

---

**Schriftenreihe**  
**Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik**  
**Institut für Aufbereitung, Deponietechnik und Geomechanik**  
**Technische Universität Clausthal**

---

Herausgegeben von Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux

---

**Multiphysikalische Prozess- und Systemanalyse für geologische  
Tiefenlager im Tonsteingebirge in der Nachverschlussphase**

**Dissertation**

zur Erlangung des Doktorgrades  
der Ingenieurwissenschaften

von

**M.Sc. Juan Zhao**

genehmigt von der  
Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften  
der Technischen Universität Clausthal

---

**Multiphysikalische Prozess- und Systemanalyse für geologische  
Tiefenlager im Tonsteingebirge in der Nachverschlussphase**

---

**Dissertation**

zur Erlangung des Grades  
eines Doktor-Ingenieurs

von

**M.Sc. Juan Zhao**

aus Xinjin (Chengdu), Volksrepublik China

genehmigt von der

**Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften**  
der Technischen Universität Clausthal

---

Tag der mündlichen Prüfung

21. September 2017

---

Vorsitzender der Promotionskommission:

Prof. Dr.-Ing. D. Goldmann

Hauptberichterstatter:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux

Mitberichterstatter:

Prof. Dr.-Ing. S. Heusermann

**Diese Arbeit wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens „Entsorgungsoptionen für radioaktive Reststoffe: Interdisziplinäre Analysen und Entwicklung von Bewertungsgrundlagen“ (ENTRIA) gefördert.**



GEFÖRDERT VOM



**Bundesministerium  
für Bildung  
und Forschung**

**Förderkennzeichen 02S9082A**



## **Vorwort und Danksagung**

Die vorliegende Arbeit ist in den Jahren 2013 bis 2017 im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal unter Leitung von Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux entstanden. Während dieser Zeit habe ich an dem vom Bundesministerium für Bildung und Forschung unter dem Förderkennzeichen 02S9082 A bis E geförderten Forschungsprojekt „Entsorgungsoptionen für radioaktive Reststoffe: Interdisziplinäre Analyse und Entwicklung von Bewertungsgrundlagen (ENTRIA)“ mitgearbeitet. Die von mir erarbeiteten ENTRIA-Teilergebnisse zur multiphysikalischen Prozess- und Systemanalyse für geologische Tiefenlager im Tonsteingebirge in der Nachverschlussphase bilden den Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater und Hauptreferenten Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux für seine wissenschaftliche Betreuung sowie für die Möglichkeit zur Mitarbeit am ENTRIA-Forschungsprojekt. Professor Lux hat mir viele wertvolle Anregungen und Ratschläge auf der Grundlage seiner umfangreichen langjährigen Erfahrung auf diesem Forschungsgebiet gegeben, die wesentlich zur Entstehung der vorliegenden Arbeit beigetragen haben.

Ich bedanke mich auch bei Herrn apl. Prof. Dr.-Ing. habil. U. Düsterloh für die fachlichen Diskussionen zum Thema der laborativen Untersuchung von Tongestein. Die multiphysikalische Prozess- und Systemanalyse für geologische Tiefenlager im Tonsteingebirge benötigt eine umfassende laborative Charakterisierung der thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Eigenschaften von Tongestein.

Herrn Dr.-Ing. R. Wolters danke ich ganz besonders für die vielen fachlichen Diskussionen, für die Unterstützung bei der Implementierung neu entwickelter Subroutinen in den FTK-Simulator sowie für die sprachliche Korrektur dieser Arbeit.

Ich möchte auch allen anderen Mitarbeitern des Lehrstuhls für die kollegiale und stets hilfreiche Zusammenarbeit in den vergangenen Jahren danken.

Herrn Prof. Dr.-Ing. S. Heusermann danke ich sehr für die freundliche Bereitschaft zur Übernahme des Koreferats.

Nicht zuletzt möchte ich mich bedanken bei meinen Eltern und meinem Freund für ihre herzliche Unterstützung, ihre Geduld und ihre Liebe.

Clausthal-Zellerfeld, September 2017

## Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung	
	Abstract	
	概述	
<b>1</b>	<b>Endlagerung radioaktiver Abfälle – zum Stand von Wissenschaft und Technik</b>	<b>1</b>
1.1	Entsorgungspolitisches Umfeld der Aufgabenstellung dieser Arbeit	1
1.1.1	Entstehung radioaktiver Abfälle	1
1.1.2	Entsorgungsoptionen für radioaktive Abfälle	2
1.2	Sicherheitsfunktionen als zentraler Bestandteil der Entwicklung von Bewertungsgrundlagen zum Vergleich von Entsorgungsoptionen	8
1.3	Aufgabenstellung / Bearbeitungsfelder	9
<b>2</b>	<b>Konzepte zur Modellierung des grundlegenden physikalischen Materialverhaltens von Tonstein und Bentonit</b>	<b>13</b>
2.1	Überblick über die endlagerrelevanten Eigenschaften der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge	13
2.2	Physikalische Modellierung (geo)mechanischer Prozesse	17
2.2.1	Ausgewählte Stoffmodelle zur Modellierung des Materialverhaltens von Tonstein	17
2.2.1.1	Vorbemerkung	17
2.2.1.2	Elastoplastisches Stoffmodell mit Fließkriterium nach <i>Mohr-Coulomb</i>	18
2.2.1.3	Elastoplastisches Stoffmodell mit Fließkriterium nach <i>Mohr-Coulomb</i> unter Berücksichtigung der Restfestigkeit bzw. des Nachbruchverhaltens von Tongestein	20
2.2.1.4	Elastoplastisches Stoffmodell mit Fließkriterium nach <i>Mohr-Coulomb</i> für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen	21
2.2.1.5	Elastoplastisches Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen	21
2.2.1.6	Stoffmodell <i>Lux/Wolters-T</i> zur Modellierung des Materialverhaltens von Tonstein unter Berücksichtigung eines schwach ausgeprägten Kriechverhaltens	22

2.2.2	Stoffmodell <i>BBM</i> (= „ <i>Barcelona Basic Model</i> “) zur Modellierung des Materialverhaltens von Bentonit	22
2.3	Physikalische Modellierung hydraulischer Prozesse	26
2.4	Physikalische Modellierung thermischer Prozesse	29
2.5	Physikalische Modellierung thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelter Wechselwirkungen	30
<b>3</b>	<b>Grundlagen laborativer Untersuchungen zur Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein und Bentonit</b>	<b>39</b>
3.1	Vorbemerkung	39
3.2	Laborative Untersuchungsmethoden zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten in teilgesättigten porösen Materialien	42
3.3	Laborative Untersuchungsmethoden zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck in teilgesättigten porösen Materialien	48
3.4	Entwicklung einer Versuchsanlage zur laborativen Untersuchung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein ohne oder mit Berücksichtigung einer mechanisch induzierten Gefügeschädigung	56
3.5	Prognostische simulationsbasierte Analyse der am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal geplanten laborativen Untersuchungen zu den 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein	58
3.5.1	Simulationsergebnisse zur geplanten laborativen Untersuchung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck im Tonstein	58
3.5.2	Simulationsergebnisse zur geplanten laborativen Untersuchung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten im Tonstein	64
<b>4</b>	<b>Beschreibung des FTK-Simulators (FLAC<sup>3D</sup>-TOUGH2-Kopplung) zur TH2M-gekoppelten Simulation physikalischer Prozesse im Tonstein-gebirge und im Bentonitversatz</b>	<b>70</b>
<b>5</b>	<b>Verifikation und Validation des weiterentwickelten Simulationsinstrumentariums (TH2M) anhand von so genannten Lokal- bzw. Prozessmodellen</b>	<b>75</b>

5.1	Vorbemerkung	75
5.2	Retrospektive Analyse des HE-D-Experiments	76
5.2.1	Vorbemerkung	76
5.2.2	Beschreibung des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte	79
5.2.3	Vergleichende Gegenüberstellung der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse und der in <i>Jobmann et al. (2006)</i> bzw. in <i>Wileveau &amp; Rothfuchs (2007)</i> dokumentierten Simulationsergebnisse sowie der Feldmessdaten des HE-D-Experiments	87
5.3	Verifizierung und Validierung der Implementierung des <i>Barcelona Basic Model</i> in den FTK-Simulator / Bentonitversatzmaterial	99
5.3.1	Beschreibung des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte	99
5.3.2	Vergleichende Gegenüberstellung der in <i>Rutqvist et al. (2010)</i> dokumentierten Simulationsergebnisse mit den Simulationsergebnissen des FTK-Simulators	101
5.4	Retrospektive Analyse eines in China durchgeführten laborativen Großversuchs an Bentonitversatzmaterial	105
5.4.1	Beschreibung der Versuchsanordnung, des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte	105
5.4.2	Vergleichende Gegenüberstellung der Versuchsmessdaten und der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse sowie der in <i>BRIUG (2013)</i> und in <i>BRIUG (2014)</i> dokumentierten Simulationsergebnisse	114
5.5	Validation des FTK-Simulators durch retrospektive Analyse einer hydraulisch- mechanisch gekoppelten Simulation für eine Strecke im Tonsteingebirge und Vergleich mit den Simulationsergebnissen nach <i>Amann &amp; Löw (2009)</i> sowie <i>Nagra (2014a)</i>	123
5.5.1	Beschreibung des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte	123
5.5.2	Vergleichende Betrachtung von mit dem FTK-Simulator erhaltenen numerischen Ergebnissen zum mechanischen Tragverhalten einer kreisrunden Strecke im Tonsteingebirge unter Annahme eines linear-elastischen oder eines elastoplastischen Gebirgsverhaltens sowie den entsprechenden analytischen Ergebnissen	130

5.5.3	Vergleichende Betrachtung von mit dem FLAC <sup>3D</sup> - bzw. mit dem FTK-Simulator erhaltenen numerischen Ergebnissen zum hydromechanischen Tragverhalten einer kreisrunden Strecke im Tonsteingebirge sowie den entsprechenden in <i>Amann &amp; Löw (2009)</i> bzw. in <i>Nagra (2014a)</i> dokumentierten Simulationsergebnissen	134
<b>6</b>	<b>Bestehende konzeptionelle Ansätze zur Simulation von Fluidströmungen im geologischen Tiefenlager / Endlager und seiner Umgebung</b>	<b>144</b>
6.1	Derzeitige grundlegende Vorgehensweise	144
6.2	Funktionalmodelle	146
6.3	Vorstellung des in <i>Nagra (2014b)</i> verwendeten PA-Simulators	149
6.3.1	Übersicht	149
6.3.2	Konsequenzen und Begründung für eigene Entwicklungen	156
6.4	Entwicklung eines Funktionalmodells <i>Konvergenz</i> zur Beschreibung der Hohlraumkonvergenz im Tonsteingebirge	156
6.5	Entwicklung eines Funktionalmodells <i>Quelldruck</i> zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Sättigungsgrad und Quelldruck im Bentonitversatz	157
6.6	Entwicklung eines Funktionalmodells <i>Tonsteinpermeabilität</i> zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärpermeabilität im Tonsteingebirge und dem Sättigungsgrad im Bentonitversatz	159
6.7	Entwicklung eines Funktionalmodells <i>Tonsteinporosität</i> zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärporosität im Tonsteingebirge und dem Sättigungsgrad im Bentonitversatz	163
6.8	Anmerkung	164
<b>7</b>	<b>Numerische Globalmodell-Simulationen zur Analyse der zeitlich-räumlichen Entwicklung der fluiddynamischen Prozesse in einem generischen Endlagersystem ohne Überwachungssohle</b>	<b>166</b>
7.1	Vorbemerkung	166
7.2	Globalmodelle (Basismodell / Modelle mit Störungszone / Modelle mit reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation)	167
7.3	Darstellung und Diskussion ausgewählter Simulationsergebnisse aus den durchgeführten rechnerischen Analysen zum Systemverhalten der Referenz-Endlagersysteme in den unterschiedlichen Globalmodellen	179
7.3.1	Vorbemerkung	179

7.3.2	Simulationsergebnisse der Basis-Simulation	180
7.3.3	Ausgewählte Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse	191
<b>8</b>	<b>Numerische Globalmodell-Simulationen zur Analyse der zeitlich-räumlichen Entwicklung der fluiddynamischen Prozesse in einem generischen Tiefenlager-/Endlagersystem mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern</b>	<b>216</b>
8.1	Vorbemerkung	216
8.2	Globalmodelle mit Überwachungssohle	217
8.3	Darstellung und Diskussion ausgewählter Simulationsergebnisse aus den durchgeführten rechnerischen Analysen zum Systemverhalten der Tiefenlager-/Endlagersysteme mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern	223
8.4	Zusammenfassende Diskussion zu den Auswirkungen eines Tiefenlager-/Endlagerbergwerkes mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern mit Fokussierung auf fluiddynamische Prozesse	237
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>239</b>
<b>10</b>	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>244</b>
<b>11</b>	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>253</b>
<b>12</b>	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>255</b>
<b>13</b>	<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>271</b>

## **Kurzfassung**

Im Rahmen eines Langzeitsicherheitsnachweises für Tiefenlager-/Endlagersysteme zur Entsorgung hochradioaktiver Wärme entwickelnder Abfälle ist das thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Langzeitverhalten derartiger Systeme unter Berücksichtigung von 2-Phasenfluss-Prozessen zu analysieren. Diese Analysen erfolgen für das Endlagernahfeld und den einschlusswirksamen Gebirgsbereich mit Hilfe numerischer Simulationen, die ihrerseits ein hinreichendes Prozess- und Systemverständnis mit Blick auf die ablaufenden und in Wechselwirkung miteinander stehenden physikalischen Prozesse und ihre Interaktionen in der jeweiligen Gebirgsformation erfordern.

In der vorliegenden Arbeit wird insbesondere das Systemverhalten eines Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystems im Tonsteingebirge analysiert. Dazu werden die numerischen Simulationen unter Verwendung des am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal entwickelten FTK-Simulators durchgeführt, um so das Prozess- und Systemverständnis für Tiefenlager-/Endlagersysteme im Tonsteingebirge zu verbessern. In diesem Zusammenhang wird der FTK-Simulator zunächst weiter anhand von ausgewählten, in der nationalen und internationalen Literatur dokumentierten Feld- und Laborversuchen sowie auch Berechnungsbeispielen zum thermohydraulischen Tragverhalten von Einlagerungsstrecken durch retrospektive Analysen validiert. Außerdem wird der FTK-Simulator im Hinblick auf die am Lehrstuhl geplanten laborativen Untersuchungen zur prognostischen qualitativen und quantitativen Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein eingesetzt. Zudem wird ein Funktionalmodell-Ansatz vorgestellt, der eine abstrahierte Modellierung der Sekundärpermeabilitätsentwicklung im Nahfeld von im Tonsteingebirge aufgefahrenen und versetzten Strecken oder Schächten in Abhängigkeit von der Quelldruckentwicklung im Bentonitversatzmaterial ermöglicht. Abschließend wird eine umfangreiche Variationsanalyse vorgestellt, die für ein generisches Tiefenlager-/Endlagersystem ohne bzw. mit Überwachungssole im Tonsteingebirge durchgeführt worden ist. Variationsparameter sind dabei die Korrosionsrate der Abfallbehälter, die Permeabilität der geotechnischen Barrieren sowie der geologischen Barriere, die Annahme eines primär vorhandenen vertikal bzw. horizontal gerichteten hydraulischen Gradienten, die Annahme von unentdeckten Störungszonen im Gebirge und die Wirtsgesteinsmächtigkeit (geologische Barriere). Zur Verbesserung des Systemverständnisses sind für unterschiedliche Zeitpunkte die im Tiefenlager-/Endlagersystem ablaufenden fluiddynamischen Prozesse visualisiert worden. Die rechnerisch in ihrer zeitlichen Entwicklung ermittelten mechanischen, thermischen und hydraulischen Zustandsgrößen im Umgebungsbereich des Entsorgungsbergwerkes können

grundsätzlich auch als Vergleichswerte für die Überwachung des Tiefenlagers herangezogen werden.

Stichwörter: Tiefenlager-/Endlagersystem, hochradioaktive Abfälle, Tonsteingebirge, Bentonitversatz, Lokal- bzw. Prozessmodell, Funktionalmodell, Global- bzw. Systemmodell, Einlagerungssohle, Überwachungssohle, Monitoring, Rückholung, geologische Barriere, geotechnische Barriere, einschlusswirksamer Gebirgsbereich (ewG), retrospektive Analyse, FTK-Simulator, Stoffmodell, elastoplastisch, *Barcelona Basic Model*, Quellverhalten, TH2M-gekoppelte Prozesse, Advektion, Diffusion, 2-Phasenfluss, Kapillardruck, Relativpermeabilität, Fluidodynamik



## **Abstract**

In the framework of a safety case for repository systems in deep geological formations used for the disposal of high-level radioactive heat-generating waste, the THM-coupled long-term behaviour of such systems has to be analysed with consideration of 2-phase flow processes. These analyses are carried out for the repository near field and the isolating rock mass zone by performing numerical simulations, which require a sufficient process and system understanding with regard to the coupled physical processes involved and their interaction in the respective rock mass formation.

The topic of this Ph.D. work is the analysis of the long-term system behaviour of a reference repository system built in clay stone rock mass. Therefore, numerical simulations have been carried out using the FTK-simulation tool which has been developed at the Chair in Waste Disposal and Geomechanics at the Clausthal University of Technology, in order to improve the process and system understanding for repository systems in the clay stone rock mass. In this context, the FTK-simulation tool is at first validated further by performing retrospective analyses of selected field and laboratory tests documented in the national and international literature, as well as of numerical simulation examples regarding the thermohydrromechanical load-bearing behaviour of emplacement drifts. Besides, the FTK-simulation tool is used to perform a prognostic analysis concerning the laboratory investigations, which have been planned to qualitatively as well as quantitatively characterise the 2-phase flow properties of clay stone. In addition, a functional model approach is presented, which allows an abstract modeling of the secondary permeability development in the near field of drifts or shafts excavated and backfilled in clay stone rock mass as a function of the swelling pressure development in the bentonite backfill material. Finally, a comprehensive variation analysis is presented, which has been carried out for a generic repository system in clay stone rock mass without or with consideration of a monitoring level. Variation parameters are the corrosion rate of the waste containers, the permeability of the geotechnical barriers as well as of the geologic barrier, the assumption of a primarily existent vertically or horizontally directed hydraulic gradient, the assumption of undiscovered disturbance zones in the rock mass, and the thickness of the host rock (geologic barrier). In order to improve the understanding of the system, the fluid dynamics processes taking place in the repository system have been visualised for different points of time. The calculated time-dependent development of the mechanical, thermal and hydraulic state variables in the near-field of the disposal facility may in principle also be used as comparison values for the monitoring of the repository.

**Keywords:** Repository system, high-level radioactive waste, clay stone rock mass, bentonite backfill material, local or process model, functional model, global or system model, emplacement level, monitoring level, monitoring, retrieval, geologic barrier, geotechnical barrier, isolating rock mass zone (ewG), retrospective analysis, FTK simulation tool, constitutive model, elastoplastic, Barcelona Basic Model, swelling behaviour, TH2M-coupled processes, advection, diffusion, 2-phase flow, capillary pressure, relative permeability, fluid dynamics

## 概述

对高放核废料的深地质处置系统（考虑回取的深地质处置/不考虑回取的深地质最终处置）进行长期安全性分析，研究两相流过程和热-水-力耦合长期行为是非常必要的。对深地质处置库附近区域和隔离岩体区(ewG)的分析将通过数值模拟进行，这需要对所涉及的物理过程及其在相应岩体中的相互作用有足够的理解。

这篇博士论文的主要目的是对泥岩中深地质处置系统的长期行为进行分析。利用德国克劳斯塔尔工业大学废物垃圾处置与地质力学所研发的 FLAC<sup>3D</sup>-TOUGH2 (FTK) 耦合软件对细模型/过程模型，整体模型/系统模型进行数值模拟，以增加对泥岩处置库系统的理解。首先，从相关德国文献以及国际文献中选择一些现场试验、实验室试验和模拟实例（比如研究处置库内巷道的热水力学承载行为），对其进行对比模拟分析，从而进一步验证 FTK 耦合软件的准确性。其次，对在本所的实验室进行的泥岩两相流实验进行预测性模拟，以达到定性、定量地预测泥岩的两相流特征。此外，通过模拟实验室试验推导功能模型，此功能模型简化描述泥岩中巷道/井周围区域的次级渗透率在开挖/回填之后，随回填材料膨润土的膨胀力变化的关系。最后，模拟泥岩中建立的高放核废料处置库系统，分别考虑模型中是否有监控层，变化模拟中的重要参数，进行敏感度分析。模拟中变化的参数有核废料容器的腐蚀速率，回填材料以及地质屏障的渗透率，地质屏障的厚度，有无初始存在的竖直或者水平方向的水力梯度，有无在岩体监测或者开挖过程中没有发现的扰动区域。通过可视化在不同时间点处置库模型中发生的流体动力学过程，可以更好地理解处置库系统。在处置库附近区域随时间变化的热、水、力学模拟结果，原则上也可与处置库的监测值进行对比。

关键词： 深地质处置库系统、高放核废料、泥岩、膨润土填充物、细模型/过程模型、功能模型、整体模型/系统模型、处置层、监控层、监测、回取、地质屏障、回填材料屏障、隔离岩体区(ewG)、对比分析、FTK 耦合软件、本构模型、弹性、塑性、巴塞罗那模型、膨胀性、热-水-力耦合过程、平流、扩散、两相流、毛细管力、相对渗透率、流体动力学

## **1 Endlagerung radioaktiver Abfälle – zum Stand von Wissenschaft und Technik**

### **1.1 Entsorgungspolitisches Umfeld der Aufgabenstellung dieser Arbeit**

#### **1.1.1 Entstehung radioaktiver Abfälle**

Viele Nationen weltweit nutzen seit Jahrzehnten Kernkraftwerke zur Energiegewinnung. Im Rahmen der Kernenergienutzung verbleiben vielfältige Reststoffe, die radioaktiv sind und durch ihre ionisierende Strahlung Mensch und Umwelt mitunter auch für sehr lange Zeiten gefährden. Zudem fallen radioaktive Reststoffe auch in Forschung und Medizin an. Nach *IAEA (2006)* bezeichnet der Begriff "Radioaktive Reststoffe" gasförmige, flüssige oder feste radioaktive Materialien, für die keine weitere Verwendung vorgesehen ist. Die radioaktiven Reststoffe lassen sich aufgrund ihrer Dosisleistung am nicht abgeschirmten radioaktiven Material und ihres Aktivitätsgehalts klassifizieren in schwach- und mittelaktive sowie hochaktive Reststoffe (LAW/LLW: low active waste / low level waste, MAW/ILW: medium active waste / intermediate level waste, HAW/HLW: high active waste / high level waste), *Börchers et al. (2012)*. Nach *Börchers et al. (2012)* sind die radioaktiven Reststoffe aus Strahlenschutzgründen geordnet zu beseitigen. Nachfolgend werden die radioaktiven Reststoffe dem Sprachgebrauch in Deutschland folgend als radioaktive Abfälle bezeichnet; dabei wird unterstellt, dass die Entsorgung grundsätzlich sowohl durch eine Verwertung, d.h. durch eine weitere Nutzung des in teilabgebrannten Brennelementen noch vorhandenen Energiepotentials, möglicherweise auch erst nach längerer Zwischenlagerung, erfolgen kann, wie auch durch eine Beseitigung. Unter Beseitigung ist hier zu verstehen eine umweltverträgliche und nachsorgefreie endgültige Einlagerung in untertägigen so genannten Endlagern sowie außerhalb Deutschlands bei nicht Wärme entwickelnden Abfällen auch in über-tägigen Deponien.

Nach *BfS (2015)* werden nach dem beschlossenen Ausstieg aus der Kernenergie Ende 2022 in Deutschland u.a. etwa  $28.100 \text{ m}^3$  hochaktive Wärme entwickelnde Abfälle aus der Nutzung der Kernenergie zu entsorgen sein.

Derzeit besteht sowohl in Deutschland wie auch international in vielen Staaten eine große technische und auch gesellschaftliche Herausforderung darin, akzeptierte Verfahren zu entwickeln und geeignete Standorte zu identifizieren, um die angefallenen bzw. weiter anfallenden radioaktiven Abfälle langfristig sicher und nachsorgefrei zu entsorgen.

### **1.1.2 Entsorgungsoptionen für radioaktive Abfälle**

Seit 1940 sind radioaktive Abfälle zunächst aus der Nutzung der Kernspaltung für militärische Zwecke entstanden, später seit 1950 dann haben sich auch stetig anwachsende Mengen an radioaktiven Abfällen aus der weltweit im Lauf der Jahrzehnte zunehmenden, im Gegensatz zu der militärischen als friedlich bezeichneten Nutzung der Kernenergie ergeben. Für die Entsorgung der Wärme entwickelnden hochradioaktiven Abfälle gibt es international bis heute noch keine übereinstimmend als langfristig sicher angesehene Entsorgungsstrategie; die meisten Abfälle werden daher derzeit nur an der Tagesoberfläche zwischengelagert und sind somit bislang in der Biosphäre verblieben. Grundsätzliche Übereinstimmung besteht allerdings darin, dass jeder Staat, der die Kernenergie für militärische oder zivile Zwecke nutzt, die Entsorgung der radioaktiven Abfälle innerhalb seiner eigenen staatlichen Grenzen zu organisieren hat. Exporte in andere Länder zur Lösung der nationalen Entsorgungsaufgabe sind bislang nicht vorgesehen, obwohl sie für die Zukunft auch nicht grundsätzlich ausgeschlossen sind, auch nicht in der EU, z.B. in Bezug auf Staaten mit eher kleinerer Kernenergienutzung.

Grundsätzlich gibt es unterschiedliche Strategien zur Entsorgung der radioaktiven Abfälle mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung (schwachaktive und einige der mittelaktiven Abfälle) und der Wärme entwickelnden radioaktiven Abfälle (hochaktive sowie einige der mittelaktiven Abfälle). In vielen Ländern wie z.B. auch in Frankreich werden als schwachaktiv eingestufte radioaktive Abfälle in übertägigen Deponien endgelagert, während z.B. in Deutschland und der Schweiz eine endgültige Beseitigung von radioaktiven Abfällen grundsätzlich nur in untertägigen Anlagen im tiefen geologischen Untergrund vorgesehen ist. Beispiele für Deutschland sind hier das derzeit in Inbetriebnahme / Umrüstung stehende ehemalige Eisenerzbergwerk Schacht Konrad und das im Stilllegungsprozess stehende ehemalige Salzbergwerk Morsleben. Wärme entwickelnde hochradioaktive Abfälle sind wegen der Langlebigkeit und der hohen Strahlungsaktivität mancher ihrer Radionuklide in hohem Maße gefährlich für Mensch und Umwelt, weil auch schon sehr geringe freigesetzte Radionuklidmengen mit hoher Strahlungsaktivität zu Strahlenschäden führen können. Daher wird derzeit die Entsorgung dieser Abfälle in tiefen geologischen Formationen der kontinentalen Erdkruste präferiert. Die Option einer endgültigen Einlagerung der radioaktiven Abfälle in tiefen geologischen Formationen, die dann auch als Wirtsgesteine bezeichnet werden, mit dem Ziel der nachsorgefreien langfristigen Isolation der radioaktiven Abfälle von der Biosphäre ist in der Vergangenheit in vielen Staaten als die sicherheitstechnisch vorteilhafteste oder zumindest am wenigsten mit Nachteilen behaftete Entsorgungsoption identifiziert und dementsprechend favorisiert worden. Allerdings besteht mit Blick auf die detaillierte Ausgestaltung dieses Entsorgungsweges noch kein internationaler Konsens (Endlagerung,

Tiefenlagerung mit längerfristiger Überwachung). Vielmehr sind hier nationale Lösungen entsprechend jeweilig verfügbarer Wirtsgesteinsformationen und gesellschaftlicher Befindlichkeiten Stand der Technik.

Die internationale Atomenergiebehörde (IAEA) stellt hohe Anforderungen insbesondere an die Entsorgung der hochradioaktiven Abfälle. Die wichtigste Anforderung ist dabei die Gewährleistung der langzeitigen Sicherheit von Mensch und Umwelt vor ionisierender Strahlung – im Grundsatz ohne die Freisetzung von Radionukliden oder radioaktiver Strahlung in die Umgebung, so dass Mensch und Umwelt nicht einer zusätzlichen Strahlenbelastung ausgesetzt werden.

In Deutschland ist der Begriff Endlagerung bislang definiert worden als die sichere, zeitlich unbefristete und wartungsfreie Beseitigung der radioaktiven Abfälle aus der Biosphäre ohne die Einplanung von Überwachungsmaßnahmen oder Vorkehrungen zur Rückholung der radioaktiven Abfälle, *BGR (2007)*.

Heute wird die Entsorgungsoption der Endlagerung in tiefen geologischen Formationen ohne die Einplanung von Überwachungsmaßnahmen oder Vorkehrungen zur Rückholung der radioaktiven Abfälle insbesondere in der Öffentlichkeit zunehmend kritisch hinterfragt, da vermehrt ein gewisses Maß an Überwachung und im Bedarfsfall auch die Rückholbarkeit der Abfälle gefordert wird (Fehlerkorrektur). Ein Grund dafür dürften insbesondere in Deutschland auch die Erfahrungen mit der Schachanlage Asse II während der letzten Jahrzehnte sein, hat sich hier doch zumindest für die Vergangenheit gezeigt, dass Anspruch und Wirklichkeit bei der Entsorgung radioaktiver Abfälle, aber auch Kommunikation und Partizipation nicht ganz den Erwartungen entsprachen. Diese Erfahrungen haben in einem ersten Schritt dazu geführt, dass in *BMU (2010)* eine Rückholbarkeit der Abfälle während der Betriebsphase und eine 500-jährige Bergbarkeit der Einlagerungsbehälter gefordert werden. Dieser Ansatz ist auch in das Standortauswahlgesetz übernommen worden.

Neben der Forderung nach einer Rückholbarkeit während der Betriebsphase und einer Bergbarkeit darüber hinaus auch in einer begrenzten Zeit der Nachverschlussphase der in einem untertägigen Endlager abgelagerten Abfälle werden hin und wieder auch Forderungen nach einer wissenschaftlichen Untersuchung vollkommen andersartiger Lösungsansätze zur Entsorgung von radioaktiven Abfälle geäußert. An dieser Stelle sollen in Anlehnung an *Appel et al. (2016)* nur einige Alternativoptionen kurz aufgelistet werden, ohne Wertung ihrer zeitnahen Realisierbarkeit:

- Transport der radioaktiven Abfälle in den Weltraum,
- Beseitigung der radioaktiven Abfälle in Bohrlöchern am Meeresboden,

- Nutzung von Subduktionszonen zur Entsorgung der radioaktiven Abfälle (Bereiche in der Erdkruste, in denen sich eine Kontinentalplatte mit den Abfällen unter eine andere Kontinentalplatte und somit in tiefere Formationen der Erdkruste schiebt),
- Einlagerung der radioaktiven Abfälle in relativ stabilen Eisformationen (Abfälle sinken durch wärmeinduzierte Schmelzprozesse in den Eisformationen nach unten, wobei das geschmolzene Eis oberhalb der Abfälle wieder gefriert),
- Selbstverschmelzung der radioaktiven Abfälle im tiefen Untergrund (Injektion von hochaktiven Flüssigkeiten in 2.000–3.000 *m* tiefe Gesteine, wo zunächst durch die Wärmefreisetzung das umgebende Gestein auf über 1.000 °C erhitzt und dadurch geschmolzen wird und im Anschluss die radioaktiven Stoffe bei der Abkühlung der Schmelze im erstarrenden Gestein eingebunden werden),
- Abbau der radioaktiven Abfälle durch den Einsatz geeigneter Bakterien,
- Partitionierung und Transmutation (P&T), d.h. Abtrennung der weiter nutzbaren Anteile aus den gebrauchten Kernbrennstoffen zur Wiederverwendung („Partitionierung“) und Umwandlung der verbleibenden langlebigen hochaktiven Isotope in kurzlebige Isotope („Transmutation“),
- Endlagerung der radioaktiven Abfälle in tiefen Bohrlöchern mit einer Teufe von einigen tausend Metern und einem Durchmesser von 0,75–1 *m* mit dem Vorteil, dass Endlagerstandorte in der näheren Umgebung von Kernkraftwerken realisiert werden könnten, um so die Transportwege vor der Endlagerung zu verkürzen, *Sandia (2012)* und *DAEF (2015)*.

Realisiert worden sind bislang bzw. werden derzeit drei Optionen:

- Zwischenlagerung der radioaktiven Abfälle übertage in Zwischenlagern mit permanenter Überwachung,
- Endlagerung der radioaktiven Abfälle mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung in oberflächennahen Deponien bzw. Endlagern,
- Endlagerung der nicht Wärme entwickelnden und insbesondere der Wärme entwickelnden radioaktiven Abfälle in tiefen geologischen Formationen.

Für hochaktive Abfälle gibt es weltweit gegenwärtig noch kein in Betrieb stehendes Endlager. Die Inbetriebnahme erster Endlager für hochaktive Abfälle ist für die kommenden 10 bis 20 Jahre in Schweden und in Finnland (Kristallingestein) sowie in Frankreich (Tonsteingebirge) zu erwarten. In diesen Ländern ist die Standortauswahl bereits abschließend erfolgt. In der

Schweiz läuft derzeit ein Standortauswahlprozess. Mögliche Standortgebiete sind benannt, geeignete Standorte innerhalb dieser Gebiete sind identifiziert worden. Auch in China läuft derzeit ein Standortauswahlprozess. Dabei werden 5 ausgewählte Standorte miteinander verglichen, wobei hauptsächlich Kristallingestein der Lokation Beishan in der Gansu-Provinz in Nordwest-China untersucht wird. China hat geplant, das Endlager etwa im Jahr 2050 in Betrieb zu nehmen. Gegenwärtig laufen in diesen und anderen Ländern intensive Forschungsarbeiten u.a. zur Betriebstechnik, zur standortbezogenen Charakterisierung von endlagerungsrelevanten Prozessen bezüglich Mobilisierung und Transport von Radionukliden und bautechnischer Machbarkeit, zum Beleg der Funktionalität der geologischen und geotechnischen Barrieren unter Endlagerbedingungen sowie auch Arbeiten zur Erarbeitung der standortbezogenen Sicherheitsanalysen im Hinblick auf die Dokumentation der Langzeitsicherheit (performance assessment, PA).

Vertiefte und praxisnahe wissenschaftliche Untersuchungen zur Endlagerung radioaktiver Abfälle im Hinblick auf die Entwicklung und Erprobung der Betriebstechnik und im Hinblick auf die Verbesserung von Prozessverständnis und Prognosezuverlässigkeit mit Blick auf die Erarbeitung von hinreichend validierten Sicherheitsanalysen zur Dokumentation der Langzeitsicherheit werden in Untertagelaboren bzw. Forschungsbergwerken durchgeführt, z.B. Deutschland (Asse II / Steinsalz, inzwischen stillgelegt), China (Beishan / Kristallingestein), Schweiz (Mont Terri / Tonstein und Grimsel / Kristallingestein), Frankreich (Bure / Tonstein und Tournemire / Tonstein), Schweden (Äspö / Kristallingestein), Belgien (Mol / Ton), Kanada (Whiteshell / Sedimentgestein), Japan (Kamaishi und Tono / jeweils Sedimentgestein), *Tsang et al. (2012)* und *Wang et al. (2006)*.

In *Kaufmann (2005)*, *AtomkraftwerkePlag (2015)*, *DBE (2015)* und *Brunnengräber et al. (2015)* sind Übersichten zu Nationen zu finden, in denen bereits Endlager für Abfälle mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung existieren oder zumindest Planungen bzw. Forschungsarbeiten zur Errichtung von solchen Endlagern durchgeführt wurden bzw. noch immer werden und/oder Planungen bzw. Forschungsarbeiten zur Errichtung von Endlagern für Wärme entwickelnde radioaktive Abfälle durchgeführt wurden bzw. noch immer werden. Genannt werden in diesen Übersichten Argentinien, Australien, Belgien, Bulgarien, China, Dänemark, Deutschland, Finnland, Frankreich, Großbritannien, Italien, Japan, Kanada, Kirgisistan, Niederlande (→ Langzeitzwischenlager), Norwegen, Polen, Rumänien, Russland, Tschechien, Schweden, Schweiz, Slowakei, Slowenien, Spanien, Südafrika, Südkorea, Taiwan, Ukraine, Ungarn, USA. Die untersuchten Gesteinsformationen zur Errichtung von Endlagern sind vornehmlich das Salinargebirge, das Tonsteingebirge und das Kristallingebirge, seltener auch Ton oder andere Sedimentgesteine.



---

Zudem werden auch stillgelegte Uranminen, Kalkbergwerke oder Erzbergwerke in Hinblick auf ihre Eignung untersucht. In den USA ist auch eine Lagerstätte im Tuffgestein erkundet worden (Yucca-Mountain). Dieses Projekt ist inzwischen vorzeitig beendet.

Nach der Verabschiedung des Standortauswahlgesetzes (StandAG) im Jahr 2013 zeichnet sich für Deutschland eine erneute Standortsuche für ein Endlager für Wärme entwickelnde Abfälle ab, *StandAG (2013)*. Zuvor sind, wie schon vom Arbeitskreis Auswahlverfahren Endlagerstandorte (AkEnd) seinerzeit gefordert, das Auswahlverfahren und die Auswahlkriterien sowie die Form der Öffentlichkeitsbeteiligung gesetzlich festzulegen, *AkEnd (2002)*. Das Standortauswahlgesetz ist in der Zeit von 2013 bis 2016 von der Kommission „Lagerung hochradioaktiver Abfallstoffe“ (Endlagerkommission) überprüft / beraten worden. Im Mai 2017 ist das Standortauswahlgesetz in einer aktualisierten Form vom Gesetzgeber endgültig verabschiedet worden, wobei es als Artikel 1 in das Gesetz zur Fortentwicklung des Gesetzes zur Suche und Auswahl eines Standortes für ein Endlager für Wärme entwickelnde radioaktive Abfälle und anderer Gesetze integriert worden ist. Im Rahmen dieses administrativen bzw. legislativen Prozesses sind unter heutigem Blickwinkel auch weitere Entsorgungsoptionen im Vergleich zur bislang favorisierten Endlagerung in tiefen geologischen Formationen ohne Vorkehrungen zur Rückholbarkeit, die auch als wartungsfreie Tiefenlagerung bezeichnet wird, betrachtet worden. Einen Beitrag zu diesem angestrebten Vergleich von Entsorgungsoptionen leisten auch die Untersuchungen des Forschungsprojektes ENTRIA (Entsorgungsoptionen für radioaktive Reststoffe: Interdisziplinäre Analysen und Entwicklung von Bewertungsgrundlagen). Aus dem Langtitel dieses Forschungsprojektes wird deutlich, dass ein wesentliches Ziel des Forschungsprojektes ENTRIA in der Entwicklung von Bewertungsgrundlage für den Vergleich von Entsorgungsoptionen hinsichtlich des jeweiligen Risikos besteht. Dabei werden drei Entsorgungsoptionen betrachtet.

Als erste Option sind wie bereits vorstehend ausgeführt Endlagerkonzeptionen ohne die Implementierung einer Möglichkeit zu einer längerfristigen Rückholbarkeit nach Abschluss der Einlagerungsphase zu nennen, die bislang aus Sicherheitsgründen (geotechnisch, sozial, ökonomisch) favorisiert worden sind. Inzwischen werden allerdings auf Forderungen einer eher besorgten und weniger vertrauensbereiten Öffentlichkeit in die wissenschaftlich-technische Kompetenz hin in zunehmendem Maße Überlegungen angestellt, zur Rückgewinnung von Vertrauen durch in das Verfahren implementierte Möglichkeiten zur Fehlerkorrektur einerseits, aber auch zur Erweiterung der Handlungsmöglichkeiten zukünftiger Generationen andererseits die Einlagerung der Abfälle in tiefen geologischen Formationen mit Vorkehrungen zur Überwachung und zur vereinfachten Rückholbarkeit der Abfälle zu versehen. Auf diese Weise soll belegt werden können, dass sich das Endlager zumindest über eine vorab definierte Beobachtungszeit vor dem endgülti-

gen Verschluss tatsächlich auch so wie prognostiziert verhält, andernfalls soll eine Rückholung vorgenommen werden können. Darüber hinaus soll zukünftigen Generationen die Möglichkeit nicht genommen werden, die Abfälle rückzuholen, zu behandeln und dann später mit einem geringeren Gefährdungspotential endgültig zu entsorgen oder aber die Abfälle hinsichtlich des noch verbliebenen Energiepotentials zu nutzen. Aus diesem Grund wird die Einlagerung in tiefen geologischen Formationen mit Vorkehrungen zur Überwachung und zur vereinfachten Rückholbarkeit der Abfälle als zweite Entsorgungsoption untersucht – für die Monitoringphase und für die Nachverschlussphase. Dabei sind sowohl Aspekte der bautechnischen Machbarkeit wie auch der zusätzlichen Barrierenschädigung zu betrachten.

Als dritte Option wird schließlich auch eine langzeitige oberflächennahe Zwischenlagerung untersucht.

Bild 1.1 zeigt in einer schematischen Darstellung die von ENTRIA untersuchten Entsorgungsoptionen und ihre Interaktion sowie die daraus folgenden Handlungsräume. Dabei zeichnet sich schon jetzt ab, dass die Option der längerfristigen oberflächennahen Zwischenlagerung nicht nur eine eigenständige Entsorgungsoption ist, sondern aufgrund der Zeiträume, die die Implementierung und Umsetzung der Tiefenlager-/Endlageroptionen schon aus heutiger Sicht erfordern, auch integraler Bestandteil dieser beiden Optionen ist.

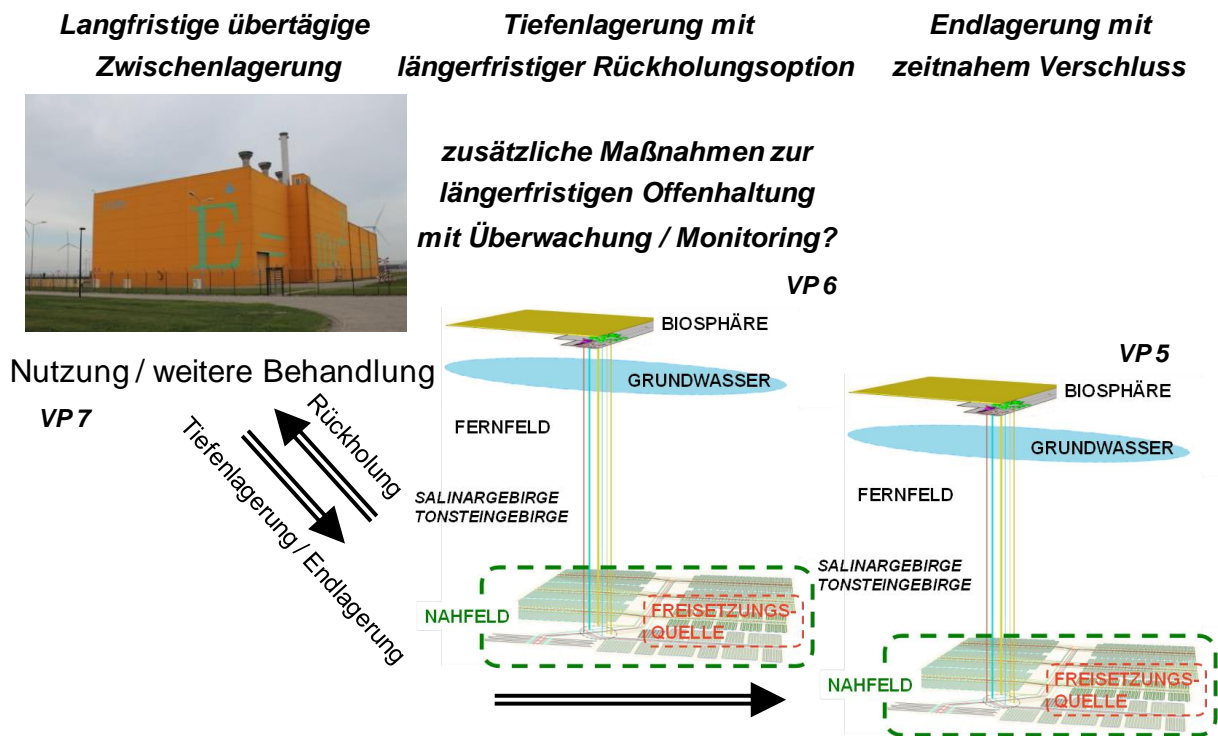


Bild 1.1 Überblick über die in ENTRIA untersuchten Entsorgungsoptionen, Lux et al. (2017)

## 1.2 Sicherheitsfunktionen als zentraler Bestandteil der Entwicklung von Bewertungsgrundlagen zum Vergleich von Entsorgungsoptionen

Im Hinblick auf die Entwicklung von Bewertungsgrundlagen für den risikobasierten Vergleich der drei vorstehend genannten und im Forschungsprojekt ENTRIA untersuchten Entsorgungsoptionen haben *Kreusch & Neumann (2015)* vorgeschlagen, den Vergleich der Entsorgungsoptionen unter anderem auf Basis von so genannten Sicherheitsfunktionen durchzuführen, die somit dann zentraler Bestandteil der Bewertungsgrundlagen werden. Unter einer Sicherheitsfunktion ist nach *BMU (2010)* eine Eigenschaft im Endlagersystem oder ein im Endlagersystem ablaufender Prozess zu verstehen, die bzw. der in einem Teilsystem oder in einer Einzelkomponente des Endlagersystems dazu beiträgt, die Erfüllung der sicherheitsrelevanten Anforderungen zu gewährleisten. Grundsätzlich wird davon ausgegangen, dass durch das Zusammenwirken mehrerer und verschiedenartiger Sicherheitsfunktionen die Erfüllung aller sicherheitstechnischen Anforderungen sowohl in der mehrere Jahrzehnte andauernden Betriebsphase wie auch dann insbesondere langfristig in der Nachverschlussphase des Endlagers entsprechend dem Multibarrierenprinzip sowohl redundant wie auch diversitär realisiert werden kann.

Bereits im Forschungsprojekt VerSi ist ein Verfahren zum Vergleich von verschiedenartigen Endlagersystemen im Salinargebirge und im Tonsteingebirge entwickelt worden, das im Wesentlichen auf zunächst der Ableitung von Sicherheitsfunktionen sowie dann nachfolgend der Bewertung ihrer Relevanz und Robustheit anhand von Abwägungskriterien beruht, *VerSi (2010)*. Unter Relevanz ist dabei die Bedeutung einer Sicherheitsfunktion für den langfristigen Einschluss der eingelagerten Abfälle und insbesondere der Radionuklide im einschlusswirksamen Gebirgsbereich zu verstehen. Robustheit meint die Zuverlässigkeit und Qualität und somit die Unempfindlichkeit der Sicherheitsfunktionen des Endlagersystems und seiner Barrieren gegenüber inneren und äußeren Einflüssen und Störungen sowie die Unempfindlichkeit der Ergebnisse der Sicherheitsanalyse gegenüber Abweichungen von den zugrunde gelegten Annahmen. Aufbauend auf der Bewertung von Relevanz und Robustheit der jeweiligen Sicherheitsfunktionen lassen sich so genannte Robustheitsdefizite (= Robustheit - Relevanz) identifizieren. Im Rahmen des Vergleichs von Endlagersystemen nach diesem methodischen Ansatz erhalten damit die jeweilig identifizierten Robustheitsdefizite eine zentrale Bedeutung. Identifizierte Robustheitsdefizite können reduziert werden durch die Verbesserung der Robustheit.

Wesentliche Aspekte bei der Bewertung der Robustheit von Sicherheitsfunktionen sind einerseits die Ermittlung der eine Sicherheitsfunktion charakterisierenden materiellen Eigenschaften im Ist-Zustand, andererseits aber auch die Ermittlung der Prognostizierbarkeit dieser Eigenschaften in

ihrem zukünftigen zeitlichen Verlauf, wobei im Rahmen der Gesamtbewertung von Endlagersystemen insbesondere auch Wechselwirkungen zwischen verschiedenen Sicherheitsfunktionen innerhalb eines Endlagersystems zu analysieren sind.

Die hinreichend zuverlässige Ermittlung der das jeweilige Endlagersystem charakterisierenden materiellen Eigenschaften im gegenwärtigen Zustand beruht auf hinreichend qualifizierten Untersuchungsmethoden (laborativ sowie in situ), während zur hinreichend zuverlässigen Ermittlung der Prognostizierbarkeit dieser Eigenschaften in eine längerfristige Zukunft eine stetige Verbesserung des Prozess- und Systemverständnisses sowie damit einhergehend bzw. darauf aufbauend auch die stetige Verbesserung des Simulationsinstrumentariums (Stoffmodelle und Simulatoren) anzustreben ist. Die Mitwirkung bei der Reduzierung von Robustheitsdefiziten und bei der Verbesserung des Prozess- und Systemverständnisses für Tiefenlager-/Endlagersysteme zur Entsorgung von radioaktiven Abfällen in Tonsteingebirge ist das zentrale Aufgabenfeld dieser Arbeit.

