspannung ein (Minimalspannungskriterium).

### **Begründung für die Notwendigkeit**

Der Verlust der Integrität von Salinarbarrieren ist im Kali- und Salzbergbau bei Verletzung des Minimalspannungskriteriums mehrfach beobachtet worden. Beispiele hierfür sind Sigmundshall, Weeks Island Mine, Wapno in steiler Lagerung und Merkers sowie Berezniki in flacher Lagerung. Die Rückrechnung zu Versagensfällen geologischer Barrieren und von Testversuchen zur Fluidinfiltration in situ mit gekoppelten mechanisch-hydraulischen Modellen auf diskontinuumsmechanischer Grundlage bietet die Voraussetzung für realistische Prognosen zur Einschätzung des Dichtheits- und Integritätsverhaltens von Salinarbarrieren unter thermomechanischen Beanspruchungen.

### **Anmerkungen**

keine

### **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

Ist grundsätzlich zu lösen, unabhängig vom Standort; bei nicht salinarem Wirtsgestein gelten andere Randbedingungen.

### **Existiert ein Forschungsprogramm dazu**

nein

### **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Es handelt sich im Wesentlichen um Forschungs- und Entwicklungsarbeit, die für den Nachweis der Integrität von Salinarbarrieren bedeutsam ist.

#### **A.4.2 Formblatt AP 9.1 – 02**

Gesteinsmechanische Untersuchungen an salinaren Schichtflächen und Diskontinuitäten bzgl. ihrer Relevanz als potenzielle hydraulische und mechanische Schwächezonen.

## **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Für den Salzstock Gorleben liegen keine lokationsspezifischen experimentellen Untersuchungen zum mechanischen und hydraulischen Verhalten der steilstehenden Schichtflächen bzw. Diskontinuitäten im Steinsalz und zwischen Steinsalz/Carnallit sowie Carnallit/Anhydrit vor. Die steilstehenden bis zum Salzspiegel in wasserführende Bereiche hoch reichenden Schichtflächen und Diskontinuitäten stellen die eigentlichen Schwachstellen in der geologischen Barriere dar. Zur Beurteilung ihres Dichtheitsverhaltens unter fluiddruck-bedingter Aufweitung und verschiebungsbedingter Scherdilatanz liegen bisher keine ausreichenden Untersuchungen und Erfahrungen vor. Für eine standortbezogene Einschätzung ist die Durchführung experimenteller Untersuchungen erforderlich.

## **Vorhandener Kenntnisstand**

Im Rahmen der BMBF-Forschung für UTD ist für Schichtflächen bzw. Diskontinuitäten im Salzgebirge auf Basis experimenteller Untersuchungen an Schichtübergängen ein spezielles Schermodell entwickelt worden, mit dem das Scherfestigkeitsverhalten der mechanischen Schwächeflächen beschrieben werden kann. Es existieren keine experimentellen Untersuchungen bei welchen Fluiddrücken im Verhältnis zur Normalbelastung (fluiddruck-bedingte Aufweitung) und bei welcher Scherbelastung bzgl. der maximalen Scherfestigkeit (Scherdilatanz) salinare Schichtflächen ihre hydraulische Dichtheit verlieren. Neuere Untersuchungen in situ belegen eine gerichtete Fluidausbreitung entlang von Schichtflächen von mehreren Dekametern.

## **Begründung für die Notwendigkeit**

Das Salzgebirge wird gewöhnlich als Kontinuum betrachtet. Dabei sind wesentliche Eigenschaften eine Folge des diskontinuumsmechanischen Aufbaus der komplexen Salzstrukturen, wie sie in Salzstöcken vorliegen. Schichtgrenzen zwischen Steinsalz und benachbarten Salinargesteinen (Kalisalze, Anhydrit, Salzton) begrenzen Gesteinsschichten mit unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften bezüglich thermischer Ausdehnungskoeffizienten, elastischer und plastischer Eigenschaften sowie Kriech-eigenschaften, so dass sie bei thermomechanischer Beanspruchung infolge von Spannungsunterschieden und Gleitvorgängen bevorzugt als potenzielle Wegsamkeiten in Frage kommen können. Für die Nachweisführung der Integrität und Dichtheit von Salinarbarrieren ist das mechanische und hydraulische Verhalten von Schichtflächen und

Diskontinuitäten bei einem Abfall der Gebirgseinspannung unter den am Salzspiegel anstehenden Flüssigkeitsdruck infolge der thermischen Gebirgsausdehnung und Salzstockhebung in die Betrachtung einzubeziehen.

