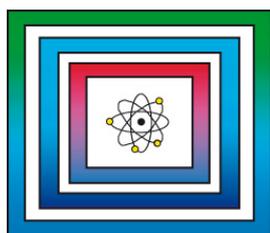


F+E Endlagerung

9Y2015010000

TM- und THM-gekoppelte
Modellberechnungen zur
Integritätsanalyse der
geologischen Barrieren in flach
lagernden Salzformationen

Ergebnisse aus dem
Vorhaben KOSINA



Ergebnisbericht

Hannover, Juni 2018

BUNDESANSTALT FÜR GEOWISSENSCHAFTEN UND ROHSTOFFE
HANNOVER

F+E Endlagerung

TM- und THM-gekoppelte Modellberechnungen zur
Integritätsanalyse der geologischen Barrieren in flach lagernden
Salzformationen

Ergebnisse aus dem Vorhaben KOSINA

Ergebnisbericht

Autoren:	Liu, Wenting Knauth, Markus Eickemeier, Ralf Fahland, Sandra, Dr. Minkley, Wolfgang, Dr. Popp, Till, Dr.
Auftraggeber:	BMW i
Auftragsnummer:	9Y2015010000
Geschäftszeichen:	B3.5/B50112-49/2018-0007/001
Datum:	01.06.2018

Im Auftrag:

gez. G. Enste

Direktor und Professor G. Enste
Abteilungsleitung B3 und Projektleitung Endlagerung

	Seite
Verkürzte Zusammenfassung.....	5
1 Einleitung.....	6
2 Salzgesteine als geologische Barrieren.....	6
2.1 Eigenschaften von Salzgesteinen.....	6
2.2 Ergänzende Untersuchungen zur Dichtheit von Salzgesteinen und zur Fluidperkolation.....	8
2.2.1 Problemstellung.....	8
2.2.2 Mögliche Konsequenzen der Thesen für die Endlagerung im Wirtsgestein Salz.....	10
2.2.3 Experimentelle Laboruntersuchungen zur Fluidperkolation an Steinsalz.....	11
2.2.3.1 Versuchsprogramm.....	11
2.2.3.2 Versuchsaufbau.....	12
2.2.3.3 Versuchsdurchführung / Versuchsergebnisse.....	15
2.2.4 Experimentelle Untersuchungsergebnisse zur Dichtheit und Fluidperko- lation von Steinsalzformationen in situ.....	25
2.2.5 Natürliche Analoga zum Isolationspotential von Salzgesteinen.....	30
2.2.6 Schlussfolgerungen zur Fluidperkolation in Salzgesteinen.....	37
2.3 Kriterien für die Bewertung der Integrität der Salzbarriere.....	39
2.4 Validierung der Berechnungsmodelle zur Integritätsanalyse an Ver- sagensfällen geologischer Barrieren durch fluiddruckgetriebene Perkolation.....	41
2.4.1 Einordnung.....	41
2.4.2 Funktionsweise des Versagens durch Integritätsverlust der hydraulischen Barriere.....	42
2.4.3 Kurzzusammenfassung des Versagensfalles Weeks Island.....	44
2.4.4 Modellaufbau, Parameter und Berechnungsablauf.....	46
2.4.5 Modellierungsergebnisse.....	48
2.4.6 Zusammenfassung der diskontinuumsmechanischen Validierungs- berechnungen.....	49
2.5 Potenzielle Lösungs- und Gaszutritte aus dem Liegenden und Hangenden.....	50
3 Grundlagen der thermomechanischen Analyse.....	52
3.1 Geologie und Homogenbereiche.....	52
3.2 Stoffgesetze und Parameter.....	53
3.2.1 Thermische Materialeigenschaften.....	54
3.2.2 Mechanische Materialeigenschaften.....	54
3.2.2.1 Verwendete Stoffansätze der BGR.....	56
3.2.2.2 Verwendete Stoffansätze des IfG.....	62

Seite

4	Berechnungsmodelle für flache Lagerung und Salzkissen	66
4.1	Numerisches 2D-Modell für den Typ „flache Lagerung“	66
4.1.1	Geometrische Idealisierung, Randbedingungen und Berechnungsablauf	66
4.1.2	Diskontinuumsmechanische Modellierung der druckgetriebenen Perkolation	69
4.2	Numerisches 3D-Modell für den Typ „flache Lagerung“	70
4.2.1	Geometrische Idealisierung und Diskretisierung der FE-Modelle	70
4.2.2	Initiale Gebirgstemperatur und primärer Gebirgsspannungszustand	72
4.2.3	Wärmeleistung der Einlagerungsvarianten	72
4.2.3.1	Variante „Streckenlagerung“	72
4.2.3.2	Variante „horizontale Bohrlochlagerung“	73
4.2.4	Durchführung der Berechnungen	73
4.3	Numerisches 2D-Scheibenmodell für den Typ „Salzkissen“	74
4.3.1	Geometrische Idealisierung, Randbedingungen und Berechnungsablauf	74
4.4	Numerisches 3D-Modell für den Typ „Salzkissen“	76
4.4.1	Geometrische Idealisierung und Diskretisierung der FE-Modelle	77
4.4.2	Initiale Gebirgstemperatur und primärer Gebirgsspannungszustand	79
4.4.3	Wärmeleistung der Einlagerungsvarianten	80
4.4.3.1	Variante „vertikale Bohrlochlagerung“	80
4.4.3.2	Variante „direkte Endlagerung von TLB“	81
4.4.4	Durchführung der Berechnungen	81
5	Berechnungsergebnisse der 2D-Modelle	82
5.1	Berechnungsergebnisse Typ „flache Lagerung“	82
5.1.1	Variante „Streckenlagerung“	82
5.1.2	Variante „horizontale Bohrlochlagerung“	88
5.2	Berechnungsergebnisse Typ „Salzkissen“	91
5.2.1	Variante „vertikale Bohrlochlagerung“	91
5.2.2	Variante „direkte Endlagerung von TLB“	94
6	Berechnungsergebnisse der 3D-Modelle	97
6.1	Berechnungsergebnisse Typ „flache Lagerung“	98
6.1.1	Variante „Streckenlagerung“	98
6.1.2	Variante „horizontale Bohrlochlagerung“	101
6.2	Berechnungsergebnisse Typ „Salzkissen“	104
6.2.1	Variante „vertikale Bohrlochlagerung“	104
6.2.2	Variante „direkte Endlagerung von TLB“	109
7	Bewertung der Barrierenintegrität	113

Seite

8	Vergleichende Betrachtung der Berechnungsergebnisse.....	115
8.1	Integritätskriterien und Spannungsentwicklung.....	115
8.2	Hebungsentwicklung.....	116
8.3	Temperaturentwicklung.....	117
9	Zusammenfassung.....	118
	Literaturverzeichnis.....	120
	Abkürzungsverzeichnis.....	128
	Tabellenverzeichnis.....	130
	Abbildungsverzeichnis.....	131

Gesamtblattzahl: 135

Verkürzte Zusammenfassung

Autoren:	Liu, Wenting Knauth, Markus Eickemeier, Ralf Fahland, Sandra, Dr. Minkley, Wolfgang, Dr. Popp, Till, Dr.
Titel:	TM- und THM-gekoppelte Modellberechnungen zur Integritätsanalyse der geologischen Barrieren in flach lagernden Salzformationen
Schlagwörter:	Integrität, JIFE, KOSINA, Modellberechnungen, Salzbarriere, UDEC/3DEC

Im Rahmen des Vorhabens KOSINA „Konzeptentwicklung für ein generisches Endlager für wärmeentwickelnde Abfälle in flach lagernden Salzschieben in Deutschland sowie Entwicklung und Überprüfung eines Sicherheits- und Nachweiskonzeptes“ erfolgte eine Integritätsanalyse der geologischen Salzbarriere in der flachen Lagerung. Dabei wurden numerische Modellberechnungen für zwei generische Standortmodell-Typen der flachen Lagerung (Typ „flache Lagerung“ und Typ „Salzkissen“) unter Berücksichtigung der verschiedenen Einlagerungsvarianten durchgeführt. Im Zuge der numerischen Untersuchungen wurde der hydro-thermo-mechanische Einfluss der Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle auf das geologische Barrierensystem für verschiedene Endlagerkonzepte und geologische Strukturen untersucht. Insbesondere wurden verschiedene Modelldimensionen (2D-Modell, 3D-Scheibenmodell und 3D-Modelle), Stoffgesetze und kontinuums- sowie diskontinuumsmechanische Modellierungsansätze von BGR und IfG verwendet. Dies ermöglicht die vergleichende Betrachtung der sich gegenseitig ergänzenden Modellierungsstrategien im Hinblick auf relevante Einflussfaktoren und etwaigen künftigen Forschungsbedarf. Darüber hinaus kann als wesentliches Ergebnis festgestellt werden, dass rechnerisch in keinem Fall eine potenziell durchgehende Wegsamkeit zwischen Deckgebirge und Endlager im gesamten Betrachtungszeitraum entsteht und eine mindestens 300 m mächtige Salzbarriere aus geomechanischer Sicht auch langfristig als unversehrt und hydraulisch dicht zu bewerten ist.

1 Einleitung

Das FuE-Vorhaben KOSINA „**K**onzeptentwicklung für ein generisches Endlager für wärmeentwickelnde Abfälle in flach lagernden Salzschieben in Deutschland sowie Entwicklung und Überprüfung eines **S**icherheits- und **N**achweiskonzeptes“ hatte zum Ziel, erstmalig ein technisches (standortunabhängiges) Konzept für ein Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle und ausgediente Brennelemente auf der Grundlage generischer geologischer Modelle für flach lagernde Steinsalzformationen zu entwickeln. Dies schloss auch die Entwicklung und Überprüfung eines Sicherheits- und Nachweiskonzeptes für ein solches Endlager ein. Damit wurde eine technisch-wissenschaftliche Grundlage für eine sicherheitstechnische Bewertung von Endlagersystemen in unterschiedlichen geologischen Formationen geschaffen, die es letztlich ermöglicht, „den Standort für eine Anlage zur Endlagerung (...) zu finden, der die bestmögliche Sicherheit für einen Zeitraum von einer Million Jahre gewährleistet“ (STANDAG 2013, 2017).

Im Rahmen des Vorhabens KOSINA erfolgte eine Integritätsanalyse der geologischen Salzbarriere, mit der u. a. Aussagen zur Integrität im einschlusswirksamen Gebirgsbereich (ewG) abgeleitet werden können. Sie ist ein wesentliches Element der Sicherheitsanalyse für ein Endlager für radioaktive Abfälle. Dabei wurden numerische Modellberechnungen für zwei generische Standortmodell-Typen der flachen Lagerung (Typ „flache Lagerung“ und Typ „Salzkissen“) unter Berücksichtigung der verschiedenen Einlagerungsvarianten durchgeführt.

Vorbereitend wurden die für den Integritätsnachweis relevanten Materialparameter in einer Literaturstudie recherchiert und im Parameterbericht (LIU et al. 2017) zusammengestellt. Die thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Modellberechnungen wurden von der BGR und dem IfG mit unterschiedlichen numerischen Berechnungsprogrammen durchgeführt. Während die BGR für die Berechnungen das Finite-Elemente-Programm JIFE verwendete, benutzte das IfG die Distinct-Element Codes UDEC (2D) bzw. 3DEC (3D). In den Berechnungsprogrammen der beiden Institutionen sind unterschiedliche Stoffgesetze implementiert.

2 Salzgesteine als geologische Barrieren

2.1 *Eigenschaften von Salzgesteinen*

Steinsalzformationen werden weltweit als Barrieregestein für die Endlagerung hochradioaktiver Abfälle in Betracht gezogen und erforscht (IAEA 2009, RICHTER 1978). Hierbei ist insbesondere die Impermeabilität von ungestörtem Steinsalz gegenüber Flüssigkeiten

und Gasen ein zentrales Argument im Hinblick auf den sicheren Einschluss der Abfälle. Zahlreiche natürliche Analoga, wie etwa natürlich entstandene Kavernen, in denen Gase in überkritischem Zustand über Jahrtausende eingeschlossen wurden, unterstützen diesen Ansatz (MINKLEY & KNAUTH 2013). Für die Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle und die konzeptionelle Endlagerplanung sind weitere vorteilhafte Eigenschaften vorhanden. Eine vergleichsweise hohe thermische Leitfähigkeit ermöglicht den schnellen Abtransport der entstehenden Wärme. Das Kriechen agiert als schädigungsfreier Ausgleichmechanismus für die möglicherweise entstehenden Differenzspannungen. Die aufgefahrene Einlagerungsstrecken und -kammern bzw. Infrastrukturbereiche können im Anschluss an die Einlagerung mit Salzgrus versetzt werden. Durch die thermisch beschleunigte Konvergenz der Strecken wird das Salzgrus entsprechend kompaktiert und dichtet über lange Zeiten die Strecken hydraulisch ab. Im Rahmen einer geomechanischen Bewertung der geologischen Barriere ist also zu zeigen, dass das Barrierensystem der thermisch induzierten Belastung ohne den Verlust der Dichteitseigenschaften widerstehen kann. Um dies zu bewerten, ist es zunächst zweckmäßig zu erläutern, wodurch ein Integritätsverlust des Salinargesteins hervorgerufen werden kann und welche Bewertungskriterien hierfür angewandt werden.

Auf mikromechanischer Ebene stellt polykristallines Steinsalz eine diskontinuierliche Anordnung von unregelmäßig geformten Salzkristallen dar, die entlang ihrer Korngrenzen verheilt sind. Im ungestörten Zustand ist die natürliche Porosität des Salzes ($\approx 1\%$ in flach lagernden Steinsalzschiefern) auf voneinander isolierte lokale Hohlräume an den Korngrenzen beschränkt. Wirkt auf das Salzgestein ein hydraulischer Druck, wie z. B. der Grundwasserdruck am Salzspiegel, so kann ein Fluid trotzdem nicht in das Salz eindringen, da es zunächst keine verbundenen Fließwege im ungestörten Salzgestein gibt. Der Transport von Gasen und Flüssigkeiten in Salzgesteinen geschieht erst unter besonderen Bedingungen und findet dann entlang der Korngrenzen statt, da die Matrix der Salzkristalle selbst impermeabel ist bzw. einen vernachlässigbar kleinen Festkörper-Diffusionskoeffizienten aufweist. Damit sich ein Gas oder eine Flüssigkeit im Salzgestein ausbreiten kann, ist es notwendig, dass die initial fest verbundenen, impermeablen Korngrenzen geöffnet werden. Dies geschieht entweder durch einen anstehenden Fluiddruck, der die Normalspannung auf den Korngrenzen überschreitet und sich somit einen Weg in die entstehenden Kornzwischenräume bahnen kann, oder durch die mechanisch induzierte Rissbildung und Schädigung durch deviatorische Beanspruchung. In beiden Fällen muss also durch äußere hydraulische oder mechanische Belastung zunächst eine gewisse Schwelle überwunden werden, bevor die Dichteit des Salzgesteins verloren geht. Für diesen Effekt hat sich das Konzept der Perkolationsschwelle aufgrund der Analogie zur Perkolationstheorie auf zufällig besetzten Gittern etabliert (MINKLEY et al. 2013).

2.2 Ergänzende Untersuchungen zur Dichtheit von Salzgesteinen und zur Fluidperkolation

2.2.1 Problemstellung

Salzgesteine gelten gegenüber Fluiden, also Gasen und Flüssigkeiten, als impermeabel. Dies wird durch natürliche Analoga und experimentelle Untersuchungen im Labor und in situ belegt (MINKLEY et al. 2015). Eine großmaßstäbliche technische Nutzung der Dichtheit von Salzgesteinen stellt die behälterlose Hochdruckspeicherung von Kohlenwasserstoffen und anderer Gase in ausgesolten Kavernen in Salzformationen im Teufenbereich von einigen hundert Metern bis zu zwei Kilometern dar. Solkavernen sind in Tiefen bis 3000 m angelegt worden, ohne dass Sole in benachbarte Kavernen übergetreten ist (VAN HEEKEREN et al. 2009).

Die Dichtheit und Integrität von Salinarbarrieren wird auch in Untertagedeponien (UTD) für chemisch toxische Abfälle (SCHADE 2008) und radioaktive Abfallstoffe in flach lagernden Salzformationen genutzt (ROBERT et al. 2012). Für wärmeentwickelnde radioaktive Abfallstoffe werden sowohl flach lagernde Salzformationen (MINKLEY 2009) als auch die steile Lagerung in Salzstöcken aufgrund der speziellen Barriereigenschaften von Salzgesteinen als geeignet angesehen (BRACKE et al. 2013, KRONE et al. 2011).

Am 30.11.2015 erschien in der Zeitschrift Science ein Artikel „Deformation-assisted fluid percolation in rock salt“ (GHANBARZADEH et al. 2015), der die Eignung von Salz für die Endlagerung grundsätzlich in Frage stellt. Bereits in früheren Veröffentlichungen (z. B. LEWIS & HOLNESS (1996)) wird auf Grundlage der Messung von Kontaktwinkeln zwischen Kristallkorngrenzen an Korngrenzenzwickeln im Zweiphasensystem Salzlösung-Halit die These vertreten, dass Salzgesteine bei hohen Drücken und Temperaturen, wie sie ab einer Tiefe von 3 km herrschen, durchlässig sind, mit Permeabilitäten vergleichbar denen von Sandstein (Größenordnung 10^{-13} - 10^{-16} m²). Deshalb können z. B. aus dem tieferen Untergrund Lösungen und Gase in Salzformationen aufsteigen. Folgende Thesen werden vertreten:

These 1

Auf Grundlage der sogenannten „static pore-scale theory“, die bisher allein auf der Messung des Kontakt- bzw. Benetzungswinkels (dihedral angle θ) an Kristallkorngrenzen im synthetisch hergestellten Zweiphasen-System Sole-Halit basiert, wird postuliert, dass bei einem Winkel $\theta < 60$ die Dichtheit von Salzgesteinen verloren geht (Abb. 2.1). Das Fluid bilde dann ein zusammenhängendes Netzwerk von Kanälen entlang der Kristallkorngrenzen, wodurch das polykristalline Salzgestein permeabel würde. Der

Kontaktwinkel ist eine thermodynamische Eigenschaft und ändert sich in Abhängigkeit von Druck und Temperatur bei Minimierung der Grenzflächenenergie. Bei einem Winkel $\theta < 60^\circ$, der sich durch die Druck und Temperaturverhältnisse in einigen tausend Meter Tiefe einstellt oder durch hohe Temperaturen infolge der Wärmeentwicklung radioaktiver Abfälle in der Umgebung von Einlagerungskammern, gehe die Perkolationschwelle verloren und Salzgesteine werden durchlässig.

These 2

Weiterhin wird von den Autoren die Hypothese aufgestellt, dass auch in geringen Tiefen bei geringen Drücken und Temperaturen bei Kontaktwinkeln $\theta > 60^\circ$ Salzgesteine durch deformationsgetriebene Fluidperkolation ihre Dichtheit verlieren können und die hydraulische Isolation der Salzbarriere zum Grundwasser verloren gehen kann (GHANBARZADEH et al. 2015). Als Ursache dafür nennen die Autoren Spannungsunterschiede (deviatorische Spannungen), die durch tektonische Kräfte und bergmännische Hohlräume im Salzgebirge hervorgerufen werden können.

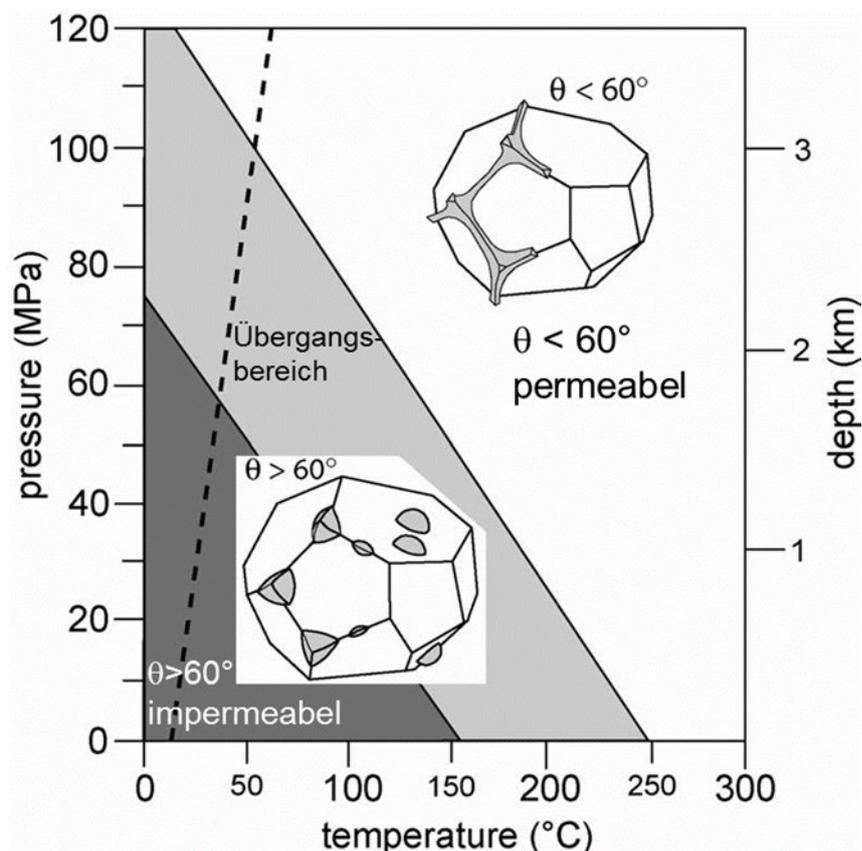
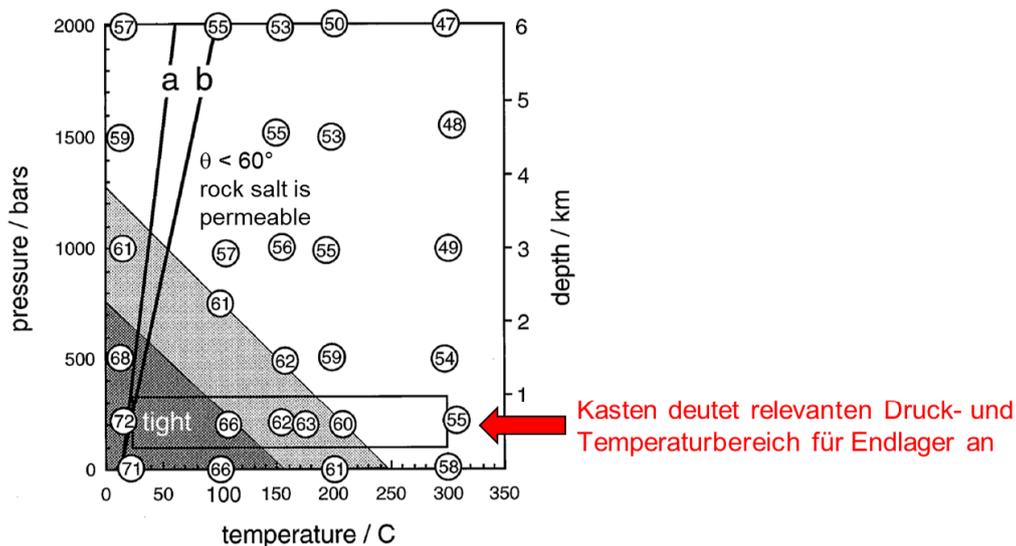


Abb. 2.1: Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996).

2.2.2 Mögliche Konsequenzen der Thesen für die Endlagerung im Wirtsgestein Salz

Entsprechend Abb. 2.1 wird angenommen, dass die Konnektivität von lösungsgefüllten Poren im Salzgestein und damit die Permeabilität entscheidend durch die Temperatur- und Druckverhältnisse bestimmt werden.

Bei der Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle und ausgedienter Brennelemente in Tiefen < 1,4 km und transienten lokalen Temperaturen von einigen hundert Grad Celsius würden der Salzgrusversatz und das Salzgestein entsprechend Abb. 2.2 in der Umgebung der erhitzten Behälter permeabel sein, und es bildet sich durch den Temperaturgradienten eine fluidangereicherte poröse Zone um den Einlagerungshorizont (LEWIS & HOLNESS 1996).



The salt rocks surrounding the repository will become permeable, and the temperature gradient can create a fluid-enriched porous zone in the repository horizon... Free convection of brine can occur above the canisters... (Lewis and Holness 1996).

➔ Verschlussbauwerke sind wirkungslos

Abb. 2.2: Relevantes Druck-Temperatur-Diagramm für die die Endlagerung nach LEWIS & HOLNESS (1996).

Die Thesen von LEWIS & HOLNESS (1996) und erweitert durch GHANBARZADEH et al. (2015) hätten unter der Voraussetzung ihrer Bestätigung weitreichende Folgen für die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle und ausgedienter Brennelemente im Wirtsgestein Salz:

Konsequenzen Nahfeldbereich

Die Gültigkeit der These 1 hätte zur Folge, dass das umgebende Salzgestein um Einlagerungsstrecken oder Bohrlöcher bei der Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle und ausgedienter Brennelemente, bei den hohen Temperaturen durchlässig ist. Für den Salzgrusversatz wäre es bei Gültigkeit der Thesen 1 und 2 nicht möglich eine Perkolationschwelle oder Porosität zu definieren, ab der der Versatz eine Dichtfunktion übernehmen kann. Damit wären Verschlussbauwerke im Nahfeldbereich unwirksam. Das Prinzip des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs (ewG) im Wirtsgestein Salz wäre temporär nicht realisierbar.

Konsequenzen Fernfeldbereich

Für den Fernfeldbereich der geologischen Barriere würde These 2 bedeuten, dass durch induzierte Spannungsumlagerungen infolge der Hohlräumeauffahrungen und der thermomechanischen Beanspruchungen durch deformationsgetriebene Fluidperkolation die Integrität der Salinarbarriere und damit der ewG grundsätzlich in Frage gestellt werden.

2.2.3 Experimentelle Laboruntersuchungen zur Fluidperkolation an Steinsalz

2.2.3.1 Versuchsprogramm

Eine Überprüfung der „static pore-scale theory“ lässt sich durch Messungen der Permeabilität an Salzgesteinsproben unter hohen Druck- und Temperaturbedingungen, für welche die Theorie eine Durchlässigkeit ohne Existenz einer Perkolationschwelle postuliert, erreichen. Könnte nachgewiesen werden, dass auch unter diesen Randbedingungen eine Perkolationschwelle existiert, wäre die Grundannahme der Theorie falsifiziert (MINKLEY et al. 2018).

Die Untersuchungen wurden an Steinsalzproben durchgeführt, die in einer Triaxialzelle Drücken und Temperaturen ausgesetzt wurden, bei denen nach der „static pore-scale theory“ Steinsalz durchlässig sein sollte. Folgende Versuchsrandbedingungen wurden für die unter hohem Druck und hoher Temperatur in Triaxialversuchen durchzuführenden Messungen der Permeabilität vorgesehen:

- Manteldruck 90 – 95 MPa
- Axialspannung 75 – 90 MPa
- Temperatur 90 - 95 °C
- Fluiddruck 20 – 90 MPa

Die Versuche bei hohem Fluiddruck dienten dem experimentellen Nachweis, dass die minimale Hauptspannung unabhängig von Druck und Temperatur als Perkolationschwelle für Fluide im Salzgestein zu betrachten ist.

Die experimentellen Untersuchungen zur Dichte von Salzgesteinen und zur Fluidperkolation wurden an Steinsalzproben aus der flachen und steilen Zechsteinlagerung durchgeführt.

2.2.3.2 Versuchsaufbau

Für die Untersuchung zum Perkolationsverhalten von natürlichen Salzgesteinen unter definierten Belastungsbedingungen steht am IfG in Leipzig eine servohydraulische Prüfmaschine mit $F_{Max} = 2500 \text{ kN}$ (Hersteller: Schenk/Trebel) zur Verfügung (Abb. 2.3). In der vorhandenen Triaxialzelle können Druckaufbautests an großvolumigen Gesteinsproben ($\varnothing = 100 \text{ mm}$, $l \leq 200 \text{ mm}$) unter den Bedingungen eines geschlossenen oder kontrolliert drainierten Systems entweder unter hydrostatischen ($\sigma_1 = \sigma_3$) oder deviatorischen Bedingungen ($\sigma_1 \neq \sigma_3$) durchgeführt werden. Die verwendete Triaxialzelle ist für Manteldrücke von 100 MPa und Temperaturen bis 120 °C ausgelegt.



Abb. 2.3: Versuchsaufbau zur Durchführung von Perkolationstests an Steinsalzproben in der Triaxialzelle bei hohen Temperaturen und Drücken (im Vordergrund das Maximator-Drucksystem).

Für die Messung hydraulischer Eigenschaften bzw. für die Applikation eines Fluides befinden sich in den Stempeln Durchführungen, wobei zur Druckaufgabe im Salzgestein zusätzlich Bohrungen in die Endflächen der Steinsalzproben eingebracht wurden. Die Erzeugung der Fluiddrücke kann über die Verwendung industriell konfektionierter Stickstoffdruckbehälter (Fluiddruck bis 200 bar), eines *Quizix*-Pumpensystems (Fluiddruck bis 450 bar, Abb. 2.4) oder einer *Maximator*-Verdichteranlage (Fluiddruck bis 1000 bar) realisiert werden.

Die Fluidperkolation lässt sich unter reproduzierbaren Versuchsbedingungen, d. h. mit definiert vorkompaktierten Proben entweder qualitativ über den Druckabfall eines über der Probe unter Druck abgesperrten Fluidvolumens bzw. den Druckanstieg im Sekundärvolumen („instationäres Messverfahren“) beobachten oder es kann unmittelbar die primärseitig injizierte bzw. sekundärseitig austretende Fluidmenge als Durchflussrate („stationäres Messverfahren“) quantitativ gemessen werden.

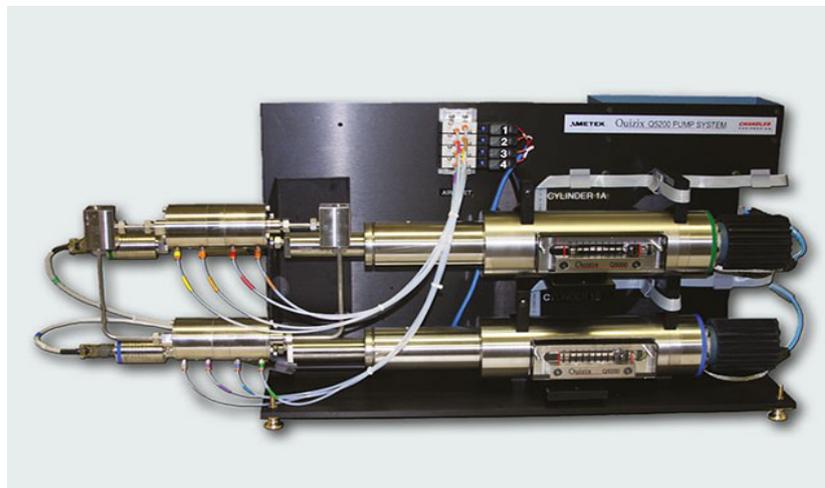


Abb. 2.4: Quizix – Doppelpumpendrucksystem.

Die Steinsalzproben wurden zentral mit einer 12 mm Bohrung bis zur Probenmitte versehen (Abb. 2.5). In diese Bohrung wurde ein Messingrohr eingeklebt, das nach Aushärtung des Klebers mit einem 4 mm starken Bohrer im inneren des Rohres 10 - 12 mm tiefer als die Klebebohrung nachgeschnitten wurde. So wurde im Steinsalz ein für das Testfluid zugänglicher Injektionshohlraum geschaffen, aus dem das Fluid in das Salz migrieren kann.

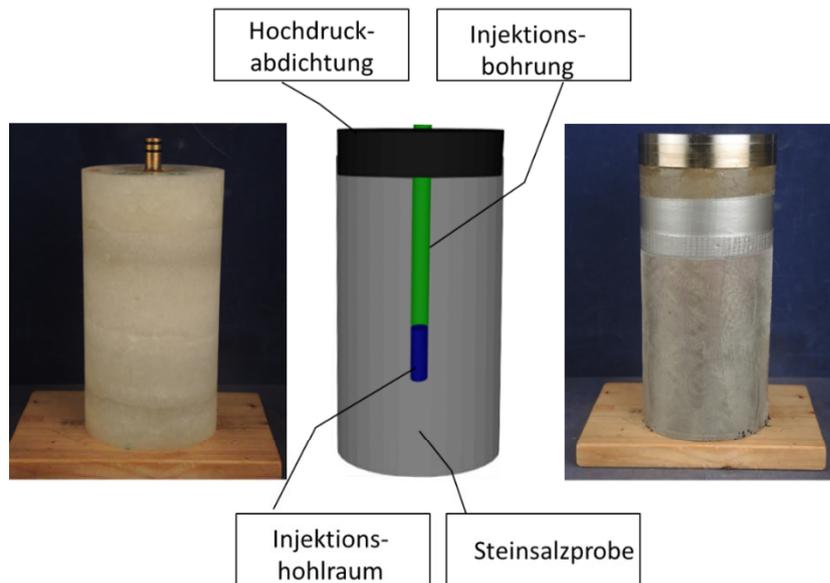


Abb. 2.5: Prüfkörperpräparation zur Fluiddruckaufgabe.

Der untere Teil der Steinsalzprobe ist mit einer Gage ummantelt und am Prüfkörperende ist eine Sinterplatte eingebaut, wodurch gewährleistet wird, dass durchtretendes Fluid gesammelt und der Volumenstrommessung zugeführt wird (Abb. 2.6).



Abb. 2.6: Schema zum Versuchsaufbau der Druckbeaufschlagung einer Steinsalzprobe für Perkolations-tests bei sehr hohen Fluiddrücken von bis zu 1000 bar.

Die Versuche wurden bei erhöhten Temperaturen bis 95 °C durchgeführt. Für den thermischen Ausgleich der Probe im Prüfsystem wurde 24 Stunden keine Manipulation an dem aufgeheizten System durchgeführt. Erst danach begann die Konsolidierungsphase mit einer hydrostatischen Belastung bis zum allseitigen Druck von 600 - 900 bar, der ca. 1 Stunde auf die Probe eingewirkt hat. Danach wurden ebenfalls hydrostatisch die für den nachfolgenden Versuch geplanten Druckrandbedingungen eingestellt.

2.2.3.3 Versuchsdurchführung / Versuchsergebnisse

Eine Übersicht aller durchgeführten Versuche ist in Tabelle 2.1 gegeben. Abhängig von der Art der Belastung (hydrostatisch oder deviatorisch) sind die Versuchsrandbedingungen zusammengefasst und die entsprechenden Permeabilitäten ausgewiesen. In der überwiegenden Anzahl der Versuche konnten keine Permeabilitäten (Tabelle 2.1: N(icht) N(achweisbar) d. h. Permeabilitäten $< 10^{-22} \text{ m}^2$) bestimmt werden, da kein Volumenstrom durch die Probe nachweisbar war. Ein Dichtheitsverlust wurde erst bei Fluidrücken mit Erreichen der minimalen Hauptspannung nachgewiesen. Auffällig war, dass in vier von fünf Fällen eine Permeabilität erst deutlich nach Überschreitung des Minimalspannungskriteriums gemessen wurde.

Tab. 2.1: Ergebnisse zum Perkulationsverhalten von Steinsalz bei hoher triaxialer Einspannung im Temperaturbereich von 90 - 95 °C

Test Nr.	Versuchsart	σ_3 (MPa)	σ_1 (MPa)	σ_{diff} (MPa)	p_n (bar)	$\Delta p = p_n - \sigma_{Min}$ (MPa)	T (°C)	K (m ²)
1	hydrostatisch	90	90	0	190	-71	95	NN
2	hydrostatisch	90	90	0	450	-45	95	NN
3	hydrostatisch	90	90	0	200	-70	90	NN
4	hydrostatisch	90	90	0	400	-50	90	NN
5	hydrostatisch	90	90	0	600	-30	90	NN
6	hydrostatisch	90	90	0	800	-10	90	NN
7	hydrostatisch	90	90	0	880	-2	90	NN
8	hydrostatisch	90	90	0	920	2	90	NN
9	deviatorisch	95	80	15	400	-40	95	NN
10	deviatorisch	95	80	15	600	-20	95	NN
11	deviatorisch	95	80	15	800	0	95	NN
12	deviatorisch	95	85	10	800	-5	95	$4 \cdot 10^{-22}$
13	deviatorisch	95	87	8	900	3	95	$2 \cdot 10^{-21}$
14	deviatorisch	95	75	20	800	5	95	NN
15	deviatorisch	95	81	14	900	9	95	NN
16	hydrostatisch	90	90	0	200	-70	94	NN
17	deviatorisch	90	81	9	870	6	94	$1 \cdot 10^{-19}$
18	deviatorisch	95	80	15	400	-40	95	NN
19	deviatorisch	95	80	15	600	-20	95	NN
20	deviatorisch	95	80	15	800	0	95	NN
21	deviatorisch	95	85	10	900	5	95	$4 \cdot 10^{-22}$
22	deviatorisch	95	87	8	920	5	95	$3 \cdot 10^{-21}$
23	deviatorisch	95	75	20	600	-15	95	NN
24	deviatorisch	95	75	20	800	5	95	NN
25	deviatorisch	95	75	20	200	-55	95	NN
26	deviatorisch	95	75	20	400	-35	95	NN
27	deviatorisch	95	75	20	600	-15	95	NN

Die wesentlichen Versuchsergebnisse werden im Folgenden an Beispielen exemplarisch vorgestellt. Für den Test Nr. 1 entsprechend Tab. 2.1 wurde eine Leine-Steinsalzprobe (314/L8) aus dem flach lagernden Zechstein z3 verwendet, die idealerweise sehr feinkörnig und wenig verunreinigt war (Abb. 2.7).



Abb. 2.7: Steinsalz Probe 314/L8 mit eingeklebtem Druckrohr (links) und Stahlplatte zur druckdichten Stickstoffeinleitung.

Ausgehend vom Konsolidierungsniveau bei 600 bar wurde der Manteldruck auf 900 bar erhöht, die Temperatur betrug dabei 95 °C. Über einen Druckminderer wurde Stickstoff in die Bohrung im Steinsalzprüfkörper eingeleitet. Das primärseitige Druckniveau des Stickstoffs wurde von 60 über 100 auf 190 bar erhöht. Die Messung der Gasdurchflussraten für Stickstoff erfolgt im Labor mit einem Durchflussmessbereich von (0) ... 10 bzw. 500 Nml/min N_2 bzw. in diesem Fall mit einem Durchflussmessbereich (0) ... 0,4...20 Nml/min N_2 . Damit lässt sich je nach Vordruck und Probendimension ein Permeabilitätsmessbereich zwischen $10^{-15} \geq K \geq 10^{-23} \text{ m}^2$ abdecken.

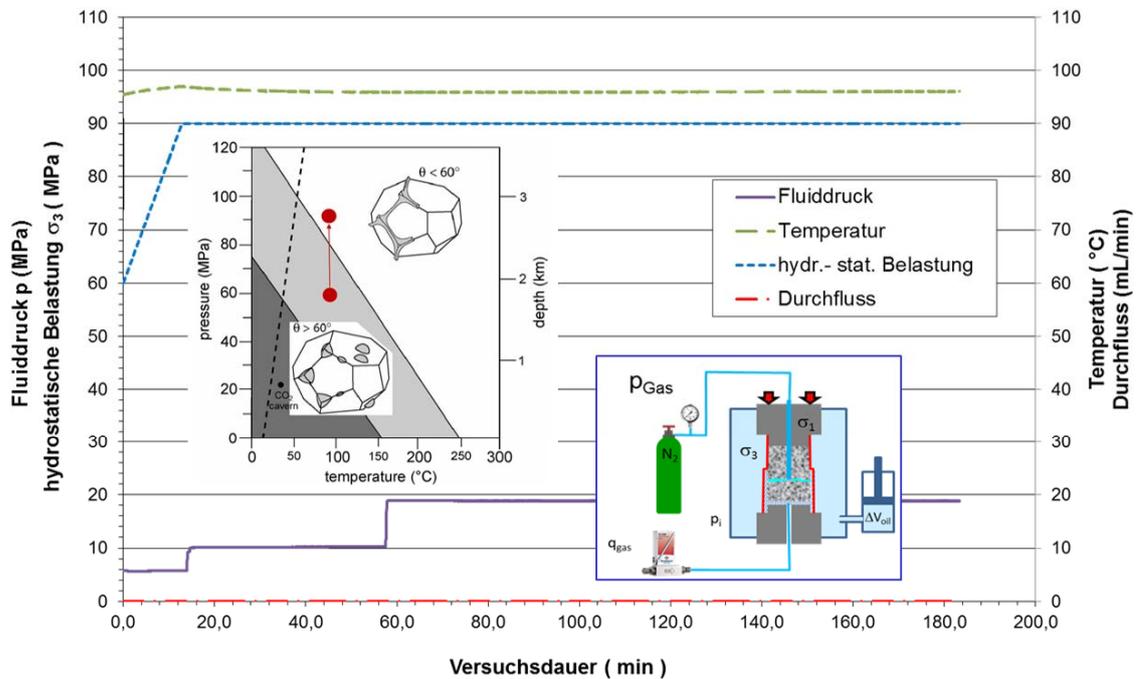


Abb. 2.8: Steinsalz Probe 314/L8 - Versuchsverlauf mit Nachweis der Dichtheit bei einem Fluiddruck von 190 bar.

Bei einer mehrstündigen Beobachtung und Messung des Durchflusses (vgl. Abb. 2.8) am Ende der Sammelleitung konnte kein Fluidfluss nachgewiesen werden. Der eingesetzte Massendurchflussregler der Fa. Bronkhorst, Baureihe EL-FLOW F-230, erlaubt eine sehr präzise Messung der Volumenströme (0,02 Nml/Min.). Die im Test realisierten Druck- und Temperaturbedingungen lagen entsprechend des Diagramms nach LEWIS & HOLNESS (1996) beim Start des Versuches im Übergangsbereich und anschließend während der mehrstündigen Messphase im permeablen Bereich (Abb. 2.8, rote Punkte im Piktogramm), ohne dass ein Gasdurchtritt gemessen wurde.

Ein weiterer Test wurde an einer Staßfurt-Steinsalzprobe durchgeführt. Dazu wurde die Probe 448/4/39/11 (Test Nr. 2 entsprechend Tab. 2.1), die aus einer Probennahme in einem Salzstock Norddeutschlands stammt, in gleicher Weise wie die Probe 341/L8 vorbereitet. Nach dem Einbau in die Triaxialzelle wurde das thermische Gleichgewicht bei 95 °C abgewartet und danach eine hydrostatische Belastung von 90 MPa aufgegeben. Danach wurde der Fluiddruck (in diesem Fall mit einem sehr niedrig viskosen Öl) in Höhe von 450 bar aufgebracht. Mit Hilfe der Quizix-Pumpen ist eine sehr genaue Volumenmessung möglich, da die Positionierung der Pumpenkolben hochgenau gemessen werden kann, als Volumenrate können sicher $7 \cdot 10^{-7}$ ml/min angesteuert werden.

In Abb. 2.9 ist deutlich zu erkennen, dass eine Volumenänderung von $\Delta V = 0,4$ ml die Druckänderung auf 450 bar bewirkt. Die im weiteren Versuchsverlauf beobachtete

Konstanz von ΔV (vgl. Abb. 2.9) bestätigt die Dichtigkeit des untersuchten Steinsalzes bei den gegebenen thermischen und mechanischen Randbedingungen.

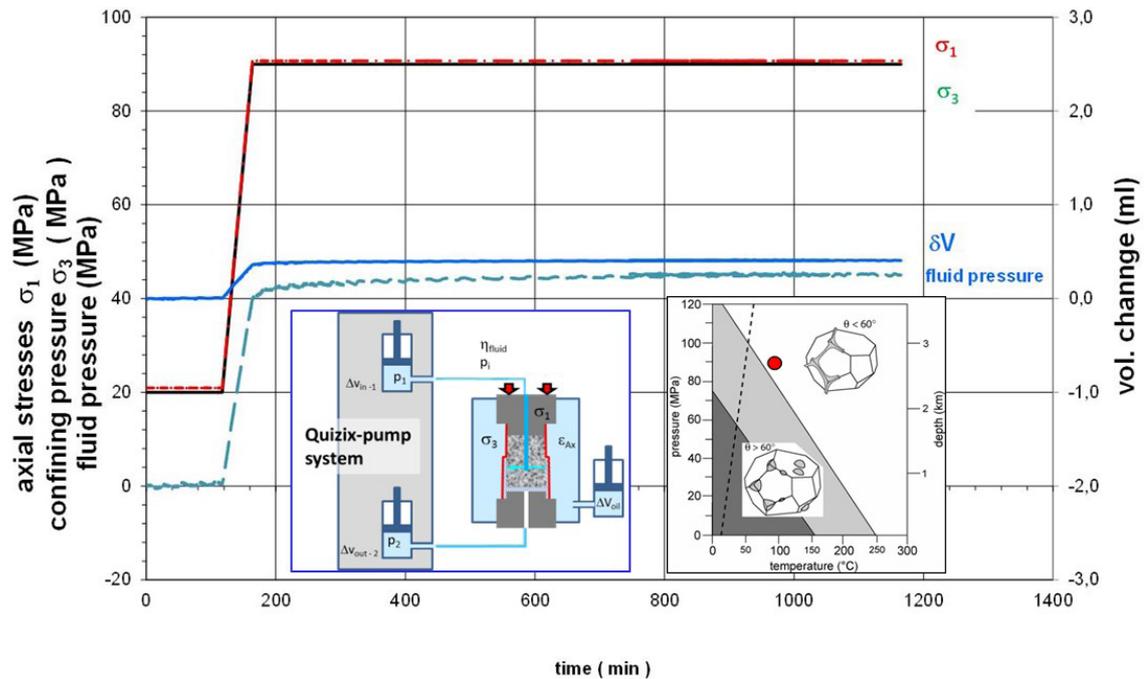


Abb. 2.9: Steinsalz Probe 448/4/39/11 - Versuchsverlauf mit Nachweis der Dichtigkeit bei einem Fluiddruck von 450 bar.

Da bei der hydrostatischen Belastung keine dilatante Schädigung eintritt und der Fluiddruck weit unter der Druckeinspannung (minimale Hauptspannung) liegt, werden in diesem Untersuchungsfall die Perkolationschwellen für einen Dichtigkeitsverlust nicht erreicht. Deshalb wurde die Probe im zweiten Versuchsabschnitt deviatorisch belastet. Dies geschah durch eine Absenkung der Axialspannung in einem Extensionsversuch mit dem Ziel, die minimale Spannungskomponente dem Fluiddruck anzunähern und dadurch eine druckgetriebene Perkolation hervorzurufen.

Wie in Abb. 2.10 zu sehen ist, reagiert aufgrund der hohen triaxialen Einspannung von 90 MPa und der wirkenden Temperatur von 95 °C das Steinsalz extrem plastisch, d. h. schon geringe deviatorische Belastungen (hier von ca. 16 MPa) bewirken plastisches Fließen, das durch eine nahezu konstante Spannungsdifferenz über einen großen Verformungsbereich gekennzeichnet ist. Damit blieb der Fluiddruck deutlich unter der Minimalspannung, eine druckgetriebene Perkolation fand nicht statt, die Steinsalzprobe war weiterhin dicht.

Das Versuchsergebnis bedeutet andererseits, dass bei hohen Temperaturen und Drücken eine deformationsgetriebene Fluidperkolation nicht stattfinden kann, da aufgrund des plastischen Fließens bei relativ geringen Deviatoren keine dilatante Schädigung im Steinsalz auftreten kann.

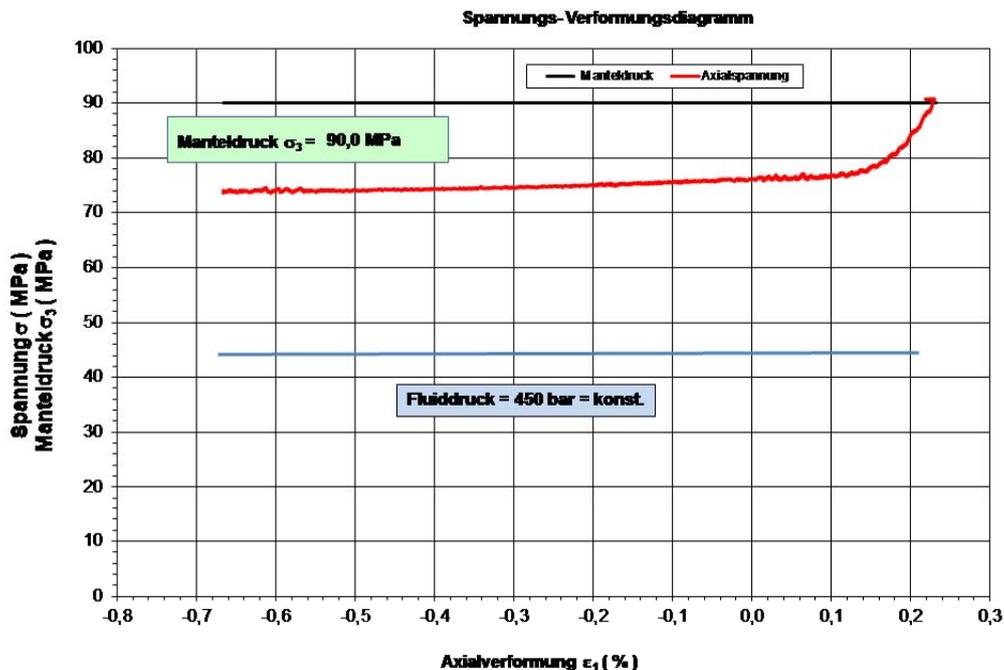


Abb. 2.10: Steinsalz Probe 448/4/39/11 - Versuchsverlauf mit Absenkung der Axialspannung.

Diese Feststellung wurde in einem Kompressionsversuch an Steinsalz bei hohen Temperaturen und Manteldrücken mit Dilatanzmessung über große Deformationen überprüft. Wie die Abb. 2.11 beispielhaft zeigt, tritt bei Temperaturen von 95 °C und bei Manteldrücken von 900 bar keine verformungsbedingte Dilatanz auf. An der Stäßfurtsteinsalzprobe 452/2 ist bei Verformungen bis etwa 20 % ausschließlich Kompaktion zu beobachten. Diese ist abhängig von der Anfangsporosität und der Auflockerung des Steinsalzes und beträgt hier ca. 0,4%.

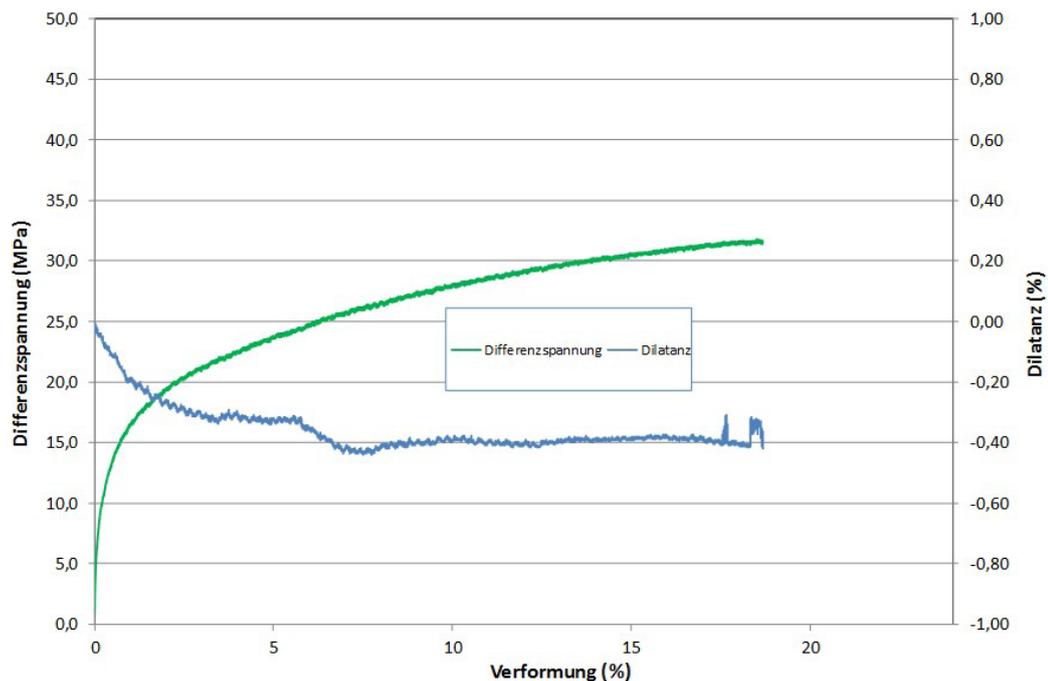


Abb. 2.11: Dilatanzfreie Verformung von Steinsalz bei einem Manteldruck von 900 bar und Temperaturen um 95 °C.