### **1.3 Aufgabenstellung / Bearbeitungsfelder**

Die vorliegende Arbeit ist im Rahmen der Bearbeitung der ENTRIA-Teilprojekte VP 5.2 sowie VP 6.7mod entstanden. Die Aufgabenstellung dieser Arbeit besteht darin, im Hinblick auf die im ENTRIA-Forschungsprojekt angestrebte Entwicklung von Bewertungsgrundlagen für einen Vergleich von Entsorgungsoptionen für Wärme entwickelnde radioaktive Abfälle einen Beitrag zur Verbesserung der Robustheit der Sicherheitsfunktionen eines Endlagersystems in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zu liefern und zwar sowohl ohne wie auch mit Vorkehrungen zur Überwachung und längerfristigen Rückholbarkeit. Unter dieser Zielsetzung ergeben sich die folgenden Bearbeitungsfelder, an denen sich der Aufbau der vorliegenden Arbeit orientiert:

- Auswertung nationaler und internationaler Literatur zu verfügbaren Ansätzen zur physikalischen Modellierung des thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Materialverhaltens von Tonstein als Wirtsgestein und Bentonit als Versatzmaterial (Kapitel 2),
- Auswertung nationaler und internationaler Literatur zu verfügbaren Labor- und Felduntersuchungsmethoden zur Charakterisierung des thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Materialverhaltens von Tonstein und Bentonit und Durchführung numerischer Simulationen zur prognostischen Analyse der im Forschungsprojekt ENTRIA geplanten laborativen Untersuchungen zu den 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein (Kapitel 3),

- 
- Kurzdarstellung des am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik entwickelten FTK-Simulators (FLAC<sup>3D</sup>-TOUGH2-Kopplung) zur Simulation von TH2M-gekoppelten physikalischen Prozessen (Kapitel 4),
  - Durchführung numerischer Simulationen zur retrospektiven Analyse ausgewählter Labor- und Feldversuche zur Untersuchung des thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Materialverhaltens von Tonstein und Bentonit anhand von so genannten Lokal- bzw. Prozessmodellen (→ Verbesserung des Verständnisses zu den in einem Endlager im Tonsteingebirge sowie im umgebenden einschlusswirksamen Gebirgsbereich ablaufenden TH2M-gekoppelten Prozessen) (Kapitel 5),
  - Auswertung nationaler und internationaler Literatur zu verfügbaren so genannten Funktionalmodellen, die zur Abstraktion ausgewählter, im Nahfeld eines Tiefenlager-/Endlagersystems im Tonsteingebirge ablaufender physikalischer Prozesse verwendet werden, sowie Durchführung numerischer Simulationen zur Herleitung eines Funktionalmodells zur abstrahierten Modellierung der Sekundärpermeabilitätsentwicklung im Umfeld von mit Bentonit versetzten Strecken im Tonsteingebirge als Funktion des Quelldrucks im Bentonit (Kapitel 6),
  - Durchführung numerischer Simulationen zur Analyse von in einem Endlager im Tonsteingebirge sowie im umgebenden einschlusswirksamen Gebirgsbereich ablaufenden fluiddynamischen Prozessen anhand von so genannten Global- bzw. Systemmodellen (→ Verbesserung des Systemverständnisses unter Berücksichtigung räumlich-zeitlicher Wechselwirkungen zwischen den ablaufenden physikalischen Prozessen) (Kapitel 7),
  - Analyse des Einflusses einer zusätzlichen Überfahrungssohle zum längerfristigen Monitoring der Einlagerungssohle auf das langfristige Systemverhalten eines Endlagersystems in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge (Kapitel 8).

Die Begriffe *Globalmodell* und *Lokalmodell* sowie zusätzlich auch noch der Begriff *Funktionalmodell* sind in *Lux et al. (2017)* wie folgt eingeführt worden:

- Ein Globalmodell bezeichnet ein räumlich weit ausgedehntes Berechnungsmodell, das ein stilisiertes Endlagerbergwerk umfasst mit mehreren Einlagerungskammern einschließlich der eingelagerten Abfallbehälter, mit Infrastrukturstrecken und Tagesschächten, mit Kammer-, Strecken- und Schachtverschlussbauwerken und schließlich mit dem Versatzmaterial sowie die umgebende(n) Wirtsgesteins- und Barrierenformation(en). Als geowissenschaftlich-geotechnische Grundlage für die Erarbeitung eines generischen Globalmodells für ein

- 
- stilisiertes Endlagersystem sind hier die Standortauswahlkriterien des AkEnd herangezogen worden, die anhand von Ausschluss-, Mindestanforderungs- und Abwägungskriterien letztendlich wirtsgesteinsunabhängig eine besonders günstige geologische Gesamtsituation definieren, *AkEnd (2002)*. Dabei wird implizit gleichzeitig der Anspruch erhoben, dass diese als besonders günstig charakterisierten geologischen Gesamtsituationen einerseits die Sicherheitsanforderungen nach *BMU (2010)* erfüllen, die derzeit an die Endlagerung Wärme entwickelnder Abfälle gestellt werden, andererseits aber auch die im aktualisierten Standortauswahlgesetz formulierten Kriterien und Anforderungen für die Standortauswahl.
- Zur Reduzierung des Berechnungsaufwands finden im Rahmen der rechnerischen Simulationen mit dem Globalmodell neben relativ komplexen funktionalen Beziehungen zur physikalischen Modellierung von in einem Endlager ablaufenden, insbesondere fluiddynamischen und thermischen Prozessen für die physikalische Modellierung einiger ausgewählter, insbesondere mechanischer Prozesse auch vereinfachende und auf die generalisierte Modellierung fundamentaler Prozessabläufe fokussierte funktionale Beziehungen Verwendung. Diese vereinfachenden funktionalen Beziehungen werden im Folgenden als Funktionalmodelle bezeichnet. Die physikalische Prozesse mit Blick auf eine Implementierung in ein Globalmodell vereinfachend abbildenden Funktionalmodelle müssen grundsätzlich situativ bzw. konfigurativ validiert werden – entweder anhand von laborativen Untersuchungen oder durch den Vergleich mit realitätsnäheren Modellierungsansätzen, hier in Verbindung mit der Simulation des TH2M-Verhaltens ausgewählter Endlagersystemteilm Modelle. Dadurch ist sicherzustellen, dass die Funktionalmodelle die im Endlager tatsächlich ablaufenden Prozesse sowohl qualitativ wie auch quantitativ in hinreichender Qualität abbilden können. Die im Rahmen des Vergleichs der Funktionalmodelle mit realitätsnäheren Modellierungsansätzen verwendeten Berechnungsmodelle, die typische Endlagersystem-Teilmodelle abbilden, werden im Folgenden als Lokalm Modelle bezeichnet.
  - Lokalm Modelle sind im Vergleich zu den Globalmodellen räumlich begrenzt, weisen aber zur Ermittlung von charakteristischen mechanischen, hydraulischen oder thermischen Zustandsgrößen und Prozessabläufen eine erheblich feinere Diskretisierung auf als die Globalmodelle. Durch die feinere Modelldiskretisierung kann einerseits tatsächlich die Geometrie der relevanten Grubenbaue (Ablagerungskammern, Infrastrukturstrecken, Abdichtungsbereiche) mit gegebenenfalls Abfallbehältern, Versatz und/oder geotechnischen Barrieren realitätsnäher abgebildet werden, um so die ablaufenden physikalischen Prozesse genauer analysieren zu können, andererseits finden aber auch lokal größere Spannungs-, Temperatur- oder Fluiddruckgradienten durch die feinere Modelldiskretisierung stärkere Berücksichti-

gung in der numerischen Simulation. Weiterhin berücksichtigen die in den rechnerischen Simulationen mit Lokalmodellen eingesetzten physikalisch-mathematischen Beziehungen zur Modellierung der im Endlager ablaufenden Prozesse deutlich mehr Eigenschaften und Einflussfaktoren und sind daher grundsätzlich realitätsnäher, aber in der numerischen Simulation auch signifikant komplexer als die in den Globalmodellen eingesetzten und mitunter stark abstrahierten Funktionalmodelle.

Grundsätzlich wird mit diesem methodischen Ansatz erreicht, den Abstraktionsgrad der bislang für fluiddynamisch fokussierte Systemanalysen herangezogenen Kompartimentmodelle herabzusetzen und z.B. bei Einsatz des FTK-Simulators bis auf die Detaillierungsebene einzelner Abfallbehälter herunterbrechend das langzeitsicherheitlich bedeutsame fluiddynamische Systemverhalten in Verbindung mit hydraulischen, thermischen und mechanischen Einwirkungen und Prozessen untersuchen zu können.

## **2 Konzepte zur Modellierung des grundlegenden physikalischen Materialverhaltens von Tonstein und Bentonit**

### **2.1 Überblick über die endlagerrelevanten Eigenschaften der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge**

Tongesteine sind sedimentäre Gesteine, deren Entstehungsprozess aus mehreren Phasen besteht – beginnend mit der Verwitterung von schon bestehenden Festgesteinen, den nachfolgenden Gefügeentfestigungen, der Abtragung (Transport), der Ablagerung (Sedimentation) und schließlich der erneuten Verfestigung (Diagenese). Tongesteine sind wegen dieser komplexen und vielfältigen Einflüssen unterliegenden Entstehungsprozesse lokationsspezifisch unterschiedlich ausgebildet – nicht nur mineralogisch, sondern auch strukturell / texturell – und hinsichtlich des Verfestigungsgrades zu klassifizieren in einer Bandbreite von diagenetisch verfestigten Tongesteinen über mittelfeste Tonsteine bis hin auch zum den Lockergesteinen zuzuordnenden plastischen Ton. Hinzu kommen noch Wechsellagerungen verschiedener Fazies und bruchbegleitete tektonische Beanspruchungen, weshalb die physikalischen Eigenschaften (z.B. hydraulische Leitfähigkeit, Tragfähigkeit und Verformungsverhalten) der Tongesteine von Lokation zu Lokation und auch innerhalb einer Lokation sehr unterschiedlich sind.

Tongesteine zeigen grundsätzlich eine lagige Textur, woraus anisotrope mechanische, hydraulische und thermische Eigenschaften resultieren. Außerdem liegen entsprechend den im Lauf der Zeit wechselnden Ablagerungsbedingungen mitunter Fazieswechsel vor, sodass in im Grundsatz wenig durchlässigen Tongesteinsformationen dünnbankige sandigere Fazies bis hin zu z.B. zerklüfteten Kalksteinbänken mit entsprechend signifikant höheren Durchlässigkeiten eingeschaltet sein können. Aus diesen in ihrer räumlichen Struktur und Textur unterschiedlich ausgebildeten Wechsellagerungen resultiert dann ein inhomogener Gebirgsbau.

Einige Tongesteinsformationen weisen günstige Barriereigenschaften für die Endlagerung von radioaktiven Abfällen in diesem Formationstyp auf wegen ihrer besonderen hydraulischen und geochemischen Eigenschaften mit sehr geringer Permeabilität, mit chemischer Pufferwirkung bzw. Rückhaltekapazität für Radionuklide und weiterer Schadstoffe (Sorptionsfähigkeit) und einer gewissen Plastizität. Bei günstiger Ausbildung sind Tongesteine sogar als abdichtende Deckschicht über beispielsweise Kohlenwasserstoffvorkommen und somit als langfristig wirksame geologische Barriere angetroffen worden, *BGR (2007)*. Die praktische Erfahrung aus der Erdöl-/Erdgasindustrie belegt daher die für geologische Zeiträume vorhandene Abdichtwirkung von Tonsteinformationen.



Vor diesem Hintergrund ist im Rahmen des Forschungsprojekts ANSICHT eine Sicherheits- und Nachweismethodik für ein Endlager im Tongestein in Deutschland erarbeitet worden, ANSICHT (2017).

Die endlagersicherheitsrelevanten Eigenschaften von Tongesteinen werden in der folgenden Tabelle 2.1 plakativ zusammengestellt. Dabei wird implizit davon ausgegangen, dass innerhalb des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs eines Endlagers (ewG) ein mechanisch und hydraulisch wirksames Trennflächengefüge nicht vorliegt, sodass die Gesteinseigenschaften unter Berücksichtigung ihrer Streubreite ohne weitere Modifikation unmittelbar auf den Größenbereich Gebirge übertragen werden können. Die unterschiedlichen Gesteinseigenschaften des Wirtsgesteins Tonstein haben Auswirkungen auf das Endlagerkonzept. Tabelle 2.2 zeigt ausgewählte Endlagerparameter, die ebenfalls Einfluss haben auf die generische Entwicklung einer Endlagerkonfiguration im Tonsteingebirge.

<b>Eigenschaften von Tonstein</b>				
Wärmeleitfähigkeit	hydraulische Durchlässigkeit	Festigkeit	Verformungsverhalten	Hohlraumstabilität
gering	sehr gering bis gering	gering bis mittel	plastisch bis spröde	Ausbau notwendig
In-Situ Spannungen	Lösungsverhalten	Sorptionsverhalten	Temperaturbelastbarkeit	
anisotrop	sehr gering	sehr hoch	gering	

Günstige Eigenschaft    
  Ungünstige Eigenschaft    
  mittel

Tabelle 2.1 Relevante Eigenschaften des Tonsteins zur Errichtung eines Endlagers, BGR (2007)

Einlagerungssohle	Lagerungstechnik	Auslegungstemperatur	Versatzmaterial
ca. 500 m	Strecken bzw. kurze Bohrlöcher	max. 100 °C	Bentonit
Zwischenlagerzeit (BE u. HAW-Kokillen)	Streckenausbau	Behälterkonzept	Bergbauerfahrung
min. 30 – 40 Jahre	erforderlich, ggf. sehr aufwändig	für Deutschland neu zu entwickeln	kaum

Günstige Eigenschaft    
  Ungünstige Eigenschaft    
  mittel

Tabelle 2.2 Endlagerkonzepte in Tonstein, BGR (2007)

Ebenfalls Bedeutung im Hinblick auf die nachfolgenden Untersuchungen und Bewertungen hat in Verbindung mit dem Begriff Sicherheitsfunktionen und hier dem Teilaspekt der Robustheit der Kenntnis- und Erfahrungsstand, der aufgrund von Forschungsaktivitäten und praktischen Anwendungen zum Tonsteingebirge vorliegt, insbesondere im Hinblick auf bautechnische Machbarkeit und Langzeitverhalten unter den endlagerrelevanten Einwirkungen. Hier ist festzuhalten, dass in Deutschland im Gegensatz zu anderen europäischen Ländern in größerem Umfang wenige potentiell nutzbare Erfahrungen zur Endlagerung in Tonsteinvorkommen existieren. Im Tonsteingebirge sind bezüglich seines Tragverhaltens allenfalls bautechnische Erfahrungen aus dem Tunnelbau vorhanden. Das zu Beginn des ENTRIA-Forschungsprojektes Anfang 2013 und damit zu Beginn der Bearbeitung der vorliegenden Dissertation vorhandene Niveau im Bereich der endlagerrelevanten Forschung für den Wirtsgesteinstyp Tonsteingebirge wird in Tabelle 2.3 zusammengestellt. Es ist zu ersehen, dass im Hinblick auf das Verständnis der in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge ablaufenden physikalischen Prozesse im Jahr 2013 noch erheblich mehr offene Fragestellungen zu untersuchen waren als für die Wirtsgesteinsformation Salinargebirge. Diese Defizite beziehen sich insbesondere auf hydraulisch geprägte Prozesse und Parameter.

Merkmal	+ = gut bekannt bis bekannt + = eher wenig bekannt -- = Prozess nicht relevant		Salinargesteine (Steinsalz)	Tongesteine	
	• Deformationen	elastisch	+	+	+
	plastisch	+	+	+	
	viskos	+ (T)	-	?	
	klastisch	+	+	+	
• Festigkeit	Bruch-	+ (T)	+	+	<b>Temperaturabhängigkeit der Merkmale nur zum Teil hinreichend untersucht (T)</b>
	Nachbruch-	+	+	+	
	Dilatanz-	+ (T)	+	+	
	Gefüge-	+ (T)	+	+	
• Fluiddruckinduzierte Infiltration		+	+	+	<b>zusätzliche hydraulische Prozesse mit 1- und 2-Phasenfluss</b>
• Trennflächengefüge		-	-	(+)	
• Anisotropie	ungeschädigt	(-)	(-)	(+)	} $S_r < 1,0$ } $S_r = 1,0$ → Kapillardruck, ? Kapillarkohäsion (Saugspannung), Schrumpfen, Quellen
	geschädigt	+	+	(+)	
• Porosität	ungeschädigt	-	-	+	
	geschädigt	+	+	(+)	
• Permeabilität	ungeschädigt	-	-	+	
	geschädigt	+	+	(+)	
• Biot-Koeffizient	ungeschädigt	-	-	+	
	geschädigt	(+)	(+)	(+)	
• Porenfluidgehalt	ungeschädigt	-	-	+	
	geschädigt	(+)	(+)	(+)	
• Porenfluiddruck	ungeschädigt	-	-	+	
	geschädigt	(+)	(+)	+	
• 2-Phasenfluss	ungeschädigt	-	-	+	
	geschädigt	+	+	+	

Tabelle 2.3 Gegenwärtiger Stand der Forschungsarbeiten zu signifikanten TH2M-Prozessen sowie Eigenschaften und Parameter für Tonstein, Lux (2013)

Anhand der vorstehenden Erläuterungen wird deutlich, dass zur Prognose des langzeitigen Tragverhaltens von Endlagersystemen im Tonsteingebirge hochwertige Ansätze zur physikalischen Modellierung sowie zur numerischen Simulation komplexer thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelter Prozesse benötigt werden. Am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal sind entsprechend Bild 2.1 in den letzten 15 Jahren unterschiedliche Forschungsprojekte zur Verbesserung des Verständnisses ausgewählter im Tonsteingebirge ablaufender

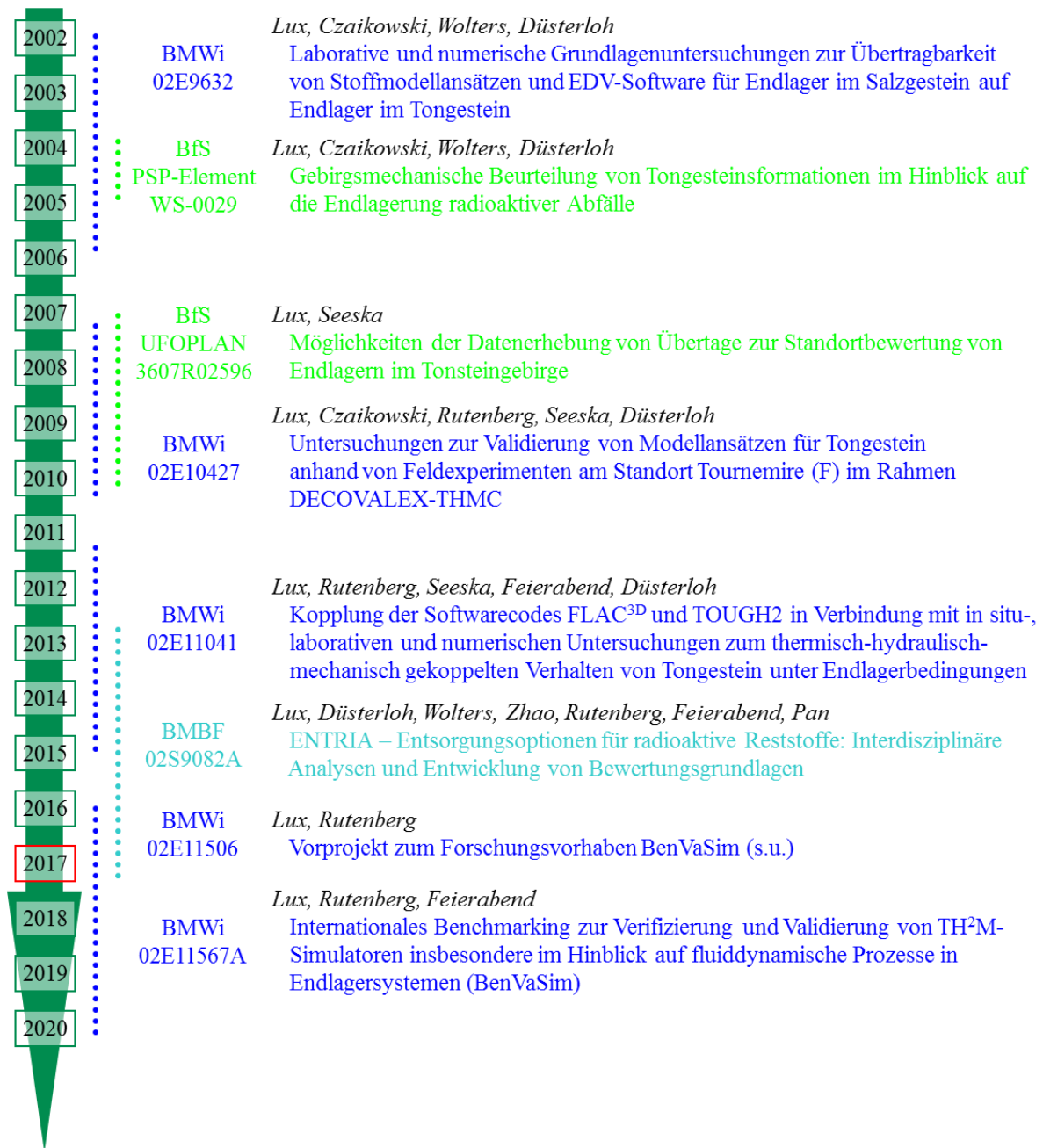


Bild 2.1 Bisherige und aktuelle Forschungsvorhaben des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TUC im Bereich der Endlagerung radioaktiver Abfälle im Tongestein, Lux & Rutenberg (2017)

physikalischer Prozesse durchgeführt worden. Die Ergebnisse dieser Forschungsarbeiten sind dokumentiert in *Lux et al. (2005)*, *Lux et al. (2006)*, *Lux & Seeska (2010)*, *Czaikowski (2011)*, *Lux et al. (2012)*, *Lux et al. (2015)*, *Lux et al. (2017)* und *Lux & Rutenberg (2017)*. Die in der vorliegenden Dissertation dokumentierten Arbeiten leisten einen weiteren Beitrag zur Entwicklung hochwertiger Modellierungsansätze für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge.

Zur Einführung in die Thematik der vorliegenden Dissertation werden im Folgenden zunächst ausgewählte Ansätze zur physikalischen Modellierung dieser Prozesse vorgestellt. Alternative Modellierungsansätze sind der themenbezogen verfügbaren nationalen und internationalen Literatur zu entnehmen.

## **2.2 Physikalische Modellierung (geo)mechanischer Prozesse**

### **2.2.1 Ausgewählte Stoffmodelle zur Modellierung des Materialverhaltens von Tonstein**

#### **2.2.1.1 Vorbemerkung**

In der einschlägigen Literatur zum Materialverhalten von Tonstein wird diesem häufig ein elastoplastisches Materialverhalten zugeschrieben, z.B. in *Nagra (2002)*. Ein elastoplastisches Materialverhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass sich das Material bei Beanspruchungszunahme so lange elastisch verhält, bis ein definiertes Beanspruchungsniveau, das als Fließgrenze bezeichnet wird, erreicht wird. Bei weiterer Belastungssteigerung bis zur Bruchgrenze des Materials treten zusätzlich zu den elastisch-reversiblen auch plastisch-irreversible Verformungen auf. Die Fließgrenze und die Bruchgrenze eines Materials können durch verschiedene spannungs- und auch deformationsabhängige Funktionen beschrieben werden. Je nach Festlegung des Fließgrenzenniveaus kann bei Überschreitung der Fließgrenze noch eine Zunahme der Beanspruchbarkeit erfolgen (Fließgrenze unterhalb Bruchgrenze → plastische Verfestigung) oder aber eine Abnahme (Fließgrenze identisch Bruchgrenze → plastische Entfestigung), zurückzuführen auf mehr oder weniger intensiv ausgeprägten Schädigungen, die bei Überschreitung der Fließgrenzfestigkeit grundsätzlich zu einer Entfestigung im Materialgefüge führen (→ Reduzierung der Festigkeit bei zunehmender plastischer Deformation auf Restfestigkeitsniveau). Im als ideal bezeichneten Fall ist bei Erreichen der Fließgrenze eine Beanspruchungszunahme nicht mehr möglich und die plastischen Deformationen erfolgen ohne Verfestigung und auch ohne Entfestigung.

Zur Analyse des Tragverhaltens von Konstruktionen in Geomaterialien, die zwar ein inelastisches, aber kein oder ein nur schwach ausgeprägtes Kriechverhalten aufweisen, eignen sich besonders so genannte elastoplastische Stoffmodelle. Mit elastoplastischen Stoffmodellen können

u.a. pseudo-plastische Zonen ermittelt werden, d.h. Gebirgsbereiche, in denen die Fließgrenzfestigkeit überschritten ist und in denen rupturale Prozesse zu erwarten sind. Die Fließgrenzfestigkeit ist aus Materialuntersuchungen abzuleiten. Sie wird oft auch mit einer konservativ eingeschätzten Bruchfestigkeit gleich gesetzt oder aus vorgegebenen plastischen Deformationen abgeleitet.

Soll ein eventuell vorhandenes schwach ausgeprägtes Kriechverhalten für Tonstein, wie es auch von *Andra (2005)* unterstellt wird, in der Modellierung berücksichtigt werden, so sind elastoplastische Stoffmodelle nicht geeignet, da mit ihnen keine viskosen Deformationen abgebildet werden können. In diesem Zusammenhang ist am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal zwischen 2002 und 2006 ein vom BMWi gefördertes Forschungsprojekt zur Untersuchung der Übertragbarkeit des damaligen Stoffmodells *How/Lux* für Steinsalz, das inzwischen zum Stoffmodell *Lux/Wolters* weiterentwickelt worden ist, auf das Materialverhalten von Tonstein bearbeitet worden. Die Ergebnisse dieses Projekts sind in *Lux et al. (2006)* dokumentiert.

### 2.2.1.2 Elastoplastisches Stoffmodell mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb*

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird zur Modellierung des mechanischen Verhaltens von Tonstein vornehmlich das elastoplastische Stoffmodell mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* verwendet. Das Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* wird dabei durch eine Fließfunktion entsprechend Gl. (2.1) modelliert:

$$F^p = \tau - \sigma_n \cdot \tan \varphi - c \quad (2.1)$$

mit

- $F^p$  - Fließfunktion in *MPa* ,
- $\tau$  - Schubspannungen in *MPa* ,
- $\sigma_n$  - Normalspannung senkrecht zur Bruchfläche in *MPa* ,
- $c$  - Kohäsion in *MPa* und
- $\varphi$  - Winkel der inneren Reibung in  $^\circ$ .

Durch Spannungstransformation kann Gl. (2.1) in einem durch die Hauptspannungsrichtungen definierten Koordinatensystem dargestellt werden entsprechend Gl. (2.2):

$$F^p = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot N_\varphi - 2 \cdot c \cdot \sqrt{N_\varphi} \quad (2.2)$$

mit

$$N_\varphi = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad - \quad \text{Reibungsfunktion in } - \text{ und}$$

$$\sigma_1, \sigma_3 \quad - \quad \text{maximale bzw. minimale Hauptspannung in } MPa \text{ und } MPa .$$

Spannungskonstellationen  $(\sigma_n, \tau)$  bzw.  $(\sigma_1, \sigma_3)$ , bei denen  $F^p = 0$  gilt, stellen die Fließgrenze dar. Dementsprechend kennzeichnen Fließfunktionswerte von  $F^p < 0$  ein (noch) linear-elastisches Materialverhalten. Erst wenn die Fließgrenze erreicht bzw. überschritten wird und sich demnach Fließfunktionswerte von  $F^p \geq 0$  ergeben, stellen sich plastische Verformungen ein. Tragwerks- bzw. Gebirgsbereiche in Hohlraumumgebung, in denen neben den elastischen auch plastische Deformationen auftreten, werden im Bereich der Geomaterialien als pseudoplastische Zone bezeichnet. Bei weiterem Belastungseintrag in das Tragsystem verlagern sich die das Fließgrenzfestigkeitsniveau überschreitenden Beanspruchungsanteile durch deformationsbegleitete Spannungsumlagerungen aus der pseudoplastischen Zone in den noch ein elastisches Materialverhalten aufweisenden Nachbargebirgsbereich oder in einen Ausbau.

Neben der Definition einer Fließ- bzw. Bruchbedingung ist festzulegen, wie sich das Material im plastischen Beanspruchungsbereich mechanisch verhalten soll. Dazu wird eine auch als Fließregel (Fließ-Stoffmodell) bezeichnete Potentialfunktion  $Q^p$  eingeführt, deren Ableitung für jeden Spannungszustand die Deformationsrichtung als Verzerrungsraten-Tensor angibt. Dabei gibt es zwei Möglichkeiten zur Definition einer Potentialfunktion, einerseits entsprechend einer assoziierten Fließregel mit  $F^p = Q^p$ , andererseits entsprechend einer nichtassozierten Fließregel mit  $F^p \neq Q^p$ .

Im elastoplastischen Stoffmodell mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* wird die nichtassozierte Fließregel definiert entsprechend Gl. (2.3) bzw. entsprechend Gl. (2.4):

$$Q^p = \tau - \sigma_n \cdot \tan \psi - c \quad (2.3)$$

$$Q^p = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot N_\psi - 2 \cdot c \cdot \sqrt{N_\psi} \quad (2.4)$$

mit

$$Q^p \quad - \quad \text{Potentialfunktion in } MPa ,$$

$$\tau \quad - \quad \text{Schubspannungen in } MPa ,$$

$$\sigma_n \quad - \quad \text{Normalspannung senkrecht zur Bruchfläche in } MPa ,$$

- 
- $c$  - Kohäsion in  $MPa$  ,  
 $\psi$  - Dilatanzwinkel in  $^\circ$  ,  
 $N_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi}$  - Dilatanzfunktion in - und  
 $\sigma_1, \sigma_3$  - maximale bzw. minimale Hauptspannung in  $MPa$  und  $MPa$  .

Die assoziierte Fließregel beschreibt bei näherer Betrachtung damit einen Sonderfall der nichtasoziierten Fließregel mit  $\psi = \varphi$  .

Die plastischen Verzerrungen werden im elastoplastischen Stoffmodell mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* entsprechend Gl. (2.5) berechnet. Es folgt der Ansatz:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \cdot \frac{\langle F^p \rangle}{|F^p|} \cdot \frac{\partial Q^p}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.5)$$

mit

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases},$$

$$|x| = \begin{cases} -x & x < 0 \\ x & x \geq 0 \end{cases},$$

$d\varepsilon_{ij}^p$  - Tensor der inkrementellen plastischen Verzerrungen in einem Rechenschritt in -  
 und

$d\lambda$  - Vorfaktor in -.

### 2.2.1.3 Elastoplastisches Stoffmodell mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* unter Berücksichtigung der Restfestigkeit bzw. des Nachbruchverhaltens von Tongestein

Plastische Verformungen, die sich bei Überschreitung der Fließgrenze einstellen, können im Tonsteingebirge zu Gefügeentfestigungen führen, die eine Reduzierung der Bruchfestigkeit bis auf die Restfestigkeit bedingen. Die Abnahme der Bruchfestigkeit wird im Rahmen der numerischen Modellierung dieses Prozesses häufig durch eine Funktion der eingetretenen plastischen Deformation beschrieben und erfolgt im Grenzfall momentan.

Die Bruchfestigkeitsreduktion auf das Restfestigkeitsniveau in entfestigten Gebirgsbereichen kann in einem elastoplastischen Stoffmodell berücksichtigt werden durch die Einführung der

Restscherparameter  $c_r$  und  $\varphi_r$  sowie des Restdilatanzwinkels  $\psi_r$ . Diese werden dann in den Gleichungen (2.1), (2.2), (2.3) und (2.4) anstatt der ursprünglichen Scherparameter  $c$  und  $\varphi$  sowie des Dilatanzwinkels  $\psi$  eingesetzt. Die auf die Restfestigkeit bezogene Fließfunktion wird dementsprechend mit  $F_r^p$  bezeichnet, die auf die Restfestigkeit bezogene Potentialfunktion mit  $Q_r^p$ .

#### **2.2.1.4 Elastoplastisches Stoffmodell mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen**

Tonstein ist ein Sedimentgestein und weist daher ein ausgeprägtes Schichtungsgefüge auf. Die Schichtflächenfestigkeit unterscheidet sich dabei signifikant von der Festigkeit der Matrix. Im Rahmen der Modellierung des Materialverhaltens von Tonstein ist es daher notwendig, Spannungszustände nicht nur auf eine Überschreitung der Matrixfestigkeit, sondern auch auf eine Überschreitung der Schichtflächenfestigkeit hin zu analysieren.

Zur Analyse des Schichtflächenverhaltens muss der Spannungstensor in das durch die Schichtung vorgegebene Koordinatensystem transformiert werden. Es ergeben sich dann Normalspannungen  $\sigma_{nS}$  senkrecht zur Schichtung sowie Schubspannungen  $\tau_{nS}$  in der Schichtung. Werden diese zusammen mit den schichtflächenbezogenen Scherparametern  $c_s$  und  $\varphi_s$  sowie mit dem schichtflächenbezogenen Dilatanzwinkel  $\psi_s$  in die Gleichungen (2.1) und (2.3) eingesetzt, kann eine Bewertung des Spannungszustandes bezogen auf die Schichtflächenfestigkeit sowie auf das daraus resultierende Schichtflächenverhalten erfolgen.

#### **2.2.1.5 Elastoplastisches Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen**

Das elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen berücksichtigt zusätzlich zu dem in Abschnitt 2.2.1.4 vorgestellten elastoplastischen Stoffmodell mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen ein allmähliches Absenken der Matrix- und Schichtflächenfestigkeit auf das jeweilige



Restfestigkeitsniveau bei zunehmender plastischer Verzerrung. Die Bilinearität bezieht sich darauf, dass sowohl für die Matrix- wie auch für die Schichtflächenfestigkeit jeweils zwei unterschiedliche Zahlenwerte für Kohäsion und Reibungswinkel angegeben werden, so dass sich im  $\sigma_1$ - $\sigma_3$ -Diagramm zwei unterschiedliche Festigkeitsgeraden ergeben. Bei der Bewertung eines gegebenen Spannungszustandes ist dann jeweils die kleinere Festigkeit heranzuziehen.

#### **2.2.1.6 Stoffmodell *Lux/Wolters-T* zur Modellierung des Materialverhaltens von Tonstein unter Berücksichtigung eines schwach ausgeprägten Kriechverhaltens**

Das Stoffmodell *Lux/Wolters-T* ist eine für Tonstein modifizierte Variante des in *Wolters (2014)* dokumentierten Stoffmodells *Lux/Wolters* für Steinsalz. Mit dem Stoffmodell *Lux/Wolters-T* kann ein schwach ausgeprägtes Kriechverhalten unter Berücksichtigung von sowohl auf die Überschreitung der Matrixfestigkeit wie auch auf die Überschreitung der Schichtflächenfestigkeit bezogenen thermisch-mechanisch induzierten Schädigungs- und Schädigungsrückbildungsprozessen modelliert werden. Da das Stoffmodell *Lux/Wolters-T* in der vorliegenden Arbeit nicht für die numerischen Simulationen verwendet worden ist, wird an dieser Stelle auf eine explizite Beschreibung dieses Stoffmodells verzichtet. Es wird stattdessen auf die Erläuterungen des Stoffmodells *Lux/Wolters* für Steinsalz in *Wolters (2014)* verwiesen, da beide Stoffmodelle sich in großen Teilen nicht unterscheiden. Wesentliche Unterschiede ergeben sich allerdings durch die Hinzunahme von schichtflächenbezogenen Festigkeits- und Potentialfunktionen und andererseits durch eine geeignete Modifikation im Sub-Stoffmodell *modLubby2* mit dem Ziel, im unverritzten Tonsteingebirge für einen in der Regel vorliegenden anisotropen Primärspannungszustand keine daraus resultierenden Kriechdeformationen zu erhalten.

#### **2.2.2 Stoffmodell *BBM* (= „*Barcelona Basic Model*“) zur Modellierung des Materialverhaltens von Bentonit**

In einem Endlager im Tonsteingebirge ist zum Versatz der verbleibenden Resthohlräume in den Ablagerungskammern und der weiteren Grubenbaue Bentonit vorgesehen. Bentonit reagiert auf einen Wasserzutritt mit einem ausgeprägten Quellverhalten, das bei entsprechender Querdehnungsbehinderung in versetzten Grubenräumen bzw. im Bereich geotechnischer Barrieren zu einem Quelldruckaufbau führt. Durch den Quelldruck können zuvor durch Schädigungsprozesse induzierte sekundäre Wegsamkeiten im Bereich der Hohlraumkontur wieder verschlossen werden.

Das Materialverhalten von Bentonit kann mit Hilfe des nicht-linearen Stoffmodells *BBM* (= „*Barcelona Basic Model*“) modelliert werden, das auf dem so genannten *Modifizierten Cam-clay-Modell (MCC)* basiert. Eine detaillierte Beschreibung des Stoffmodells *BBM* ist *Gens (1995)*, *Gens et al. (2006)* und *Rutqvist et al. (2010)* zu entnehmen.

Von großer Bedeutung sind im Stoffmodell *BBM* die Wechselwirkung und damit auch die Kopplung zwischen den mechanischen Spannungen im Korngerüst und dem Fluiddruck im Porenraum. Die Kopplung dieser beiden Zustandsgrößen zu einem effektiven Spannungstensor erfolgt auf Basis des Konzepts von *Terzaghi*, d.h. der Tensor der effektiven Spannungen  $\sigma'_{ij}$  ergibt sich entsprechend Gl. (2.6) durch

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - p_g \cdot \delta_{ij} \quad (2.6)$$

mit

- $\sigma'_{ij}$  - Tensor der effektiven Spannungen in *MPa* (Druckspannungen  $\rightarrow$  positives Vorzeichen),
- $\sigma_{ij}$  - Gesamtspannungstensor in *MPa* (Druckspannungen  $\rightarrow$  positives Vorzeichen),
- $p_g$  - Porengasdruck in *MPa* und
- $\delta_{ij}$  - *Kronecker-Symbol*.

Eine weitere wichtige Kopplungsgröße ist die mittlere effektive Spannung, die im Stoffmodell *BBM* mit  $p'$  bezeichnet wird. Diese mittlere effektive Spannung ergibt sich entsprechend Gl. (2.7) aus der Beziehung

$$p' = p - p_g = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} - p_g \quad (2.7)$$

mit

- $p'$  - mittlere effektive Spannung in *MPa* (Druckspannungen  $\rightarrow$  positives Vorzeichen),
- $p$  - mittlere Spannung in *MPa* (Druckspannungen  $\rightarrow$  positives Vorzeichen),
- $\sigma_i$  - Hauptspannung in *MPa* mit  $i=1,2,3$  (Druckspannungen  $\rightarrow$  positives Vorzeichen) und
- $p_g$  - Porengasdruck in *MPa*.

Sind im Porenraum gleichzeitig eine Gasphase und eine Flüssigkeitsphase vorhanden, muss im Stoffmodell *BBM* die Saugspannung  $s = p_g - p_l$  als Differenz des Porengasdrucks  $p_g$  und des Porenflüssigkeitsdrucks  $p_l$  berücksichtigt werden. Die Saugspannung  $s$  ist somit definiert als negativer Kapillardruck  $p_c$ , d.h. als  $s = -p_c$ .

Mit Hilfe des Tensors der effektiven Spannungen  $\sigma'_{ij}$ , der mittleren effektiven Spannung  $p'$  und der Saugspannung  $s$  können im Stoffmodell *BBM* die aus einem bestimmten Spannungszustand resultierenden Verzerrungen inkrementell berechnet werden. Dabei ergibt sich das gesamte Verzerrungsinkrement  $d\varepsilon$  durch additive Überlagerung des elastischen Verzerrungsinkrements  $d\varepsilon^e$ , des plastischen Verzerrungsinkrements  $d\varepsilon^p$ , des thermisch induzierten Verzerrungsinkrements  $d\varepsilon^T$  sowie des durch Saugspannungen induzierten Verzerrungsinkrements  $d\varepsilon^s$ .

Bei dem durch Spannungsänderungen induzierten elastischen Verzerrungsinkrement  $d\varepsilon^e$  wird unterschieden in ein volumetrisches elastisches Verzerrungsinkrement  $d\varepsilon_v^e$  entsprechend

$$d\varepsilon_v^e = \frac{1}{K} \cdot dp' \quad (2.8)$$

mit

$$K = \frac{(1+e) \cdot p'}{\kappa_{ps}(s)},$$

$$\kappa_{ps}(s) = \kappa_{ps0} \cdot (1 + s \cdot \alpha_{ps}),$$

$p'$  - mittlere effektive Spannung in *MPa* (Druckspannungen  $\rightarrow$  positives Vorzeichen),

$e$  - Porenzahl in - ,

$s$  - Saugspannung in *MPa* und

$\kappa_{ps0}, \alpha_{ps}$  - Materialparameter in - und *MPa*<sup>-1</sup>

sowie in ein deviatorisches elastisches Verzerrungsinkrement  $d\varepsilon_q^e$  entsprechend

$$d\varepsilon_q^e = \frac{1}{3 \cdot G} \cdot dq \quad (2.9)$$

mit

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

$$q = \sqrt{\frac{(\sigma'_1 - \sigma'_2)^2 + (\sigma'_2 - \sigma'_3)^2 + (\sigma'_1 - \sigma'_3)^2}{2}} \quad \text{und}$$

$\nu$  - Poisson-Zahl in -.

Gl. (2.8) und Gl. (2.9) zeigen, dass die elastischen Materialparameter Kompressionsmodul  $K$  und Schubmodul  $G$  im Stoffmodell  $BBM$  nicht konstant sind, sondern von der Saugspannung abhängen.

Im Stoffmodell  $BBM$  wird der elastische Beanspruchungsbereich vom plastischen Beanspruchungsbereich getrennt durch eine von Temperatur und Saugspannung abhängige Fließgrenze. Erreicht oder überschreitet der Spannungszustand diese Fließgrenze, so ergeben sich sowohl volumetrische wie auch deviatorische plastische Verzerrungen, die den Spannungszustand zurück auf die Fließgrenze führen. Diese plastischen Verzerrungen werden im Stoffmodell  $BBM$  durch eine nichtassoziierte Fließregel berechnet.

Bei den unmittelbar aus Änderungen der Temperatur bzw. der Saugspannung resultierenden Verzerrungen wird davon ausgegangen, dass diese Änderungen nicht zu deviatorischen Verzerrungen führen, sondern nur zu volumetrischen Verzerrungen. Die thermischen Verzerrungen ergeben sich dabei unter Berücksichtigung eines thermischen Ausdehnungskoeffizienten, während die saugspannungsinduzierten Verzerrungen sich analog zu den mechanisch induzierten volumetrischen Verzerrungen ergeben, allerdings mit einem angepassten Kompressionsmodul entsprechend

$$d\varepsilon_v^s = \frac{1}{K^s} \cdot ds \quad (2.10)$$

mit

$$K^s = \frac{(1+e) \cdot (s + p_{atm})}{\kappa_{sp}(p', s)},$$

$$\kappa_{sp}(p', s) = \kappa_{sp0} \cdot \left( 1 + \alpha_{sp} \cdot \ln \left( \frac{p'}{p_{ref}} \right) \right) \cdot \exp(\alpha_{ss} \cdot s),$$

$p'$  - mittlere effektive Spannung in  $MPa$  (Druckspannungen  $\rightarrow$  positives Vorzeichen),

$s$  - Saugspannung in  $MPa$ ,

$e$  - Porenzahl in -,

- 
- $p_{atm}$  - Atmosphärendruck in  $MPa$  ,
- $p_{ref}$  - Referenzdruck in  $MPa$  und
- $\kappa_{sp0}, \alpha_{sp}, \alpha_{ss}$  - Materialparameter in -, - und  $MPa^{-1}$  .

Anhand der vorstehenden Ausführungen zum Stoffmodell *BBM* ist zu ersehen, dass das Stoffmodell *BBM* eine relativ große Anzahl an Materialparametern enthält. Die hinreichend zuverlässige messtechnische Ermittlung dieser Materialparameter ist derzeit noch nicht abschließend geklärt, sondern noch im Rahmen zukünftiger laborativer Untersuchungen des Materialverhaltens von Bentonit zu analysieren und zu bewerten.

### 2.3 Physikalische Modellierung hydraulischer Prozesse

In einem Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge treten sowohl advective hydraulische Strömungsprozesse mit einem dann auch advektiv getragenen Schadstofftransport auf wie auch diffusive Transportprozesse. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden allerdings entsprechend der zugrunde liegenden Aufgabenstellung in den ENTRIA-Teilprojekten VP 5.2 und VP 6.7mod ausschließlich die im Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge auftretenden fluiddynamischen Prozesse unter besonderer Berücksichtigung der auftretenden advectiven 2-Phasenströmung analysiert. Advektiv und diffusiv getragene Schadstofftransportprozesse werden nicht berücksichtigt.

Advective hydraulische Strömungsprozesse lassen sich mit Hilfe des *Darcy*-Strömungsmodells für die Fluidströmung in Verbindung mit einer Bilanzgleichung für die Erhaltung der beteiligten Stoffmengen beschreiben. Zur Berücksichtigung mehrerer strömender Fluide (Flüssigkeit und Gas; „Phasen“) sowie mehrerer darin enthaltener Stoffe (Wasser und Luft bzw. Wasserstoff; „Komponenten“) sind entsprechend mehrere Instanzen dieser Gleichungen aufzustellen.

Das auf mehrere Phasen verallgemeinerte *Darcy*-Strömungsmodell lässt sich entsprechend Gl. (2.11) formulieren:

$$q_{m;\kappa\varphi} = -\rho_{\varphi} \cdot X_{\kappa\varphi} \cdot K_{rel;\varphi}(S_{\varphi}) \cdot \frac{K}{\eta_{\varphi}} \cdot \nabla(p_{\varphi} + \gamma_{\varphi} \cdot z) \quad (2.11)$$

mit

- $q_{m;\kappa\varphi}$  - Massenstromdichte für die Komponente  $\kappa$  in der Phase  $\varphi$  in  $kg/(m^2 \cdot s)$ ,
- $\rho_{\varphi}$  - Dichte der Phase  $\varphi$  in  $kg/m^3$  ,

- 
- $X_{\kappa\varphi}$  - Massenanteil der Komponente  $\kappa$  an der Phase  $\varphi$  in -,
  - $K_{rel;\varphi}$  - relative Permeabilität für die Phase  $\varphi$  in -,
  - $S_\varphi$  - Sättigungsgrad für die Phase  $\varphi$  in -,
  - $K$  - intrinsische Permeabilität in  $m^2$  (bei hydraulischer Anisotropie tensoriell),
  - $\eta_\varphi$  - dynamische Viskosität der Phase  $\varphi$  in  $MPa \cdot s$ ,
  - $p_\varphi$  - Porendruck der Phase  $\varphi$  in  $MPa$ ,
  - $\gamma_\varphi$  - Wichte der Phase  $\varphi$  in  $MPa/m$  und
  - $z$  - vertikale Koordinate (negativer Teufenwert) in  $m$ .

Es ist zu beachten, dass die Porendrücke der unterschiedlichen fluiden Phasen unter 2-Phasenfluss-Bedingungen über den Kapillardruck miteinander verbunden sind durch

$$p_c(S_\varphi) = p_l - p_g \quad (2.12)$$

mit

- $p_l$  - Porenwasserdruck in  $MPa$  und
- $p_g$  - Porengasdruck in  $MPa$ .

Sowohl für die Relativpermeabilitätsfunktionen  $K_{rel;\varphi}(S_\varphi)$  wie auch für die Kapillardruckfunktion  $p_c(S_\varphi)$  sind in der internationalen Literatur diverse Ansätze zu finden, *Lux et al. (2015)*.