### **Anmerkungen**

keine

### **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

Ist grundsätzlich zu lösen unabhängig vom Standort; bei nicht salinarem Wirtsgestein gelten andere Randbedingungen.

### **Existiert ein Forschungsprogramm dazu**

nein

### **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Es handelt sich im Wesentlichen um Forschungsarbeit, die für den Nachweis der Integrität von Salinarbarrieren bedeutsam ist.

#### **A.4.3 Formblatt AP 9.1 – 03**

Weiterentwicklung von Stoffmodellen zum Kompaktionsverhalten von Salzgrus und deren Implementierung in numerische Rechencodes mit Parametrisierung von Stoffeigenschaften bis zu kleinen Porositäten.

### **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Der als Versatzmaterial eingebrachte Salzgrus bewirkt eine Hohlraumreduzierung und trägt somit zur Stabilisierung der Grubenbaue bzw. Bohrlöcher bei. Gleichzeitig wird er sich infolge der Gebirgskonvergenz verdichten und übernimmt dann die Funktion eines langzeitstabilen Verschlussmaterials zur Verhinderung des Fluidtransports.

Derzeit gibt es jedoch keinen (in gängige geotechnische Modellierungstools, z. B. FLAC, FLAC3D implementierten) Stoffansatz, der umfassend und zufriedenstellend das langzeitliche Kompaktionsverhalten mit plastischer und Kriechverformung bis in

den Bereich von kleinen Restporositäten ( $1\pm 1\%$ ) – unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses – abbildet.

### **Vorhandener Kenntnisstand**

In der Vergangenheit sind eine Vielzahl von Stoffansätzen (z. B. auf phänomenologischer oder mikro-mechanischer Basis) für die numerische Beschreibung der mechanischen Kompaktion von Salzgrus für den Einsatz als Versatzmaterial entwickelt worden. Bisher sind nur das Hein-Modell und der WIPP-Ansatz in die bei vielen Arbeitsgruppen genutzten ITASCA-Programme implementiert worden. Da jedoch beide Stoffansätze im Bereich kleinerer Porositäten experimentell nicht hinreichend belegt sind, werden derzeit in den Integritätsbetrachtungen zumeist stark vereinfachte Modellansätze verwendet, die allerdings die über die einfache mechanische Kompaktion hinausgehenden Kriechkompaktionsprozesse nur unvollständig beschreiben.

### **Begründung für die Notwendigkeit**

Mit Blick auf die Robustheit von Langzeitsicherheitsanalysen müssen ausgehend von der ebenfalls noch zu schaffenden Datenbasis für die Salzgruskompaktion bei Porositäten  $< 10$  Vol.-% die vorhandenen Salzgrus-Stoffgesetze weiter entwickelt bzw. für die Anwendung im Langzeitsicherheitsnachweis qualifiziert werden. Gleichzeitig müssen sie in gängigen Nachweistools implementiert sein, um Nah- und Fernfeldprozesse mit einem numerischen Werkzeug beschreiben zu können. Dies würde die bestehenden Unsicherheiten, z. B. die Frage, wann der Salzgrus eine Langzeitdichtwirkung unter den an einem Standort herrschenden Rahmenbedingungen übernehmen kann, deutlich verringern.

### **Anmerkungen**

Die Qualifizierung der Stoffgesetze von Salzgrus hängt von der verfügbaren Datenbasis ab. Diese muss zumindest gleichzeitig mit der Stoffgesetzentwicklung vervollständigt werden.



## **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

Die Entwicklung qualifizierter Stoffgesetze ist grundsätzlich standortunabhängig, während die dafür anzusetzenden Materialparameter von Salzgrus standortspezifisch bestimmt werden müssen.