Der dritte und umfangreichste Teil der Versuchsserie wurde mit einem „Gasbooster“ von Maximator (Abb. 2.3 und Abb. 2.6) durchgeführt. Mit diesem Hochdruckverdichter ist es möglich, einen auf der Eingangsseite vorhandenen Gasdruck von 100 bar, wie er aus handelsüblichen Gasflaschen entnommen werden kann, auf mehr als 1000 bar zu erhöhen. Mit diesem Arbeitsdruck sollte der mögliche Einsatz der druckgetriebenen Perkolation bei Überschreitung der Minimalspannung untersucht werden.

Die Probenvorbereitung und Anfangsbelastung für die weiteren Versuche wurde, wie zuvor beschrieben, beibehalten, d. h. bei einer Temperatur von 95 °C und einer hydrostatischen Belastung in Höhe von 90 MPa wurde der Fluiddruck (Stickstoff) beginnend bei 200 bar stufenweise aufgegeben. Für die Bestimmung des Volumenstromes wurden wieder die Massendurchflußregler von Bronkhurst eingesetzt.

Wie in Abb. 2.12 dargestellt, wurde der Fluiddruck über 400, 600 und 800 bar bis in Höhe der wirkenden triaxialen Einspannung aufgegeben. Mit Erreichen der Druckstufe von 900 bar wurde das Einsetzen des Volumenstroms durch den Prüfkörper erwartet, der jedoch nicht am Durchflusszähler nachgewiesen werden konnte. Eine zusätzliche Auswertung der Volumenänderung des Prüfkörpers (Dilatanzmessung) zeigt mit hoher Sensitivität den Beginn der Perkolation bei Annäherung des Fluiddrucks an die triaxiale Einspannung. Während sich in allen Druckstufen zuvor Kompaktion an der Probe nachweisen ließ, beginnt dilatantes Verhalten mit Erreichen der Gleichheit von Fluid- und Manteldruck

(Abb. 2.12). Dieses Verhalten ist Ausdruck dafür, dass Gas in die Probe eindringen kann und dort eine Öffnung von Korngrenzen einsetzt (druckgetriebene Dilatanz im Unterschied zu deformationsgetriebener Dilatanz). Die Wechselwirkung zwischen Fluiddruck und Öffnung von Korngrenzen trat nach einer weiteren Erhöhung des Fluiddrucks deutlich in Erscheinung, indem sich dadurch die druckgetriebene Dilatanz verstärkte (Abb. 2.12).

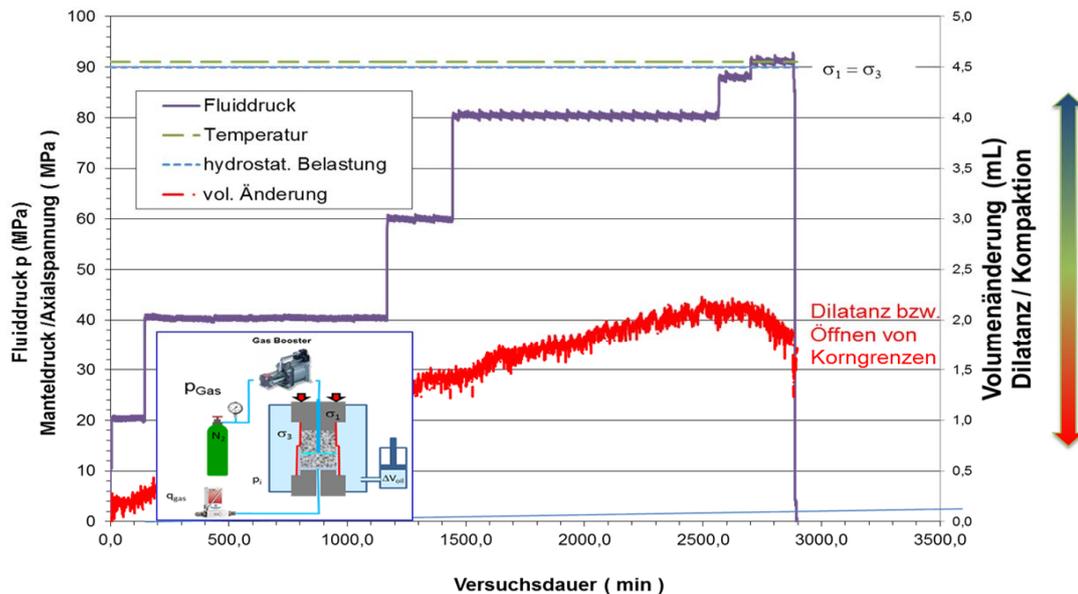


Abb. 2.12: Versuchsablauf zur Untersuchung der Perkolations von Steinsalz - Staßfurtsteinsalz 484/2 bei hydrostatischer Belastung von 900 bar und einer Temperatur von 95 °C.

Mit dem Versuch an der Steinsalzprobe 484/2 konnte die Wirkung und Gültigkeit des Minimalspannungskriteriums auch bei hohen Drücken und Temperaturen eindeutig nachgewiesen werden. Die minimale Hauptspannung wirkt als Perkolationschwelle. Perkolations setzt erst ein, wenn Fluiddruck und Minimalspannung gleich sind, bei Fluiddrücken unterhalb der Minimalspannung ist Steinsalz dicht.

Zur weiteren Überprüfung des Minimalspannungskriteriums wurde eine Probe untersucht bei der, abweichend zum Versuch 484/2, die Belastung nicht hydrostatisch, sondern deviatorisch in Extension war. Die Probe 484/3 wurde bei einer Temperatur von 90 °C hydrostatisch auf 80 MPa belastet. Danach wurde der Manteldruck auf 95 MPa erhöht und gleichzeitig die Axialspannung auf etwa 72 MPa verringert. Bei diesem so gegebenen Ausgangszustand wurde begonnen den Fluiddruck stufenweise zu erhöhen. Auch bei diesem Versuch konnte kein Fluidstrom durch die Probe gemessen werden, dagegen war die Messung der Volumenänderung des Prüfkörpers (Dilatanzmessung) wieder aussagekräftig.

Wie in Abb. 2.13 dargestellt, ist bei Fluidrücken bis 60 MPa die Kompaktion dominierend. Bei der Druckstufe 60 – 80 MPa ändert sich dieses Verhalten schlagartig in dem Moment, wenn der Fluiddruck die Höhe der wirkenden Minimalspannungskomponente (Axialspannung $\sigma_1 \approx 72$ MPa) erreicht hat. Die Volumenmessung reagiert deutlich mit einer Abschwächung der Kompaktion.

Eine weitere Druckerhöhung auf 88 bar ruft bereits eine Art lokalen Frac an Korngrenzen (microcracking) hervor. Im Versuch ist dies deutlich zu sehen, wenn die Minimalspannung dem Fluiddruck zu folgen beginnt und einen Wert in gleicher Höhe annimmt, was die Druckstufen bei 88 und 90 MPa zeigen (Abb. 2.13). Gleichzeitig setzt dilatante Verformung (Vergrößerung des Probenvolumens) infolge druckgetriebener Perkolation durch Öffnung von Korngrenzen ein.

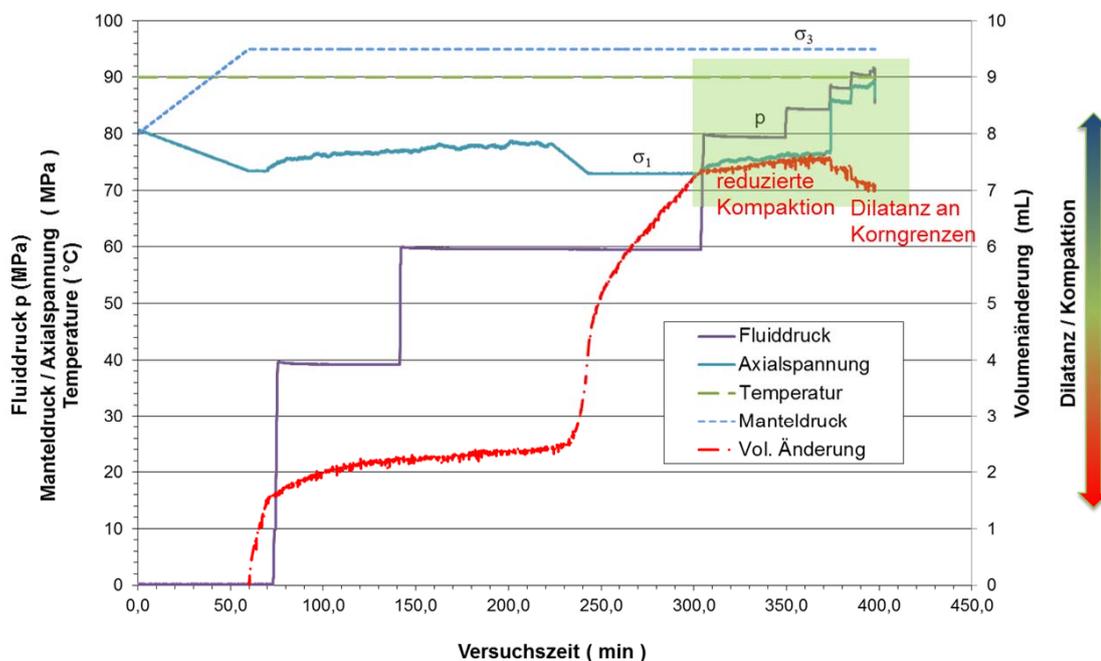


Abb. 2.13: Versuchsablauf zur Untersuchung der Perkolation von Steinsalz - Staßfurtsteinsalz 484/3 bei deviatorischer Belastung in Extension und einer Temperatur von 90 °C.

Der druckgetriebene Durchtritt von Fluid zur Prüfkörpermantelfläche bei Gasdrücken über der Minimalspannung konnte in einigen Extensionsversuchen visualisiert werden (Abb. 2.14). Dabei wird deutlich, dass das Fluid entlang diskreter Korngrenzen, die senkrecht zur minimalen Hauptspannung orientiert waren, den Weg des geringsten Widerstandes genommen hat.

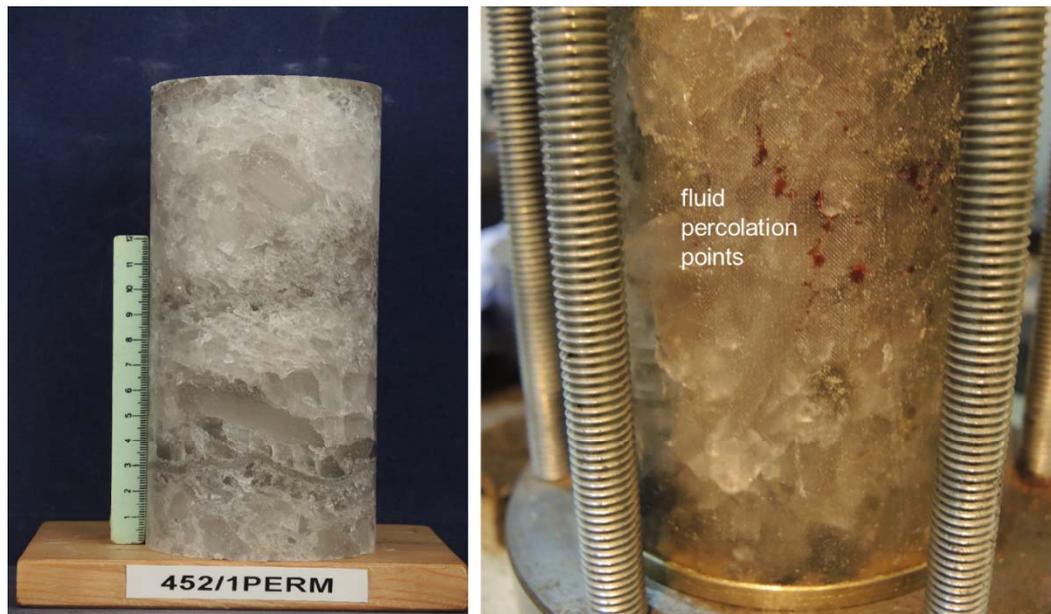


Abb. 2.14: Prüfkörper Staßfurtsteinsalz 452/1 vor und nach dem Versuch mit rot eingefärbtem Fluid zur Visualisierung von Durchtrittspunkten an Korngrenzen.

Die Versuchsergebnisse zur Dichtheit und Fluidperkolation an natürlichen Steinsalzproben bei hohen Temperaturen und Drücken aus der flachen und steilen Lagerung sind im Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996) aufgetragen (Abb. 2.15). Sie liegen im sogenannten Übergangsbereich, bei dem Steinsalz entsprechend der Hypothese seine Dichtheit verlieren soll und im permeablen Bereich, in dem Steinsalz Permeabilitäten vergleichbar denen von Sandstein aufweisen soll. In allen Versuchen konnten diese Thesen nicht bestätigt werden. Steinsalz ist auch bei hohen Temperaturen und Drücken impermeabel. Erst wenn die Perkolationschwelle minimale Hauptspannung in den Versuchen überwunden wurde, trat eine druckgetriebene Fluidperkolation durch Öffnung von Korngrenzen ein.

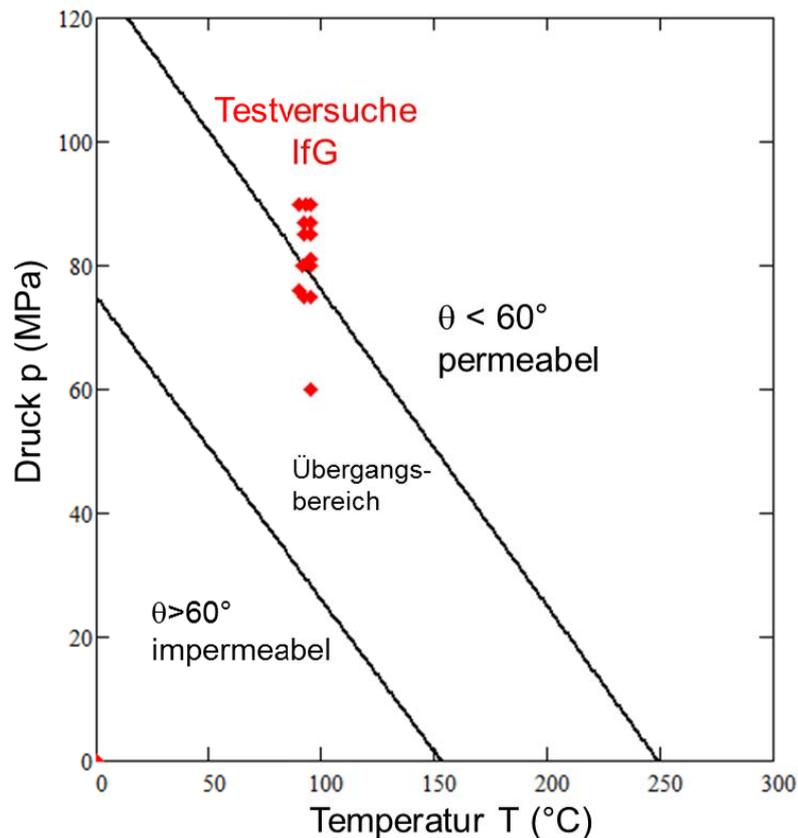


Abb. 2.15: Testversuche zur Untersuchung der Dichtheit von Salzgesteinen eingetragen im Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996).

Bei hohen Temperaturen und Drücken liegt die Perkolationschwelle eher über der minimalen Hauptspannung, da an den Korngrenzen zusätzliche Adhäsions- bzw. Kohäsionskräfte zu überwinden sind (vgl. Abb. 2.26). Geringe Permeabilitäten konnten generell erst nach Überschreiten der durch das Minimalspannungskriterium festgelegten Schwelle bei den Versuchen gemessenen werden.

Eine Besonderheit im Bereich hoher Temperaturen und hoher Drücke ist die dilatanzfreie Verformung von Steinsalz durch plastisches Fließen, sodass eine deformationsgetriebene Fluidperkolation (GHANBARZADEH et al. 2015) nicht möglich ist und nur die druckgetriebene Perkolations für einen Dichtheitsverlust nach Überschreiten der Perkolationschwelle minimale Hauptspannung in Frage kommt.

2.2.4 Experimentelle Untersuchungsergebnisse zur Dichtigkeit und Fluidperkolatation von Steinsalzformationen in situ

Die druckgetriebene Generierung von Fließwegen im polykristallinen Steinsalz ist an die diskontinuumsmechanische Mikrostruktur der Salzgesteine gebunden. Polykristalline Salzgesteine stellen auf mikromechanischer Ebene ein Diskontinuum aus miteinander verwachsenen Salzkristallen dar. Die druckgetriebene Öffnung und Vernetzung von Wegsamkeiten, also die Generierung von Konnektivität durch Öffnung von Kanälen entlang der Korngrenzen der Salzkristalle (Abb. 2.16) erfolgt bei Überwindung einer Perkolationschwelle p_c , die durch die Normalspannung (minimale Hauptspannung) und kohäsive/adhäsive Kornbindungen (Zugfestigkeit) zwischen den Salzkristallen bestimmt wird (MINKLEY et al. 2012):

$$p_c = f \cdot (\sigma_{Min} + \sigma_{Zug}) \quad (1)$$

mit

p_c : Perkolationschwelle

σ_{Min} : minimale Hauptspannung

σ_{Zug} : Zugfestigkeit

$f \leq 1,0$: Faktor

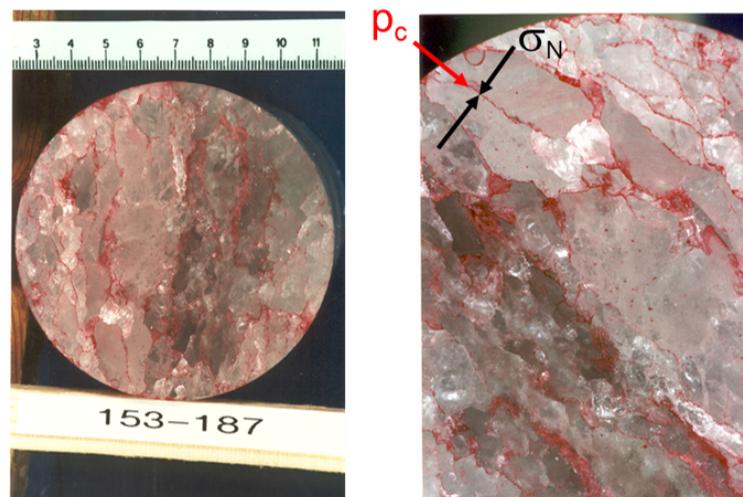


Abb. 2.16: Diskrete Fließwege entlang von Korngrenzen nach Überschreitung der als Perkolationschwelle wirkenden minimalen Hauptspannung (Fluid rot eingefärbt).

Perkolation in polykristallinen Salzgesteinen ist eine fluiddruckgetriebene Öffnung und Benetzung von Kristallkorn Grenzen in einer vom Spannungsfeld vorgegebenen Vorzugsrichtung bei Überwindung der Perkolationsschwelle. Ein Dichtheitsverlust in situ im Salzgebirge tritt ein, wenn die Perkolationsschwelle minimale Hauptspannung überschritten wird. Die durch Laborversuche verifizierte Perkolationsschwelle wurde auch in zahlreichen In-situ-Tests bestätigt (Tab. 2.2).

Der bei Verlust der Dichtheit an der Perkolationsschwelle erreichte Fluiddruck ist in Tab. 2.2 bezogen auf die Tiefe der Testlokation in situ angegeben. Dies gestattet einen einfachen Vergleich mit der in der Tiefe wirkenden minimalen Hauptspannung, die als Perkolationsschwelle wirksam ist.

Tab. 2.2: Bestimmung der Perkolationsschwelle durch Dichtheitstest in Salzformationen

Test (Quelle)	Tiefe (m)	Test-volumen (m ³)	Druck-medium	Perkolations-schwelle Druck (bar)	Perkolationsschwelle Druckgradient (bar/m)
IfG Springen, Bohrschacht (MINKLEY et al. 2013)	340	50	Pressluft	68	0,200
Kaverne S102 (BANNACH & KLAFKI 2009)	400	13600	Sole	79,2	0,198
IfG Bernburg, Testkaverne (BRÜCKNER et al. 2003)	459	25	Sole	89	0,194
IfG Bernburg, Bohrlochtest (MINKLEY et al. 2013)	560	0,05	Stickstoff	126	0,225
GDF Bohrlochtest EZ58 (DURUP 1994)	871	7	Stickstoff	206	0,237
GDF Kaverne EZ53 (BÉREST & BROUARD 2003)	950	7500	Sole	130	0,137
Etzel Kaverne K102 (STAUDTMEISTER & ROKAHR 1944)	830	233000	Sole	182	0,220
Kaverne BAS-2 (VAN HEEKEREN et al. 2009)	2533	210000	Sole	542	0,205
GDF SUEZ Bohrlochtest Altmark (WUNDRAM 2014)	3096	2,1	Schwer-spülung	718	0,232

In Abb. 2.17 sind die in situ gemessenen Druckgradienten der Perkolationsschwelle im Steinsalzgebirge aufgetragen. Die Messwerte lassen sich durch mittlere Dichten $\rho = 2,1 \dots 2,35 \text{ g/cm}^3$ der überlagernden Gebirgsschichten eingrenzen, aus denen lithostatische Teufendruckgradienten von $0,206 \dots 0,23 \text{ bar/m}$ resultieren. Bei einigen In-situ-Versuchen liegt der Druckgradient bei Erreichen der Perkolationsschwelle etwas

niedriger. Ursache hierfür ist vermutlich die Absenkung der minimalen Hauptspannung durch die Entlastungswirkung der in der Umgebung aufgefahrenen Hohlräume.

Aus den In-situ-Tests im Salzgebirge in Tiefen zwischen 300 m bis 3100 m und Testvolumina von weniger als ein Kubikmetern bis zu einigen hunderttausend Kubikmetern mit gasförmigen und flüssigen Druckmedien lässt sich ableiten, dass die Perkolationschwelle, bei der das Steinsalzgebirge seine Dichtheit verliert, mit der minimalen Hauptspannung korreliert (Abb. 2.17). Im unverritzten Salzgebirge entspricht die minimale Hauptspannung dem lithostatischen Teufendruck. Aus den Versuchsergebnissen in situ ist abzuleiten, dass der Faktor f in Gl. 1 bei 1 liegt und für die Perkolationschwelle gilt: $p_c \approx \sigma_{Min}$.

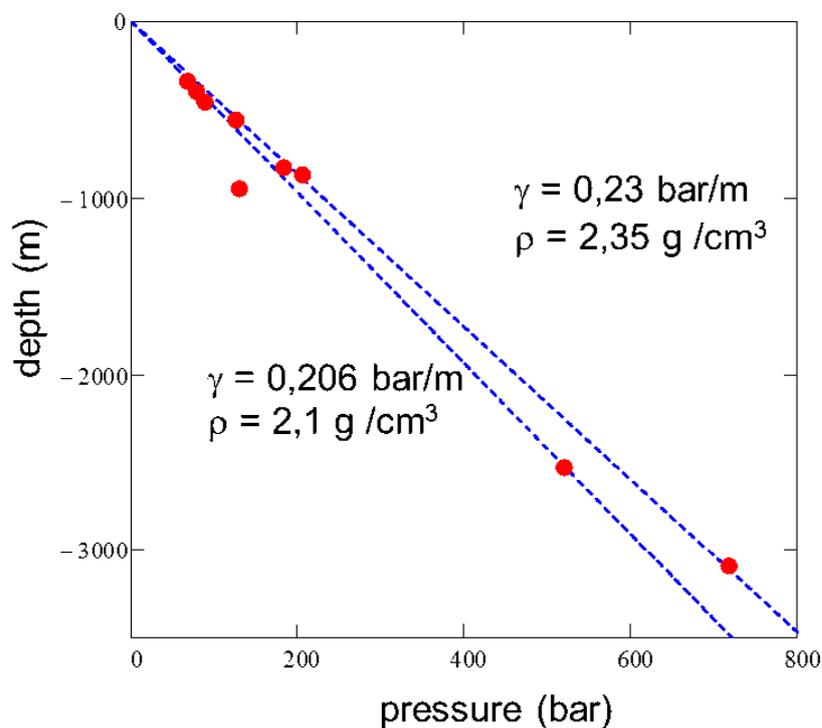


Abb. 2.17: Perkolationschwelle in Salzformationen bestimmt durch Dichtetest (siehe Tab. 2.2).

Als Beispiel aus Tab. 2.2 wird der Dichtetest an Kaverne BAS-2 (Abb. 2.18), die in einer Tiefe zwischen 2500 m und 3000 m liegt, näher betrachtet (VAN HEEKEREN et al. 2009). Die gemessene Gebirgstemperatur erreicht 97 °C. Gebirgsdruck und Temperatur liegen damit im Übergangsbereich (Abb. 2.1), bei dem entsprechend der hypothetischen Vorstellungen nach GHANBARZADEH et al. (2015) eine Benetzung der Korngrenzen der Salzkristalle eintritt und keine vollständige Dichtheit mehr gegeben ist.

Vier Jahre nach Verschluss der Kaverne hat sich im Bereich des Kavernendaches ein Soledruck eingestellt, der 95 % des lithostatischen Gebirgsdruckes entspricht und gegen den lithostatischen Gebirgsdruck konvergiert (Dichtheit des umgebenden Salzgebirges).

Begrenzend für den Druckaufbau wirkt die druckgetriebene Perkolation entlang der Korn-
 grenzen im Salzgestein bei Annäherung an den lithostatischen Gebirgsdruck durch Öffnen
 von diskreten Fluidwegsamkeiten entlang der Kristallkorngrenzen. Die Senkungen über der
 Kaverne sind praktisch zum Stillstand gekommen, was auf einen Gleichgewichtszustand
 zwischen Soledruck in der verschlossenen Kaverne und lithostatischem Gebirgsdruck
 hinweist. Dieser großmaßstäbliche In-situ-Versuch belegt, dass auch unter extremen
 Druck- und Temperaturbedingungen die Dichtheit des Salzgebirges erst bei Erreichen der
 minimalen Hauptspannung durch druckgetriebene Perkolation verloren geht.

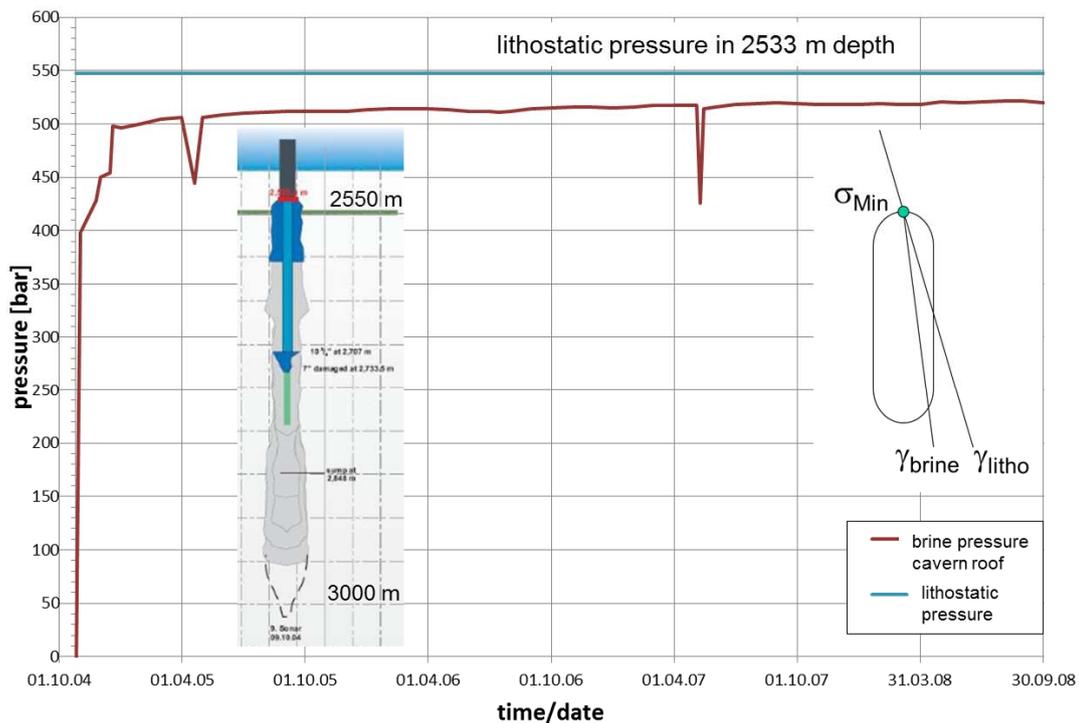


Abb. 2.18: Soledruckaufbau im Dachbereich der verschlossenen Kaverne BAS-2 nach VAN HEEKEREN et al. (2009).

Ein weiterer In-situ-Test, der gegen die Hypothese von GHANBARZADEH et al. (2015) spricht, ist ein Frac-Test in 3096 m Teufe in einer Steinsalzformation in einer früheren Erdgasbohrung in der Altmark durch GDF SUEZ (Tab. 2.2, WUNDRAM (2014)). Das Salzgebirge wurde bei 73,4 MPa aufgerissen und anschließend stellte sich ein konstanter Ruhedruck von 71,9 MPa ein (Abb. 2.29). Entsprechend der Druck- und Temperaturbedingungen liegt der Versuch in dem Bereich, in dem Steinsalz permeabel wie Sandstein sein müsste (Abb. 2.1):

“Halite bodies at depths exceeding 3 km will contain a stable interconnected brine-filled porosity, resulting in permeabilities comparable to those of sandstones (LEWIS & HOLNESS 1996).”

Der in situ gemessene konstante Ruhedruck, der der minimalen Hauptspannung im Gebirge entspricht steht für die Dichtheit von Steinsalz und widerlegt diese Behauptung. Der In-situ-

Test wurde durchgeführt, um nachzuweisen, dass Bohrungen in Erdgaslagerstätten, die nachfolgend zur CO₂-Speicherung genutzt werden, in abdeckenden Steinsalzformationen in großer Teufe dicht verschlossen werden können (MINKLEY & LÜDELING 2016).

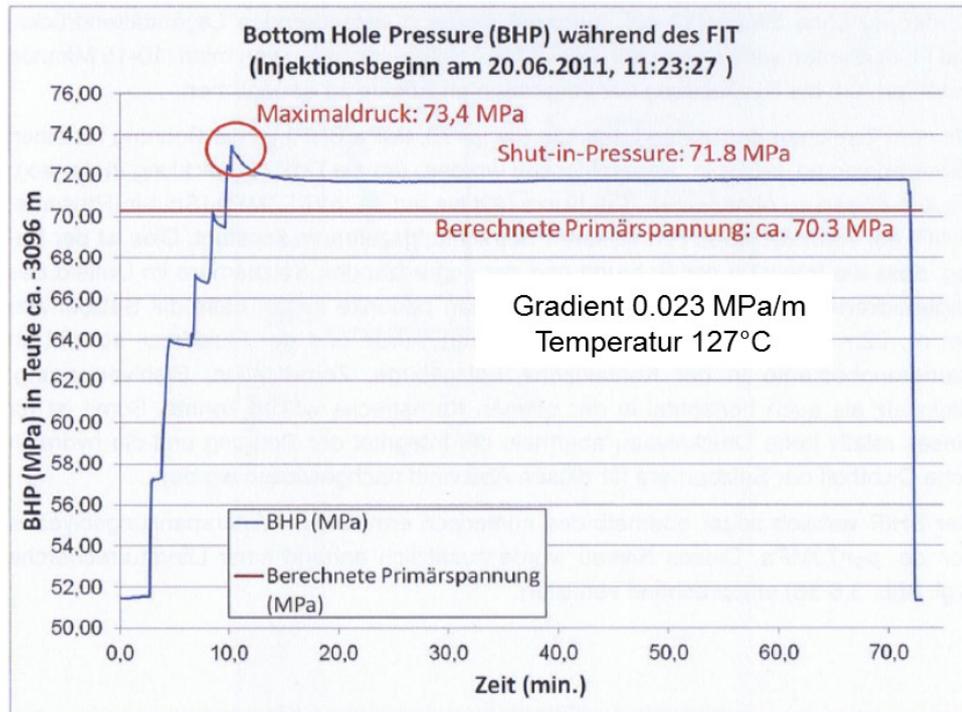


Abb. 2.19: Hydraulischer Integritätstest in Erdgasbohrung in Steinsalzformation in 3096 m Teufe (WUNDRAM 2014).

Die beiden diskutierten In-situ-Großversuche sind im Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996) mit eingezeichnet und, obwohl sie aufgrund der Druck- und Temperaturbedingungen im Übergangs- bzw. permeablen Bereich liegen (Abb. 2.20), sind aus ihnen keine Hinweise für einen Dichtheitsverlust von Steinsalz abzuleiten. Im Gegenteil: Die In-situ-Tests bestätigen die Dichtheit von Salzgesteinen unabhängig von den Druck- und Temperaturbedingungen bis zur Perkolationschwelle minimale Hauptspannung.

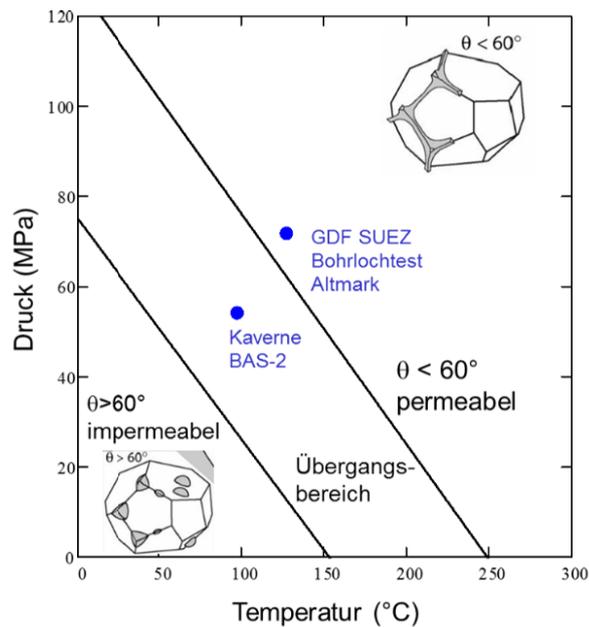


Abb. 2.20: Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996) mit In-situ-Tests entsprechend Abb. 2.18 und Abb. 2.19.

2.2.5 Natürliche Analoga zum Isolationspotential von Salzgesteinen

In Salinargesteinen können lokal große Volumina an Fluiden gespeichert sein. In fast jedem Kali- und Steinsalzbergwerk finden sich lokal begrenzte Lösungs- und Gaseinschlüsse, die durch bergmännische Aktivitäten aufgeschlossen werden. Dabei kann es sich um fossile Lösungen oder Restlösungen aus Salzumbildungsprozessen handeln und um Fluide, die von umgebenden Gesteinen durch tektonische Prozesse, Vulkanismus oder Halokinese in das Salzgestein migriert sind. Fluide können in Salinargesteinen in Klüften, Rissen auf Korngrenzen oder kavernösen Hohlräumen gespeichert sein.

Der Kalibergbau mit seiner 150-jährigen Geschichte, ausgehend vom Staßfurter Revier in Deutschland, bietet mit seinen bergmännischen Hohlraumauffahrungen Einblicke in Salzlagerstätten mit natürlichen Analoga zum Isolationspotential von Salinarformationen und ihrem Integritätsverhalten unter geogenen und anthropogenen Beanspruchungen. Diese praktischen Erfahrungen sind für den bei der Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle und ausgedienter Brennelemente im Salz anzustrebenden sicheren Einschluss von Relevanz. Wie an Beispielen im Folgenden gezeigt wird, ist aus geologischen Analoga die Langzeitintegrität und Dichtheit von Salinabarrieren über den geforderten Nachweiszeitraum für ein Endlager in Salzformationen belegbar. Aus geologischen Analoga ist abzuleiten, dass Salzgesteine im ungestörten Gebirge, unter isotropen Einspannungsbedingungen, über geologische Zeiträume flüssigkeits- und gasdicht sind.

Aus zahlreichen geologischen Analoga (Gas- und Laugeneinschlüssen in verschiedenen Kalirevieren und Salzstöcken) ist zu konstatieren, dass sich isolierte fluidgefüllte Einschlüsse im geologischen Langzeitprozess herausgebildet haben (EISENBACH & PAULINYI 1998). Der Fluideinschluss erfolgt hauptsächlich intergranular, d. h. auf den Korngrenzen zwischen den Salzkristallen aber auch in kavernen Hohlräumen von beachtlicher Größe.

Ein Beispiel dafür ist die Salzlagerstätte im Werra / Fulda-Revier in der große Mengen an CO₂ gespeichert sind, die vor etwa 20 Mio. Jahren durch magmatische Intrusion während des Tertiärvulkanismus in die Salzformation gelangt sind. Diese wandelten einen Teil der primären Salzgesteine, insbesondere den leicht löslichen Carnallit um. Bei der Abkühlung und Rekristallisation wurde das Gas in den Umwandlungssalzen, vorwiegend im sekundären Sylvinit eingelagert (GIESEL et al. 1989). Das sich hauptsächlich auf den Korngrenzen befindliche CO₂ wird als mineralgebunden bezeichnet. Darüber hinaus wurde CO₂ in kavernen Hohlräumen und Spalten eingeschlossen. Hier spricht man von freiem Gas, welches beim Anbohren als Bläser in Erscheinung tritt.

In der Kalilagerstätte des Werrareviers sind weltweit die größten Gas-Salz-Ausbrüche eingetreten. Die Gasfreisetzung erfolgte bei Erkundungs- und Gewinnungsarbeiten durch Sprengungen oder Bohrungen. Der erste große CO₂-Ausbruch ereignete sich am 07.07.1953 in der Grube Menzengraben und wurde durch eine ferngezündete Sprengung bei ausgefahrener Belegschaft ausgelöst. Dabei trat CO₂ aus dem Schacht aus, wodurch drei Menschen übertage starben (JUNGHANS 1953). Es entstand ein Ausbruchshohlraum von etwa 120 m Länge, der bis 20 m ins hangende Steinsalz hochreicht (Abb. 2.21). Die Abförderung des ausgeworfenen Salzes, hauptsächlich Carnallit, ergab 60.000 t (JUNGHANS 1955). Über 1 Mio. m³ Gas wurden freigesetzt (DUCHROW et al. 1988). Entsprechend der Teufe von 588 m und einem lithostatischen Überlagerungsdruck von 144 bar muss sich das im viskoplastischen Salzgestein eingeschlossene CO₂ im flüssigen Zustand befunden haben (Abb. 2.21).

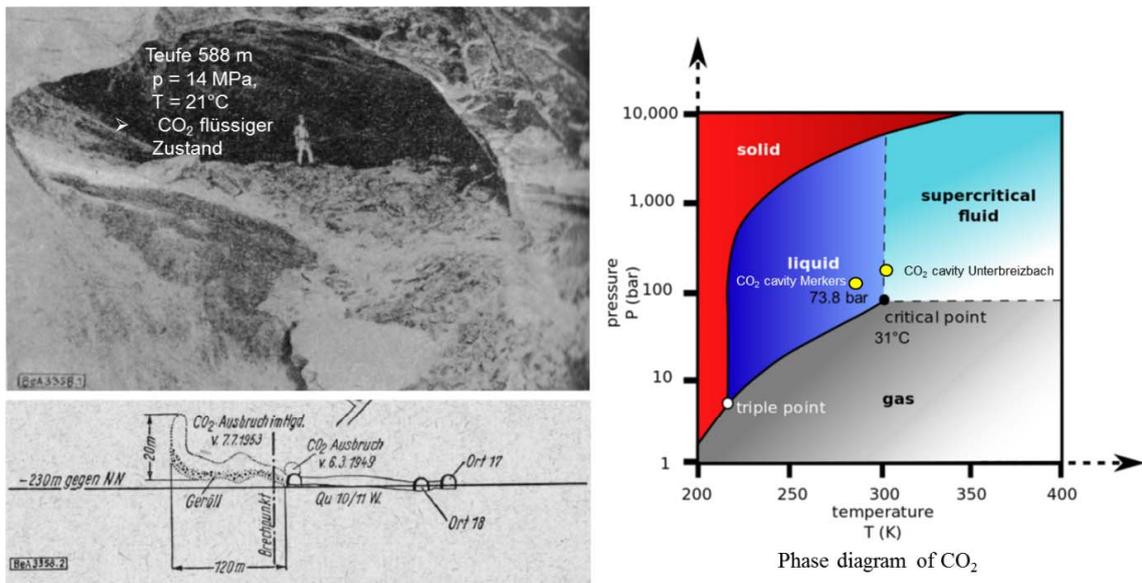


Abb. 2.21: Blick in den Eingangsbereich des Kavernenhohlraums (JUNGHANS 1955) nach dem CO₂-Ausbruch vom 07.07.1953 in der Grube Menzengraben (links); Phasendiagramm für CO₂ (rechts).

Ein ähnliches Ereignis hat sich am 17.04.1958 in der Grube Menzengraben bei einer Erkundungs-Hochbohrung ereignet, bei dem ein CO₂ Einschluss im Salz angebohrt wurde. Das Gas strömte in das relativ kleine Grubenfeld Menzengraben und tötete sechs Bergleute. Wegen der relativ geringen Teufe und einer Gebirgstemperatur unter 31 °C ist davon auszugehen, dass das eingeschlossene CO₂ im flüssigen Zustand vorgelegen haben muss. Da das entspannte CO₂ nicht aus dem Schacht austrat, kann das freigesetzte Gasvolumen unter Atmosphärendruck auf 0,5 Mio. m³ geschätzt werden.

Ein weiterer CO₂-Gasbläser ereignete sich vom 27. bis 30. August 2003 in der Grube Unterbreizbach. Mit einer Hochbohrung aus einer Strecke in ca. 950 m Teufe im Unteren Werra-Steinsalz wurde die Mächtigkeit des im Hangenden befindlichen Carnallitits für einen nachfolgenden Kuppenabbau erkundet. Die Hochbohrung hatte mit 58 m bereits den Carnallitit durchbohrt und stand mit vier Metern im Mittleren Werra-Steinsalz als der Bläser ausgelöst wurde. Das über die Erkundungsbohrung mit einem Durchmesser von 37 mm in die Grube einströmende CO₂ wird auf etwa 5 Millionen Kubikmeter geschätzt. Durch die Abkühlung des unter hohem Druck nahe dem lithostatischen Überlagerungsdruck stehenden Gases beim Austritt aus der Bohrung bildete sich ein 30 bis 35 m langer, 5 bis 6 m breiter und bis zu 3 m hoher CO₂-Gletscher (Abb. 2.22) in der liegenden Steinsalzstrecke bei einer Umgebungstemperatur von etwa 30 °C aus.

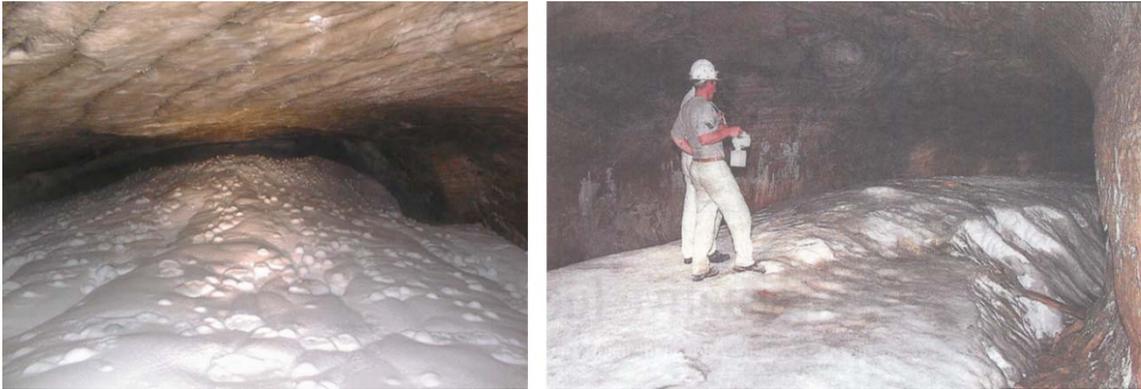


Abb. 2.22: CO₂-Gletscher nach einem Gasausbruch in der Grube Unterbreizbach.

Der mit Abstand größte CO₂-Ausbruch wurde durch eine Sprengung im carnallitisch ausgebildeten Flöz Thüringen am 01.10.2013 in 900 m Teufe in der Grube Unterbreizbach ausgelöst (Abb. 2.23). Entsprechend den Druck- und Temperaturbedingungen befand sich das im Salzgestein eingeschlossene CO₂ im superkritischen Zustand. Durch die Sprengung wurde die Schutzschicht zu einem ca. 100.000 m³ großen Kavernenhohlraum im hangenden Steinsalz in dem das CO₂ unter hohem Druck eingeschlossen war, bis auf wenige Meter geschwächt. Die restliche Barriere konnte dem hohen Fluiddruck nicht standhalten und das CO₂ trat explosionsartig in das Grubengebäude ein. Der Druck des eingeschlossenen superkritischen CO₂ lag bei 22 MPa entsprechend des lithostatischen Druckes in 900 m Teufe, also weit über dem kritischen Punkt für den superkritischen Zustand von CO₂.

Aus dem Kavernenbau im Salzgebirge ist bekannt, dass in verschlossenen Kavernen in der Nachbetriebsphase der Soledruck in den Kavernen aufgrund der viskoplastischen Eigenschaften des umgebenden Salzgesteins auf den lithostatischen Druck ansteigt (Abb. 2.18) und bei hohen Kavernen im Dachbereich sogar darüber liegen kann, was eine fluiddruckgetriebene Perkolations zur Folge hat (MINKLEY et al. 2013).

Die Gebirgstemperatur in 900 m Teufe muss geringfügig über der kritischen Temperatur von 31 °C gelegen haben. Aus den Druck- und Temperaturbedingungen des eingeschlossenen superkritischen CO₂ (220 bar, 31 °C) resultiert bei dessen Entspannung auf Atmosphärendruck eine Volumenvergrößerung um den Faktor 500. Nimmt man an, dass vom erkundeten Kavernenhohlraum von ca. 100.000 m³ im Mittleren Werra-Steinsalz (Abb. 2.23) 20 % durch Auswurf von Steinsalz-Haufwerk entstanden sind, ergibt sich ein CO₂-Gasvolumen von 40 Mio. m³ unter Atmosphärendruck. Die starke Expansion und Druckwelle hat dazu geführt, dass sich das CO₂ in wenigen Minuten im gesamten Grubengebäude ausgebreitet hat, wodurch drei Bergleute in Schachtnähe in 7 km

Entfernung vom Ausbruchsort ums Leben kamen. Die Druckwelle war so gewaltig, dass aus dem Schacht Unterbreizbach II Gas und Salzstaub austraten.

Die Kaverne beim CO₂-Ausbruch am 01.10.13 in der Grube Unterbreizbach hat (gemessen vom Ansatzpunkt an der Flözfirste bis zur Oberkante im hangenden Steinsalz) Dimensionen von 180 m Länge und maximal 67 m Höhe (Abb. 2.23).

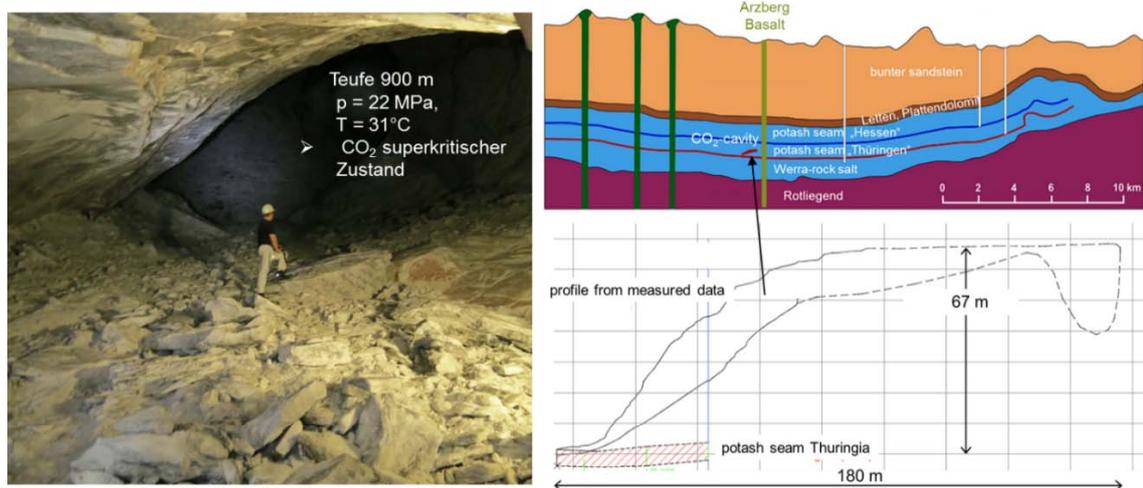


Abb. 2.23: Blick in den Eingangsbereich des Kavernenhohlraums nach dem CO₂-Ausbruch vom 01.10.13 in der Grube Unterbreizbach (links) und geologisches Profil der Salzlagerstätte mit Dimensionen des Kavernenhohlraums (rechts).

Durch eine Volumenreduktion des Flözes infolge thermischer Umbildungsprozesse während des Tertiärvulkanismus lässt sich die langgestreckte Hohlraumform der Kaverne mit einem Volumen von ca. 100.000 m³ erklären (MINKLEY et al. 2015). In sie ist vulkanisches CO₂ eingeströmt, das im superkritischen Zustand bei hohem Druck über 20 Mio. Jahre im Salzgebirge eingeschlossen war. Dieses Beispiel stellt ein überzeugendes geologisches Analogon für das Isolationspotential von Salzformationen dar.

Auch aus anderen Salzformationen weltweit sind Einschlüsse von Fluiden bekannt geworden (EHGARTNER et al. 1998). Im Weeks Island Salt Dome sind durch Gasausbrüche (Kohlenwasserstoffe) im hangenden Steinsalz Kavernen mit Volumina bis 45.000 m³ entstanden (DAVISON 2009).

Der diskontinuumsmechanische Aufbau polykristalliner Salzgesteine auf mikromechanischer Ebene ist dafür verantwortlich, dass Fluideinschlüsse in Salzgesteinen neben kavernenösen Hohlräumen an Korngrenzen gebunden sind.

Beim größten Gas-Salz-Ausbruch im Sylvinit im Werra-Kalirevier wurden 110.000 t Salz ausgeworfen und 2 Mio. m³ CO₂ freigesetzt (SALZER 1991). Durch die Entspannung

und Freilegung des gasimprägnierten Sylvinites beim Sprengen oder Anbohren erfolgt im eingeschlossenen CO₂ eine Phasenumwandlung vom flüssigen in den gasförmigen Aggregatzustand mit einer großen Volumenzunahme (ca. Faktor 500). Durch den Überdruck auf den Korngrenzen wird das Salzgestein fragmentiert und pneumatisch abgefördert, was zur Entwicklung und Anwendung eines speziellen Abbauverfahrens durch gezieltes Auslösen von Gasausbrüchen, den sogenannten Weitungsbau, geführt hat.

Auch die im Hauptsalz des Salzstockes Gorleben nachgewiesenen Kohlenwasserstoffe befinden sich überwiegend, d. h. oft mehr als 90 Vol.-% in interkristallinen Bereichen vor allem in Kornzwickeln und Korngrenzflächen (WEBER et al. 2011).