Funktionale Zusammenhänge zwischen der Relativpermeabilität  $K_{rel;\varphi}$  und der Sättigung  $S_\varphi$  können aus entsprechend angelegten Laborversuchen und deren Befunden abgeleitet werden. Beispielhaft sind hier die von *Brooks-Corey* oder von *van Genuchten* vorgeschlagenen physikalischen Modelle zu nennen. Im Hinblick auf die rechnerische Simulation von Strömungsprozessen sind z.B. im thermohydraulischen Simulator TOUGH2 verschiedene funktionale Zusammenhänge bereits implementiert, die vom Anwender entsprechend den materialtypbezogen vorliegenden Verhältnissen ausgewählt werden können. Allerdings sind materialtypbezogen noch die jeweiligen Kennwerte festzulegen (laborative Ermittlung, Übernahme aus der Literatur, Einschätzung?). In *Nagra (2004)* wird zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sättigung  $S_\varphi$  für die Fluidphase  $\varphi$  und der Relativpermeabilität  $K_{rel;\varphi}$  für die Fluidphase  $\varphi$  der Ansatz von *Mualem (1976)* herangezogen:

$$K_{rel;g} = (1 - S_e)^{\gamma^*} \cdot \left(1 - S_e^{\frac{n}{n-1}}\right)^{2 \cdot \left(1 - \frac{1}{n}\right)} \quad (2.13)$$

$$K_{rel;w} = S_e^{\varepsilon^*} \cdot \left(1 - \left(1 - S_e^{\frac{n}{n-1}}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right)^2 \quad (2.14)$$

mit

$$S_e = \frac{S_w - S_{r;w}}{1 - S_{r;g} - S_{r;w}} \quad \text{und}$$

$K_{rel;g}$  - relative Permeabilität für die Phase Gas in -,

$K_{rel;w}$  - relative Permeabilität für die Phase Wasser in -,

$S_w$  - Porenwassersättigung in -,

$S_{r;g}$  - Porengasrestsättigung in -,

$S_{r;w}$  - Porenwasserrestsättigung in - und

$\varepsilon^*$ ,  $\gamma^*$ ,  $n$  - Materialparameter in -, - und -.

Funktionale Zusammenhänge zwischen dem Kapillardruck  $p_c$  und der Wassersättigung  $S_w$  können aus entsprechend angelegten Laborversuchen und deren Ergebnissen abgeleitet werden. Ebenso wie für den funktionalen Zusammenhang zwischen der Relativpermeabilität  $K_{rel;\varphi}$  für die Fluidphase  $\varphi$  und der Sättigung  $S_\varphi$  für die Fluidphase  $\varphi$  sind auch für den funktionalen Zusammenhang zwischen dem Kapillardruck  $p_c$  und der Wassersättigung  $S_w$  im thermohydraulischen Simulator TOUGH2 verschiedene Modellierungsansätze implementiert, die vom Anwender im Rahmen von numerischen Simulationen ausgewählt werden können. Beispielhaft ist hier die Beziehung *van Genuchten* zu nennen. Hier sind ebenfalls materialtypbezogen noch die jeweiligen Kennwerte festzulegen (laborative Ermittlung, Übernahme aus der Literatur, Einschätzung?). In *Nagra (2004)* wird zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Wassersättigung  $S_w$  und des Kapillardrucks  $p_c$  das Modell von *van Genuchten (1980)* herangezogen:

$$p_c = p_w - p_g = -p_{ae} \cdot \left(S_e^{\frac{n}{1-n}} - 1\right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.15)$$

mit

$$S_e = \frac{S_w - S_{r;w}}{1 - S_{r;g} - S_{r;w}} \quad \text{und}$$

- 
- $p_c$  - Kapillardruck in  $MPa$  ,  
 $p_g$  - Porengasdruck in  $MPa$  ,  
 $p_w$  - Porenwasserdruck in  $MPa$  ,  
 $p_{ae}$  - scheinbarer Gaseindringdruck in  $MPa$  ,  
 $S_w$  - Porenwassersättigung in -,  
 $S_{r;w}$  - Porenwasserrestsättigung in - und  
 $n$  - Materialparameter in -.

Neben dem verallgemeinerten *Darcy*-Strömungsmodell ist auch die Bilanzierung der Fluidmengen bei der Modellierung hydraulischer Strömungsprozesse von großer Bedeutung. Diese Bilanzierung kann erfolgen über Gleichungen, die die Fluidmengenänderungsterme  $\dot{\zeta}_{m/V;\kappa}$  näher definieren und zu den anderen hydraulisch relevanten Zustandsgrößen in Beziehung setzen, z.B. durch

$$\dot{\zeta}_{m/V;\kappa} = \phi \cdot \sum_{\varphi} (S_{\varphi} \cdot \rho_{\varphi} \cdot X_{\kappa\varphi}) \quad (2.16)$$

mit

- $\phi$  - Porosität des Mediums in -,  
 $S_{\varphi}$  - Sättigungsgrad für die Phase  $\varphi$  in -,  
 $\rho_{\varphi}$  - Dichte der Phase  $\varphi$  in  $kg/m^3$  und  
 $X_{\kappa\varphi}$  - Massenanteil der Komponente  $\kappa$  an der Phase  $\varphi$  in -.

## 2.4 Physikalische Modellierung thermischer Prozesse

Bei der physikalischen Modellierung thermischer Prozesse müssen die drei unterschiedlichen Wärmetransportprozesse Konduktion (= Wärmeleitung), Konvektion (= Wärmetransport durch strömende Fluide) und Wärmestrahlung unterschieden werden.

Obwohl im Rahmen der vorliegenden Arbeit Entsorgungsoptionen für Wärme entwickelnde Abfälle betrachtet werden, wird der Wärmetransportprozess Wärmestrahlung nicht berücksichtigt, da bei der Endlagerung der Abfallbehälter im geologischen Tiefenlager keine großen Distanzen



zwischen den Behältern und dem umgebenden Material durch Wärmestrahlung überbrückt werden müssen. Vielmehr wird davon ausgegangen, dass in diesem Kontext die Wärmeleitung aufgrund des direkten Kontakts der Abfallbehälter mit dem umgebenden Versatzmaterial den dominierenden Wärmetransportprozess darstellt, gefolgt von konvektivem Wärmetransport durch strömende Fluide.

Die Wärmeübertragung mittels Konduktion lässt sich mit Hilfe des thermischen Modells nach *Fourier* modellieren, während die Wärmeübertragung mittels Konvektion dem hydraulischen Strömungsfeld folgend stattfindet. In Kombination ergibt sich damit eine Wärmeübertragung entsprechend Gl. (2.17):

$$q_E = q_E^{cond} + q_E^{conv} \quad \text{mit} \quad q_E^{cond} = -\lambda \cdot \nabla T \quad \text{und} \quad q_E^{conv} = \sum_{\varphi} \left( h_{\varphi} \cdot \sum_{\kappa} q_{m;\kappa\varphi} \right) \quad (2.17)$$

mit

- $q_E$  - Wärmeenergiedichte in  $J/(m^2 \cdot s)$ ,
- $q_E^{cond}$  - Wärmeenergiedichte aufgrund von Konduktion in  $J/(m^2 \cdot s)$ ,
- $q_E^{conv}$  - Wärmeenergiedichte aufgrund von Konvektion in  $J/(m^2 \cdot s)$ ,
- $\lambda$  - Wärmeleitfähigkeit in  $W/(m \cdot K)$ ,
- $T$  - Temperatur in  $K$ ,
- $h_{\varphi}$  - spezifische Enthalpie der Phase  $\varphi$  in  $J/kg$  und
- $q_{m;\kappa\varphi}$  - Massenstromdichte für die Komponente  $\kappa$  in der Phase  $\varphi$  in  $kg/(m^2 \cdot s)$ .

Zusätzlich zu den Wärmetransportprozessen müssen im Rahmen der physikalischen Modellierung der thermischen Prozesse, die in einem Tiefenlager-/Endlagersystem für Wärme entwickelnde radioaktive Abfälle ablaufen können, auch Wärmequellen berücksichtigt werden.

## 2.5 Physikalische Modellierung thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelter Wechselwirkungen

Im Rahmen der Analyse des langzeitigen Systemverhaltens eines Tiefen-/Endlagers in tiefen geologischen Gebirgsformationen sind sowohl für die geologische Barriere (hier: Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge) wie auch für die geotechnischen Barrieren (hier: Versatzmaterial Bentonit) die thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Wechselwirkungen zu berücksich-

tigen. Als wesentliche TH2M-gekoppelte Wechselwirkungen im Tonsteingebirge sowie im Bentonitversatz sind dabei zu betrachten

- der Einfluss einer thermomechanisch induzierten Gefügeauflockerung im Tonsteingebirge auf die Sekundärporosität, die hydraulische Leitfähigkeit sowie die 2-Phasenfluss-Eigenschaften (Druck-/Schub- bzw. Zugrissbildungen aufgrund einer Überschreitung der Matrix- und/oder Schichtflächenfestigkeit),
- der Einfluss einer hydraulisch induzierten Ausbildung von Mikrowegsamkeiten im Tonsteingebirge auf die Sekundärporosität, die hydraulische Leitfähigkeit sowie die 2-Phasenfluss-Eigenschaften (druckgetriebene Fluidinfiltration → im Tongestein bisher nicht untersucht),
- der Einfluss der Porosität im Bentonitversatz auf seine hydraulische Leitfähigkeit sowie die 2-Phasenfluss-Eigenschaften,
- der Einfluss des Flüssigkeitssättigungsgrades im Bentonitversatz auf den sich ausbildenden Quelldruck,
- der Einfluss des Quellvermögens von Tonstein bzw. Bentonit auf das jeweilige Selbstverheilungsvermögen,
- der Einfluss des Porendrucks auf den Spannungszustand (→ Effektivspannungskonzept nach *Biot*),
- der Einfluss einer Porositätsänderung auf den *Biot*-Koeffizienten,
- der Einfluss von Porosität, Temperatur und Sättigungsgrad auf die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität.

Die vorstehend genannten im Tonsteingebirge bzw. im Bentonitversatz auftretenden TH2M-gekoppelten Wechselwirkungen werden im Folgenden detaillierter ausgeführt:

- (a) *Einfluss einer thermomechanisch induzierten Gefügeauflockerung im Tonsteingebirge auf die Sekundärporosität, die hydraulische Leitfähigkeit sowie die 2-Phasenfluss-Eigenschaften*

Im Rahmen einer thermomechanisch induzierten Gefügeauflockerung, die bedingt ist durch eine Überschreitung der Matrix- und/oder Schichtflächenfestigkeit, ergibt sich aufgrund der Ausbildung von Mikrorissen eine schädigungsinduzierte Volumenzunahme  $\Delta V$ , aus welcher unter Berücksichtigung des Ausgangsvolumens eine schädigungsinduzierte Volumenverzerrung (= Di-

latanz)  $\varepsilon_{vol}$  resultiert. Mikrorisse können im Kontext einer thermomechanisch induzierten Gefügebrauflockerung als sekundärer Porenraum angesehen werden, wobei die Volumenverzerrung  $\varepsilon_{vol}$  in etwa der Sekundärporosität  $\phi^s$  entspricht. Ein im Grundsatz ähnlicher, aufgrund seines Detaillierungsgrades hinsichtlich der Berücksichtigung u.a. von Mikrorisslängen und Abständen allerdings erheblich komplexerer Modellierungsansatz ist in *Alcolea et al. (2013)* dokumentiert.

Untersuchungen zu der mit der Ausbildung von Mikrowegsamkeiten einhergehenden Zunahme der hydraulischen Leitfähigkeit sind bereits vielfach dokumentiert worden, z.B. in *Alcolea et al. (2013)*, *Pardoen et al. (2014)*, *Bui et al. (2015)* oder *Menaceur et al. (2015)*. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird zur physikalischen Modellierung des Einflusses einer thermomechanisch induzierten Gefügebrauflockerung im Tonsteingebirge auf die hydraulische Leitfähigkeit der Ansatz nach *Zhang (2016)* herangezogen, da sich dieser Ansatz mit relativ geringem Aufwand in den am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal entwickelten FTK-Simulator implementieren lässt. Der Ansatz nach *Zhang (2016)* beschreibt auf empirischer Basis die Entwicklung der Sekundärpermeabilität bei einer thermomechanisch induzierten Gefügebrauflockerung entsprechend Gl. (2.18) in Abhängigkeit von der plastischen volumetrischen Verzerrung und der minimalen Hauptspannung durch die Beziehung

$$k = k_f \cdot P \quad (2.18)$$

mit

$$k_f = k_0 \cdot \exp(-\gamma \cdot \sigma_3),$$

$$P = (1 - \exp(-\Delta\varepsilon_D / \varepsilon_p)),$$

$k_f$  - maximale Sekundärpermeabilität des geschädigten Tonsteins mit vollständig vernetzten Mikrorissen bei einer vorgegebenen minimalen Hauptspannung  $\sigma_3$  in  $m^2$ ,

$k_0$  - maximale Sekundärpermeabilität des geschädigten Tonsteins mit vollständig vernetzten Mikrorissen bei  $\sigma_3 = 0 \text{ MPa}$ ,

$\sigma_3$  - minimale Hauptspannung in  $\text{MPa}$ ,

$\gamma$  - Parameter zur Charakterisierung der aus der Ausbildung von vernetzten Mikrorissen resultierenden Volumenvergrößerung in  $\text{MPa}^{-1}$ ,

- 
- $P$  - „Perkolationswahrscheinlichkeit“ zur Charakterisierung des zum durchlässigen Rissnetzwerk gehörenden Rissanteils in Abgrenzung von isolierten Mikrorissen in -,
- $\Delta\varepsilon_D = |\varepsilon_v - \varepsilon_p|$  - Volumenverzerrung bezogen auf die maximale Kompaktion  $\varepsilon_p$  in - und
- $\varepsilon_v, \varepsilon_p$  - Volumenverzerrung und maximale Kompaktion in - und -.

Die thermomechanisch induzierte Gefügauflockerung kann im Tonsteingebirge bei günstiger Entwicklung des Belastungszustandes wieder zurückgebildet werden. Der Belastungszustand kann während der Offenhaltung von Hohlräumen günstig beeinflusst werden durch das Einbringen stützender geotechnischer Elemente (z.B. Spritzbetonausbau, Anker, ...), nach der Verfüllung der Hohlräume mit Bentonitversatz dann durch die Ausbildung eines Quelldrucks im Bentonitversatz. Wird die Gefügauflockerung reduziert, so reduziert sich auch die schadigungsinduzierte Sekundärpermeabilität des Tongesteins. Dieser Sachverhalt wird in *Zhang (2016)* entsprechend Gl. (2.19) modelliert:

$$k = D \cdot (\Delta\varepsilon_R)^3 \quad (2.19)$$

mit

- $\Delta\varepsilon_R = |\varepsilon_F - \varepsilon_V|$  - verbleibende Volumenverzerrung in -,
- $\varepsilon_F$  - maximale Volumenverzerrung vor der Rückbildung der Gefügauflockerung in -,
- $\varepsilon_V$  - kompaktionsbedingte Volumenverzerrung in -,
- $D = k_f / (\varepsilon_F)^3$  - Parameter in  $m^2$ .

Während zum Einfluss einer thermomechanisch induzierten Gefügauflockerung auf die Sekundärporosität und die hydraulische Leitfähigkeit im Tonsteingebirge in der nationalen und internationalen Literatur einige Untersuchungen dokumentiert sind, sind Untersuchungen zum Einfluss einer thermomechanisch induzierten Gefügauflockerung auf die 2-Phasenfluss-Eigenschaften des Tonsteingebirges nicht bekannt.

(b) *Einfluss einer hydraulisch induzierten Ausbildung von Mikrowegsamkeiten im Tonsteingebirge auf die Sekundärporosität, die hydraulische Leitfähigkeit sowie die 2-Phasenfluss-Eigenschaften*

Der Einfluss einer hydraulisch induzierten Ausbildung von Mikrowegsamkeiten im Tonsteingebirge auf die Sekundärporosität, die hydraulische Leitfähigkeit sowie die 2-Phasenfluss-Eigenschaften ist bisher nicht untersucht worden. Allerdings kann mit Blick auf den *Biot*-Koeffizienten, für den in dem unverritzten Tonstein in der nationalen und internationalen Literatur deutlich höhere Zahlenwerte mit  $\alpha \approx 1$  angegeben werden als für das unverritzte Salinargestein mit  $\alpha \approx 0$ , woraus ein deutlich größerer Einfluss des Porendruckes auf den Effektivspannungszustand resultiert, die These aufgestellt werden, dass im Tonsteingebirge der Einfluss einer hydraulisch induzierten Ausbildung von Mikrowegsamkeiten bereits abgedeckt wird durch eine Betrachtung des Einflusses einer thermomechanisch induzierten Ausbildung von Mikrowegsamkeiten. Untersuchungen zum Beleg dieser These stehen allerdings noch aus.

(c) *Einfluss der Porosität im Bentonitversatz auf seine hydraulische Leitfähigkeit sowie 2-Phasenfluss-Eigenschaften*

Der Einfluss der Bentonitporosität auf die hydraulische Leitfähigkeit des Bentonits ist in der internationalen Literatur bereits einige Male diskutiert worden. Demnach gibt es verschiedene Modellierungsansätze:

- In *Åkesson et al. (2010)* wird basierend auf in *Börgesson et al. (1995)* dokumentierten Laboruntersuchungen ein funktionaler Zusammenhang entsprechend Gl. (2.20) vorgeschlagen:

$$k(e) = k_0 \cdot \left( \frac{e}{e_0} \right)^\eta \quad (2.20)$$

mit

- $e$  - Porenzahl in -,
  - $k_0$  - hydraulische Leitfähigkeit bei Referenz-Porenzahl  $e_0$  in  $m/s$  und
  - $\eta$  - Materialparameter in -.
- Nach *Åkesson et al. (2010)* wird in Code\_Bright der funktionale Zusammenhang nach *Kozeny-Carman* verwendet. Dieser Ansatz wird auch in *Zheng et al. (2011)* verwendet. Er ergibt sich entsprechend Gl. (2.21) zu

$$K = K_0 \cdot \frac{\phi^3}{(1-\phi)^2} \cdot \frac{(1-\phi_0)^2}{\phi_0^3} \quad (2.21)$$

mit

$K_0$  - Referenz-Permeabilität bei Referenz-Porosität  $\phi_0$  in  $m^2$ .

- Nach *Åkesson et al. (2010)* kann in Code\_Bright auch ein exponentialer Zusammenhang entsprechend Gl. (2.22) verwendet werden:

$$k(n) = k(n_0) \cdot \exp(b \cdot (n - n_0)) \quad (2.22)$$

mit

$k(n_0)$  - Referenz-Permeabilität bei Referenz-Porosität  $n_0$  in  $m^2$ ,

$k(n)$  - Sekundärpermeabilität bei Sekundärporosität  $n$  in  $m^2$  und

$b$  - Materialparameter in -.

Während die intrinsische Permeabilität des Bentonits somit offenbar zwar in einem noch nicht vollständig verstandenen, aber dennoch in einem funktionalen Zusammenhang zur Bentonitporosität steht, werden die fluidbezogenen Relativpermeabilitäten in der nationalen und internationalen Literatur dagegen nicht in Abhängigkeit von der Bentonitporosität modelliert.

Der Kapillardruck  $p_c$  im teilgesättigten Bentonit wird teilweise nicht nur in Abhängigkeit des Sättigungsgrades  $S_l$  beschrieben, sondern zusätzlich auch entsprechend *Leverett (1941)* in Abhängigkeit sowohl der Bentonitporosität  $\phi$  wie auch der Bentonitpermeabilität  $k$ , z.B. in *Fall et al. (2014)*. Dort wird der Kapillardruck modelliert entsprechend Gl. (2.23):

$$p_c = p_{c0}(S_l) \cdot \left( \frac{\sqrt[3]{k/\phi}}{\sqrt[3]{k_0/\phi_0}} \right) \quad (2.23)$$

mit

$k, k_0$  - Sekundärpermeabilität bzw. Primärpermeabilität im Bentonit und

$\phi, \phi_0$  - Sekundärporosität bzw. Primärporosität im Bentonit.

Auch der bei der Modellierung des Diffusionsprozesses von Wasserdampf in Luft verwendete Diffusionskoeffizient  $D_v$  wird u.a. in Abhängigkeit der Bentonitporosität beschrieben, z.B. in *Nguyen & Jing (2008)* entsprechend der empirisch basierten Beziehung entsprechend Gl. (2.24):

$$D_v = \tau \cdot S_g \cdot \phi \cdot 2,16 \cdot 10^{-5} \cdot \left( \frac{T}{273,15} \right)^{1,8} \quad (2.24)$$

mit

$\tau$  - Tortuositätsfaktor in - ,

$S_g$  - Gassättigungsgrad in - ,

$\phi$  - Porosität in - und

$T$  - Temperatur in  $K$  .

(d) *Einfluss des Flüssigkeitssättigungsgrades im Bentonitversatz auf den sich ausbildenden Quelldruck*

Untersuchungen zum Einfluss des Flüssigkeitssättigungsgrades im Bentonitversatz auf den sich ausbildenden Quelldruck sind in der nationalen und internationalen Literatur vielfältig dokumentiert, z.B. in *Alonso et al. (2005)* oder in *Rutqvist et al. (2010)*. Auch im Rahmen des DECOVALEX-Projektes ist die Quelldruckentwicklung im Bentonitversatz bei dessen Aufsättigung analysiert worden, *Nguyen & Jing (2008)*. Im Rahmen des DECOVALEX-Projektes sind zudem verschiedene Stoffmodellansätze zur physikalischen Modellierung des Bentonitverhaltens bei seiner Aufsättigung verglichen worden.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird zur physikalischen Modellierung und numerischen Simulation des Bentonitverhaltens bei seiner Aufsättigung das bereits in Abschnitt 2.2.2 vorgestellte *Barcelona Basic Model* („BBM“) nach *Gens (1995)* und *Gens et al. (2006)* verwendet, das im Rahmen der in den ENTRIA-Teilprojekten VP 5.2 und VP 6.7mod durchgeführten Arbeiten in den FTK-Simulator implementiert worden ist.

(e) *Einfluss des Quellvermögens von Tonstein bzw. Bentonit auf das jeweilige Selbstverheilungsvermögen*

Das Selbstverheilungsvermögen von Tonstein und Bentonit beruht auf dem Quellvermögen des im Gestein enthaltenen Minerals Montmorillonit, das zu den Schichtsilikaten gehört. Montmorillonit kann sein Volumen bei Kontakt mit Wasser durch inter- und intrakristalline Prozesse um ein Vielfaches vergrößern. Dadurch werden in der Umgebung vorhandene Mikrorisse oder Porenräume verschlossen. Für Tonstein wird dieser Sachverhalt in *Zhang (2015)* erläutert, für Bentonit in *Börgesson et al. (2015)*.

*(f) Einfluss des Porendrucks auf den Spannungszustand*

Die physikalische Modellierung des Porendruckeinflusses auf den Spannungszustand erfolgt im Rahmen dieser Arbeit für die betrachteten Wirtsgesteinstypen und Versatzmaterialarten auf Basis des Effektivspannungskonzeptes nach *Biot*. Die effektiven Spannungen ergeben sich demnach entsprechend Gl. (2.25) zu

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \alpha \cdot p \cdot \delta_{ij} \quad (2.25)$$

mit

$\sigma'_{ij}$  - Tensor der effektiven Spannungen in *MPa* ,

$\sigma_{ij}$  - Tensor der totalen Spannungen in *MPa* ,

$p$  - Porendruck in *MPa* ,

$\alpha$  - *Biot*-Koeffizient in - und

$\delta_{ij}$  - *Kronecker*-Symbol in -.

*(g) Einfluss einer Porositätsänderung auf den Biot-Koeffizienten*

Der *Biot*-Koeffizient  $\alpha$  eines Materials ist entsprechend Gl. (2.26) definiert als

$$\alpha = 1 - \frac{K_{dr}}{K_s} \quad (2.26)$$

mit

$K_{dr}$  - Kompressionsmodul des Materials unter drainierten Bedingungen in *MPa* und

$K_s$  - Kompressionsmodul der Feststoffpartikel des Materials in *MPa* .

Einen signifikanten Einfluss auf den *Biot*-Koeffizienten eines Materials hat üblicherweise die Materialporosität, da im Grundsatz davon auszugehen ist, dass der Kompressionsmodul eines relativ porösen Materials unter drainierten Bedingungen deutlich kleiner ist als der Kompressionsmodul der Feststoffpartikel des Materials, so dass sich für solche Materialien ein relativ hoher *Biot*-Koeffizient ergibt.



(h) *Einfluss der Porosität, der Temperatur sowie der Sättigung auf die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität von Tonstein bzw. Bentonit*

Im Rahmen der in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Simulationen zu den THM-gekoppelten Prozessen im Tonsteingebirge werden sowohl die Wärmeleitfähigkeit wie auch die Wärmekapazität als unabhängig von der Porosität, von der Temperatur und von der Sättigung angenommen. Sollten allerdings neue wissenschaftliche Erkenntnisse zu entsprechenden Abhängigkeiten bekannt werden, so könnten diese Abhängigkeiten ohne großen Aufwand in den FTK-Simulator implementiert werden. Nicht auszuschließen ist, dass die Berücksichtigung derartiger Abhängigkeiten zusätzlich zu den bereits schon berücksichtigten sehr komplexen THM-gekoppelten Wechselwirkungen im Tonsteingebirge zu vergrößerten Rechenzeiten führen kann, falls die Zeitschrittweite zur Wahrung der numerischen Stabilität reduziert werden muss.

Für das Versatzmaterial Bentonit wird im FTK-Simulator die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{Bentonit}}$  analog zu den in *Rutqvist & Tsang (2004)* dokumentierten Ergebnissen der im Rahmen des Forschungsprojekts DECOVALEX III durchgeführten retrospektiven Analyse des FEBEX-Experiments, einem im Schweizer Felslabor Grimsel durchgeführten Bentonitversuch, in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad angesetzt, und zwar entsprechend Gl. (2.27):

$$\lambda_{\text{Bentonit}} = 1,28 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} - \frac{0,71 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}}{1 + \exp\left(\frac{S_l - 0,65}{0,1}\right)} \quad (2.27)$$

mit

$S_l$  - Sättigungsgrad bezogen auf die Flüssigphase in -.

Die Wärmekapazität  $c_{p,\text{Bentonit}}$  des Bentonits wird im FTK-Simulator entsprechend des ebenfalls in *Rutqvist & Tsang (2004)* dokumentierten funktionalen Zusammenhangs nach Gl. (2.28) in Abhängigkeit von der Temperatur  $T$  angesetzt, wobei die Temperatur in der Einheit  $^{\circ}\text{C}$  eingesetzt wird:

$$c_{p,\text{Bentonit}} = 732,5 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} + 1,38 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K} \cdot ^{\circ}\text{C}} \cdot T \quad (2.28)$$

### 3 Grundlagen laborativer Untersuchungen zur Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein und Bentonit

#### 3.1 Vorbemerkung

Im Rahmen der Langzeitsicherheitsanalyse von Tiefen-/Endlagersystemen im Tonsteingebirge ist ein hinreichendes Verständnis zu den ablaufenden fluiddynamischen Prozessen und ihrer Wechselwirkungen in Zeit und Raum von zentraler Bedeutung. Da Tonstein bereits im unverritzten Zustand vernetzte flüssigkeitsgefüllte Porenräume aufweist und somit ein Zutritt von Porenwässern an die eingelagerten Abfallbehälter sowie die damit einhergehende korrosionsbedingte Gasbildung der wahrscheinlichen Entwicklung von verschlossenen Tiefen-/Endlagersystemen im Tonsteingebirge zuzuordnen ist, sind zunächst Gasbildungs- und dann weiter Gastransportprozesse eine wesentliche Komponente der zu betrachtenden fluiddynamischen Prozesse. Die Gastransportprozesse im Porenraum des Tongesteins lassen sich nach *Nagra (2004)* bzw. *Nagra (2008)* entsprechend Bild 3.1 weitergehend klassifizieren in den Transport von gelöstem Gas in der Flüssigphase, die Gasströmung als Teil eines 2-Phasenfluss-Prozesses, die Gasströmung entlang einer thermomechanisch induzierten EDZ im Hohlraumnahbereich sowie die Gasströmung entlang von hydraulisch induzierten Zugrisen.

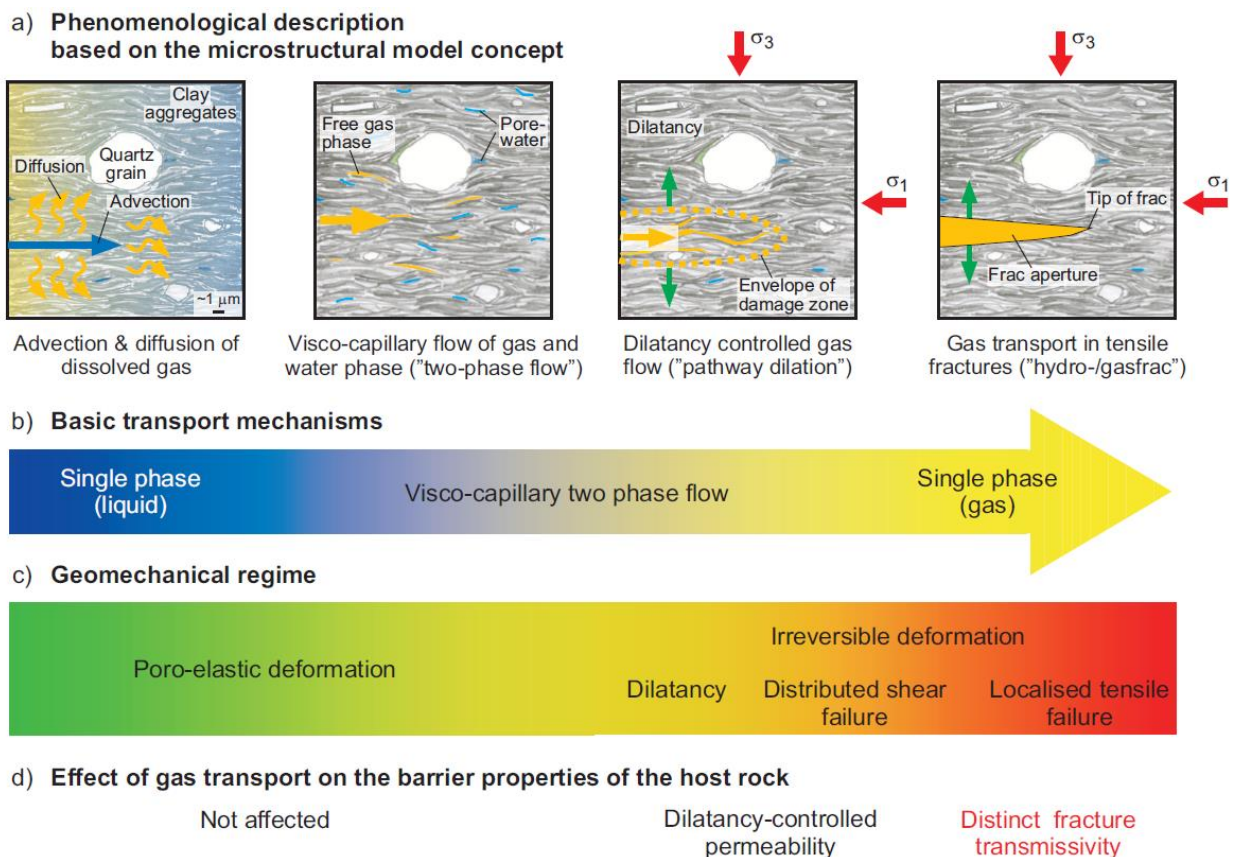
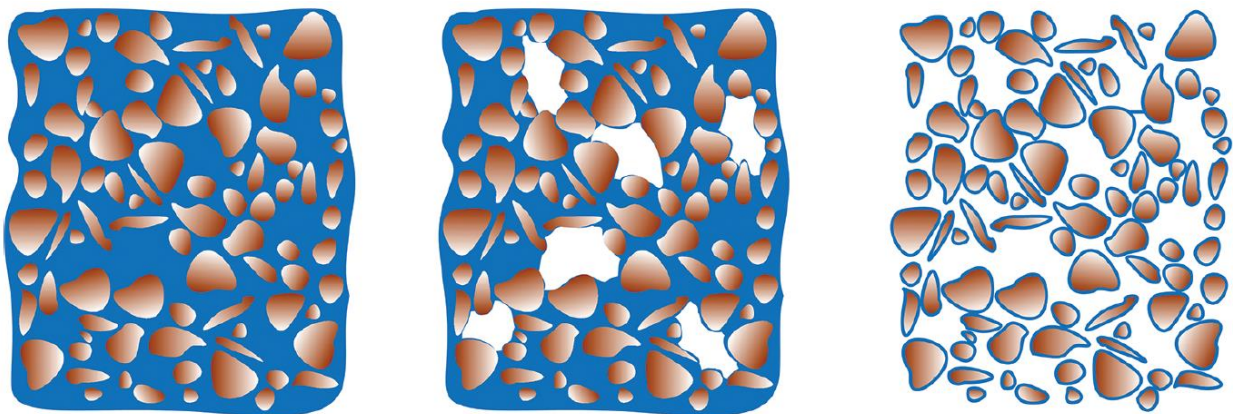


Bild 3.1 Klassifizierung und Analyse von Gastransportprozessen in der Gebirgsformation Opalinuston, Nagra (2004) bzw. Nagra (2008)

Die Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein ist in der vorliegenden Arbeit ebenso wie in den ENTRIA-Teilprojekten VP 5.1 und VP 6.7mod ein wesentlicher Schwerpunkt. Wie bereits in Abschnitt 2.3 dargestellt worden ist, wird auch die 2-Phasenströmung üblicherweise mit Hilfe des Strömungsmodells nach *Darcy* modelliert, wobei dieses Modell dann allerdings entsprechend Gl. (2.11) auf zwei strömende Fluide erweitert wird. Dabei konkurrieren beide Fluide um den gleichen Porenraum und die gleichen Wegsamkeiten. Dieser Sachverhalt ist schematisch für verschiedene Sättigungszustände eines porösen Materials mit vernetzten Porenräumen in Bild 3.2 dargestellt, nämlich links für einen vollständig gesättigten Zustand, mittig für einen teilgesättigten Zustand und rechts für einen Sättigungszustand auf dem Niveau der Flüssigkeitsrestsättigung.

Die gleichzeitige Anwesenheit von Porenwasser und Porengas im vernetzten Porenraum führt zu Wechselwirkungen zwischen beiden Fluiden. Diese Wechselwirkungen werden im Rahmen des Strömungsmodells nach *Darcy* in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad formuliert, und zwar (1) durch eine funktionale Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck sowie (2) durch eine funktionale Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten. Bild 3.3 zeigt diese beiden funktionalen Beziehungen exemplarisch in entsprechenden Diagrammen. Für die beiden funktionalen Beziehungen sind in der einschlägigen Fachliteratur unterschiedliche Modellierungsansätze zu finden, die sich nicht nur quantitativ unterscheiden, sondern teilweise auch qualitativ. Einige dieser Modellierungsansätze sind in den thermohydraulischen Simulator TOUGH2 implementiert. Sie können daher entsprechend den jeweiligen materialbezogenen Eigenschaften für die durchzuführenden numerischen Simulationen vorab ausgewählt werden. Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass die zugehörigen Materialparameter nur für relativ höher permeable poröse Materialien gut abgesichert sind. Für Tonstein ist eine direkte



**Bild 3.2** Poröse Feststoffmatrix mit unterschiedlichem Sättigungsgrad im vernetzten Porenraum (links: wasservollgesättigt; mittig: wasserteilgesättigt; rechts: Wassersättigung auf dem Niveau der Restsättigung), Filipović et al. (2016)

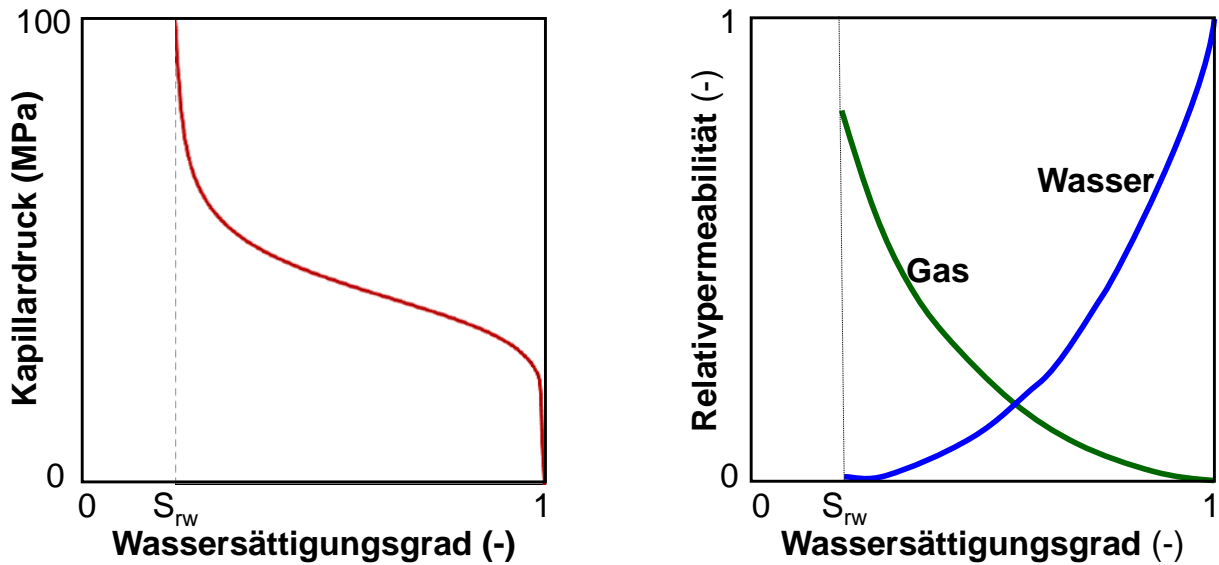


Bild 3.3 Kapillardruck sowie fluidbezogene Relativpermeabilitäten in Abhängigkeit vom Flüssigkeitssättigungsgrad in Anlehnung an die Modellierungsansätze nach van Genuchten

Bestimmung der zur Charakterisierung seiner 2-Phasenfluss-Eigenschaften benötigten Materialparameter aufgrund der nur geringen Permeabilität und der daraus resultierenden extrem geringen Strömungsgeschwindigkeiten schwierig, so dass die Materialparameter oft indirekt durch die retrospektive Analyse geeigneter laborativer Untersuchungen bestimmt werden, z.B. entsprechend *Nagra (2004)* oder *Senger (2014)*.

In *Senger (2014)* wird zur Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein unterstellt, dass die Modellierungsansätze nach *van Genuchten* die Materialeigenschaften im Grundsatz gut beschreiben. Darauf aufbauend erfolgt die Bestimmung der Materialparameter durch retrospektive Analyse von Laborversuchen, bei denen Gas in eine wassergesättigte Tonsteinprobe injiziert wird. Bei diesen Versuchen werden sowohl die injizierte Gasmenge wie auch die rückwärtig aufgrund von Verdrängung austretende Wassermenge gemessen. Im Rahmen einer Parametervariation werden dann die Materialparameter derart angepasst, dass die Simulationsergebnisse die Messdaten in guter Übereinstimmung abbilden. Eine detaillierte Beschreibung der Versuchsdurchführung der Laboruntersuchungen ist in *Gonzalez-Blanco et al. (2016)* zu finden.

Im Folgenden werden zunächst weitere in der einschlägigen Fachliteratur wie z.B. in *Honarpour et al. (1986)* und *Torsæter & Abtahi (2003)* dokumentierten Laboruntersuchungsmethoden zur Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von porösen Materialien zusammenfassend vorgestellt. Anschließend werden die im Rahmen des ENTRIA-Teilprojektes VP 5.2 am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik konstruierten Versuchsanlagen zur laborativen

Untersuchung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein vorgestellt, inklusive einiger durchgeführter numerischer Vorabsimulationen zu möglichen Versuchsabläufen.

### 3.2 Laborative Untersuchungsmethoden zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten in teilgesättigten porösen Materialien

Die laborativen Untersuchungsmethoden zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten in teilgesättigten porösen Materialien lassen sich grob in stationäre und instationäre Methoden unterteilen. Während bei den stationären Methoden zuerst das Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse abgewartet muss, bevor die Messdaten zur Auswertung herangezogen werden können, ist es bei instationären Methoden auch möglich, Messdaten schon aus der vorlaufenden und je nach Gesteinspermeabilität möglicherweise sehr lang andauernden instationären Strömungsphase zur Auswertung heranzuziehen.

#### (a) Stationäre Untersuchungsmethoden

##### (a/1) Penn-State-Methode

Bei der so genannten Penn-State-Methode werden entsprechend dem in Bild 3.4 dargestellten Versuchsaufbau drei hintereinander angeordnete initial vollgesättigte Prüfkörper gleichzeitig bei

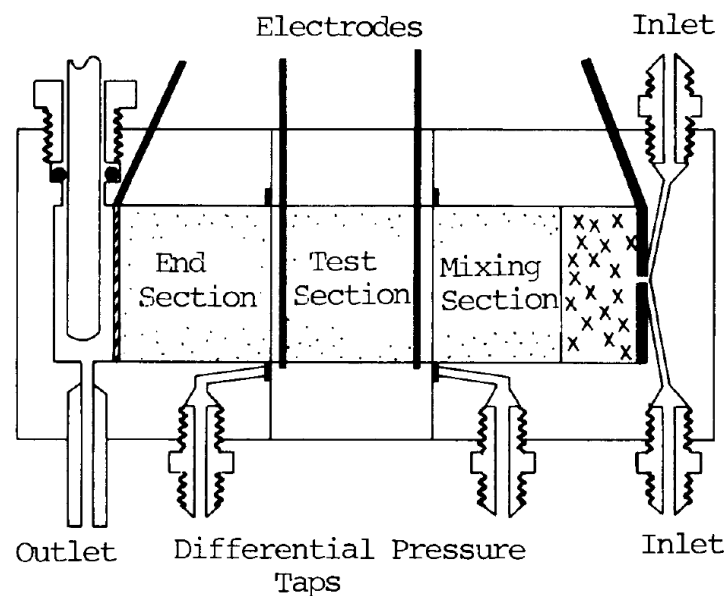


Bild 3.4 Versuchsaufbau der Penn-State-Methode zur Bestimmung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten, Honarpour et al. (1986)

vorgegebenen Injektionsraten mit Gas und Wasser durchströmt, wobei nach Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse nur die Messdaten am mittleren Prüfkörper zur Auswertung herangezogen werden. Dadurch sollen Randeffekte auf die Messdaten minimiert werden. Der zusätzliche Prüfkörper an der Fluideintrittsseite soll dabei eine hinreichende Durchmischung der beiden Fluide Gas und Wasser beim Übergang in den mittleren Prüfkörper gewährleisten. Im Bereich der Fluidaustrittsseite sind aufgrund des stark druckabhängigen Kompressionsmoduls von Gasen keine konstanten hydraulischen Gradienten zu erwarten, wodurch eine Auswertung der Messdaten in diesem Bereich erschwert wird. Aus diesem Grund wird die Fluidaustrittsseite durch den zusätzlichen Prüfkörper aus dem relevanten Messbereich herausverschoben mit dem Ziel, im mittleren Prüfkörper konstante hydraulische Gradienten zu erhalten. Der sich im stationären Strömungszustand im mittleren Prüfkörper bei den gegebenen Gas- und Wasserinjektionsraten einstellende hydraulische Gradient wird durch Fluiddruckensoren an der Eintritts- und Austrittsseite des mittleren Prüfkörpers bestimmt. Mit Hilfe der gemessenen Gas- und Wasserströmungsmengen sowie der gemessenen Fluiddrücke an der Eingangs- und Ausgangsseite des mittleren Prüfkörpers können unter zusätzlicher Kenntnis der Prüfkörperpermeabilität im vollgesättigten Zustand die Relativpermeabilitäten im stationären Zustand bestimmt werden. Durch Wägung des mittleren Prüfkörpers nach Erreichen des stationären Zustandes oder durch Messung des elektrischen Widerstandes kann der Sättigungsgrad des mittleren Prüfkörpers bestimmt werden. Wird der gesamte Versuchsablauf wiederholt für unterschiedliche Gas- und Wasserinjektionsraten, die im stationären Zustand zu unterschiedlichen Sättigungsgraden und entsprechend zu unterschiedlichen fluidbezogenen Relativpermeabilitäten führen, so kann eine funktionale Beziehung zwischen der Flüssigkeitssättigung und den fluidbezogenen Relativpermeabilitäten abgeleitet werden.

#### *(a/2) Dynamische Messmethode an einem Einzelprüfkörper*

Während die Auswertung der bei der Penn-State-Methode erhaltenen Messdaten darauf beruht, dass unerwünschte Randeffekte auf die Messdaten durch Anordnung zusätzlicher Prüfkörper reduziert bzw. sogar eliminiert werden können, basiert die hier betrachtete dynamische Messmethode an einem Einzelprüfkörper darauf, dass die räumliche Ausdehnung des von Randeffekten betroffenen Prüfkörperbereichs von der Durchströmungsgeschwindigkeit des Prüfkörpers abhängt. Um also die unerwünschten Randeffekte zu minimieren, wird der Prüfkörper mit relativ hohen Injektionsraten beaufschlagt, die im stationären Strömungszustand dann auch zu hohen Durchströmungsgeschwindigkeiten führen. Dabei muss allerdings beachtet werden, dass die

---

Durchströmungsgeschwindigkeiten nicht so hoch sein dürfen, dass die Gas- und Wasserströmung nicht-laminar werden, da laminare Strömungsverhältnisse eine Grundvoraussetzung zur Anwendbarkeit des Strömungsmodells nach *Darcy* sind.

Außerdem stellt sich dann die Frage nach der Übertragbarkeit der aus den Messdaten abgeleiteten Relationen auf Verhältnisse, bei denen signifikant geringere Strömungsraten vorliegen.

#### *(a/3) Stationary-Fluid-Methoden*

Die Stationary-Fluid-Methoden haben das Ziel, einen initial teilgesättigten Prüfkörper nur mit einem Fluid zu durchströmen, während das andere Fluid im Prüfkörper unbeweglich sein soll. Um dieses Ziel zu erreichen, werden in *Honarpour et al. (1986)* unterschiedliche Ansätze zur Versuchsdurchführung beschrieben.

Wird als strömendes Fluid Gas gewählt, so kann als eine Möglichkeit die Injektionsrate des Gases so klein gewählt werden, dass es am Porenwasser vorbeiströmen kann, ohne dabei die Porenwasserdrücke signifikant zu verändern. In diesem Fall bleibt das Porenwasser aufgrund der auf das Wasser einwirkenden Kapillareffekte unbeweglich. Alternativ können an den Endflächen des Prüfkörpers semipermeable Membranen angebracht werden, die nur für Gas durchlässig sind, wodurch aber bei höheren Gasinjektionsraten eine Umverteilung des Porenwassers im Prüfkörper nicht ausgeschlossen wird.

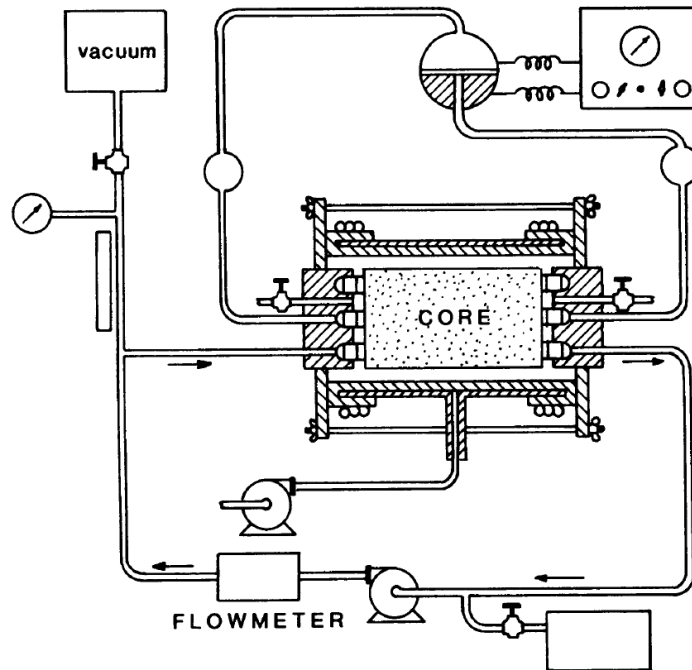
Wird dagegen als strömendes Fluid Wasser gewählt, so ist in jedem Fall eine für Wasser durchlässige und für Gas undurchlässige semipermeable Membran an den Prüfkörperendflächen anzuordnen.

Stationary-Fluid-Methoden werden allerdings für unrealistisch bzw. nicht übertragbar auf allgemeine Strömungssituationen gehalten, da in den Laborversuchen nicht beide Phasen gleichzeitig strömen können.

#### *(a/4) Hassler-Methode*

Auch bei der *Hassler*-Methode, deren Versuchsaufbau in Bild 3.5 dargestellt ist, werden semipermeable Membranen an den Prüfkörperendflächen angeordnet, allerdings sind diese in ihrer Querschnittsfläche derart aufgeteilt, dass sie partiell nur für Gas und partiell nur für Wasser durchlässig sind. Auf diese Weise können die beiden Fluide Gas und Wasser gleichzeitig durch





*Bild 3.5 Versuchsaufbau der Hassler-Methode zur Bestimmung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten, Honarpour et al. (1986)*

den Prüfkörper strömen, sind allerdings an der Eingangs- und Ausgangsseite getrennt. Diese Methode bietet zwei wesentliche Vorteile: einerseits können die jeweiligen Durchflussmengen von Gas und Wasser messtechnisch separat erfasst werden, andererseits kann durch die Anpassung der Gasfließrate im stationären Zustand eine Angleichung der Druckgradienten für Gas und Wasser erreicht werden, so dass über die gesamte Prüfkörperlänge ein konstanter Kapillardruck vorliegt und somit unerwünschte Endflächeneffekte eliminiert werden. Dennoch wird die *Hassler-Methode* nach *Honarpour et al. (1986)* derzeit nur selten eingesetzt, da im Vergleich zu anderen stationären Messmethoden relativ große Zeiten bis zum Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse erforderlich werden können.