## **Existiert ein Forschungsprogramm dazu**

nein

## **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Es handelt sich im Wesentlichen um Entwicklungsarbeit, die für den Integritätsnachweis im Rahmen einer Langzeitsicherheitsanalyse bedeutsam ist.

### **A.4.4 Formblatt AP 9.1 – 04**

Bestimmung von Transporteigenschaften von Salzgrus bis zu kleinen Porositäten

#### **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Der in den Richtstrecken, den Querschlägen und in den Einlagerungstrecken eingebrachte Salzgrusversatz stellt eine wesentliche Komponente im Sicherheits- und Nachweiskonzept dar, wobei er über die Verfüllung der Hohlräume hinaus die Funktion eines langzeitstabilen Verschlussmaterials zur Verhinderung des Fluidtransports übernehmen soll.

Für eine Modellierung der möglichen Stofftransportprozesse in Abhängigkeit von der Salzgrusporosität müssen neben der Bestimmung der reinen Transporteigenschaften (advektiver Fluidtransport) auch Parameter für 2-Phasenfluss- und Diffusionsprozesse bekannt sein.

#### **Vorhandener Kenntnisstand**

Seit den 70iger Jahren sind sowohl national als auch international im Labor- und Feldversuch umfangreiche Kompaktionsexperimente an Salzgrus durchgeführt worden, wobei teilweise zusätzlich mit unterschiedlichen Medien (z. B. Gas, Öl oder Salzlö-

sung) zumeist advective Stofftransportprozesse untersucht wurden. Im Ergebnis wurde ein umfassendes Prozessverständnis der Salzgruskompaktion erarbeitet.

Danach zeichnet sich ab, dass nicht nur das Kompaktionsverhalten von Salzgrus sondern auch die Transporteigenschaften stark von Feuchtigkeit bzw. dem verwendeten Messfluid (polar/unpolar) abhängen. Für die VSG wurde eingeschätzt, dass die mit „wässrigen“ Lösungen bestimmten Kennwerte als relevant anzusetzen sind.

### **Begründung für die Notwendigkeit**

Bisher ist die Datenbasis zur Beschreibung des gekoppelten Kompaktions-/Transportverhaltens von befeuchtetem Salzgrus nicht ausreichend, so dass zur Parametrisierung von Modellrechnungen bisher zumeist konservative Abschätzungen angesetzt werden. Diese betreffen sowohl die Zeitdauer der Kompaktion (bis zu einer vernachlässigbaren Restporosität von  $1\pm 1\%$ ) als auch die Veränderung der Transporteigenschaften (Übergang von advektivem zu diffusivem Transport). Weiterhin ist ungeklärt, inwieweit Fluide im Intergranularraum eingeschlossen sind oder ob sie ausgepresst bzw. mobilisiert werden können. Diese Information ist vor dem Hintergrund des Konzeptes „sicherer Einschluss“ von zentraler Bedeutung.

### **Anmerkungen**

Die bei der Kompaktion von Salzgrus stattfindenden Prozesse mit hydro-mechanischen und lösungschemischen Wechselwirkungen sind sehr komplex, so dass zur Bearbeitung dieser Fragestellung nur ein interdisziplinärer Forschungsansatz zielführend ist, der in enger Verknüpfung von verschiedenen Untersuchungsverfahren (z. B. Kombination von hydro-mechanischen Labortests mit – ortsauflösenden, nicht schädigenden – Gefügeuntersuchungen und begleitenden Modellierungsarbeiten) durchgeführt wird.

### **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

standortunabhängig

## **Existiert ein Forschungsprogramm dazu**

ja – Neuantrag vom Institut für Radiochemie (HZDR-FSL), IfG, Johannes Gutenberg-Universität Mainz (JGUM) – Institut für Geowissenschaften

## **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Trotz des vorliegenden Prozessverständnisses haben die Untersuchungen aufgrund der offenen Fragen sowie der Schwierigkeit Forschungscharakter.