Für nahezu ungestörte bzw. gering tektonisch beanspruchte Salzformationen konnte gezeigt werden, dass Gase mindestens 250 Mio. Jahre im Salzgestein fixiert waren (SIEMANN 2007). Untersuchungen im Zechstein 2 (Stassfurt-Serie) führen zu dem Ergebnis, dass Methan in der flachen geschichteten Salzablagerung insbesondere entlang der Korngrenzen gespeichert war, wobei die Gaseinschlüsse nahezu unverändert seit der Sedimentation und Diagenese sind. Hauptsächlich CH₄ und H₂ wurden in Salzgesteinen aus der Grube Zielitz an Korngrenzen detektiert. Diese Untersuchungsergebnisse sind ein natürliches Analogon dafür, dass ungestörte Salzformationen selbst für den sehr mobilen Wasserstoff gasdichte geologische Barrieren darstellen.

Die Kohlenwasserstoff-führende Zone in der Kłodawa-Salzstruktur in Polen ist durch lokale Überdrücke der Kohlenwasserstoffe entstanden, die zum hydraulischen Aufreißen des Steinsalzes geführt hat (BURLIGA & CZECHOWSKI 2010).

Die geradlinig über große Distanzen verlaufenden, CO₂-gefüllten sogenannten Schnitte im Werra Kalirevier sind fluiddruckgetriebene Risse, die infolge dynamisch verlaufender Gasüberdrücke, bei Eruptionen während des tertiären Vulkanismus entstanden sind. Künstlich erzeugte CO₂-Gasfracs, die das Untere Werra-Steinsalz bei einer Mächtigkeit von ca. 30 m bis zum Grubenfeld Merkers durchschlagen haben, sind als Folge der beim Gebirgsschlag Völkershausen 1989 eingetretenen dynamischen Entspannung der liegenden Steinsalzbarriere (Verletzung Minimalspannungs- bzw. Frackriterium) bei anstehendem hohen Gasdruck im unterlagernden Rotliegenden eingetreten (MINKLEY 2004a, MINKLEY 2004b).

Ein weiteres Beispiel für fluiddruckgetriebene Perkolations liefern Untersuchungen im South Oman Salt Basin (KUKLA et al. 2011). Dort ist bei der Kompaktion ölführender karbonatischer Nebengesteine in großer Teufe (Anhydrit und Dolomit, den sogenannten Stringers) bei einem Anstieg des Öldruckes über die minimale Hauptspannung in der benachbarten Salzformation Öl durch druckgetriebenes Öffnen von Korngrenzen in das umgebende Steinsalz verpresst worden (Abb. 2.24).

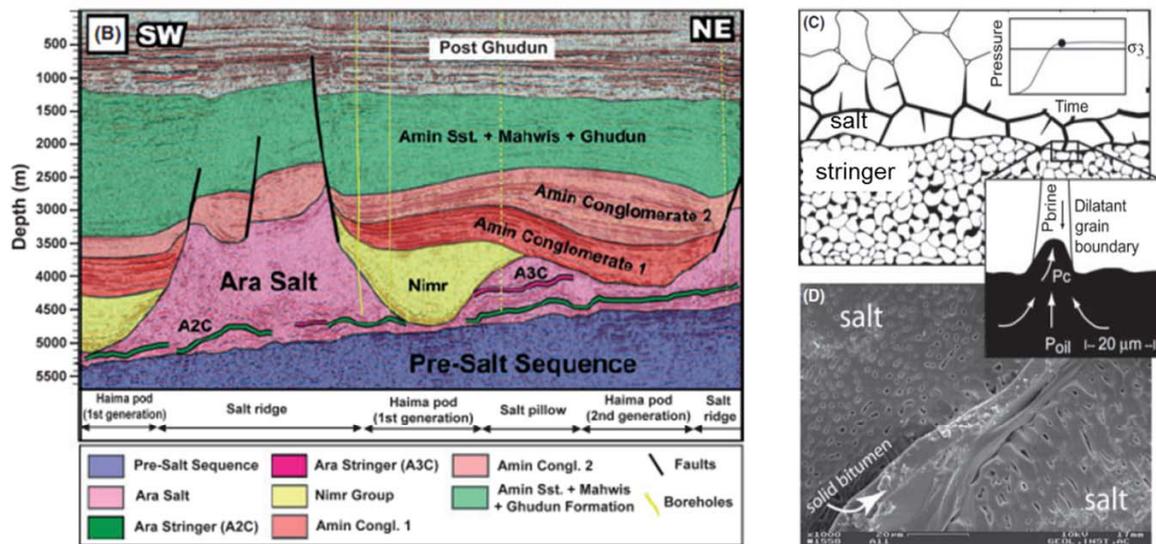


Abb. 2.24: Druckgetriebene Perkolation von Öl in Steinsalz bei einem Anstieg des Öldruckes in den Anhydrit- und Dolomitschichten (Ara Stringers, A2C bzw. A3C) über die minimale Hauptspannung σ_3 (C, oben rechts) im South Oman Salt Basin (B, links); Bitumen auf Korngrenzen in Salzproben (D, unten rechts); (KUKLA et al. 2011).

Erst durch Fluiddrücke, welche die Perkolationschwelle minimale Hauptspannung im Salzgestein überschreiten, können Fluide aus Muttergesteinen in das Salinar eindringen. Durch Halokinese können die eingeschlossenen Fluide infolge des Salzaufstiegs und die daran gebundenen salzstockinternen Deformations- und Umkristallisationsprozesse (SCHRAMM 2007) weitab vom ursprünglichen Muttergestein im Salinar vorgefunden werden.

Der in diesem Kontext benutzte Begriff der deformationsgetriebenen bzw. deformationsgestützten Fluidperkolation (GHANBARZADEH et al. 2015) beschreibt einen Prozess, der sich im geologischen Zeitmaßstab abspielt und keinen Konvektions- oder Diffusionsprozess von Fluiden, der für die Endlagerung, im geologisch betrachtet relativ kurzen Zeitraum von 1 Mio. Jahre, relevant wäre.

Die natürlichen Analoga zum Einschlussvermögen von Fluiden im Salzgestein sind vielmehr als „geologische Langzeitexperimente“ zu werten, welche die Dichtheit und Integrität von Salinarbarrieren über Jahrtausende auf eindrucksvolle Weise gegenständlich aufzeigen.

Natürliche Analoga aus dem Kalibergbau belegen den vollständigen Einschluss von Fluiden und von CO_2 im flüssigen, gasförmigen und superkritischen Aggregatzustand in Salzformationen über Jahrtausende. Das während des Tertiärvulkanismus eingeschlossene CO_2 war in Hohlräumen mit Kavernenvolumina bis zu 100.000 m^3 über geologische Zeiträume gespeichert. Die eingeschlossenen Fluide standen aufgrund der viskoplastischen Eigenschaften der umgebenden Salzgesteine unter lithostatischem Überlagerungsdruck.

Zum Vergleich sei angeführt, dass die in Deutschland angefallenen wärmeentwickelnden radioaktiven Abfälle und ausgedienten Brennelemente ein Volumen inklusive Abfallbehälter von 10.000 m³ bei Bohrlochlagerung und 40.000 m³ bei Streckenlagerung einnehmen (KOCK et al. 2012), im festen Aggregatzustand vorliegen und einen für geologische Zeiträume relativ kurzen Isolationszeitraum von 1 Mio. Jahre erfordern.

2.2.6 Schlussfolgerungen zur Fluidperkolation in Salzgesteinen

An natürlichen Steinsalzproben konnte bei Laborversuchen unter isotroper und deviatorischer Einspannung mit Drücken bis 95 MPa und Temperaturen bis 95 °C bei Aufgabe eines Fluiddruckes bis zur minimalen Hauptspannung kein Dichtheitsverlust festgestellt werden (Abb. 2.25).

Druck und Temperatur lagen in einem Bereich, in dem nach theoretischen Vorstellungen zum Kontaktwinkel (dihedral angle) im synthetisch hergestellten Zweiphasensystem Sole-Halit eine vollständige Benetzung der Korngrenzen im polykristallinen Salzgestein und damit Konnektivität und hohe Permeabilität postuliert wurden (GHANBARZADEH et al. 2015). Für diese Druck- und Temperaturbedingungen wurde auf Basis von Messungen des Kontaktwinkels an synthetischen, durch Kompaktion hergestellten Salzproben die These aufgestellt, dass Steinsalz, unabhängig von seiner geringen natürlichen Porosität bzw. seines geringen Wassergehaltes und ohne Überwindung einer Perkolationschwelle, seine Dichtheit verliert.

- Steinsalz ist dicht auch im Bereich von $\theta < 60^\circ$: keine Perkolation bei Fluidrücken unterhalb der Einspannung
- Minimale Hauptspannung stellt untere Grenze für Perkolationschwelle dar: Bei Überschreitung von p_c setzt druckgetriebene Fluidperkolation ein

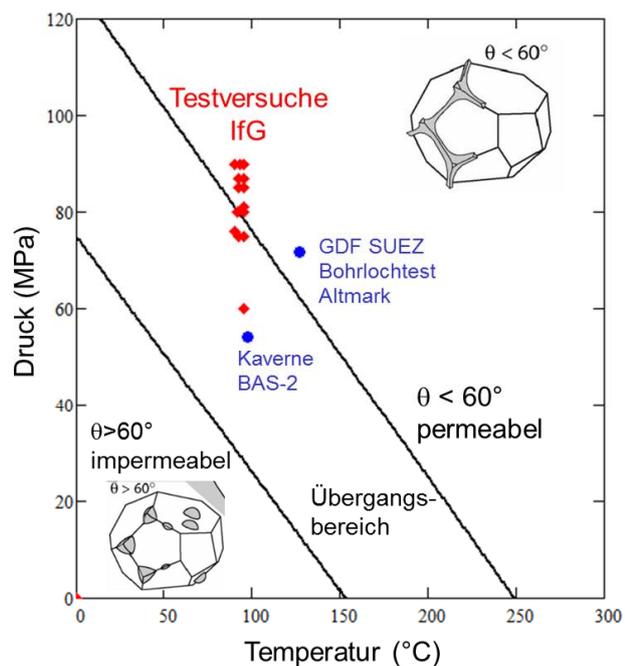


Abb. 2.25: Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996) mit Labor- und In-situ-Tests zum Dichtheitsverhalten von Salzgesteinen.

Die im Rahmen des Projektes KOSINA durchgeführten experimentellen Untersuchungen an natürlichem Steinsalz widerlegen die Thesen von GHANBARZADEH et al. (2015) und LEWIS & HOLNESS (1996) zum Dichtheitsverlust von Salzgesteinen bei hohen Temperaturen und Drücken.

Aus dem vorliegenden Kenntnisstand ist abzuleiten, dass natürliches Steinsalz auch bei hohen Temperaturen und Drücken seine Dichtheit erst verliert, wenn der Fluiddruck die Perkolationsschwelle minimale Hauptspannung überwindet (Abb. 2.25). Erst dann können Korngrenzen geöffnet und Konnektivität in polykristallinen Salzgesteinen generiert werden. Dieser Prozess ist als fluiddruckgetriebene Perkolation bekannt und hat weltweit zum Integritätsverlust von Salinarbarrieren im Kali- und Steinsalzbergbau geführt (Kap. 2.4).

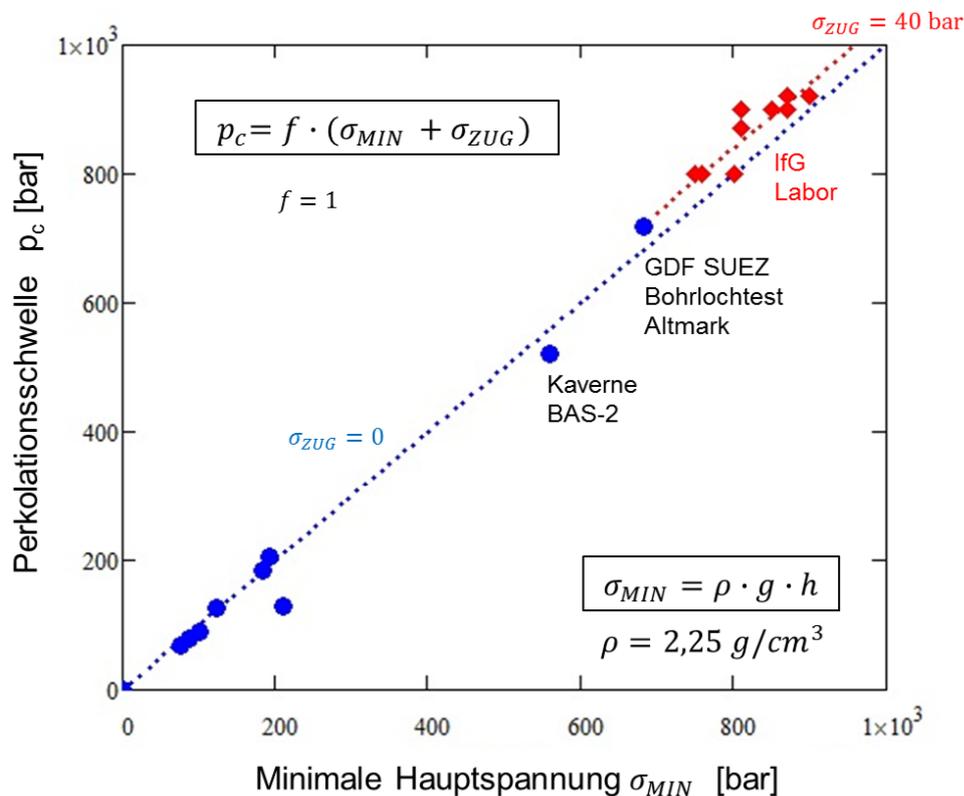


Abb. 2.26: Korrelation zwischen Perkolationsschwelle p_c und minimaler Hauptspannung σ_{Min} beim Dichtheitsverlust von Salzgesteinen (Tab. 2.2). Bei hoher Temperatur und hohem Druck ist zusätzlich eine Zugspannung σ_{zug} zu überwinden aufgrund der Aktivierung von adhäsiven und kohäsiven Bindungskräften zwischen den Salzkristallen (rote Karos Laborversuche IfG).

Die in Salzformationen der flachen und steilen Lagerung vorgefundenen natürlichen Analoga zum Einschlussvermögen von Fluiden u.a. in kavernen Hohlräumen mit Volumina von 10^4 bis 10^5 m^3 belegen die Dichtheit und Integrität von Salinarbarrieren durch „geologische Langzeitexperimente“. Eine Fluidperkolation in Salzgesteinen ohne jegliche Perkolationsschwelle, wie von GHANBARZADEH et al. (2015) postuliert, widerspricht

den Beobachtungen in situ. Experimentelle Nachweise für die minimale Hauptspannung als wirkende Perkolationschwelle auch in großer Tiefe bei hohen Temperaturen und Drücken in situ liefern die Verwahrung einer Solkaverne in 2500 m bis 3000 m Tiefe in einer Salzformation sowie ein hydraulischer Integritätstest in einer Erdgasbohrung im Steinsalz in 3096 m Tiefe.

Aus den vorliegenden Labor- und In-situ-Untersuchungen sind folgende Schlussfolgerungen zu ziehen:

- Polykristalline Salzgesteine sind impermeabel gegenüber Flüssigkeiten und Gasen.
- Salzgesteinsbarrieren können durch druckgetriebene Perkolationschwelle ihre Dichtheit und Integrität verlieren - dazu muss der Fluiddruck eine Perkolationschwelle überschreiten.
- Als Perkolationschwelle ist die minimale Hauptspannung im Gebirge wirksam.
- Die Hypothese, dass die Perkolationschwelle bei hohen Drücken und Temperaturen verloren geht, ist durch die Versuche an natürlichen Steinsalzproben widerlegt und damit die Grundannahme der Theorie falsifiziert.
- Die experimentellen Untersuchungsergebnisse sind wesentliche Voraussetzung zum Nachweis der geomechanischen Integrität und zur Erstellung des Sicherheits- und Nachweiskonzeptes für ein Endlager im Salzgestein.

Die Thesen stehen im Widerspruch zu den anerkannten und experimentell verifizierten sowie validierten Integritätskriterien / Perkolationschwellen von Salzgesteinen und natürlichen Analoga zum Isolationspotential von Salinarbarrieren.

Die bisher vorliegenden Untersuchungen mit Messung des Kontakt- bzw. Benetzungswinkels (dihedral angle θ) wurden an künstlich hergestellten Salzproben durchgeführt. Direkte Messungen der Permeabilität sind dabei nicht erfolgt. Den daraus gezogenen weitreichenden Schlussfolgerungen zur Durchlässigkeit natürlicher Salzgesteine fehlt damit die experimentelle Basis.

2.3 Kriterien für die Bewertung der Integrität der Salzbarriere

Zur Bewertung der Barriereigenschaften der Salzsichten unter thermomechanischen Einwirkungen aus der Wärmefreisetzung im Einlagerungsbereich werden mittels numerischer Berechnungsverfahren die geomechanischen Prozesse, die zur Entstehung von Mikrorissen durch mechanische Schädigung oder fluiddruckgetriebene Öffnung von Korngrenzen

führen, simuliert, 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 Spannungen und Verformungen, 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 (siehe Abb. 2.27):

Die Integrität ist erfüllt, wenn keine Schädigung des Gebirges auftritt. Es ist wissenschaftlich nachgewiesen, dass Spannungszustände unterhalb der Dilatanzgrenze auch langfristig nicht mit Auflockerungen verbunden sind, so dass für Spannungen in diesem Bereich die Dichtheit des Salzgesteins gewährleistet ist (Gl. 2). Der Spannungszustand, an dem die Volumenänderungsgröße positiv wird, also Dilatanz infolge Schädigung eintritt, wird als Dilatanzgrenze bezeichnet. Erst Spannungszustände oberhalb der Dilatanzgrenze führen zu einer Auflockerung des Mikrogefüges, wodurch bei Andauern des Zustandes allmählich ein Netzwerk von Mikrorissen entsteht.

$$\Delta \varepsilon_{vol,dil} \leq 0 \quad ^1 \quad (2)$$

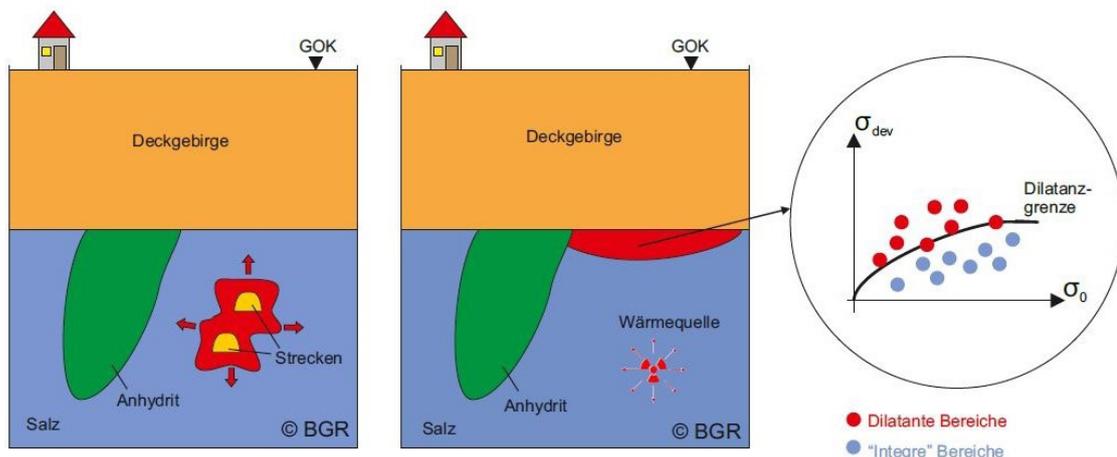


Abb. 2.27: Schematische Darstellung des Dilatanzkriteriums.

¹ Volumenzunahmen besitzen ein positives Vorzeichen.

Minimalspannungs- bzw. Fluiddruckkriterium (siehe Abb. 2.28):

Die Integrität ist erfüllt, wenn die kleinste Hauptdruckspannung (σ_{\min}) nicht unter den Wert des in der entsprechenden Teufe anzunehmenden hydrostatischen Drucks (p_{Fluid}) fällt (Gl. 3). Dieser Druck ergibt sich aus einer hypothetischen, bis zur Geländeoberfläche reichenden Flüssigkeitssäule.

$$\sigma_{\min} > p_{\text{Fluid}} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{\min} - p_{\text{Fluid}} > 0 \quad (3)$$

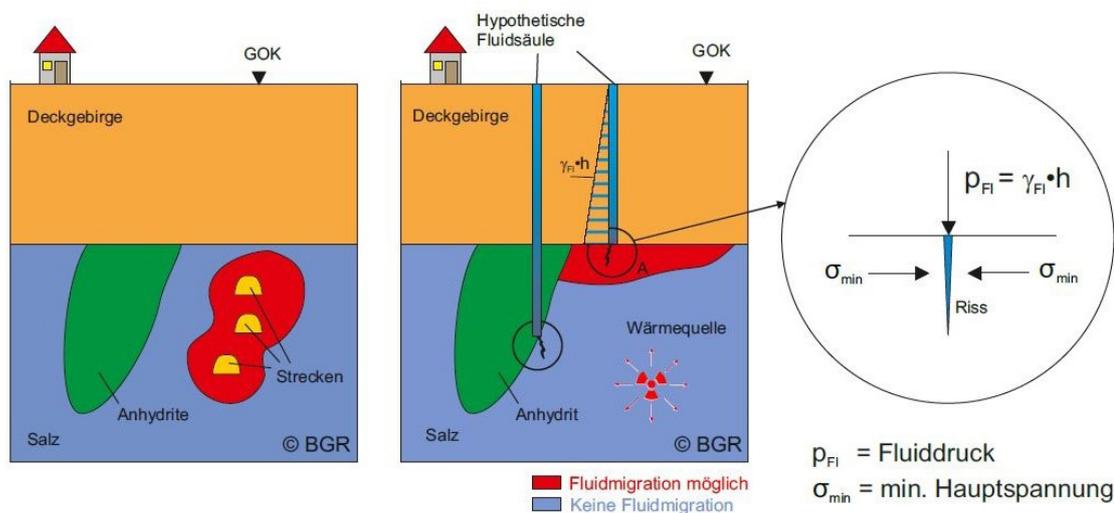


Abb. 2.28: Schematische Darstellung des Fluiddruckkriteriums.

Diese beiden Kriterien zur Überprüfung der Integrität des einschlusswirksamen Gebirgsbereiches sind in den Sicherheitsanforderungen des BMU festgeschrieben (BMU 2010).

2.4 Validierung der Berechnungsmodelle zur Integritätsanalyse an Versagensfällen geologischer Barrieren durch fluiddruckgetriebene Perkolation

2.4.1 Einordnung

Im Kali- und Steinsalzbergbau sind Versagensfälle mit einem Verlust der Integrität und Dichtheit der geologischen Barrieren in verschiedenen Bergwerken weltweit eingetreten. Diese Analoga sind bei der Beurteilung der Barrierenintegrität von Endlagerbergwerken mit heranzuziehen.

² Der Fluiddruck p_{Fluid} und die minimale Hauptdruckspannung σ_{\min} sind in dieser Formel mit positivem Vorzeichen einzusetzen.

Die Rückrechnung von Versagens- und Ersaufensfällen im Kali- und Steinsalzbergbau in mechanisch-hydraulisch gekoppelten Modellen dient der Validierung und ist Voraussetzung für eine belastbare Prognose zur Einschätzung der Barrierenintegrität bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle in einem Salzbergwerk. Erst wenn der Versagensmechanismus in geomechanischen Modellen unter Verwendung geeigneter Stoffansätze nachvollziehbar ist, sind die Modelle qualifiziert, zukünftige Entwicklungen zum Integritätsverhalten verlässlich beschreiben zu können.

Beim Ersaufen eines Bergwerkes überschreitet der an der Salinaroberkante anstehende hydraulische Druck die minimale Hauptspannung im Steinsalz, wenn durch den ablaufenden Senkungsprozess und die Dehnungsbeanspruchungen über Abbaukanten die Gebirgseinspannung in Extensionszonen im Zeitverlauf unter den anstehenden Grundwasserdruck abfällt. Die Salzgesteine auszeichnende Dichtheit geht verloren, sobald eine der Perkolationschwellen, das Minimalspannungskriterium oder die Dilatanzgrenze überschritten wird. Während sich Scherdilatanz in der unmittelbaren Hohlraumumgebung abspielt, wo die deviatorische Belastung hoch ist, können sich Spannungsänderungen mit einer Verletzung des Minimalspannungskriteriums über größere Barrierenmächtigkeiten erstrecken. Physikalischer Hintergrund für den Wirkmechanismus des Minimalspannungskriteriums ist der diskontinuumsmechanische Aufbau von Salzgesteinen auf mikromechanischer Ebene in Form eines polykristallinen Festkörpers mit geringer Festigkeit auf den Korngrenzen.

Bei der Endlagerung kann eine Verletzung des Minimalspannungskriteriums durch Extensionsbeanspruchungen infolge der thermischen Gebirgsausdehnung durch den Wärmeeintrag erfolgen. Ob Dehnungen mit einem Abfall der Einspannung unter den anstehenden Fluiddruck durch Senkungen oder Hebungen hervorgerufen werden, macht mechanisch gesehen keinen Unterschied. Entscheidend für die hydraulische Integrität der Salinarbarrieren ist lediglich, ob das Minimalspannungskriterium verletzt wird oder nicht.

2.4.2 Funktionsweise des Versagens durch Integritätsverlust der hydraulischen Barriere

Basierend auf den Erläuterungen zur prinzipiellen Funktionsweise der druckgetriebenen Perkolation und den Kriterien zur Bewertung der Barrierenintegrität lassen sich die Stufen des Integritätsverlustes hydraulischer Barrieren bis hin zu Tagesbruchentwicklung durch senkungsinduzierten Dichtheitsverlust an Abbaukanten gemäß Abb. 2.29 schematisch folgendermaßen darstellen: Große Senkungen z. B. über unterdimensionierten Abbau-systemen führen zu Scherbeanspruchungen in Kombination mit horizontaler Extension an der Oberkante des Salinars.

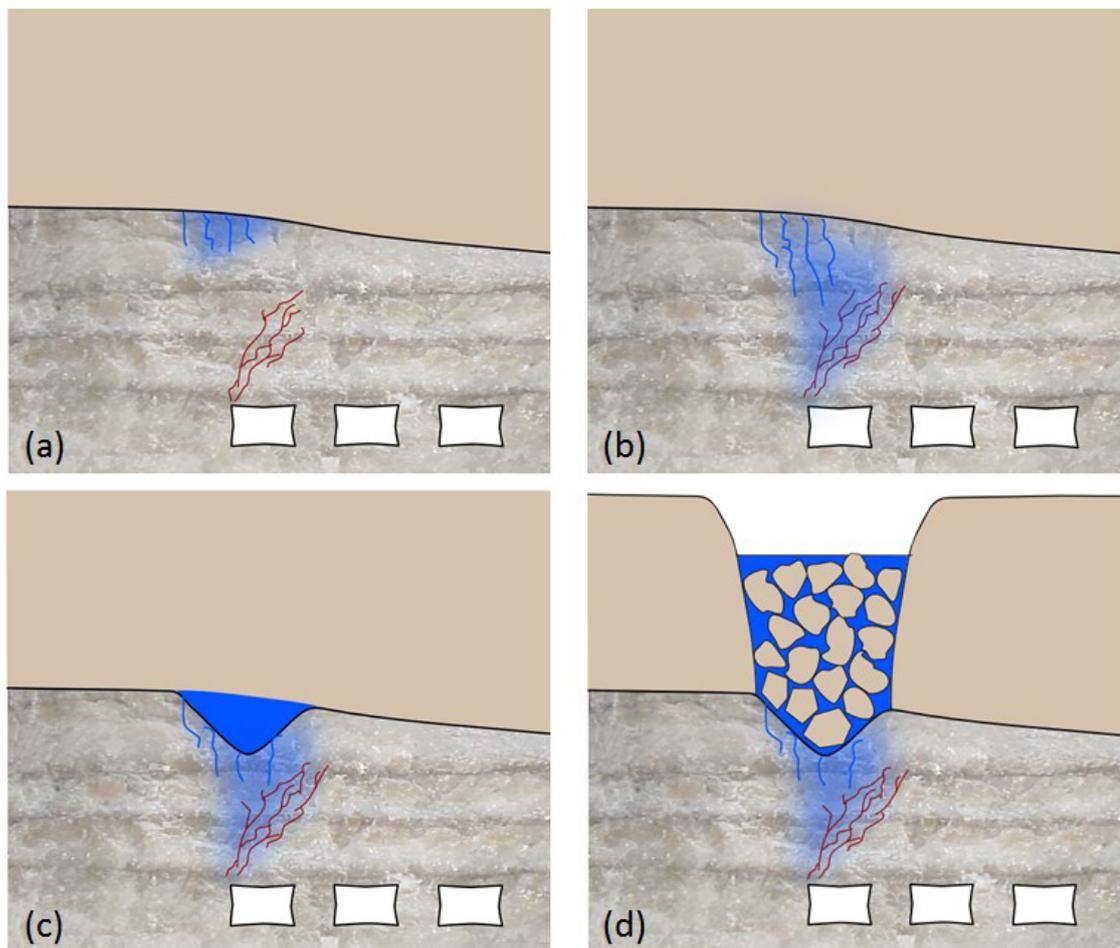


Abb. 2.29: Schematische Darstellung der Ereignisse bei der Tagesbruchbildung über Abbaukanten durch bergbauinduzierte Senkungen.

Infolge der Spannungsreduktion am Salzspiegel (Extensionszone) kann der anstehende Grundwasserdruck die Normalspannung auf den Korngrenzen übersteigen, wodurch der Prozess der druckgetriebenen Perkolation in die hydraulische Barriere beginnt (Abb. 2.29a). Mit zunehmender Senkung reicht die Perkulationsfront tiefer in die Barriere hinein und kann unter Umständen den dilatant geschädigten Bereich (Scherzone) über den Abbaukammern bzw. Strecken an der Baufeldkante erreichen, wodurch eine durchgehende hydraulische Verbindung zum Grubengebäude entsteht (Abb. 2.29b). Bis zu diesem Zeitpunkt kann der Prozess als langsame Perkolation gesättigter Sole ohne signifikante Lösungsprozesse in der Barriere beschrieben werden. Sobald jedoch eine kontinuierliche Verbindung mit dem Grundwasserspiegel bis zum Grubengebäude vorliegt, können nun stets ungesättigte Lösungen nachfließen und das Salzgestein auflösen.

Dieser Prozess schreitet fort bis das Deckgebirge über dem aufgelösten Hohlraum (Abb. 2.29c) versagt und mit Tagesbruchbildung nachbricht (Abb. 2.29d). Dieser Effekt wurde in verschiedenen numerischen Studien zu Tagesbruchbildungen und Grundwasserzuflüssen

über Abbaukanten z. B. in den USA (BAUER et al. 1997, NEAL 1995) und Russland (BARYAKH & SAMODELKINA 2012) untersucht. Zur Demonstration der Funktionalität der hydromechanisch gekoppelten diskontinuumsmechanischen Methodik wird nachfolgend der Versagensfall Weeks Island thematisiert, bei dem ein zum Ölspeicher umgewidmetes Salzbergwerk nach Zuflüssen über den Abbaukanten aufgegeben werden musste.

2.4.3 Kurzzusammenfassung des Versagensfalles Weeks Island

Im Salzbergwerk Weeks Island (Louisiana, USA) wurde von 1902 bis 1977 kommerzieller Steinsalzabbau in einem Zwei-Sohlen-System mit Kammer-Pfeiler-Bau betrieben (EHGARTNER & MUNSON 2005). Der Salzspiegel liegt in diesem Gebiet lediglich 50 m unter der Geländeoberkante und der Abbau fand in relativ geringen Teufen von 200 – 270 m statt. Die erste (obere) Sohle wurde von 1902 bis 1955 in einer Teufe von etwa 200 m abgebaut, während die zweite Sohle danach von 1955 bis 1977 in einer Teufe von 270 m entstand (HOFFMAN 1997).

Ab 1977 wurde das Bergwerk zu einem Ölspeicher für die strategische Ölreserve des amerikanischen Department of Energy (DOE) umgewidmet. Nach vorbereitenden Arbeiten wurde die Mine mit ca. 70 Mio. Barrel Rohöl befüllt. Allerdings wurden bereits 1987 zunehmende Wasserzuflüsse durch Ansammlung von Sole im Sumpf der Anlage festgestellt (50 – 200 Liter pro Stunde). Erste chemische Analysen führten zu der "vorsichtigen Schlussfolgerung", dass es sich dabei "wahrscheinlich zunehmend" um Deckgebirgswässer handelt (BAUER et al. 1996). Die Zuflüsse nahmen bis 1993 stark zu (bis zu 1200 Liter pro Stunde) und wurden in etwa in der gleichen Zeit vom Auftreten zweier Tagesbrüche über den Abbaukanten des ehemaligen Bergwerkes begleitet (Abb. 2.30). Der erste Erdfall hatte eine Fläche von 10x10 m² und wurde 1992 gefunden, obwohl spekuliert wird, dass er schon ein Jahr vorher aufgetreten war. Ein zweiter, kleinerer Erdfall wurde 1995 beobachtet. Das Wachstum des größeren Tagesbruches wurde zunächst durch Injektion von Sole und später durch einen Freeze-Wall gestoppt (EHGARTNER & MUNSON 2005).

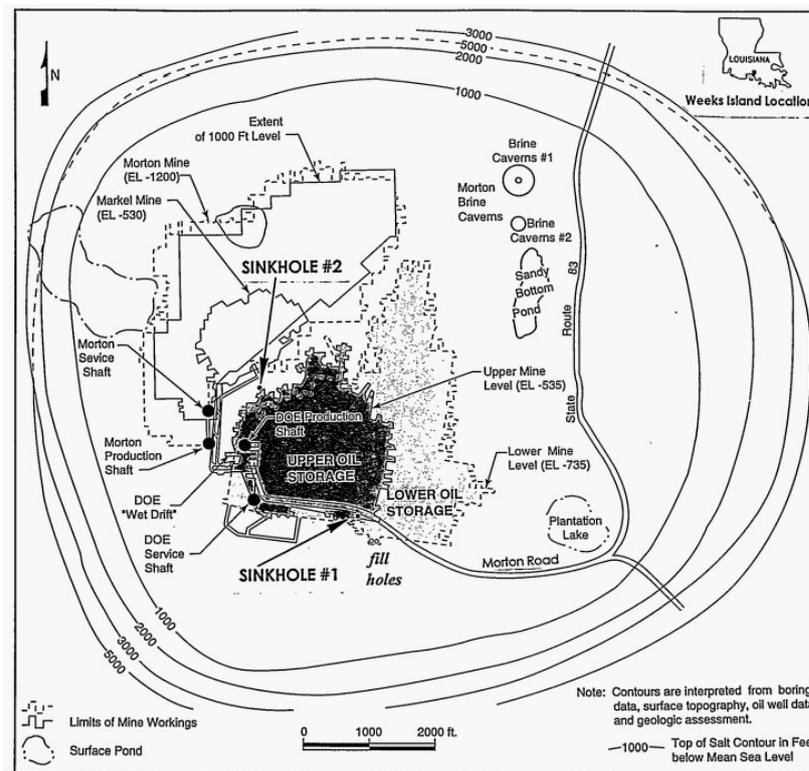


Abb. 2.30: Weeks Island Salzstock, Abbauflächen und Tagesbrüche (MOLECKE 2000).

In Anbetracht dieser Entwicklungen wurde die Außerbetriebnahme der Anlage 1994 angekündigt, woraufhin 98 % des gespeicherten Rohöls zurückgewonnen werden konnten. Nach Entleerung des Öls wurde die Mine mit Sole geflutet. Die Freeze-Wall im ersten Erdfall wurde ebenfalls beendet, was dort durch das Auftauen zu einer plötzlichen und scharfen zusätzliche Absenkung von über 7 m (EHGARTNER & MUNSON 2005) führte.

In zahlreichen Berichten und Untersuchungsunterlagen zu dieser Thematik wurden verschiedenste Meinungen und Spekulationen über die Ursachen des Integritätsverlustes vorgetragen. In ihrer langen Geschichte wurden in der Mine verschiedenste Störungen wie Gasausbrüche oder Zuflüsse von Formationswässern beobachtet. Ebenso wurden verschiedene Zonen von sog. "black salt" oder "dark salt" angetroffen, deren dunkle Einschlüsse das frühere Eindringen von natürlichen Fluiden z. B. während des Salzaufstieges nahelegen. THOMAS & GEHLE (1995) interpretierten diese Bereiche als Schwächegebiete mit besonderer Neigung zur Undichtigkeit. Im Widerspruch dazu fanden sich allerdings an der Ostgrenze des Bergwerks, wo ebenfalls größere Bereiche von "black salt" aufgefunden wurden, keine Tagesbrüche. Daher wurde dieser Mechanismus lediglich als sekundärer Faktor eingeordnet.

Stattdessen wurde geschlossen, dass die primäre Ursache wahrscheinlich in der “mit der Senkung zusammenhängenden Mechanik” zu finden ist (BAUER et al. 1997). Erste numerische Modellberechnungen mit finiten Elementen (NEAL 1995) unterstützten diese Schlussfolgerung, obwohl die technischen Einschränkungen damals nur vereinfachte viskoelastische Berechnungen mit a-posteriori-Spannungsbewertung ohne hydro-mechanische Kopplungseffekte erlaubten. Ähnliche Studien zu anderen Tagesbrüchen und Zuflüssen über Abbaukanten zeigen vergleichbare Resultate zu den entscheidenden Mechanismen (BARYAKH & SAMODELKINA 2012).

Während die Prozessbeschreibung der druckgetriebenen Perkolation im Labormaßstab gut belegt und untersucht ist, sind In-situ-Messungen des langsamen Perkulationsprozesses im Barrierenmaßstab kaum möglich. Im konkreten Fall Weeks Island lieferten die vorbereitenden Arbeiten zur Umwidmung unbeabsichtigter Weise eine deutliche Bestätigung der allgemeinen Vorstellung: Im Zuge der Umwidmung wurden neue Strecken über der ursprünglichen Mine aufgefahren. In den neuen Strecken direkt an der Abbaukante - und damit übereinstimmend mit den vorangehenden Erläuterungen - wurden unmittelbar zahlreiche feuchte Bereiche festgestellt, die zur Bezeichnung “Markel Wet Drift” führten. Die Flüssigkeit wurde als Deckgebirgswasser identifiziert, was bedeutet, dass bereits zum Zeitpunkt der Umwidmung Ende der 70er Jahre eine Perkulationsfront nahe über dem Abbau stand. Trotz Zuflussraten von bis zu 190 Liter pro Stunde wurde festgestellt, dass die Zuflüsse nicht ausreichen, um die Anlage für den Speicherbetrieb zu disqualifizieren (BAUER et al. 1996).

2.4.4 Modellaufbau, Parameter und Berechnungsablauf

Für die numerische Modellierung wurde ein vereinfachtes 3D-Scheibenmodell mit den zentralen Charakteristika der Weeks-Island-Abbaugeometrie mit Abbaukante und halbem Baufelddurchmesser aufgebaut (Abb. 2.31). Ein Fluiddruck entsprechend der hypothetisch anstehenden Grundwassersäule bis zur Tagesoberfläche wurde am Salzspiegel aufgebracht.

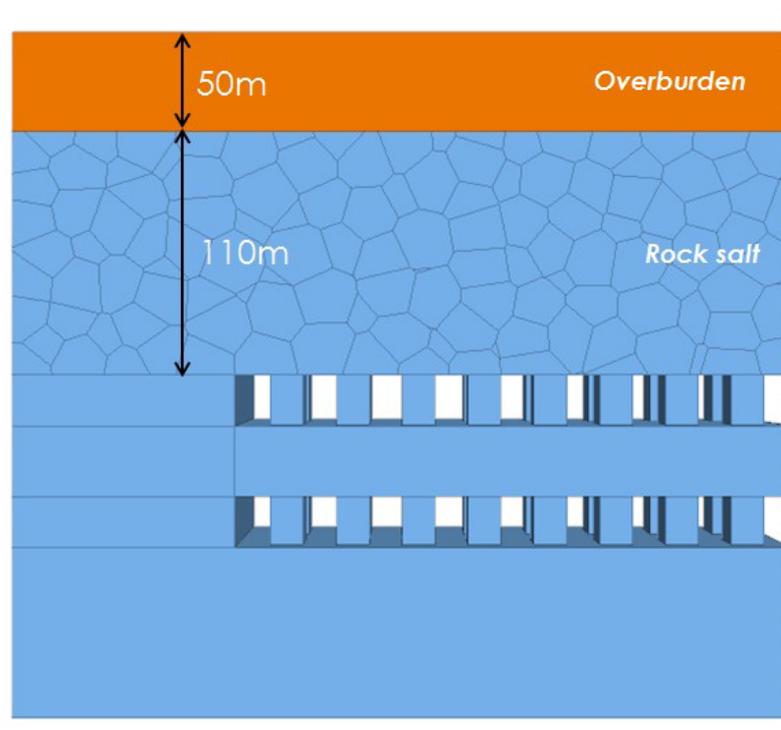


Abb. 2.31: Numerisches 3D-Scheibenmodell der Weeks-Island-Abbaugeometrie.

Der Abbauprozess wird qualitativ durch die sukzessive Auffahrung der Abbaukammern ausgehend vom rechten Modellrand (= Baufeldzentrum) nachgebildet. Es wird angenommen, dass die obere Sohle zunächst im Laufe von 53 Jahren und danach die untere Sohle innerhalb von 22 Jahren aufgefahren wurden. Leider liegen keine öffentlich zugänglichen Senkungsmessungen aus der Betriebszeit vor der Umwidmung vor, was die Modellkalibrierung erschwert. Erste zugängliche Senkungsmessungen sind ab 1990 zu finden, als die Grube bereits mit Öl gefüllt war. Diese Messungen zeigen eine konstante Senkungsrate von etwa 6,5 cm/a (BAUER & EHGARTNER 1999). Im Zeitraum der Ölentnahme stieg die Senkungsrate auf etwa 35 cm/a an, was eine ungefähre Vorstellung der Senkungsrate des ursprünglichen Bergwerkes ermöglicht.

Bezüglich der lokationsspezifischen Gesteinsfestigkeit liegen ebenfalls nur eingeschränkt Literaturwerte vor (RATIGAN 1995). Angesichts der hohen Senkungsrate bei ungeflutetem Bergwerk und Beschreibungen der untertägigen Pfeilersituation („pillars crushed, roofs sagged“) sowie obertägigen Gebäudeschäden („production shaft building leaning... towards the subsidence over the mine“, „striking compressional features on the northeast side of the building“) (MOLECKE 2000) ist davon auszugehen, dass das Abbausystem unterdimensioniert war, sodass sich bei längerer Standzeit Konturentfestigungen und Schädigungen im Pfeilersystem akkumulierten. Modellierungsstudien von HOFFMAN (1997) unterstützen diese Annahme, da auch dort nur Übereinstimmungen mit In-situ-Senkungsraten durch drastische Reduktion der wirksamen Pfeilerfläche erreicht werden konnten.

Daher wurde bezüglich der Parameterwahl folgendermaßen vorgegangen: Da der Fokus der Untersuchungen auf dem Verhalten der Salinarbarriere und nicht in der Reproduktion des letztendlich unbekanntes Verlaufes des Pfeilerversagens in der Grube liegt, wurden best-estimate-Parameter für das visko-elasto-plastische Barriereverhalten angesetzt und die Senkungsentwicklung durch die Modifikation der Kriechparameter des Pfeilersystems modelliert. Da die Festigkeit von Steinsalz bei typischen Verformungsgeschwindigkeiten in situ deutlich geringer ist als die in ein- oder triaxialen Kurzzeitversuchen gemessenen Werte, wurde die Dilatanzgrenze als konservative Langzeitfestigkeitsgrenze angesetzt. Das verwendete Stoffgesetz wird im Rahmen der umfangreichen Vorstellung im Hinblick auf die Modellierungen zur Endlagerung ausführlich in Kapitel 3 erläutert, weshalb hier zunächst auf detailliertere Beschreibungen verzichtet wird. Der angesetzte Parametersatz für das visko-elasto-plastische Materialgesetz verwendete dabei die Werte $\sigma_D = 8$ MPa, $\sigma_{Max} = 40$ MPa und den Krümmungsparameter $\sigma_\phi = 7$ MPa. Die Korngrenzparameter wurden entsprechend der in KNAUTH & MINKLEY (2014) vorgestellten Methodik angepasst. Die Kriechparameter des Salzgesteins wurden basierend auf Kriechversuchen an Salzproben aus dem benachbarten Avery-Island-Salzstock (BÉREST et al. 2014) mit der Anpassung $\eta = 10^6$ MPa·d, $m = 0,5$ MPa⁻ⁿ und $n = 0,69$ angenommen.

2.4.5 Modellierungsergebnisse

Wie bereits erläutert, wurde die Auffahrung der beiden Abbausohlen über 53 (obere Sohle) und 22 Jahre (untere Sohle) modelliert. Der fortschreitende Abbau führt zur Beschleunigung der Senkungsraten über der Grube, während über der Abbaukante am linken Modellrand deutlich geringere Senkungen auftreten. Der entstehende Senkungsgradient führt zu Extensionsbeanspruchungen mit Reduktion der minimalen Hauptspannung (horizontale Einspannung) an der Oberkante des Salinars über der Abbaukante. Dementsprechend wird, sobald der Fluiddruck die minimale Hauptspannung überschreitet, eine druckgetriebene Perkolations ausgehend von der Oberkante der Salinarbarriere initiiert (Abb. 2.32).

Die vom Abbauhorizont fortschreitende dilatante Schädigung der Salzbarriere kann durch die zunehmende Anzahl geöffneter Korngrenzen (dunkelblau = „trockene“ Risse ohne Fluiddruck) beobachtet werden, die sich anfänglich hauptsächlich in der Auflockerungszone über den Abbauen (EDZ) konzentrieren und sich danach allmählich in der Scherzone am Abbaurand akkumulieren. Die vom Abbauhorizont ausgehenden Schädigungszonen vergrößern sich mit zunehmender Senkung und auch die Perkolationsfront dringt tiefer in die Barriere ein, bis letztendlich eine durchgehende Verbindung vom Grundwasserleiter bis zu den Abbauhohlräumen entsteht.

Somit liefert das geomechanische Modell eine plausible Erklärung für den Versagensmechanismus mit Integritätsverlust der hydraulischen Barriere über der „harten“ Abbaukante,

der beiden übereinander stehenden Abbausohlen. Die reale zeitabhängige Entwicklung der Perkulationsfront hängt vom konkreten Senkungsverlauf und der Grubenentwicklung ab, die nicht verlässlich aus den vorliegenden Daten reproduziert werden konnte. Eine vollständige Beschreibung des Versagensfalles kann nur im 3D-Raum unter Berücksichtigung der Abbauentwicklung und einer umfassenderen Datenbasis zu den mechanischen Eigenschaften der beteiligten lokationsspezifischen Gesteine erfolgen.

Unter Nutzung des vereinfachten 3D-Scheibenmodells war es jedoch bereits möglich, die prinzipiellen Effekte qualitativ mittels des gekoppelten diskontinuumsmechanischen Ansatzes unter Verwendung von konservativen Annahmen für die hydromechanischen Eigenschaften abzubilden.

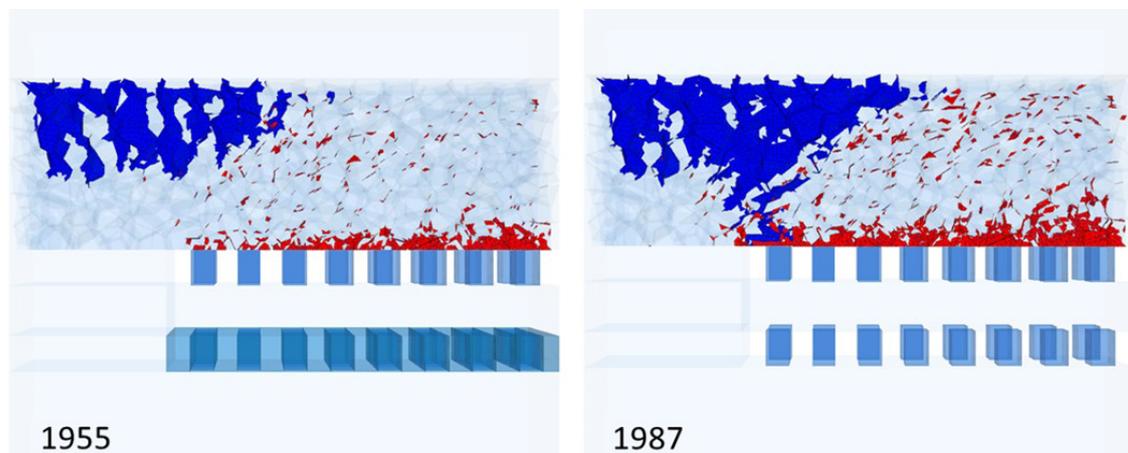


Abb. 2.32: Modellierter Perkolations von Grundwässern in die hydraulische Barriere (dunkelblaue Bereiche) für verschiedene Zeitpunkte der Simulation (rote Bereiche = „trockene“ geschädigte Zonen, z. B. Auflockerungszone im Firstbereich der Kammern).

2.4.6 Zusammenfassung der diskontinuumsmechanischen Validierungsberechnungen

Im Rahmen dieser numerischen Studie für das KOSINA-Projekt wurden hydromechanisch gekoppelte Simulationen für den Weeks-Island-Versagensfall durchgeführt, um die neuen diskontinuumsmechanischen Berechnungsmethoden exemplarisch anzuwenden und zu validieren. In Weeks Island wurde ein Salzbergwerk zum Ölspeicher für die strategische Ölreserve der USA umgewidmet, musste aber bereits wenige Jahre später aufgrund von Grundwasserzuflüssen und Tagesbruchentwicklungen stillgelegt werden. Eine umfangreiche Prüfung der zugänglichen Literatur unterstützt die konzeptionelle Vorstellung, dass das Versagen und der Verlust der hydraulischen Integrität durch die Einspannungsreduktion und entstandenen Scherbeanspruchungen im Bereich der Abbaukante entstanden.

Die Simulationen zeigen eine langsam fortschreitende druckgetriebene Perkolation von Grundwasser in die hydraulische Barriere ausgehend von der Extensionszone über der Abbaukante.

Die entstehenden Fließwege erreichen letztendlich die dilatante Scherzone um die untertägigen Hohlräume und bilden eine kontinuierliche Verbindung zum Grundwasserleiter, wodurch ungesättigte Flüssigkeiten nachströmen können, die in der Realität letztendlich zu Auflösungseffekten des Salinars mit Tagesbruchbildung führen. Einschränkungen in der öffentlich zugänglichen Datenbasis verhindern eine genauere Modellanpassung z. B. an die In-situ-Senkungsentwicklung. Der Fokus der vorliegenden Studie lag jedoch vorwiegend darin, zu zeigen, dass die grundlegenden hydromechanisch gekoppelten Effekte der druckgetriebenen Perkolation am konkreten Beispiel für die Integritätsbewertung salinärer Barrieren nachvollzogen werden können. Das diskontinuumsmechanische Modell ist damit zur Analyse der geomechanischen Integrität geologischer Salinarbarrieren geeignet.

2.5 *Potenzielle Lösungs- und Gaszutritte aus dem Liegenden und Hangenden*

Bei der seit über 150 Jahren stattfindenden Gewinnung von Kali- und Steinsalz wurden in verschiedenen Gruben Mitteldeutschlands Salzlösungszuflüsse oder Gaszutritte beobachtet, die in einem direkten Zusammenhang mit den am Standort herrschenden geologischen und geomechanischen Verhältnissen sowie der bergmännischen Situation stehen (HERBERT & SCHWANDT 2007). Das Verständnis der Herkunft dieser Fluidzutritte ist essentiell für die Bewertung der Dichtheit von geologischen Barrieren.