### **(b) Instationäre Untersuchungsmethoden**

Wie bereits vorstehend erläutert, kann die Charakterisierung des funktionalen Zusammenhangs zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten anhand von stationären Untersuchungsmethoden bei porösen Materialien mit relativ geringer Permeabilität aufgrund der resultierenden langen transienten (= instationären) Strömungsphasen vor Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse einen sehr großen Zeitraum in Anspruch nehmen. Aus diesem Grund ist bereits Mitte des 20. Jahrhunderts ein Verfahren zur Charakterisierung des funktionalen Zusammenhangs zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten auf Basis der



transienten Strömungsphasen vorgeschlagen worden. Die im Rahmen dieser instationären Untersuchungsmethode durchzuführenden laborativen Untersuchungen, bei denen Gas in einen initial vollständig wassergesättigten Prüfkörper injiziert wird und gleichzeitig die dabei verdrängte Wassermenge gemessen wird, müssen nach *Torsæter & Abtahi (2003)* die folgenden Voraussetzungen erfüllen:

- Der vorgegebene Porengasdruckgradient sollte relativ groß sein, um unerwünschte Randeffekte in den Prüfkörperbereich zu minimieren.
- Das vorgegebene Porengasdruckniveau sollte entlang des gesamten Prüfkörpers relativ groß sein im Vergleich zum vorgegebenen Porengasdruckunterschied als Differenz aus primärseitigem und sekundärseitigem Porengasdruck, so dass Kompressibilitätseffekte in der Gasphase vernachlässigbar sind.
- Der Prüfkörper sollte homogen und initial vollständig wassergesättigt sein.
- Die Porendruckrandbedingungen sollten während des gesamten Versuchs konstant gehalten werden, ebenso wie die Fluideigenschaften.
- Zur Minimierung von Gravitationseinflüssen sollte der Prüfkörper horizontal durchströmt werden. Zudem sollte die Versuchszeit durch geeignete Wahl der Prüfkörpergröße hinreichend klein sein.

Die Versuchsdurchführung lässt sich nach *Torsæter & Abtahi (2003)* in die folgenden 12 Schritte unterteilen:

- (1) Bestimmung des Porenvolumens  $V_p$  und des Matrixvolumens  $V_b$  des Prüfkörpers, seiner Gaspermeabilität  $k_g$  nach Trocknung, seiner Trockenmasse  $W_{dry}$  sowie der Viskosität der beteiligten Fluide Wasser ( $\mu_w$ ) und der Gas ( $\mu_g$ ) bei Raumtemperatur.
- (2) Aufsättigung des Prüfkörpers mit anschließender Bestimmung der Prüfkörpermasse  $W_{sat}$  im vollgesättigten Zustand und Einbau in eine *Hassler*-Versuchsanlage.
- (3) Einstellung des gewünschten Manteldrucks.
- (4) Öffnung der primärseitigen und sekundärseitigen Ventile. Messung des zeitabhängig kumuliert injizierten Gasvolumens  $Q_g$  sowie des zeitabhängig kumuliert verdrängten Wasservolumens  $N_p$ .

- 
- (5) Fortführung der Gasinjektion bis zu einer signifikanten Reduzierung des Wassersättigungsgrades.
- (6) Ausbau und Wägung des Prüfkörpers zur Bestimmung des verbleibenden Wassersättigungsgrades  $S_{wi}$ .
- (7) Graphische Darstellung des kumuliert injizierten Gasvolumens  $Q_g$  als Funktion des durchschnittlichen Gassättigungsgrades  $S_{g,av}$  ( $S_{g,av} = N_p/V_p$ ).
- (8) Berechnung des Wasseranteils  $f_{w2} = dS_{g,av}/dQ_g$  sowie des Gasanteils  $f_{g2} = 1 - f_{w2}$  am sekundärseitigen Fluidvolumenstrom für verschiedene Zahlenwerte von  $Q_g$ .
- (9) Berechnung des Relativpermeabilitäten-Verhältnisses  $\frac{k_{rg}}{k_{rw}} = \left( \frac{1}{f_{w2}} - 1 \right) \cdot \frac{\mu_g}{\mu_w}$  für verschiedene Zeitpunkte.
- (10) Graphische Darstellung des Gasanteils  $f_{g2}$  als Funktion des sekundärseitigen Gassättigungsgrades  $S_{g2} = S_{g,av} - f_{w2}Q_g$ .
- (11) Graphische Darstellung (halblogarithmisch) des Relativpermeabilitäten-Verhältnisses  $\frac{k_{rg}}{k_{rw}}$  als Funktion des sekundärseitigen Gassättigungsgrades  $S_{g2}$ .
- (12) Graphische Darstellung der gasbezogenen Relativpermeabilität  $k_{rg} = \frac{\Delta G_{inj}}{\Delta t} \cdot \frac{\mu_g \cdot L}{A \cdot k_1 \cdot \Delta P} \cdot \frac{P_a}{P_m}$  sowie der wasserbezogenen Relativpermeabilität  $k_{rw} = k_{rg} / \left( \frac{k_{rg}}{k_{rw}} \right)$  als Funktion des durchschnittlichen Gassättigungsgrades  $S_{g,av}$ . Dabei sind  $\Delta G_{inj}$  das im Zeitintervall  $\Delta t$  injizierte Gasvolumen,  $\mu_g$  die Gasviskosität,  $L$  die Prüfkörperlänge,  $A$  die Prüfkörperquerschnittsfläche,  $k_1$  die intrinsische Permeabilität (= *Klinkenberg*-korrigierte Gaspermeabilität),  $\Delta P$  die Druckdifferenz zwischen beiden Prüfkörperenden,  $P_a$  der Atmosphärendruck und  $P_m$  der mittlere Porendruck im Prüfkörper.

### **3.3 Laborative Untersuchungsmethoden zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck in teilgesättigten porösen Materialien**

Ebenso wie die laborativen Untersuchungsmethoden zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten in teilgesättigten porösen Materialien lassen sich auch die laborativen Untersuchungsmethoden zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck in teilgesättigten porösen Materialien grob in zwei Klassen unterteilen, nämlich in indirekte und direkte Untersuchungsmethoden. Bei beiden Untersuchungsmethodenklassen wird zunächst ein Kapillardruck innerhalb eines Prüfkörpers aus dem zu untersuchenden porösen Material eingestellt und anschließend der zugehörige Wassersättigungsgrad im Prüfkörper ermittelt. Diese Vorgehensweise wird für unterschiedlich eingestellte Kapillardrücke wiederholt, um einen funktionalen Zusammenhang zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck abzuleiten.

Die indirekten Untersuchungsmethoden unterscheiden sich von den direkten Untersuchungsmethoden dadurch, dass bei den indirekten Untersuchungsmethoden zur Einstellung des Kapillardrucks auf bekannte funktionale Zusammenhänge aus dem Wissenschaftsbereich der Chemie zurückgegriffen wird, während bei den direkten Untersuchungsmethoden darauf verzichtet wird. Einige der indirekten und direkten Untersuchungsmethoden werden im Folgenden vorgestellt.

#### **(a) Indirekte Untersuchungsmethoden**

##### *(a/1) Dampfdruckgleichgewichtsbasierte Untersuchungsmethode*

Bei der dampfdruckgleichgewichtsbasierten Untersuchungsmethode wird nach *Chen et al. (2006)* Luft zunächst durch eine saline Lösung geleitet, aus der sie in Abhängigkeit vom verwendeten Salzlösungstyp mit einer definierten relativen Luftfeuchtigkeit aufsteigt. Anschließend wird diese Luft dann an einer initial vollständig wassergesättigten Gesteinsprobe vorbeigeführt. Bild 3.6 zeigt den entsprechenden Versuchsaufbau. Da der Partialdampfdruck der strömenden Luft vor dem Kontakt zur Gesteinsprobe unterhalb des Sättigungsdampfdrucks der Luft liegt, kommt es zur Verdunstung von Porenwasser an der Gesteinsprobenoberfläche und bei Eindringen der Luft in die Gesteinsprobe in der Folge auch zu Verdunstung von Porenwasser im vorgegebenen Gesteinsprobeninneren. Dieser Prozess setzt sich bei fortwährender Zufuhr von Luft mit der gewünschten relativen Luftfeuchtigkeit fort, bis ein Gleichgewichtszustand erreicht ist, bei dem es zu keiner weiteren Verdunstung von Porenwasser mehr kommt. In diesem Zustand ergibt

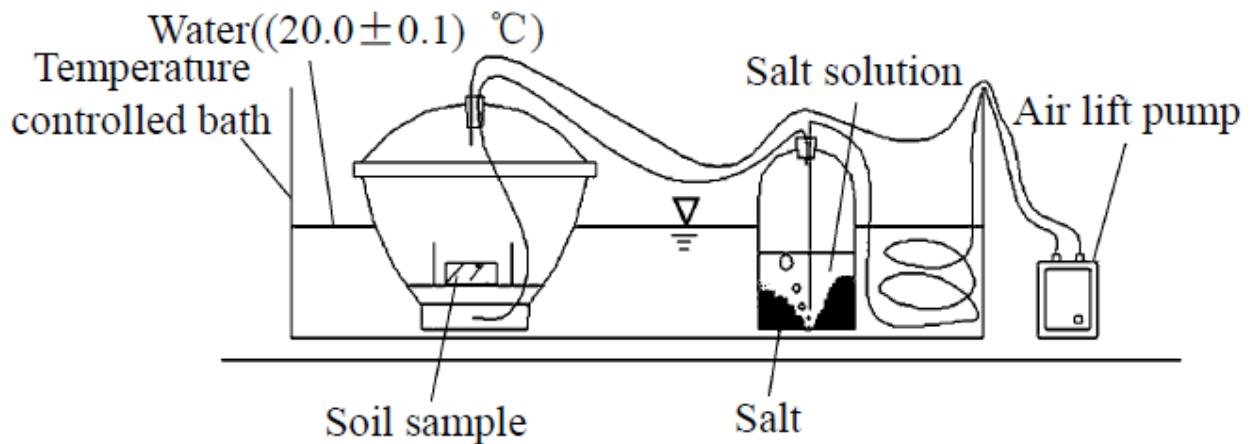


Bild 3.6 Versuchsaufbau der dampfdruckgleichgewichtsbasierten Untersuchungsmethode, Chen et al. (2006)

sich der Kapillardruck  $p_c$  in der Gesteinsprobe entsprechend Gl. (3.1):

$$p_c = \frac{R \cdot T \cdot \rho_w}{w_v} \cdot \ln\left(\frac{P}{P_0}\right) \quad (3.1)$$

mit

$R$  - universelle Gaskonstante in  $(J \cdot mol)/K$ ,

$T$  - absolute Temperatur in  $K$ ,

$w_v$  - Molmasse des Wassers in  $g/mol$ ,

$\rho_w$  - Wasserdichte in  $kg/m^3$ ,

$\frac{P}{P_0}$  - relative Luftfeuchtigkeit in -,

$P$  - Partialdampfdruck in  $MPa$  und

$P_0$  - Sättigungsdampfdruck in  $MPa$ .

Durch Wägung der Gesteinsprobe kann der zugehörige Wassersättigungsgrad ermittelt werden.

Da unterschiedliche Salzlösungstypen zu unterschiedlich eingestellten relativen Luftfeuchtigkeiten führen, kann durch Verwendung unterschiedlicher Salzlösungstypen die funktionale Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck bestimmt werden.

Es ist darauf hinzuweisen, dass die dampfdruckgleichgewichtsbasierte Untersuchungsmethode relativ zeitaufwändig ist aufgrund des nur langsamen Transports von verdunstetem Porenwasser aus der Gesteinsprobe.

*(a/2) Osmosebasierte Untersuchungsmethode*

Bei der osmosebasierten Untersuchungsmethode bewegt sich das Porenwasser im Gegensatz zur vorstehend erläuterten dampfdruckgleichgewichtsbasierten Untersuchungsmethode in seinem flüssigen Aggregatzustand aus der Gesteinsprobe heraus, wodurch diese Methode weniger zeitaufwändig ist. Die osmosebasierte Untersuchungsmethode wird vornehmlich zur Untersuchung von niedrigen Kapillardrücken eingesetzt, wurde in *Delage et al. (1998)* aber auch hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit bei höheren Kapillardrücken untersucht.

Bei der osmosebasierten Untersuchungsmethode wird nach *Delage et al. (1998)* eine vollständig wassergesättigte Gesteinsprobe in eine für Wassermoleküle durchlässige semipermeable Membran gewickelt und entsprechend Bild 3.7 in eine Polyethylenglycol-Lösung (PEG-Lösung) getaucht. Die gegenüber der Gesteinsprobe erhöhte Polyethylenglycol-Konzentration in der Lösung bewirkt, dass eine osmotisch induzierte Saugspannung auf die Gesteinsprobe einwirkt, die zu einem Übertritt von Porenwasser aus der Gesteinsprobe in die Lösung führt, bis sich zwischen Kapillardruck in der Gesteinsprobe und osmotischer Saugspannung in der Lösung ein Gleichgewicht einstellt.

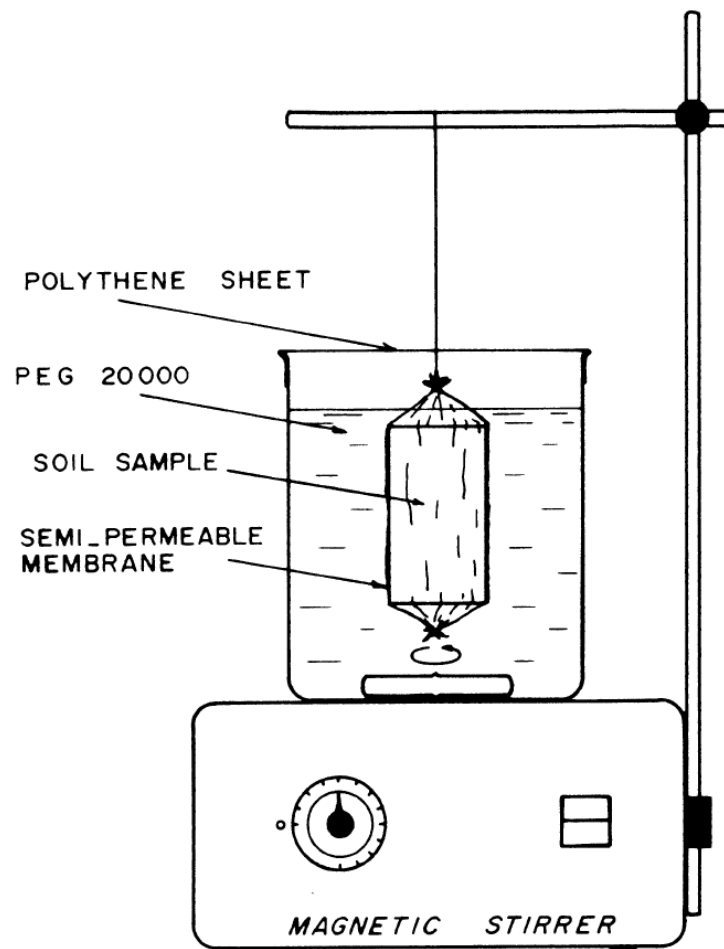


Bild 3.7 Versuchsaufbau der osmosebasierten Untersuchungsmethode, *Delage et al. (1998)*

Die Größe der osmotischen Saugspannung  $s$  (in  $MPa$ ) ist von der Konzentration  $c$  (in  $g$  PEG pro  $g$  Wasser) der Polyethylenglycol-Lösung abhängig. Sie ergibt sich nach *Delage et al. (1998)* entsprechend Gl. (3.2):

$$s = 11 \cdot c^2 \quad (3.2)$$

Nach *Delage et al. (1998)* ist Gl. (3.2) unabhängig von der Molekülgröße des Polyethylenglycols, allerdings hat die Molekülgröße einen Einfluss auf die maximal erreichbare osmotische Saugspannung. So kann mit einer PEG20000-Lösung (PEG-Molekülmasse:  $20.000 \text{ g/mol}$ ) eine maximale osmotische Saugspannung von  $6,3 \text{ MPa}$  eingestellt werden, mit einer PEG4000-Lösung oder PEG6000-Lösung dagegen eine maximale osmotische Saugspannung von  $9 \text{ MPa}$  und mit einer PEG1500-Lösung sogar eine maximale osmotische Saugspannung von  $12,6 \text{ MPa}$ .

### (a/3) Filterpapierbasierte Untersuchungsmethode

Bei den filterpapierbasierten Untersuchungsmethoden ist zu unterscheiden zwischen der Kontakt-Filterpapier-Technik und der Kontaktlos-Filterpapier-Technik. Bild 3.8 zeigt beide Techniken in einer schematischen Darstellung. Bei beiden Techniken wird einer zu untersuchenden Gesteinsprobe mit Hilfe der hygroskopischen Eigenschaften des eingesetzten Filterpapiers Porenwasser entzogen und somit ein Kapillardruck in der Gesteinsprobe induziert. Bei der Kontakt-Filterpapier-Technik wird der Gesteinsprobe das Porenwasser in flüssigem Zustand entzogen, bei der Kontaktlos-Filterpapier-Technik in gasförmigem Zustand ähnlich der vorstehend beschriebenen dampfdruckgleichgewichtsbasierten Untersuchungsmethode. Beide Techniken müssen in einem hermetisch abgedichteten Behälter durchgeführt werden, um einen Flüssigkeitsaustausch

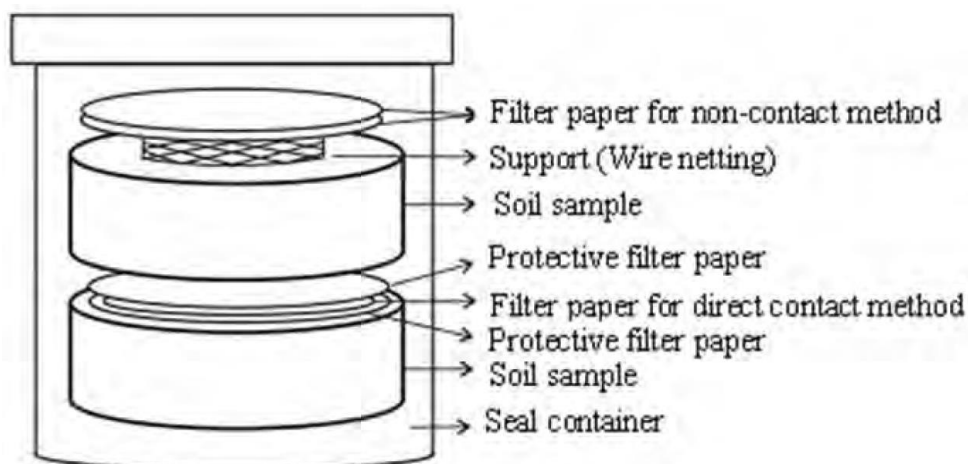


Bild 3.8 Kontaktlos- bzw. Kontakt-Filterpapier-Technik, *Shen et al. (2013)*

mit der Umgebung zu verhindern. Bei der Kontakt-Filterpapier-Technik entsprechend Bild 3.8 unten besteht ein direkter Kontakt zwischen dem initial trockenen Filterpapier und der Gesteinsprobe, so dass es zu einem direkten Übertritt des Porenwassers aus der Gesteinsprobe in das Filterpapier kommen kann. Dabei können auch im Wasser gelöste Stoffe mittransportiert werden. Durch Wägung des feuchten Filterpapiers kann die ausgetretene Wassermenge bestimmt werden. Das Filterpapier muss regelmäßig ersetzt werden, bis kein weiteres Porenwasser mehr aus der Gesteinsprobe austritt. Vorteil dieser Methode ist, dass zur Bestimmung des Kapillardrucks in der Gesteinsprobe im Gleichgewichtszustand eine Eichkurve des entsprechenden Filterpapiers herangezogen werden kann.

Bei der Kontaktlos-Filterpapier-Technik entsprechend Bild 3.8 oben wird ein trockenes Filterpapier oberhalb der Gesteinsprobe angebracht, wobei kein direkter Kontakt zur Gesteinsprobe besteht. Dieses Filterpapier entzieht der im Behälter eingeschlossen Luft die Feuchtigkeit, was an der Gesteinsprobenoberfläche eine Verdunstung induziert. Bei dieser Technik werden keine im Wasser gelösten Stoffe mittransportiert, so dass der Luftraum zwischen der Gesteinsprobe und dem Filterpapier als semipermeable Membran angesehen werden kann, die nur durchlässig ist für Wasserdampf, aber nicht für im Porenwasser gelöste Stoffe.

## **(b) Direkte Untersuchungsmethoden**

### *(b/1) Zentrifugenbasierte Untersuchungsmethode*

Bei der zentrifugenbasierten Untersuchungsmethode werden eine oder mehrere Gesteinsproben in eine Zentrifuge eingebaut. Nach Aktivierung der Zentrifuge wird aufgrund der wirkenden Zentrifugalkräfte Porenwasser aus den Gesteinsproben herausgeschleudert, bis ein Sättigungszustand erreicht ist, bei dem die auf das restliche Porenwasser einwirkenden Kapillarkräfte und Zentrifugalkräfte im Gleichgewicht stehen. Durch Änderung der Zentrifugendrehzahl können unterschiedliche Kapillardrücke eingestellt werden.

In der Zentrifuge erfahren die Gesteinsproben eine fortwährende Beschleunigung in Umfangsrichtung, *Torsæter & Abtahi (2003)*. Diese Beschleunigung ergibt sich für eine zylindrischen Gesteinsprobe der Länge  $L$  entsprechend  $a_c = -\omega^2 \cdot r$ , wobei  $\omega$  die Winkelgeschwindigkeit der Zentrifuge und  $r$  der Abstand der betrachteten Position zur Rotationsachse der Zentrifuge ist. Bei Kenntnis der wirkenden Beschleunigung  $a_c$  kann mit Hilfe von Gl. (3.3) bzw. nach Einsetzen der in Bild 3.9 dargestellten Randbedingungen dann mit Hilfe von Gl. (3.4) / Gl. (3.5) der Kapillardruck  $p_c(r)$  an der Position  $r$  bestimmt werden. Es folgt:

$$\frac{\partial p_c(r)}{\partial r} = \Delta\rho \cdot a_c(r) \quad (3.3)$$

$$p_c(r) = \int_{r_2}^r (\Delta\rho \cdot a_c(r)) dr = - \int_{r_2}^r (\Delta\rho \cdot \omega^2 \cdot r) dr \quad (3.4)$$

$$p_c(r) = \frac{1}{2} \cdot \Delta\rho \cdot \omega^2 \cdot (r_2^2 - r^2) \quad (3.5)$$

mit

$\Delta\rho$  - Dichteunterschied der beiden Fluidphasen in  $kg/m^3$ .

Aus Gl. (3.5) ist zu ersehen, dass der Kapillardruck nicht in der gesamten Gesteinsprobe konstant ist, sondern mit dem Abstand  $r$  von der Rotationsachse variiert. Demnach ist der Sättigungsgrad  $S(r) = S(p_c(r))$  ebenfalls nicht in der gesamten Gesteinsprobe konstant. Da eine direkte Messung des konkreten Sättigungsgrades  $S(r)$  an einer beliebigen Position  $r$  innerhalb der Gesteinsprobe nicht möglich ist, muss zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck zunächst der anhand des austretenden Porenwasservolumens messbare durchschnittliche Sättigungsgrad  $\bar{S}$  der Gesteinsprobe herangezogen werden. Wäre  $S(r)$  an jeder beliebigen Position  $r$  der Gesteinsprobe bekannt, so würde sich  $\bar{S}$  entsprechend Gl. (3.6) ergeben:

$$\bar{S} = \frac{1}{r_2 - r_1} \int_{r_2}^{r_1} S(r) dr \quad (3.6)$$

Gl. (3.6) lässt sich unter Berücksichtigung der beiden aus Bild 3.9 ersichtlichen Randbedingungen  $p_c(r_2) = 0$  für den äußeren Gesteinsprobenrand aufgrund der dort anstehenden Vollsättigung und  $p_c(r_1) = p_{cl} = \frac{1}{2} \cdot \Delta\rho \cdot \omega^2 \cdot (r_2^2 - r_1^2)$  für den inneren Gesteinsprobenrand umformulieren zu:

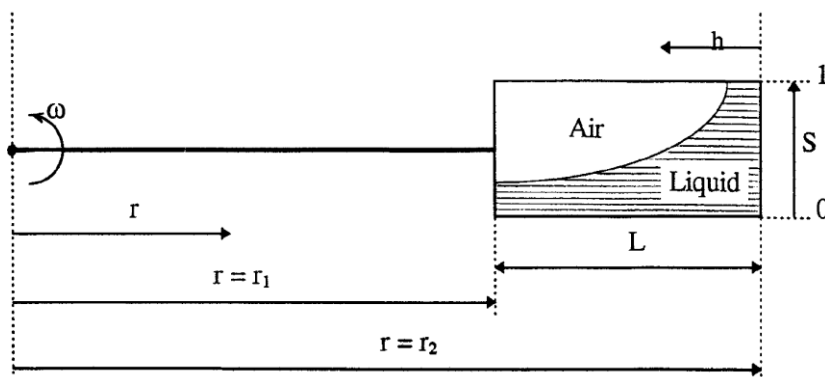


Bild 3.9 Schematische Darstellung einer Probe in einer Zentrifuge und die Randbedingungen, Torsæter & Abtahi (2003)



$$\bar{S} = \frac{1}{r_2 - r_1} \int_{p_{cL}}^0 \frac{S(p_c)}{\Delta\rho \cdot \omega^2 \cdot r} dp_c \quad (3.7)$$

Durch Umformung von Gl. (3.5) zu  $r = r_2 \cdot \sqrt{1 - \frac{p_c}{\frac{1}{2} \cdot \Delta\rho \cdot \omega^2 \cdot r_2^2}}$  und Einsetzen in Gl. (3.7) sowie unter einer aufgrund bei geringer Gesteinsprobengröße möglichen Vernachlässigung der unterschiedlichen Beschleunigungswerte entlang der Gesteinsprobenlänge können Gl. (3.8) und Gl. (3.9) erhalten werden:

$$\bar{S} \cdot p_{cL} = \int_0^{p_{cL}} S(p_c) dp_c \quad (3.8)$$

$$S_L = \frac{d}{dp_{cL}} (\bar{S} \cdot p_{cL}) \quad (3.9)$$

Werden Gl. (3.8) und Gl. (3.9) für unterschiedliche Rotationsgeschwindigkeiten in zwei Diagrammen aufgetragen, so ergibt sich eine Darstellung entsprechend Bild 3.10.

Mit Hilfe der zentrifugenbasierten Untersuchungsmethode kann eine komplette Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck sehr schnell erfolgen. Zudem können in einer Zentrifuge mehrere Gesteinsproben gleichzeitig untersucht werden, wobei die austretenden Wassermengen mit Hilfe von Stroboskopen bestimmt werden können. Es ist allerdings zu beachten, dass die wirkenden Zentrifugalkräfte nicht zu einer mechanischen Schädigung der Gesteinsprobe führen dürfen!

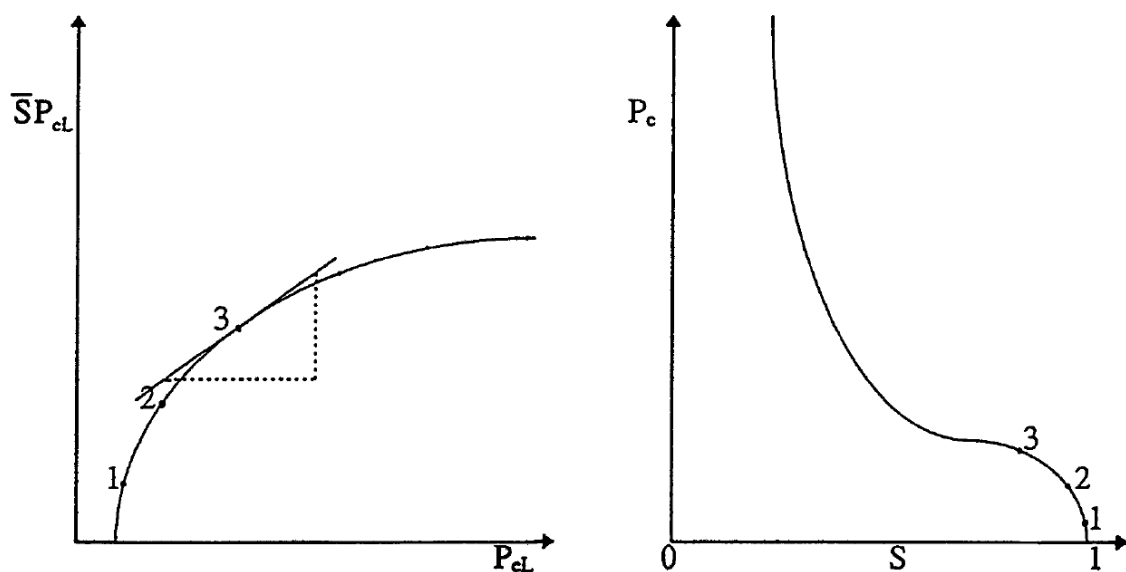


Bild 3.10 Grafische Darstellung der  $\bar{S} \cdot p_{cL} - p_{cL}$ -Kurve (links) sowie der daraus ableitbaren  $S - p_c$ -Kurve (rechts), Torsæter & Abtahi (2003)

*(b/2) Porous-Plate-Untersuchungsmethode*

Bei der so genannten Porous-Plate-Untersuchungsmethode wird eine initial vollständig wasser-gesättigte Gesteinsprobe in einer Versuchszelle auf einer ebenfalls vollgesättigten semipermeablen Membran platziert. Aufgrund der Vollsättigung der Membran ist diese bei Gasdrücken unterhalb des Gaseindringdrucks der Membran nur durchlässig für Wasser, aber nicht für Gas. An die Zelle angeschlossen ist eine Gaszufuhr inkl. Gasdrucksensor. Unterhalb der semipermeablen Membran ist ein Messrohr zur Bestimmung des ausgepressten Porenwasservolumens angebracht. Bild 3.11 zeigt den entsprechenden Versuchsaufbau. Der Porenwasserdruck in diesem Messrohr entspricht dem Atmosphärendruck.

Die zu untersuchende Gesteinsprobe muss derart auf der semipermeablen Membran platziert werden, dass ein guter Kontakt zwischen der Gesteinsprobe und der Membran besteht, so dass kein Gas zwischen Gesteinsprobe und Membran dringen kann.

Nach Beginn des Versuchs wird der Gasdruck in der Zelle stufenweise erhöht, allerdings nicht über das Niveau des Gaseindringdrucks der Membran hinaus. Nach jeder Erhöhung des Gasdrucks dringt Gas in die Gesteinsprobe ein und sorgt dabei für eine Erhöhung des Porengas- und Porenwasserdrucks in der Gesteinsprobe. Auf diese Art und Weise wird ein hydraulischer Gradient zwischen der Gesteinsprobe und der Membran induziert, der zu einem Auspressen von

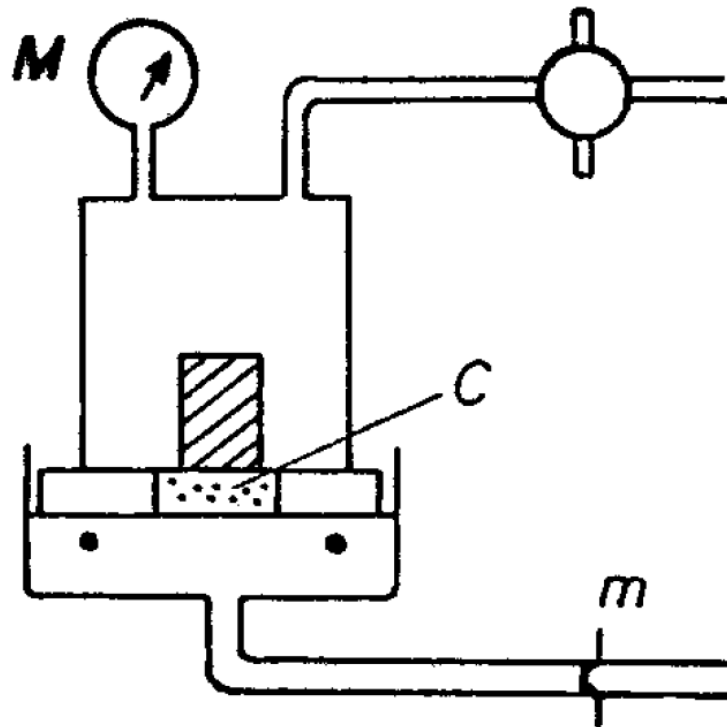


Bild 3.11 Versuchsaufbau der Porous-Plate-Untersuchungsmethode, Torsæter & Abtahi (2003)

Porenwasser aus der Gesteinsprobe in die Membran führt, bis der Porenwasserdruck in der Gesteinsprobe wieder dem in der Membran anliegenden Porenwasserdruck (= Atmosphärendruck) entspricht. Sobald in einer Gasdruckstufe kein Porenwasser mehr aus der Gesteinsprobe verdrängt wird, entspricht der Kapillardruck in der Gesteinsprobe der Differenz aus Gasdruck in der Zelle und Atmosphärendruck.

Durch Einstellung unterschiedlicher Gasdrücke in der Zelle kann eine komplette Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck erfolgen. Diese Methode ist allerdings relativ zeitaufwändig, da in jeder Stufe gewartet werden muss, bis kein Porenwasser mehr aus der Gesteinsprobe verdrängt wird. Zur Reduzierung der Versuchszeit sollte daher eine möglichst flache Gesteinsprobe gewählt werden, um die Fließweglängen zu verkürzen und somit die hydraulischen Gradienten zu erhöhen.

### 3.4 Entwicklung einer Versuchsanlage zur laborativen Untersuchung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein ohne oder mit Berücksichtigung einer mechanisch induzierten Gefügeschädigung

Im Rahmen der im ENTRIA-Teilprojekt VP 5.2 durchzuführenden Arbeiten sind laborative Untersuchungen zur Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein vorgesehen. Um dieses Ziel zu erreichen, ist am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal eine Versuchsanlage entwickelt und konstruiert worden, mit der die funktionale Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten im Tonstein charakterisiert werden kann. Bild 3.12 zeigt eine schematische Darstellung der entwickelten Versuchsanlage.

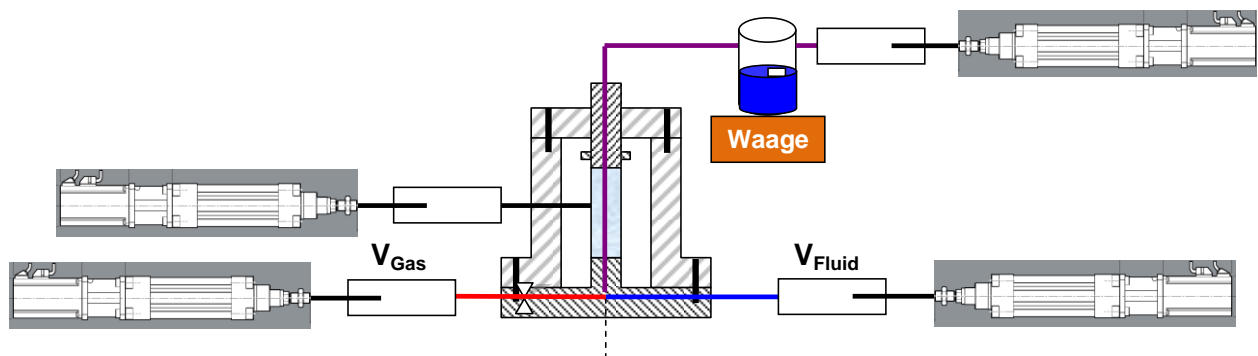


Bild 3.12 Schematische Darstellung der entwickelten Versuchsanlage zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten im Tonstein ohne oder mit Berücksichtigung einer mechanisch induzierten Gefügeschädigung

Aus Bild 3.12 ist zu ersehen, dass ein zu untersuchender Prüfkörper in eine Triaxialzelle eingebaut wird, in der er während des Versuchs simultan einerseits mit einer mechanischen Belastung beaufschlagt und andererseits mit Gas und Wasser durchströmt werden kann. Dabei werden auf der Primärseite Gas (hier: Stickstoff) und Wasser in den Prüfkörper injiziert. Für eine möglichst präzise Einstellung des primärseitigen Gas- und Wasserdrucks werden zwei unabhängige EMC-Einheiten verwendet. An der Sekundärseite treten Gas und Wasser gemeinsam aus dem Prüfkörper aus. Während sich das austretende Wasser gravitationsbedingt in einem Auffangbehälter sammelt und dabei die darin primär enthaltene Luft verdrängt, steuert eine dritte unabhängige EMC-Einheit den sekundärseitigen Gasdruck. Eine vierte EMC-Einheit zur Steuerung des Manteldrucks in der Triaxialzelle ist in Bild 3.12 ebenfalls dargestellt.

Die ein- und ausfließenden Fluidmengen werden im Rahmen der in Bild 3.12 dargestellten Versuchsanordnung bestimmt anhand der Bewegungen der EMC-Einheiten sowie speziell für die ausfließende Wassermenge aus einer Wägung des Wasserbehälters und zusätzlich aus der Positionsbestimmung eines im Wasserauffangbehälter enthaltenen Schwimmers.

Da aufgrund der sehr geringen Permeabilität von Tongesteinen relativ lange Versuchszeiträume bis zum Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse zu erwarten sind, ist geplant, auch die instationäre Versuchsphase zur Auswertung heranzuziehen. Dabei kann allerdings das in Abschnitt 3.2(b) beschriebene Verfahren nicht direkt übernommen werden, sondern muss in geeigneter Weise modifiziert werden, da hier im Gegensatz zu der in Abschnitt 3.2(b) vorgestellten Untersuchungsmethode gleichzeitig sowohl Gas wie auch Wasser injiziert werden.

Derzeit befindet sich die in Bild 3.12 dargestellte Versuchsanlage noch in der Kalibrierungsphase, so dass im Rahmen der Anfertigung der vorliegenden Arbeit noch keine mit dieser Versuchsanlage erhaltenen Messdaten zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten in Tongestein ohne oder mit mechanisch induzierter Gefügeschädigung zur Verfügung standen.

Zur laborativen Untersuchung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck in Tongestein wird am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal derzeit eine Versuchsanlage konstruiert, die auf dem Prinzip der in Abschnitt 3.3(b) beschriebenen Porous-Plate-Untersuchungsmethode beruht. Die mit einer derartigen Versuchsanlage während der instationären Versuchsphase erhaltenen Messdaten könnten möglicherweise zusätzlich auch herangezogen werden zur weiteren Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten im Tongestein. Darauf aufbauend

wäre die Kombination beider Versuchsarten in der in Bild 3.12 dargestellten Triaxialzelle zu analysieren.

### 3.5 Prognostische simulationsbasierte Analyse der am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal geplanten laborativen Untersuchungen zu den 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein

#### 3.5.1 Simulationsergebnisse zur geplanten laborativen Untersuchung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck im Tonstein

Im Rahmen von prognostischen numerischen Simulationen zu den geplanten Laboruntersuchungen zur Ermittlung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck im Tonstein ist zunächst für den FTK-Simulator ein Berechnungsmodell entwickelt worden, das den in Bild 3.13 dargestellten Versuchsaufbau bei der Porous-Plate-Untersuchungsmethode in abstrahierter Form abbildet.

Auch in der numerischen Simulation wird eine initial vollständig wassergesättigte Gesteinsprobe auf einer ebenfalls vollständig gesättigten semipermeablen Membran platziert. Der Wasserspiegel im Abflussrohr sowie der Übergang zum Wasserauffangbehälter sind identisch mit der Oberkante der semipermeablen Membran zu wählen. Kommt es in dieser Situation zu einer gasdruckinduzierten Verdrängung von Porenwasser aus der Gesteinsprobe in die semipermeable Membran hinein, resultiert im Abflussrohr ein Überlauf von Wasser in den Auffangbehälter hinein, so dass die verdrängte Porenwassermenge sehr genau bestimmt werden kann.

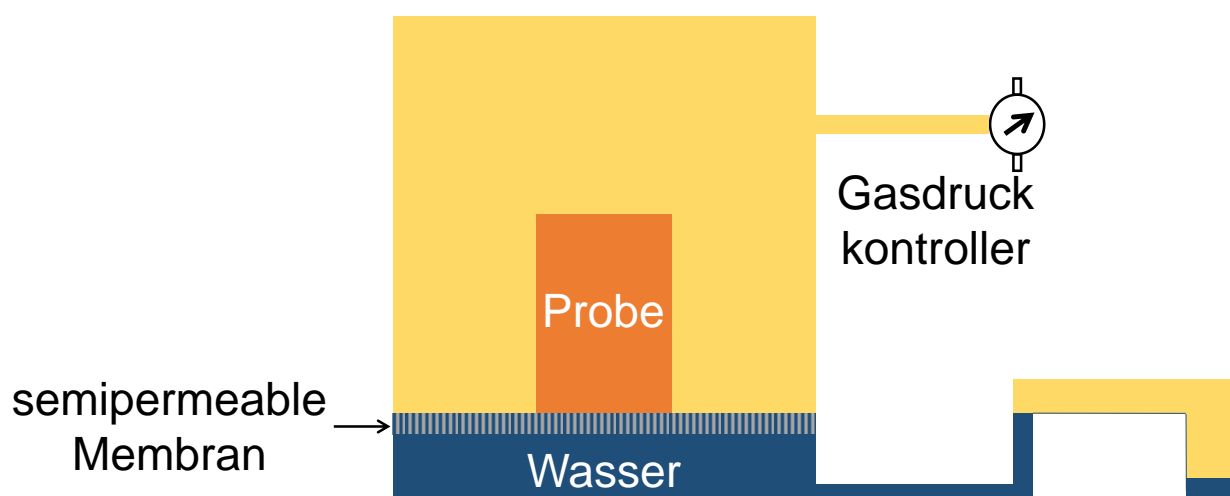


Bild 3.13 Porous-Plate-Untersuchungsmethode, in Anlehnung an Torsæter & Abtahi (2003)

In der Simulation wird der Gasdruck in der Zelle oberhalb der semipermeablen Membran entsprechend der in Abschnitt 3.3(b) beschriebenen Versuchsdurchführung stufenweise erhöht, wobei jede Stufe so lange beibehalten wird, bis kein Porenwasser mehr aus der Gesteinsprobe verdrängt wird. Da das Gas zwar in die Gesteinsprobe, aber nicht in die Membran eindringen kann, überträgt sich der Gasdruck nicht auf den Porenwasserdruck in der Membran, sondern nur auf den Porenwasserdruck in der Gesteinsprobe.

Zur Analyse des Einflusses der Gesteinsprobenhöhe sowie des Gesteinsprobendurchmessers auf den Versuchsablauf sind unterschiedliche Berechnungsmodelle diskretisiert worden, wobei zur Vereinfachung der Modellgeometrie die Gesteinsproben in Quaderform statt in Zylinderform diskretisiert worden sind. Die diskretisierten Berechnungsmodelle lassen sich grob unterteilen in die in Bild 3.14 dargestellten Berechnungsmodelle mit einem Höhe-Durchmesser-Verhältnis von  $h/d = 2$  sowie mit einem Höhe-Durchmesser-Verhältnis von  $h/d = 0,2$ , zudem noch entsprechend Tabelle 3.1 mit einem Höhe-Durchmesser-Verhältnis von  $h/d = 0,36$ . Tabelle 3.1 ist zu entnehmen, dass zum Höhe-Durchmesser-Verhältnis von  $h/d = 2$  unterschiedliche Durchmesservarianten untersucht worden sind. Entsprechend Tabelle 3.1 sind auch unterschiedliche Belastungsverläufe untersucht worden, nämlich einerseits ein Belastungsverlauf mit 12 Belastungsstu-

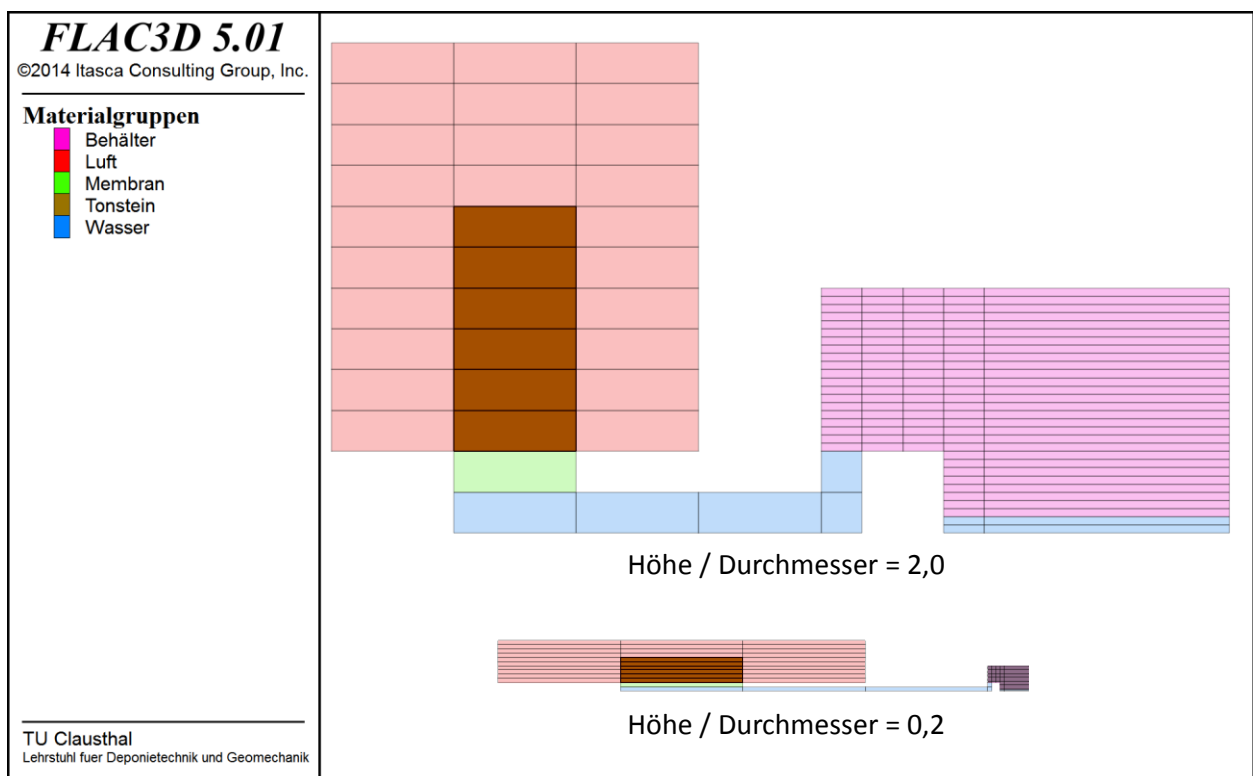


Bild 3.14 *Modelldiskretisierung mit unterschiedlichen Höhe-Durchmesser-Verhältnissen bei der Porous-Plate-Untersuchungsmethode*

Simulations- variationen	Proben- höhe	Proben- durchmesser	Proben- permeabilität	berechnete Gesamtversuchszeit		ausfließendes Wasservolumen	
	[cm]	[cm]	[m <sup>2</sup> ]	≈ [a] <sup>a)</sup>	≈ [a] <sup>b)</sup>	≈ [ml] <sup>a)</sup>	≈ [ml] <sup>b)</sup>
<b>A1</b>	18	9	10 <sup>-20</sup>	680,30	14,99	67,6	25,4
<b>A2</b>	9	4,5	10 <sup>-20</sup>	175,49	3,84	8,41	3,17
<b>A3</b>	4,5	2,25	10 <sup>-20</sup>	42,89	0,94	1,05	0,4
<b>A4</b>	1,8	0,9	10 <sup>-20</sup>	6,72	0,15	6,68·10 <sup>-2</sup>	2,54·10 <sup>-2</sup>
<b>A5</b>	1,8	9	10 <sup>-20</sup>	6,83	0,15	6,64	2,54
<b>A6</b>	1,8	9	10 <sup>-19</sup>	0,69	0,015	6,69	2,54
<b>A7</b>	1,8	9	10 <sup>-18</sup>	0,07	0,0015	6,71	2,54
<b>A8</b>	1,8	9	10 <sup>-17</sup>	0,0067	0,00015	6,71	2,54
<b>A9</b>	1,8	9	10 <sup>-14</sup>	7,2·10 <sup>-6</sup>	2,2·10 <sup>-7</sup>	6,72	2,52
<b>A10</b>	1,8	5	10 <sup>-20</sup>	6,77	0,16	2,07	0,78
<b>A11</b>	1,8	5	10 <sup>-19</sup>	0,68	0,015	2,09	0,78
<b>A12</b>	1,8	5	10 <sup>-18</sup>	0,069	0,0015	2,09	0,78
<b>A13</b>	1,8	5	10 <sup>-17</sup>	0,0065	0,00015	2,09	0,78
<b>A14</b>	1,8	5	10 <sup>-14</sup>	7,3·10 <sup>-6</sup>	2,7·10 <sup>-7</sup>	2,09	0,78

a): Belastungsstufen: 1/2/3/4/5/6/7/8/9/10/15/20 MPa

b): Belastungsstufen: 1/2/3/4/5 MPa

Tabelle 3.1 Simulationsvariationen zur Porous-Plate-Untersuchungsmethode

fen bis zu einem maximalen Gasdruck von 20 MPa und andererseits unter Berücksichtigung der Gaseindringeeigenschaften der derzeit erhältlichen semipermeablen Membranen ein Belastungsverlauf mit 5 Belastungsstufen bis zu einem maximalen Gasdruck von 5 MPa. Zudem ist entsprechend Tabelle 3.1 auch der Einfluss unterschiedlicher Gesteinsprobenpermeabilitäten auf den Versuchsablauf untersucht worden.