### **A.4.5 Formblatt AP 9.1 – 05**

Systematische Ermittlung der Eigenschaften von Salzgrusversatz

#### **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Einzelfragen sind offen: Dazu zählt beispielsweise die Wärmeleitfähigkeit bei verschiedenen Feuchtegehalten (trocken bis gesättigt) und unterschiedlichen Porositäten. Weiterhin sind Porositäts- und Permeabilitätsmessungen in Abhängigkeit von der Versatzkompaktion zwar vorhanden, aber teilweise nicht miteinander vergleichbar. Bezüglich der 2-Phasenfluss- und der Diffusionseigenschaften von Salzgrusversatz besteht erheblicher Forschungsbedarf, da hier nahezu keine Untersuchungen vorliegen. Die Abhängigkeit der Kapillardruckkurven von der unter Endlagerbedingungen sich verändernden Porosität ist unbekannt.

Insbesondere für kleine Porositäten stellt sich die Frage, mit welchen Diffusionskoeffizienten, absoluten und relativen Permeabilitäten sowie Kapillardrücken die hydraulischen Eigenschaften von Salzgrus beschrieben werden können, oder ob grundsätzlich ein von der klassischen Zweiphasenfluss-Theorie abweichendes Modell gewählt werden muss.

In den Einlagerungsbereichen ist mit einem sehr geringen initialen Wassergehalt zu rechnen (im Bereich von 1 Gew-% und kleiner). Nicht abschließend geklärt ist, ob die mit dem Versatz eingebrachte Feuchte im Zuge der Versatzkonvergenz dem durchströmbareren Porenraum entzogen wird oder nicht. Geklärt werden muss die Mobilität der eingebrachten, geringen Feuchte und welche Modelle geeignet sind, den Transport

geringer Wassergehalte zu beschreiben, da diese Korrosionsprozessen zur Verfügung stehen könnten.

### **Vorhandener Kenntnisstand**

Obwohl zahlreiche Laborversuche vorliegen, fehlt eine systematische Erfassung der Parameter, eine übergeordnete Systematik im Hinblick darauf, den Salzgrusversatz vollständig zu charakterisieren. Vorhandene Daten sind oft nicht miteinander kompatibel, da diese mit unterschiedlichen Methoden und unter unterschiedlichen Gesichtspunkten/Fragestellungen erhoben wurden.

### **Existiert ein Forschungsprogramm dazu**

teilweise zu bestimmten Einzelfragen

### **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

beides

### **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Forschung

#### **A.4.6 Formblatt AP 9.1 – 06**

Hydraulische Eigenschaften von Dämmen/Verschlüssen

### **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Zu klären ist, wie eine angemessene Homogenisierung und Beschreibung anhand der Zweiphasenfluss-Theorie möglich ist. Hierbei spielen folgende Punkte eine Rolle:

- Welche Elemente des Dammsystems (inklusive Kontaktfläche und Auflockerungszone) sind hydraulisch aktiv und bestimmen Permeabilitäten, Kapillardrücke, Porosität und die Menge des mobilen Porenwassers?
- Existiert eine absolute Permeabilität, die unabhängig von den durchströmenden Phasen ist? Experimentelle Untersuchungen zeigen oft abweichende Permeabilitäten für die Gas- und Flüssigkeitsphase, die sich im Rahmen der Zweiphasenfluss-

Theorie aber nur schlecht einordnen lassen, weil u. a. die Sättigungszustände unbekannt sind.

- Wieviel des initial enthaltenen Wassers in den Dämmen ist mobil?

### **Vorhandener Kenntnisstand**

Die hydraulischen Eigenschaften der Dämme werden von dem Verhalten des Dammmaterials, der Auflockerungszone und der Kontaktzonen bestimmt. In Sicherheitsanalysen werden die Dämmeigenschaften oft homogenisiert betrachtet.

### **Begründung für die Notwendigkeit**

Mobiles Wasser kann je nach Endlagerkonzept in Salzgrusbereiche gelangen und dort zu höheren Sättigungen, Kompaktionsgeschwindigkeiten und Gasdrücken führen.