Die grundsätzliche Dichtheit von Salzformationen gegenüber Flüssigkeiten und Gasen basiert auf den viskoplastischen Eigenschaften der Salzgesteine. Im Salzgestein existiert kein vernetzter Porenraum. Eine Migration von Fluiden ist nur durch den extrem langsamen Prozess der Festkörperdiffusion möglich. Für die flache Lagerung liegen im Werra-Revier im Zentrum Deutschlands bemerkenswerte natürliche Analoga zum Isolationspotential von Salzgesteinen vor (Kap. 2.2.5) (MINKLEY & KNAUTH 2013). Dort ist im Salinar CO₂ angetroffen worden, welches im flüssigen, gasförmigen und superkritischen Aggregatzustand unter hohem Druck in kavernen Hohlräumen mit Volumina bis 100.000 m³ oder auf Korngrenzen eingeschlossen war und aus der Zeit des Tertiärvulkanismus stammt. Die eingeschlossenen Fluide standen aufgrund der viskoplastischen Eigenschaften der umgebenden Salzgesteine unter lithostatischem Überlagerungsdruck und können bei bergmännischen Arbeiten freigesetzt werden. Allerdings stellen derartige Gasvolumina im Salz eine regionale geologische Besonderheit dar, wobei das Vorkommen von fluiden Phasen (Flüssigkeiten und Gase) in Evaporitkörpern sowie die mögliche Interaktion der Gesteine mit diesen Fluiden

grundsätzlich ein natürliches Phänomen aufgrund der Genese der Salzgesteine ist. SIEMANN (2007) konnte anhand der systematischen Untersuchung mineralgebundener Gase für die flache Lagerung (Werk Zielitz, Scholle von Calvörde, Altmarksenke) nachweisen, dass die dort im Steinsalz bzw. im Kaliflös Staßfurt vorkommenden Fluide seit der Ablagerung und Diagenese der Formation weitgehend unverändert auf den Korngrenzen und in den Einschlüssen gespeichert wurden. Entsprechend handelt es sich bei den meisten Lösungszutritten aus dem Salinar (unabhängig von steiler oder flacher Lagerung) um abgeschlossene Lösungsreservoirs, die z. B. aus dem Hauptanhydrit zutreten können.

Allerdings gibt es auch Beispiele für Lösungszutritte aus dem wasserführenden Nebengestein, insbesondere, wenn durch bergbauliche Tätigkeiten die notwendige Barrierenmächtigkeit reduziert worden ist (z. B. in der Asse). Für die flache Lagerung ist beispielsweise im Werra-Gebiet für Wasserzutritte aus dem Liegenden der Zechsteinkalk verantwortlich, der außerdem noch CO₂ führen kann. Im Südharz-Gebiet erfolgen die Zuflüsse aus dem liegenden Hauptdolomit/Stinkschiefer, seltener über den hangenden Hauptanhydrit.

Als konkretes Beispiel existieren im Bereich des Grubenfeldes Springen (thüringisch-hessisches Werra-Kaligebiet) insgesamt 3 aktive Laugenzutrittsstellen, die bei bergmännischen Arbeiten (Bohrungen) angetroffen wurden. Für das Salzlösungsvorkommen Querort 23 wurde mittels Ultraschallvermessung eine natürliche Lösungskaverne mit mehreren 100.000 m³ nachgewiesen (DEPPE & PIPPIG 2002). Ursächlich sind ausgedehnte Salzlösungsvorkommen, die aus dem Subsalinar stammen. Die Salzlösung (hauptsächlich ungesättigte NaCl-Lösungen) fließt hydrostatisch über ein Kluftsystem im Rotliegenden von dessen Ausbiss bzw. aus anderen Grundwasserleitern des Deckgebirges zu, d. h. das Reservoir ist unbegrenzt.

Es ist Aufgabe der geologischen Standorterkundung, solche Lösungsreservoirs (u. a. durch Bohrungen oder Radar) festzustellen und entsprechende Sicherheitsabstände auszuweisen, wobei es dafür z. B. für die Bergbaubetriebe an der Werra aufgrund der vorliegenden bergbaulichen Erfahrungen konkrete Empfehlungen gibt. Insofern stellen Lösungsvorkommen für ein Endlager im Salz in der flachen Lagerung ein wenig wahrscheinliches Szenario dar.

Als vorläufige Festlegung für die Definition von Sicherheitsabständen zu potentiellen Störungszonen, Lösungszutrittsstellen und relevanten Schichtgrenzen wird analog zur VSG davon ausgegangen, dass eine intakte Liegendbarriere aus Steinsalz von mindestens 50 m (zu den Flanken \geq 300 m) gegen einen Lösungszutritt zunächst ausreichend ist (MINKLEY & POPP 2010). Bei der hier durchgeführten thermo- und hydromechanischen Integritätsbewertung werden alle Bereiche in der Umgebung des Endlagers betrachtet, wobei die thermomechanischen Einwirkungen bevorzugt im Hangenden auftreten,

d. h. die Liegendbarriere bleibt intakt. Unabhängig davon bildet sich im Endlager eine kompressive Zone aus, womit eine Verletzung des Minimalspannungskriteriums durch einen hydrostatischen Lösungsdruck aus dem Liegenden unwahrscheinlich ist.

Gleichzeitig belegen Untersuchungen von KAMLOT (2009), die In-situ-Untersuchungen, Modellberechnungen und die Auswertung historischer Lösungszuflüsse über den Hauptanhydrit umfassten, dass im eingespannten Gebirge außerhalb eines möglichen Hohlräumeinflusses und in Teufen > 800 m keine geöffneten Klüfte im Hauptanhydrit und in angrenzenden Steinsalzbereichen auftreten. Das Fehlen von Klüften für die Teufenlage > 800 m, die für die Anlage eines Endlagers in Frage käme, ist somit standortunabhängig belegt.

3 Grundlagen der thermomechanischen Analyse

Die Grundlagen der Integritätsanalyse für ein generisches Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle in der flachen Lagerung werden in den folgenden Abschnitten beschrieben.

3.1 Geologie und Homogenbereiche

Zur Minimierung der Rechenzeiten ist es notwendig, die geologische Struktur bzw. als ersten Schritt das Normalprofil für die Ableitung der geomechanischen Parameter zu vereinfachen. Eine detaillierte Beschreibung der geologischen Gesamtstruktur mit den spezifischen Einheiten des Salinars sowie des Deck-, Neben- und Grundgebirges ist in (VÖLKNER et al. 2017) dargestellt. Als repräsentative Homogenbereiche werden in der Salinarformation acht lithologisch-stratigraphische Einheiten berücksichtigt:

- NA4 - Aller-Steinsalz (bestehend aus z4NA und z4RT-z4PA)
- AM3 - Anhydritmittelsalz (bestehend aus z3SS-TM und z3AM)
- K3 - Kaliflöz Ronnenberg (bestehend aus z3Ro)
- NA3 - Leine-Steinsalz (bestehend aus z3NA)
- A3 - Hauptanhydrit (bestehend aus z3HA, z3GT, z2DA und z2DS)
- K2 - Kaliflöz Staßfurt (bestehend aus z2SF und z2UE)
- NA2 - Staßfurt-Steinsalz (bestehend aus z2NA)
- A2/C2 - Anhydrit/Karbonat (bestehend aus z2BA und z2SK)

3.2.1 Thermische Materialeigenschaften

Für die instationären Temperaturfeldberechnungen werden die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität benötigt. Über den thermischen Ausdehnungskoeffizienten wird die Kopplung zur Mechanik hergestellt. Die thermischen Parameter des Deckgebirges sind Kock et al. (2012) entnommen. Empfehlungen bezüglich thermischer Parameter finden sich in Tab. 3.1 und Tab. 3.2.

Tab. 3.1: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit für die Salzgesteine (NA2, NA3, AM3 und NA4)

Temperatur	T [K]	280	310	350	400	480
Wärmeleitfähigkeit	λ [W/(m·K)]	5,91	5,23	4,53	3,88	3,16

Tab. 3.2: Empfehlungen bezüglich thermischer Parameter

Gesteinsschichten Homogenbereich	Symbol	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Spez. Wärmekapazität c_p [J/(kg·K)]	Wärmeausdehnungskoeff. α [1/K]
Quartär	Q	2,3	950	$1,0 \cdot 10^{-5}$
Tertiär	T	2,1	905	$1,0 \cdot 10^{-5}$
Buntsandstein	S	2,6	760	$1,0 \cdot 10^{-5}$
Aller-Steinsalz	NA4	siehe Tab. 3.1	860	$4,0 \cdot 10^{-5}$
Anhydritmittelsalz	AM3	siehe Tab. 3.1	860	$3,5 \cdot 10^{-5}$
Kaliflöz Ronnenberg	K3	1,5	903	$2,5 \cdot 10^{-5}$
Leine-Steinsalz	NA3	siehe Tab. 3.1	860	$4,0 \cdot 10^{-5}$
Hauptanhydrit	A3	4,2	860	$1,6 \cdot 10^{-5}$
Kaliflöz Staßfurt	K2	1,5	903	$2,5 \cdot 10^{-5}$
Staßfurt-Steinsalz	NA2	siehe Tab. 3.1	860	$4,0 \cdot 10^{-5}$
Anhydrit/Karbonat	A2/C2	4,2	860	$1,6 \cdot 10^{-5}$
Rotliegendes	R	2,7	760	$1,0 \cdot 10^{-5}$

3.2.2 Mechanische Materialeigenschaften

Die TM- und THM-gekoppelten Modellberechnungen wurden von der BGR und dem IfG mit unterschiedlichen numerischen Berechnungsprogrammen durchgeführt. Während die BGR das Finite-Elemente-Programm JIFE (FAUST et al. 2016) verwendet, benutzt das IfG

3.2.1 Thermische Materialeigenschaften

Für die instationären Temperaturfeldberechnungen werden die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität benötigt. Über den thermischen Ausdehnungskoeffizienten wird die Kopplung zur Mechanik hergestellt. Die thermischen Parameter des Deckgebirges sind Kock et al. (2012) entnommen. Empfehlungen bezüglich thermischer Parameter finden sich in Tab. 3.1 und Tab. 3.2.

Tab. 3.1: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit für die Salzgesteine (NA2, NA3, AM3 und NA4)

Temperatur	T [K]	280	310	350	400	480
Wärmeleitfähigkeit	λ [W/(m·K)]	5,91	5,23	4,53	3,88	3,16

Tab. 3.2: Empfehlungen bezüglich thermischer Parameter

Gesteinsschichten Homogenbereich	Symbol	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Spez. Wärmekapazität c_p [J/(kg·K)]	Wärmeausdehnungskoeff. α [1/K]
Quartär	Q	2,3	950	$1,0 \cdot 10^{-5}$
Tertiär	T	2,1	905	$1,0 \cdot 10^{-5}$
Buntsandstein	S	2,6	760	$1,0 \cdot 10^{-5}$
Aller-Steinsalz	NA4	siehe Tab. 3.1	860	$4,0 \cdot 10^{-5}$
Anhydritmittelsalz	AM3	siehe Tab. 3.1	860	$3,5 \cdot 10^{-5}$
Kaliflöz Ronnenberg	K3	1,5	903	$2,5 \cdot 10^{-5}$
Leine-Steinsalz	NA3	siehe Tab. 3.1	860	$4,0 \cdot 10^{-5}$
Hauptanhydrit	A3	4,2	860	$1,6 \cdot 10^{-5}$
Kaliflöz Staßfurt	K2	1,5	903	$2,5 \cdot 10^{-5}$
Staßfurt-Steinsalz	NA2	siehe Tab. 3.1	860	$4,0 \cdot 10^{-5}$
Anhydrit/Karbonat	A2/C2	4,2	860	$1,6 \cdot 10^{-5}$
Rotliegendes	R	2,7	760	$1,0 \cdot 10^{-5}$

3.2.2 Mechanische Materialeigenschaften

Die TM- und THM-gekoppelten Modellberechnungen wurden von der BGR und dem IfG mit unterschiedlichen numerischen Berechnungsprogrammen durchgeführt. Während die BGR das Finite-Elemente-Programm JIFE (FAUST et al. 2016) verwendet, benutzt das IfG

für die Berechnungen die Distinct-Element-Codes UDEC (2D) bzw. 3DEC (3D) (ITASCA 2011, 2013). In den beiden Programmen sind unterschiedliche Stoffgesetze implementiert.

Die Schichten des Deckgebirges (Quartär, Tertiär, Buntsandstein) und des Grundgebirges (Rotliegendes) sowie der Hauptanhydrit und der Anhydrit/Karbonat werden mit einem linear-elastischen Materialverhalten beschrieben. Für die verschiedenen Homogenbereiche sind in Tab. 3.2 die für die Berechnung der Temperaturverzerrungen notwendigen linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten (α) enthalten. Die in den Berechnungen verwendeten mechanischen Referenzwerte für die elastischen Eigenschaften sind der Tab. 3.3 zu entnehmen.

Tab. 3.3: Empfehlungen bezüglich Elastizitätsparametern

Gesteinsschichten Homogenbereich	Symbol	E-Modul E [MPa]	Poissonzahl ν [-]
Quartär	Q	100	0,33
Tertiär	T	500	0,33
Buntsandstein	S	15000	0,27
Aller-Steinsalz	NA4	25000	0,27
Anhydritmittelsalz	AM3	30000	0,27
Kaliflöz Ronnenberg	K3	16000	0,26
Leine-Steinsalz	NA3	25000	0,25
Hauptanhydrit	A3	60000	0,25
Kaliflöz Staßfurt	K2	17000	0,28
Staßfurt-Steinsalz	NA2	33000	0,25
Anhydrit/Karbonat	A2/C2	30000	0,27
Rotliegendes	R	17000	0,27

Im Gegensatz zum Salzstock Gorleben, wo der Buntsandstein zum Nebengebirge zählt, wird in der flachen Lagerung das Deckgebirge durch mehrere hundert Meter mächtige Buntsandstein-Sedimente gebildet, welche sich partiell durch hohe Klüftigkeit und Porosität auszeichnen (VÖLKNER et al. 2017). Im Deckgebirge wird der Buntsandstein im Kontinuumsmodell als rein elastisch betrachtet. Wegen der hohen Anzahl von Diskontinuitäten im Gestein ist der E-Modul in situ deutlich kleiner als die im Labor gemessenen Werte (PRIEST 1993). Der effektive E-Modul eines solchen Gesteins kann bis auf zehn Prozent des E-Moduls des intakten Gesteins reduziert werden (HUDSON & HARRISON 1997). Daher wird in den Berechnungen der BGR der effektive E-Modul für den Buntsandstein bei der thermomechanischen Modellierung auf 1500 MPa reduziert.

In den IfG-Berechnungen wird die Klüftigkeit, also die kleintektonische Zerlegung des Buntsandsteins nicht durch Reduktion des E-Moduls, sondern durch die Verwendung des sog. „ubiquitous joints“-Modells (ITASCA 2011) realisiert. Dieses unterstellt eine vertikal orientierte Klüftung des Gesteins, wodurch das Material eine signifikant verringerte Scherfestigkeit bei Scherbeanspruchung parallel zu der Klüftstruktur aufweist. Die in den Berechnungen angesetzten Parameter für die fiktiven vertikalen Klüfte sind der Reibungswinkel $\phi_{UBI} = 5$ und eine Kohäsion von $c_{UBI} = 0$. Das Modell wird vom IfG regelmäßig für die Modellierung des Deckgebirges angewendet, da es die Klüftung des Hangenden implizit abbildet und hierdurch dem Senkungs- bzw. Hebungsprozess in besserer Übereinstimmung mit In-situ-Beobachtungen folgen kann.

3.2.2.1 *Verwendete Stoffansätze der BGR*

Das geomechanische Verhalten der kriechfähigen Salzgesteine wird durch eine mathematische Formulierung beschrieben, die neben der elastischen Verzerrungsrate auch die stationäre Kriechrate und die dilatante Verzerrungsrate erfasst. Die drei Anteile werden additiv zur Gesamtverzerrungsrate zusammengefasst (Gl. 4). Das Stoffgesetz wurde auch bei der Integritätsanalyse der Salzstockbarriere für die VSG (KOCK et al. 2012) und für das Endlager für radioaktive Abfälle Morsleben (FAHLAND et al. 2014) angesetzt.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^{el} + \dot{\epsilon}_{ij}^{cr} + \dot{\epsilon}_{ij}^{dil} \quad (4)$$

mit

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{el} = \text{elastische Verzerrungsrate [1/d],}$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{cr} = \text{Kriechverzerrungsrate [1/d],}$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{dil} = \text{dilatante Verzerrungsrate [1/d].}$$

Elastisches Verhalten

Die elastische Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}^{el}$ wird durch das erweiterte HOOKE'sche Gesetz ermittelt, das nach KOCK et al. (2012) wie folgt beschrieben wird (Gl. 5):

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{el} = \frac{1+\nu}{E} \cdot \dot{\sigma}_{ij} - \frac{\nu}{E} \cdot \dot{\sigma}_{kk} \cdot \delta_{ij} + \alpha_T \cdot \dot{T} \cdot \delta_{ij} \quad (5)$$

mit

σ_{ij} = Komponenten des Spannungstensors [MPa],

σ_{kk} = Spur des Spannungstensors [MPa],

T = Temperatur [K],

δ_{ij} = Kronecker-Delta [-]

und den Materialkonstanten

α_T = Wärmeausdehnungskoeffizient [1/K],

E = Elastizitätsmodul [MPa],

ν = Querdehnungszahl [-].

Die Kriechverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}^{cr}$ wird wie folgt ermittelt (Gl. 6):

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{cr} = \frac{3}{2} \cdot \frac{s_{ij}}{\sigma_{eff}} \cdot \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} \quad (6)$$

mit

s_{ij} = Komponenten des Spannungsdeviators [MPa]

Stationäres Kriechen

Bei stationärem Kriechen wird die effektive Kriechrate $\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$ in Abhängigkeit von Effektivspannung nach v. Mises und der Temperatur nach dem Stoffgesetz BGR_a (Gl. 7) wie folgt ermittelt (eindimensionale Formulierung):

$$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr} = A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \left(\frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^n \quad (7)$$

mit

A = 0,18 [d⁻¹] (Strukturfaktor),

Q = 54 [kJ/mol] (Aktivierungsenergie),

R = $8,3143 \cdot 10^{-3}$ [kJ/(mol·K)] (universelle Gaskonstante),

σ^* = 1,0 [MPa] (Normierungsspannung),

n = 5 [-] (Spannungsexponent),

T = Temperatur [K],

σ_{eff} = Effektivspannung nach v. Mises [MPa].

Das Stoffgesetz BGR_b unter Berücksichtigung von zwei voneinander unabhängig wirkenden Deformationsmechanismen zur besseren Erfassung des Kriechens bei höheren Temperaturen lautet in eindimensionaler Formulierung (Gl. 8):

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = \left[A_1 \cdot e^{-\frac{Q_1}{R \cdot T}} + A_2 \cdot e^{-\frac{Q_2}{R \cdot T}} \right] \cdot \left(\frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^n \quad (8)$$

mit

A_1 = $2,3 \cdot 10^{-4}$ [d⁻¹],

A_2 = $2,1 \cdot 10^6$ [d⁻¹],

Q_1 = 42 [kJ/mol],

Q_2 = 113,4 [kJ/mol],

R = $8,3143 \cdot 10^{-3}$ [kJ/mol/K] (universelle Gaskonstante),

σ^* = 1,0 [MPa] (Normierungsspannung),

n = 5 [-] (Spannungsexponent),

T = Temperatur [K],

σ_{eff} = Effektivspannung nach v. Mises [MPa].

Für Carnallitit wird, wie bei KOCK et al. (2012) beschrieben, auf der Grundlage der bisherigen Befunde der BGR ein Stoffgesetz - im folgenden BGR_{SF} genannt - in der folgenden Form (Gl. 9), basierend auf dem Stoffansatz für Steinsalz (BGR_a), verwendet:

$$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr} = A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \left(\frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^n + C \cdot \left(\frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^2 \quad (9)$$

mit

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^* als nach dem Kriechansatz entsprechend BGR_a größer ist.

Für die Bestimmung des Vorfaktors C werden neben den Kriechparametern nach dem Stoffgesetz BGR_a zurzeit folgende Parameter verwendet (Gl. 10):

$$C = A(C^* - 1) \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \left(\frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^{n-2} \quad (10)$$

mit

C^* = 5 (für Trümmercarnallitit)

T = 22 °C = 295 K (für Trümmercarnallitit)

σ_{eff} = 10 MPa

Damit ergibt sich gemäß HUNSCHKE et al. (2003) für den Trümmercarnallitit ein Vorfaktor von $C = 1,976 \cdot 10^{-7}$ [1/d] bzw. $C = 7,212 \cdot 10^{-5}$ [1/a].

Um unterschiedliche Prozesse, die das Kriechen beeinflussen (z. B. unterschiedliche Temperatur- und Spannungsbereiche) abzubilden, kann das Kriechgesetz BGR_c (Gl. 11) in der folgenden Form verwendet werden:

$$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr} = A_1 \cdot e^{-\frac{Q_1}{R \cdot T}} \cdot \left(\frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^{n_1} + A_2 \cdot e^{-\frac{Q_2}{R \cdot T}} \cdot \left(\frac{\sigma_{eff}}{\sigma^*} \right)^{n_2} \quad (11)$$

mit

$$R = 8,3143 \cdot 10^{-3} \text{ kJ/mol/K (universelle Gaskonstante),}$$

$$\sigma^* = 1 \text{ MPa (Normierungsspannung),}$$

$$T = \text{Temperatur [K],}$$

$$\sigma_{eff} = \text{Effektivspannung nach v. Mises [MPa].}$$

Ausgehend von Ergebnisse aus Kriechversuchen mit konstanter Deviatorspannung wird die stationäre Kriechrate bestimmt, womit sich über Ausgleichsberechnungen entsprechende Werte für die Variablen A_1 , A_2 , Q_1 , Q_2 , n_1 , n_2 ableiten lassen.

In Anlehnung an vorliegende Einstufungen aus der VSG (Kock et al. 2012) werden für den BGR-Ansatz (unter Berücksichtigung einer möglichen Streuung) folgende Parameter verwendet (Tab. 3.4):

Tab. 3.4: Gewählte Kriechparameter zur Bewertung des stationären Kriechens für die als kriechfähig angenommenen Homogenbereiche

Gesteinsschichten Homogenbereich	Symbol	empfohlene Formel (mit Vorfaktor)	Streubereich	
			schnelles Kriechen	langsames Kriechen
Aller-Steinsalz	NA4	$1/8 \cdot BGR_a$	2-fach	1/2-fach
Anhydritmittelsalz	AM3	$1/16 \cdot BGR_a$	1-fach	1/2-fach
Kaliflöz Ronnenberg	K3	BGR_{SF}	k.A.	k.A.
Leine-Steinsalz	NA3	$1/4 \cdot BGR_a$	2-fach	1/2-fach
Kaliflöz Staßfurt	K2	BGR_{SF}	k.A.	k.A.
Staßfurt-Steinsalz	NA2	$2 \cdot BGR_{EB1}^*$	2-fach	1/2-fach

* $BGR_{EB1} = 5,872 \cdot BGR_b$ (NIPP & HEUSERMANN 2000)

Dilatantes Verhalten

Die dilatante Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}^{dil}$ von Salzgestein wird mit dem Dilatanzkonzept (r_v -Konzept) nach HUNSCHKE et al. (2003) wie folgt beschrieben (Gl. 12):

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{dil} = \frac{1}{3} \cdot \dot{\epsilon}_{vol,dil} \cdot \delta_{ij} \tag{12}$$

mit

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

δ_{ij} = Kronecker-Delta [-].

Die Entwicklung der Dilatanz wurde in umfangreichen Laboruntersuchungen an Salzgestein aus dem Salzstock Gorleben untersucht (SCHULZE 2013). Die Dilatanz korreliert mit der Kriechverformung. Der empirische Faktor r_v beschreibt den spannungsabhängigen Zusammenhang zwischen der volumetrischen Verformungsrate $\dot{\epsilon}_{vol,dil}$ und der stationären Kriechrate $\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$ (Gl. 13):

$$\dot{\epsilon}_{vol,dil} = r_v \cdot \dot{\epsilon}_{eff}^{cr} \quad (13)$$

mit

$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$ = stationäre Kriechrate [-],

r_v = empirischer Faktor, abhängig von der Effektivspannung nach von Mises σ_{eff} (kurz: Effektivspannung) und der minimalen Hauptdruckspannung σ_3 .

Überschreitet die Effektivspannung die Dilatanzgrenze, dann wird der Faktor r_v nach Gleichung 14 positiv und es treten dilatante volumetrische Verformungen auf:

$$r_v = a \left| \frac{\langle \sigma_{eff} - \sigma_{eff,Dil} \rangle}{|\sigma_3 - \sigma_{eff} / 3|} \right|^{m'} \quad (14)$$

mit der Dilatanzgrenze (nur implizit darstellbar)

$$\sigma_3 = \frac{1}{3} \cdot \sigma_{eff,Dil} - \sigma^* \cdot \left(\frac{\sigma_{eff,Dil}}{b'} \right)^{1/c} \quad (15)$$

Dabei bedeuten:

$\langle \dots \rangle$ = Föppl-Klammer,

σ^* = Normierungsspannung [1 MPa],

- $\sigma_{eff,Dil}$ = Dilatanzgrenze / Dilatanzspannung [MPa],
- σ_3 = Minimale Hauptdruckspannung [MPa], es gilt $\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3$ (Druckspannungen negativ).
- σ_{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 a , b' , c und m' werden die folgenden Werte verwendet (KOCK et al. 2012):

- a = 0,8165 [MPa],
- b' = 3,20 [MPa],
- c = 0,78 [-],
- m' = 2,0 [-].

3.2.2.2 Verwendete Stoffansätze des IfG

Ein alternativer Ansatz, der im Rahmen der VSG bereits eingesetzt wurde und hier ebenfalls zum Einsatz kommt, ist das für Salzgesteine entwickelte Stoffgesetz nach MINKLEY (2004b). Es basiert auf dem in Abb. 3.1 dargestellten Modellkonzept, welches die zeitunabhängigen und zeitabhängigen Komponenten erfasst. Es veranschaulicht die Anwendung phänomenologischer Grundkörper auf die Simulation der oben skizzierten Prozesse und deren Wechselwirkungen.

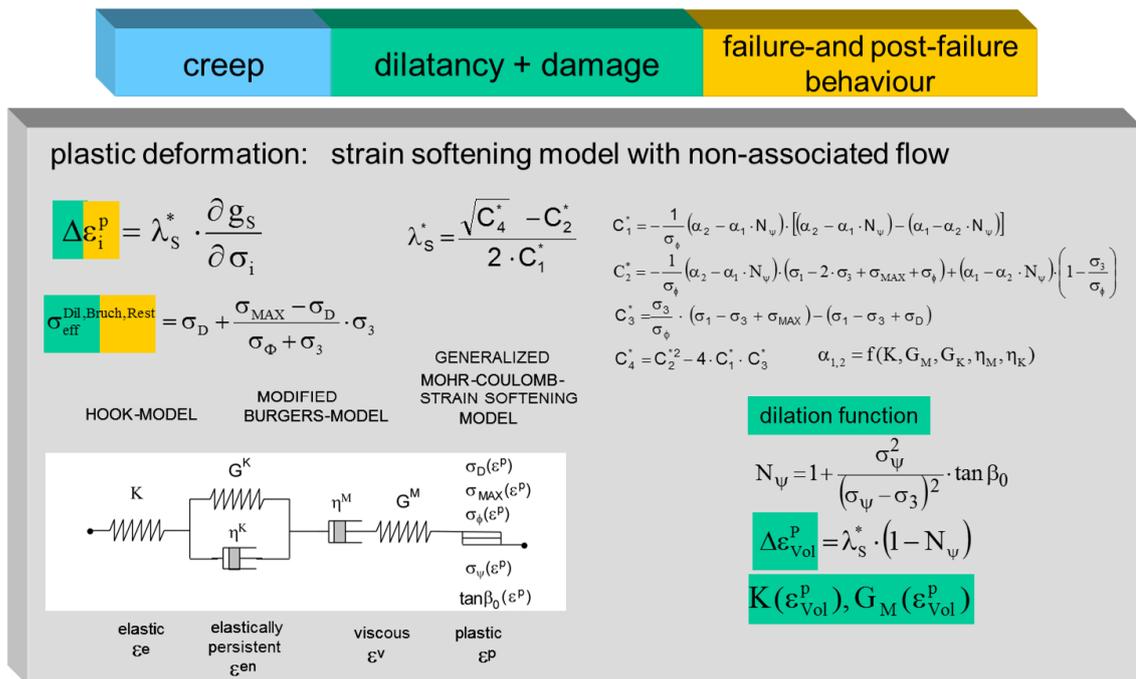


Abb. 3.1: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept des IfG-Minkley-Modells.

Die Gesamtverformungen setzen sich aus den folgenden Verformungsanteilen zusammen:

- Hooke-Modell - elastische isotrope Kompression,
- Kelvin-Element - primäres oder transientes Kriechen,
- Maxwell-Element - sekundäres oder stationäres Kriechen,
- Schädigungsinduzierter plastischer Verformungsanteil (generalisiertes Mohr-Coulomb-Modell mit Entfestigung und Dilatanz) und
- Zugentfestigungsmodell.

Dieses Modellkonzept basiert auf bewährten Standardmodellen der Mechanik und ist universell neben Steinsalz auch auf andere Salinargesteine und nichtsalinare Gesteine anwendbar, wobei sowohl duktiler Materialverhalten als auch Sprödbuchverhalten von Gesteinen beschrieben werden kann.

Als Bruchkriterium wird ein verallgemeinertes nichtlineares Mohr-Coulomb'sches Fließkriterium verwendet (MINKLEY & MÜHLBAUER 2007):

$$\sigma_1^B = \sigma_D + N_\phi \cdot \sigma_3 \tag{16}$$

mit der Reibungsfunktion

$$N_\phi = 1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \quad (17)$$

und somit

$$\sigma_{eff}^B = \sigma_1^B - \sigma_3 = \sigma_D + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (18)$$

wobei σ_3 die minimale Hauptspannung, σ_1^B die maximale Hauptspannung (Bruchspannung), $\sigma_{eff}^B = \sigma_1^B - \sigma_3$ 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 ε^P die plastische Scherverformung sind. Mit der Fließfunktion werden die Dilatanzfestigkeit, die Bruchfestigkeit und die Restfestigkeit in Abhängigkeit von der plastischen Scherverformung beschrieben. Der plastische Verformungsanteil wird aus einem plastischen Potential unter Verwendung einer nichtassozierten Fließregel abgeleitet, wodurch die für Sedimentgesteine typische Volumenvergrößerung (Dilatanz) infolge von Scherbeanspruchungen erfasst wird. Die spezielle mathematische Formulierung ist in (MINKLEY & MÜHLBAUER 2007) zu finden.

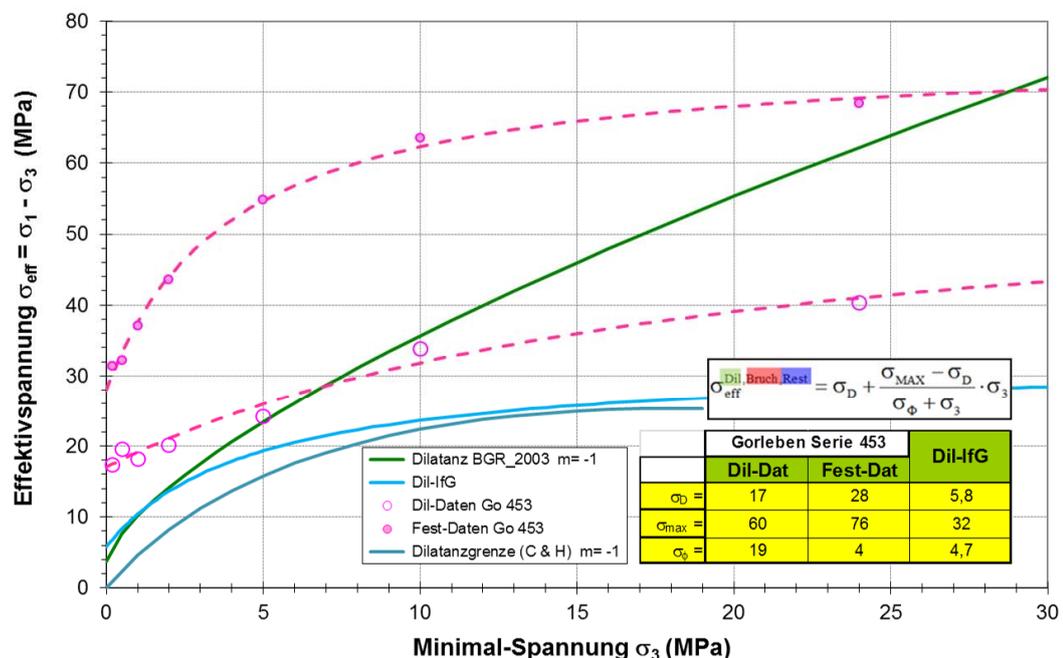


Abb. 3.2: Experimentell ermittelte Festigkeits-/Dilatanzgrenze im Vergleich zu den von BGR und lfG in den Simulationen verwendeten Dilatanzgrenzen.

Im Rahmen der IfG-Berechnungen wird die in Abb. 3.2 dargestellte konservative Dilatanzgrenze mit den Parametern $\sigma_D = 5.8$ MPa, $\sigma_{Max} = 32,0$ MPa und $\sigma_\phi = 4,7$ MPa verwendet. Die Festigkeitsparameter sind dabei von der plastischen Verformung abhängig. Für konservative Langzeitanalysen wird hierbei davon ausgegangen, dass keine Verfestigung stattfindet und dass die Festigkeit mit zunehmender plastischer Verformung auf ein Restfestigkeitsniveau mit sehr geringer einaxialer Druckfestigkeit abfällt (vgl. Tab. 3.5).

Tab. 3.5: Angesetzte Verformungsabhängigkeit der Dilatanzgrenze.

ε_{plas} [%]	0	10
σ_D [MPa]	5,8	0
σ_{Max} [MPa]	32	32
σ_ϕ [MPa]	4,7	4

Das für Salzgesteine typische viskose Materialverhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass die Verformung bei konstanter Spannung ($\dot{\sigma} = 0$) anwächst und die Spannung bei konstanter Dehnung ($\dot{\varepsilon} = 0$) abnimmt. Diese Erscheinungen werden Kriechen und Relaxation genannt. Der zeitabhängige Verformungsprozess wird im visko-elasto-plastischen Materialmodell mit einem modifizierten Burgers-Modell beschrieben. Das so genannte *primäre* Kriechen tritt unmittelbar nach Belastungsbeginn ein und ist durch die Parameter G_K und η_K des Kelvin-Modells bestimmt. In der anschließenden *sekundären* Kriechphase ist nur die Maxwell-Viskosität η_M bestimmend für die Verformungen. Das *tertiäre* Kriechen ist verbunden mit einem dilatanten Entfestigungsprozess, der zum Kriechbruchversagen führen kann.

Die Spannungsabhängigkeit der Kriechrate wird im visko-elasto-plastischen Modell durch folgende Abhängigkeit von Temperatur T und der deviatorischen Spannung σ_{eff} berücksichtigt

$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = \frac{\sigma_{eff}}{3\eta_M} \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \sinh(m \cdot \sigma_{eff}^n) \quad (19)$$

wobei m und n empirische Parameter sind. Der Arrhenius-Term $e^{-\frac{Q}{R \cdot T}}$ ist analog zum BGR_a-Ansatz zu verstehen.

Tab. 3.6: Verwendete Parameter für das stationäre Kriechen im Sinus-Hyperbolicus-Kriechgesetz des IfG.

	η_M [MPa·d]	m [-]	n [-]	Q [kJ/mol]	R [kJ/mol/K]
NA2	10^{28}	65	0,06	54	$8,3143 \cdot 10^{-3}$
NA3	$8 \cdot 10^{28}$	65	0,06		
NA4	$1,6 \cdot 10^{29}$	65	0,06		
AM3	$3,2 \cdot 10^{29}$	65	0,06		
K2 / K3	0,03	4,3	0,26		

4 Berechnungsmodelle für flache Lagerung und Salzkissen

4.1 Numerisches 2D-Modell für den Typ „flache Lagerung“

4.1.1 Geometrische Idealisierung, Randbedingungen und Berechnungsablauf

Das numerische 2D-Modell wurde für den Fall „flache Lagerung“ durch die Extraktion eines Schnittes aus dem geologischen 3D-Modell (VÖLKNER et al. 2017) erzeugt. Die Lage des Schnittes entspricht dabei einer Schnittspur durch das Zentrum des Einlagerungsbereiches senkrecht zur größten Ausdehnung der Endlagerstruktur.

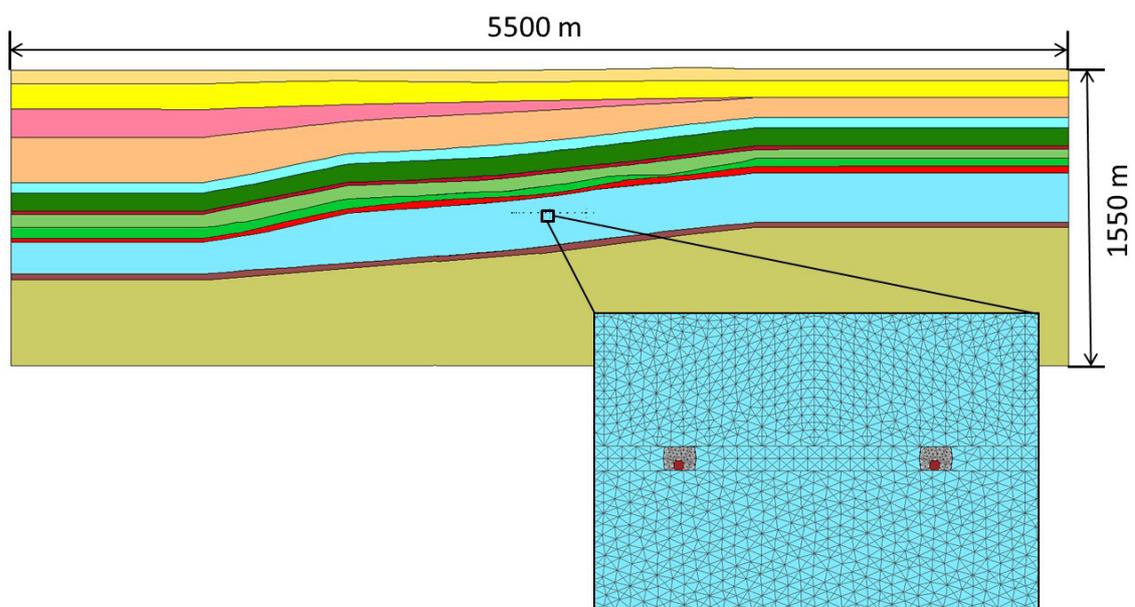


Abb. 4.1: 2D-Berechnungsmodell der flachen Lagerung.

Das Gesamtmodell hat eine Breite von ca. 5500 m und eine Höhe von etwa 1550 m. Die Teufe der Einlagerungssohle liegt sowohl für die Streckenlagerung als auch die horizontale Bohrlochlagerung bei 700 m u. NN. In beiden Fällen werden die Einlagerungsstrecken bzw. Bohrlöcher explizit im Modell abgebildet. Für die Streckenlagerung beinhaltet der Modellschnitt entsprechend dem Einlagerungskonzept 10 Einlagerungsstrecken im Abstand von 38 m. Zusätzlich werden Strecken für den Infrastrukturbereich abgebildet. Die Einlagerungsstrecken beinhalten jeweils die POLLUX®-10 Behälter mit einem Durchmesser von 1,56 m sowie den umgebenden Salzgrusversatz. Im Fall der horizontalen Bohrlochlagerung entfällt der Versatz und die Einlagerungsgeometrie besteht aus BSK-H Kokillen im Abstand von 18 m.

Die beiden oberen Schichten der Salinarbarriere (NA4 und AM3) werden für die diskontinuumsmechanische Modellierung der druckgetriebenen Perkolation oberhalb des Einlagerungsbereiches zur qualitativen Nachbildung einer vergrößerten Salzkornstruktur zusätzlich in unregelmäßig geformte Polyeder (Voronoi-Elemente) zerlegt. Entlang der initial impermeablen Korngrenzen zwischen den Voronoi-Elementen wirken Normal- und Scherspannungen, die im Verlaufe der Simulation dazu führen können, dass sich der an der Oberkante des NA4 anstehende Grundwasserdruck durch druckgetriebene Öffnung der Korngrenzen (Fluiddruck übersteigt Normalspannung) oder dilatante Schädigung (Scherbeanspruchung) in die Barriere ausbreiten kann. Entlang der Korngrenzen wird ein adhäsives Scherreibungsmodell verwendet (MINKLEY & WÜSTE 2008), dessen Parameter derart gewählt werden, dass die kontinuumsmechanischen Festigkeitseigenschaften repliziert werden (KNAUTH & MINKLEY 2014). Entlang aller anderen makroskopischen Schichtübergänge zwischen Homogenbereichen werden Scherparameter angesetzt, die aus Scherversuchen an Übergängen zwischen verschiedenen Steinsalzvarietäten gewonnen wurden.

In den beiden Modellvarianten wurde die zeitabhängige Wärmeleistung der radioaktiven Abfälle (BERTRAMS et al. 2017) gemäß der Befüllung der Endlagerbehälter verwendet. Da die Endlagerbehälter in der Streckenlagerung durch die 2D-Modellierung implizit als in lateraler Richtung unendliche Behälter wirken, wurde der behälterfreie Zwischenraum in axialer Richtung bei der Berechnung der Wärmeleistung berücksichtigt. In der horizontalen Bohrlochlagerung wird der Behälterabstand in Bohrlochrichtung vernachlässigbar.

Für den Fall der explizit modellierten Behälter wird erwartet, dass die Berechnungsergebnisse der Auslegungsberechnungen auch in den 2D-Berechnungen repliziert werden bzw. etwaige Abweichungen begründete Ursachen haben. Da es sich um großräumige Modelle handelt, kann die Dichte des Berechnungsnetzes nicht die gleiche Feinheit aufweisen, wie es in den FLAC3D-Auslegungsberechnungen zur Bestimmung der Behälterabstände unter Einhaltung einer maximalen Auslegungstemperatur von 200 °C

der Fall ist. Demnach ist es - insbesondere angesichts des komplexen Einflusses der Wärmeleitfähigkeit des kompaktierenden Versatzes bei der Streckenlagerung - sinnvoll zu zeigen, dass die Temperaturentwicklung der Auslegungsberechnungen an analogen 2D-Einzelstreckenmodellen repliziert werden kann.

Abb. 4.2 zeigt die Temperaturverläufe der Validierungsberechnungen für die Einlagerungsvarianten Streckenlagerung (SL) und horizontale Bohrlochlagerung (hBL) im Vergleich zu den Auslegungsberechnungen (BERTRAMS et al. 2017). Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung bezüglich des qualitativen und quantitativen Verhaltens der Temperaturentwicklung. Somit konnten die angesetzten Wärmequellen der explizit modellierten Behälter samt des ggf. vorhandenen Versatzes für die großräumigen Berechnungen in der flachen Lagerung bestätigt werden.

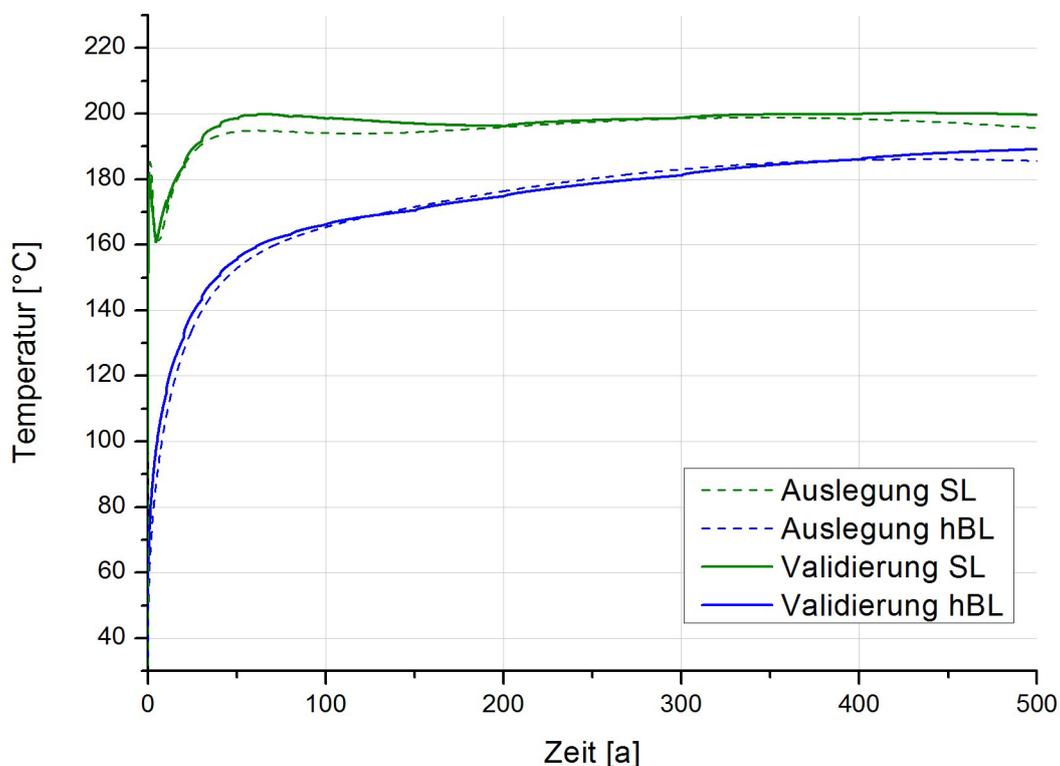


Abb. 4.2: Validierung der Wärmequellen für die 2D-Modellierungen durch Nachrechnung der Auslegungsberechnungen (BERTRAMS et al. 2017).

Ausgehend vom initialen Grundspannungszustand wird die Einlagerung durch das instantane Aufbringen der beschriebenen Wärmequellen auf die modellierten Behälter und durch die Verfüllung der Strecke mit Salzgrus simuliert. Die instantane Einlagerung ist konservativ, da die Wärmeleistung hierdurch sofort in vollem Umfang auf das System wirken kann. Das temperatur- und geschwindigkeitsabhängige Kompaktionsverhalten des Salzgrusversatzes in der Einlagerungsvariante Streckenlagerung wird durch ein modifiziertes Double-Yield-Kompaktionsmodell beschrieben (KOCK et al. 2012).

4.1.2 Diskontinuumsmechanische Modellierung der druckgetriebenen Perkolation

Zusätzlich zur konventionellen Auswertung von Dilatanz- und Minimalspannungs-kriterium wurden die 2D-Modelle derart aufgebaut, dass auch thermo-hydro-mechanisch gekoppelte Prozesse der Grundwasserperkolation in die Salzbarriere abgebildet werden können. Aus vorläufigen Studien hatte sich gezeigt, dass insbesondere die oberen Barrierschichten hierfür prädestiniert sind, weshalb in den geomechanischen Berechnungen die Schichten NA4 und AM3 im zentralen Bereich über dem Einlagerungsfeld durch zusätzliche Diskretisierung in deformierbare Voronoi-Elemente zerlegt wurden (Abb. 4.3).

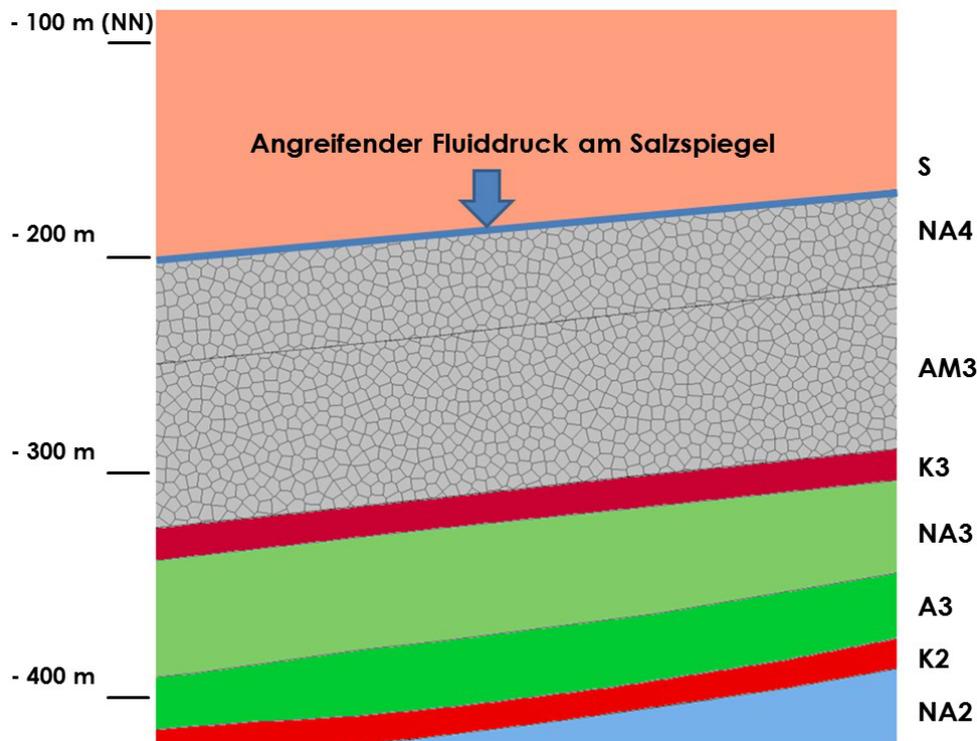


Abb. 4.3: Diskontinuumsmechanische Voronoi-Zerlegung der Barrierschichten NA4 und AM3.

An der Oberkante des Salinars wirkt dann in den Berechnungen der tiefenabhängige, hypothetisch anstehende Grundwasserdruck. Fällt die Normalspannung auf den Korngrenzen zwischen den Voronoi-Elementen unter diesen Druck, oder werden diese mechanisch durch Scherbeanspruchung geschädigt, so setzt in der gekoppelten Berechnung ein Fluidfluss in das Korngrenzenetzwerk der polykristallinen Salzgesteine ein. Für die Langzeitanalyse werden hierbei keine Werte für Rissöffnungsweiten und Kontaktpermeabilitäten angesetzt, die den transienten Druckaufbau beschreiben, sondern es wird konservativ unterstellt, dass die Flüssigkeit in den quasi-statischen Simulationen den zugänglichen Raum jeweils instantan ausfüllt.

4.2 Numerisches 3D-Modell für den Typ „flache Lagerung“

Auf Basis des generischen geologischen 3D-Modells für den Typ „flache Lagerung“ (VÖLKNER et al. 2017) wurde ein 3D-Berechnungsmodell zur Überprüfung der Integrität der geologischen Salzbarriere verwendet. Für die Analyse der thermomechanischen Auswirkungen eines Wärmeeintrags wurden die Modellberechnungen unter Berücksichtigung der folgenden Endlagerkonzepte (BERTRAMS et al. 2017) durchgeführt:

- Streckenlagerung von POLLUX®-Behältern,
- Horizontale Bohrlochlagerung von Kokillen (BSK-H).

4.2.1 Geometrische Idealisierung und Diskretisierung der FE-Modelle

Für die geometrische Idealisierung des 3D-Berechnungsmodells wird ein Bereich ausgewählt, der sich am geologischen Modell für den Typ „flache Lagerung“ orientiert und den Einlagerungsbereich umfasst. Für die verschiedenen Einlagerungsvarianten ergeben sich unterschiedliche Dimensionen der einzelnen 3D-Berechnungsmodelle.