Bild 3.15 zeigt exemplarisch die Simulationsergebnisse für die Variation A1(a). Es ist zu erkennen, dass der durchschnittliche Porengasdruck in der Gesteinsprobe dem außerhalb der Gesteinsprobe angesetzten Gasdruck entspricht. Bei jeder Gasdruckerhöhung steigt zunächst auch der durchschnittliche Porenwasserdruck in der Gesteinsprobe an, um dann durch die allmähliche Verdrängung des Porenwassers aus der Gesteinsprobe wieder auf Atmosphärendruckniveau abzusinken. Daraus resultiert ein allmählicher Anstieg des durchschnittlichen Kapillardrucks in der Gesteinsprobe parallel zur Reduzierung des durchschnittlichen Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe. Am Ende der Simulation liegt in der gesamten Gesteinsprobe ein Porenwasserdruck auf dem Niveau des Atmosphärendrucks an.

Anhand der Simulationsergebnisse zu den Variationen A1-A4 lässt sich zusammenfassen, dass

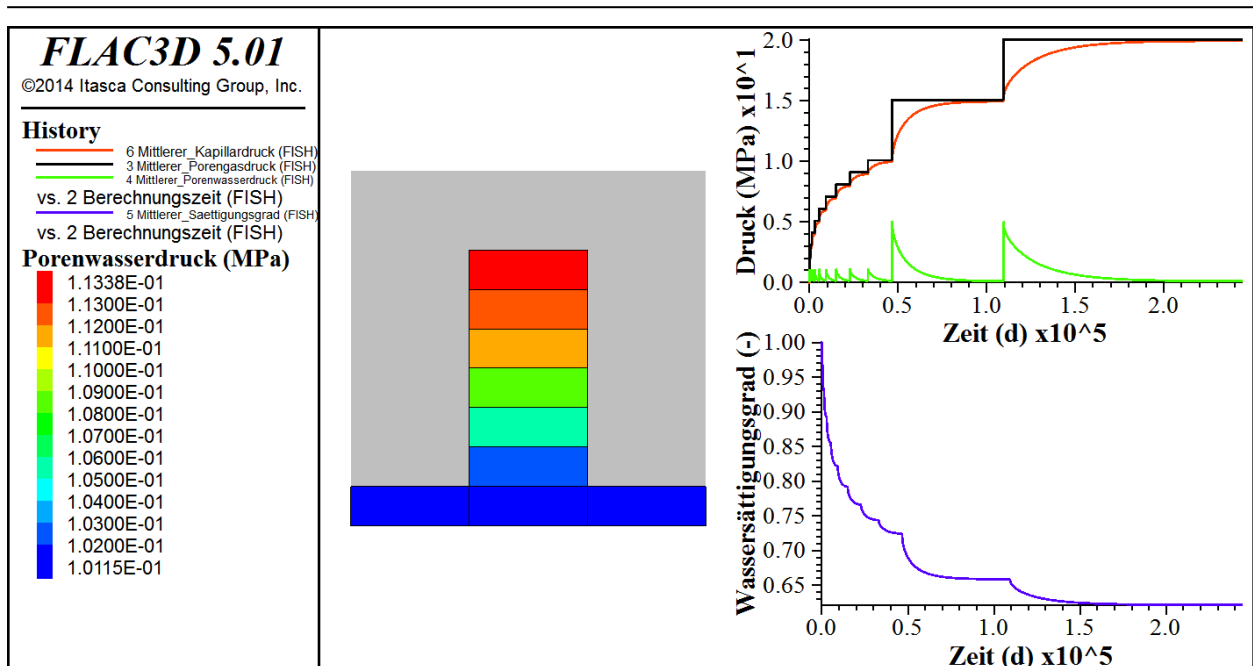


Bild 3.15 Simulationsergebnisse zur Variation A1(a): Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersaetigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie Porenwasserdruckverteilung in der Gesteinsprobe am Ende der Simulation

sich die benötigte Versuchszeit bei einer Halbierung der Prüfkörperhöhe aufgrund der ansteigenden hydraulischen Gradienten auf ein Viertel verkürzt, somit also eine quadratische Abhängigkeit zwischen der Gesteinsprobenhöhe und der Versuchszeit besteht. Bei einer vergleichenden Betrachtung der in Bild 3.16 dargestellten Simulationsergebnisse der Variation A5(a) mit den in Bild 3.15 dargestellten Simulationsergebnissen der Variation A1(a) fällt allerdings auf, dass die Gesteinsprobenhöhe die qualitativen Zeitverläufe des Porenwasserdrucks, des Porengasdrucks, des Kapillardrucks und des Wassersaetigungsgrades abgesehen von der benötigten Versuchsdauer nicht weiter beeinflusst. Wie aus Tabelle 3.1 für die Variationen A4 und A5 zu erkennen, beeinflusst der Gesteinsprobendurchmesser die benötigte Versuchszeit im Gegensatz zur Gesteinsprobenhöhe nicht.

Aus Tabelle 3.1 ist weiterhin zu ersehen, dass die benötigte Versuchszeit in der Variation A5(b) bei einer Gesteinsprobenhöhe von 1,8 cm nur noch etwa 2 Monate beträgt. Dieser Sachverhalt ist auch aus Bild 3.17 zu ersehen. Da ein Versuchszeitraum von 2 Monaten als nicht zu lang angesehen wird, sind die weiteren Variationen A6-A14 allesamt mit dieser Gesteinsprobenhöhe angesetzt worden.

Die Variationen A6-A9 sind durchgeführt worden, um durch einen Vergleich mit der Variation A5 den Einfluss der Gesteinsprobenpermeabilität auf den Versuchsablauf zu analysieren. Das



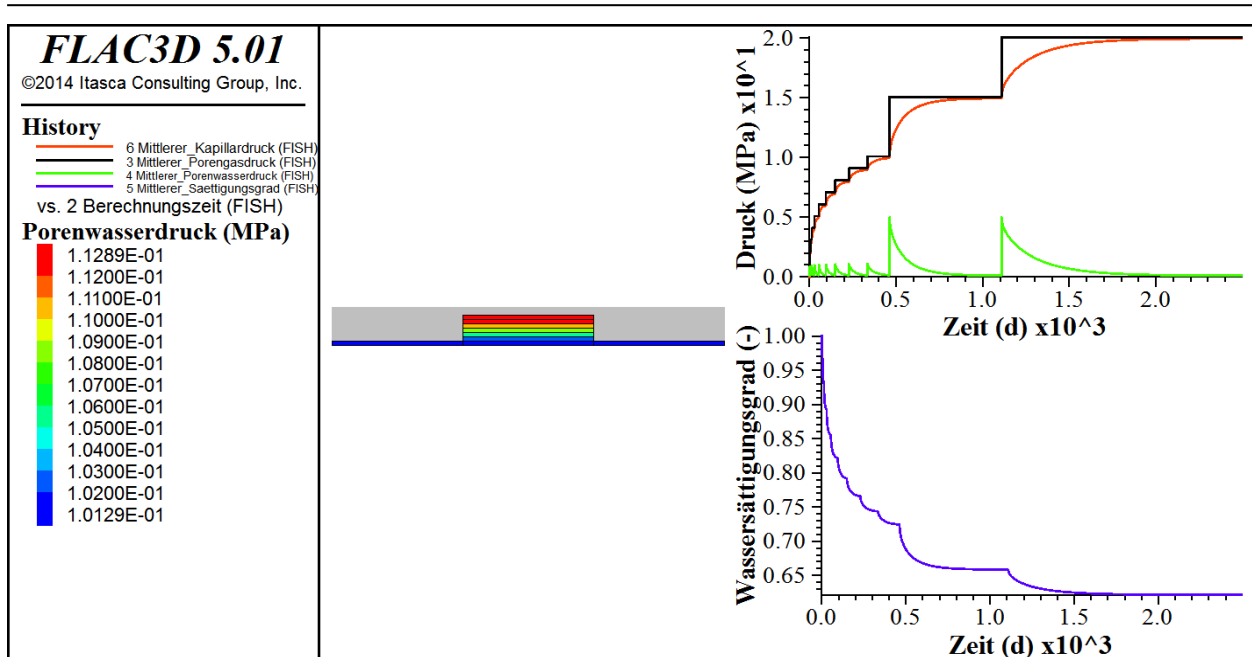


Bild 3.16 Simulationsergebnisse zur Variation A5(a): Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie Porenwasserdruckverteilung in der Gesteinsprobe am Ende der Simulation

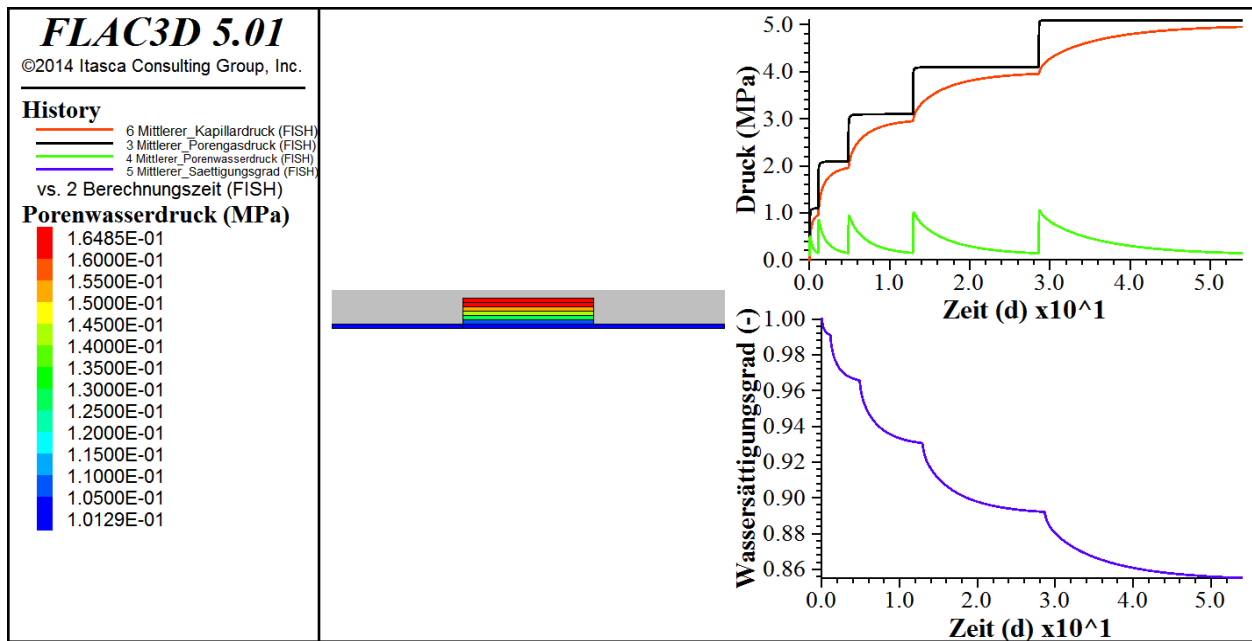


Bild 3.17 Simulationsergebnisse zur Variation A5(b): Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie Porenwasserdruckverteilung in der Gesteinsprobe am Ende der Simulation

Ergebnis dieser Analyse entspricht dem zu erwartenden Ergebnis: Eine Erhöhung der Gesteinsprobenpermeabilität um den Faktor 10 führt zu einer Reduzierung der benötigten Versuchszeit um den Faktor 10. Damit besteht eine umgekehrt proportionale Beziehung zwischen der Gesteinsprobenpermeabilität und der benötigten Versuchszeit.

Bild 3.18 zeigt, dass die am Ende jeder Stufe aus den Simulationen erhaltenen Kapillardrücke sehr gut übereinstimmen mit den analytisch berechneten Kapillardrücken, die sich anhand der zugrundeliegenden Kapillardruck-Sättigungsgrad-Beziehung nach *van Genuchten* unter Berücksichtigung der angesetzten Materialparameter ergeben. Dieser Vergleich kann als Validationsbeispiel für den FTK-Simulator angesehen werden.

Wie schon in Bild 3.13 dargestellt, wird das bei steigendem Gasdruck aus der Gesteinsprobe verdrängte Porenwasser in einem Auffangbehälter gesammelt. Die Abmessungen dieses Auffangbehälters müssen bei der Anlagenkonstruktion so gewählt werden, dass die aus der Gesteinsprobe verdrängte Porenwassermenge messbar ist. Dabei ist zu beachten, dass die verdrängte Porenwassermenge sowohl vom maximalen Gasdruck wie auch von der Gesteinsprobengröße abhängt. Exemplarische Beispiele für diesen Sachverhalt sind:

- Bei der Variation A1(b) mit einer Gesteinsprobenhöhe von  $18\text{ cm}$ , einem Gesteinsprobendurchmesser von  $9\text{ cm}$  und einem maximalen Gasdruck von  $5\text{ MPa}$  werden bis zum Simulationsende etwa  $25\text{ ml}$  Porenwasser aus der Gesteinsprobe verdrängt.

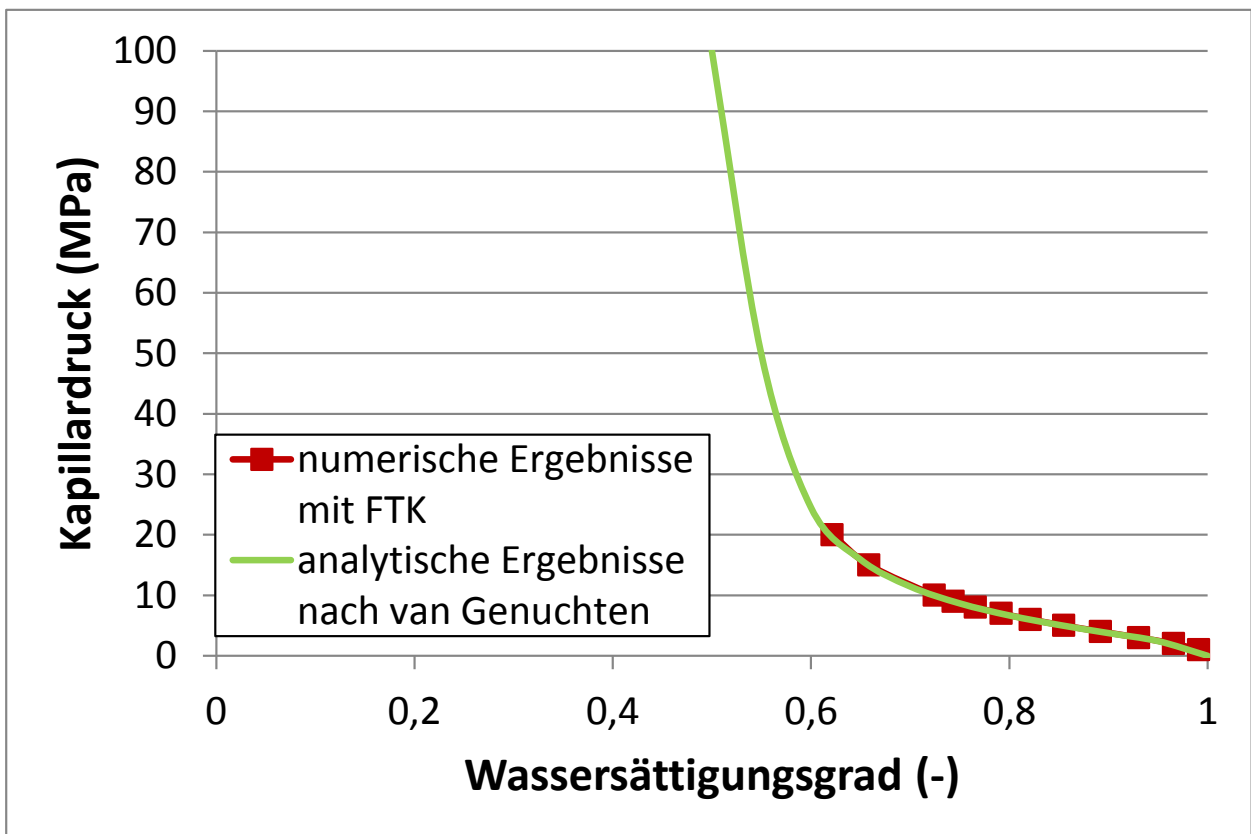


Bild 3.18 Vergleichende Darstellung der aus den Simulationen erhaltenen Kapillardrücke und der aus der zugrundeliegenden Kapillardruck-Sättigungsgrad-Beziehung nach *van Genuchten* erhaltenen Kapillardrücke unter den Belastungsstufen  $1/2/3/4/5/6/7/8/9/10/15/20\text{ MPa}$

- 
- Bei der Variation A5(b) mit einer Gesteinsprobenhöhe von  $1,8\text{ cm}$ , einem Gesteinsproben-durchmesser von  $9\text{ cm}$  und einem maximalen Gasdruck von  $5\text{ MPa}$  werden bis zum Simu-lationsende etwa  $2,5\text{ ml}$  Porenwasser aus der Gesteinsprobe verdrängt.
  - Bei der Variation A10(b) mit einer Gesteinsprobenhöhe von  $1,8\text{ cm}$ , einem Gesteinsproben-durchmesser von  $5\text{ cm}$  und einem maximalen Gasdruck von  $5\text{ MPa}$  werden bis zum Simu-lationsende etwa  $0,78\text{ ml}$  Porenwasser aus der Gesteinsprobe verdrängt.
  - Bei der Variation A5(a) mit einer Gesteinsprobenhöhe von  $1,8\text{ cm}$ , einem Gesteinsproben-durchmesser von  $9\text{ cm}$  und einem maximalen Gasdruck von  $20\text{ MPa}$  werden bis zum Si-mulationsende etwa  $6,6\text{ ml}$  Porenwasser aus der Gesteinsprobe verdrängt.

Die auf die jeweiligen Gasdruckstufen bezogenen verdrängten Porenwassermengen sind teilwei-se signifikant kleiner als die maximal verdrängten Porenwassermengen. Ein Auffangbehälter mit kleinem Durchmesser und großer Höhe ist also vorteilhaft, um Änderungen des Wasserspiegels im Auffangbehälter erkennbar zu machen.

### **3.5.2 Simulationsergebnisse zur geplanten laborativen Untersuchung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten im Tonstein**

Analog zu der in Abschnitt 3.5.1 vorgestellten Vorgehensweise ist auch im Rahmen von prog-nostischen numerischen Simulation zu den geplanten Laboruntersuchungen zur funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten in Tongestein ein Berechnungsmodell für den FTK-Simulator entwickelt worden, das die in Bild 3.12 darge-stellte Versuchsanlage in abstrahierter Form abbildet.

Da die zu untersuchende Gesteinsprobengröße noch nicht bekannt ist, solange sich die Versuchs-anlage noch in der Kalibrierungsphase befindet, sind die beiden in Bild 3.19 sowie in Bild 3.20 dargestellten Berechnungsmodelle mit unterschiedlichen Höhe-Durchmesser-Verhältnissen der Tonsteinprobe entwickelt worden. Zudem unterscheiden sich beide Modelle auch in der Geo-metrie des Wasserauffangbehälters. Die beiden Berechnungsmodelle werden in der Folge mit Modell A und Modell B bezeichnet.

Unterhalb der zu untersuchenden Tonsteinproben wird ein Mischungsbereich aus einem im Ver-gleich zu Tonstein höherpermeablen porösen Material angenommen, in dem sich das injizierte

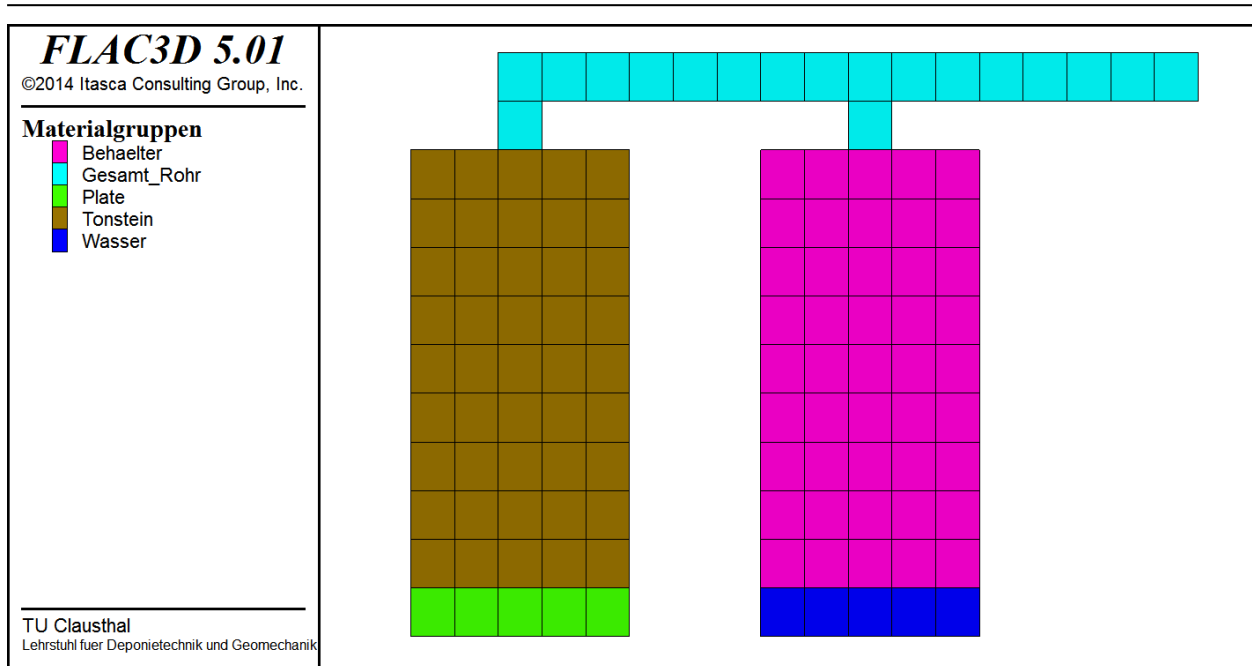


Bild 3.19 Modelldiskretisierung A mit Gesteinsprobenhöhe 18 cm und Gesteinsprobendurchmesser 9 cm

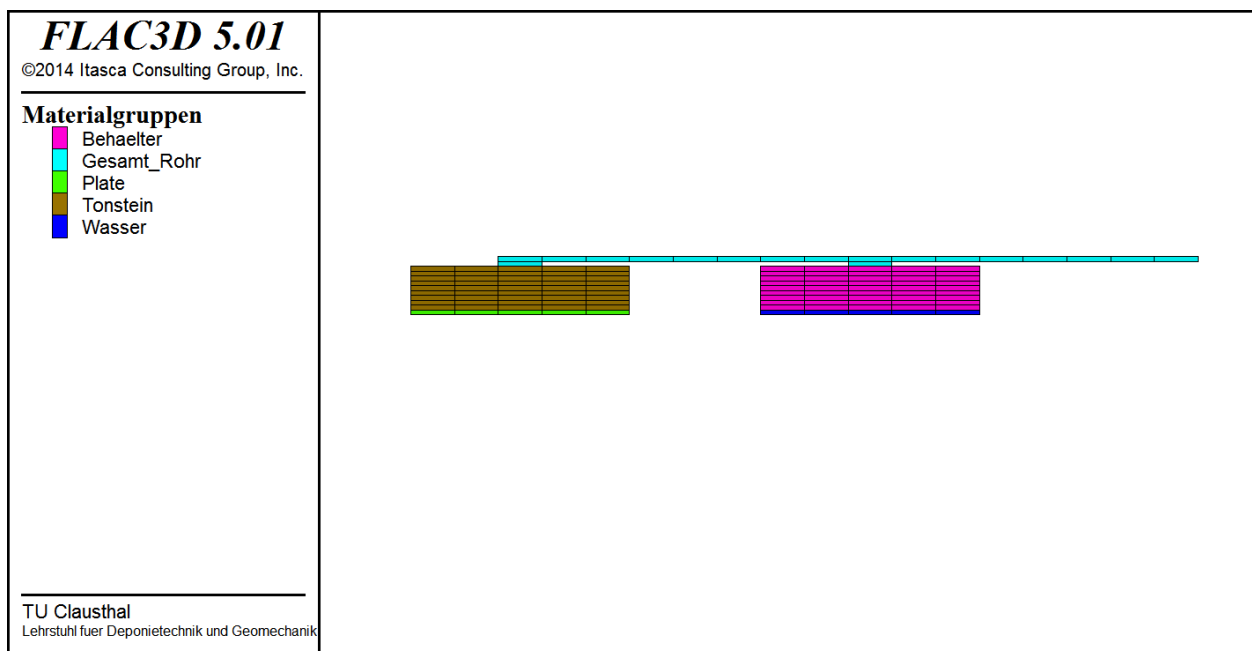


Bild 3.20 Modelldiskretisierung B mit Gesteinsprobenhöhe 1,8 cm und Gesteinsprobendurchmesser 9 cm

Gas und Wasser zunächst mischen können, bevor die beiden vermischten Fluide primärseitig in die Tonsteinprobe eindringen. Sekundärseitig treten die beide Fluide wieder aus der Tonsteinprobe aus und werden dann durch eine gemeinsame Leitung abgeführt, wobei sich das Wasser in einem Auffangbehälter sammelt, während das Gas in Richtung der sekundärseitigen EMC-Einheit strömt. Im Auffangbehälter befindet sich schon zu Versuchsbeginn eine kleine Menge

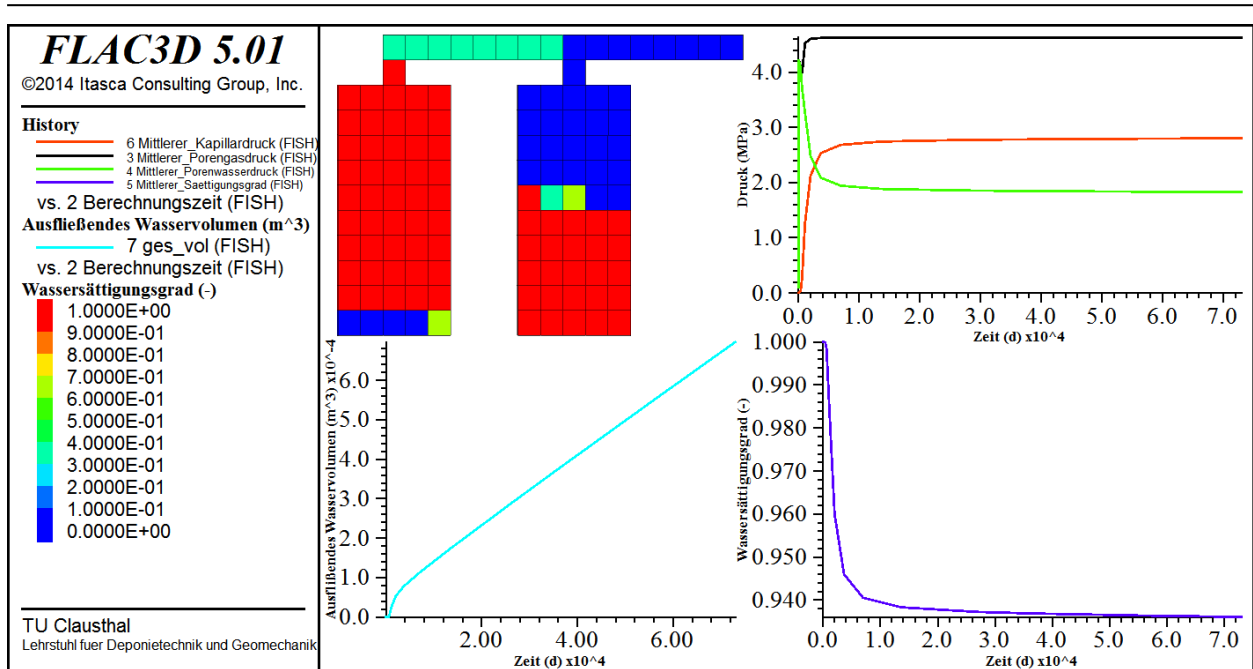
---

Wasser, so dass die Luft im Leitungssystem aufgrund von Verdunstung dieses Wassers schon von Beginn an dampfgesättigt ist, wodurch eine weitere Verdunstung des aus der Gesteinsprobe austretenden Wassers minimiert werden soll.

Mit Hilfe der Berechnungsmodelle A und B sind einige numerische Simulationen zum möglichen Versuchsablauf durchgeführt worden. Exemplarisch werden an dieser Stelle die Simulationsergebnisse jeweils einer Berechnungsvariation mit Modell A sowie mit Modell B vorgestellt. Die angesetzten Anfangs- und Randbedingungen dieser beiden Berechnungsvariationen sind identisch gewählt worden. So wird die jeweilige Tonsteinprobe als initial vollständig wassergesättigt angenommen mit einem Porendruck auf Atmosphärendruckniveau. Der im Mischungsbe- reich von der linken Seite anstehende Gasdruck sowie der von der rechten Seite anstehende Wasserdruck betragen jeweils  $5 \text{ MPa}$ , während an der Sekundärseite ein Gasdruck entsprechend dem Atmosphärendruck anliegt. Beide Simulationen werden bis zum Erreichen nahezu stationärer Strömungsverhältnisse durchgeführt, d.h. bis sich der mittlere Wassersättigungsgrad in der Tonsteinprobe nur noch marginal verändert.

Aus den in Bild 3.21 dargestellten Simulationsergebnissen mit Modell A ist zu ersehen, dass stationäre Strömungsverhältnisse etwa 200 Jahre nach Versuchsbeginn erreicht werden. Entsprechend den in Bild 3.21 dargestellten zeitlichen Entwicklungen der relevanten physikalischen Größen erreicht der durchschnittliche Porenwasserdruck in der Tonsteinprobe kurz nach Versuchsbeginn seinen Maximalwert von  $\max p_l \approx 4,2 \text{ MPa}$ , wird dann allerdings bis zum Ende der Simulation allmählich wieder bis auf  $p_l \approx 1,8 \text{ MPa}$  abgebaut. Der durchschnittliche Porengasdruck in der Gesteinsprobe bleibt nach Erreichen seines Maximalwerts von  $\max p_g \approx 4,6 \text{ MPa}$  dagegen nahezu konstant. Der durchschnittliche Kapillardruck in der Probe stellt sich demnach zum Ende der Simulation mit einem Maximalwert von  $\max p_c \approx 2,8 \text{ MPa}$  ein. Innerhalb des Simulationszeitraums nimmt der Wassersättigungsgrad von  $S_l = 1$  auf  $S_l \approx 0,936$  ab. Durch das aus der Gesteinsprobe verdrängte Porenwasser sowie das die Gesteinsprobe durchströmende injizierte Wasser sammeln sich im Auffangbehälter bis zum Ende der Simulation etwa  $700 \text{ ml}$  Wasser.

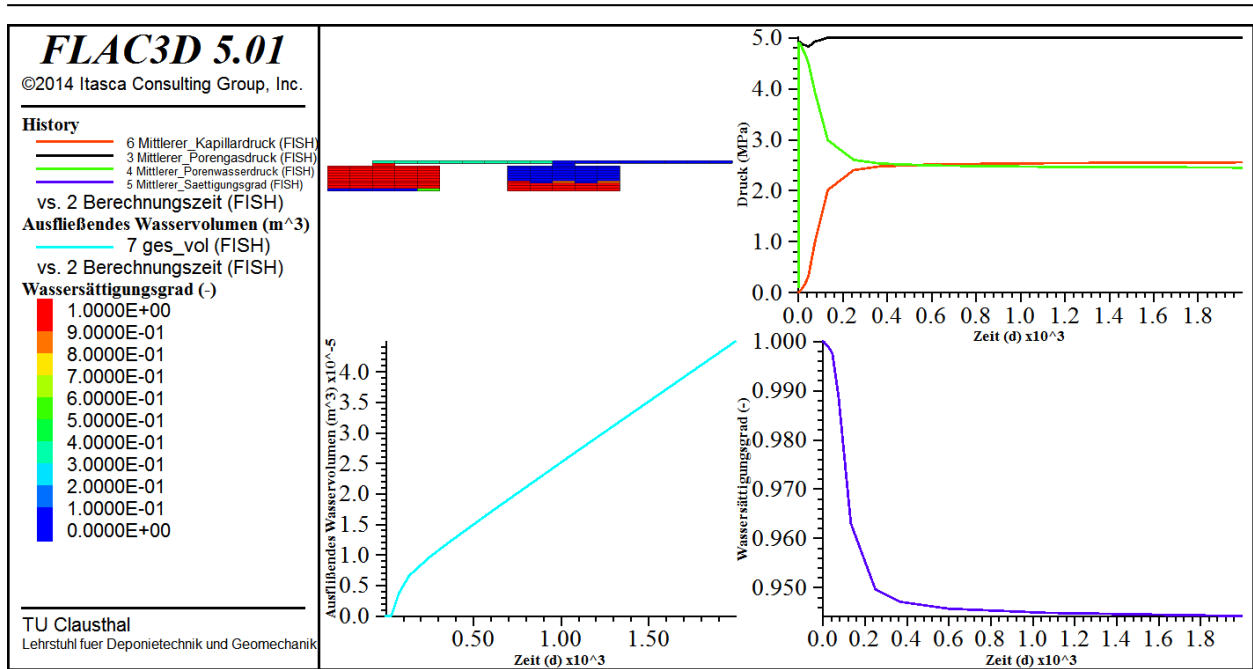
Zusammenfassend lässt sich anhand der vorstehend aufgeführten Simulationsergebnisse mit Modell A sagen, dass eine instationäre Untersuchungsmethode aufgrund der zu erwartenden langen Zeiträume bis zum Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse bei gering permeablen porösen Materialien wie z.B. Tonstein unverzichtbar erscheint.



*Bild 3.21 Simulationsergebnisse mit Modell A: Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie des sekundärseitig ausfließenden Wasservolumens und Wassersättigungsgrad im Gesamtsystem am Ende der Simulation*

Um die benötigte Versuchszeit zu reduzieren, ist entsprechend Modell B eine dünnere Tonsteinprobe numerisch simuliert worden. Bei dieser Simulation, deren Ergebnisse in Bild 3.22 dargestellt sind, reduziert sich die benötigte Versuchszeit bis zum Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse auf etwa 5,5 Jahre. Der durchschnittliche Wassersättigungsgrad der Tonsteinprobe erreicht zum Ende der Simulation einen Zahlenwert von etwa  $S_l \approx 0,944$ , d.h. ein ähnliches Sättigungsniveau wie in Modell A. Die finalen Zahlenwerte für den durchschnittlichen Porengasdruck und den durchschnittlichen Porenwasserdruck liegen bei Modell B mit  $\max p_g \approx 5 \text{ MPa}$  und  $\max p_l \approx 2,45 \text{ MPa}$  etwas höher als bei Modell A. Demzufolge ist der durchschnittliche Kapillardruck mit  $\max p_c \approx 2,55 \text{ MPa}$  bei Modell B etwas niedriger als bei Modell A. Obwohl die hydraulischen Gradienten in Modell B aufgrund der geringeren Gesteinsprobenhöhe signifikant größer sind als in Modell A, ergibt sich bei der Simulation mit Modell B aufgrund der deutlich kürzeren Versuchszeit für die im Auffangbehälter gesammelte Wassermenge ein deutlich kleinerer Zahlenwert von nur etwa 44,8 ml Wasser. Die benötigte Versuchszeit ist bei Modell B zwar erheblich kleiner als bei Modell A, aber dennoch erscheint eine instationäre Untersuchungsmethode auch hier unverzichtbar.

Die im Vergleich zum initialen Sättigungsgrad nur geringe Abnahme des Sättigungsgrades bis



**Bild 3.22** Simulationsergebnisse mit Modell B: Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie des sekundärseitig ausfließenden Wasservolumens und Wassersättigungsgrad im Gesamtsystem am Ende der Simulation

zum Erreichen stationärer Strömungsverhältnisse führt dazu, dass sich die wasserbezogene Relativpermeabilität in der Tonsteinprobe zwar deutlich reduziert, die gasbezogene Relativpermeabilität allerdings nur geringfügig erhöht. Dieser Sachverhalt ist aus Bild 3.23 zu ersehen. Zudem ist aus Bild 3.23 zu ersehen, dass die am Ende jeder Stufe aus den Simulationen erhaltenen gas-/wasserbezogenen Relativpermeabilitäten sehr gut übereinstimmen mit den analytisch berechneten gas-/wasserbezogenen Relativpermeabilitäten, die sich anhand der zugrundeliegenden fluidbezogenen Relativpermeabilitäten-Sättigungsgrad-Beziehung nach *van Genuchten & Mualem* unter Berücksichtigung der angesetzten Materialparameter ergeben. Dieser Vergleich kann ähnlich wie der Vergleich in Bild 3.18 auch als Validationsbeispiel für den FTK-Simulator angesehen werden.

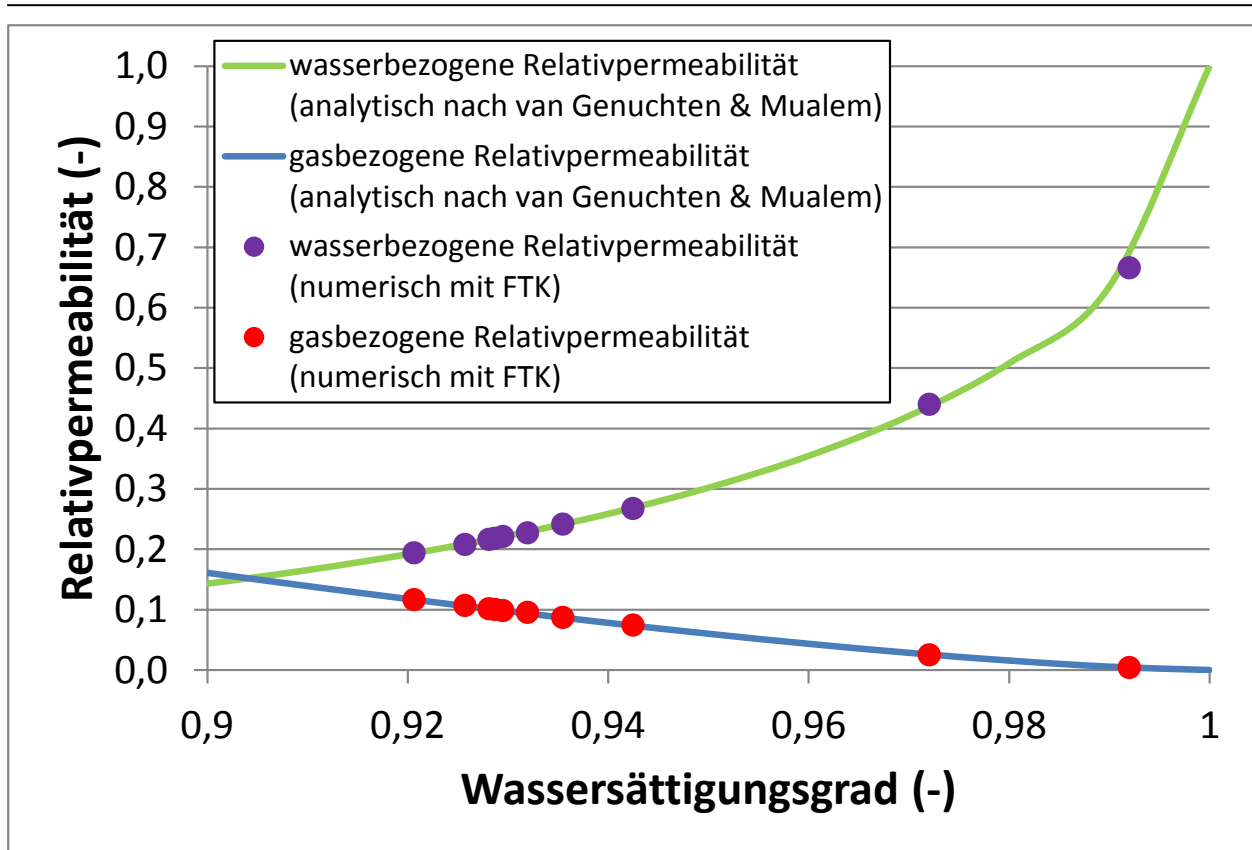


Bild 3.23 Vergleichende Darstellung der aus den Simulationen erhaltenen Relativpermeabilitäten und der aus der zugrundeliegenden Sättigungsgrad-Relativpermeabilitäten-Beziehung nach van Genuchten & Mualem, Mualem (1976) erhaltenen Relativpermeabilitäten für den hier relevanten Sättigungsbereich



#### **4 Beschreibung des FTK-Simulators (FLAC<sup>3D</sup>-TOUGH2-Kopplung) zur TH2M-gekoppelten Simulation physikalischer Prozesse im Tonsteingebirge und im Bentonitversatz**

Im Rahmen des in *Lux et al. (2015)* dokumentierten Forschungsprojektes „Kopplung der Softwarecodes FLAC<sup>3D</sup> und TOUGH2 in Verbindung mit In-situ-, laborativen und numerischen Untersuchungen zum thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Verhalten von Tongestein unter Endlagerbedingungen“ ist am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal eine Schnittstelle in Form eines speziellen Softwaretools zur Kommunikation der beiden Simulatoren FLAC<sup>3D</sup> und TOUGH2 entwickelt worden, so dass diese beiden Simulatoren miteinander interagieren können. Die Interaktion erfolgt über den Simulator FLAC<sup>3D</sup> als Master-Code. Der resultierende Simulator wird als FTK-Simulator (FLAC<sup>3D</sup>-TOUGH2-Kopplung) bezeichnet. Mit Hilfe dieses FTK-Simulators können nunmehr rechnerische Simulationen mit einer erheblich erweiterten physikalischen Modellierung durchgeführt werden, die durch die weitgehend zweiseitige Kopplung von thermischen, hydraulischen und mechanischen Prozessen ausgezeichnet ist. Die hydraulischen Prozesse können dabei ein- oder zweiphasig gestaltet sein.

Die Idee zur Kopplung der vorstehend genannten Simulatoren geht auf eine Kopplung zurück, die am Hydrogeology Department des Lawrence Berkeley National Laboratory entwickelt worden ist, *Rutqvist et al. (2002)*. Bei der dort entwickelten Kopplung wird allerdings der Simulator TOUGH2 als übergeordneter Simulator genutzt, von dem aus immer wieder der Simulator FLAC<sup>3D</sup> ausgeführt wird. Die Kommunikation der beiden Simulatoren erfolgt ebenfalls über eine speziell für diese Kopplung ausgerichtete Kommunikationsschnittstelle. Das Gesamtsystem aus den beiden Simulatoren TOUGH2 und FLAC<sup>3D</sup> sowie der Kommunikationsschnittstelle wird als Simulator TOUGH-FLAC bezeichnet. Die Arbeitsweise des Simulators TOUGH-FLAC gestaltet sich derart, dass für das vorgegebene Berechnungsgebiet zunächst für einen bestimmten Zeitraum der hydraulische und gegebenenfalls auch thermische Prozess mit dem Simulator TOUGH2 simuliert wird, anschließend dann mit dem Simulator FLAC<sup>3D</sup> der mechanische Prozess für den gleichen Zeitraum. Während der (thermisch-)hydraulischen Simulation werden die mechanischen Spannungen als konstant angesetzt. Die Prozesse werden somit nicht simultan gelöst, interagieren allerdings über die Kommunikationsschnittstelle des Simulators TOUGH-FLAC miteinander. Diese Vorgehensweise wird in *Kim (2010)* als *fixed stress split*-Methode bezeichnet.

Am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal erfolgt die Kopplung der beiden Simulatoren FLAC<sup>3D</sup> und TOUGH2 in der Art, dass der Simulator FLAC<sup>3D</sup> der überge-

ordnete Simulator ist, von dem aus in vorgegebenen Zeitabständen der Simulator TOUGH2 aufgerufen und ausgeführt wird. Als Gründe für die im Vergleich zu der von *Rutqvist* entwickelten Kopplung gegensätzliche Vorgehensweise sind zu nennen, dass am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik vornehmlich geotechnische Aufgaben zu bearbeiten sind, die zunächst durch geomechanische Prozesse geprägt sind und bei denen die hydraulischen Prozesse dann sekundär in Beziehung zu den ablaufenden geomechanischen Prozessen treten, und dass weiterhin zu Beginn der Kopplungsentwicklung am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik bereits umfangreiche Erfahrungen mit dem Simulator FLAC<sup>3D</sup> vorlagen, während mit dem Simulator TOUGH2 zu Beginn der Kopplungsentwicklung noch keine Erfahrungen vorhanden waren. Aufgrund der gegensätzlichen Vorgehensweise bei der Kopplung konnte die Kommunikationsschnittstelle des Simulators TOUGH-FLAC nicht übernommen werden, so dass am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal eine neue geeignete Kommunikationsschnittstelle erarbeitet werden musste. Wie bereits eingangs dieses Abschnittes erwähnt, wird die Gesamtsoftwarekonfiguration aus dieser neuen Kommunikationsschnittstelle sowie den beiden Simulatoren FLAC<sup>3D</sup> und TOUGH2 als FTK-Simulator bezeichnet, in *Lux et al. (2014)* sowie in *Blanco Martín et al. (2014, 2015a-d)* auch als FLAC-TOUGH bzw. in *Wolters (2014)* als FLAC<sup>3D</sup>-TOUGH2. Die Arbeitsweise des FTK-Simulators gestaltet sich derart, dass das Berechnungsgebiet zunächst für einen bestimmten Zeitraum der mechanische Prozess mit dem Simulator FLAC<sup>3D</sup> modelliert wird, anschließend dann mit dem Simulator TOUGH2 der hydraulische und gegebenenfalls auch der thermische Prozess für den gleichen Zeitraum. Bild 4.1 zeigt eine schematische Übersicht zur Kopplung der beiden Simulatoren FLAC<sup>3D</sup> und TOUGH2. Während der mechanischen Simulation werden die in den Berechnungszonen vorhandenen Fluidmassen sowie gegebenenfalls auch die thermische Energie als konstant angesetzt. Die Prozesse werden somit ebenfalls nicht simultan gelöst, interagieren allerdings über die Kommunikationsschnittstelle des FTK-Simulators miteinander. Diese Vorgehensweise wird in *Kim (2010)* als *undrained split*-Methode bezeichnet. Die *undrained split*-Methode ist schematisch in Bild 4.2 dargestellt.

Eine erste Verifikation und Validation des in *Lux et al. (2015)* dokumentierten FTK-Simulators anhand von exemplarischen Beispielen ist bereits im Rahmen des vorstehend genannten Forschungsprojektes durchgeführt worden, teilweise durch Vergleich mit analytischen Lösungen, teilweise aber auch durch Vergleich mit Simulationsergebnissen aus anderen Simulatoren, z.B. mit nur FLAC<sup>3D</sup>-Simulationen für verschiedene 1-Phasenfluss-Situationen. Eine weitere Verifikation und Validation mit Fokus auf die Modellierung von 2-Phasenfluss-Prozessen wird im BenVaSim-Verbundforschungsprojekt durchgeführt.