### **Aktuelle Forschungsvorhaben:**

ja

### **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

standortunabhängig

### **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Forschung

#### **A.4.7 Formblatt AP 9.1 – 07**

Verständnis und numerische Simulation der Salzgruskompaktion für vereinfachende Ansätze in hydrodynamischen Modellen

### **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Es sind in-situ Untersuchungen und THM-Simulationen erforderlich, um den Prozess weiter zu untersuchen. Dabei ist ein breiter Bereich an thermo-hydro-mechanischen Zu-

ständen zu berücksichtigen. Wichtige Themen sind unter anderem der Kompaktionsfortschritt bei kleinen Porositäten sowie die Homogenität des Kompaktionsvorganges.

### **Vorhandener Kenntnisstand**

Kompaktion von Salzgrus ist die Folge der hydro-mechanischen Wechselwirkung zwischen Gebirge und Versatz und wird wesentlich durch die Entwicklung des Temperaturfeldes und des Porendrucks gesteuert.

### **Begründung der Notwendigkeit**

Die Kompaktion des Salzgrusversatzes ist ein zentraler Mechanismus im Sicherheitskonzept eines salinaren Endlagers. In hydrodynamischen Modellen muss der Kompaktionsvorgang vereinfacht beschrieben werden. Es ist weitere FuE erforderlich, um mit solchen vereinfachenden Ansätzen verlässliche Inter- und Extrapolationen der Konvergenzraten für experimentell nicht untersuchte Zustände durchführen zu können.

### **Aktuelle Forschungsvorhaben:**

ja, zu Einzelfragen

### **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

standortunabhängig

### **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Forschung und Entwicklung

### **A.4.8 Formblatt AP 9.1 – 08**

Systematik der Ableitung von Rechenfällen für numerische Berechnungen aus Szenarien/FEP

### **Spezifizierung des FuE-Bedarfs**

Es ist zu prüfen ob ein kohärentes Konzept zur Entwicklung von Rechenfällen in Abhängigkeit von Szenarien entwickelt werden kann. In einem weiteren Schritt könnte ein

solches Konzept entwickelt werden. Noch weitergehende Konzepte können die Bedeutung probabilistischer Methoden in Bezug zu Szenarien und Rechenfällen setzen.

### **Vorhandener Kenntnisstand**

Im Vorhaben wurden aus den identifizierten FEP Szenarien abgeleitet. Die Entwicklung bzw. Abstraktion von Rechenfällen aus den Szenarien erfolgte nach „expert-judgement“ und zielgerichtet in Bezug zu den Möglichkeiten der Rechenprogramme.

### **Begründung der Notwendigkeit**

Derzeit fehlt eine übergeordnete und nachvollziehbare Methodik, aus solchen Szenarien Rechenfälle abzuleiten, die für das Szenarium abdeckend sind. Eine weitere Herausforderung ist es, die Zahl der Rechenfälle auf ein praktikables Maß zu begrenzen. Bei der in der VSG verwendeten Methode der Szenarientwicklung ist die Zulässigkeit und Bedeutung probabilistischer Methoden Gegenstand der Diskussion gewesen.

### **Aktuelle Forschungsvorhaben:**

nicht bekannt

### **Übertragbarkeit auf andere Standorte/ standortunabhängig**

standortunabhängig

### **Ist das Thema eher Forschung oder eher Entwicklung**

Forschung und Entwicklung

**Gesellschaft für Anlagen-  
und Reaktorsicherheit  
(GRS) mbH**

Schwertnergasse 1  
**50667 Köln**  
Telefon +49 221 2068-0  
Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum  
**85748 Garching b. München**  
Telefon +49 89 32004-0  
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200  
**10719 Berlin**  
Telefon +49 30 88589-0  
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4  
**38122 Braunschweig**  
Telefon +49 531 8012-0  
Telefax +49 531 8012-200

[www.grs.de](http://www.grs.de)

**Bundesanstalt für Geowissen-  
schaften und Rohstoffe**  
Stilleweg 2  
30655 Hannover

**Institut für Gebirgsmechanik GmbH**  
Friederikenstraße 60  
04279 Leipzig

**ISBN 978-3-939355-62-5**