Das 3D-Berechnungsmodell für die Einlagerungsvariante „Streckenlagerung“ weist eine Länge von 7682 m und eine Breite von 5342 m auf (siehe Abb. 4.4). Die seitlichen Modellränder befinden sich jeweils 2500 m außerhalb des Einlagerungsbereiches. Die Höhe des 3D-Modells beträgt 2557 m. Das 3D-Modell für die Einlagerungsvariante „horizontale Bohrlochlagerung“ weist eine Länge von 7625,6 m, eine Breite von 5342 m und eine Höhe von 2557 m auf.

Der obere Rand der beiden 3D-Modelle entspricht der Geländeoberkante (GOK), d. h. ca. +56,8 m NN. Der untere Rand liegt bei 2500 m u. NN. Die Teufen der Einlagerungssohle sind für die Streckenlagerung und die horizontale Bohrlochlagerung 700 m u. NN. Somit befindet sich der untere Rand nahezu 1800 m unterhalb der Einlagerungshorizonte, so dass Einflüsse aus den Modellrandbedingungen auf die Berechnungsergebnisse für den hier betrachteten Zeitraum von 10.000 Jahren ausgeschlossen werden können.

Hohlräume wie z. B. Richtstrecken, Querschläge und Einlagerungsstrecken werden in den beiden Modellen nicht berücksichtigt. Diese Annahme ist im Hinblick auf die Bewertung der Integrität der Salzbarriere vor allem im Fernbereich als konservativ einzustufen, da im Einlagerungsbereich infolge Wärmeproduktion größere Druckspannungen berechnet werden. Diese führen die im Salzspiegelbereich zu einer größeren zughaften Entlastung und wirken sich damit ungünstig auf das Dilatanz- und Fluidruckkriterium aus.

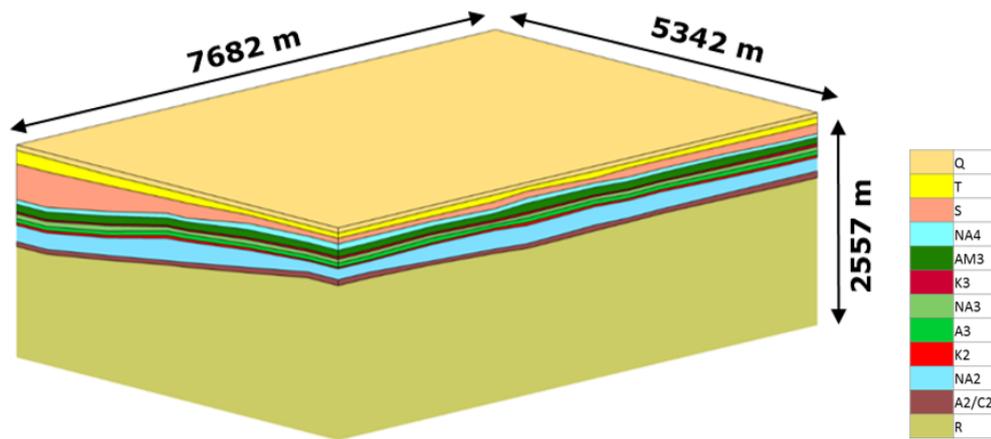


Abb. 4.4: Numerisches 3D-Berechnungsmodell für die Integritätsnachweise, Typ „Flache Lagerung“, „Streckenlagerung“.

Die räumliche Diskretisierung des 3D-Modells im Nahbereich des Endlagers ist in Abb. 4.5 dargestellt. Das Modell für die „Streckenlagerung“ enthält 1.027.840 8-Knoten-Hexaederelemente und 1.060.346 Knoten. Die kleinste Kantenlänge im Einlagerungsbereich beträgt ungefähr 6 Meter. Das Modell für die „horizontale Bohrlochlagerung“ enthält 1.072.764 8-Knoten-Hexaederelemente und 1.106.508 Knoten. Die kleinste Elementkantenlänge in den beiden Einlagerungsbereichen beträgt ungefähr 5 bis 6 Meter.

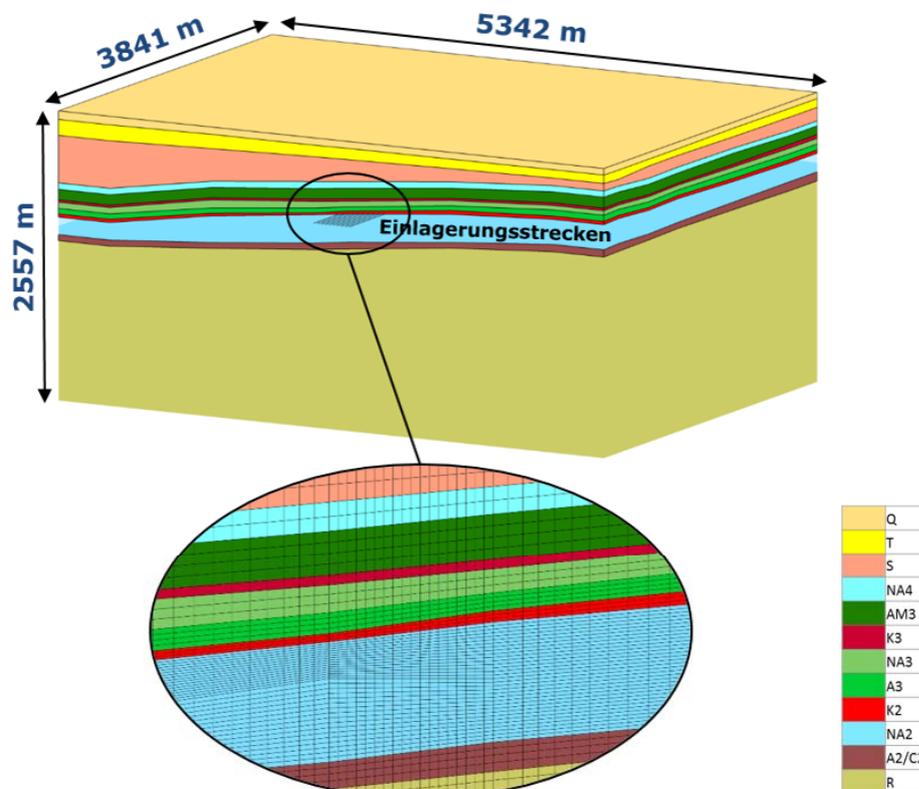


Abb. 4.5: Numerisches 3D-Berechnungsmodell einer detaillierten Ansicht der räumlichen Diskretisierung im Nahbereich der Einlagerungstrecken, Typ „Flache Lagerung“.

4.2.2 Initiale Gebirgstemperatur und primärer Gebirgsspannungszustand

An der Geländeoberfläche wird eine initiale Gebirgstemperatur von 281,65 K (8,5 °C) angesetzt, die der mittleren Jahrestemperatur in Norddeutschland entspricht. Die Temperatur an der Modellbasis wird über einen angenommenen mittleren Temperaturgradienten von 3 K/100 m ermittelt. Anschließend erfolgt eine stationäre Temperaturfeldberechnung mit den zuvor beschriebenen Randbedingungen.

Als primärer Gebirgsspannungszustand wird ein mit der Teufe linear zunehmender isotroper lithostatischer Gebirgsdruck angenommen. Dabei wird sowohl für das Salzgebirge als auch für das Deck- und Grundgebirge eine Dichte von 2,2 kg/dm³ im gesamten Modell angesetzt.

4.2.3 Wärmeleistung der Einlagerungsvarianten

In den beiden Modellvarianten wurde die zeitabhängige Wärmeleistung der radioaktiven Abfälle (BERTRAMS et al. 2017) als Flächenquelle angesetzt. Die Einlagerungssohle der beiden Varianten liegt in einer Teufe von 700 m u. NN bzw. 756,8 m u. GOK.

4.2.3.1 Variante „Streckenlagerung“

Bei der Streckenlagerung werden die wärmeerzeugenden Behälter in parallel zueinander verlaufenden Strecken auf der Einlagerungssohle eingelagert. Die Länge und die Breite des Einlagerungsfeldes betragen 2682 m und 342 m. Bei einem Streckenabstand von 38 m ergeben sich bei der zur Verfügung stehenden Breite des Einlagerungsfeldes insgesamt zehn Einlagerungsstrecken, in die POLLUX®-10-Behälter eingelagert werden. Die Länge eines POLLUX®-10-Behälters beträgt 5,517 m, der Abstand der Behälter untereinander 3 m. Somit nimmt jede Strecke 315 Behälter auf.

Die Wärmeleistung wird als Flächenwärmequelle für den gesamten Einlagerungsbereich vorgegeben. Unter Berücksichtigung der angegebenen Einlagerungsgeometrie, einer Beladung der POLLUX®-10-Behälter mit DWR-MIX 89/11-Abfällen und einer Zwischenlagerzeit von 57 Jahren ergibt sich folgende homogenisierte Wärmeleistung $P(t)$ pro m² Wärmequelle:

$$P_{\text{Behälter/Fläche}}(t) \left[\frac{\text{kW}}{\text{m}^2} \right] = \frac{n \cdot P_{\text{Behälter}}(t) [\text{kW}]}{A [\text{m}^2]} \quad (20)$$

$$P_{\text{Pollux/Fläche}}(t) \left[\frac{\text{kW}}{\text{m}^2} \right] = \frac{315 \cdot 10 \cdot P_{\text{Pollux}}(t) [\text{kW}]}{2682 \cdot 342 [\text{m}^2]} = \frac{P_{\text{Pollux}}(t) [\text{kW}]}{291,19 [\text{m}^2]} \quad (21)$$

4.2.3.2 Variante „horizontale Bohrlochlagerung“

Bei der horizontalen Bohrlochlagerung werden Brennstabkockillen (BSK-H) in horizontal verlaufenden Bohrlöchern eingelagert. Die Länge und die Breite des Einlagerungsfeldes betragen 2625,6 m und 342 m. Bei einem Bohrlochabstand von 18 m ergeben sich bei der zur Verfügung stehenden Breite des Einlagerungsfeldes insgesamt 20 parallele Bohrlöcher, die mit 5,06 m langen Brennstabkockillen ohne Zwischenabstand beladen werden. In Längsrichtung des Einlagerungsfeldes können mit der angegebenen Behälterlänge maximal 519 BSK-H eingelagert werden.

Die Wärmeleistung wird als Flächenwärmequelle auf dem gesamten Einlagerungsbereich vorgegeben. Unter Berücksichtigung der oben angegebenen Einlagerungsgeometrie, einer Beladung der BSK-H mit DWR-MIX 89/11-Abfällen und einer Zwischenlagerzeit von 57 Jahren ergibt sich folgende homogenisierte Wärmeleistung $P(t)$ pro m^2 Wärmequelle:

$$P_{\text{BSK/Fläche}}(t) \left[\frac{\text{kW}}{\text{m}^2} \right] = \frac{519 \cdot 20 \cdot P_{\text{BSK}}(t) [\text{kW}]}{2625,6 \cdot 342 [\text{m}^2]} = \frac{P_{\text{BSK}}(t) [\text{kW}]}{86,51 [\text{m}^2]} \quad (22)$$

4.2.4 Durchführung der Berechnungen

Für den Modelltyp „flache Lagerung“ wurden die numerischen Berechnungen zur Überprüfung der Integrität der Salzbarriere für die Einlagerungsvarianten „Streckenlagerung“ und „horizontale Bohrlochlagerung“ durchgeführt.

Die thermomechanischen Berechnungen wurden mit dem Finite-Elemente-Programm JIFE (FAUST et al. 2016) durchgeführt. Es wurde die Programmversion Jife-5.1.1 verwendet.

Als thermische Anfangs- und Randbedingung wird im 3D-Modell zunächst die initiale Gebirgstemperatur angesetzt, wie in Kap. 4.2.2 beschrieben. An der Geländeoberfläche wird ein konvektiver Wärmestrom mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $8,7 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ berücksichtigt (NIPP 1988). An der Modellbasis in 2557 m Teufe beträgt die Temperatur $85,2 \text{ °C}$. Der primäre Gebirgsspannungszustand, der als mechanische Anfangsbedingung im Modell angesetzt wird, ist in Kap. 4.2.2 beschrieben.

Die Seitenflächen und die Modellbasis werden in beiden Modellen als Gleitflächen ausgebildet, d. h. die Knoten der seitlichen und unteren Modellrandflächen sind in normaler Richtung fixiert. Der obere Modellrand ist frei von Last- und Verschiebungsrandbedingungen, da die Modelle bis an die Geländeoberfläche abgebildet sind.

Die in Kap. 4.2.3 beschriebene Wärmefreisetzung im Einlagerungsbereich führt zu einer instationären Wärmeausbreitung sowie zu thermisch induzierten Spannungen und

Verformungen, die über einen Zeitraum von 10.000 Jahren berechnet werden. In JIFE werden in einem Zeitschritt neben der Temperatur auch die mechanischen Zustandsgrößen (Spannungen, Verzerrungen, Verschiebungen) ermittelt.

4.3 Numerisches 2D-Scheibenmodell für den Typ „Salzkissen“

4.3.1 Geometrische Idealisierung, Randbedingungen und Berechnungsablauf

Das numerische 2D-Modell wurde für den Fall „Salzkissen“ durch die Extraktion eines Schnittes aus dem geologischen 3D-Modell (VÖLKNER et al. 2017) erzeugt. Die Lage des Schnittes entspricht dabei einer Schnittspur durch das Zentrum des Einlagerungsbereiches senkrecht zur größten Ausdehnung der Endlagerstruktur. Die betrachteten Einlagerungsvarianten für den Modelltyp „Salzkissen“ sind:

- Vertikale Bohrlochlagerung von Brennstabkokillen (BSK-V),
- Direkte Endlagerung von Transport- und Lagerbehältern (TLB) in horizontalen Kurzbohrlöchern.

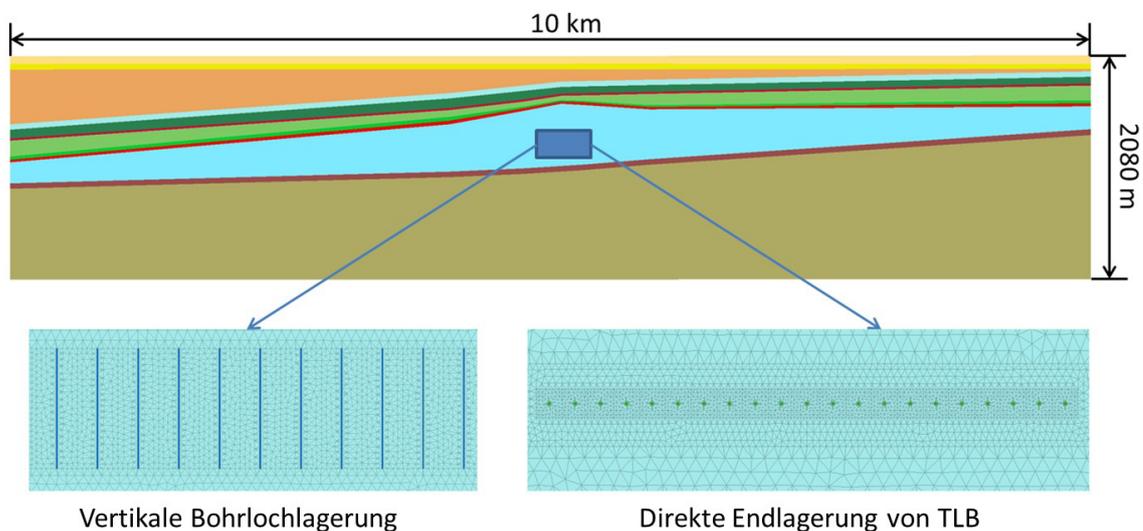


Abb. 4.6: 2D-Berechnungsmodell der Salzkippenstruktur.

Das Gesamtmodell hat eine Breite von ca. 10 km und eine Höhe von etwa 2080 m. Bei der vertikalen Bohrlochlagerung werden die 100 m tiefen vertikalen Bohrlöcher in einem quadratischen Gitter mit einem Abstand von 33,6 m hergestellt. Für die direkte Endlagerung wird eine rechteckige Verteilung mit Behälterabständen von 20 m (seitlicher Abstand zwischen Behältern in Abb. 4.6) und 28 m Zwischenraum in Out-of-plane-

Richtung (vgl. Grubengebäudeplanung in BERTRAMS et al. (2017)) verwendet. Die Teufe der Einlagerungssohle für die vertikale Bohrlochlagerung beträgt 725 m u. NN und für die direkte Endlagerung 830 m u. NN.

Die Endlagerkonzepte unterscheiden sich von denen aus dem Typ „flache Lagerung“ insoweit, als dass sie nicht länger in guter Näherung als schmales, langgestrecktes Netzwerk aus Einlagerungsstrecken beschreibbar sind und somit die reine 2D-Approximation unendlich ausgedehnter Strecken ihre Gültigkeit verliert. Insbesondere für die vertikale Bohrlochlagerung müssten die vertikalen Bohrlöcher als unendlich ausgedehnte Scheiben modelliert werden. Dies könnte nur unter der Verwendung verschmierter Wärmequellen geschehen und die Temperaturentwicklung an der Behälteroberfläche würde deutlich geringer ausfallen als die Auslegungsberechnungen es prognostizieren. Bei gleichem integralem Wärmeeintrag hätte dies zwar im Fernfeld keinen signifikanten Einfluss auf die Integritätsbewertung der Barriere, da aber die 2D-Modellierung insbesondere auch das Nahfeldverhalten abbilden soll, wurden die thermo-hydro-mechanisch gekoppelten 2D-Modellierungen für den Typ „Salzkissen“ als „2,5D“-Scheibenmodelle aufgebaut. Hierdurch ist es möglich, auch die Einlagerungsgeometrien für die Endlagerkonzepte für den Typ „Salzkissen“ derart zu modellieren, dass die Temperatur- und Spannungsentwicklung im Nahfeld abgebildet werden kann. So hat z. B. das Scheibenmodell für die vertikale Bohrlochlagerung unter Ausnutzung der Symmetrie eine Dicke von 16,8 m (halber Bohrlochabstand in Out-of-plane-Richtung, vgl. Abb. 4.6).

In den beiden Modellvarianten wurde die zeitabhängige Wärmeleistung der radioaktiven Abfälle (BERTRAMS et al. 2017) gemäß der Befüllung der Endlagerbehälter verwendet. Durch die explizite Modellierung der Behälterzwischenräume ist im Gegensatz zur reinen 2D-Berechnung für den Typ „Salzkissen“ keine Umrechnung der Wärmeleistungen nötig. Die korrekte Modellierung der Temperaturentwicklung der Endlagerbehälter anhand der Wärmeleistungsvorgaben wurde für den Fall der direkten Endlagerung von Transport- und Lagerbehältern (TLB) erneut durch Nachrechnung des Elementarzellenmodells der Auslegungsberechnungen (BERTRAMS et al. 2017) validiert (Abb. 4.7).

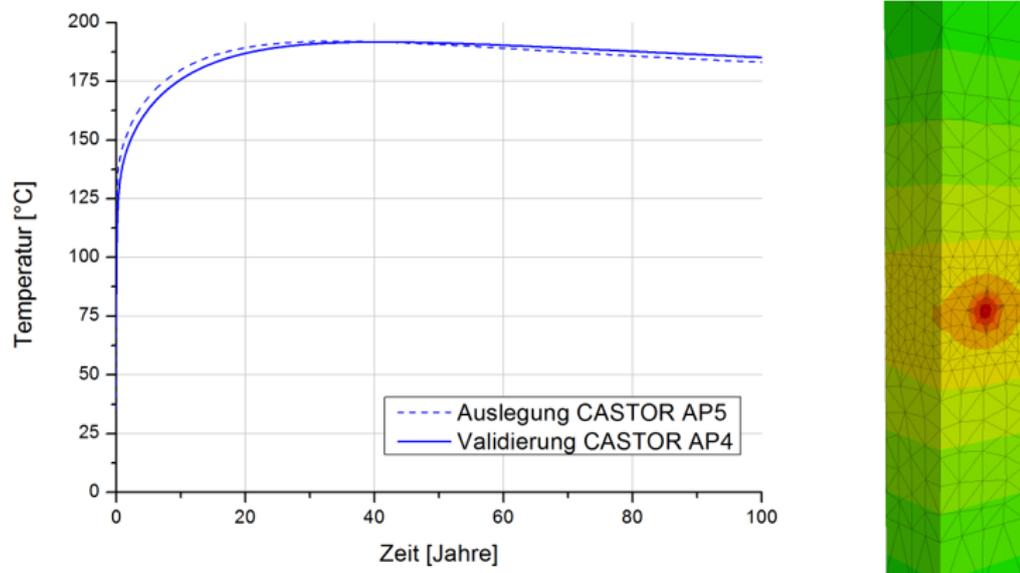


Abb. 4.7: Validierung der Wärmequellen für die direkte Endlagerung von TLB.

Für die vertikale Bohrlochlagerung stellte sich bereits in den Auslegungsberechnungen heraus, dass die Endlichkeit des Einlagerungsfeldes einen besonders hohen Einfluss hat, weshalb die Auslegung direkt in einem FLAC3D-Scheibenmodell der realen Einlagerungsgeometrie erfolgte. Somit muss hier keine Validierung durch Nachrechnung eines Elementarzellenmodells erfolgen, sondern lediglich die Übereinstimmung der Temperaturkurven mit denen aus den großräumigen 2D-Scheibenmodellierungen im Salzkissen gewährleistet werden.

4.4 Numerisches 3D-Modell für den Typ „Salzkissen“

Auf Basis des generischen geologischen 3D-Modells für den Typ „Salzkissen“ (VÖLKNER et al. 2017) wurde bei der BGR ein 3D-Berechnungsmodell zur Überprüfung der Integrität der geologischen Salzbarrieren verwendet. Für die Analyse der thermomechanischen Auswirkungen eines Wärmeeintrags wurden die Modellberechnungen unter Berücksichtigung der folgenden Endlagerkonzepte durchgeführt:

- Vertikale Bohrlochlagerung von Brennstabkokillen (BSK-V),
- Direkte Endlagerung von Transport- und Lagerbehältern in horizontalen Kurzbohrlöchern.

4.4.1 Geometrische Idealisierung und Diskretisierung der FE-Modelle

Für die geometrische Idealisierung des 3D-Berechnungsmodells wird ein Bereich ausgewählt, der sich am geologischen Modell für den Typ „Salzkissen“ orientiert und den Einlagerungsbereich erfasst. Daraus ergibt sich ein kleiner Unterschied in den Dimensionen des 3D-Berechnungsmodells für die verschiedenen Einlagerungsvarianten.

Das 3D-Modell für den Typ „Salzkissen“ weist eine Symmetrieebene auf. Quer zum geologischen Schnitt C-C' (VÖLKNER et al. 2017) liegt die Symmetrieebene hierbei im Zentrum des Einlagerungsfeldes. Durch die Festlegung der Symmetrieebene mit entsprechenden Verformungsrandbedingungen kann die Modellierung des halben Einlagerungsbereiches erfolgen. Damit wird der Bearbeitungsaufwand bezüglich Modell-erstellung, Modelldiskretisierung, Berechnungszeit und Ergebnisauswertung reduziert.

Das 3D-Modell für die Einlagerungsvariante „vertikale Bohrlochlagerung“ (siehe Abb. 4.8) weist eine Länge von 5336 m, eine Breite von 3323 m und eine Höhe von 3574 m auf. Das 3D-Modell für die Einlagerungsvariante „direkte Endlagerung in horizontalen Kurzbohrlöchern“ (siehe Abb. 4.9) weist eine Länge von 5380 m, eine Breite von 3540 m und eine Höhe von 3574 m auf.

Die seitlichen Modellränder befinden sich jeweils 2500 m außerhalb des Einlagerungsbereiches. Der obere Rand des Modells entspricht der Geländeoberkante (GOK), d. h. ca. +73,5 m NN. Der untere Rand des Modells liegt bei 3500 m u. NN. Die Teufen der Einlagerungssohle sind für die vertikale Bohrlochlagerung 725 m u. NN und für die direkte Endlagerung 830 m u. NN. Somit befinden sich die unteren Ränder nahezu 2775 m und 2670 m unterhalb des Einlagerungshorizonts, so dass Einflüsse aus den Modellrandbedingungen auf die Berechnungsergebnisse für den hier betrachteten Zeitraum von 10.000 Jahren ausgeschlossen werden können.

Hohlräume wie z. B. Richtstrecken, Querschläge und Einlagerungsstrecken werden in diesen Modellen nicht berücksichtigt. Diese Annahme ist im Hinblick auf die Bewertung der Integrität der Salzbarriere vor allem im Fernbereich als konservativ einzustufen, da im Einlagerungsbereich infolge Wärmeproduktion größere Druckspannungen berechnet werden, die im Salzspiegelbereich zu einer größeren zughaften Entlastung führen und sich damit ungünstig auf Dilatanz- und Fluidruckkriterium auswirken.

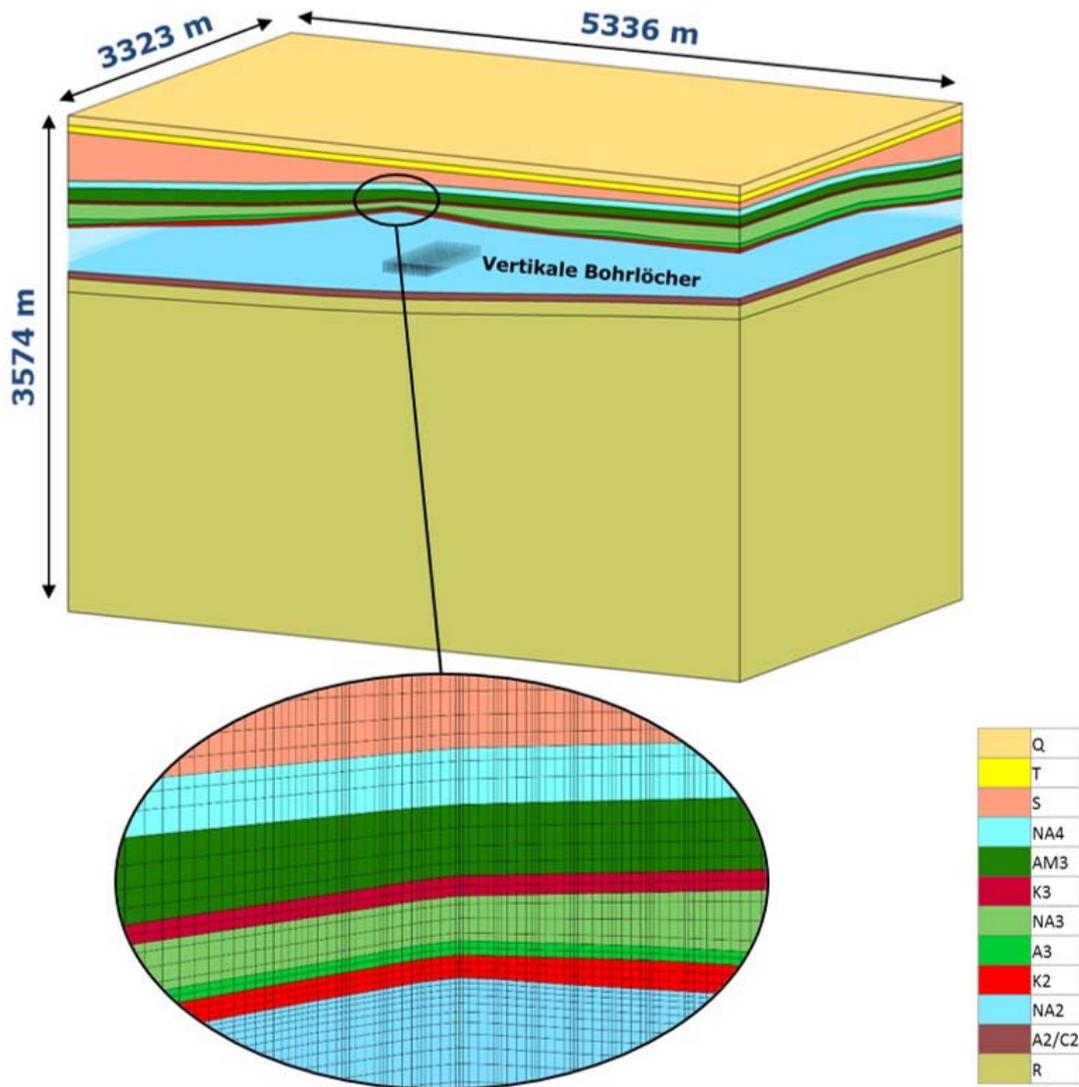


Abb. 4.8: Numerisches 3D-Berechnungsmodell für die vertikale Bohrlochlagerung im Salzkissen mit einer detaillierten Ansicht der räumlichen Diskretisierung oberhalb des Einlagerungsbereiches.

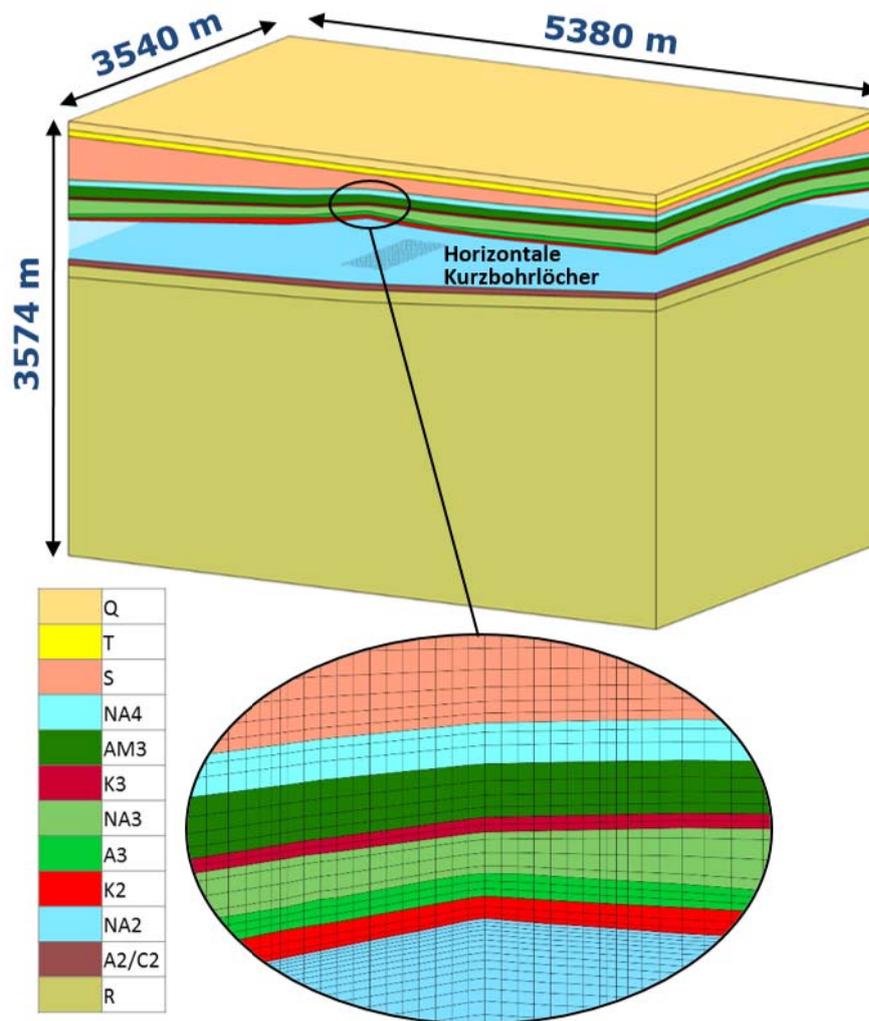


Abb. 4.9: Numerisches 3D-Berechnungsmodell für die Direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern im Salzkissen mit einer detaillierten Ansicht der räumlichen Diskretisierung oberhalb des Einlagerungsbereiches.

Die Diskretisierungen der 3D-Modelle oberhalb des Einlagerungsbereiches sind in den Abb. 4.8 und Abb. 4.9 dargestellt. Das Modell für die „Streckenlagerung“ enthält 1.348.872 8-Knoten-Hexaederelemente und 1.386.594 Knoten. Die kleinste Kantenlänge im Einlagerungsbereich beträgt ungefähr 3,3 m. Das Modell für die „horizontale Bohrlochlagerung“ enthält 1.003.275 8-Knoten-Hexaederelemente und 1.036.288 Knoten. Die kleinste Elementkantenlänge im Einlagerungsbereich beträgt ungefähr 4 m.

4.4.2 Initiale Gebirgstemperatur und primärer Gebirgsspannungszustand

An der Geländeoberfläche wird eine initiale Gebirgstemperatur von 281,65 K (8,5 °C) angesetzt, die der mittleren Jahrestemperatur in Norddeutschland entspricht. Die Temperatur an der Modellbasis wird über einen angenommenen mittleren Temperaturgradienten von

3 K/100 m ermittelt. Anschließend erfolgt eine stationäre Temperaturfeldberechnung mit den zuvor beschriebenen Randbedingungen.

Als primärer Gebirgsspannungszustand wird ein mit der Tiefe linear zunehmender isotroper lithostatischer Gebirgsdruck angenommen. Dabei wird sowohl für das Salzgebirge als auch für das Deck- und Grundgebirge eine Dichte von 2,2 kg/dm³ im gesamten Modell angesetzt.

4.4.3 Wärmeleistung der Einlagerungsvarianten

Für die Analyse der thermomechanischen Auswirkungen eines Wärmeeintrages auf die Integrität der geologischen Barrieren im Salzkissen wird die zeitabhängige Wärmeleistung der radioaktiven Abfälle (BERTRAMS et al. 2017) als Flächenquelle angesetzt. Die Einlagerungssohle für die Einlagerungsvariante vertikale Bohrlochlagerung liegt in einer Tiefe von 725 m u. NN bzw. 798,5 m u. GOK. Für die direkte Einlagerung in horizontalen Kurzbohrlöchern wird die Tiefe der Einlagerungssohle auf 830 m u. NN bzw. 903,5 m u. GOK festgelegt.

4.4.3.1 Variante „vertikale Bohrlochlagerung“

Bei der vertikalen Bohrlochlagerung werden die Behälter in 100 m tiefen vertikalen Bohrlochern auf der 725-m-Sohle eingelagert. Aus Symmetriegründen wird die Hälfte des Einlagerungsfeldes im Berechnungsmodell simuliert. Die Länge und die Breite des modellierten Einlagerungsfeldes betragen 823,2 m und 336 m (siehe Abb. 4.10). Bei einem Bohrlochabstand von 33,6 m ergeben sich bei der zur Verfügung stehenden Länge und Breite des Einlagerungsfeldes insgesamt 275 Einlagerungsbohrlöcher, die mit jeweils 15 Kokillen (BSK-V) beladen werden.

Die Wärmeleistung wird in 11 vertikal und parallel angeordneten Flächenwärmequellen aufgebracht. In die einzelne Flächenwärmequelle werden 25 · 15 = 375 Kokillen (BSK-V) beladen. Unter Berücksichtigung der oben angegebenen Einlagerungsgeometrie, einer Beladung der BSK-V mit DWR-MIX 89/11-Abfällen und einer Zwischenlagerzeit von 57 Jahren ergibt sich folgende homogenisierte Wärmeleistung P(t) pro m² Wärmequelle:

$$P_{\text{BSK/Fläche}}(t) \left[\frac{\text{kW}}{\text{m}^2} \right] = \frac{25 \cdot 15 \cdot P_{\text{BSK}}(t) [\text{kW}]}{823,2 \cdot 87,1 [\text{m}^2]} = \frac{P_{\text{BSK}}(t) [\text{kW}]}{191,2 [\text{m}^2]} \quad (23)$$

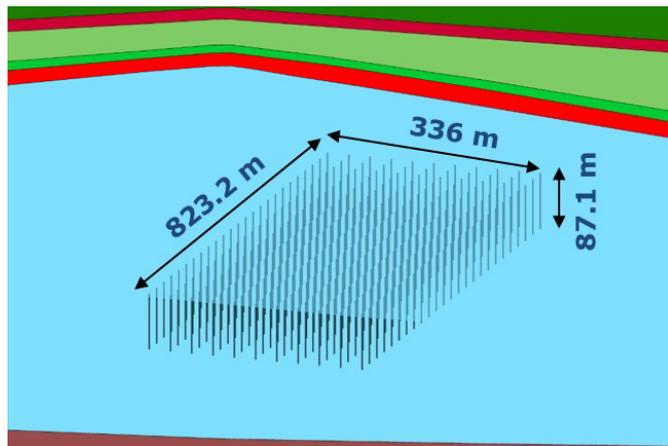


Abb. 4.10: Dimension des Einlagerungsbereichs für den Modelltyp „Salzkissen“, vertikale Bohrlochlagerung.

4.4.3.2 Variante „direkte Endlagerung von TLB“

Bei der direkten Endlagerung von TLB werden die Behälter in horizontalen Kurzbohrlöchern auf der 830-m-Einlagerungssohle eingelagert. Aus Symmetriegründen wird die Hälfte des Einlagerungsfeldes im Berechnungsmodell simuliert. Die Länge und die Breite des modellierten halben Einlagerungsfeldes betragen 1040 m und 380 m. Bei einem Behälterabstand von 20 m und einem Pfeilerabstand von 28 m werden bei der zur Verfügung stehenden Länge und Breite des halben Einlagerungsfeldes insgesamt $20 \cdot 31 = 620$ TLB eingelagert.

Die Wärmeleistung wird in 31 horizontalen Flächenwärmequellen aufgebracht. Unter Berücksichtigung der angegebenen Einlagerungsgeometrie, einer Beladung der Transport- und Lagerbehälter CASTOR® V/19 mit DWR-MIX 89/11-Abfällen und einer Zwischenlagerzeit von 57 Jahren ergibt sich folgende homogenisierte Wärmeleistung $P(t)$ pro m^2 Wärmequelle:

$$P_{\text{Castor/Fläche}}(t) \left[\frac{\text{kW}}{\text{m}^2} \right] = \frac{20 \cdot P_{\text{Castor}}(t) [\text{kW}]}{380 \cdot 6 [\text{m}^2]} = \frac{P_{\text{Castor}}(t) [\text{kW}]}{114 [\text{m}^2]} \quad (24)$$

4.4.4 Durchführung der Berechnungen

Für den Modelltyp „Salzkissen“ wurden die numerischen Berechnungen zur Überprüfung der Integrität der Salzbarriere für die Einlagerungsvarianten „vertikale Bohrlochlagerung“ und „direkte Endlagerung in horizontalen Kurzbohrlöchern“ durchgeführt.

Die thermomechanischen Berechnungen wurden mit dem Finite-Elemente-Programm JIFE durchgeführt. Es wurde wie für den Typ „Salzkissen“ die Programmversion Jife-5.1.1 benutzt.

Als thermische Anfangs- und Randbedingung wird zunächst die initiale Gebirgstemperatur, die in Kap. 4.2.2 beschrieben wird, im Modell angesetzt. Für die vertikale Bohrlochlagerung wird an der Geländeoberfläche ein konvektiver Wärmestrom mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $8,7 \text{ W} / (\text{m}^2 \cdot \text{K})$ berücksichtigt (NIPP 1988). Anders als bei der vertikalen Bohrlochlagerung wird bei der direkten Endlagerung in horizontalen Kurzbohrlöchern keine Konvektion am oberen Modellrand angesetzt, da die anderen Berechnungsergebnisse keine signifikante Beeinflussung der Temperaturen an der Geländeoberfläche ergaben. Vereinfachend wird hier eine konstante Temperatur von 281,65 K (8,5 °C) als Randbedingung vorgegeben. An der Modellbasis in 3574 m Teufe beträgt die Temperatur 115,7 °C. Der primäre Gebirgsspannungszustand, der als mechanische Anfangsbedingung im Modell angesetzt wird, ist in Kap. 4.2.2 beschrieben.

Die Seitenflächen und die Modellbasis werden in beiden Modellen als Gleitflächen ausgebildet, d. h. die Knoten der seitlichen und unteren Modellrandfläche sind in normaler Richtung fixiert. Der obere Modellrand ist frei von Last- und Verschiebungsrandbedingungen, da die Modelle bis an die Geländeoberfläche reichen.

Die in Kap. 4.4.3 beschriebene Wärmefreisetzung im Einlagerungsbereich führt zu einer instationären Wärmeausbreitung sowie zu thermisch induzierten Spannungen und Verformungen, die über einen Zeitraum von 10.000 Jahren berechnet werden. In JIFE werden in einem Zeitschritt neben der Temperatur auch die mechanischen Zustandsgrößen (Spannungen, Verzerrungen, Verschiebungen) ermittelt.

5 Berechnungsergebnisse der 2D-Modelle

5.1 Berechnungsergebnisse Typ „flache Lagerung“

5.1.1 Variante „Streckenlagerung“

Infolge der instantan aufgebrauchten thermischen Wärmeleistung der Endlagerbehälter kommt es im Behälter und im Einlagerungsbereich zu einer Temperaturerhöhung, die wiederum die thermische Expansion des umliegenden Salzgesteines zur Folge hat. Die Temperatur an der Behälteroberfläche im Zentrum des Einlagerungsfeldes steigt auslegungsgemäß auf ca. 197 °C an (Abb. 5.1) und zeigt eine „Doppel-Peak“-Struktur, die auch schon in

den Untersuchungen zur Streckenlagerung im Rahmen der VSG zu beobachten war. Durch die initiale Wärmeleistung kommt es zu einem frühen Temperaturpeak in den ersten Jahren nach Einlagerung. Infolge des Temperaturanstieges kommt es aber auch zu einer stärkeren Kriechbewegung des umliegenden Salinars und damit zu beschleunigter Streckenkonvergenz und Versatzkompaktion. Da die Wärmeleitfähigkeit des Versatzes mit zunehmender Kompaktion steigt, kann die Wärme in der Folgezeit besser abgeleitet werden, wodurch die Temperatur an der Behälteroberfläche wieder absinkt. Im weiteren Verlauf überlappen sich dann aber die Temperaturfelder benachbarter Einlagerungsstrecken, wodurch es zu dem zweiten, höheren Temperaturmaximum ca. 50 Jahre nach Einlagerung kommt. Der dritte - und eigentlich auslegungsbestimmende - Temperaturpeak aus den Auslegungsberechnungen (vgl. Abb. 4.2), der aus der Überlappung der Temperaturfelder der jeweils übernächsten Strecken entsteht, tritt im endlichen Einlagerungsfeld nicht mehr auf. Der Temperaturverlauf des Behälters selbst wird also vom lokalen Wechselspiel zwischen Versatzkompaktion, Wärmeleitfähigkeiten und Einlagerungsgeometrie bestimmt. Nach Erreichen des Maximums gehen die Temperaturen langsam zurück, allerdings ist der Ausgangszustand am Ende des Betrachtungszeitraumes von 10.000 Jahren noch nicht erreicht. Der Wärmeeintrag erreicht den Salzspiegel verzögert und führt zu einer maximalen Temperaturänderung von ca. 22 °C nach etwa 1500 Jahren.

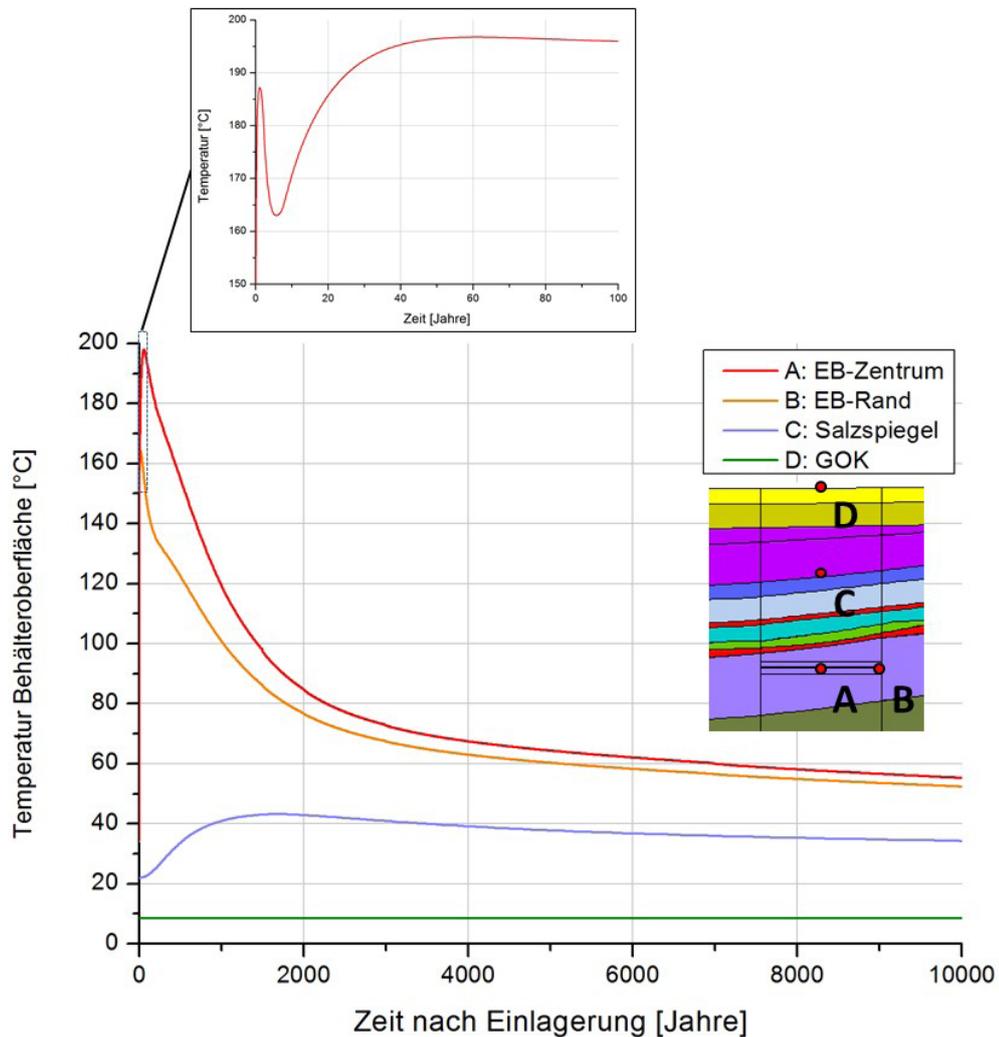


Abb. 5.1: Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der Streckenlagerung.

Das modellierte Kompaktionsverhalten des Streckenversatzes während der Simulation ist in Abb. 5.2 für eine zentrale Einlagerungsstrecke und eine Infrastrukturstrecke dargestellt. Es zeigt das Einsetzen einer beschleunigten Kompaktion in den ersten Jahren nach Einlagerung, wobei die benachbarte Infrastrukturstrecke erst verzögert den thermischen Einfluss spürt. Somit kompaktiert die zentrale Einlagerungsstrecke auf 5% Porosität innerhalb von 20 Jahren, während der gleiche Wert für die Infrastrukturstrecke erst nach 100 Jahren erreicht wird. Die im Rahmen von KOSINA vorgegebene minimale Endporosität von 1 % wird dann jeweils nach etwa 100 bzw. 1000 Jahren erreicht.

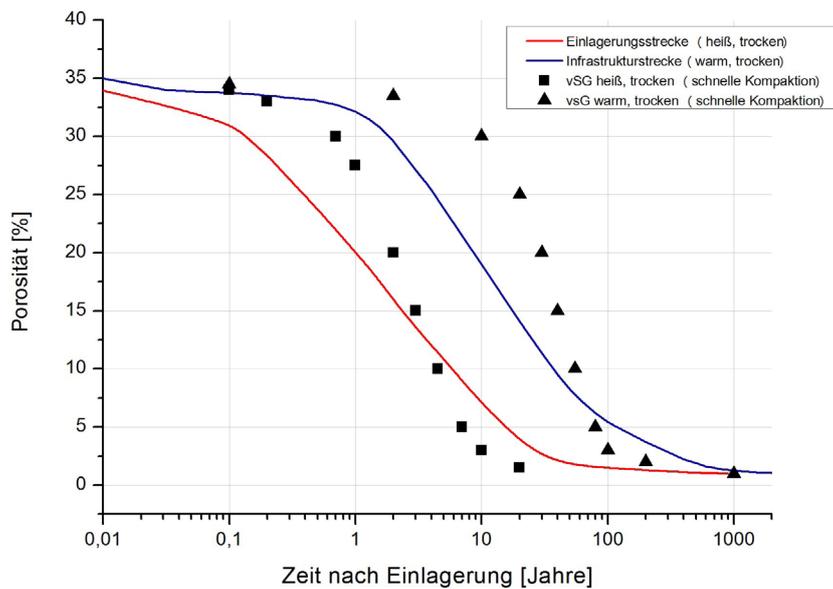


Abb. 5.2: Kompaktion des Salzgrusversatzes bei der Streckenlagerung für verschiedene Bereiche (Einlagerungs- und Infrastrukturstrecken).

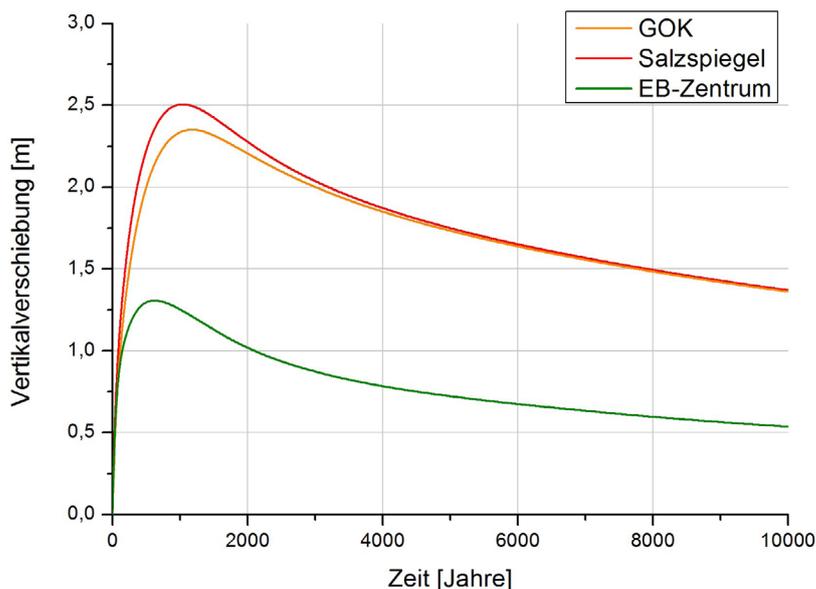


Abb. 5.3: Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der Streckenlagerung.

Die thermisch induzierte Expansion im Einlagerungshorizont führt zum Einsetzen eines Hebungsprozesses oberhalb des Einlagerungsbereiches (Abb. 5.3). Die Hebungen an der Tagesoberfläche erreichen in der Modellierung einen Maximalwert von 2,3 m nach ca. 1000 Jahren, d. h. also lange nachdem das Temperaturmaximum in und um den Einlagerungsbereich auftrat. In der Folgezeit setzt ein langsamer Rückgang der Hebungen ein, wobei allerdings analog zum Temperaturfeld nach 10.000 Jahren noch nicht das Ausgangsniveau erreicht wird.

Es ist festzustellen, dass sich der Hebungswert von 2,3 m über deutlich größere Zeiträume entwickelt, als das z. B. typischerweise bei Senkungsvorgängen über Kavernenfeldern oder Abbaufeldern der Fall ist. Die maximalen Hebungsraten entstehen in den ersten Jahrzehnten nach Einlagerung und erreichen ca. 1 cm/a und verhalten sich dann bis zum Erreichen des Maximums degressiv im Bereich von wenigen Millimetern pro Jahr. Über die langen Betrachtungszeiträume des Integritätsnachweises bei der Endlagerung ist davon auszugehen, dass die Geländeoberfläche geogenen Einflüssen unterliegen wird, die möglicherweise viel relevanter für die obertägige Entwicklung sein werden. Im Anschluss an die Vorstellung der Berechnungsergebnisse der verschiedenen Einlagerungsvarianten und geologische Modelle wird dennoch exemplarisch für das Modellszenario mit den höchsten Hebungswerten eine Auswertung bergbauschadensrelevanter Kenngrößen erfolgen, wobei angenommen wird, dass keinerlei sonstige Erosionsprozesse etc. die Tagesoberfläche beeinflussen.