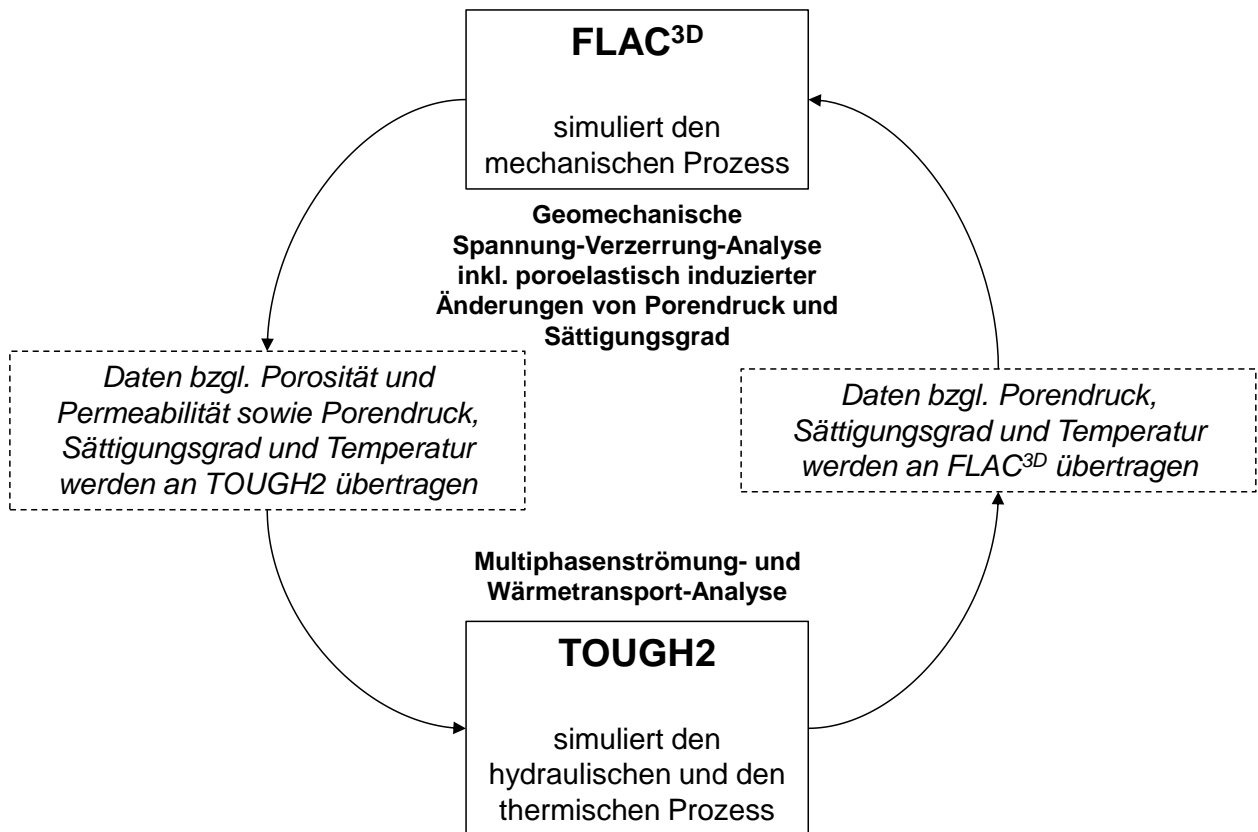


Bild 4.1 Schematische Übersicht zur Kopplung der beiden Simulatoren  $FLAC^{3D}$  und  $TOUGH2$

**Mechanical problem is solved first (undrained split method)**

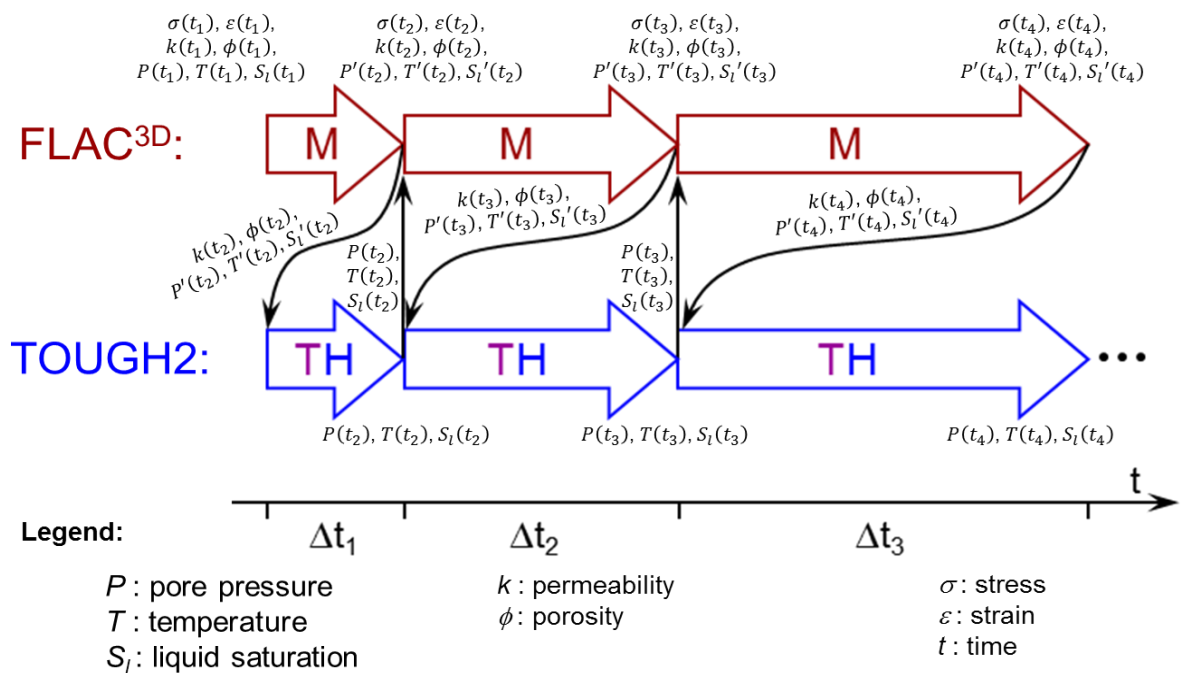


Bild 4.2 Simulationssequenz des FTK-Simulators

Im Rahmen der Simulationsdurchführung für die ENTRIA-Teilprojekte VP 5.1, VP 5.2 sowie VP 6.7mod hat sich allmählich herauskristallisiert, dass noch einige Erweiterungen in den FTK-Simulator zu implementieren waren, und zwar

- eine im Hinblick auf die Verwendung sehr großer Berechnungsmodelle optimierte Zeitschrittsteuerung zur Verkürzung der benötigten Rechenzeiten,
- eine ebenfalls erst bei der Verwendung sehr großer Berechnungsmodelle als notwendig erkannte Optimierung der bei der Transformation der FLAC<sup>3D</sup>-Diskretisierung in eine für TOUGH2 benötigte *Voronoi*-Diskretisierung verwendeten Datenstruktur,
- die Implementierung einer Visualisierungsmöglichkeit für Fluidströmungen im versetzten Endlagerbergwerk sowie im umgebenden Wirtsgestein,
- die Implementierung verschiedener Funktionalmodelle zur Abstrahierung ausgewählter physikalischer Prozesse im Rahmen der Globalmodell-Analysen, z.B. der queldruckbedingten Permeabilitätsänderung in der entfestigten Konturzone für ein Endlager im Tonsteingebirge.

An dieser Stelle wird auf eine detaillierte Beschreibung der vorstehend genannten Erweiterungen verzichtet, da diese Erweiterungen nicht unmittelbar zur Erreichung der Arbeitsziele beitragen, sondern hier nur als notwendiges Mittel zum Zweck anzusehen sind. Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass die Implementierung der vorstehend genannten Erweiterungen mit einem erheblichen Arbeitsaufwand verbunden war. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird von den implementierten Erweiterungen implizit gebraucht gemacht, allerdings wird darauf im Folgenden nicht an jeder Stelle explizit hingewiesen.

Der weiterentwickelte FTK-Simulator mit den darin ergänzend implementierten physikalischen Funktionalitäten wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendet

- zur Verbesserung des Prozessverständnisses zu den innerhalb eines im Tonsteingebirge errichteten Tiefenlager-/Endlagerbergwerks sowie im umgebenden Wirts- bzw. Barrierengestein ablaufenden TH2M-gekoppelten physikalischen Prozessen (Lokalmodelle) und
- zur Verbesserung des Systemverständnisses zum langfristigen Verhalten eines im Tonsteingebirge errichteten Tiefenlager-/Endlagersystems unter Berücksichtigung der ablaufenden insbesondere fluiddynamischen Prozesse, die sich in verschiedenen Teilbereichen des Tiefenlager-/Endlagersystems aus den ablaufenden TH2M-gekoppelten physikalischen Prozessen ergeben und die in diesen Teilbereichen in ihrer zeitlichen Entwicklung auch beeinflusst werden durch in anderen Tiefenlager-/Endlagersystembereichen ablaufende Prozesse (Globalmodelle).

Damit resultiert die Weiterentwicklung des FTK-Simulators mit der verstärkten Validierung auch unmittelbar in der in den ENTRIA-Teilprojekten VP 5.2 und VP 6.7mod angestrebten Verbesserung der Robustheit der radionuklidrückhaltenden Sicherheitsfunktionen, zu der auch die vorliegende Arbeit einen Beitrag leisten soll.

Die fluiddynamischen Prozesse werden hier deshalb in den Vordergrund gestellt, weil die langfristige Tiefenlager-/Endlagersystemsicherheit durch den Transport radio- und chemotoxischer Schadstoffe in dem dann final verschlossenen Endlagersystem bestimmt wird und dieser Schadstofftransport durch advective und diffusive Transportprozesse getragen wird. Fluiddynamische Prozesse sind der Ausgang für advective Stofftransportprozesse. Sowohl advective wie auch diffusive Transportprozesse sind allerdings nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

Grundsätzlich sind die fluiddynamischen Prozesse eng verbunden mit mechanischen und thermischen Prozessen, so dass auch diese Prozesse entsprechend ihrer Bedeutung für die langfristige Endlagersystemsicherheit in die Analysen einbezogen werden. Nicht näher betrachtet werden hier im Rahmen dieser Arbeit dagegen möglicherweise für den langfristigen Schadstofftransport auch bedeutsame chemische Prozesse im Endlagernahfeld. Ebenfalls nicht näher betrachtet wird hier entsprechend der Schwerpunktsetzung dieser Arbeit die bautechnische Machbarkeit in Bezug auf die Bergwerksstruktur. Dementsprechend erfolgen keine expliziten Analysen zur konstruktiven Planung, zum Tragverhalten und zur bautechnischen Sicherheit von Tragwerksstrukturen und zu ihrer längerfristigen Gewährleistung.

## **5 Verifikation und Validation des weiterentwickelten Simulationsinstrumentariums (TH2M) anhand von so genannten Lokal- bzw. Prozessmodellen**

### **5.1 Vorbemerkung**

Wie bereits in Abschnitt 4 erläutert, wird der weiterentwickelte FTK-Simulator mit den darin implementierten physikalischen Zusammenhängen bei der Bearbeitung der vorliegenden Arbeit verwendet

- zur Verbesserung des Prozessverständnisses zu den in einem Endlager sowie im umgebenden Wirtsgestein ablaufenden TH2M-gekoppelten physikalischen Prozessen und
- zur Verbesserung des Systemverständnisses zum langfristigen Verhalten eines Endlagersystems im Tonsteingebirge mit einer Fokussierung auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse, die sich in verschiedenen Teilbereichen des Endlagersystems aus den ablaufenden TH2M-gekoppelten physikalischen Prozessen ergeben und die in diesen Teilbereichen in ihrer zeitlichen Entwicklung auch beeinflusst werden durch in anderen Endlagersystembereichen ablaufende Prozesse.

Vor der Verwendung des entsprechend Abschnitt 4 weiterentwickelten FTK-Simulators für die vorstehend genannten Bearbeitungsaufgaben muss der Simulator zunächst erneut einer Qualitätssicherungsprozedur unterzogen werden, d.h. verifiziert und validiert werden. Diese Verifikation und Validation erfolgen im Rahmen der vorliegenden Arbeit mit Fokus auf die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge sowie das Versatzmaterial Bentonit, und zwar für verschiedene Teilkomponenten des Simulators auf unterschiedliche Weise. Dabei sind unter Verifikation der Beleg der zahlenmäßigen Korrektheit der numerischen Simulationen und unter Validation der Beleg der Realitätsnähe der physikalischen Modellierung zu verstehen. In diesem Zusammenhang sind folgende Arbeiten durchgeführt worden:

- *Retrospektive Analyse des im Felslabor in Mont Terri im Opalinustongebirge durchgeführten HE-D-Experiments mit Hilfe des FTK-Simulators.* Im Rahmen des HE-D-Experiments wurde das THM-gekoppelte Materialverhalten des Tonsteingebirges unter vollständiger Sättigung untersucht, d.h. insbesondere die Temperatur-, Porendruck- und Deformationsentwicklung. Die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse werden zur Validation einerseits mit den Feldmessdaten verglichen, andererseits aber auch mit anderen in der nationalen Literatur dokumentierten numerischen Simulationsergebnissen zum HE-D-Experiment.

- *Verifikation und Validation der Implementierung des Barcelona Basic Model in den FTK-Simulator.* Verifikation und Validation erfolgen anhand einer Benchmark-Simulation zu einem in *Rutqvist et al. (2010)* beschriebenen generischen Laborversuch an einem Bentonitprüfkörper in Kooperation mit dem Lawrence Berkeley National Laboratory (LBNL) in den USA.
- *Durchführung eines Benchmarks in Kooperation mit dem Beijing Research Institute of Uranium Geology (BRIUG) in China zur retrospektiven Analyse eines laborativen Großversuchs an Bentonit.* Die Validation erfolgt durch Vergleich der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse mit den Messdaten des Laborversuchs sowie mit Simulationsergebnissen des BRIUG.
- *Retrospektive Analyse von in Amann & Löw (2009) bzw. in Nagra (2014) dokumentierten numerischen Simulationen zum Tunnelbau im Tonsteingebirge.* Die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse werden mit den in den beiden Literaturquellen dokumentierten Simulationsergebnissen verglichen. Im Mittelpunkt steht dabei das Tragverhalten in Verbindung mit mechanisch-hydraulisch gekoppelten Prozessen.

Im Folgenden werden die vorstehend genannten Verifikations- und Validationssimulationen im Detail vorgestellt.

## **5.2 Retrospektive Analyse des HE-D-Experiments**

### **5.2.1 Vorbemerkung**

Das so genannte HE-D-Experiment ist ein Erhitzerexperiment im Tonsteingebirge, das im Schweizer Felslabor Mont Terri durchgeführt worden ist. Im Felslabor Mont Terri wurde in der Vergangenheit und wird auch zurzeit eine Vielzahl weiterer nationaler und internationaler Forschungsprojekte zur thermischen, hydraulischen, mechanischen und chemischen Charakterisierung von Tonstein (in Mont Terri: Opalinuston) sowie von Bentonitversatzmaterial durchgeführt. Das Felslabor dient ausschließlich der Forschung für ein zukünftiges Tiefenlager für radioaktive Abfälle in der Wirtsgesteinsformation Opalinuston, die tatsächliche Errichtung eines Tiefenlagers für radioaktive Abfälle ist daher an diesem Standort ausgeschlossen.

Das Felslabor Mont Terri befindet sich nordöstlich von St-Ursanne im Kanton Jura im Nordwesten der Schweiz. Es liegt 300 m unterhalb der Erdoberfläche und ist erreichbar über den Sicherheitsstollen des Autobahntunnels Mont Terri der A16. Bild 5.1 zeigt eine 3D-Ansicht des Felsla-

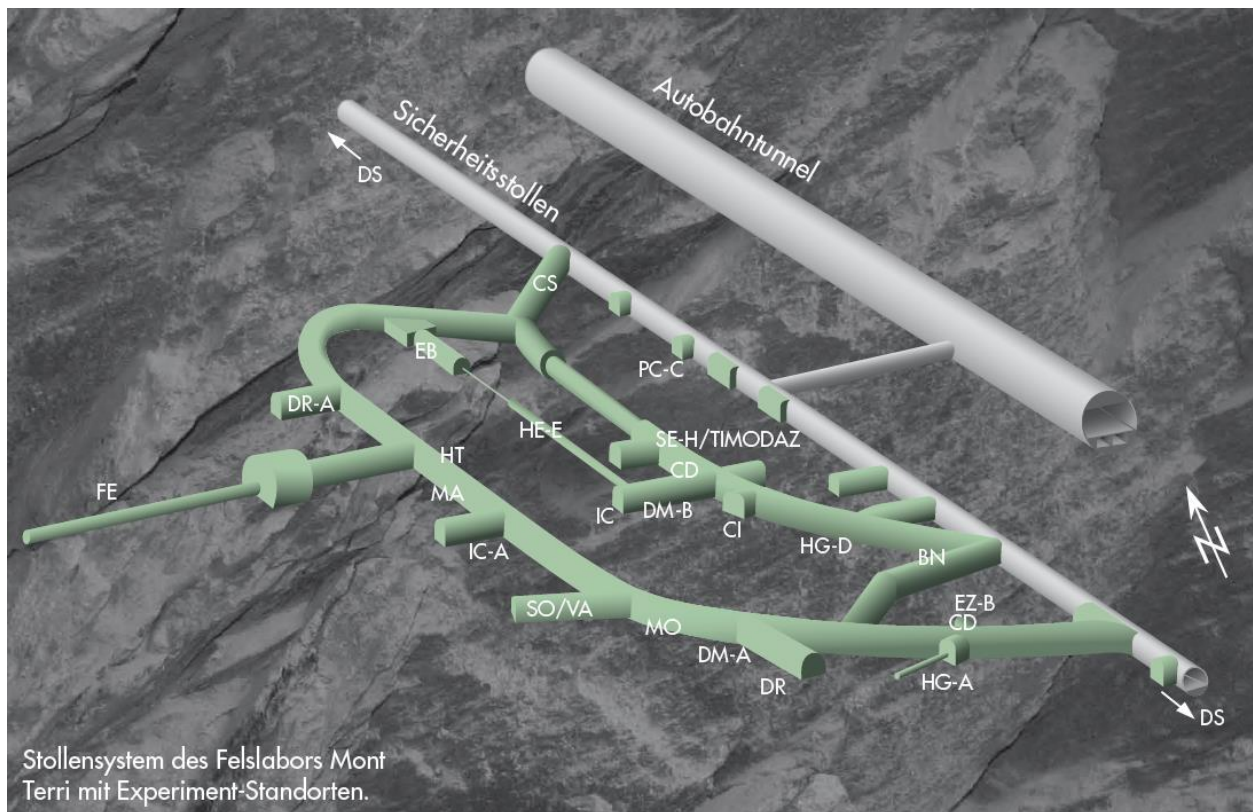


Bild 5.1 3D-Ansicht des Felslabors Mont Terri mit den Standorten ausgewählter, im Felslabor Mont Terri durchgeführter Experimente, Mont Terri (2012)

bors Mont Terri mit den Standorten ausgewählter, im Felslabor Mont Terri durchgeführter Experimente. Die Bedeutung der Experiment-Kurzbezeichnungen ist *Mont Terri (2012)* zu entnehmen. Der Versuchsstandort des HE-D-Experimentes ist in Bild 5.1 nicht aufgetragen, befindet sich entsprechend Bild 5.2, einer inzwischen veralteten Darstellung des Felslabors Mont Terri in Anlehnung an *Jobmann et al. (2006)*, etwa im Bereich der in Bild 5.1 dargestellten Experimente DM-B und CI.

Das Felslabor Mont Terri ist in einer Opalinustonformation aufgefahren worden, die aus drei Hauptfazies besteht, nämlich aus einer Tonschiefer-Fazies und zwei unterschiedlichen Ton-Sand-Fazies, eine davon wird als karbonatreich bezeichnet, die andere nicht. Bild 5.3 zeigt eine Übersicht über die geologischen Verhältnisse im Bereich des Felslabors Mont Terri. Eine großräumigere Darstellung der geologischen Situation entlang des etwa 4 km langen Autobahntunnels Mont Terri zeigt Bild 5.4.

Die Schichtflächen des Sedimentgesteins fallen in südöstlicher Richtung mit einem Winkel von  $130^{\circ}$ – $150^{\circ}$  ein. Die Mächtigkeit der Opalinustonformation beträgt etwa 160 m. Die Deckgebirgsmächtigkeit variiert zurzeit zwischen 250 m und 320 m, allerdings wird angenommen, dass



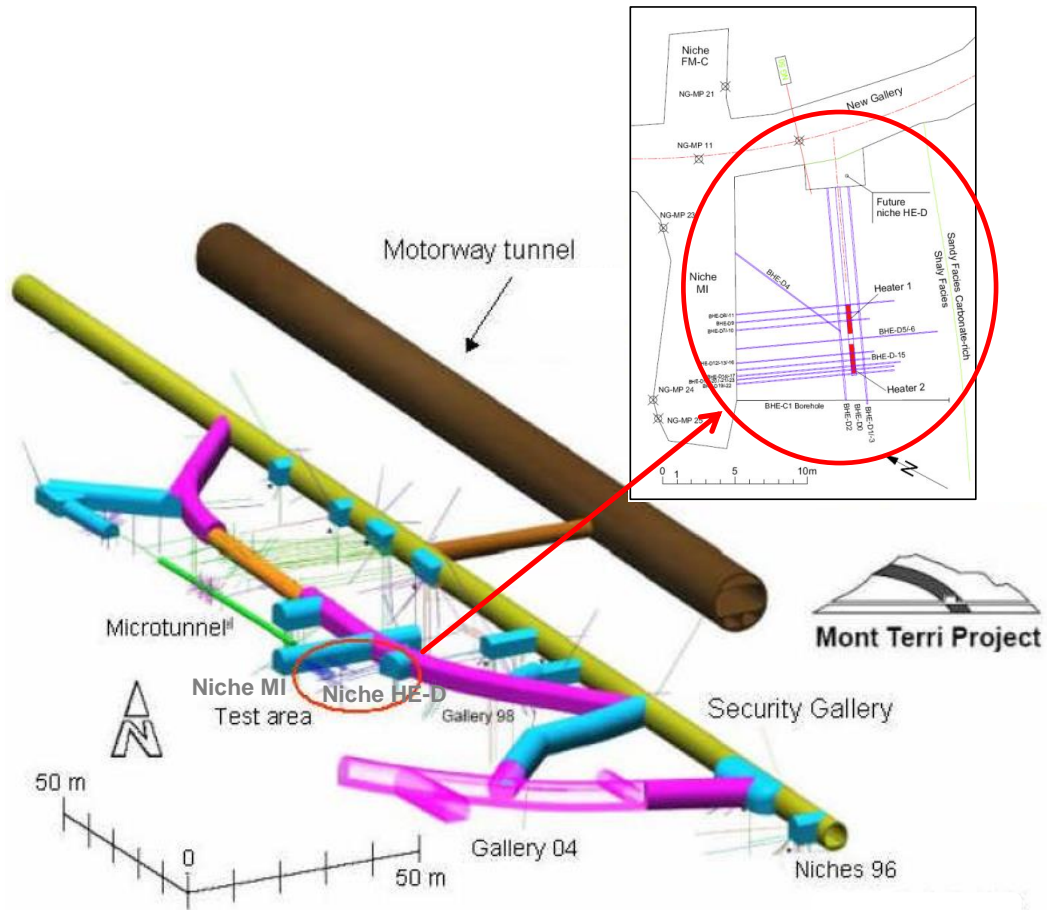


Bild 5.2 3D-Ansicht des Felslabors Mont Terri mit Versuchsstandort des HE-D-Experiments in Anlehnung an Jobmann et al. (2006)

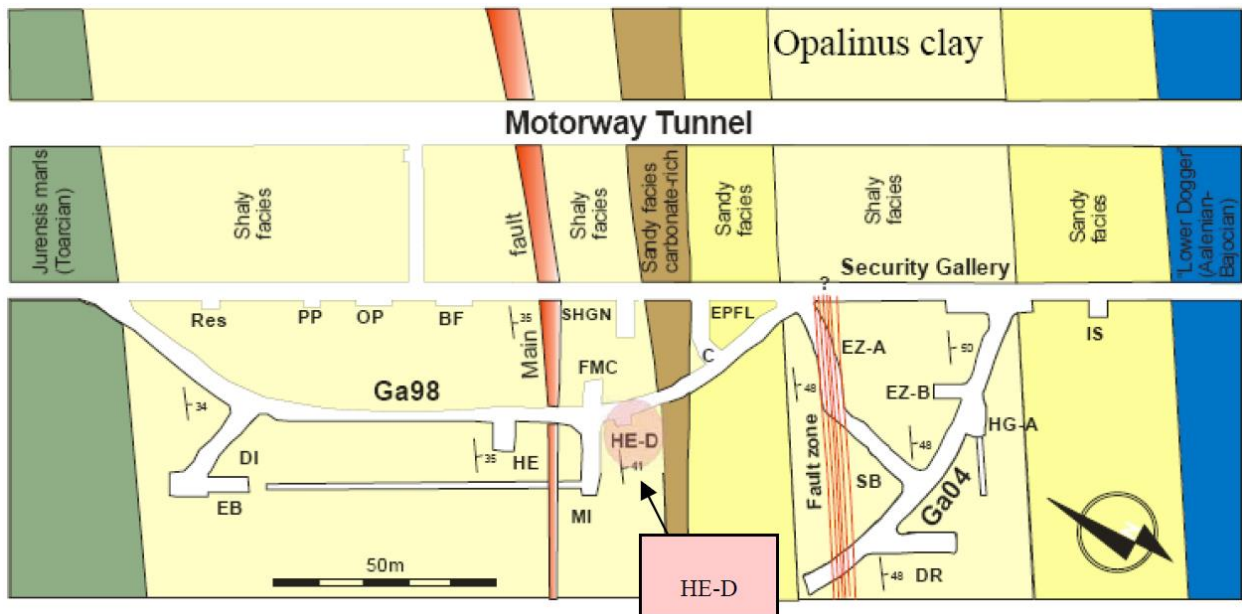


Bild 5.3 Horizontaler Schnitt durch das Felslabor Mont Terri mit dem Standort des HE-D-Experiments, Wileveau & Rothfuchs (2007)

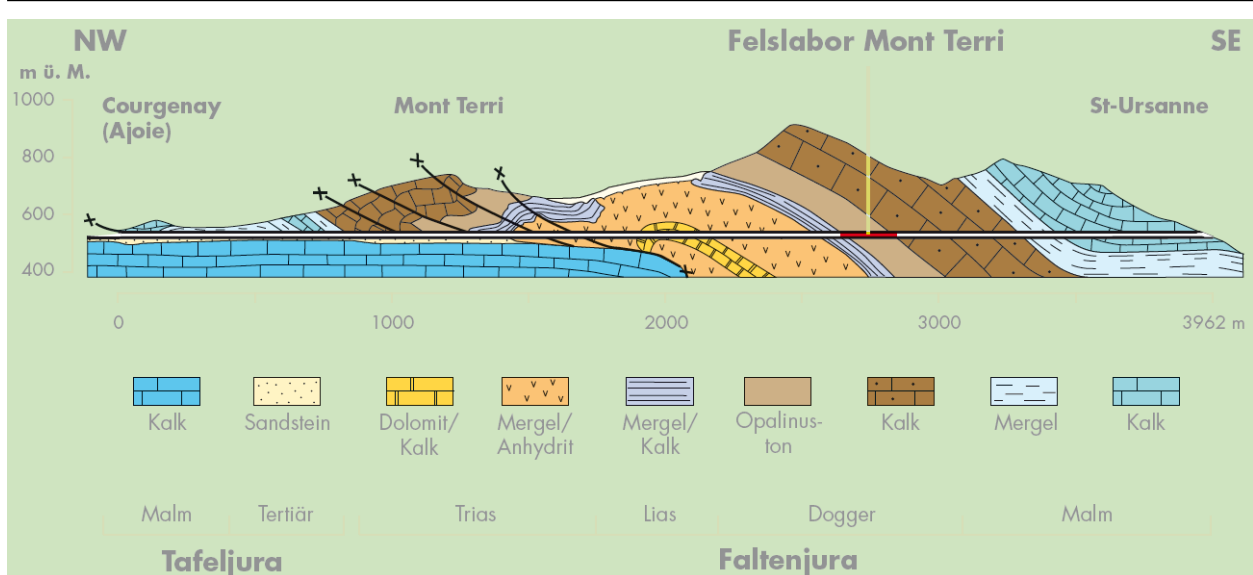


Bild 5.4 Geologisches Profil entlang des etwa 4 km langen Autobahntunnels Mont Terri, Mont Terri (2012)

die Deckgebirgsmächtigkeit in der Vergangenheit mindestens 1.000 m betragen hat. Der Porenraum des Tongesteins ist wassergesättigt. Ein Wasserfluss findet aufgrund der geringen Permeabilität und der geringen hydraulischen Gradienten im unverritzten Zustand im Grundsatz nicht statt. Nähere Einzelheiten zum Einfluss lokaler Wasserzutritte und lokaler Grundwassereinwirkungen auf die mechanische Qualität des Opalinustons im Bereich von Bohrlöchern sind z.B. *Lux et al. (2015)* zu entnehmen. Der primäre Porenwasserdruck liegt bei etwa 2,1 MPa und die primäre Gebirgstemperatur bei etwa 15 °C .

## 5.2.2 Beschreibung des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte

Das HE-D-Experiment wurde im Jahr 2003 von der Andra vorgeschlagen als Muster-Erhitzer-versuch für den ähnlichen TER-Erhitzer-versuch, der zu einem späteren Zeitpunkt im Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory (MHM-URL) in Frankreich in der dort untersuchten Callovo-Oxfordian-Tonsteinformation durchgeführt werden sollte.

Inzwischen ist das HE-D-Experiment mehrfach retrospektiven Analysen unterzogen worden, die im Rahmen von Abschlussberichten dokumentiert worden sind, z.B. von der DBE<sub>TEC</sub> in *Jobmann et al. (2006)* und im Rahmen eines Benchmarks in *Wileveau & Rothfuchs (2007)*. Die dort angegebenen Informationen sind in der vorliegenden Arbeit herangezogen worden als Grundlage für eine weitere retrospektive Analyse des HE-D-Experiments zur Validation des FTK-Simulators.

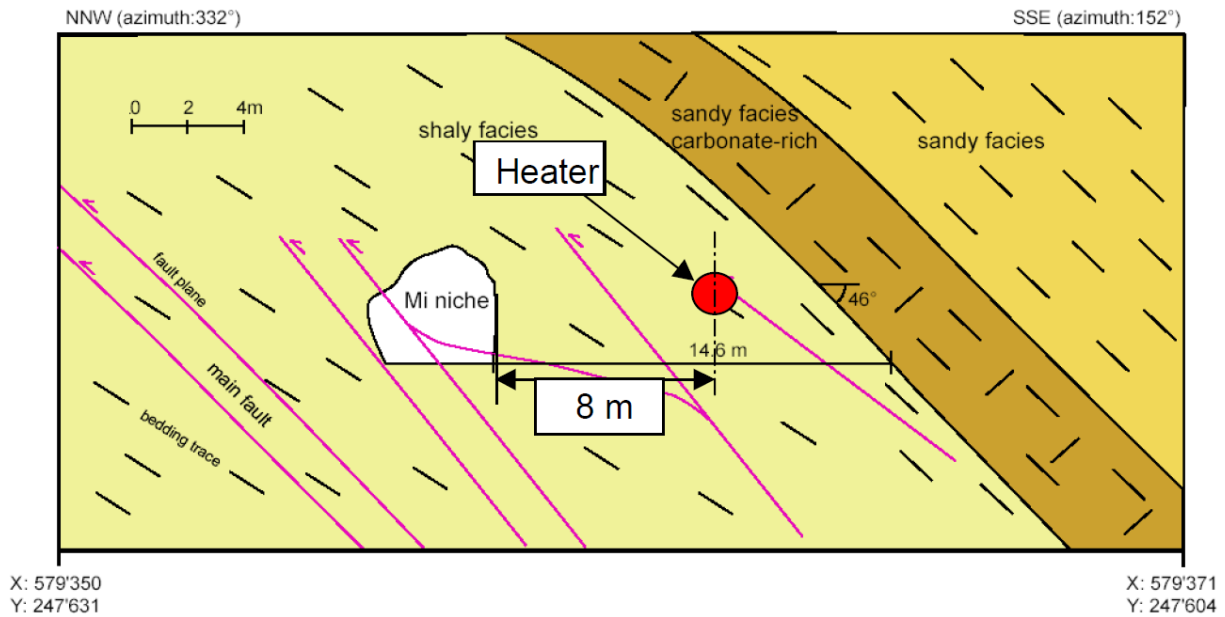
Das HE-D-Experiment hat stattgefunden in einer speziell für dieses Experiment ausgehend von der Galerie 98 aufgefahrenen Nische, die als HE-D-Nische bezeichnet wird. Die HE-D-Nische liegt in der als homogen angesehenen Tonschiefer-Fazies, die karbonatreiche Ton-Sand-Fazies wird gemieden.

Das Grundkonzept der Andra für das thermische In-situ-Experiment HE-D besteht darin, zwei elektrische Erhitzer in ein von der HE-D-Nische horizontal geteuftes Bohrloch zu installieren. Die Richtung der Bohrlochachse verläuft dabei parallel zur streichenden Richtung der Tonschiefer-Fazies. Die Erhitzer hatten im Bohrloch einen nahezu unmittelbaren Kontakt zum umgebenden Tonsteingebirge, es wurde also kein zusätzliches Versatzmaterial zwischen den Erhitzern und dem umgebenden Tonsteingebirge eingebaut. Zu ihrem Schutz waren die Erhitzer allerdings jeweils von einem relativ dünnen Packer umgeben, in dem während des Versuchs ein Öldruck von etwa 1 MPa angelegt worden ist (Form- und Kraftschluss mit dem Gebirge).

Hauptziele des HE-D-Experimentes waren nach *Wileveau & Rothfuchs (2007)*

- die Erprobung der Leistungsfähigkeit der Erhitzerinstrumentierung bei Erreichen einer Maximaltemperatur von 100 °C an der Grenzfläche zwischen Erhitzer und Tonsteingebirge,
- der Test von Messmethoden und -instrumenten, welche als besonders geeignet angesehen worden sind, die Temperatur, den Porenwasserdruck, die Gasmigration und die Deformation im Tonsteingebirge unter Berücksichtigung seiner besonderen Eigenschaften hinsichtlich geringer Permeabilität und eines geringen freien Wassergehalts zu überwachen,
- die Analyse des Verhaltens von Opalinuston bei Erwärmung und Abkühlung während des Experiments unter besonderer Berücksichtigung der ablaufenden thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Prozesse,
- die Charakterisierung der thermisch-hydraulisch-mechanischen Eigenschaften des Opalinustons auf Basis von Laboruntersuchungen an aus dem Testfeld entnommenen Proben sowie die Bestimmung der Materialkennwerte, welche für die physikalische Modellierung der ablaufenden Prozesse durch geeignete Stoffmodelle von Bedeutung sind sowie
- die Validierung von Simulatoren und darin implementierten Stoffmodellen durch Vergleich der Feldmessdaten mit Berechnungsergebnissen.

Bild 5.5 zeigt einen Vertikalschnitt zur geologischen Situation im Umfeld des HE-D-Experiments. Es ist zu ersehen, dass der Abstand zwischen dem MI-Nische und der Achse des Erhit-



**Bild 5.5** Vertikalschnitt zur geologischen Situation im Nahfeld des HE-D-Experiments (Position des Vertikalschnitts: orthogonal zur MI-Nische sowie zur Achse des Erhitzebohrlochs in einem Abstand von 12 m vom Eingang der MI-Nische), Jobmann et al. (2006)

zerbohrlochs 8 m beträgt. Zudem ist zu ersehen, dass die Einfallwinkel der beiden Ton-Sand-Fazies nicht konstant über den gesamten Teufenbereich sind.

Basierend auf der in Bild 5.5 dargestellten geologischen Situation sowie den in Jobmann et al. (2006) und Wileveau & Rothfuchs (2007) dokumentierten Informationen zur Versuchsanordnung ist ein 3-dimensionales Berechnungsmodell zur retrospektiven Analyse der Feldmessdaten mit dem FTK-Simulator erstellt worden. Bild 5.6 zeigt eine Vertikalschnitt-Gesamtansicht dieses 3-dimensionalen Berechnungsmodells, während in Bild 5.7 eine Vertikalschnitt-Detailansicht für das Nahfeld des Versuchsstandortes dargestellt ist. Bild 5.8 zeigt eine Gesamtansicht des erstellten 3D-Berechnungsmodells (links) sowie eine Teilansicht (rechts), bei der der Gebirgsbereich oberhalb der Bohrlochachse des Erhitzebohrlochs ausgeblendet ist. Detailansichten für den Bereich des Versuchsstandortes sind aus Bild 5.9 zu ersehen.

Die Oberkante des Berechnungsmodells befindet sich in einer Teufe von  $z \approx -242 \text{ m}$ , während die Unterkante des Berechnungsmodells in einer Teufe von  $z \approx -316 \text{ m}$  liegt. Die Modellhöhe beträgt somit etwa 74 m. In  $x$ -Richtung erstreckt sich das Berechnungsmodell von  $x = -50 \text{ m}$  bis  $x = 50 \text{ m}$ , so dass das Berechnungsmodell eine Gesamtbreite von 100 m aufweist. In  $y$ -Richtung erstreckt sich das Berechnungsmodell von  $y \approx -31 \text{ m}$  bis  $y \approx 35 \text{ m}$ , so dass sich in dieser Richtung eine Breite von etwa 66 m ergibt.

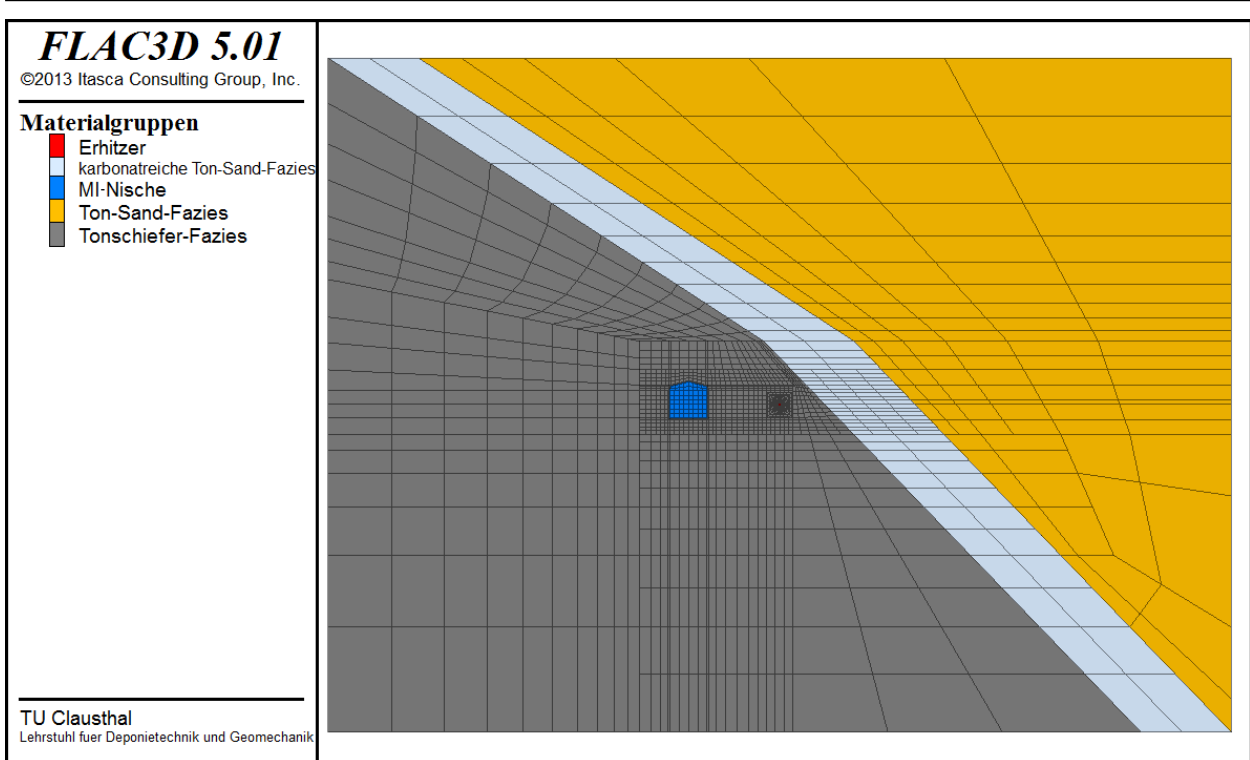


Bild 5.6 Vertikalschnitt-Gesamtansicht des 3D-Berechnungsmodells zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments

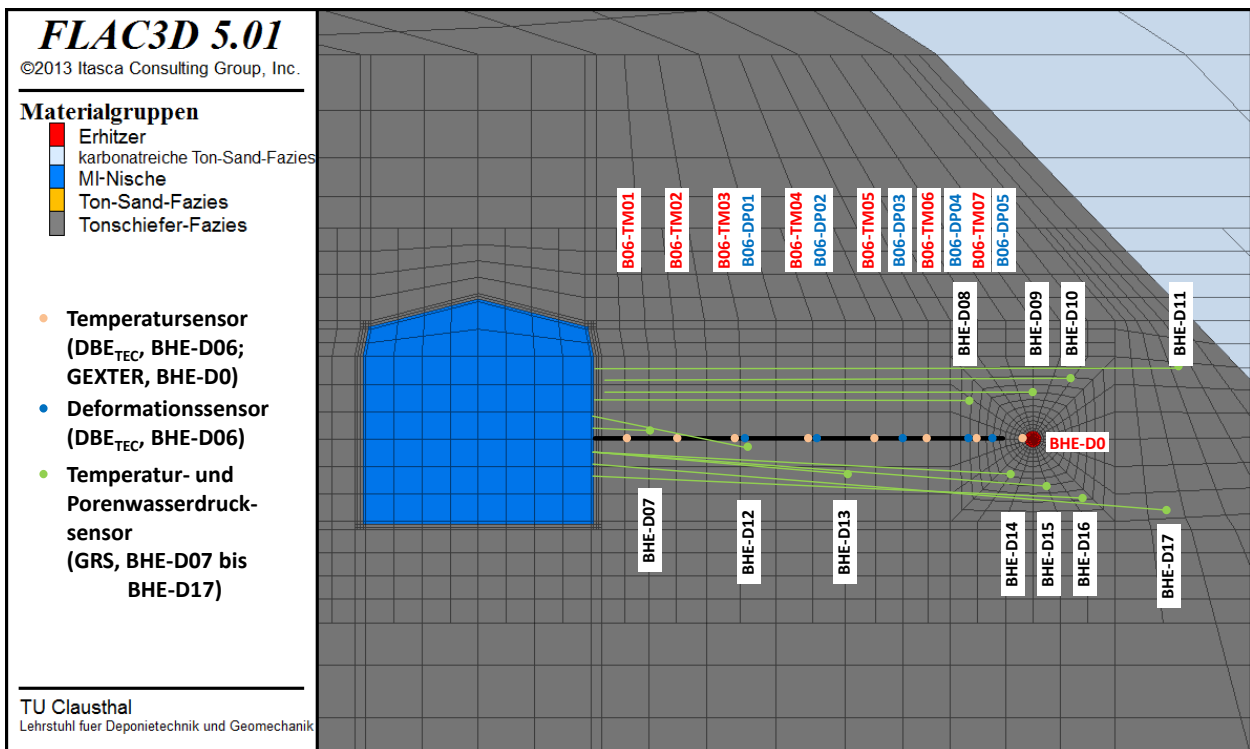


Bild 5.7 Vertikalschnitt-Detailansicht der MI-Nische sowie des Erhitzerbohrlochs im 3D-Berechnungsmodell zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments mit schematischer Darstellung der Messbohrlöcher

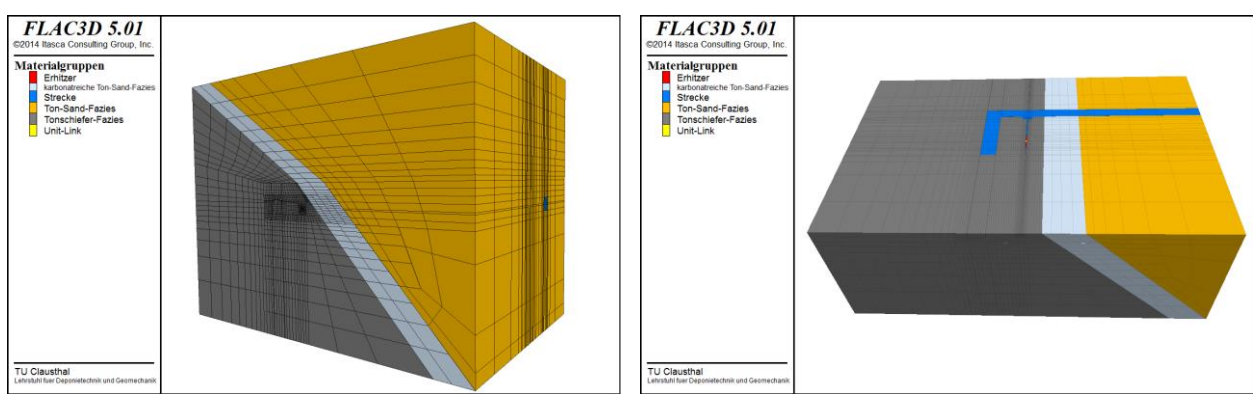


Bild 5.8 Gesamtansicht (links) sowie untere Teilansicht (rechts) des 3D-Berechnungsmodells zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments

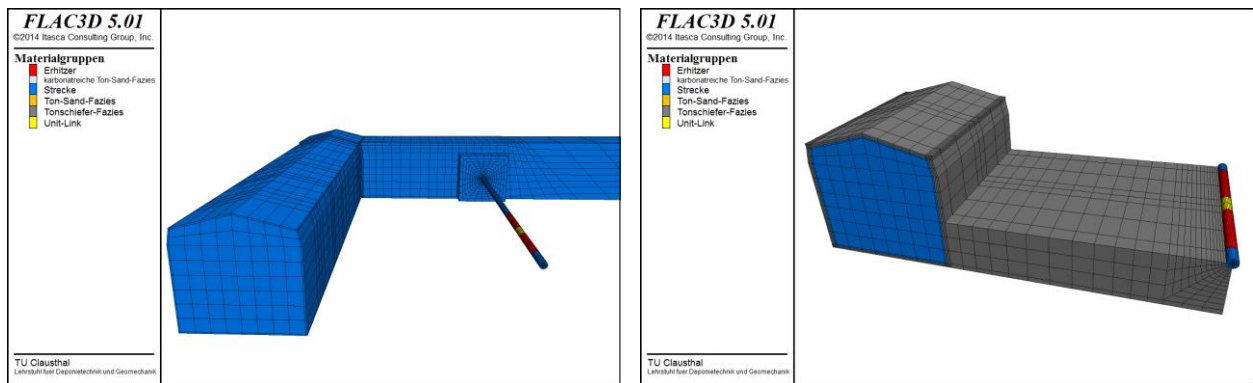


Bild 5.9 Detailansichten der MI-Nische sowie des Erhitzerbohrlochs im 3D-Berechnungsmodell zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments

Entsprechend der vorliegenden geologischen Situation werden im Berechnungsmodell die drei Faziesarten Tonschiefer-Fazies (dunkelgrau), karbonatreiche Ton-Sand-Fazies (hellblau) und Ton-Sand-Fazies (orange) berücksichtigt. Die karbonatreiche Ton-Sand-Fazies fällt im oberen Teufenbereich von  $z \approx -273 \text{ m}$  bis  $z \approx -242 \text{ m}$  unter einem Winkel von  $147^\circ$  bezogen auf die  $x$ -Richtung ein, während das Einfallen im unteren Teufenbereich von  $z \approx -316 \text{ m}$  bis  $z \approx -273 \text{ m}$  unter einem Winkel von  $134^\circ$  bezogen auf die  $x$ -Richtung erfolgt.

Die MI-Nische (blau) liegt im Teufenbereich von  $z = -281,55 \text{ m}$  bis  $z = -277,45 \text{ m}$  und weist somit eine Höhe von  $4,1 \text{ m}$  auf. Die Breite der MI-Nische beträgt  $4,2 \text{ m}$ . Von der MI-Nische aus sind unterschiedliche Messbohrlöcher zur Erfassung der Temperatur- und Porendruckentwicklung sowie der Deformationen aufgeföhren worden. Die Galerie 98, an die sowohl die MI-Nische wie auch die HE-D-Nische anschließen, wird nur teilweise in das Berechnungsmodell übernommen, da die weiter entfernten Bereiche als nicht von der Versuchsanordnung beeinflusst angesehen werden.



Die Länge des Erhitzerbohrlochs BHE-D0, das in einer Teufe von  $z = -280\text{ m}$  mittig von der  $1,2\text{ m}$  tiefen HE-D-Nische ausgeht, beträgt etwa  $14\text{ m}$ . Die beiden installierten elektrischen Erhitzer (rot) haben jeweils eine Länge von  $2\text{ m}$  und einen Durchmesser von  $d = 0,3\text{ m}$ . Der Abstand zwischen den Erhitzern beträgt  $0,79\text{ m}$ . Zur geometrischen Vereinfachung sind die die Erhitzer umgebenden Packer im Rahmen der rechnerischen Simulationen nicht explizit berücksichtigt worden, sondern es wurde ein direkter Kontakt zwischen den Erhitzern und dem umgebenden Tonsteingebirge angenommen. Des Weiteren sind auch die entsprechend Bild 5.10 an den Erhitzern vorhandenen Stahlenden nicht in den Berechnungsmodellen berücksichtigt worden.