Durch die thermisch induzierte Hebung erfährt der obere Bereich der Salinarbarriere eine Extensionsbeanspruchung mit einer Reduktion der minimalen Hauptspannung (Abb. 5.4 und Abb. 5.5). Dies führt dazu, dass die minimale Hauptspannung in einem lokal begrenzten Bereich am Salzspiegel im Zeitraum von ca. 15 - 170 Jahren nach Einlagerung unter den hypothetisch anstehenden Fluiddruck fällt. Somit wird das Minimalspannungskriterium temporär bis ca. 55 m vom Salzspiegel aus in die Barriere verletzt. Es verbleibt jedoch ein Abstand von über 300 m ungestörter, intakter Barriere bis zum Einlagerungshorizont.

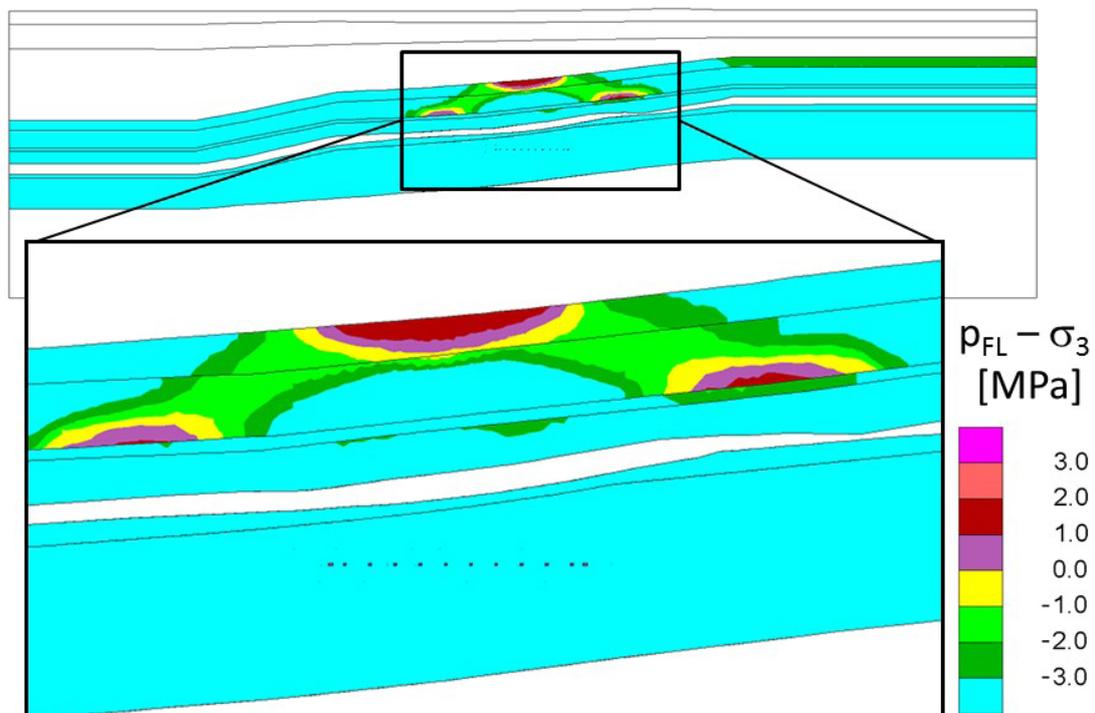


Abb. 5.4: Fluiddruckkriterium nach 50 Jahren aus der 2D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.

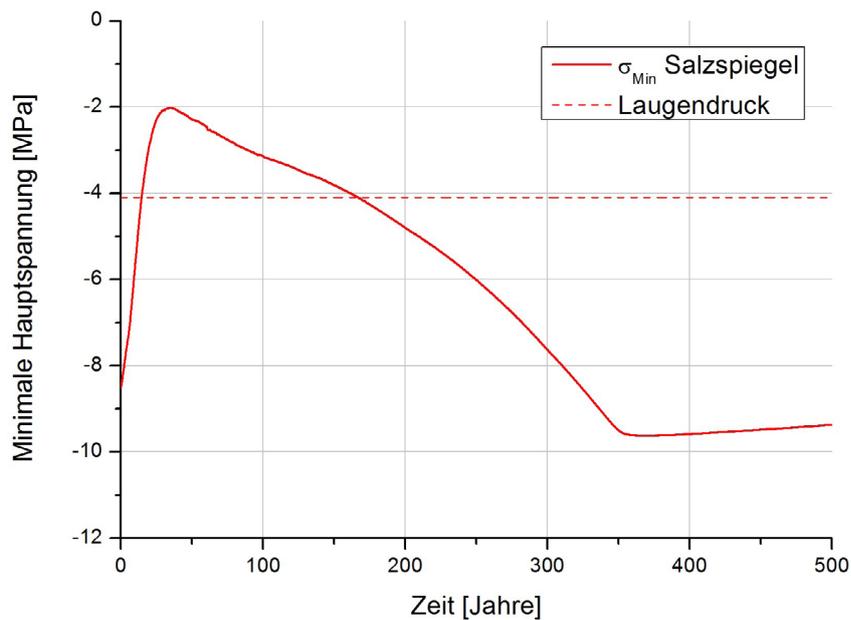


Abb. 5.5: Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur Streckenlagerung.

In der thermo-hydro-mechanisch gekoppelten Berechnung lässt sich dieser Prozess ebenfalls anhand der explizit modellierten Fluidausbreitung beobachten. Durch die hebungsinduzierte Reduktion der Horizontalspannung übersteigt der anstehende Fluiddruck die Normalspannung auf den vertikal orientierten Korngrenzen, wodurch die druckgetriebene Perkolation von Grundwasser in die Barriere einsetzt. Da die kontinuumsmechanische Verletzung des Minimalspannungskriteriums vorwiegend durch die Reduktion der Horizontalspannung hervorgerufen wird, ist der Bereich der druckgetriebenen Perkolation praktisch mit dem der Minimalspannungsverletzung identisch. Wäre die Minimalspannungsverletzung durch Reduktion der Vertikalspannung hervorgerufen worden, so wäre in der gekoppelten Simulation trotz kontinuumsmechanischer Kriterienverletzung kein Einsetzen von druckgetriebener Perkolation zu beobachten gewesen.

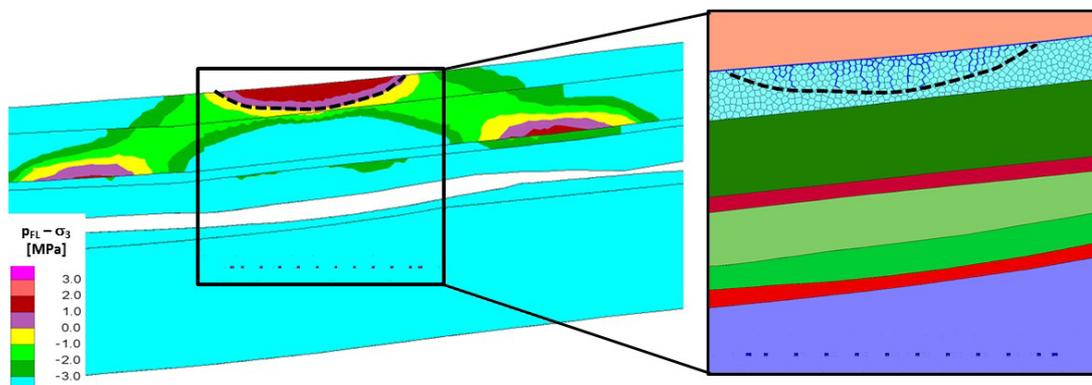


Abb. 5.6: Modellierung der druckgetriebenen Perkolation (rechts, blaue Fließpfade) im Vergleich zum Verletzungsbereich des kontinuumsmechanischen Minimalspannungskriteriums (links) 30 Jahre nach Einlagerung für die Streckenlagerung.

5.1.2 Variante „horizontale Bohrlochlagerung“

Infolge der instantan aufgebrauchten thermischen Wärmeleistung der Endlagerbehälter kommt es im Behälter und im Einlagerungsbereich zu einer Temperaturerhöhung, die wiederum die thermische Expansion des umliegenden Salzgesteines zur Folge hat. Die Temperatur an der Behälteroberfläche im Zentrum des Einlagerungsfeldes steigt auf ca. 160 °C an (Abb. 5.7). Diese Temperatur liegt relativ deutlich unter der Auslegungstemperatur, die aus Elementarzellenmodellen der horizontalen Bohrlochlagerung erzielt wurde. Dies liegt am stärkeren Einfluss der endlichen Feldesbreite im 2D-Modell im Gegensatz zum unendlich ausgedehnten Endlager, das ein Elementarzellenmodell impliziert. Die vorangehenden Validierungsberechnungen unterstützen diese Argumentation (vgl. Abb. 4.2). Anders als bei der Streckenlagerung hat die Temperaturkurve der Endlagerbehälter nur ein Maximum, was wiederum die Erläuterungen zur Entstehung des Doppelmaximums im vorangehenden Kapitel bestätigt: Da es in dieser Variante keinen Salzgrusversatz mit entsprechend kompaktionsabhängiger Leitfähigkeit gibt, fällt auch der frühe initiale Temperaturpeak weg und das auslegungsbestimmende Maximum ergibt sich aus dem Überlagerungsfeld benachbarter Strecken. Der Wärmeeintrag erreicht den Salzspiegel verzögert und führt zu einer maximalen Temperaturänderung von ca. 22 °C nach etwa 1500 Jahren. Nach Erreichen des Maximums gehen die Temperaturen langsam zurück, allerdings ist der Ausgangszustand am Ende des Betrachtungszeitraumes von 10.000 Jahren noch nicht erreicht.

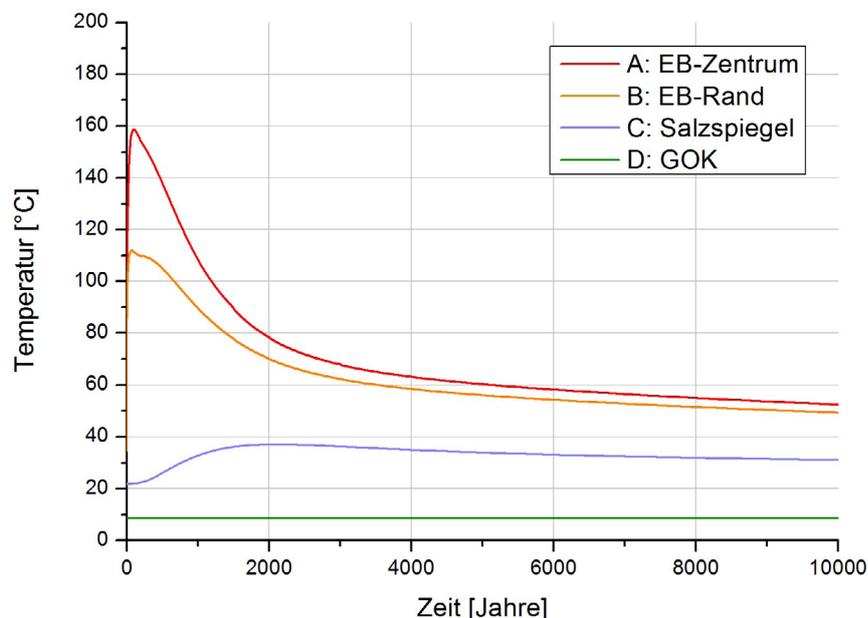


Abb. 5.7: Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der horizontalen Bohrlochlagerung.

Die thermisch induzierte Expansion im Einlagerungshorizont führt zum Einsetzen eines Hebungsprozesses oberhalb des Einlagerungsbereiches (Abb. 5.8). Die Hebungen an der Tagesoberfläche erreichen in der Modellierung einen Maximalwert von 2,2 m nach ca. 1000 Jahren, d. h. also lange nachdem das Temperaturmaximum in und um den Einlagerungsbereich auftrat. Derhebungswert ist also vergleichbar mit dem aus den Berechnungen zur Streckenlagerung, was aufgrund des vergleichbaren integralen Wärmeeintrages und des gleichen Niveaus des Einlagerungshorizontes plausibel ist. In der Folgezeit setzt ein langsamer Rückgang der Hebungen ein, wobei allerdings analog zum Temperaturfeld nach 10.000 Jahren noch nicht das Ausgangsniveau erreicht wird.

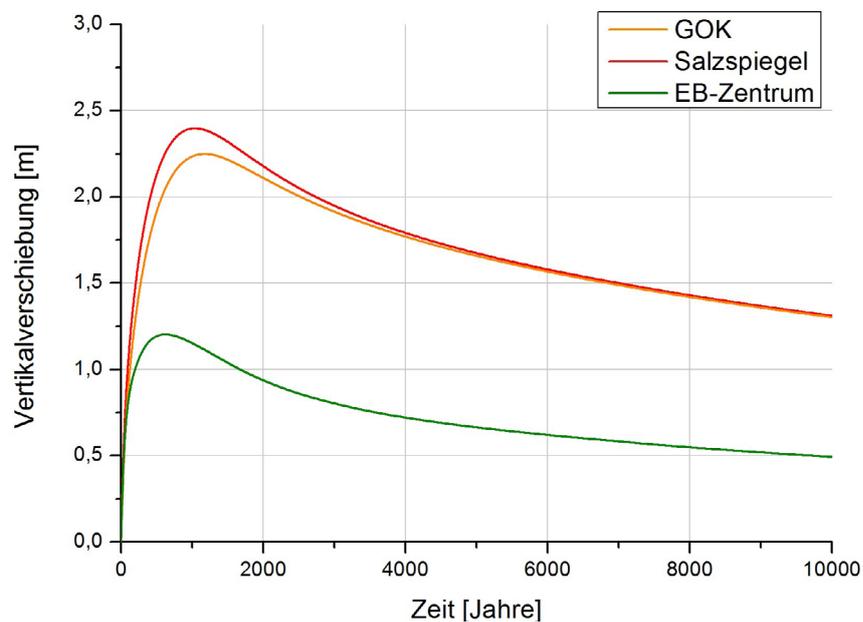


Abb. 5.8: Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der horizontalen Bohrlochlagerung.

Durch die thermisch induzierte Hebung erfährt der obere Bereich der Salinarbarriere eine Reduktion der minimalen Hauptspannung (Abb. 5.9). Dies führt dazu, dass die minimale Hauptspannung in einem lokal begrenzten Bereich am Salzspiegel im Zeitraum von ca. 15 - 170 Jahren nach Einlagerung unter den hypothetisch anstehenden Fluiddruck fällt. Somit wird das Minimalspannungskriterium temporär bis ca. 55 m vom Salzspiegel aus in die Barriere verletzt. Bis zum Einlagerungshorizont verbleibt jedoch eine ungestörte intakte Salzbarriere mit mehr als 300 m Abstand zum potenziell fluid druckgefährdeten Bereich.

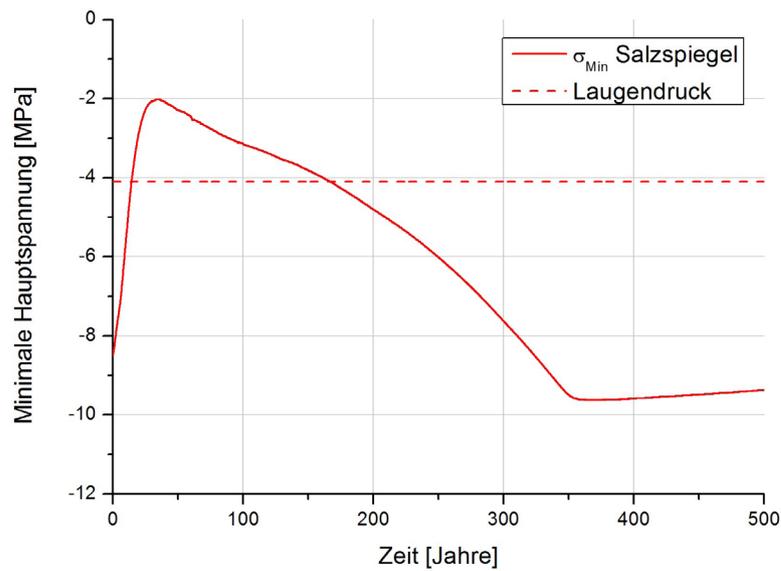


Abb. 5.9: Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur horizontalen Bohrlochlagerung.

Die thermo-hydro-mechanisch gekoppelte Berechnung bestätigt dies erneut und zeigt analog zur Hebungs- und Temperaturentwicklung ein beinahe identisches Bild wie bei der Variante Streckenlagerung (Abb. 5.10, Endlagerbehälter in dieser Ansicht zu klein für die Darstellung, nur seitliche Infrastrukturstreifen sichtbar).

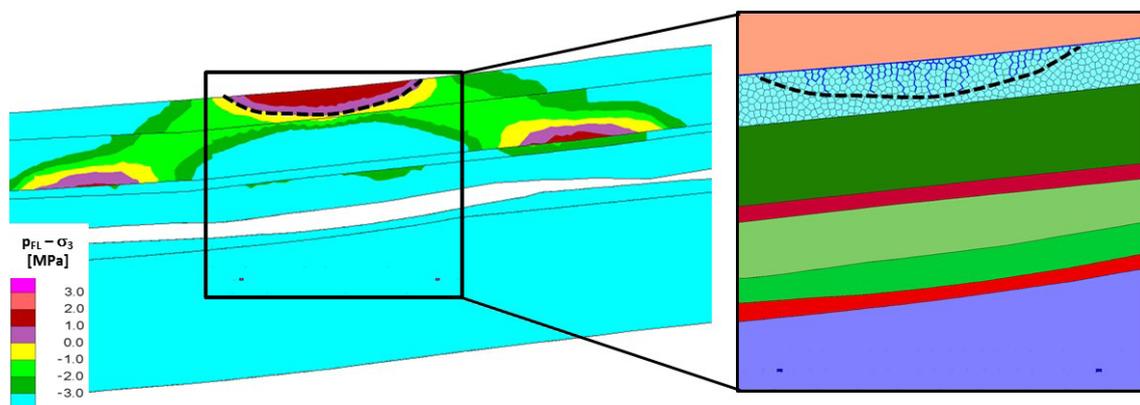


Abb. 5.10: Modellierung der druckgetriebenen Perkolation (rechts, blaue Fließpfade) im Vergleich zum Verletzungsbereich des kontinuumsmechanischen Minimalspannungskriteriums (links) 30 Jahre nach Einlagerung für die horizontale Bohrlochlagerung.

5.2 Berechnungsergebnisse Typ „Salzkissen“

5.2.1 Variante „vertikale Bohrlochlagerung“

Auch in den Salzkissen-Modellen führt die thermische Wärmeleistung der Endlagerbehälter zu einer Temperaturerhöhung, die wiederum die thermische Expansion des umliegenden Salzgesteines zur Folge hat. Im Gesamtvergleich aller Einlagerungsvarianten hat die Einlagerungsvariante „vertikale Bohrlochlagerung“ die flächenbezogen höchste thermische Energiedichte.

Die Temperatur an der Behälteroberfläche im Zentrum des Einlagerungsfeldes steigt auf ca. 185 °C (Abb. 5.11) innerhalb von etwa 280 Jahren an. Auch hier hat die Temperaturkurve der Endlagerbehälter nur ein Maximum, da es in dieser Variante ebenfalls keinen Salzgrusversatz mit entsprechend kompaktionsabhängiger Leitfähigkeit gibt. Der Wärmeeintrag erreicht den Salzspiegel verzögert und führt zu einer maximalen Temperaturänderung von ca. 15 °C nach etwa 2500 Jahren. Die Temperaturänderung am Salzspiegel ist damit geringer als in den Berechnungen zur flachen Lagerung, was hauptsächlich auf den größeren Abstand des Salzspiegels zum Einlagerungsbereich im Salzkissen zurückzuführen ist. Nach Erreichen des Maximums gehen die Temperaturen langsam zurück, allerdings ist der Ausgangszustand am Ende des Betrachtungszeitraumes von 10.000 Jahren noch nicht erreicht. An der Geländeoberkante wird keine signifikante Temperaturzunahme beobachtet.

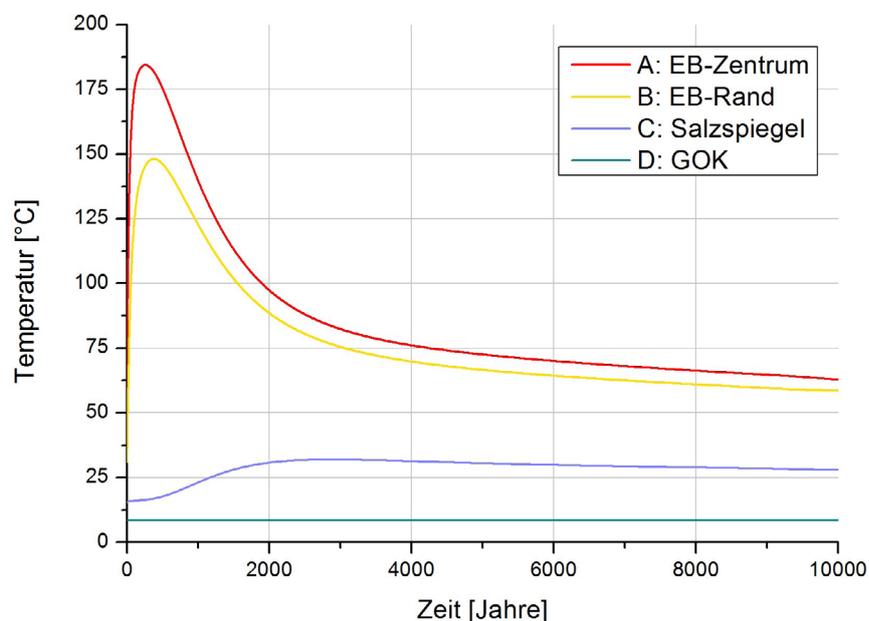


Abb. 5.11: Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der vertikalen Bohrlochlagerung.

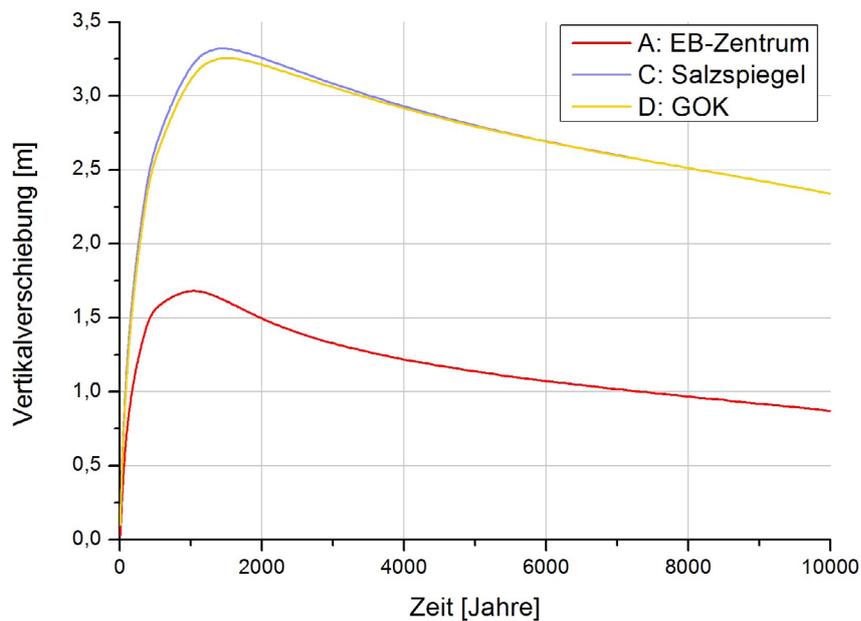


Abb. 5.12: Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der vertikalen Bohrlochlagerung.

Die thermisch induzierte Expansion im Einlagerungshorizont führt zum Einsetzen eines Hebungsprozesses oberhalb des Einlagerungsbereiches (Abb. 5.12). Die Hebungen an der Tagesoberfläche erreichen in der Modellierung einen Maximalwert von ca. 3,3 m nach ca. 1000 Jahren, d. h. also lange nachdem das Temperaturmaximum in und um den Einlagerungsbereich auftrat. Das Hebungsmaximum ist also deutlich größer als in den 2D-Berechnungen der Einlagerungsvarianten der flachen Lagerung. Dies hat zwei Ursachen. Einerseits ist die flächenbezogene thermische Energiedichte in diesem Einlagerungskonzept am höchsten, d. h. auch der thermisch induzierte Hebungseffekt wird erwartungsgemäß größer ausfallen, als in den vorangehenden Einlagerungsvarianten. Andererseits ist die Endlagerlänge in Out-of-plane-Richtung deutlich geringer als z. B. bei der Streckenlagerung. Demnach ist zu erwarten, dass die endliche Ausdehnung des Endlagers hier einen größeren Einfluss auf die Temperatur- und Hebungsentwicklung haben wird. Durch die implizite Approximation des lateral unendlich ausgedehnten Endlagers wird also in diesem Falle die thermisch induzierte Last auf das Endlagersystem und damit auch die Hebungsentwicklung wahrscheinlich (konservativ) überschätzt. Analoge Beobachtungen wurden bereits im Rahmen der VSG (Kock et al. 2012) gemacht: Während die 2D-Approximation für das längliche Grubengebäude der Streckenlagerung bezüglich der Hebungen nur geringe Unterschiede zur 3D-Modellierung aufwies, wurde die Hebung im Fall der kompakteren Anlage der vertikalen Bohrlochlagerung in 2D deutlich überschätzt.

Nach Erreichen des Hebungsmaximums setzt ein langsamer Rückgang der Hebungen ein, wobei allerdings analog zum Temperaturfeld nach 10.000 Jahren noch nicht das Ausgangsniveau erreicht wird.

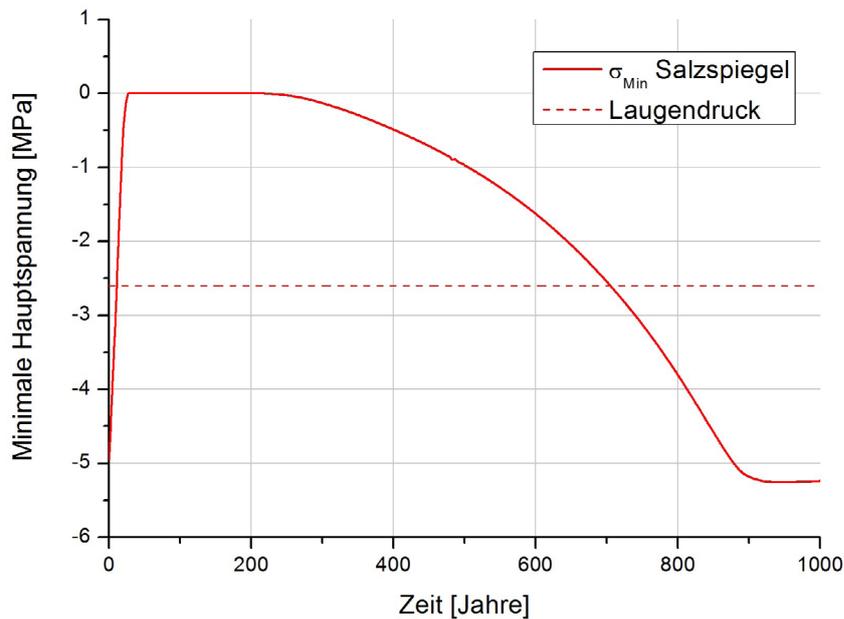


Abb. 5.13: Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur vertikalen Bohrlochlagerung.

Durch die thermisch induzierte Hebung erfährt der obere Bereich der Salinarbarriere eine Reduktion der minimalen Hauptspannung (Abb. 5.13). Dies führt dazu, dass die minimale Hauptspannung in einem lokal begrenzten Bereich am Salzspiegel im Zeitraum von ca. 5 - 700 Jahren nach Einlagerung unter den hypothetisch anstehenden Fluiddruck fällt. Insbesondere geht die minimale Hauptspannung in dieser Einlagerungsvariante bis an den Zugspannungsbereich. Das visko-elasto-plastische Stoffmodell sowie die Korngrenzen in der modellierten Voronoi-Struktur reagieren darauf mit der Bildung von Zugverformungen lokaler Dilatanz im Salzspiegelbereich, weshalb die Minimalspannung σ_{Min} in Abb. 5.13 den Wert $\sigma_T = 0$ nicht überschreiten kann. Die durch diese mechanische Beanspruchung bedingte dilatante Verletzungszone beschränkt sich jedoch auf einen Teilbereich der Verletzungszone des Minimalspannungskriteriums, welches in dieser Modellgeometrie und Einlagerungsvariante temporär bis ca. 60 m vom Salzspiegel aus in die Barriere verletzt wird. Bis zum Einlagerungshorizont verbleibt jedoch eine ungestörte intakte Salzbarriere mit mehr als 500 m Abstand zum potenziell fluid druckgefährdeten Bereich.

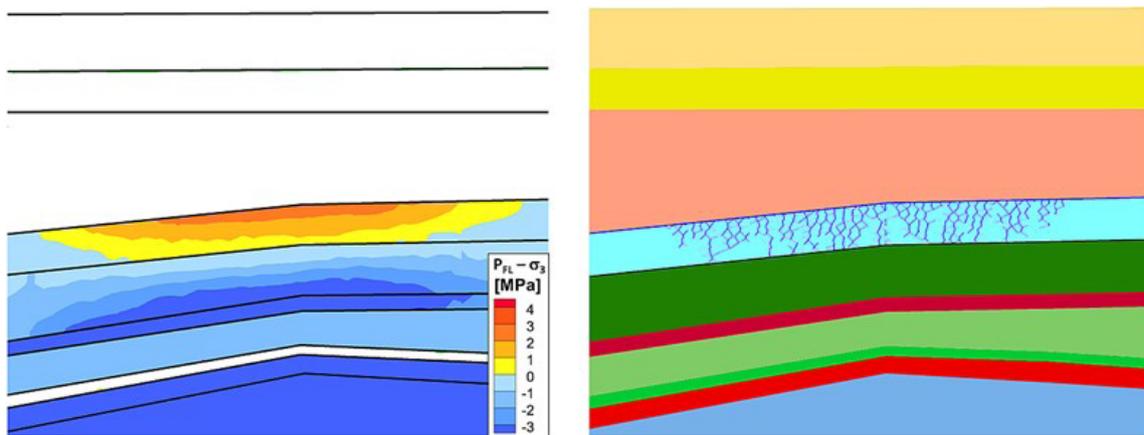


Abb. 5.14: Vergleich der Verletzungszone des Minimalspannungskriteriums (links) mit dem Bereich, in dem druckgetriebene Perkolation stattgefunden hat (rechts, dunkelblaue Struktur) für die vertikale Bohrlochlagerung.

5.2.2 Variante „direkte Endlagerung von TLB“

Die zeitabhängige thermische Wärmeleistung der Endlagerbehälter führt zu einer Temperaturerhöhung, die wiederum die thermische Expansion des umliegenden Salzgesteines zur Folge hat. Im Gesamtvergleich aller Einlagerungsvarianten hat die Einlagerungsvariante „direkte Endlagerung von Transport- und Lagerbehältern (TLB)“ eine vergleichbare flächenbezogene thermische Energiedichte wie die Einlagerungsvarianten in der flachen Lagerung.

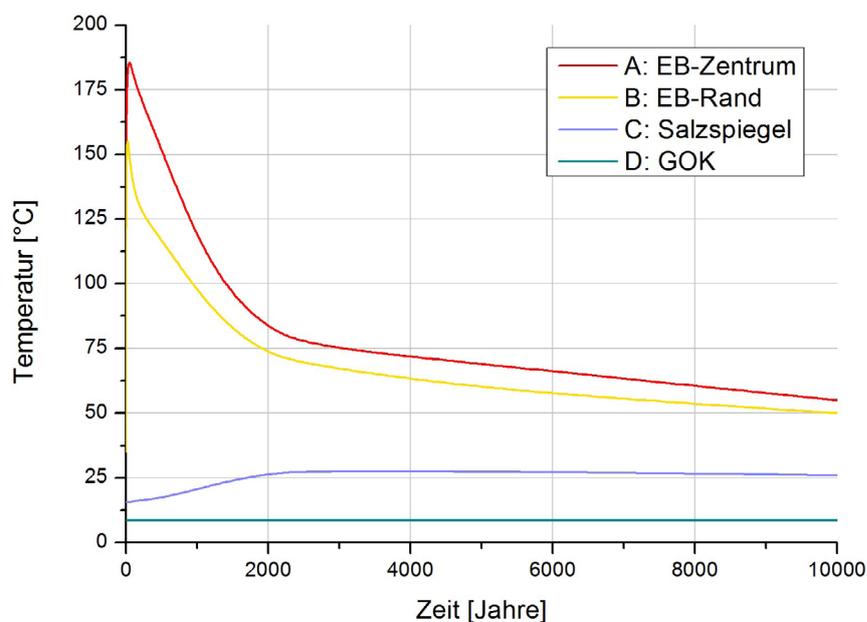


Abb. 5.15: Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der direkten Endlagerung von TLB.

Die Temperatur an der Behälteroberfläche im Zentrum des Einlagerungsfeldes steigt auf ca. 186 °C (Abb. 5.15) nach etwa 50 Jahren an. Auch hier hat die Temperaturkurve der Endlagerbehälter nur ein Maximum, da es in dieser Variante ebenfalls keinen Salzgrusversatz mit entsprechender kompaktionsabhängiger Leitfähigkeit gibt. Der Wärmeeintrag erreicht den Salzspiegel verzögert und führt zu einer maximalen Temperaturänderung von ca. 12 °C nach etwa 2500 Jahren. Die Temperaturänderung am Salzspiegel ist damit auch hier geringer als in den Berechnungen zur flachen Lagerung, was hauptsächlich auf den größeren Abstand des Salzspiegels zum Einlagerungsbereich im Salzkissen zurückzuführen ist. Gleichzeitig ist die Temperaturerhöhung auch geringer als im Falle der vertikalen Bohrlochlagerung. Nach Erreichen des Maximums gehen die Temperaturen langsam zurück, allerdings ist der Ausgangszustand am Ende des Betrachtungszeitraumes von 10.000 Jahren noch nicht erreicht. An der Geländeoberkante wird keine signifikante Temperaturzunahme beobachtet.

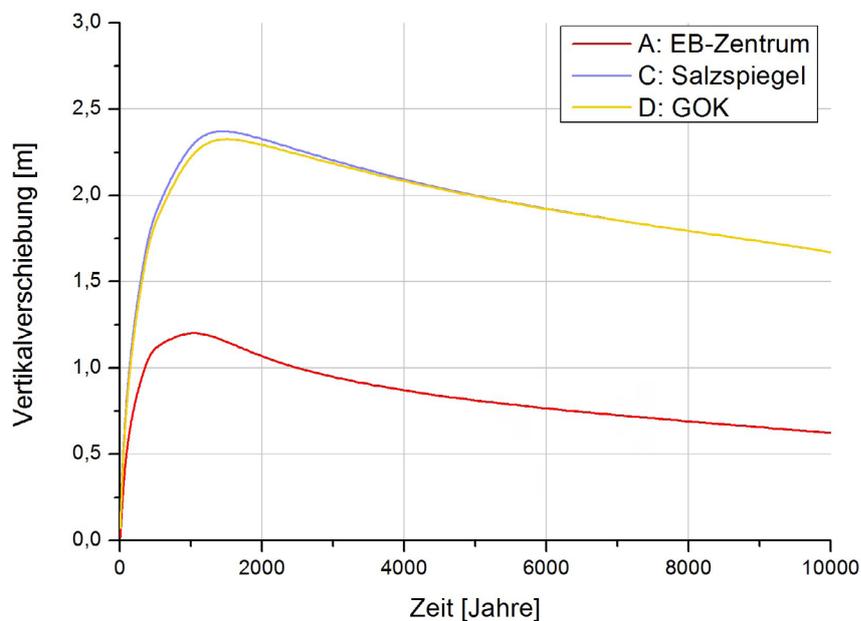


Abb. 5.16: Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der direkten Endlagerung von TLB.

Die thermisch induzierte Expansion im Einlagerungshorizont führt zum Einsetzen eines Hebungsprozesses oberhalb des Einlagerungsbereiches (Abb. 5.16). Die Hebungen an der Tagesoberfläche erreichen in der Modellierung einen Maximalwert von ca. 2,3 m nach ca. 1000 Jahren, d. h. also lange nachdem das Temperaturmaximum in und um den Einlagerungsbereich auftrat. Der errechnete Hebungswert ist vergleichbar mit denen aus den 2D-Modellberechnungen zur flachen Lagerung, was angesichts eines vergleichbaren thermischen Footprints der Einlagerungsvariante plausibel erscheint. Es wird auch sichtbar, dass der Hebungsunterschied zwischen Salzspiegel und Geländeoberkante deutlich geringer ist, als in der flachen Lagerung. Auch dies macht Sinn, da die Deckgebirgsüberdeckung

beim Salzkissen deutlich geringer ist als im geologischen Modell zur flachen Lagerung. Dementsprechend kann sich das Hebungsverhalten am Salzspiegel direkter bis zur Tagesoberfläche durchpausen. Das angesetzte „ubiquitous-joints“-Stoffmodell für die Deckgebirgsschichten unterstützt diesen Prozess durch die implizit enthaltene vertikale Klüftung.

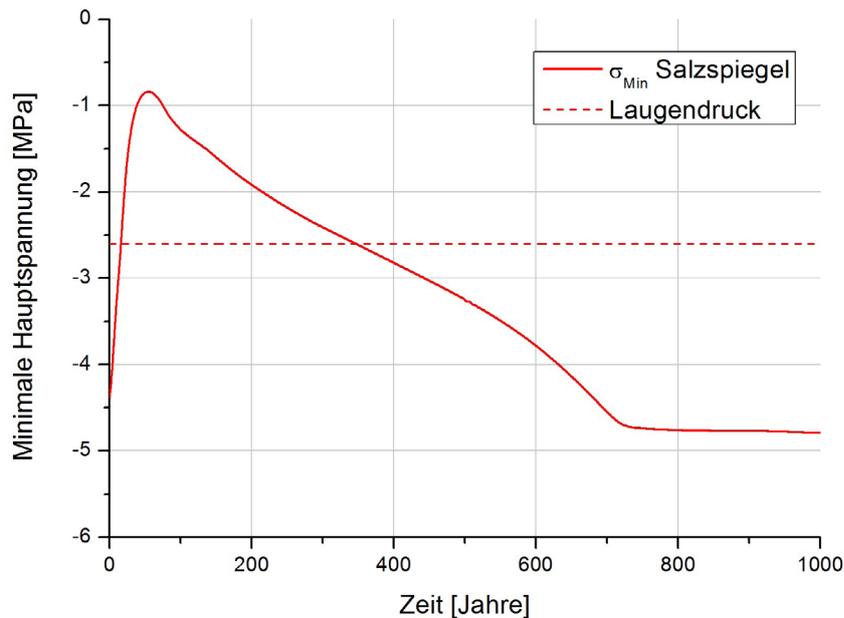


Abb. 5.17: Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur der direkten Endlagerung von TLB.

Durch die thermisch induzierte Hebung erfährt der obere Bereich der Salinarbarriere eine Reduktion der minimalen Hauptspannungen (Abb. 5.17). Dies führt dazu, dass die minimale Hauptspannung in einem lokal begrenzten Bereich am Salzspiegel im Zeitraum von ca. 20 - 340 Jahren nach Einlagerung unter den hypothetisch anstehenden Fluiddruck fällt. Somit wird das Minimalspannungskriterium temporär bis ca. 55 m vom Salzspiegel aus in die Barriere verletzt. Im Gegensatz zur vertikalen Bohrlochlagerung führt die Spannungsreduktion aufgrund der etwas geringeren thermischen Wärmelast nicht zu einer dilatanten Schädigung an der Oberkante des Salinars. In dieser Variante verbleibt also zu jedem Zeitpunkt eine minimale Mächtigkeit von über 500 m ungestörter, dichter Barriere bis zum Einlagerungshorizont.

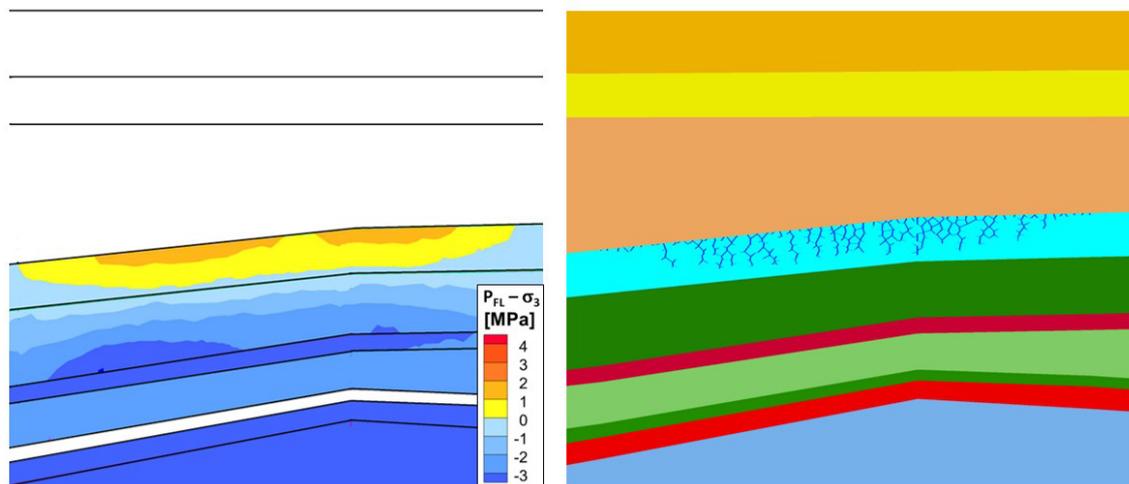


Abb. 5.18: Vergleich der Verletzungszone des Minimalspannungskriteriums (links) mit dem Bereich, in dem druckgetriebene Perkolation stattgefunden hat (rechts, dunkelblaue Struktur) für die direkte Endlagerung von TLB.

Der Verletzungszeitraum ist in beiden Modellvarianten der Einlagerung im Salzkissen bei vergleichbarer Eindringtiefe deutlich länger als in der flachen Lagerung. Dies liegt daran, dass sich der Salzspiegel beim Salzkissen in geringerer Teufe befindet und somit ein kleinerer Unterschied zwischen lithostatischem Teufendruck und hypothetisch wirkendem Fluiddruck besteht. Im Gegenzug dazu hat das Salzkissen aufgrund der höheren Mächtigkeit des Salinars einen größeren Sicherheitsabstand ungestörter Barriere bis zum Einlagerungsbereich.

6 Berechnungsergebnisse der 3D-Modelle

Die Berechnungsergebnisse der 3D-Modelle wurden mit den Programmen INCA (STECHEER 2017) und Tecplot (TECPLOT 2017) ausgewertet und dargestellt. Die Ergebnisse wurden für einen Zeitraum von 10.000 Jahren berechnet und ausgewertet. Für die Auswertung und Darstellung der Ergebnisse wurde für alle 3D-Modelle eine Ebene im Zentrum des Einlagerungsbereiches ausgewählt. Diese Ebene entspricht im Modelltyp „Salzkissen“ (siehe Kap. 4.4.1) wegen der ausgenutzten Symmetrie dem vorderen Modellrand. Positive Spannungswerte sind Zugspannungen, negative Werte stellen Druckspannungen dar. Die Hauptspannung S_1 stellt entweder die betragsmäßig kleinste Hauptdruckspannung oder die größte Zugspannung dar. Die Hauptspannung S_3 entspricht der betragsmäßig größten Hauptdruckspannung. Für die Auswertung des Fluiddruckkriteriums nach Kapitel 2.3 wird in Abb. 6.4, Abb. 6.12 und Abb. 6.17 die Bezeichnung S_1 - W_D verwendet.

6.1 Berechnungsergebnisse Typ „flache Lagerung“

6.1.1 Variante „Streckenlagerung“

In Abb. 6.1 sind die Ergebnisse zur Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten dargestellt, die in der Symmetrieebene des Einlagerungsbereichs liegen. Das Maximum von 144 °C wird im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) nach 133 Jahren erreicht. Am Rand des Einlagerungsbereiches (Punkt B) ergibt sich nach 380 Jahren eine Maximaltemperatur von ca. 92 °C. Mit zunehmender Entfernung vom Einlagerungsbereich nehmen die Temperaturen weiter signifikant ab. Am Salzspiegel, der einen Abstand von 386 m zum Einlagerungszentrum aufweist, werden deutlich geringere Temperaturen berechnet. Die maximale Temperatur von 40 °C am Salzspiegel (Punkt C) wird nach 1604 Jahren erreicht. Somit erfährt der Salzspiegel eine maximale Temperaturänderung von 18 °C. An der Geländeoberkante (Punkt D) wird keine signifikante Temperaturänderung berechnet. Abb. 6.2 zeigt die Temperaturverteilung mit einer detaillierten Ansicht des Einlagerungsbereichs 133 Jahre nach Einlagerung.

In Abb. 6.3 sind die Ergebnisse der zeitlichen Entwicklung der Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten über einen Zeitraum von 10.000 Jahren dargestellt. Die Maximalwerte der Vertikalverschiebungen werden deutlich später als das Temperaturmaximum erreicht. Die größte Hebung am Salzspiegel (Punkt C) beträgt nach 824 Jahren 1,8 m. An der Geländeoberfläche (Punkt D) beträgt die maximale Hebung nach 1000 Jahren 1,5 m. Im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) beträgt die maximale Hebung nach 560 Jahren 0,9 m. Sämtliche Hebungen klingen nachfolgend bis zum Ende des Berechnungszeitraumes nur sehr langsam ab.

Abb. 6.4 zeigt zum Zeitpunkt 29 Jahre die berechnete Differenz zwischen der kleinsten Hauptdruckspannung S_1 und dem in der jeweiligen Teufe hypothetisch möglichen Fluiddruck W_D im Salzgebirge. Gelb bis rot eingefärbt sind die hypothetisch fluiddruckgefährdeten Bereiche. Die grünen und zum Teil transparent dargestellten Bereiche sind das Deck- und Grundgebirge sowie der Hauptanhydrit. Das Fluiddruckkriterium $S_1 - W_D$ wird bereits nach 6 bis 121 Jahren in den Schichten des Aller-Steinsalzes NA4 (Punkt A) bis maximal 60 m unterhalb des Salzspiegels verletzt (siehe Abb. 6.5). Im Anhydritmittelsalz AM3 werden in einem Zeitfenster von 20 bis 259 Jahren fluiddruckgefährdete Bereiche berechnet (Punkte B und C). Zwischen der Einlagerungssohle und den potenziell fluiddruckgefährdeten Bereichen existiert mindestens eine 325 m mächtige Barriere im Salinar. Somit entstehen keine Wegsamkeiten zwischen Deckgebirge und Endlager. Das Fluiddruckkriterium wird in der gesamten Salzbarriere nach 259 Jahre wieder erfüllt.

Das Dilatanzkriterium wird für diese Variante nicht verletzt.

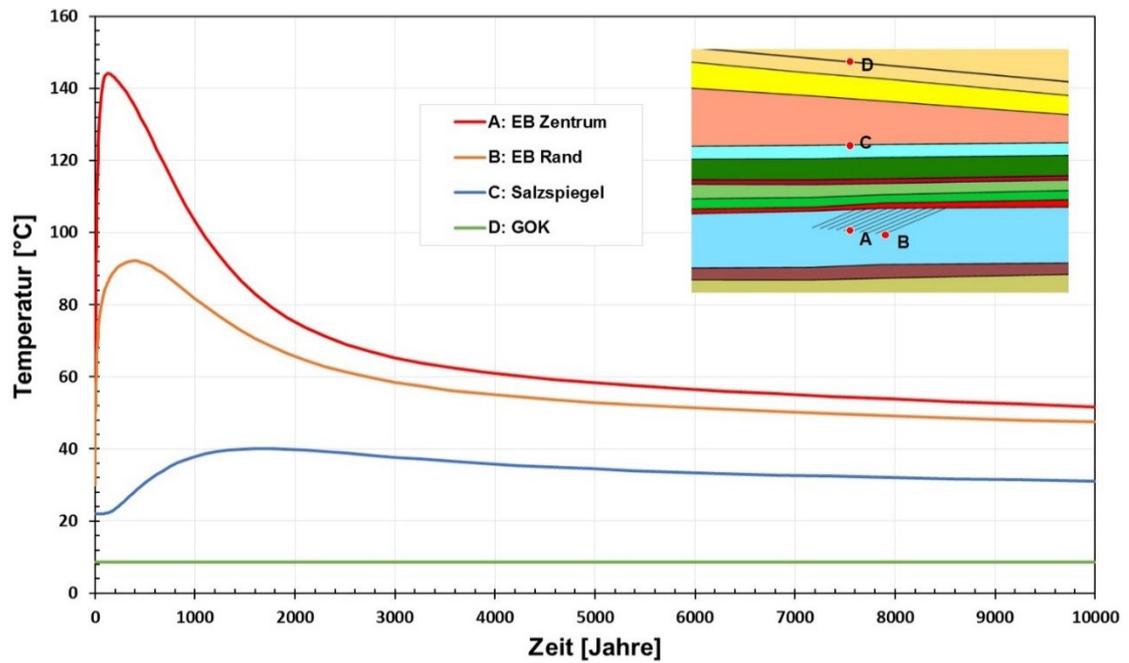


Abb. 6.1: Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.

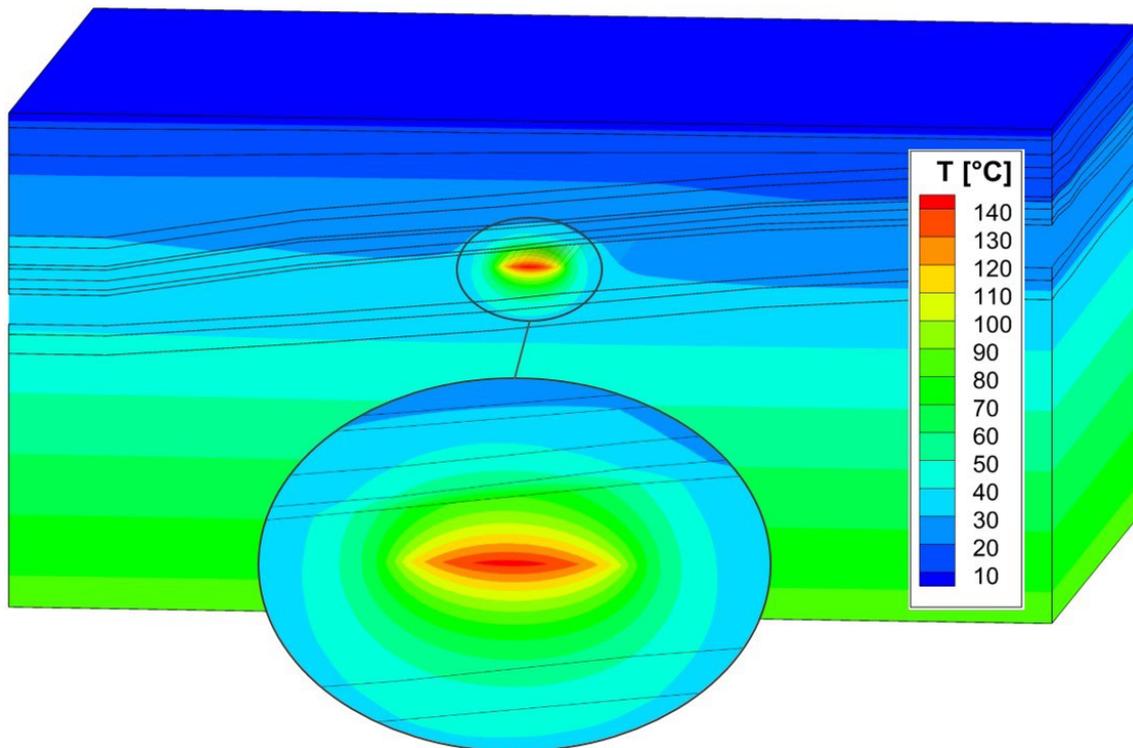


Abb. 6.2: Temperatur nach 133 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.