Ausgehend von der so genannten MI-Nische, die ebenfalls in der Tonschiefer-Fazies aufgefahren und der HE-D-Nische benachbart ist, sind an unterschiedlichen Positionen und in unterschiedlichen Richtungen verschiedene Bohrungen zur Beobachtung des HE-D-Experiments abgeteuft und von verschiedenen Projektteilnehmern mit Messinstrumenten ausgestattet worden. Im Rahmen der Validierung des Simulationsinstrumentariums ist die Kenntnis zur Positionierung der Messensoren von großer Bedeutung. Im Bohrloch BHE-D06 (in Bild 5.7 schwarz dargestellt) sind vom Projektteilnehmer DBE<sub>TEC</sub> Temperatursensoren (in Bild 5.7 orange dargestellt) sowie Deformationssensoren (in Bild 5.7 blau dargestellt) installiert worden, ebenso wie im Bohrloch BHE-D0 (in Bild 5.7 rot dargestellt) vom Projektteilnehmer GEXTER, wohingegen in den Bohr-

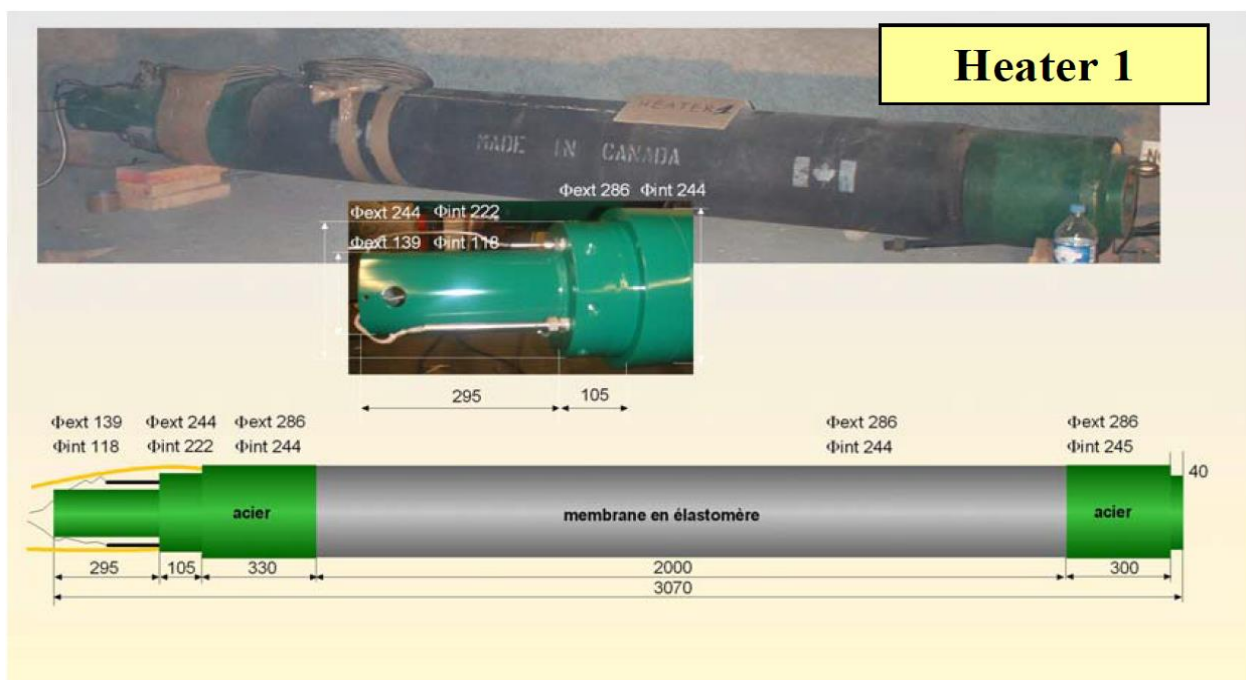


Bild 5.10 Foto und Abmessungen der im HE-D-Experiment eingesetzten Erhitzer, Willeveau & Rothfuchs (2007)

löchern BHE-D07 bis BHE-D17 (in Bild 5.7 grün dargestellt) vom Projektteilnehmer GRS Temperatur- und Porenwasserdrucksensoren (in Bild 5.7 ebenfalls beide grün dargestellt) installiert worden sind.

Mit Hilfe des 3D-Berechnungsmodells sind mit dem FTK-Simulator thermische, hydraulische sowie thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulationen durchgeführt worden. Dabei ist das Tonsteingebirge als homogen, isotrop und in seiner mechanischen Qualität zeitlich unveränderlich angenommen worden, d.h. die angesetzten Materialkennwerte sind für die drei unterschiedlichen Gesteinsfazies identisch und berücksichtigen keinen Schichtungseinfluss sowie Schädigungseinfluss auf die Wärmeleitfähigkeit oder auf die Permeabilität. Das mechanische Materialverhalten wurde als linear-elastisch angenommen. Die in den Simulationen angesetzten Materialkennwerte werden in Tabelle 5.1 zusammenfassend dargestellt. Sie sind größtenteils *Jobmann et al. (2006)* entnommen. Die restlichen Parameter wurden eingeschätzt bzw. im Rahmen einer aufgrund der Vernachlässigung der thermischen und hydraulischen Anisotropie benötigten Variationsanalyse angepasst. Die Anisotropie hinsichtlich Permeabilität und Wärmeleitfähigkeit

Hydrothermomechanische Materialkennwerte für das Tonsteingebirge		Hydrothermomechanische Materialkennwerte für die elektrischen Erhitzer	
Dichte $\rho$	2.407 kg/m <sup>3</sup>	Dichte $\rho$	3.000 kg/m <sup>3</sup>
Elastizitätsmodul $E$	4.000 MPa	Elastizitätsmodul $E$	210.000 MPa
Poisson-Zahl $\nu$	0,33	Poisson-Zahl $\nu$	0,29
Porosität $\phi$	0,137	Porosität $\phi$	0,001
Permeabilität $K$	5 · 10 <sup>-20</sup> m <sup>2</sup>	Permeabilität $K$	0 m <sup>2</sup>
EDZ (0-1,0 m)	5 · 10 <sup>-19</sup> m <sup>2</sup>	Flüssigkeitssättigungsgrad $S_l$	0
EDZ (1,0-2,0 m)	1 · 10 <sup>-19</sup> m <sup>2</sup>	Biot-Koeffizient $\alpha$	0
Flüssigkeitssättigungsgrad $S_l$	1	Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0
Biot-Koeffizient $\alpha$	0,6	Gasrestsättigungsgrad $S_{gr}$	0
Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0	Kapillardruck $P_{cap}$	0 MPa
Gasrestsättigungsgrad $S_{gr}$	0	Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	1,5 · 10 <sup>-4</sup> K <sup>-1</sup>
Kapillardruck $P_{cap}$	0 MPa	initiale Wärmeleitfähigkeit $\lambda_0$	10 W/(m · K)
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	1,5 · 10 <sup>-5</sup> K <sup>-1</sup>	initiale spezifische Wärmekapazität $c_{p,0}$	1.000 J/(kg · K)
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	1,7 W/(m · K)		
spezifische Wärmekapazität $c_p$	920 J/(kg · K)		

Tabelle 5.1 Kennwerte für das Materialverhalten des Tonsteingebirges sowie der Erhitzer, *Jobmann et al. (2006)*



higkeit musste hier vernachlässigt werden, da es im FTK-Simulator – speziell im Simulator TOUGH2 – keine Möglichkeit zur Modellierung dieser Anisotropien gibt.

Die in der Simulation zu berücksichtigende Belastungsgeschichte nach Tabelle 5.2 ist ebenfalls *Jobmann et al. (2006)* entnommen. Eine Visualisierung zur zeitlichen Entwicklung der Gesamtwärmeleistung der elektrischen Erhitzer während der Erhitzerphase ist in Bild 5.11 aufgetragen.

Date	Time according to start of heating [d]	progress
04/1998	-2190	Excavation of New Gallery and MI Niche
14.01.2004	-83.4	Installation of sensors in BHE-D06 (deformations set to 0)
04.03.2004	-32.7	Drilling of borehole BHE-D0 (1 <sup>st</sup> step)
08.03.2004	-28.8	Drilling of borehole BHE-D0 (2 <sup>nd</sup> step)
06.04.2004	0.0	Begin of heating phase I (P = 650 W)
06.07.2004	90.8	Begin of heating phase II (P = 1950 W)
23.07.2004	108.8	Hydraulic loss in packer 2 (normal stress is set to 0 for heater 2)
16.12.2004	254.7	Switch-off heater
17.12.2004	255.2	Restart heating phase II
11.03.2005	338.6	Power loss (P = 160 W)
16.03.2005	344.0	Restart heating phase II (P = 1950 W)
16.03.2005	344.1	Switch-off heater
	550	End of simulation

Tabelle 5.2 Belastungsgeschichte vor und während des HE-D-Experiments, *Jobmann et al. (2006)*

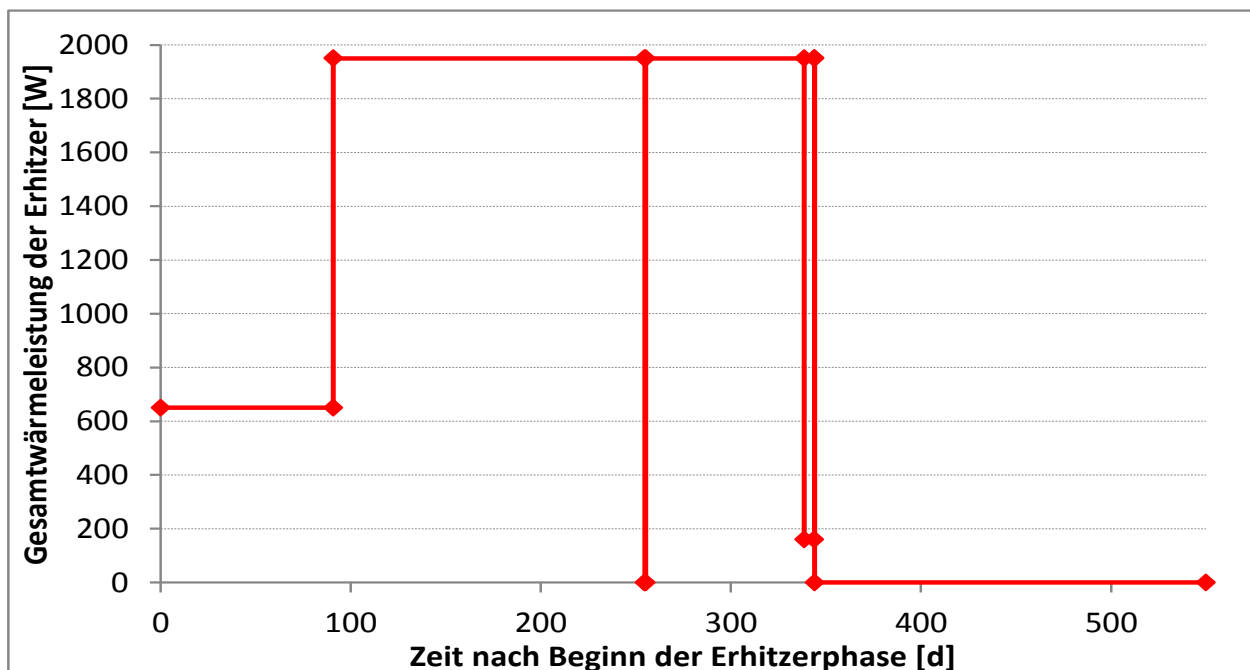


Bild 5.11 Gesamtwärmeleistung der elektrischen Erhitzer im Verlauf des Experiments in Anlehnung an *Jobmann et al. (2006)*

Die Galerie 98 und die MI-Nische sind im April 1998 aufgefahren worden. Im Januar 2004 wurden dann nach dem Abteufen im Bohrloch BHE-D06 Sensoren zur Messung der Temperatur, des Porendrucks und der Deformationen installiert. Etwa zwei Monate später wurde das Bohrloch BHE-D0 für die Erhitzer erstellt. Im April 2004 hat dann der Versuch mit der Erhitzerphase 1 begonnen. In dieser Phase ist an den Erhitzern eine Wärmeleistung von  $650\text{ W}$  angelegt worden. Diese erste Versuchsphase hat etwa drei Monate gedauert. Anschließend ist in der Erhitzerphase 2 die Wärmeleistung der Erhitzer auf  $1.950\text{ W}$  erhöht worden. Diese zweite Versuchsphase hat etwa 250 Tage gedauert, wobei es währenddessen kurzzeitige Erhitzerausfälle gegeben hat. In einer dritten Versuchsphase sind dann die Erhitzer wieder deaktiviert worden. Entsprechend der Versuchsdurchführung wird in den numerischen Simulationen ein Versuchszeitraum von etwa 550 Tagen simuliert.

### **5.2.3 Vergleichende Gegenüberstellung der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse und der in *Jobmann et al. (2006)* bzw. in *Wileveau & Rothfuchs (2007)* dokumentierten Simulationsergebnisse sowie der Feldmessdaten des HE-D-Experiments**

Im Rahmen des HE-D-Experiments sind Messungen zur zeitlich-räumlichen Entwicklung der Temperatur, des Porenwasserdrucks und der Deformationen durchgeführt worden. Wie bereits vorstehend erläutert, sind diese Messdaten bereits in *Jobmann et al. (2006)* und in *Wileveau & Rothfuchs (2007)* einer retrospektiven Analyse unterzogen worden. Durch eine vergleichende Gegenüberstellung der Feldmessdaten sowie der in *Jobmann et al. (2006)* und in *Wileveau & Rothfuchs (2007)* dokumentierten Simulationsergebnisse mit den Simulationsergebnissen des FTK-Simulators kann eine Validation des FTK-Simulators und der darin zur numerischen Modellierung des physikalischen Materialverhaltens von Tonstein enthaltenen Stoffmodelle erfolgen. Nachstehend werden zunächst die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse der thermischen Simulation mit den Feldmessdaten sowie mit den in *Jobmann et al. (2006)* dokumentierten Simulationsergebnissen verglichen. Anschließend folgen dann analog die Simulationsergebnisse der hydraulischen Simulation und abschließend analog die Simulationsergebnisse der thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation.

Es ist darauf hinzuweisen, dass im Rahmen der hier durchgeführten vergleichenden Betrachtung der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse und der in *Jobmann et al. (2006)* dokumentierten Simulationsergebnisse im Sinne einer exemplarischen Betrachtung ausschließ-

lich auf die in *Jobmann et al. (2006)* als Variationen TC1, HC\_HED2 und THM1 bezeichneten Simulationsvariationen Bezug genommen wird.

(a) Thermische Simulation

Im Rahmen der Darstellung der mit der thermischen Simulation erhaltenen numerischen Ergebnisse werden die berechneten Temperaturen mit den unmittelbar am Erhitzer sowie mit den an den Temperatur-Messsensoren im Bohrloch BHE-D11 gemessenen Temperaturen verglichen.

Aus Bild 5.12 ist zu ersehen, dass die mit dem FTK-Simulator berechnete Temperaturentwicklung, die gemessene Temperaturentwicklung sowie in *Jobmann et al. (2006)* für die Variation TC1 dokumentierte berechnete Temperaturentwicklung unmittelbar am Erhitzer eine gute Übereinstimmung zeigen. Diese gute Übereinstimmung zeigt sich entsprechend Bild 5.13 auch für die im Bohrloch BHE-D11 installierten Messsensoren.

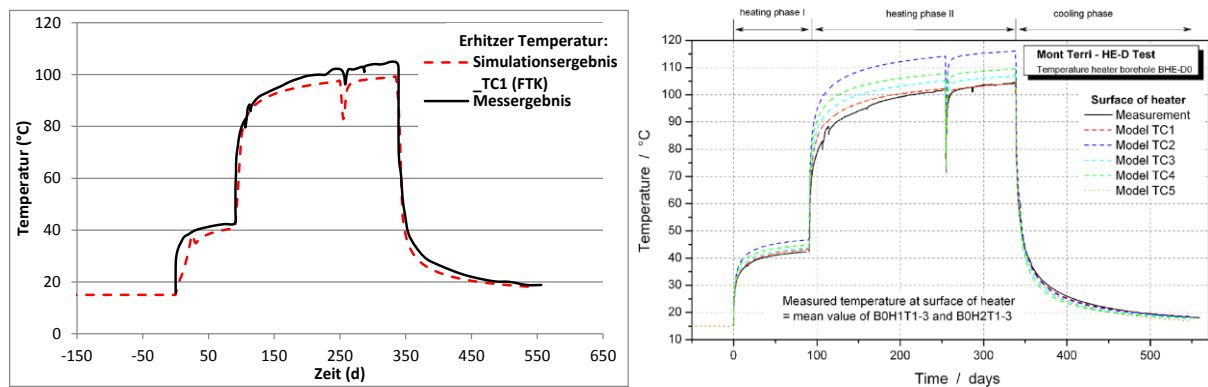


Bild 5.12 Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen sowie der gemessenen Temperaturen und der berechneten Temperaturen nach *Jobmann et al. (2006)* am Erhitzer

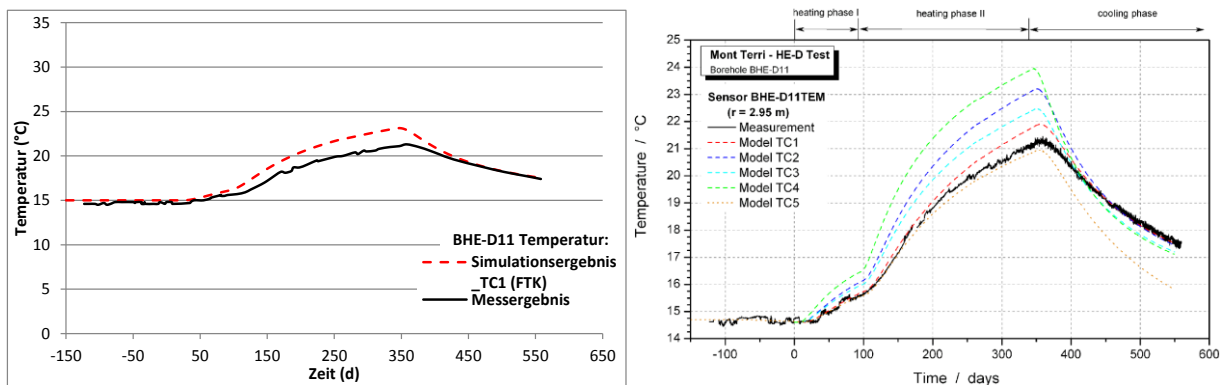


Bild 5.13 Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen sowie der gemessenen Temperaturen und der berechneten Temperaturen nach *Jobmann et al. (2006)* im Bohrloch BHE-D11

(b) Hydraulische Simulation

Zur Bewertung der Ergebnisse der hydraulischen Simulation werden die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse zur Porenwasserdruckverteilung und die in den unterschiedlichen Messbohrlöchern gemessenen Porenwasserdrücke sowie die entsprechenden Simulationsergebnisse nach *Jobmann et al. (2006)* für die Phase vor der Erhitzeraktivierung einander gegenübergestellt. Diese Gegenüberstellung erfolgt sowohl in tabellarischer Form entsprechend Tabelle 5.3 wie auch entsprechend Bild 5.14 mittels Isobarendarstellung der aus den Messdaten interpolierten Porenwasserdruckverteilung, der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Porenwasserdruckverteilung sowie dem in *Jobmann et al. (2006)* dokumentierten Simulationsergebnis zur Porenwasserdruckverteilung.

Aus Tabelle 5.3 ist zu ersehen, dass in *Jobmann et al. (2006)* nur für die Bohrlöcher BHE-D08, BHE-D15 und BHE-D16 eine relativ gute Übereinstimmung zwischen den Messdaten zur Porenwasserdruckverteilung und den entsprechenden Simulationsergebnissen erreicht worden ist, während sich die Messdaten und die Simulationsergebnisse in den anderen Bohrlöchern signifikant unterscheiden. Beim Vergleich der mit dem FTK-Simulator mit den Messdaten zeigen da-

Porenwasserdruck-sensor	Messdaten [KPa]	Simulationsergebnisse mit dem 3D-Berechnungsmodell [KPa] ( <i>Jobmann et al. (2006)</i> )	Simulationsergebnisse mit dem 3D-Berechnungsmodell [KPa] (FTK)
BHE-D07	97	10	131
BHE-D08	767	803	330
BHE-D09	254	802	292
BHE-D10	563	967	448
BHE-D11	624	1.318	1.113
BHE-D12	571	171	552
BHE-D13	208	661	820
BHE-D14	483	959	377
BHE-D15	831	1.034	403
BHE-D16	1.065	1.181	529
BHE-D17	931	1.541	1.292

Tabelle 5.3 Messdaten zur Porenwasserdruckverteilung nach *Jobmann et al. (2006)* und die mit dem FTK-Simulator erhaltenen sowie die in *Jobmann et al. (2006)* dokumentierten Simulationsergebnisse zur Porenwasserdruckverteilung unmittelbar vor Aktivierung der Erhitzer

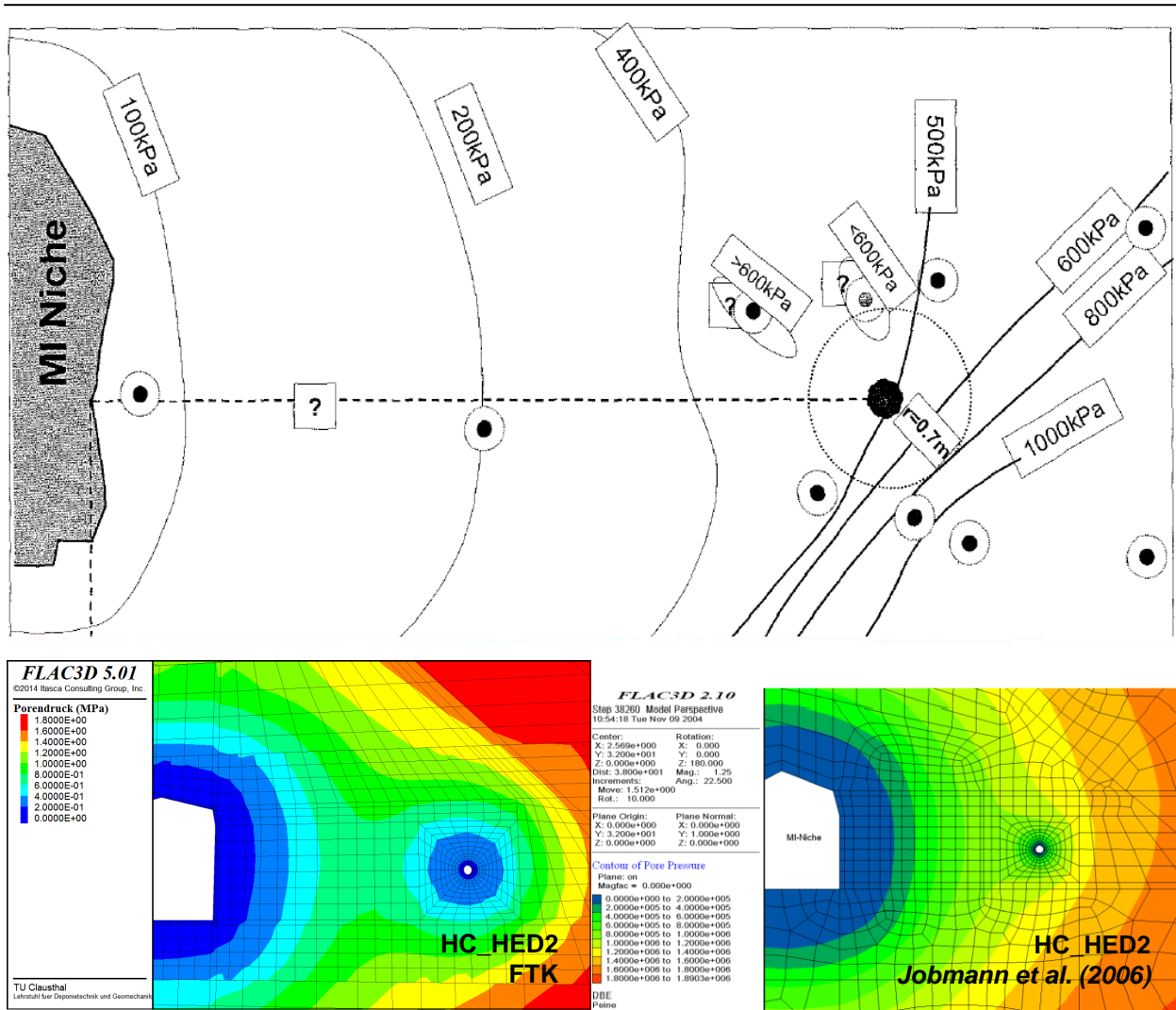


Bild 5.14 Isobarendarstellung der Messdaten zur Porenwasserdruckverteilung nach Jobmann et al. (2006) sowie der mit dem FTK-Simulator erhaltenen sowie die in Jobmann et al. (2006) dokumentierten Simulationsergebnisse zur Porenwasserdruckverteilung unmittelbar vor Aktivierung der Erhitzer

gegen die Bohrlöcher BHE-D07, BHE-D09, BHE-D10, BHE-D12 und BHE-D14 eine relativ gute Übereinstimmung. Die Tatsache, dass mit dem FTK-Simulator die Porenwasserdruckmessdaten anderer Bohrlöcher gut nachvollzogen werden konnten als mit dem in Jobmann et al. (2006) verwendeten  $FLAC^{3D}$ -Simulator, ist auf die aus Bild 5.14 ersichtlichen großräumigeren Unterschiede in der berechneten Porenwasserdruckverteilung zurückzuführen, die durch folgende 3 Ursachen erklärt werden können:

- (1) Im FTK-Simulator konnte keine anisotrope Permeabilitätsverteilung berücksichtigt werden.
- (2) Die verwendeten Modelldiskretisierungen sind nicht identisch.
- (3) Im  $FLAC^{3D}$ -Simulator wird die Porenwasserdruckverteilung in den Gitterpunkten berechnet, während sie im FTK-Simulator in den Zonenschwerpunkten berechnet wird.

Aufgrund dieser Unterschiede ist im Rahmen der Validation des FTK-Simulators keine vollständige Übereinstimmung der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse zur Porenwasserdruckverteilung und der entsprechenden Simulationsergebnisse nach *Jobmann et al. (2006)* zu erwarten. Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass mit dem FTK-Simulator die Porenwasserdruckmessdaten aus insgesamt mehr Bohrlöchern in relativ besserer Übereinstimmung nachvollzogen werden konnten als in *Jobmann et al. (2006)*.

(c) Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulation

Die thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulation erfolgt im Anschluss an die Erhitzeraktivierung. Zur Bewertung der Ergebnisse der thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation werden nicht nur die mit dem FTK-Simulator erhaltenen sowie die in *Jobmann et al. (2006)* dokumentierten Simulationsergebnisse und die Messdaten zur Temperatur- und Porendruckentwicklung herangezogen, sondern auch die Simulationsergebnisse und Messdaten zum Deformationsverhalten des Tonsteingebirges. Bei der numerischen Simulation mit dem FTK-Simulator werden zwei unterschiedliche Parametersätze verwendet, und zwar einerseits der in *Jobmann et al. (2006)* dokumentierte Parametersatz THM1 und andererseits ein Parametersatz, mit dem die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse den Messdaten stärker angenähert werden konnten.

Zunächst werden im Folgenden die mit dem Parametersatz THM1 erhaltenen FTK-Simulationsergebnisse den in *Jobmann et al. (2006)* dokumentierten Simulationsergebnissen sowie den Messdaten gegenübergestellt. Bild 5.15 zeigt diese Gegenüberstellung für die zeitabhängige Temperaturentwicklung an den verschiedenen Temperatursensoren. Es ist zu ersehen, dass ähnlich wie bereits in Teilabschnitt (a) weder mit dem FTK-Simulator noch bei den in *Jobmann et al. (2006)* angegebenen Simulationsergebnissen die Messdaten aller Temperatursensoren qualitativ und quantitativ in sehr guter Näherung nachvollzogen werden können, die Messdaten einiger Temperatursensoren allerdings schon. Mit dem FTK-Simulator sind z.B. die Messdaten des Temperatursensors im Bohrloch BHE-D03 sehr gut nachvollzogen worden, in *Jobmann et al. (2006)* dagegen die Messdaten des Temperatursensors BHE-D06TM7. Wie bereits in Teilabschnitt (a) lassen sich Unterschiede dazu, welche Messsensoren jeweils gut nachvollzogen werden konnten, dadurch erklären, dass in *Jobmann et al. (2006)* eine anisotrope Wärmeleitfähigkeit angesetzt worden ist, was jedoch im FTK-Simulator nicht möglich war.

Auch die mit dem FTK-Simulator berechneten Porenwasserdrücke zeigen entsprechend

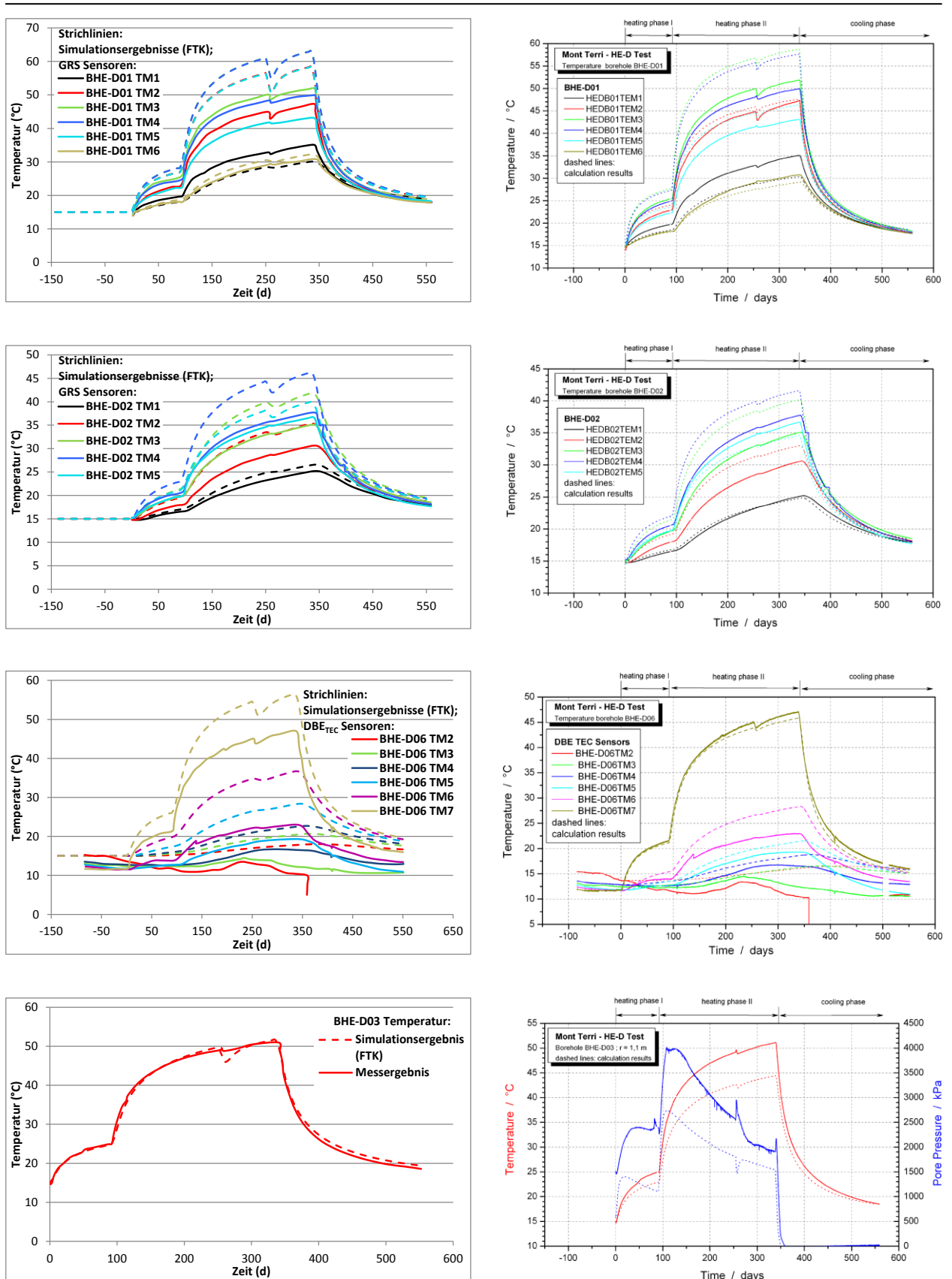


Bild 5.15(a) Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen (links), der berechneten Temperaturen nach Jobmann et al. (2006) (rechts) sowie der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern



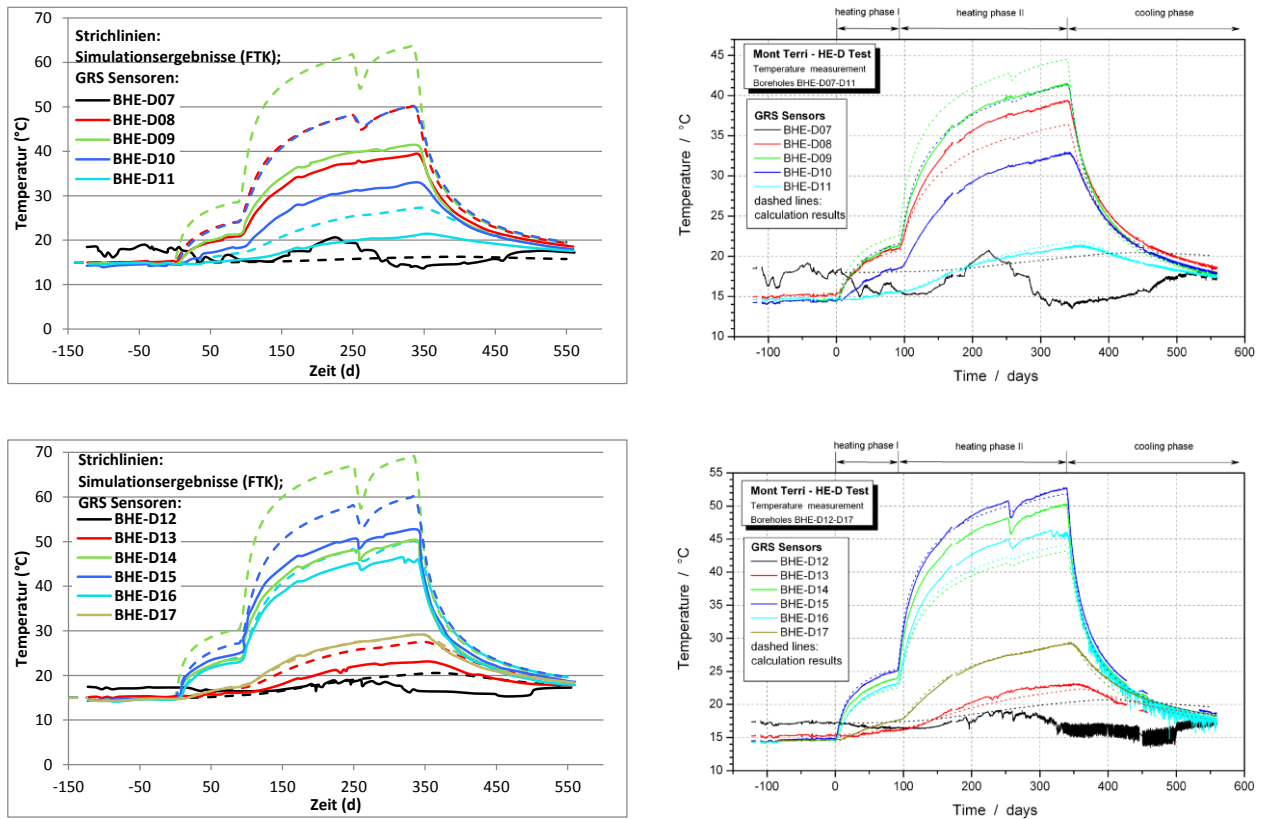


Bild 5.15(b) Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen (links), der berechneten Temperaturen nach Jobmann et al. (2006) (rechts) sowie der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern

Bild 5.16 große quantitative Unterschiede zu den in Jobmann et al. (2006) dokumentierten Porenwasserdrücken, da in Jobmann et al. (2006) eine anisotrope Permeabilität angesetzt worden ist, im FTK-Simulator jedoch nicht. Dennoch kann aus Bild 5.16 zumindest eine qualitative Übereinstimmung in der zeitlichen Entwicklung der mit den jeweiligen Simulatoren berechneten Porenwasserdrücke erkannt werden, wobei auch die gemessenen Porenwasserdrücke in ihrer qualitativen Entwicklung größtenteils gut abgebildet werden. Beispielsweise wird bei beiden Simulatoren ebenso wie in den Messdaten im Bohrloch BHE-D03 etwa zum Zeitpunkt  $t \approx 110 d$  ein maximaler Porenwasserdruck erreicht, der anschließend allmählich wieder reduziert wird. Auch die zeitliche Entwicklung der Messdaten aus den Bohrlochern BHE-D15 und BHE-D16 wird qualitativ gut abgebildet, die zeitliche Entwicklung der Messdaten im Bohrloch BHE-D17 allerdings weder mit dem FTK-Simulator noch in den in Jobmann et al. (2006) dokumentierten Simulationsergebnissen.

Besonders große Abweichungen zwischen den Simulationsergebnissen und den Messdaten erge-



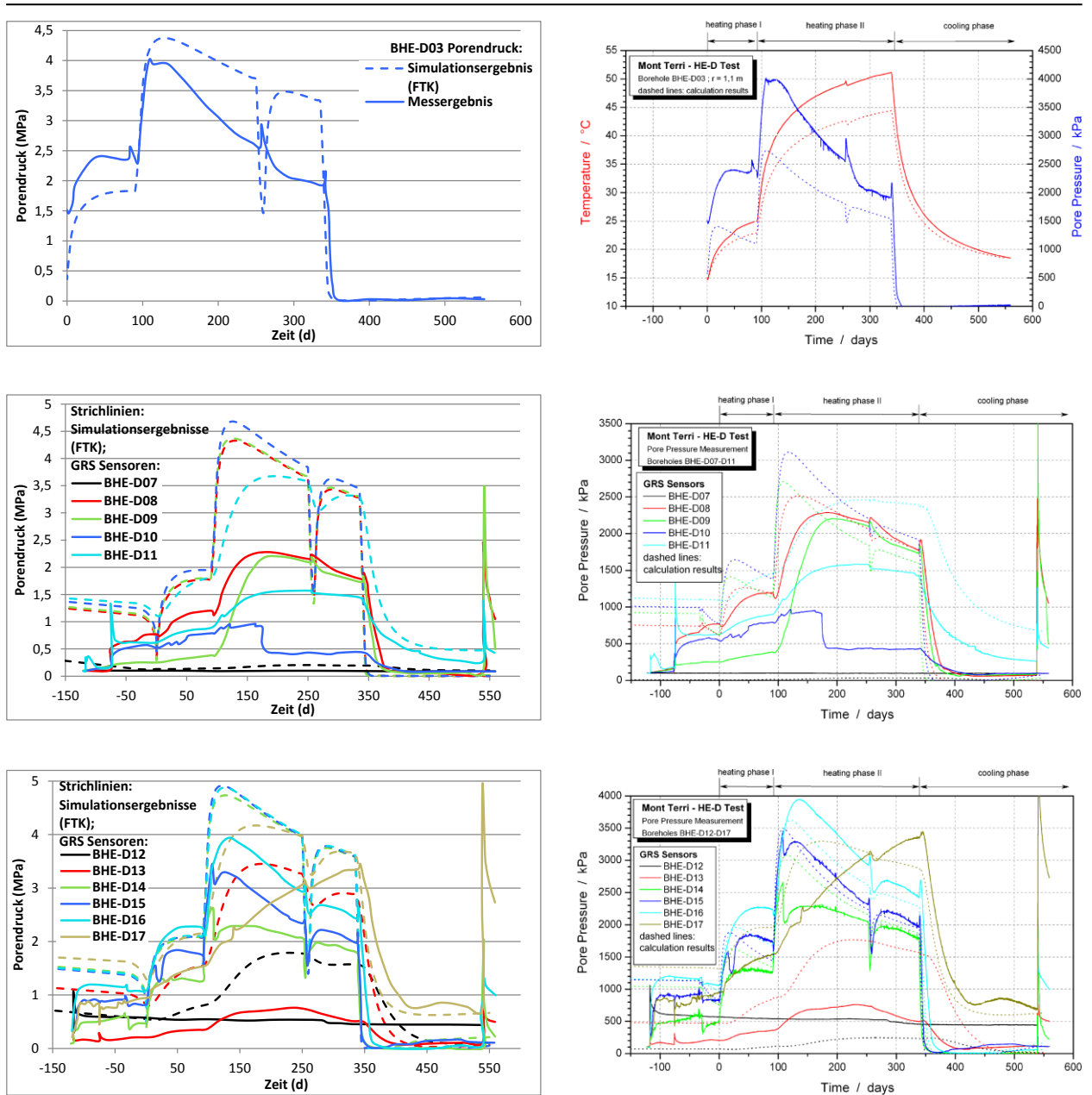


Bild 5.16 Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Porenwasserdrücke (links), der berechneten Porenwasserdrücke nach Jobmann et al. (2006) (rechts) sowie der gemessenen Porenwasserdrücke (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern

ben sich bei der Betrachtung der mechanischen Deformationen. Bild 5.17 zeigt die Deformationen in Form einer Deformationsdifferenz zwischen zwei Messpunkten bezogen auf den initialen Abstand dieser Messpunkte, also in Form einer Verzerrung. Es fällt auf, dass die Simulationsergebnisse und die Messdaten etwa ab dem Zeitpunkt  $t \approx 110 d$  grundsätzlich unterschiedliche Entwicklungstendenzen zeigen. Da als Ursache für diese unterschiedlichen Entwicklungstendenzen zunächst hauptsächlich die vorstehend erläuterten Abweichungen in der zeitlichen Poren-

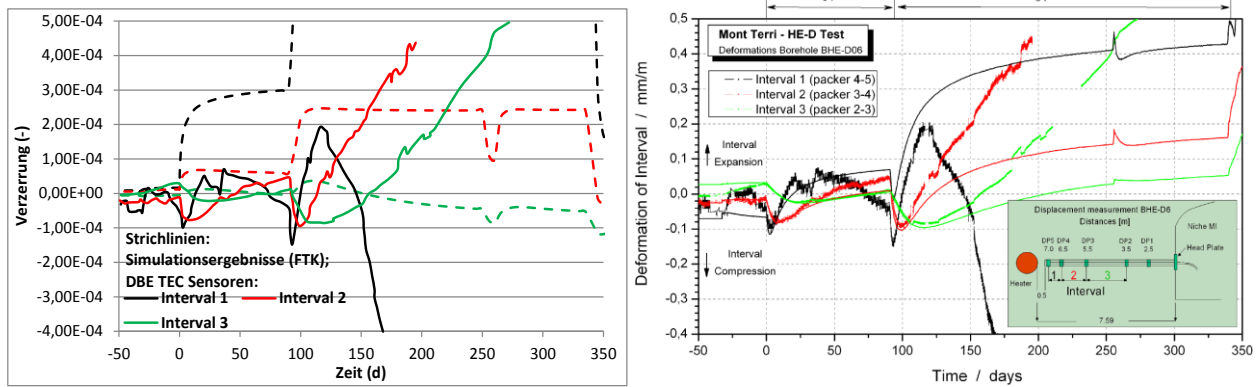


Bild 5.17 Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Verzerrungen (links), der berechneten Verzerrungen nach Jobmann et al. (2006) (rechts) sowie der gemessenen Verzerrungen (links und rechts) in verschiedenen Abschnitten des Messbohrlochs

wasserdruckentwicklung angesehen wurden, die ihrerseits die Effektivspannungen beeinflussen und somit zu unterschiedlichen Deformationen führen können, ist in der Folge ein Parametersatz gesucht worden, mit dem die Porenwasserdruckentwicklungen, aber auch die Temperaturentwicklungen besser nachvollzogen werden konnten. Die mit dem FTK-Simulator bei Annahme dieses Parametersatzes erhaltenen Simulationsergebnisse werden im Folgenden vorgestellt.

Bild 5.18 stellt die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse zur Temperaturentwicklung unter Verwendung des optimierten Parametersatzes den entsprechenden Simulationsergebnissen unter Verwendung des Parametersatzes THM1 gegenüber. Es ist zu ersehen, dass die berechneten Temperaturen mit dem optimierten Parametersatz erwartungsgemäß für die meisten Messsensoren näher an den Messdaten liegen als mit dem Parametersatz THM1, wobei allerdings die Simulationsergebnisse des Messbohrlochs BHE-D03 mit dem Parametersatz THM1 eine bessere Übereinstimmung mit den Messdaten gezeigt haben als mit dem optimierten Parametersatz.

Auch die in Bild 5.19 dargestellten Simulationsergebnisse zur Porenwasserdruckverteilung zeigen für die meisten Messsensoren mit dem optimierten Parametersatz eine bessere Übereinstimmung mit den Messdaten als mit dem Parametersatz THM1, mit dem die gemessenen Porenwasserdrücke in der FTK-Simulation tendenziell deutlich überschätzt worden sind.