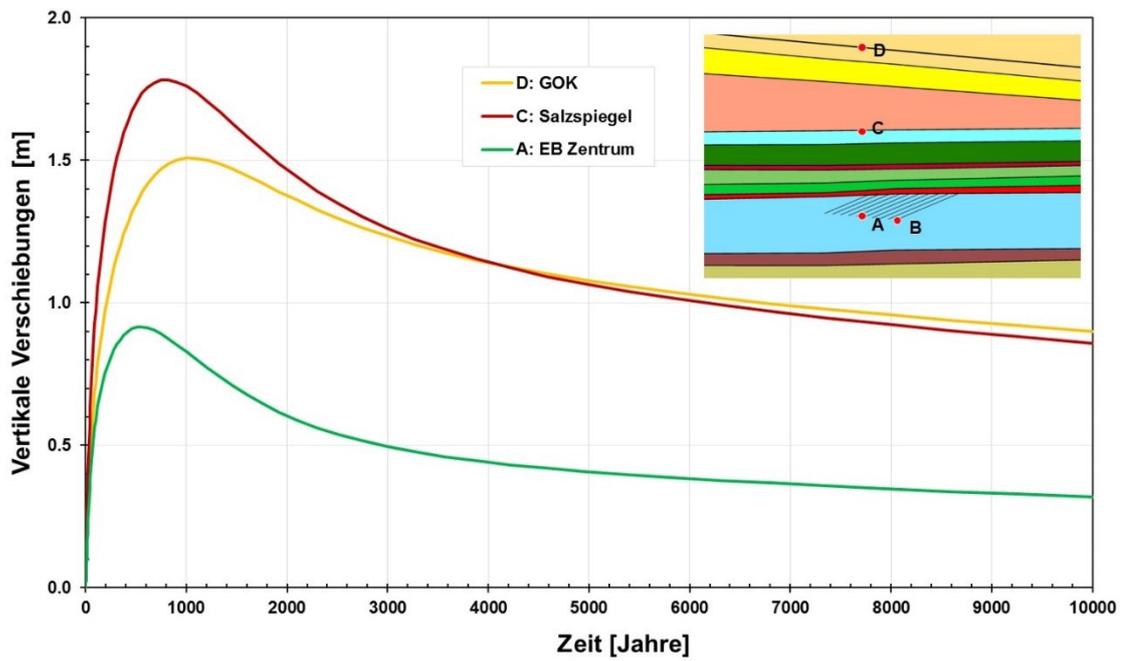


Abb. 6.3: Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.

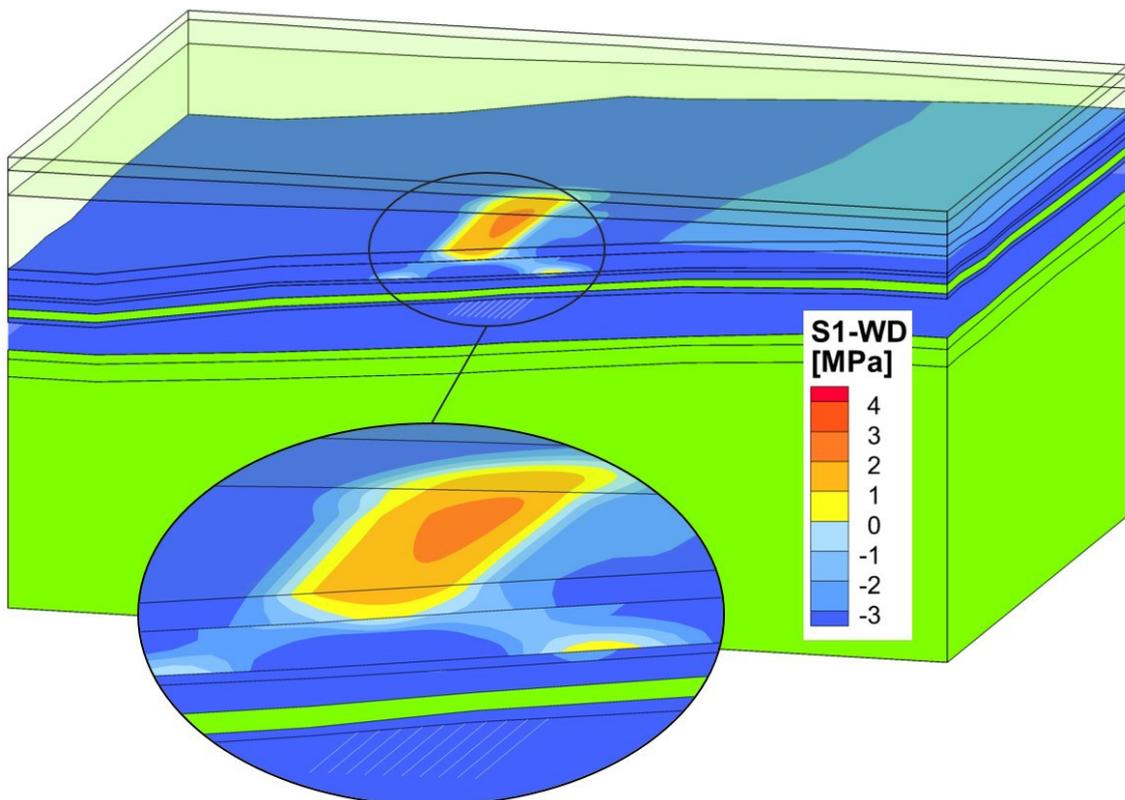


Abb. 6.4: Fluiddruckkriterium nach 29 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung mit detaillierter Seitenansicht.

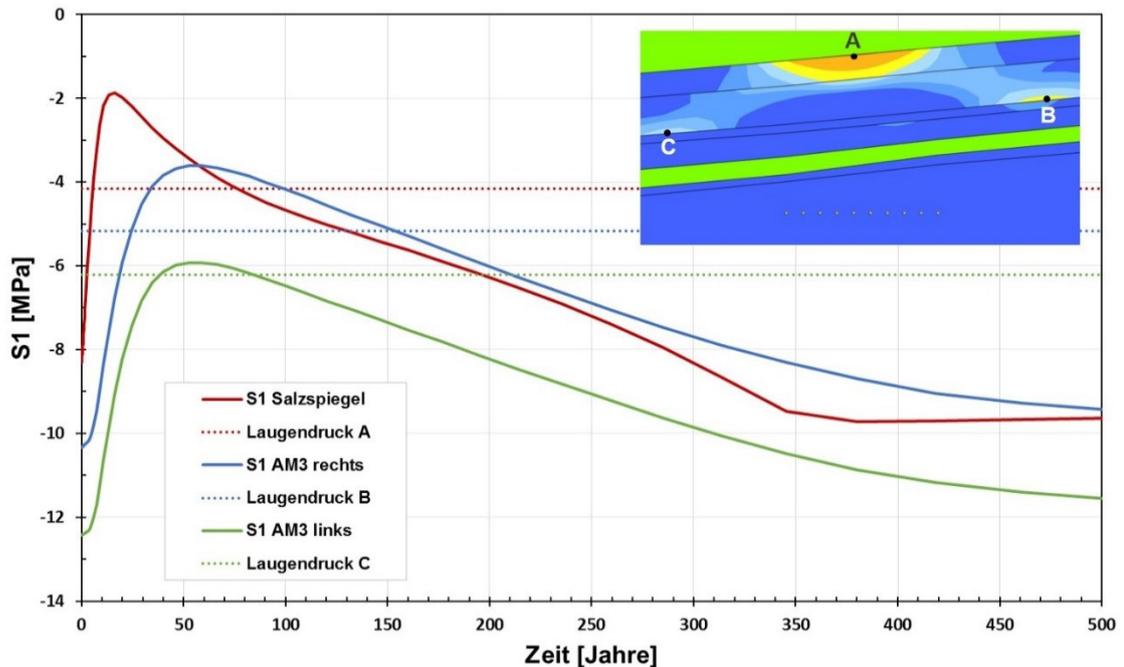


Abb. 6.5: Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.

6.1.2 Variante „horizontale Bohrlochlagerung“

Die Berechnungsergebnisse aus der Berechnung für die horizontale Bohrlochlagerung zeigen erwartungsgemäß keinen signifikanten Unterschied zu den Ergebnissen der Modellberechnung für die Streckenlagerung. Grund dafür ist, dass der Wärmeeintrag in beiden Varianten als verschmierte Flächenwärmequelle in identischer Teufe berücksichtigt wird und die integrale Wärmeleistung pro m^3 vergleichbar ist.

In Abb. 6.6 sind die Ergebnisse zur Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten dargestellt, die in der Symmetrieebene des Einlagerungsbereichs liegen. Das Maximum von 145 °C wird im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) nach 133 Jahren erreicht. Am Rand des Einlagerungsbereiches (Punkt B) ergibt sich nach 380 Jahren eine Maximaltemperatur von ca. 93 °C . Mit zunehmender Entfernung vom Einlagerungsbereich nehmen die Temperaturen weiter schnell ab. Am Salzspiegel, der einen Abstand von 386 m zum Einlagerungszentrum aufweist, werden deutlich geringere Temperaturen berechnet. Die Maximaltemperatur am Salzspiegel wird nach 1604 Jahren erreicht und beträgt 40 °C (Punkt C). Somit erfährt der Salzspiegel eine maximale Temperaturänderung von 18 °C . An der Geländeoberkante (Punkt D) wird keine signifikante Temperaturänderung berechnet.

In Abb. 6.7 ist die zeitlichen Entwicklungen der Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten über einen Zeitraum von 10.000 Jahren dargestellt. Die Maximalwerte der

Vertikalverschiebungen werden deutlich später als das Temperaturmaximum erreicht. Die größte Hebung am Salzspiegel (Punkt C) beträgt 1,8 m nach 824 Jahren. An der Geländeoberfläche (Punkt D) beträgt die maximale Hebung nach 1000 Jahren 1,5 m. Im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) beträgt die maximale Hebung nach 560 Jahren 0,9 m. Sämtliche Hebungen klingen nachfolgend bis zum Ende der Berechnung nur sehr langsam ab.

Das Fluiddruckkriterium S_1-W_D wird bereits nach ca. 6 bis 121 Jahren in der Schicht des Aller-Steinsalzes NA4 (Punkt A) bis maximal 60 m unterhalb des Salzspiegels verletzt (siehe Abb. 6.8). Im Anhydritmittelsalz AM3 werden in einem Zeitfenster von 20 bis 259 Jahren fluiddruckgefährdete Bereiche berechnet (Punkte B und C). Zwischen der Einlagerungssohle und den potenziell fluiddruckgefährdeten Bereichen existiert mindestens eine 325 m mächtige Barriere im Salinar. Somit entstehen keine Wegsamkeiten zwischen Deckgebirge und Endlager. Das Fluiddruckkriterium wird in der gesamten Salzbarriere nach 259 Jahre wieder erfüllt.

Das Dilatanzkriterium wird für diese Variante nicht verletzt.

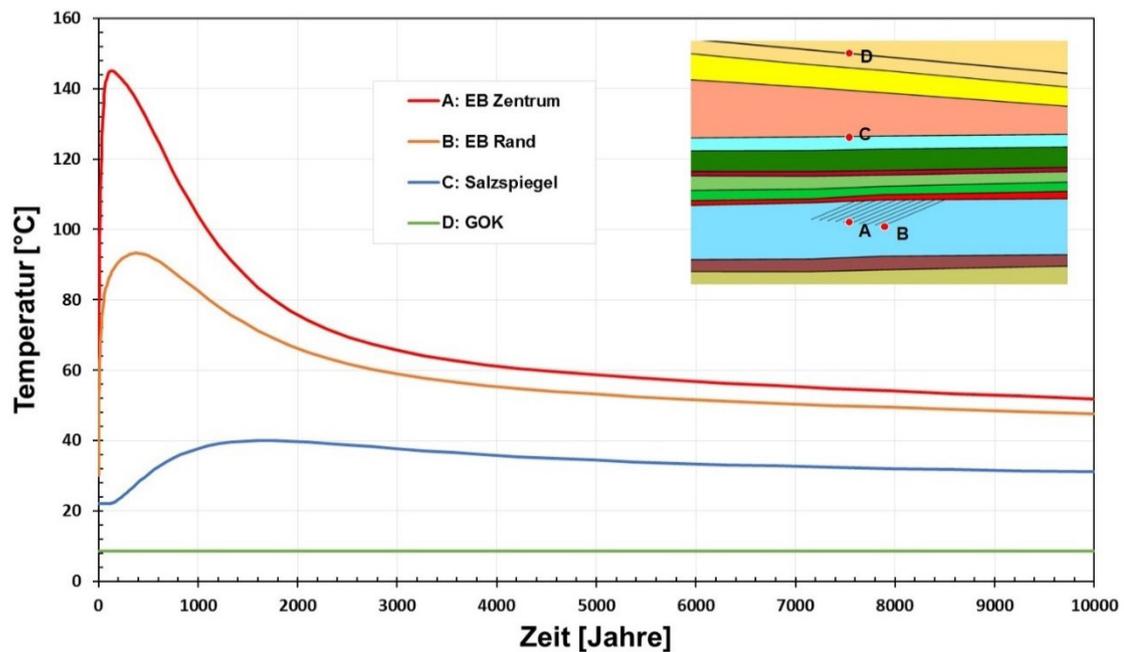


Abb. 6.6: Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die horizontale Bohrlochlagerung.

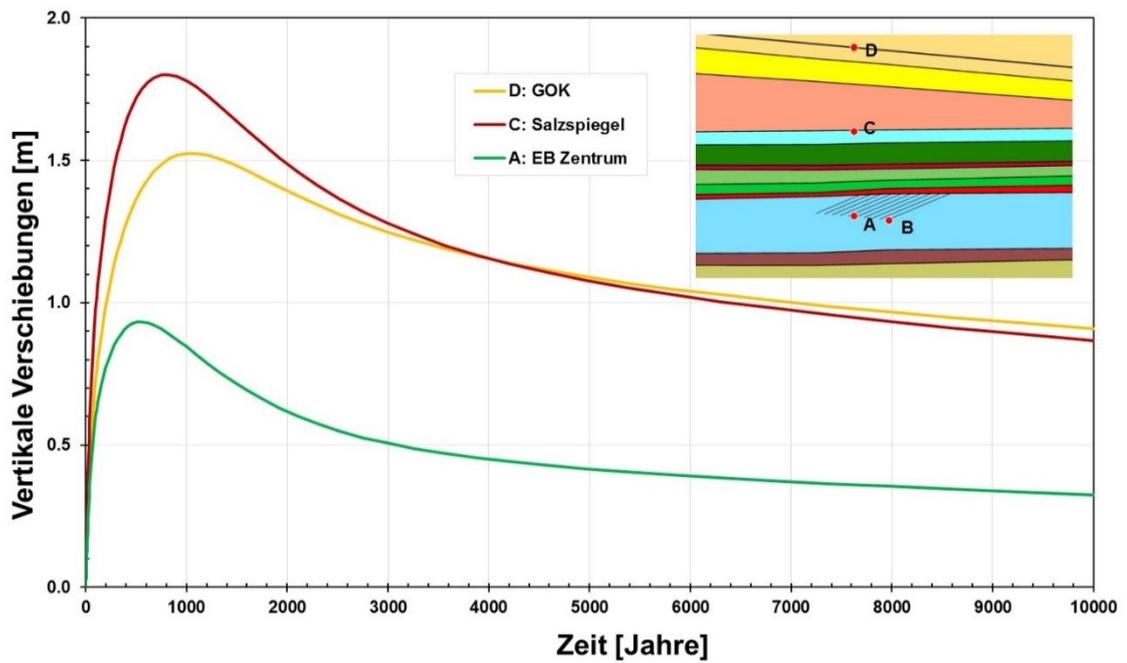


Abb. 6.7: Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die horizontale Bohrlochlagerung.

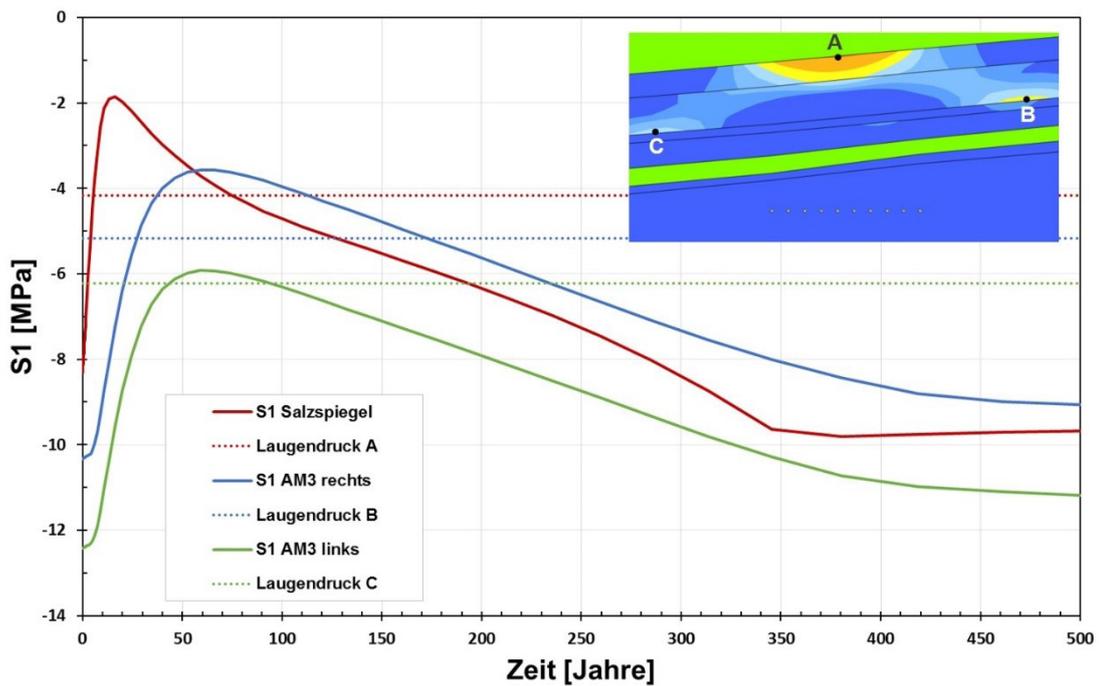


Abb. 6.8: Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die horizontale Bohrlochlagerung.

6.2 Berechnungsergebnisse Typ „Salzkissen“

6.2.1 Variante „vertikale Bohrlochlagerung“

In Abb. 6.9 sind die Ergebnisse zur Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten dargestellt, die in der Symmetrieebene des 3D-Modells liegen. Das Maximum von 147 °C wird im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) nach 214 Jahren erreicht. Am Rand des Einlagerungsbereiches (Punkt B) ergibt sich nach 285 Jahren eine Maximaltemperatur von ca. 129 °C. Mit zunehmender Entfernung vom Einlagerungsbereich nehmen die Temperaturen weiter schnell ab. Es zeigt sich, dass sich am Salzspiegel in 622 m Entfernung zum Einlagerungszentrum deutlich geringere Temperaturen einstellen. Somit erfährt der Salzspiegel eine maximale Temperaturänderung von 10 °C. An der Geländeoberkante (Punkt D) wird keine signifikante Temperaturänderung berechnet. Abb. 6.10 zeigt die Temperaturverteilung mit einer detaillierten Ansicht des Einlagerungsbereichs 214 Jahre nach Einlagerung.

In Abb. 6.11 sind die Ergebnisse zur zeitlichen Entwicklung der Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten über einen Zeitraum von 10.000 Jahren dargestellt. Die Maximalwerte der Vertikalverschiebungen werden deutlich später als das Temperaturmaximum erreicht. Die größte Hebung am Salzspiegel (Punkt C) beträgt 2,4 m nach 908 Jahren. An der Geländeoberfläche (Punkt D) beträgt die maximale Hebung nach 1000 Jahren 2,2 m. Im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) beträgt die maximale Hebung nach 679 Jahren 1,3 m. Sämtliche Hebungen klingen nachfolgend bis zum Ende der Berechnung nur sehr langsam ab.

Abb. 6.12 zeigt zum Zeitpunkt 82 Jahre die berechnete Differenz zwischen der kleinsten Hauptdruckspannung S_1 und dem in der jeweiligen Teufe hypothetisch möglichen Fluiddruck W_D im Salzgebirge. Gelb bis rot eingefärbt sind die hypothetisch fluiddruckgefährdeten Bereiche. Die grünen und zum Teil transparent dargestellten Bereiche sind das Deck- und Grundgebirge sowie der Hauptanhydrit. Das Fluiddruckkriterium $S_1 - W_D$ wird bereits nach ca. 9 bis 380 Jahren in der Schicht des Aller-Steinsalzes NA4 (Punkt A) bis maximal 50 m unterhalb des Salzspiegels verletzt (siehe Abb. 6.13). Im Anhydritmittelsalz AM3 werden in einem Zeitfenster von 35 bis 508 Jahren fluiddruckgefährdete Bereiche berechnet (Punkte B und C). Zwischen der Einlagerungssohle und dem potenziell fluiddruckgefährdeten Bereichen existiert mindestens eine 520 m mächtige Barriere im Salinar. Somit entstehen keine Wegsamkeiten zwischen Deckgebirge und Endlager. Das Fluiddruckkriterium wird rechnerisch in der gesamten Salzbarriere nach 616 Jahre wieder erfüllt.

Die berechneten dilatanten Bereiche im Salzgebirge sind in Abb. 6.14 in rot dargestellt. Die grünen und zum Teil transparent dargestellten Bereiche sind das Deck- und Grundgebirge sowie der Hauptanhydrit. Das Dilatanzkriterium wird lokal im Aller-Steinsalz NA4 bis

maximal 50 m unterhalb des Salzspiegels zentral über dem Einlagerungsbereich verletzt. Die dilatante Zone bildet sich in einem Zeitraum von 20 bis 82 Jahren nach Einlagerung aus. Zwischen der Einlagerungssohle und den dilatanten Zonen existiert mindestens eine 520 m mächtige intakte Barriere im Salinar. Somit entstehen keine Wegsamkeiten zwischen Deckgebirge und Endlager. Nach 82 Jahren bleibt die Dilatanz bis zum Ende des Betrachtungszeitraums konstant, weil kein Verheilungsansatz in den Modellberechnungen berücksichtigt wird.

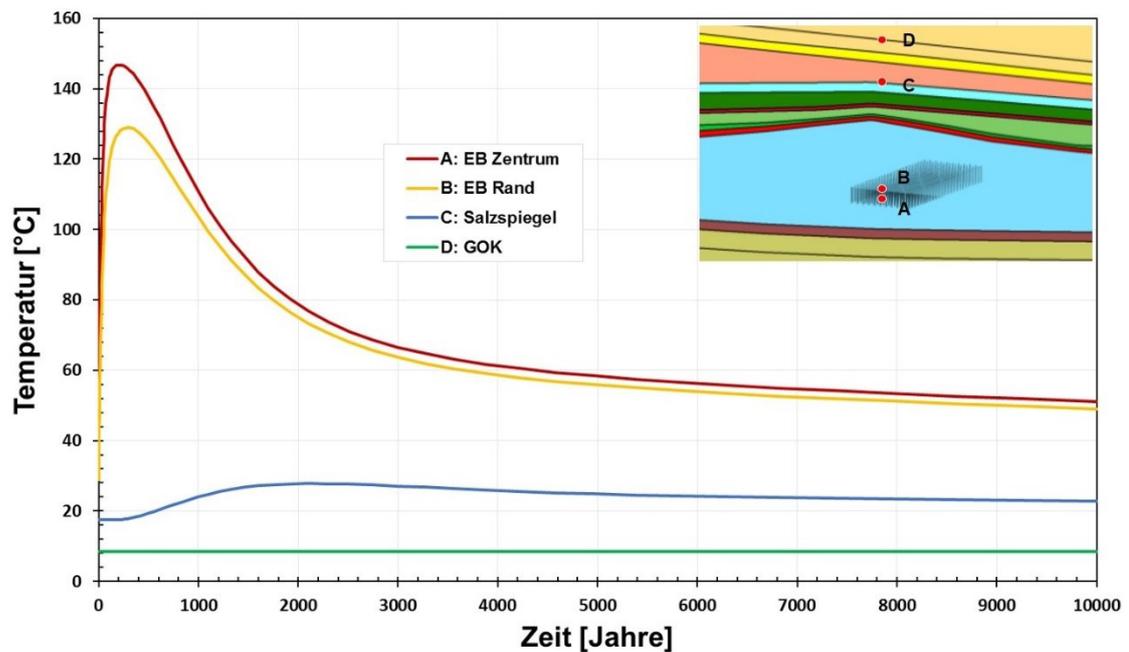


Abb. 6.9: Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.

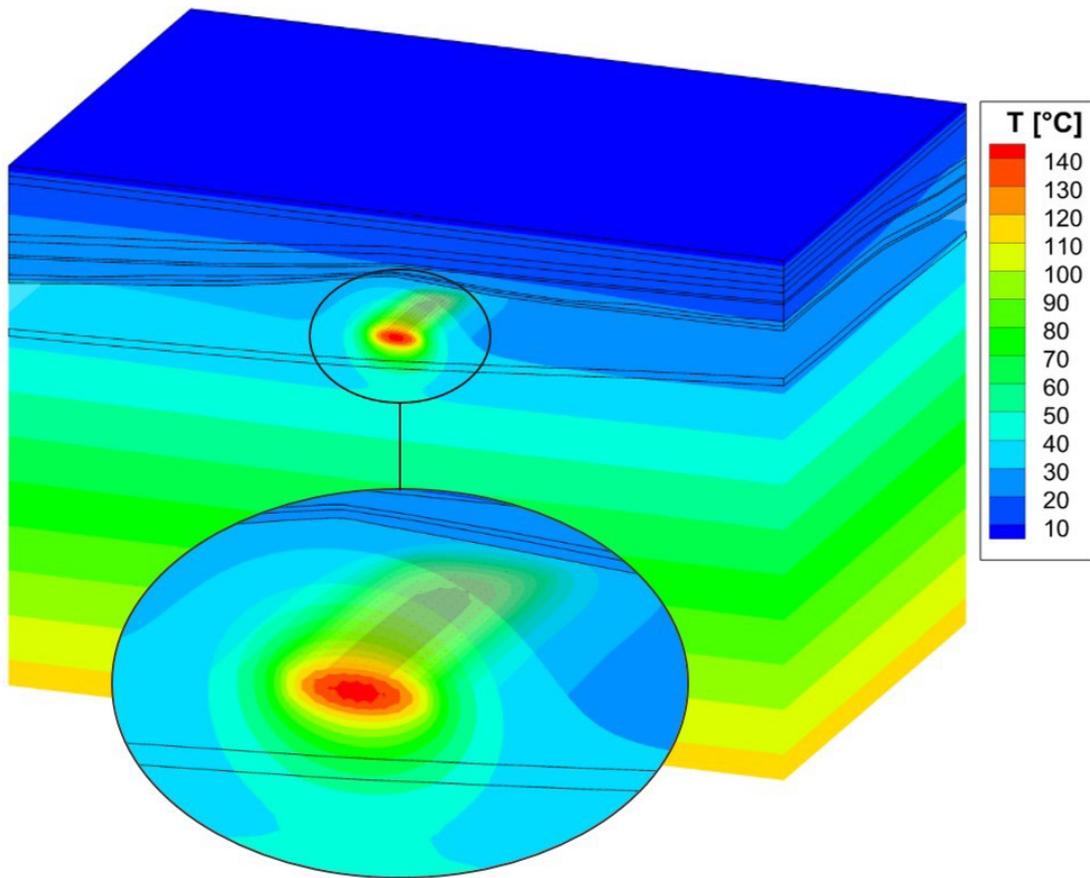


Abb. 6.10: Temperatur nach 214 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.

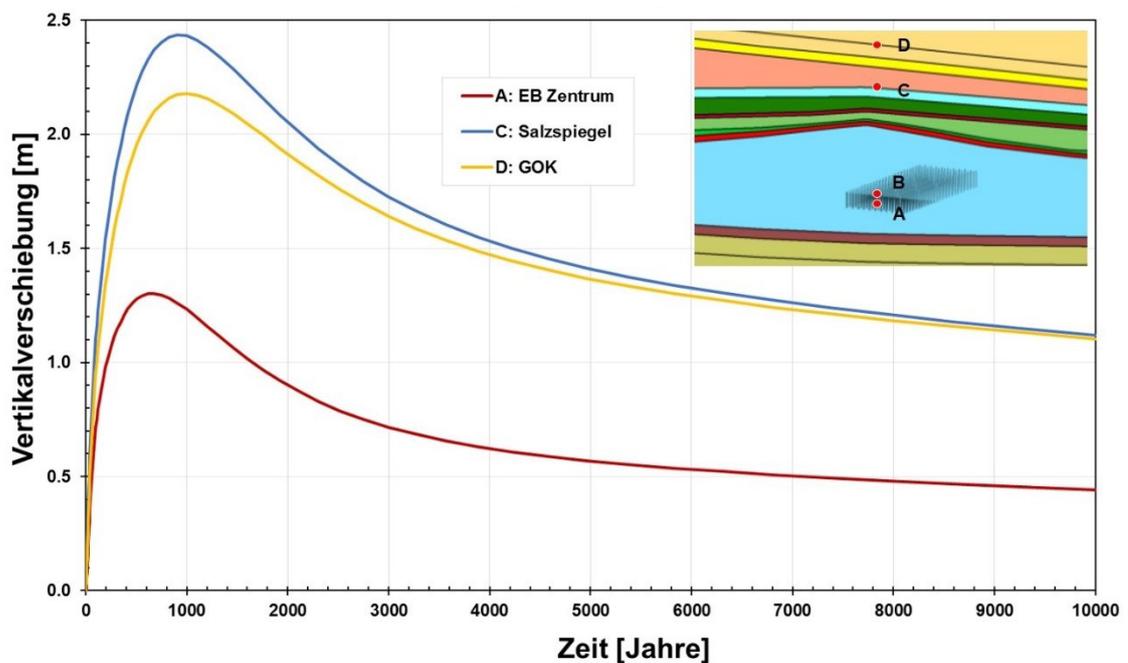


Abb. 6.11: Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.

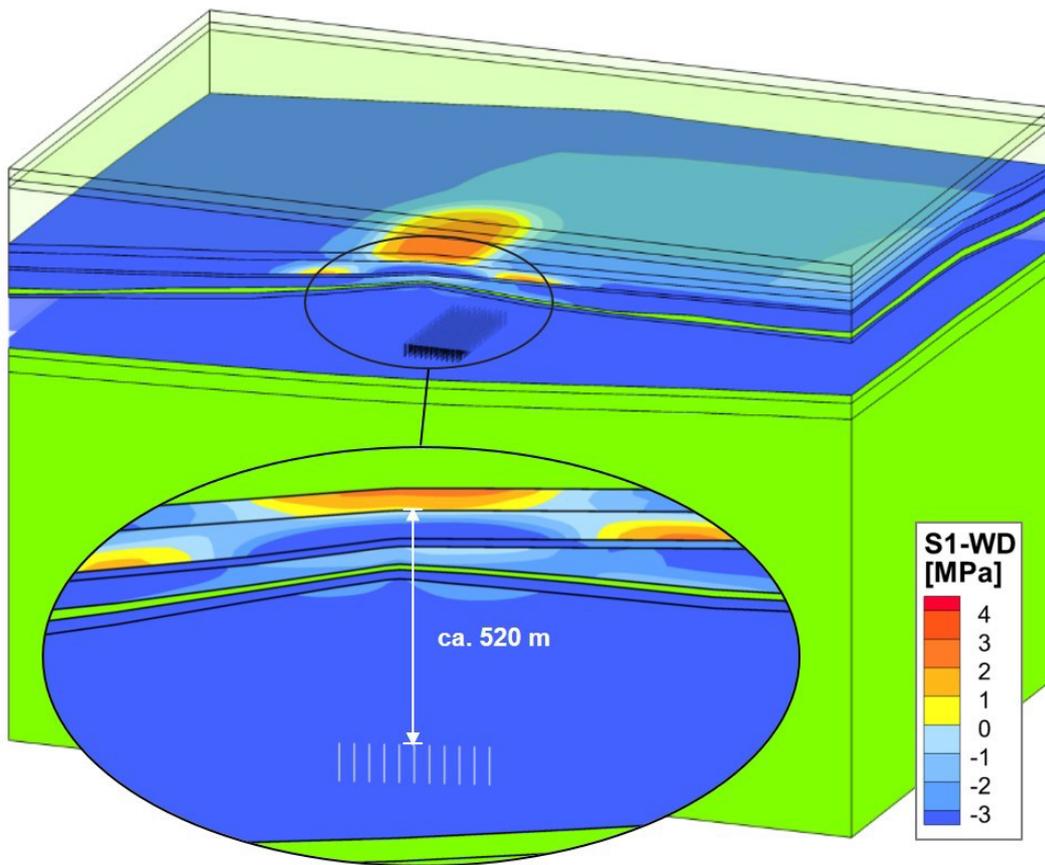


Abb. 6.12: Fluiddruckkriterium nach 82 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung mit detaillierter Seitenansicht.

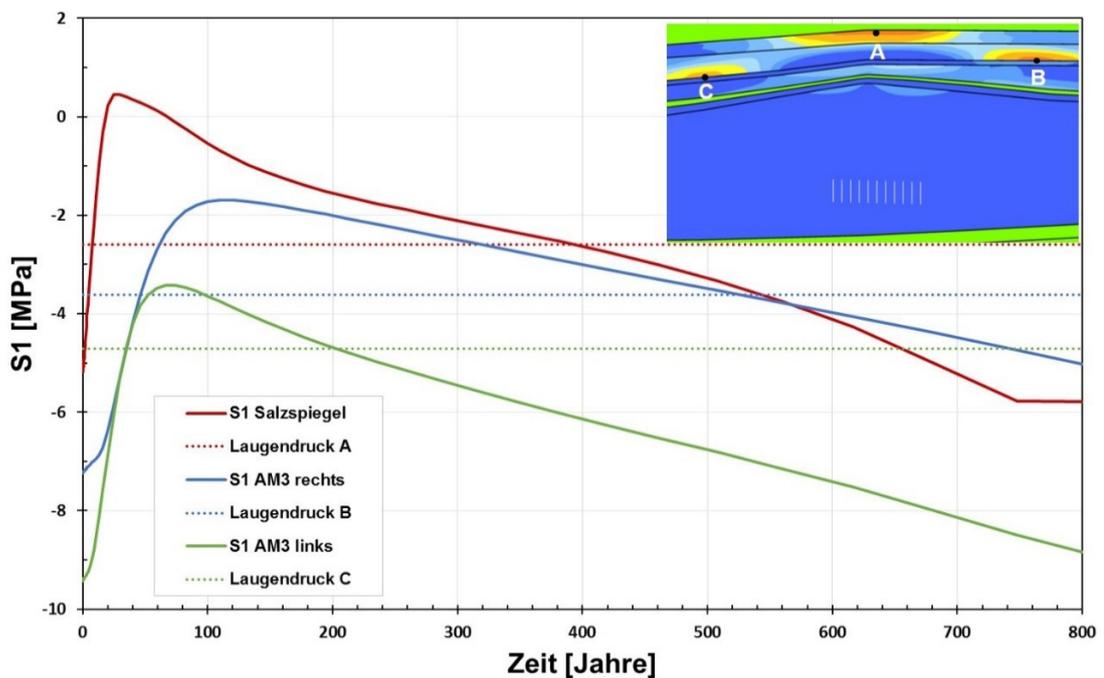


Abb. 6.13: Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.

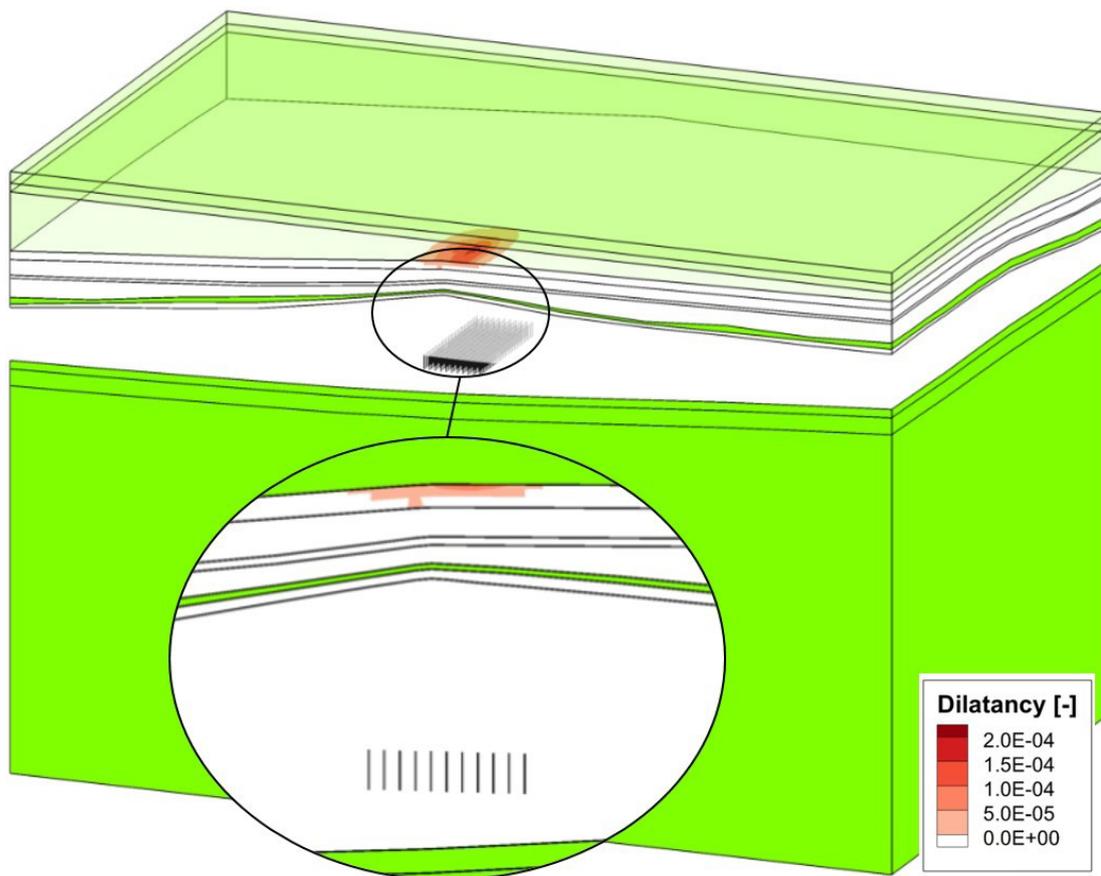


Abb. 6.14: Dilatante Bereiche in der Salzbarriere nach 82 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlachlagerung mit detaillierter Seitenansicht.

Für die vertikale Bohrlachlagerung im Salzkissen werden exemplarisch bergschadenrelevante Bodenbewegungsgrößen ausgewertet. Für die anderen Varianten ergeben sich geringere Schief lagen, Zerrungen und Pressungen, so dass dort auf eine Auswertung verzichtet wird. Da die berechneten Bodenbewegungsgrößen als (grobe) Abschätzung anzusehen sind, wurden nur die Maximalwerte der Schief lagen, Zerrungen und Pressungen in Tab. 6.1 zusammengestellt. Ob für vorhandene Bebauung Grenzwerte (vgl. Tab. 6.2) überschritten werden, hängt von der räumlichen Lage und der zeitlichen Entwicklung der Bodenbewegungsgrößen ab. Übliche Nutzungsdauern von heutigen Bauwerken liegen bei ca. 100 bis 200 Jahren. Die abgeschätzten Maximalwerte der Bodenbewegungsgrößen werden jedoch erst nach ca. 800 Jahren erreicht.

Tab. 6.1: Zeitliche Entwicklung der Maximalwerte der Bodenbewegungsgrößen

Zeit/ Jahre	Schiefelage / (mm/m)	Zerrung / (mm/m)	Pressung / (mm/m)
0	0,00	0,00	0,00
50	1,14	1,05	0,46
100	1,75	1,53	0,70
200	2,35	1,99	0,92
300	2,69	2,27	1,03
400	2,90	2,46	1,10
500	3,04	2,59	1,14
600	3,13	2,66	1,15
700	3,18	2,70	1,16
800	3,19	2,69	1,15
900	3,17	2,65	1,13
1000	3,12	2,59	1,10

Tab. 6.2: Bewegungsgrenzwerte für eine zulässige Objektbeanspruchung nach GRÜN (1998)

Objekt- Kategorie	Schiefelage / (mm/m)	Krümmungs- Radius / (mm/m)	Längen- Änderung/ (mm/m)	Beispiel für Bebauung
0	1,0	50	0,5	Historische Bauwerke Chemieanlagen Großkraftwerke
I	2,5	20	1,5	Industrieanlagen Denkmäler
II	5,0	12	3,0	Städt. Bebauung Bahngleise Rohrleitungen
III	10,0	6	6,0	Flachbauten Straßen Kabel
IV	15,0	4	9,0	Lagerhallen Massivbauwerke

6.2.2 Variante „direkte Endlagerung von TLB“

In Abb. 6.15 sind die Ergebnisse zur Temperaturentwicklung in ausgewählten Punkten dargestellt, die in der Symmetrieebene des 3D-Modells liegen. Das Maximum von 134 °C wird im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) nach 100 Jahren erreicht. Am Salzspiegel (Punkt C) in 649 m Entfernung zum Einlagerungszentrum ergibt sich nach

2516 Jahren eine Maximaltemperatur von ca. 26 °C. Somit erfährt der Salzspiegel eine maximale Temperaturänderung von 8 °C. An der Geländeoberkante (Punkt D) wird keine signifikante Temperaturänderung berechnet.

In Abb. 6.16 sind die Ergebnisse zur zeitlichen Entwicklung der Vertikalverschiebungen in ausgewählten Punkten über einen Zeitraum von 10.000 Jahren dargestellt. Die Maximalwerte der Vertikalverschiebungen werden deutlich später als das Temperaturmaximum erreicht. Die größte Hebung am Salzspiegel (Punkt C) beträgt 1,8 m nach 1000 Jahren. An der Geländeoberfläche (Punkt D) beträgt die maximale Hebung nach 1102 Jahren ca. 1,6 m. Im Zentrum des Einlagerungsbereiches (Punkt A) beträgt die maximale Hebung nach 616 Jahren ca. 0,9 m. Sämtliche Hebungen klingen nachfolgend bis zum Ende der Berechnung nur sehr langsam ab.

Abb. 6.17 zeigt zum Zeitpunkt 82 Jahre die berechnete Differenz zwischen der kleinsten Hauptdruckspannung S_1 und dem in der jeweiligen Teufe hypothetisch möglichen Fluiddruck W_D im Salzgebirge. Gelb bis rot eingefärbt sind die hypothetisch fluiddruckgefährdeten Bereiche. Die grünen und zum Teil transparent dargestellten Bereiche sind das Deck- und Grundgebirge sowie der Hauptanhydrit. Das Fluiddruckkriterium $S_1 - W_D$ wird bereits nach ca. 13 bis 508 Jahren in der Schicht des Aller-Steinsalzes NA4 (Punkt A) bis maximal 58 m unterhalb des Salzspiegels verletzt (siehe Abb. 6.18). Im Anhydritmittelsalz AM3 werden in einem Zeitfenster von 40 bis 285 Jahren fluiddruckgefährdete Bereiche berechnet (Punkte B und C). Zwischen der Einlagerungssohle und den potenziell fluiddruckgefährdeten Bereichen existiert mindestens eine 570 bis 600 m mächtige intakte Barriere im Salinar. Somit entstehen keine Wegsamkeiten zwischen Deckgebirge und Endlager. Das Fluiddruckkriterium wird in der gesamten Salzbarriere nach 560 Jahre wieder erfüllt.

Das Dilatanzkriterium wird für diese Variante nicht verletzt.

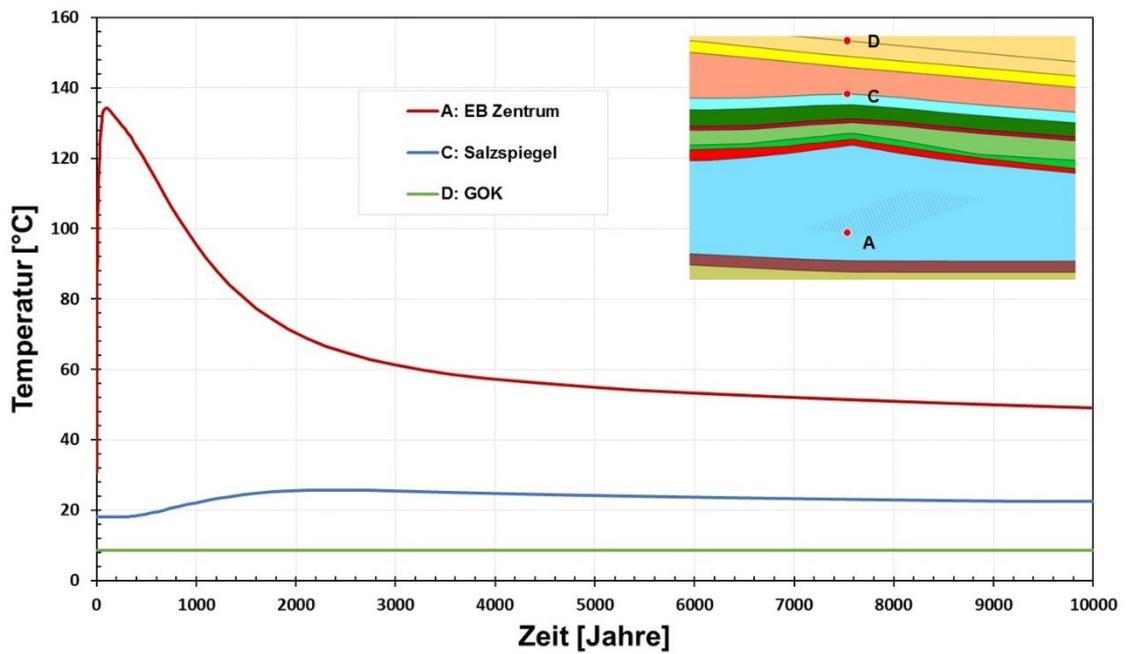


Abb. 6.15: Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern.

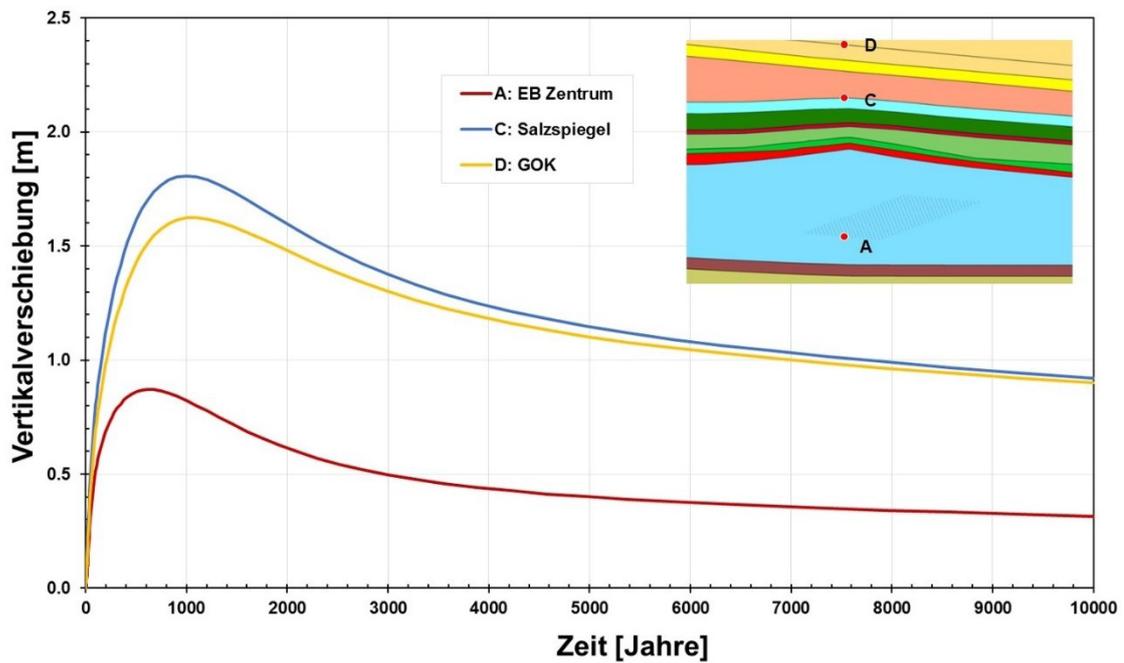


Abb. 6.16: Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern.

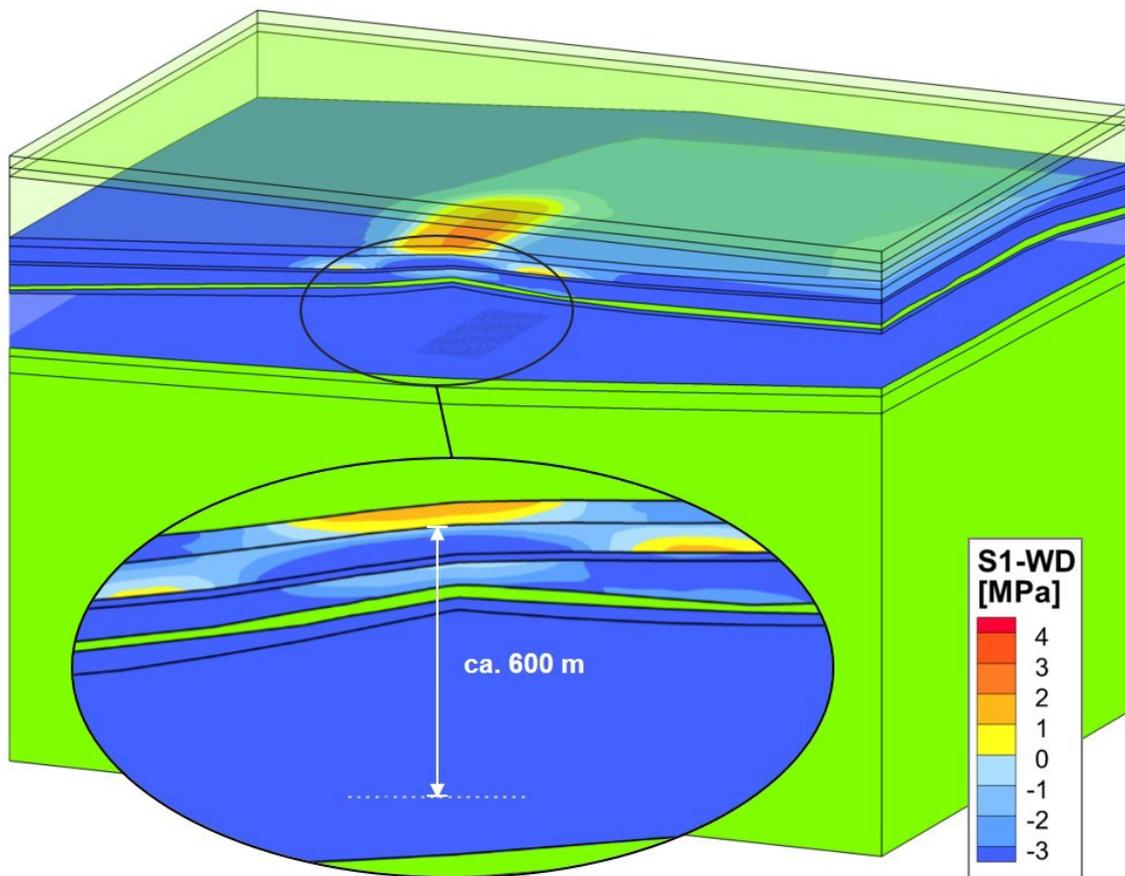


Abb. 6.17: Fluiddruckkriterium nach 82 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern mit detaillierter Seitenansicht.

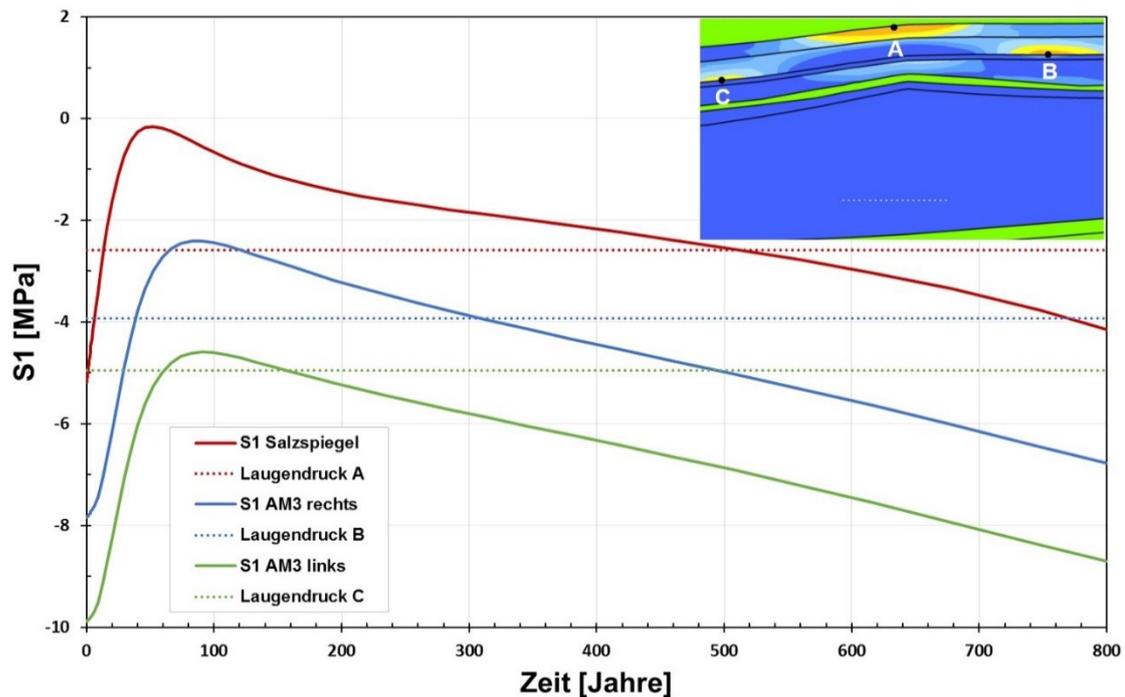


Abb. 6.18: Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern.

7 Bewertung der Barrierenintegrität

Durch die Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle wird das Salzgebirge langfristig aufgeheizt. Die Temperaturen nehmen nach Erreichen des Maximums aufgrund der abnehmenden Wärmeleistung der Abfälle zwar wieder ab, verbleiben aber auch nach 10.000 Jahren über dem initialen Niveau. Die Temperaturerhöhungen bewirken neben einer Veränderung der thermischen und mechanischen Materialeigenschaften vor allem auch eine thermisch bedingte Volumenexpansion des Salzgebirges. Infolgedessen werden Spannungsänderungen induziert, die im Salzspiegelbereich zu einer zughaften Entlastung der Spannungen führen. Eine Beeinträchtigung der Barrierenintegrität ist somit für die untersuchten Varianten im Salzspiegelbereich nicht auszuschließen.

Aus den in Kapitel 5 und 6 beschriebenen Ergebnissen der Modellberechnungen lassen sich folgende Aussagen zur Integrität der Salzbarriere für die untersuchten flach lagernden Salzschichten ableiten:

In allen Berechnungsmodellen für die vier betrachteten Einlagerungsvarianten steigt die Temperatur im Gebirge durch die Einlagerung der wärmeentwickelnden Abfälle an. Die Maximaltemperaturen treten jeweils im Zentrum des Einlagerungsbereichs auf. Im

Fernbereich zeigt die Temperaturentwicklung bei den Modelltypen „flache Lagerung“ und „Salzkissen“ (siehe Abb. 6.1, Abb. 6.6, Abb. 6.9 und Abb. 6.15), dass bei der flachen Lagerung die Temperaturänderungen am Salzspiegel größer als beim Salzkissen sind. Ursache dafür ist, dass die Entfernung zwischen Salzspiegel und Einlagerungsbereich bei der flachen Lagerung kleiner ist als beim Salzkissen. Am Salzspiegel ist bei der flachen Lagerung aufgrund größerer Teufenlage eine höhere Anfangstemperatur vorhanden.

Die thermisch bedingte Volumenexpansion ist bei der vertikalen Bohrlochlagerung im Salzkissen im Vergleich zu den anderen drei Varianten stärker. Wegen der kompakten Einlagerungskonfiguration der vertikalen Bohrlochlagerung ergeben sich im Vergleich zu den Ergebnissen aus den anderen drei Einlagerungsvarianten die größten Hebungen (siehe Abb. 6.3, Abb. 6.7, Abb. 6.11 und Abb. 6.16).

In allen Berechnungsmodellen für die vier betrachteten Einlagerungsvarianten ergeben sich zu frühen Betrachtungszeiträumen bis zu 620 Jahren ausgedehnte Zonen, in denen der hypothetische Fluiddruck W_D größer als die betragsmäßig kleinste Hauptspannung S_1 ist, so dass das Fluiddruckkriterium dort nicht erfüllt ist. Im Bereich des Salzspiegels reichen die verletzte Zonen im Aller-Steinsalz NA4 bis maximal 60 m unterhalb des Salzspiegels. Zwischen den eingelagerten Abfällen und den hypothetisch fluiddruckgefährdeten Bereichen befindet sich mindestens eine 300 m mächtige intakte Barriere im Salinar. Im Falle des Salzkissens beträgt die Mächtigkeit der ungestörten hydraulischen Schutzschicht sogar über 500 m. Im gesamten Betrachtungszeitraum von 10.000 Jahren entsteht rechnerisch in keinem Fall eine potenzielle durchgehende Wegsamkeit zwischen Deckgebirge und Endlager.

Das Dilatanzkriterium wird ausschließlich für den Fall der vertikalen Bohrlochlagerung im Salzkissen verletzt. Die dilatante Zone bildet sich in einem Zeitraum von 20 bis 82 Jahren nach Einlagerung aus und dehnt sich im Aller-Steinsalz NA4 bis maximal 50 m unterhalb des Salzspiegels zentral über dem Einlagerungsbereich aus. Nach 82 Jahren bleibt die Dilatanz bis zum Ende des Betrachtungszeitraums konstant, weil kein Verheilungsansatz in der Modellberechnung berücksichtigt wird. Zwischen Einlagerungssohle und dilatanter Zone befindet sich mindestens eine 520 m mächtige Barriere im Salinar. Somit entstehen im gesamten Betrachtungszeitraum von 10.000 Jahren keine Wegsamkeiten zwischen Deckgebirge und Endlager.

8 Vergleichende Betrachtung der Berechnungsergebnisse

Im Rahmen der geomechanischen Untersuchungen wurde der hydro-thermo-mechanische Einfluss der Endlagerung wärmeentwickelnder Abfälle und ausgedienter Brennelemente auf das geologische Barrierensystem für verschiedene Endlagerkonzepte und geologische Strukturen untersucht. Insbesondere wurden verschiedene Modelldimensionen (2D-Modell, 3D-Scheibenmodell und 3D-Modelle), Stoffgesetze und Modellierungsansätze von BGR und IfG verwendet. Dies ermöglicht die vergleichende Betrachtung der sich gegenseitig ergänzenden Modellierungsstrategien im Hinblick auf relevante Einflussfaktoren und etwaigen künftigen Forschungsbedarf.

8.1 Integritätskriterien und Spannungsentwicklung

Die Bewertung der Barrierenintegrität hat unabhängig von der konkreten Modelliermethodik ein sehr konsistentes Bild ergeben: Alle Modellierungen zeigen einen zeitlich und lokal begrenzten Bereich an der Oberkante des Salinars, in dem das Minimalspannungskriterium verletzt wird, wobei - je nach Geologie - stets eine ungestörte Barriere von über 300 m bzw. 500 m Mächtigkeit verbleibt. Auch in der relativen Wichtung der einzelnen Einlagerungsvarianten zeigen die Modellierungen ein übereinstimmendes Bild: Während die Kriterienverletzung für die vertikale Bohrlochlagerung für den räumlich größten Bereich prognostiziert wird, werden alle anderen Endlagerkonzepte mit einer vergleichbaren, geringeren thermischen Einwirkung beurteilt. In allen Modellen mit unterschiedlichen Einlagerungsvarianten kann sich die Verletzungszone nicht bis in das Anhydritmittelsalz ausdehnen und bleibt auf das NA4 begrenzt.

Die Bewertung mit dem richtungsunabhängigen Minimalspannungs- bzw. Fluiddruckkriterium wurde durch gekoppelte THM-Berechnungen zur druckgetriebenen Perkolation ergänzt. Die druckgetriebene Generierung von Fließwegen im polykristallinen Steinsalz ist an die diskontinuumsmechanische Mikrostruktur der Salzgesteine gebunden. Polykristalline Salzgesteine stellen auf mikromechanischer Ebene ein Diskontinuum aus miteinander verwachsenen Salzkristallen dar, was in den 2D-Modellen durch up-scaling mit einer Voronoi-Struktur nachgebildet wurde. Bei Überwindung der Perkolationsschwelle (minimale Hauptspannung) setzt eine gerichtete Perkolation im Spannungsfeld in Richtung der größten Hauptspannung durch druckgetriebene Öffnung von Porenräumen entlang von Kristallkorngrenzen ein, die einen Normalen-Vektor in Richtung der minimalen Hauptspannung aufweisen (MINKLEY et al. 2012). Die fluiddruckgetriebene Perkolation ist also richtungsabhängig und sucht sich den Weg des geringsten Widerstandes entlang der Kristallkorngrenzen im polykristallinen Salzgestein unter der Wirkung des vorliegenden Spannungsfeldes. Aufgrund der thermomechanisch bedingten Extensionsbeanspruchung ist über dem Zentrum des Einlagerungsbereichs an der Salinaroberkante die minimale Hauptspannung horizontal orientiert. Die in den gekoppelten THM-Modellen berechnete

druckgetriebene Fluidausbreitung erfolgt demzufolge in vertikaler Richtung mit einer Eindringtiefe ins Aller-Steinsalz NA4, die der Verletzung des Minimalspannungskriteriums in den TM-Berechnungen entspricht. Die Integritätsanalyse der geologischen Salinarbarriere führt trotz verschiedener Modellansätze und Modellierungsstrategien zu vergleichbaren Ergebnissen, was die Aussagefähigkeit belegt.

Zu diskutierende bzw. speziell zu erklärende Detailunterschiede finden sich lediglich bezüglich der prognostizierten Hebungen und Temperaturentwicklungen.

8.2 Hebungsentwicklung

Im Allgemeinen prognostizieren die 2D-Modelle stets eine stärkere Hebungsentwicklung als die 3D-Modellierungen. Dies kann teilweise darin begründet sein, dass das Endlager in den 2D-Modellen senkrecht zur Schnittebene als unendlich ausgedehnt betrachtet wird und somit eine konservative Überschätzung der thermischen Last und damit des Hebungsverhaltens eintreten kann. Insbesondere bei kompakteren Einlagerungsgeometrien (vertikale Bohrlochlagerung) wird dieser Effekt maßgeblich beitragen. Allerdings wurde im Rahmen des Vorhabens VSG (Kock et al. 2012) für die - ähnlich wie hier aufgebaute - Streckenlagerung kein Unterschied in den Hebungen von 2D- und 3D-Modellen beobachtet.

Variationsstudien haben bereits in einer frühen Projektphase gezeigt, dass auch die Eigenschaften und Stoffgesetze der Deckgebirgsschichten einen Einfluss auf das Systemverhalten haben, weshalb die Klüftung des Buntsandsteines durch verschiedene Modellierungstechniken berücksichtigt werden sollte. Dabei kann die elastische Modellierung des Deckgebirges in den 3D-Modellierungen trotz Annahme eines verringerten Elastizitätsmoduls einen hemmenden Einfluss auf die Hebungsentwicklung haben. Diese Vermutung wird durch die unterschiedliche Differenz der Hebungen an Salzspiegel und GOK für die 2D- und 3D-Modelle unterstützt. Während es in den 3D-Modellierungen beinahe unabhängig von der Geologie (flache Lagerung oder Salzkissen) stets einen maximalen Unterschied von ca. 30 cm in der Hebung an Salzspiegel und GOK gibt, beträgt er in den 2D-Modellierungen (geklüftetes Deckgebirge durch „ubiquitous-joints“-Modell) trotz deutlich höherer Gesamthebungen weniger als 10 cm und weist insbesondere bei der geringeren Buntsandsteinüberdeckung im Salzkissen auch einen nochmals geringeren Unterschied von etwa 5 cm auf. Der Einfluss der jeweiligen Art des Deckgebirgsmodells und ihre mögliche Wirkung auf das Hebungsverhalten könnte also in zukünftigen numerischen Untersuchungen detaillierter untersucht werden. Da sich in allen Modellierungen die stärkste Reduktion der Minimalspannungen am Salzspiegel in den ersten 50 Jahren nach Einlagerung abspielt, hat der maximale Hebungswert nach 1500 Jahren allerdings keinen Einfluss auf die integritätsbewertenden Kriterien.

8.3 *Temperaturentwicklung*

Aufgrund des hohen Rechenaufwandes eines großräumigen 3D-Modells wurden die Endlagerbehälter in diesen Modellen nicht explizit modelliert. Stattdessen wurden homogenisierte Wärmequellen verwendet (siehe Abschnitt 4.2.3 und 4.4.3). Das bedeutet, dass anstelle der mit wärmeentwickelnden radioaktiven Abfällen und ausgedienten Brennelementen beladenen Behälter und ihres nicht-wärmeentwickelnden Umfeldes ein repräsentatives Volumen gewählt wird und die darin enthaltene gemittelte Wärmeleistung dann auf Linien- oder Flächenquellen verteilt wird. Daraus folgt notwendigerweise, dass die spezifische Wärmeleistung der Quellen geringer ist als die der realen Endlagerbehälter und damit auch die Wärmeentwicklung der Behälter nicht entsprechend den Auslegungsberechnungen wiedergegeben werden kann. Für die Bewertung der Integrität der geologischen Barriere ist dies aber dennoch eine gültige Herangehensweise, denn die Barriere erfährt abseits des Einlagerungsbereiches nur eine bestimmte globale Wärmeleistungsverteilung. Vorstudien hatten gezeigt, dass mit zunehmend feinerer Vernetzung zwar höhere Temperaturgradienten aufgelöst werden könnten, aber schon in geringem Abstand zum Einlagerungsbereich kein signifikanter Unterschied in der Temperaturentwicklung bzw. dem weiteren Systemverhalten mehr bestand. Die in den 3D-Modellierungen ausgewiesenen Temperaturen für den Einlagerungsbereich selbst sind also als mittlere Umgebungstemperaturen zu verstehen und daher auch nicht mit den Behältertemperaturen aus Auslegungsberechnungen und 2D-Modellen zu vergleichen. Solange die gleiche integrale Wärmelast in 2D- und 3D-Modellierungen auf die Barriere einwirkt, ist ein vergleichbares Verhalten der Barrierenintegrität zu erwarten, was sich letztendlich in den Berechnungsergebnissen bestätigt.

Die Fernfeldtemperaturen - insbesondere am Salzspiegel - zeigen dementsprechend auch ein vergleichbares Bild in 2D- und 3D-Modellierungen, wobei die 2D-Modellierungen stets um 2 - 4 °C größere Temperaturerhöhungen ausweisen. Auch hier ist die implizit unendliche Ausdehnung der 2D-Modelle in lateraler Richtung eine mögliche Ursache für diesen Unterschied. Die voneinander abweichenden Temperaturentwicklungen von Elementarzellenmodellen und großräumigen 2D-Modellen der Einlagerungsgeometrie deuteten dahingehend bereits in Abschnitt 5.1.1 darauf hin, dass die Endlichkeit des Einlagerungsfeldes durchaus einen sensitiven Einflussfaktor auf die Temperaturen darstellt.

9 Zusammenfassung

Es wurden numerische Modellberechnungen zur Überprüfung der Integrität der geologischen Salzbarriere für ein generisches Endlager für wärmeentwickelnde Abfälle und ausgediente Brennelemente in flach lagernden Salzschieben durchgeführt. Grundlage für die Bewertung sind zwei Integritätskriterien: das Dilatanz- und das Fluiddruck- bzw. Minimalspannungskriterium. Aus geomechanischer Sicht ist die hydraulische Dichtheit der Salzbarriere nachgewiesen, wenn beide Integritätskriterien erfüllt sind.

Um den Integritätsnachweis durchzuführen, wurden bei der BGR Finite-Elemente-Berechnungen und vom IfG diskontinuumsmechanische Modellierungen zur Untersuchung der langfristigen Entwicklung der Barrierenintegrität über einen Nachweiszeitraum von 10.000 Jahren durchgeführt. Dazu wurden 2D- und 3D-Berechnungsmodelle auf der Basis von zwei geologischen Modelltypen und jeweils zwei unterschiedlichen Endlagerkonzepten entwickelt. Die Streckenlagerung und die horizontale Bohrlochlagerung erfolgen für den Typ „flache Lagerung“ in einer Teufe von 700 m u. NN. Für den Typ „Salzkissen“ erfolgen die vertikale Bohrlochlagerung in einer Teufe von 725 m u. NN und die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern in der Teufe von 830 m u. NN.

In allen vier betrachteten Berechnungsmodellen ergeben sich in frühen Betrachtungszeiträumen bis zu 620 Jahren ausgedehnte Zonen, in denen der hypothetische Fluiddruck W_D über der betragsmäßig kleinsten Hauptspannung S_1 liegt, so dass das Fluiddruckkriterium lokal nicht erfüllt ist. Im Bereich des Salzspiegels reichen die verletzte Zonen im Aller-Steinsalz NA4 bis maximal 60 m unterhalb des Salzspiegels. Zwischen der Einlagerungssohle und den potenziell fluiddruckgefährdeten Bereichen verbleibt mindestens eine 300 m mächtige intakte Barriere im Salinar. Im gesamten Betrachtungszeitraum von 10.000 Jahren entsteht rechnerisch in keinem Fall eine potenziell durchgehende Wegsamkeit zwischen Deckgebirge und Endlager.

Das Dilatanzkriterium wird ausschließlich für den Fall der vertikalen Bohrlochlagerung im Salzkissen lokal verletzt. Die dilatante Zone bildet sich in einem Zeitraum von 20 bis 82 Jahren nach Einlagerung aus und dehnt sich im Aller-Steinsalz NA4 bis maximal 50 m unterhalb des Salzspiegels zentral über dem Einlagerungsbereich aus. Nach 82 Jahren bleibt die Dilatanz bis zum Ende des Betrachtungszeitraums konstant, weil kein Verheilungsansatz in der Modellberechnung berücksichtigt wird. Zwischen der Einlagerungssohle und den dilatanten Zone existiert mindestens eine 520 m mächtige intakte Barriere im Salinar. Somit entstehen im gesamten Betrachtungszeitraum von 10.000 Jahren keine Wegsamkeiten zwischen Deckgebirge und Endlager.

Aufgrund der thermomechanisch bedingten Extensionsbeanspruchung ist die minimale Hauptspannung über dem Zentrum des Einlagerungsbereichs an der Salinaroberkante horizontal orientiert. Die in den THM-gekoppelten Modellen berechnete druckgetriebene Fluidausbreitung erfolgt demzufolge in vertikaler Richtung mit einer Eindringtiefe ins Aller-Steinsalz NA4, die der lokalen Verletzung des Fluiddruck- bzw. Minimalspannungskriteriums in den kontinuumsmechanischen TM-Berechnungen entspricht. Die Integritätsanalyse der geologischen Salinarbarriere führt trotz verschiedener Modellansätze und Modellierungsstrategien zu vergleichbaren Ergebnissen, was die Aussagefähigkeit belegt.

Literaturverzeichnis

- BANNACH, A. & KLAFKI, M. (2009): Stassfurt Shallow Cavern abandonment Field Tests. – Report 2009-1, SMRI.
- BARYAKH, A. A. & SAMODELKINA, N. A. (2012): Water-tight stratum rupture under large-scale mining. Part II. – Journal of Mining Science, **48**(6): 954-961, (SP MAIK Nauka/ Interperiodica). ISSN 1062-7391.
- BAUER, S. J. & EHGARTNER, B. L. (1999): Subsidence and its Surface Manifestations at the Weeks Island SPR facility. – SMRI Fall 1999 Meeting, 3-6 October 1999, Washington, DC.
- BAUER, S. J., EHGARTNER, B. L., LINN, J. K., LOTT, S. E., HINKEBEIN, T. E., MOLECKE, M. A., MUNSON, D. E., NEAL, J. T., SATTLER, A. R., BALLARD, S., BERTOLDI, M. J., GUMP, R. E., MILLS, K. E., LAMB, D. W., THOMPSON, S. & MYERS, R. E. (1996): Summary of Events and Geotechnical Factors Leading to Decommissioning of the Strategic Petroleum Reserve (SPR) Facility at Weeks Island, Louisiana. – SAND96-2263, Sandia National Laboratories.
- BAUER, S. J., EHGARTNER, B. L. & NEAL, J. T. (1997): Geotechnical Studies Associated with Decommissioning the Strategic Petroleum Reserve Facility at Weeks Island, Louisiana: A case history. – Int. J. Rock Mech. & Min. Sci., **34**: 3-4.
- BÉREST, P., BÉRAUD, J. F., GHARBI, H., BROUARD, B. & DeVRIES, K. (2014): A very slow creep test on an Avery Island salt sample. – 48th American Rock Mechanics Symposium, 1-4 June 2014, Minneapolis, MN. American Rock Mechanics Association.
- BÉREST, P. & BROUARD, B. (2003): Safety of Salt Caverns Used for Underground Storage Blow Out; Mechanical Instability; Seepage; Cavern Abandonment. – Oil & Gas Science and Technology, **58**(3): 361-384.
- BERTRAMS, N. J., BOLLINGERFEHR, W., FILBERT, W., PRIGNITZ, S. & SIMO, E. K. (2017): Technische Konzepte für ein Endlager in flach lagernden Salzformationen – Ergebnisse aus dem Vorhaben KOSINA. – TEC-12-2017-AP, DBE TECHNOLOGY GmbH; Peine.
- BMU (2010): Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle. – In: Bundesministerium für Umwelt, N. u. R. B.; Bonn.

- BRACKE, G., FISCHER-APPELT, K., NOSECK, U. & WOLF, J. (2013): The current status of a safety case for heat-generating radioactive waste disposal in salt in Germany. Natural Analogues for safety case of repositories in Rock Salt. – OECD 2014: 75-83.
- BRÜCKNER, D., LINDERT, A. & WIEDEMANN, M. (2003): The Bernburg Test Cavern – A Model Study of Cavern Abandonment. – SMRI Fall 2003 Meeting, 5-8 Okt. 2003, Chester, UK. 69-89.
- BURLIGA, S. & CZECHOWSKI, F. (2010): Anatomy of hydrocarbon-bearing zones, hydrocarbon provenance and their contribution to brittle fracturing of rock salt in the Klodawa Salt Structure (central Poland). – SMRI Fall 2010 Meeting, Leipzig.
- DAVISON, I. (2009): Faulting and fluid flow through salt. – Journal of the Geological Society London, **166**: 205-216.
- DEPPE, S. & PIPPIG, M. (2002): Erkundung und Maßnahmen zur Beherrschung der Salzlösungszuflüsse im Grubenfeld Merkers. – Kali und Steinsalz, **02**: 40-49; Essen.
- DUCHROW, G., THOMA, K., MAGGRAF, P. & SALZER, K. (1988): Forschungen zum Phänomen der Salz-Gas-Ausbrüche im Werra-Kaligebiet der DDR. – Neue Bergbautechnik, **18**: 241-249.
- DURUP, J. G. (1994): Long-Term Test for Tightness Evaluations with Brine and Gas in Salt. – Research and Development Project Report No. 94-0002-S, SMRI.
- EHGARTNER, B., NEAL, J. & HINKEBEIM, T. (1998): Gas releases from salt. – SAND-98-1354, Sandia National Laboratories.
- EHGARTNER, B. L. & MUNSON, D. E. (2005): Final Report on Weeks Island Monitoring Phase - 1999 through 2004 –SAND2005-1893, Sandia National Laboratories.
- EISENBACH, U. & PAULINYI, A. (1998): Die Kaliindustrie an Werra und Fulda. Darmstadt. ISBN 9783980450621.
- FAHLAND, S., HEUSERMANN, S. & SCHÄFERS, A. (2014): Geomechanical modeling of repositories for nuclear waste disposal in rock salt formations. – 48th American Rock Mechanics Symposium, 1-4 June 2014, Minneapolis, Minnesota. American Rock Mechanics Association.

- FAUST, B., KRÜGER, R., LUCKE, A. & TERTEL, S. (2016): Jife^{MP} Java application for Interactive nonlinear Finite-Element analysis in MultiPhysics. – Benutzerhandbuch für JIFE 5.1.1; Berlin.
- GHANBARZADEH, S., HESSE, M. A., PRODANOVIC, M. & GARDNER, J. E. (2015): Deformation-assisted fluid percolation in rock salt. – *Science*, **350** (6264): 1069-1072. doi:10.1126.
- GIESEL, R. J., HAASE, G., MAGGRAF, P., SALZER, K. & THOMA, K. (1989): Drei Jahrzehnte Ausbruchsforschung im Kalibergbau des Werrareviers der DDR. – *Zeitschrift für Geologische Wissenschaften*, **17**: 333-346; Berlin.
- GRÜN, E. (1998): Planung von Hochleistungsstreben unter Berücksichtigung der Umweltverträglichkeit in Bezug auf Bauwerksprophylaxe und Bergschadenserwartung. – *Freiberger Forschungshefte, A847 Bergbau und Geotechnik*; Freiberg.
- HERBERT, H.-J. & SCHWANDT, A. (2007): Salzlösungszuflüsse im Salzbergbau Mitteldeutschlands. – 226:1-198, GRS.
- HOFFMAN, E. L. E., B.L. (1997): Using three dimensional structural simulations to study the interactions of multiple excavations in salt. – Sandia National Laboratories.
- HUDSON, J. A. & HARRISON, J. P. (1997): *Engineering Rock Mechanics: An Introduction to the Principles*. ISBN 0080419127.
- HUNSCHE, U., SCHULZE, O., WALTER, F. & PLISCHKE, I. (2003): Projekt Gorleben - Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein. – Abschlussbericht, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.
- IAEA (2009): *Geological Disposal of Radioactive Waste: Technological Implications for Retrievability*. – International Atomic Energy Agency (IAEA); Vienna, Austria.
- ITASCA (2011): UDEC Universal Distinct Element Code. – Itasca Consulting Group Inc.; Minneapolis, Minnesota, USA.
- ITASCA (2013): 3DEC Three Dimensional Distinct Element Code. – Itasca Consulting Group Inc.; Minneapolis, Minnesota, USA.
- JUNGHANS, R. (1953): Der schwere CO₂-Ausbruch auf der Schachanlage Menzengraben des VEB Kaliwerk Heiligenroda am 07.07.1953, seine Ursachen und Folgen. – *Bergbautechnik*, **3**(9): 457-462.

- JUNGHANS, R. (1955): Neue Beobachtungen über das Auftreten von CO₂ im Werra-Kalibergbau. – *Bergbautechnik*, **5**(7): 364-367.
- KAMLOT, W. P. (2009): Gebirgsmechanische Bewertung der geologischen Barrierefunktion des Hauptanhydrits in einem Salzbergwerk. – 290 S., TU Bergakademie Freiberg, Institut für Geotechnik; Freiberg.
- KNAUTH, M. & MINKLEY, W. (2014): Modeling of the Mechanical and Hydraulic Behavior of Salt Rocks on a Discontinuum-Mechanical Basis. – In: LABUZ, J. F. (Hrsg.): 48th American Rock Mechanics Symposium, 1-4 June 2014, Minneapolis, Minnesota. American Rock Mechanics Association.
- KOCK, I., EICKEMEIER, R., FRIELING, G., HEUSERMANN, S., KNAUTH, M., MINKLEY, W., NAVARRO, M., NIPP, H.-K. & VOGEL, P. (2012): Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben: Integritätsanalyse der geologischen Barriere. – 301 S., Gesellschaft für Anlagen-und Reaktorsicherheit (GRS) mbH; Köln.
- KRONE, J., LOMMERZHEIM, A., BUHMANN, D., MÖNIG, J., WOLF, J., HAMMER, J., KELLER, S., MRUGALLA, S. & WEBER, J. R. (2011): Weiterentwicklung des Sicherheitsnachweiskonzeptes für ein Endlager im Salzgestein. – *Glückauf*, **147** (4/5).
- KUKLA, P. A., REUNING, L., BECKER, S., URAI, J. L. & SCHOENHERR, J. (2011): Distribution and mechanisms of overpressure generation and deflation in the late Neoproterozoic to early Cambrian South Oman Salt Basin. – *Geofluids 2011*. Blackwell Publishing Ltd.
- LEWIS, S. & HOLNESS, M. (1996): Equilibrium halite-H₂O dihedral angles: High rock-salt permeability in the shallow crust? – *Geology*, **5**: 431-434.
- LIU, W., VÖLKNER, E., POPP, T. & MINKLEY, W. (2017): Zusammenstellung der Materialparameter für THM-Modellberechnungen - Ergebnisse aus dem Vorhaben KOSINA. – Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.
- MINKLEY, W. (2004a): Back analysis rock burst Völkershäuser 1989. – 1th International UDEC/3DEC Symposium, 29.09.–01.10.2004, Bochum. 105-112.
- MINKLEY, W. (2004b): Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrecherscheinungen im Carnallit. Aachen. ISBN 9783832234959.
- MINKLEY, W. (2009): Final Disposal in Rock Salt and Barrier Integrity. – Proceedings of the European Commission TIMODAZ-THERESA Int. Conferene, 29. Sept. - 01. Oct. 2009, Luxembourg. 105-121, European Union 2012.

- MINKLEY, W., BRÜCKNER, D. & LÜDELING, C. (2018): Percolation in Salt Rocks. – WM2018 Conference, 18-27 March 2018, Phoenix, Arizona, USA.
- MINKLEY, W. & KNAUTH, M. (2013): Integrity of rock salt formation under static and dynamic impact. – Salt Club Workshop: Natural Analogues for Safety Cases of Repositories in Rock Salt, 5-7 September 2013, Braunschweig, Germany. 177-195.
- MINKLEY, W., KNAUTH, M. & BRÜCKNER, D. (2013): Discontinuum-mechanical behaviour of salt rocks and the practical relevance for the integrity of salinar barriers. – 47th American Rock Mechanics Symposium, 23-26 June 2013, San Francisco, CA, USA.
- MINKLEY, W., KNAUTH, M., BRÜCKNER, D. & LÜDELING, C. (2015): Integrity of saliferous barriers for heat-generating radioaktiv waste – natural analogues and geomechanical requirements. – In: ROBERTS, L., MELLEGARD, K. & HANSEN, F. (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VIII: Proceedings of the 8th Conference, 26-28 May 2015, Rapid City, USA. 159-170, Taylor & Francis Group. ISBN: 9781138028401.
- MINKLEY, W., KNAUTH, M. & WÜSTE, U. (2012): Integrity of salinar barriers under consideration of discontinuum-mechanical aspects. – In: BÉREST, P., GHOREYCHI, M., HADJ-HASSEN, F. & TIJANI, M. (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VII: Proceedings of the 7th Conference, 16-19 April 2012, Paris, France. 469-478, Taylor & Francis Group. ISBN: 9780415621229.
- MINKLEY, W. & LÜDELING, C. (2016): Deep Borehole Disposal in Salt Rocks. – 50th American Rock Mechanics Symposium, 26-29 June 2016, Houston, Texas, USA. American Rock Mechanics Association.
- MINKLEY, W. & MÜHLBAUER, J. (2007): Constitutive models to describe the mechanical behavior of salt rocks and the imbedded weakness planes. – In: WALLNER, M., LUX, K.-H., MINKLEY, W. & HARDY, H. R. (Hrsg.): Mechanical Behavior of Salt VI: Proceedings of the 6th Conference, 22-25 May 2007, Hannover, Germany. 119-127, Taylor & Francis Group. ISBN: 9780415443982.
- MINKLEY, W. & POPP, T. (2010): 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); Leipzig.

- MINKLEY, W. & WÜSTE, U. (2008): Numerische Simulation von Entfestigungsvorgängen im Salzgebirge. – Geomonitoring, FE-Modellierung, Sturzprozesse und Massenbewegungen. COG-Fachtagung, 2-4 July 2008, Salzburg. 58-74. ISBN: 9783879074761.
- MOLECKE, M. (2000): Final State of the Strategic Petroleum Reserve (SPR) Weeks Island Mine. – Report SAND2000-0400, SANDIA National Laboratories.
- NEAL, J., BAUER, S., EHGARTNER, B. (1995): Sinkhole Progression at the Weeks Island, Louisiana, Strategic Petroleum Reserve (SPR) Site. – Sandia National Laboratories; Washington, D.C.
- NIPP, H.-K. (1988): Thermomechanische Berechnungen zum Endlager im Salzstock Gorleben (Berechnungsmodell 1986). – Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.
- NIPP, H.-K. & HEUSERMANN, S. (2000): Erkundungsbergwerk Gorleben – Gebirgsmechanische Beurteilung der Integrität der Salzbarriere im Erkundungsbereich EB1 für das technische Endlagerkonzept 1 (Bohrlochlagerung BSK3). – Ergebnisbericht zum AP 9G41418000, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.
- PRIEST, S. D. (1993): Discontinuity Analysis for Rock Engineering. ISBN 9789401046565.
- RATIGAN, J. L., J. D. NIELAND, R. CHEN, K. D. MELLEGARD, AND T. W. PFEIFLE (1995): Numerical Modeling of Weeks Island Subsidence and Laboratory Testing of Weeks Island Salt. – SMRI Spring 1995 Meeting, 30 April-3 May 1995, New Orleans, Louisiana.
- RICHTER, D. K. (1978): National and international activities in the field of underground disposal of radioactive wastes. – Bulletin, IAEA; Vienna, Austria
- ROBERT, J. M., SEVOUGIAN, S. D., LEIGH, C. D. & HANSEN, F. D. (2012): Towards a Defensible Safety Case for Deep Geologic Disposal of DOE HLW and DOE SNF in Bedded Salt. – SAND2012-6032, Sandia National Laboratories; Albuquerque, New Mexico 87185 and Livermore, California 94550.
- SALZER, K. (1991): Die Beherrschung von Gas-Salzausbrüchen im Kalibergbau des Thüringischen Teils des Werrareviere. – Kali 91 - Second international Potash Technology Conference, 26-29 May 1991, Hamburg.

- SCHADE, H. W. J. (2008): Reverse mining-The development of deep geologic isolation of hazardous (chemotoxic) waste in Germany and its international prospects. – Geological Society of America, **19**: 23-30.
- SCHRAMM, M. (2007): Vorkommen natürlicher Gase im Salz. – Workshop der GRS, 17-18 April 2007, Berlin. 157-166
- SCHULZE, O. (2013): Geotechnische Laborarbeiten im Rahmen der Erkundung Gorleben : Laboruntersuchungen zur Dilatanzgrenze. – 40 S., Ergebnisbericht, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.
- SIEMANN, M. G. (2007): Herkunft und Migration mineralgebundener Gase der Zechstein 2 Schichten in Zielitz. – Kali und Steinsalz, **3**: 26-41.
- STANDAG (2013): Gesetz zur Suche und Auswahl eines Standortes für ein Endlager für Wärme entwickelnde radioaktive Abfälle und zur Änderung anderer Gesetze (Standortauswahlgesetz StandAG). – In: BUNDESTAG.
- STANDAG (2017): Gesetz zur Suche und Auswahl eines Standortes für ein Endlager für hochradioaktive Abfälle (Standortauswahlgesetz - StandAG). – In: BUNDESTAG.
- STAUDTMEISTER, K. & ROKAHR, R. B. (1944): Laboratory Tests within the Scope of Rock Mechanical Investigations for the Design of Solution Mined Caverns in Rock Salt Mass. – SMRI Fall 1944 Meeting, September 1944, Hannover, Germany.
- STECHER, T. (2017): INCA Handbuch V2.26. – Dokumentation, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.
- TEC PLOT, I. (2017): User's Manual Tecplot 360 EX 2017 Release 2. – Tecplot, Inc.; Bellevue, Washington.
- THOMAS, R. & GEHLE, M. (1995): Causal Factors of Sinkhole Formation. – SMRI Spring 1995 Meeting, New Orleans, LA.
- VAN HEEKEREN, H., BAKKER, T., DUQUESNOY, T., DE RUITER, V. & MULDER, L. (2009): Abandonment of an extremely deep Cavern at Frisia Salt. – SMRI Spring 2009 Meeting, 27-28 April 2009, Krakow, Poland.
- VÖLKNER, E., KÜHNLENZ, T., HAMMER, J. & GAST, S. (2017): Entwicklung generischer geologischer Modelle für flach lagernde Salzformationen - Ergebnisse aus dem Vorhaben KOSINA. – Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.

- WEBER, J. R., HAMMER, J. & SCHULZE, O. (2011): Geowissenschaftliche Arbeiten der BGR zur vorläufigen Sicherheitsanalyse Gorleben: Empfehlungen der BGR zur Berücksichtigung der Kohlenwasserstoff-Vorkommen im Hauptsalz des Salzstockes Gorleben im Rahmen einer vorläufigen Sicherheitsanalyse. – Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR); Hannover.
- WUNDRAM, L. (2014): Langzeit-Bohrungsverschluss: Konzeptentwicklung, numerische Modellierung und feldtechnische Erprobung. – 308 S. S.; Göttingen: Cuvillier Verlag, 2015; zugl.: Clausthal, Tech. Univ., Diss., 2014.

Abkürzungsverzeichnis

2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
3DEC	Three-Dimensional Distinct Element Code
Abb.	Abbildung
BGR	Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe
BSK	Brennstabkokille
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Energie
EB	Einlagerungsbereich
ewG	Einschlusswirksamer Gebirgsbereich
FuE	Forschung und Entwicklung
Gl.	Gleichung
GOK	Geländeoberkante
IAEA	International Atomic Energy Agency
IfG	Institut für Gebirgsmechanik GmbH
JIFE	Java application for Interactive nonlinear Finite-Element analysis in MultiPhysics
Kap.	Kapital
KOSINA	Konzeptentwicklung für ein generisches Endlager für wärmeentwickelnde Abfälle in flach lagernden Salzschieben in Deutschland sowie Entwicklung und Überprüfung eines Sicherheits- und Nachweiskonzeptes
THM	Thermisch-hydraulisch-mechanisch
TLB	Transport- und Lagerbehälter

TM	Thermomechanisch
Mio.	Million
UDEC	Universal Distinct Element Code
u. GOK	Unterhalb Geländeoberkante
u. NN	Unter Normalnull
VSG	Vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben

Tabellenverzeichnis	Seite
Tab. 2.1: Ergebnisse zum Perkolationsverhalten von Steinsalz bei hoher triaxialer Einspannung im Temperaturbereich von 90 - 95 °C.....	15
Tab. 2.2: Bestimmung der Perkolationschwelle durch Dichtheitstest in Salz- formationen.....	26
Tab. 3.1: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit für die Salzgesteine (NA2, NA3, AM3 und NA4).....	54
Tab. 3.2: Empfehlungen bezüglich thermischer Parameter.....	54
Tab. 3.3: Empfehlungen bezüglich Elastizitätsparametern.....	55
Tab. 3.4: Gewählte Kriechparameter zur Bewertung des stationären Kriechens für die als kriechfähig angenommenen Homogenbereiche.....	60
Tab. 3.5: Angesetzte Verformungsabhängigkeit der Dilatanzgrenze.....	65
Tab. 3.6: Verwendete Parameter für das stationäre Kriechen im Sinus- Hyperbolicus-Kriechgesetz des IfG.....	66
Tab. 6.1: Zeitliche Entwicklung der Maximalwerte der Bodenbewegungsgrößen.....	109
Tab. 6.2: Bewegungsgrenzwerte für eine zulässige Objektbeanspruchung nach GRÜN (1998).....	109

Abbildungsverzeichnis	Seite
Abb. 2.1: Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996).....	9
Abb. 2.2: Relevantes Druck-Temperatur-Diagramm für die die Endlagerung nach LEWIS & HOLNESS (1996).....	10
Abb. 2.3: Versuchsaufbau zur Durchführung von Perkolationstests an Stein- salzproben in der Triaxialzelle bei hohen Temperaturen und Drücken (im Vordergrund das Maximator-Drucksystem).....	12
Abb. 2.4: Quizix – Doppelpumpendrucksystem.....	13
Abb. 2.5: Prüfkörperpräparation zur Fluiddruckaufgabe.....	14
Abb. 2.6: Schema zum Versuchsaufbau der Druckbeaufschlagung einer Steinsalzprobe für Perkolationstests bei sehr hohen Fluidrücken von bis zu 1000 bar.....	14
Abb. 2.7: Steinsalz Probe 314/L8 mit eingeklebtem Druckrohr (links) und Stahlplatte zur druckdichten Stickstoffeinleitung.....	16
Abb. 2.8: Steinsalz Probe 314/L8 - Versuchsverlauf mit Nachweis der Dichtheit bei einem Fluiddruck von 190 bar.....	17
Abb. 2.9: Steinsalz Probe 448/4/39/11 - Versuchsverlauf mit Nachweis der Dichtheit bei einem Fluiddruck von 450 bar.....	18
Abb. 2.10: Steinsalz Probe 448/4/39/11 - Versuchsverlauf mit Absenkung der Axialspannung.....	19
Abb. 2.11: Dilatanzfreie Verformung von Steinsalz bei einem Manteldruck von 900 bar und Temperaturen um 95 °C.....	20
Abb. 2.12: Versuchsablauf zur Untersuchung der Perkolation von Steinsalz - Staßfurtsteinsalz 484/2 bei hydrostatischer Belastung von 900 bar und einer Temperatur von 95 °C.....	21
Abb. 2.13: Versuchsablauf zur Untersuchung der Perkolation von Steinsalz - Staßfurtsteinsalz 484/3 bei deviatorischer Belastung in Extension und einer Temperatur von 90 °C.....	22
Abb. 2.14: Prüfkörper Staßfurtsteinsalz 452/1 vor und nach dem Versuch mit rot eingefärbtem Fluid zur Visualisierung von Durchtrittspunkten an Korngrenzen.....	23
Abb. 2.15: Testversuche zur Untersuchung der Dichtheit von Salzgesteinen eingetragen im Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996).....	24
Abb. 2.16: Diskrete Fließwege entlang von Korngrenzen nach Überschreitung der als Perkolationsschwelle wirkenden minimalen Hauptspannung (Fluid rot eingefärbt).....	25
Abb. 2.17: Perkolationsschwelle in Salzformationen bestimmt durch Dichtheitstest (siehe Tab. 2.2).....	27

Seite

Abb. 2.18: Soledruckaufbau im Dachbereich der verschlossenen Kaverne BAS-2 nach VAN HEEKEREN et al. (2009).....	28
Abb. 2.19: Hydraulischer Integritätstest in Erdgasbohrung in Steinsalzformation in 3096 m Teufe (WUNDRAM 2014).....	29
Abb. 2.20: Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996) mit In-situ-Tests entsprechend Abb. 2.18 und Abb. 2.19.....	30
Abb. 2.21: Blick in den Eingangsbereich des Kavernenhohlraums (JUNGHANS 1955) nach dem CO ₂ - Ausbruch vom 07.07.1953 in der Grube Menzengraben (links); Phasendiagramm für CO ₂ (rechts).....	32
Abb. 2.22: CO ₂ -Gletscher nach einem Gasausbruch in der Grube Unterbreizbach.....	33
Abb. 2.23: Blick in den Eingangsbereich des Kavernenhohlraums nach dem CO ₂ -Ausbruch vom 01.10.13 in der Grube Unterbreizbach (links) und geologisches Profil der Salzlagerstätte mit Dimensionen des Kavernenhohlraums (rechts).....	34
Abb. 2.24: Druckgetriebene Perkolation von Öl in Steinsalz bei einem Anstieg des Öldruckes in den Anhydrit- und Dolomitschichten (Ara Stringers, A2C bzw. A3C) über die minimale Hauptspannung σ_3 (C, oben rechts) im South Oman Salt Basin (B, links); Bitumen auf Korngrenzen in Salzproben (D, unten rechts); (KUKLA et al. 2011).....	36
Abb. 2.25: Druck-Temperatur-Diagramm nach LEWIS & HOLNESS (1996) mit Labor- und In-situ-Tests zum Dichtheitsverhalten von Salzgesteinen.....	37
Abb. 2.26: Korrelation zwischen Perkolationsschwelle p_c und minimaler Hauptspannung σ_{Min} beim Dichtheitsverlust von Salzgesteinen (Tab. 2.2). Bei hoher Temperatur und hohem Druck ist zusätzlich eine Zugspannung σ_{Zug} zu überwinden aufgrund der Aktivierung von adhäsiven und kohäsiven Bindungskräften zwischen den Salzkristallen (rote Karos Laborversuche IfG).....	38
Abb. 2.27: Schematische Darstellung des Dilatanzkriteriums.....	40
Abb. 2.28: Schematische Darstellung des Fluidruckkriteriums.....	41
Abb. 2.29: Schematische Darstellung der Ereignisse bei der Tagesbruchbildung über Abbaukanten durch bergbauinduzierte Senkungen.....	43
Abb. 2.30: Weeks Island Salzstock, Abbauflächen und Tagesbrüche (MOLECKE 2000).....	45
Abb. 2.31: Numerisches 3D-Scheibenmodell der Weeks-Island-Abbaugeometrie.....	47
Abb. 2.32: Modellierte Perkolation von Grundwässern in die hydraulische Barriere (dunkelblaue Bereiche) für verschiedene Zeitpunkte der Simulation (rote Bereiche = „trockene“ geschädigte Zonen, z. B. Auflockerungszone im Firstbereich der Kammern).....	49
Abb. 3.1: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept des IfG-Minkley-Modells.....	63

Seite

Abb. 3.2:	Experimentell ermittelte Festigkeits-/Dilatanzgrenze im Vergleich zu den von BGR und IfG in den Simulationen verwendeten Dilatanzgrenzen.	64
Abb. 4.1:	2D-Berechnungsmodell der flachen Lagerung.	66
Abb. 4.2:	Validierung der Wärmequellen für die 2D-Modellierungen durch Nachrechnung der Auslegungsberechnungen (BERTRAMS et al. 2017).	68
Abb. 4.3:	Diskontinuumsmechanische Voronoi-Zerlegung der Barrierschichten NA4 und AM3.	69
Abb. 4.4:	Numerisches 3D-Berechnungsmodell für die Integritätsnachweise, Typ „Flache Lagerung“, „Streckenlagerung“.	71
Abb. 4.5:	Numerisches 3D-Berechnungsmodell einer detaillierten Ansicht der räumlichen Diskretisierung im Nahbereich der Einlagerungsstrecken, Typ „Flache Lagerung“.	71
Abb. 4.6:	2D-Berechnungsmodell der Salzkissenstruktur.	74
Abb. 4.7:	Validierung der Wärmequellen für die direkte Endlagerung von TLB.	76
Abb. 4.8:	Numerisches 3D-Berechnungsmodell für die vertikale Bohrlochlagerung im Salzkissen mit einer detaillierten Ansicht der räumlichen Diskretisierung oberhalb des Einlagerungsbereiches.	78
Abb. 4.9:	Numerisches 3D-Berechnungsmodell für die Direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern im Salzkissen mit einer detaillierten Ansicht der räumlichen Diskretisierung oberhalb des Einlagerungsbereiches.	79
Abb. 4.10:	Dimension des Einlagerungsbereichs für den Modelltyp „Salzkissen“, vertikale Bohrlochlagerung.	81
Abb. 5.1:	Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der Streckenlagerung.	84
Abb. 5.2:	Kompaktion des Salzgrusversatzes bei der Streckenlagerung für verschiedene Bereiche (Einlagerungs- und Infrastrukturstrecken).	85
Abb. 5.3:	Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der Streckenlagerung.	85
Abb. 5.4:	Fluiddruckkriterium nach 50 Jahren aus der 2D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.	86
Abb. 5.5:	Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur Streckenlagerung.	87
Abb. 5.6:	Modellierung der druckgetriebenen Perkolation (rechts, blaue Fließpfade) im Vergleich zum Verletzungsbereich des kontinuumsmechanischen Minimalspannungskriteriums (links) 30 Jahre nach Einlagerung für die Streckenlagerung.	87

	Seite
Abb. 5.7: Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der horizontalen Bohrlochlagerung.....	88
Abb. 5.8: Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der horizontalen Bohrlochlagerung.....	89
Abb. 5.9: Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur horizontalen Bohrlochlagerung.....	90
Abb. 5.10: Modellierung der druckgetriebenen Perkolation (rechts, blaue Fließpfade) im Vergleich zum Verletzungsbereich des kontinuumsmechanischen Minimalspannungskriteriums (links) 30 Jahre nach Einlagerung für die horizontale Bohrlochlagerung.....	90
Abb. 5.11: Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der vertikalen Bohrlochlagerung.....	91
Abb. 5.12: Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der vertikalen Bohrlochlagerung.....	92
Abb. 5.13: Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur vertikalen Bohrlochlagerung.....	93
Abb. 5.14: Vergleich der Verletzungszone des Minimalspannungskriteriums (links) mit dem Bereich, in dem druckgetriebene Perkolation stattgefunden hat (rechts, dunkelblaue Struktur) für die vertikale Bohrlochlagerung.....	94
Abb. 5.15: Temperaturentwicklung aus den 2D-Modellberechnungen der direkten Endlagerung von TLB.....	94
Abb. 5.16: Vertikalverschiebungen aus den 2D-Modellberechnungen der direkten Endlagerung von TLB.....	95
Abb. 5.17: Zeitliche Entwicklung der minimalen Hauptspannung am Salzspiegel im Vergleich zum hypothetisch anstehenden Fluiddruck bei der 2D-Modellberechnung zur der direkten Endlagerung von TLB.....	96
Abb. 5.18: Vergleich der Verletzungszone des Minimalspannungskriteriums (links) mit dem Bereich, in dem druckgetriebene Perkolation stattgefunden hat (rechts, dunkelblaue Struktur) für die direkte Endlagerung von TLB.....	97
Abb. 6.1: Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.....	99
Abb. 6.2: Temperatur nach 133 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.....	99
Abb. 6.3: Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.....	100
Abb. 6.4: Fluiddruckkriterium nach 29 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung mit detaillierter Seitenansicht.....	100

Seite

Abb. 6.5:	Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die Streckenlagerung.....	101
Abb. 6.6:	Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die horizontale Bohrlochlagerung.....	102
Abb. 6.7:	Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die horizontale Bohrlochlagerung.....	103
Abb. 6.8:	Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die horizontale Bohrlochlagerung.....	103
Abb. 6.9:	Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.....	105
Abb. 6.10:	Temperatur nach 214 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.....	106
Abb. 6.11:	Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.....	106
Abb. 6.12:	Fluiddruckkriterium nach 82 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung mit detaillierter Seitenansicht.....	107
Abb. 6.13:	Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung.....	107
Abb. 6.14:	Dilatante Bereiche in der Salzbarriere nach 82 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die vertikale Bohrlochlagerung mit detaillierter Seitenansicht.....	108
Abb. 6.15:	Temperaturentwicklung aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern.....	111
Abb. 6.16:	Vertikalverschiebungen aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern.....	111
Abb. 6.17:	Fluiddruckkriterium nach 82 Jahren aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern mit detaillierter Seitenansicht.....	112
Abb. 6.18:	Zeitliche Entwicklung der Hauptspannung S_1 im Vergleich zum potenziell anstehenden Fluiddruck aus der 3D-Modellberechnung für die direkte Endlagerung von TLB in horizontalen Kurzbohrlöchern.....	113