Obwohl die berechneten Porenwasserdrücke sowie Temperaturen mit dem optimierten Parametersatz gegenüber dem Parametersatz THM1 eine verbesserte Übereinstimmung mit den jeweiligen Messdaten zeigen, konnten die gemessenen Deformationen entsprechend Bild 5.20 auch mit dem optimierten Parametersatz nicht nachvollzogen werden. Der Grund zwischen den starken

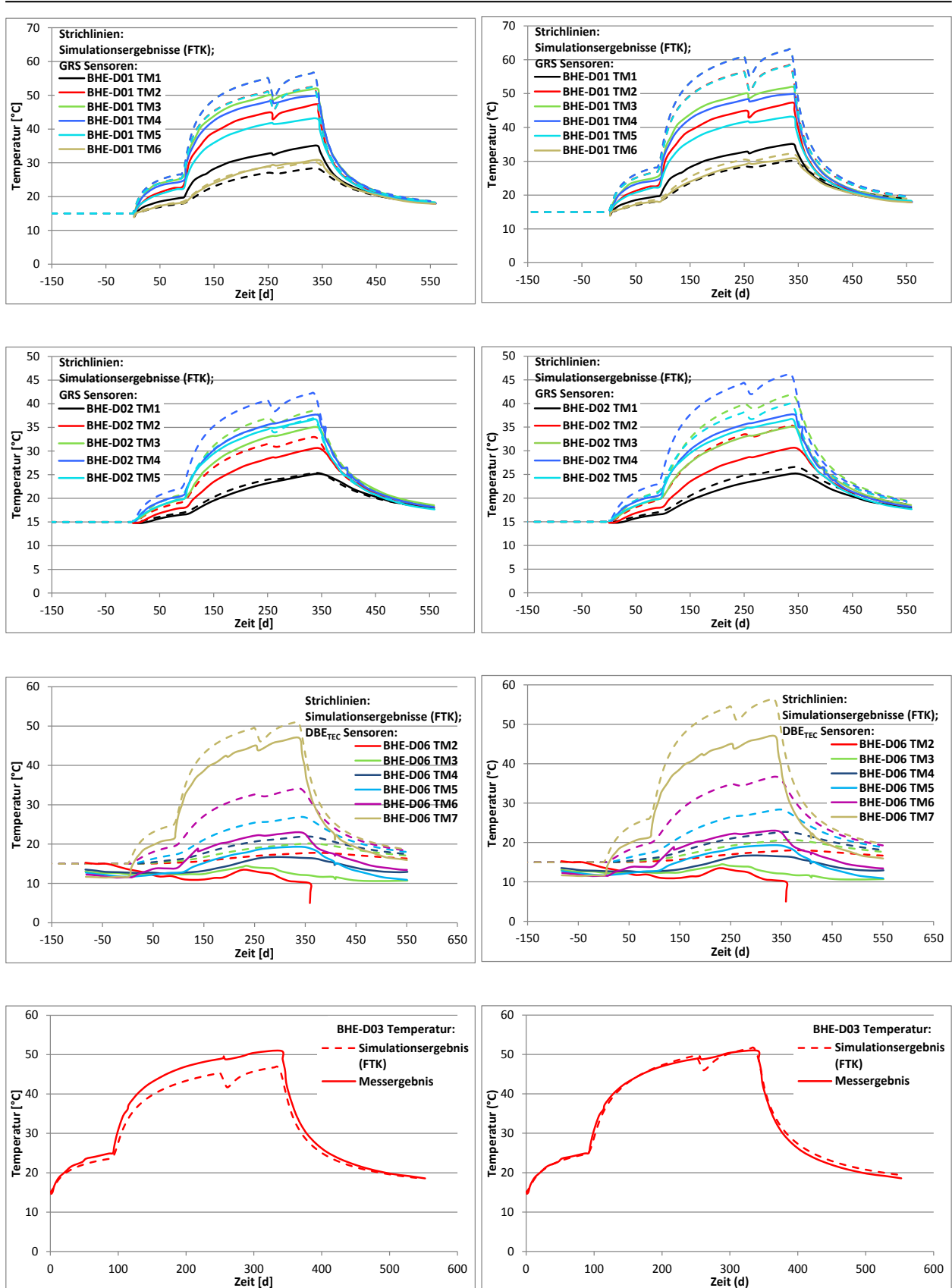


Bild 5.18(a) Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern

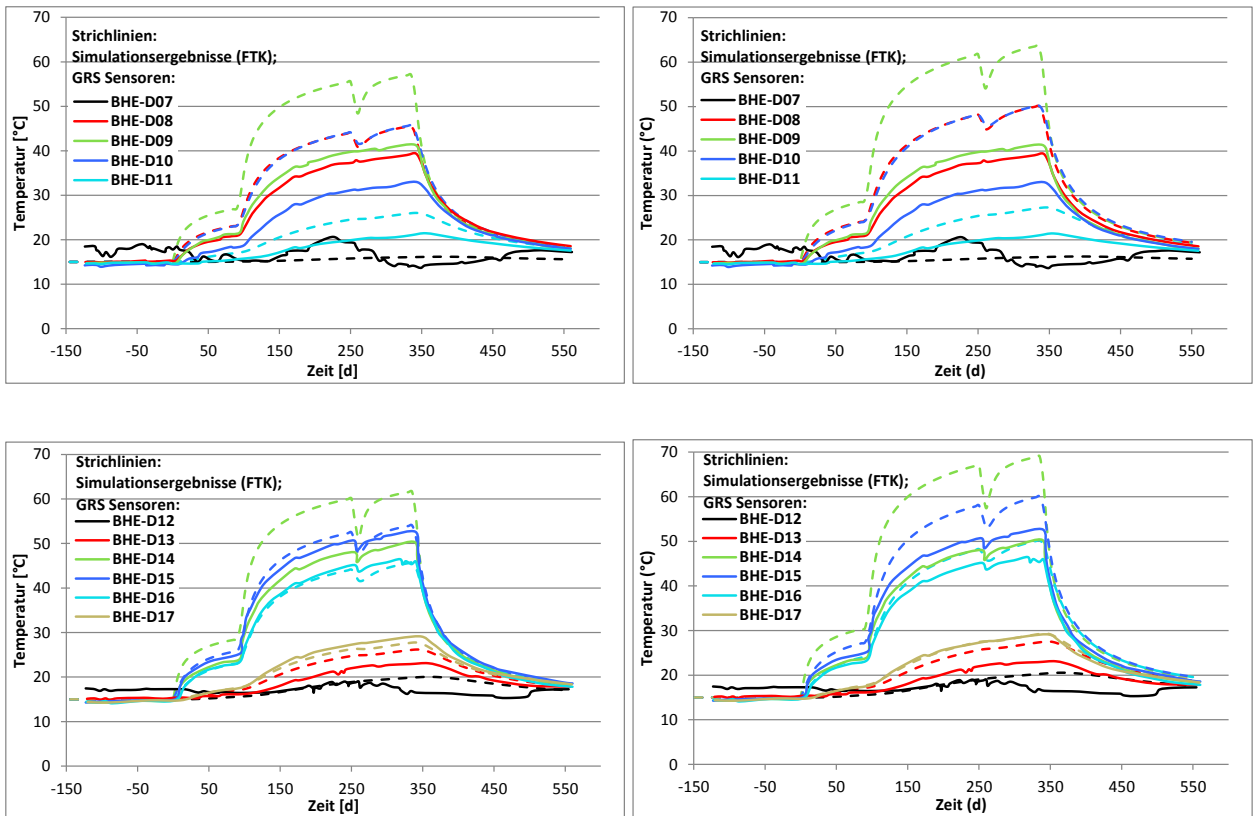


Bild 5.18(b) Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern

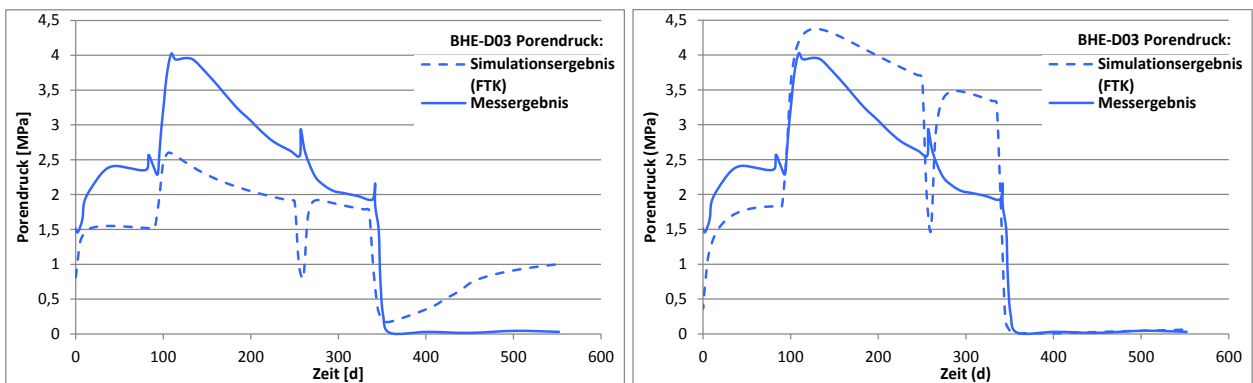


Bild 5.19(a) Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Porenwasserdrücke unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Porenwasserdrücke (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern

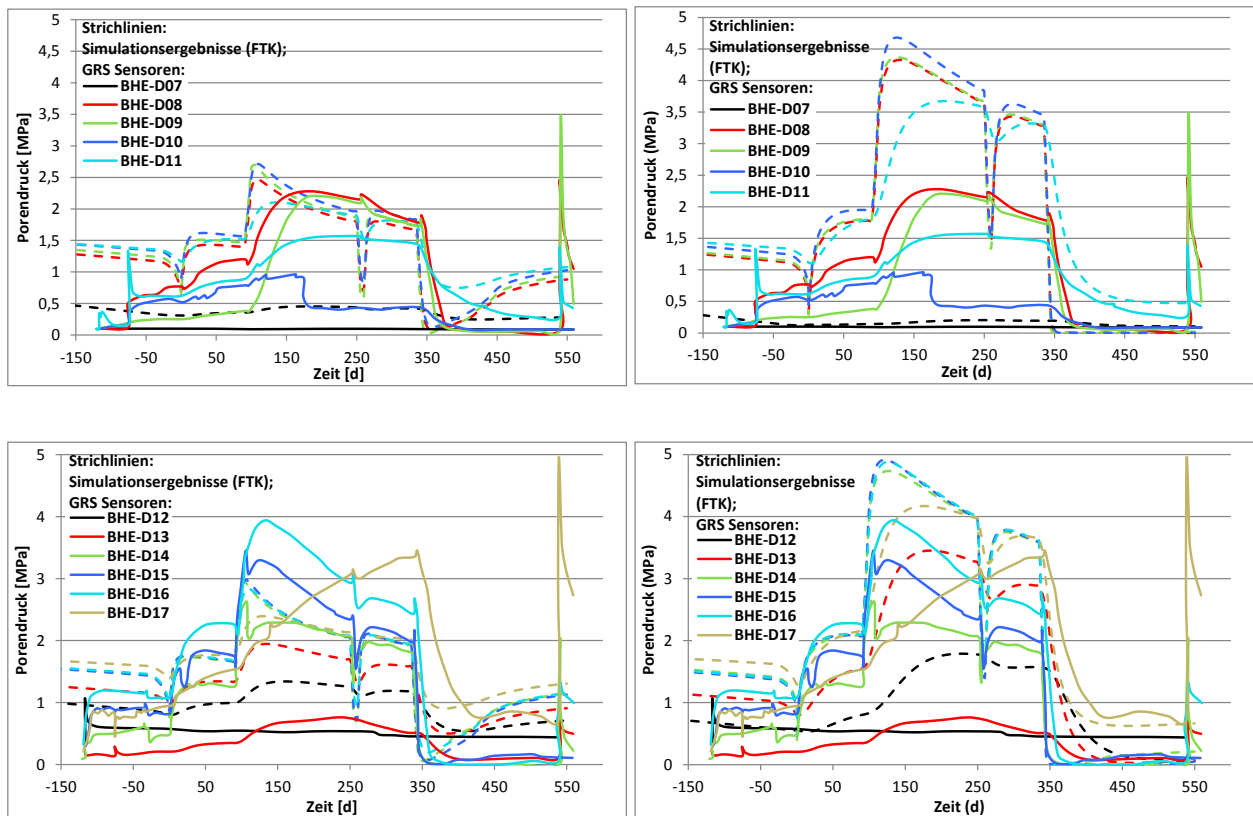


Bild 5.19(b) Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Porenwasserdrücke unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Porenwasserdrücke (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern

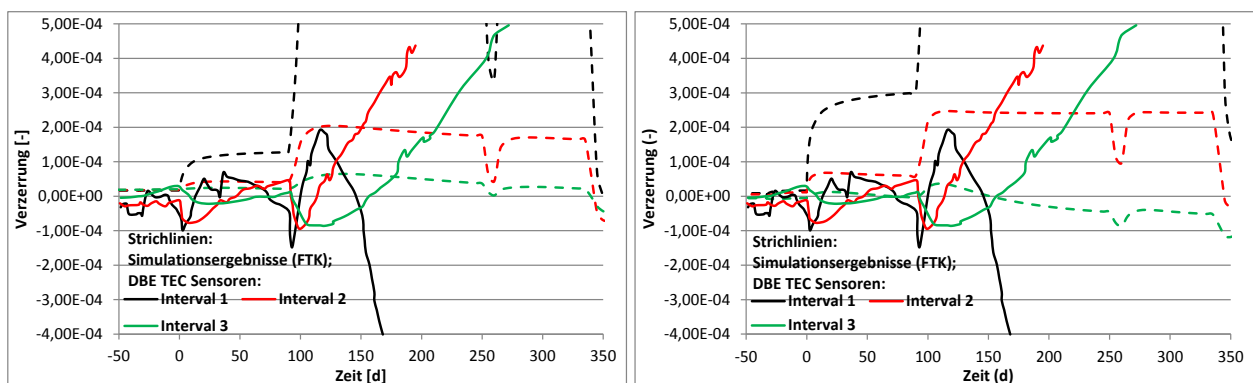


Bild 5.20 Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Verzerrungen unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Verzerrungen (links und rechts) in verschiedenen Abschnitten des Messbohrlochs

Abweichungen zwischen den berechneten Deformationen und den gemessenen Deformationen bleibt daher leider unklar. Möglicherweise sind die Unterschiede darauf zurückzuführen, dass in den FTK-Simulationen keine mechanische Anisotropie berücksichtigt worden ist. Darüber hin-

aus ist der Gebirgsbau im Betrachtungsgebiet der Abstraktion in der Literatur folgend mangels eigener Kenntnisse als homogen angenommen worden. Insbesondere hydraulische und mechanische Zustandsgrößenentwicklungen könnten allerdings auch durch lokal-zonale Heterogenitäten beeinflusst werden, *Lux et al. (2015)*.

### **5.3 Verifizierung und Validierung der Implementierung des *Barcelona Basic Model* in den FTK-Simulator / Bentonitversatzmaterial**

#### **5.3.1 Beschreibung des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte**

Das *Barcelona Basic Model* ist ein Stoffmodell, mit dem eine physikalische Modellierung des Quellverhaltens von Bentonit bei Wasserzutritt möglich ist. Da der Quellprozess einen signifikanten Einfluss hat auf das Langzeittragverhalten eines Endlagers im Tonsteingebirge, ist das *Barcelona Basic Model* in den FTK-Simulator implementiert worden. Eine erste Verifizierung und Validierung erfolgte durch die retrospektive Analyse von in *Rutqvist et al. (2010)* veröffentlichten Simulationsergebnissen zu einem Quelldruckversuch, der an einem im Rahmen des FEBEX-Experiments (Full-scale Engineered Barriers Experiment in Crystalline Host Rock) gewonnenen und nach *Alonso et al. (2005)* im Rahmen des DECOVALEX-Projekts untersuchten würfelförmigen Bentonit-Prüfkörper durchgeführt worden ist.

In *Rutqvist et al. (2010)* ist das Quellverhalten eines allseitig eingespannten Bentonit-Würfels mit einer Kantenlänge von  $20\text{ mm}$  während einer von der Unterseite ausgehenden allmählichen Aufsättigung über einen Zeitraum von 10 Tagen mit dem am Lawrence Berkeley National Laboratory (LBNL) entwickelten Simulator TOUGH-FLAC rechnerisch simuliert worden. Dabei werden die Seitenflächen sowie die Oberseite des Bentonit-Würfels als hydraulisch dicht angenommen. Somit entspricht das betrachtete Beispiel einem Bentonit-Würfel, der in einen würfelförmigen Stahlbehälter mit hydraulisch durchlässiger Unterseite eingebaut ist und in einem Wasserreservoir steht. Wandreibungseffekte werden in der Simulation nicht berücksichtigt.

Der Wasserdruck in dem Reservoir wird in *Rutqvist et al. (2010)* als leicht oberhalb des Atmosphärendrucks angesetzt beschrieben. Eine Rücksprache mit dem LBNL ergab allerdings einen Zahlenwert von etwa  $p \approx 0,52\text{ MPa}$  für den Wasserdruck im Reservoir. Der initiale Porengasdruck im anfänglich nur teilgesättigten Bentonit-Würfel wird als identisch mit dem Atmosphärendruck angenommen. Die initiale Wassersättigung des Bentonit-Würfels wird mit  $S_l = 0,65$  angesetzt, so dass sich aufgrund des durch die initiale Teilsättigung induzierten Kapillardrucks im Porenraum des Bentonits ein negativer Porenwasserdruck ergibt. Dementsprechend resultiert

ein zusätzlicher hydraulischer Gradient zwischen dem Wasserreservoir und dem Porenraum im Bentonit-Würfel, der die ohnehin nach oben gerichtete *Darcy*-Strömung des Wassers und somit auch den allmählichen Aufstieg des Wassers im Bentonit-Würfel signifikant verstärkt.

Tabelle 5.4 zeigt zusammenfassend die in der Verifizierung und Validierung des FTK-Simulators angesetzten Materialkennwerte des Bentonits, die größtenteils *Rutqvist et al. (2010)* entnommen sind, wobei allerdings einige Parameter nach Rücksprache mit dem LBNL modifiziert worden sind, da die in *Rutqvist et al. (2010)* tabellarisch aufgeführten Parameter nicht vollständig zu den in *Rutqvist et al. (2010)* dargestellten Simulationsergebnissen passen, sondern zu einer anderen Berechnungsvariation gehören. Zudem werden diffusive Transportprozesse von Luft in Wasser oder Wasser in Luft im Gegensatz zur Vorgehensweise in *Rutqvist et al. (2010)* nicht berücksichtigt.

Materialkennwerte für das Bentonitversatzmaterial			
trockene Dichte $\rho$	1.600 kg/m <sup>3</sup>	Elastizitätsmodul $E$	12 MPa
Poisson-Zahl $\nu$	0,4	$\kappa_{ps0}$	0,05
$\kappa_{sp0}$	0,25	$\alpha_{ss}$	0 MPa <sup>-1</sup>
$\alpha_{ps}$	-0,003 MPa <sup>-1</sup>	$\alpha_{sp}$	-0,161
$p_{ref}$	0,01 MPa	$\alpha_0$	1·10 <sup>-4</sup> K <sup>-1</sup>
$\alpha_2$	0 K <sup>-1</sup>	$\lambda_{ps0}$	0,15
$r_\lambda$	0,925	$\beta_\lambda$	0,1 MPa <sup>-1</sup>
$\rho_s$	0 K <sup>-1</sup>	$k_s$	0,1
$p_{s0}$	0 MPa	$p_c$	0,5 MPa
$M$	1	$\alpha_a$	0,53
$\nu_\lambda$	1,67	$\bar{p}_0^*$	12 MPa
Temperatur	25 °C	$M_{ps0}$	1
initiale Porosität $\phi_0$	0,389	initiale Permeabilität $K_0$	2·10 <sup>-21</sup> m <sup>2</sup>
initialer Flüssigkeitssättigungsgrad $S_{l,0}$	0,65	initialer Biot-Koeffizient $\alpha_0$	1
van Genuchten-Parameter $m$	0,32	scheinbarer Gaseindringdruck $p_{ae}$	30 MPa
Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0,1	Gasrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	10 <sup>-4</sup> K <sup>-1</sup>	initiale Wärmeleitfähigkeit $\lambda_0$	1,27 W/(m·K)
initiale spezifische Wärmekapazität $c_{p,0}$	767 J/(kg·K)		

Tabelle 5.4 Kennwerte für das Materialverhalten für den Bentonit, *Rutqvist et al. (2010)*



In *Rutqvist et al. (2010)* wird die maximale Permeabilität (= intrinsische Permeabilität) mit einem Zahlenwert von  $K = 2 \cdot 10^{-21} m^2$  angesetzt. Die Permeabilität kann unter teilgesättigten Bedingungen im Rahmen der physikalischen Modellierung durch Relativpermeabilitäten für Wasser und Gas nur kleiner sein als dieser Maximalwert. Eine funktionale Abhängigkeit von der Porosität oder dem Quelldruck wird nicht angegeben, obwohl diese zu erwarten ist. Daher wird auch im Rahmen der Verifizierung und Validierung des FTK-Simulators auf solche funktionalen Abhängigkeiten verzichtet.

### 5.3.2 Vergleichende Gegenüberstellung der in *Rutqvist et al. (2010)* dokumentierten Simulationsergebnisse mit den Simulationsergebnissen des FTK-Simulators

Bild 5.21 zeigt die mit dem Simulator TOUGH-FLAC erhaltene Verteilung des Wassersättigungsgrades im Bentonit-Würfel zum Zeitpunkt  $t = 4 d$ . Bild 5.22 zeigt für den gleichen Zeitpunkt die mit dem FTK-Simulator erhaltene Verteilung des Wassersättigungsgrades im Bentonit-Würfel. Es ist zu ersehen, dass bei beiden Simulationen der untere Bereich des Bentonit-Würfels zum Zeitpunkt  $t = 4 d$  bereits vollständig wassergesättigt ist, während die Wassersättigung im oberen Bereich des Bentonit-Würfels etwa  $S_l \approx 0,85 - 0,9$  beträgt.

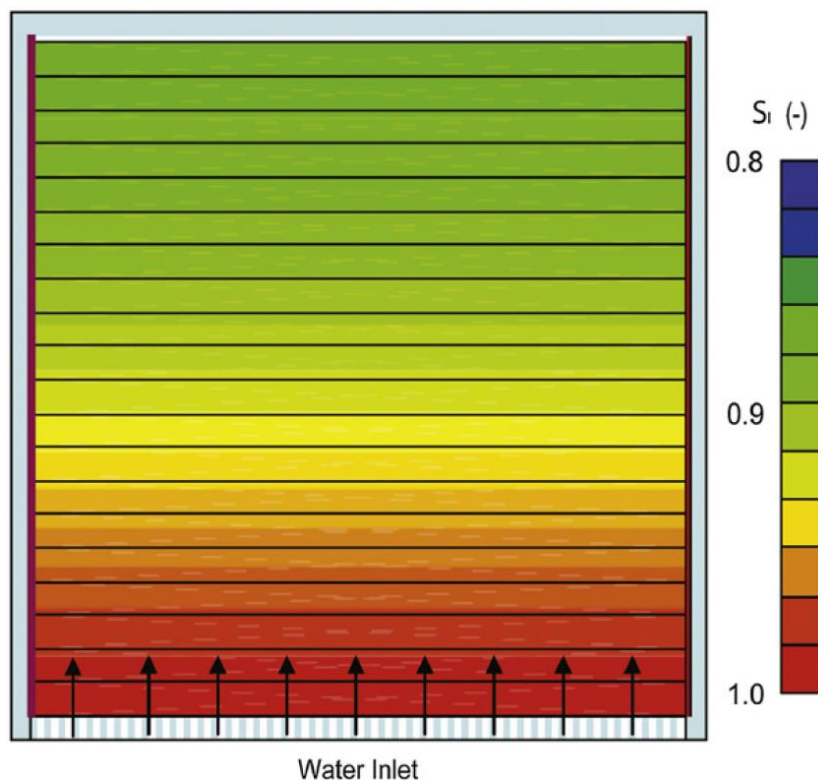


Bild 5.21 Simulationsergebnis zu der mit dem Simulator TOUGH-FLAC erhaltenen Wassersättigung im Bentonit-Würfel zum Zeitpunkt  $t = 4 d$ , *Rutqvist et al. (2010)*



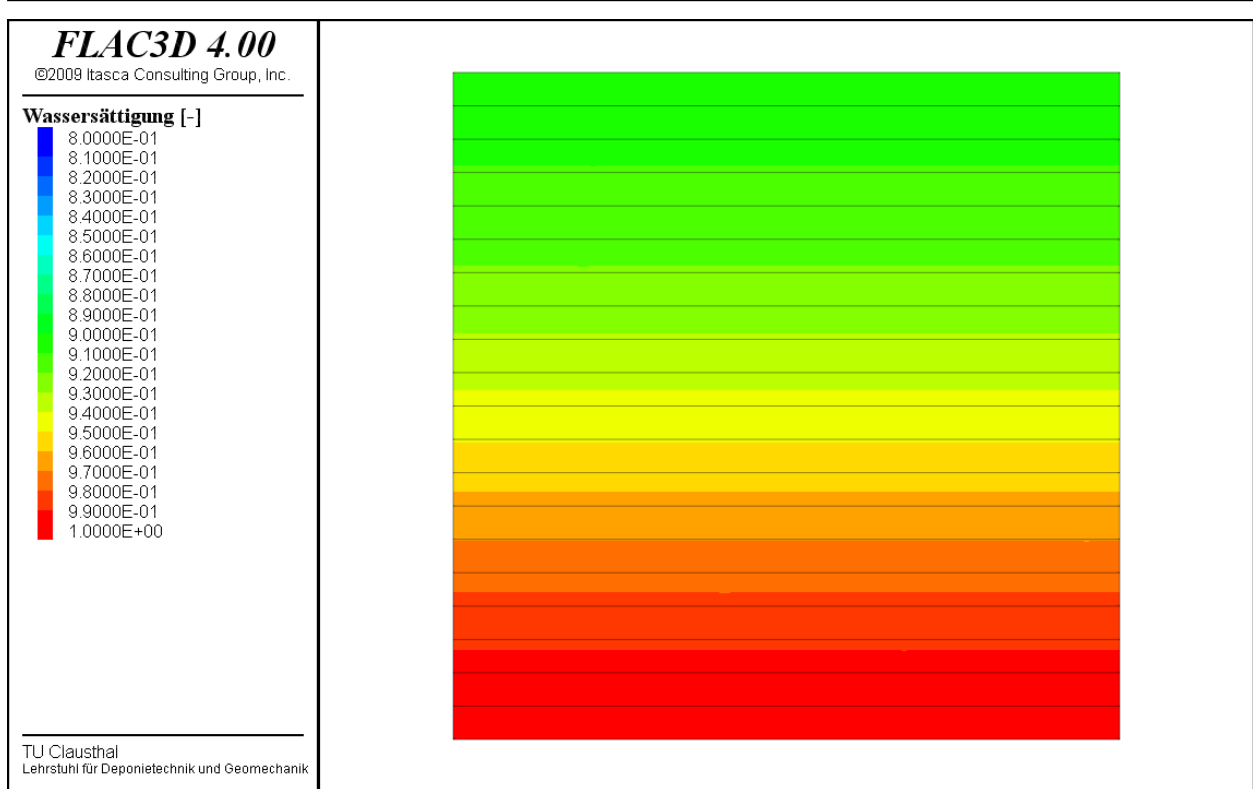


Bild 5.22 Simulationsergebnis zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Wassersättigung im Bentonit-Würfel zum Zeitpunkt  $t = 4$  d

Bild 5.23(a) zeigt die in Rutqvist et al. (2010) dokumentierten Simulationsergebnisse zur zeitlichen Entwicklung der Wassersättigung und des Gasdrucks im Zentrum sowie im oberen Bereich des Bentonit-Würfels, während Bild 5.23(b) die in Rutqvist et al. (2010) dokumentierten Simula-

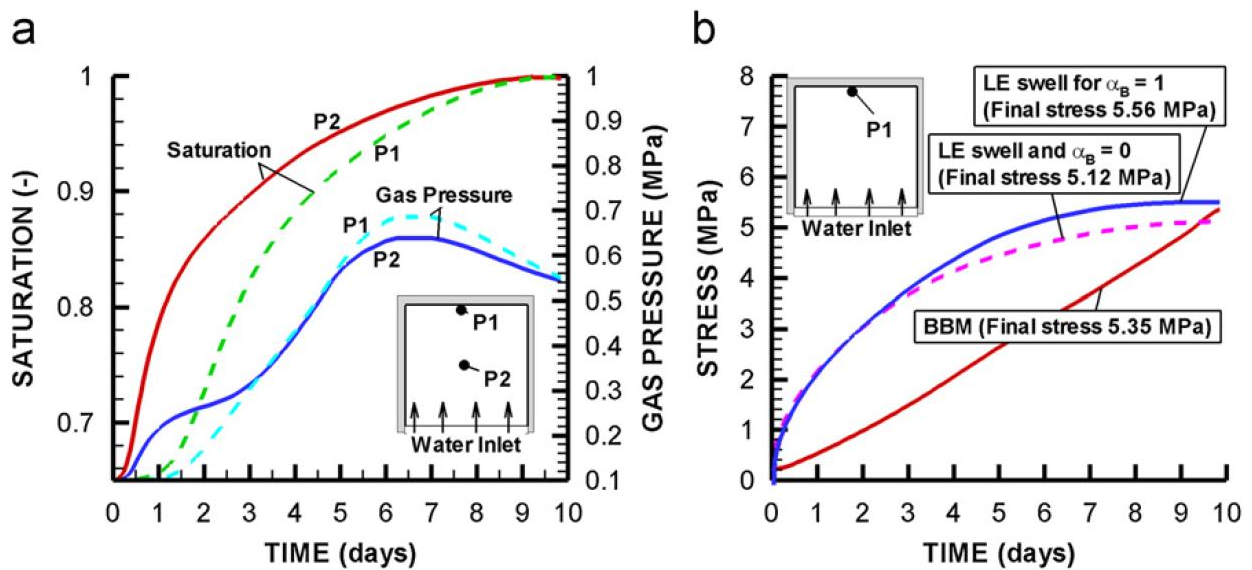


Bild 5.23 Simulationsergebnisse zu der mit dem Simulator TOUGH-FLAC erhaltenen zeitlichen Entwicklung der Wassersättigung, des Gasdrucks und des Quelldrucks im Bentonit-Würfel, Rutqvist et al. (2010)

tionsergebnisse zur zeitlichen Entwicklung der Quelldruckentwicklung im oberen Bereich des Bentonit-Würfels zeigt. Es ist darauf hinzuweisen, dass in *Rutqvist et al. (2010)* neben dem *Barcelona Basic Model* zur Modellierung der THM-gekoppelten Prozesse im Bentonit für eine vergleichende Betrachtung auch das in *Nguyen & Jing (2008)* beschriebene so genannte *Linear Elastic Swelling Model* verwendet worden ist, bei dem der Quelldruck linear mit der Sättigung ansteigt. Die mit dem *Barcelona Basic Model* erhaltene Quelldruckentwicklung wird in *Rutqvist et al. (2010)* allerdings als realitätsnäher bewertet.

Aus Bild 5.23(a) ist zu ersehen, dass der Bentonit-Würfel etwa zum Zeitpunkt  $t = 10 d$  vollständig wassergesättigt ist, da zu diesem Zeitpunkt auch im oberen Bereich der Sättigungsgrad  $S_l = 1$  erreicht wird. Es fällt auf, dass sich die Wassersättigung im Lauf der Zeit monoton steigend entwickelt, während der Gasdruck etwa zum Zeitpunkt  $t = 6,5 d$  ein Maximum von etwa  $p_g \approx 0,6 - 0,7 MPa$  erreicht und danach wieder abnimmt. Ursache dafür ist, dass die primär im Porenraum vorhandene Luft zu Beginn durch den im Bentonit-Würfel ansteigenden Wasserspiegel im oberen Bereich des Würfels komprimiert wird, dann im Lauf der Zeit allerdings unter dem kompressionsbedingt ansteigenden Gasdruck an den Wassermolekülen vorbei an der Unterseite des Würfels ausgepresst wird. Dieser Prozess führt dann zum allmählichen Abbau des Gasdrucks, der auch am Ende der Simulation noch nicht vollständig beendet ist, da sich im Bentonit-Würfel bei vollständiger Sättigung ein Wasserdruck und aufgrund des verschwindenden Kapillardrucks somit auch ein Gasdruck auf dem Niveau des Wasserdrucks im Reservoir an der Unterseite des Bentonit-Würfels einstellen muss.

Bild 5.23(b) ist zu entnehmen, dass der Quelldruck am Ende des Aufsättigungsprozesses ein Niveau von etwa  $p_Q \approx 5 - 5,5 MPa$  erreicht, was nach *Rutqvist et al. (2010)* in guter Übereinstimmung ist mit dem in *Alonso et al. (2005)* beobachteten Quelldruck.

Bild 5.24 zeigt die mit dem FTK-Simulator erhaltene zeitliche Entwicklung der Wassersättigung. Wie zu erwarten war, beginnt die Aufsättigung in der Mitte des Bentonit-Würfels (rot durchgezogene Kurve) früher als an der Oberkante des Bentonit-Würfels (grün gestrichelte Kurve). Etwa zum Zeitpunkt  $t = 9 d$  und damit etwas früher als in *Rutqvist et al. (2010)* ist der Aufsättigungsprozess beendet, da auch im Bereich der Oberkante des Bentonit-Würfels ein Sättigungsgrad von  $S_l = 1$  erreicht wird. Auch die in Bild 5.25 dargestellten Gasdrücke (dunkelblau durchgezogen: in der Mitte des Bentonit-Würfels; hellblau gestrichelt: an der Oberkante des Bentonit-Würfels) erreichen ihre Maximalwerte etwas früher als in *Rutqvist et al. (2010)*, die Maximalwerte selbst

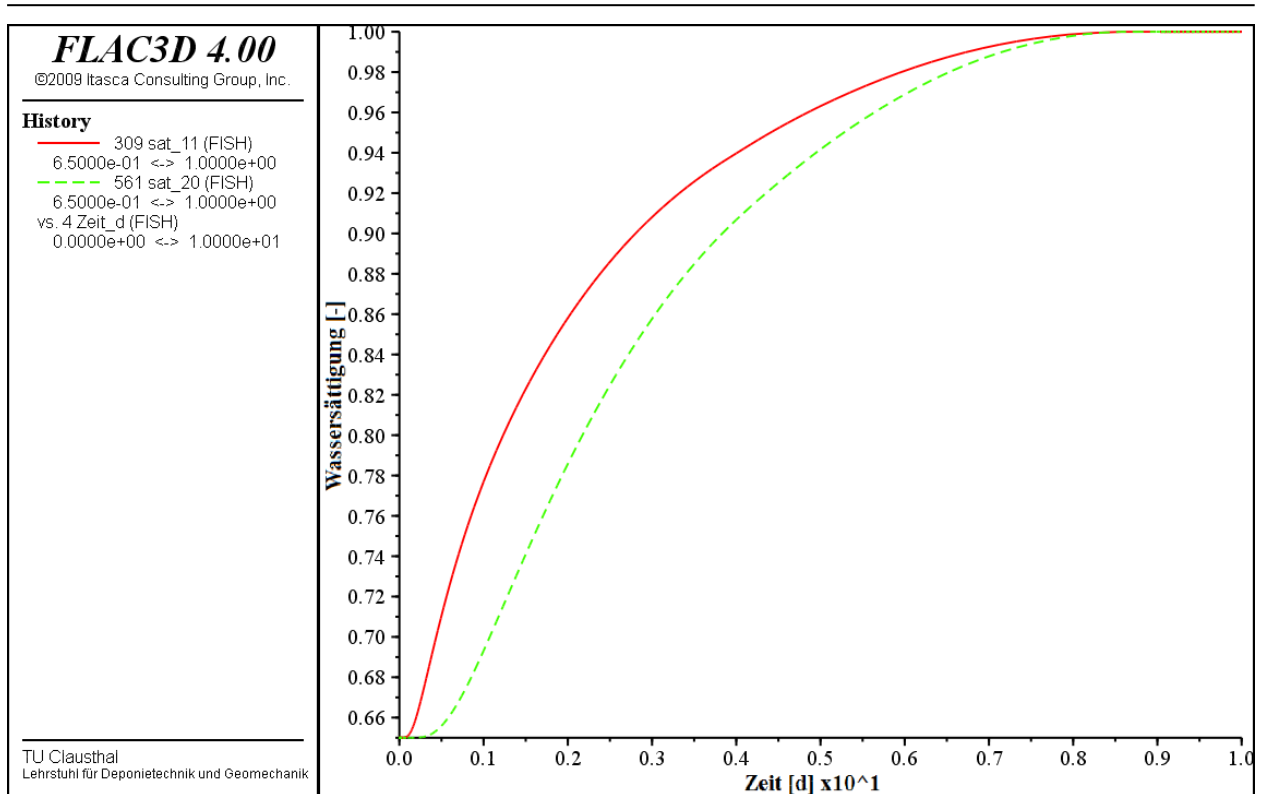


Bild 5.24 Simulationsergebnisse zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen zeitlichen Entwicklung der Wassersättigung im Bentonit-Würfel

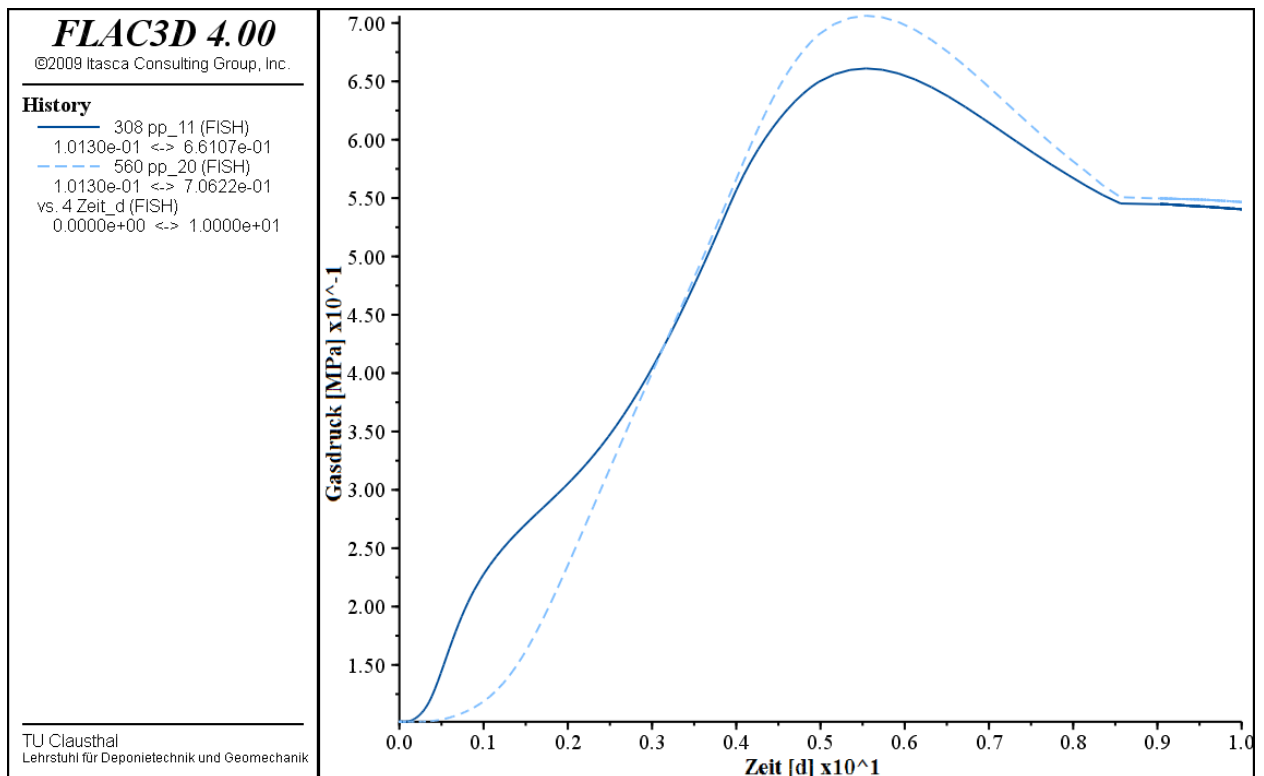


Bild 5.25 Simulationsergebnisse zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen zeitlichen Entwicklung des Gasdrucks im Bentonit-Würfel

sind allerdings in guter Übereinstimmung. Analog gilt diese Aussage auch für die in Bild 5.26 dargestellte zeitliche Entwicklung des Quelldrucks an der Oberkante des Bentonit-Würfels. Ein Grund für die leichte zeitliche Verschiebung in den Entwicklungen der dargestellten Simulationsergebnisse könnte die fehlende Berücksichtigung des diffusiven Gas- und Wassertransports in den FTK-Simulationen gegenüber den in *Rutqvist et al. (2010)* dokumentierten Simulationen sein. Trotz der leichten zeitlichen Verschiebung erscheint die Validierung des FTK-Simulators hinsichtlich der Implementierung des *Barcelona Basic Model* zur physikalischen Modellierung des Quellverhaltens von Bentonit als hinreichend gelungen.

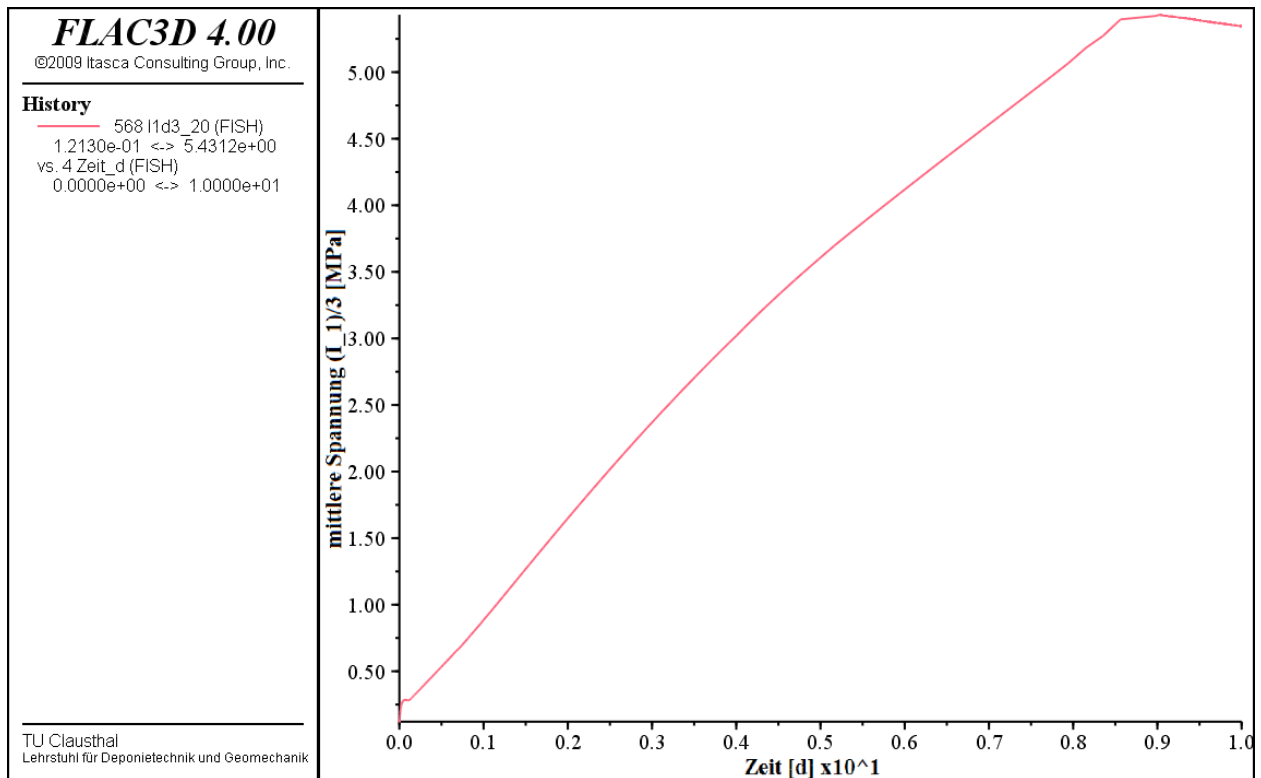


Bild 5.26 Simulationsergebnis zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen zeitlichen Entwicklung des Quelldrucks im Bentonit-Würfel

## 5.4 Retrospektive Analyse eines in China durchgeführten laborativen Großversuchs an Bentonitversatzmaterial

### 5.4.1 Beschreibung der Versuchsanordnung, des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte

Der in diesem Abschnitt betrachtete laborative Großversuch an Bentonitversatzmaterial ist am Beijing Research Institute of Uranium Geology (BRIUG) in China durchgeführt worden, da Bentonit als Versatz- bzw. Abdichtungsmaterial für ein chinesisches Endlager für hochradioaktive Abfälle im Kristallingestein eingesetzt werden soll. In diesem Zusammenhang waren die ther-

misch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Materialeigenschaften des Bentonits während seiner Aufsättigung bei gleichzeitiger Erwärmung zu untersuchen.

Bild 5.27 zeigt in einer schematischen Darstellung die Versuchsanordnung, wie sie in *BRIUG (2014)* dokumentiert worden ist. Es ist zu ersehen, dass für den Versuch in einem großen Stahlzylinder mit integrierter radialer Wasserzuführung um einen zentralen elektrischen Erhitzer herum kompaktierte Bentonitblöcke angeordnet worden sind. Zwischen den Bentonitblöcken sind an verschiedenen Positionen Sensoren zur Erfassung der Temperatur, der relativen Luftfeuchtigkeit sowie des Quelldrucks installiert worden.

Die gesamte Versuchsanordnung hat eine Höhe von  $2.200\text{ mm}$  sowie einen Durchmesser von  $900\text{ mm}$ , wobei der Erhitzer eine Höhe von  $1.600\text{ mm}$  sowie einen Durchmesser von  $300\text{ mm}$  aufweist. Die Bentonitblöcke um den Erhitzer herum sind von einer Schicht zur jeweils darüberliegenden Schicht um  $15^\circ$  im Uhrzeigersinn bzw. gegen den Uhrzeigersinn versetzt angeordnet, um die Fließweglängen entlang der mit zerkleinertem Bentonitmaterial verfüllten Fugen zwischen den Bentonitblöcken zu verlängern. Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass auf diese Weise nur die Fließweglängen in axialer Richtung der Versuchsanordnung verlängert werden, während die Fließweglängen in radialer Richtung nicht verlängert werden, so dass ein weiterhin vergleichsweise einfacher Zutritt von Wasser an den Erhitzer möglich ist.

Die um den Erhitzer angeordneten Bentonitblöcke haben die in Bild 5.28 dargestellten Formen A, B, C und D. Der Bentonitblock der Form P wird zerkleinert und zur Verfüllung der Fugen verwendet. Die geometrischen Abmessungen der Bentonitblöcke sind Tabelle 5.5 zu entnehmen.

Der Aufbau des Laborversuchs wurde am 10. September 2010 fertiggestellt. Dennoch wurde das Datenerfassungssystem erst am 01. April 2011 in Betrieb genommen. Der Erhitzer wurde zwischen dem 01. April 2011 und dem 08. Juli 2011 aktiviert zur Einstellung einer initialen Temperatur von  $30\text{ }^\circ\text{C}$  im gesamten Bentonitkörper. Im Anschluss wurde am 08. Juli 2011 mit dem eigentlichen Versuch begonnen. Dabei war eine anfängliche Temperaturerhöhungsrates von  $1\text{ }^\circ\text{C}/d$  im Erhitzer bis zum Erreichen einer maximalen Temperatur von  $90\text{ }^\circ\text{C}$  geplant. Da der Erhitzer allerdings nach Aktivierung noch einige Anfangsdefekte aufwies, musste er zunächst mehrfach repariert werden, so dass deshalb die im Versuch erreichte Temperaturerhöhungsrates von der geplanten Temperaturerhöhungsrates abweicht. Dieser Sachverhalt ist aus Bild 5.29 zu ersehen.

Die Injektion des Wassers, bei dem es sich um Grundwasser der Lokation Beishan handelt, wur-

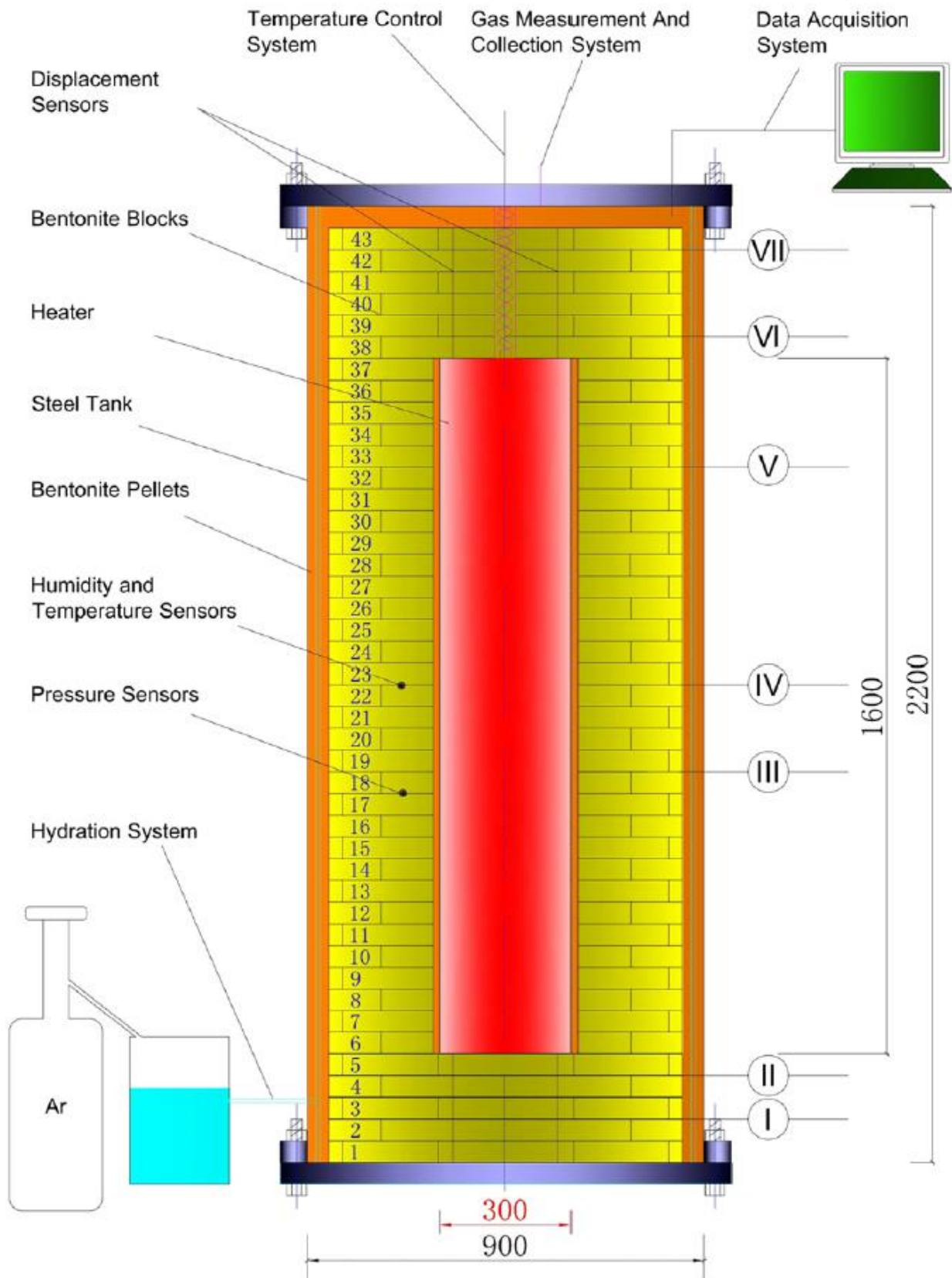


Bild 5.27 Schematische Darstellung der Versuchsanordnung im laborativen Großversuch an Bentonitversatzmaterial nach BRIUG (2014)



Bild 5.28 Kompaktierte Bentonitblöcke (links) und Bentonitbruchstücke aus dem kompaktierten Bentonitblock P (rechts), Liu et al. (2013)

Bentonit-Blöcke Typ	Außenradius (mm)	Innenradius (mm)	Höhe (mm)	Winkel (°)
A	90	0	50	180
B	250	90	50	45
C	250	165	50	45
D	400	250	50	30
P	200 (Länge)	50 (Breite)	50	-

Tabelle 5.5 Geometrische Daten der Bentonitblöcke, Liu et al. (2013)

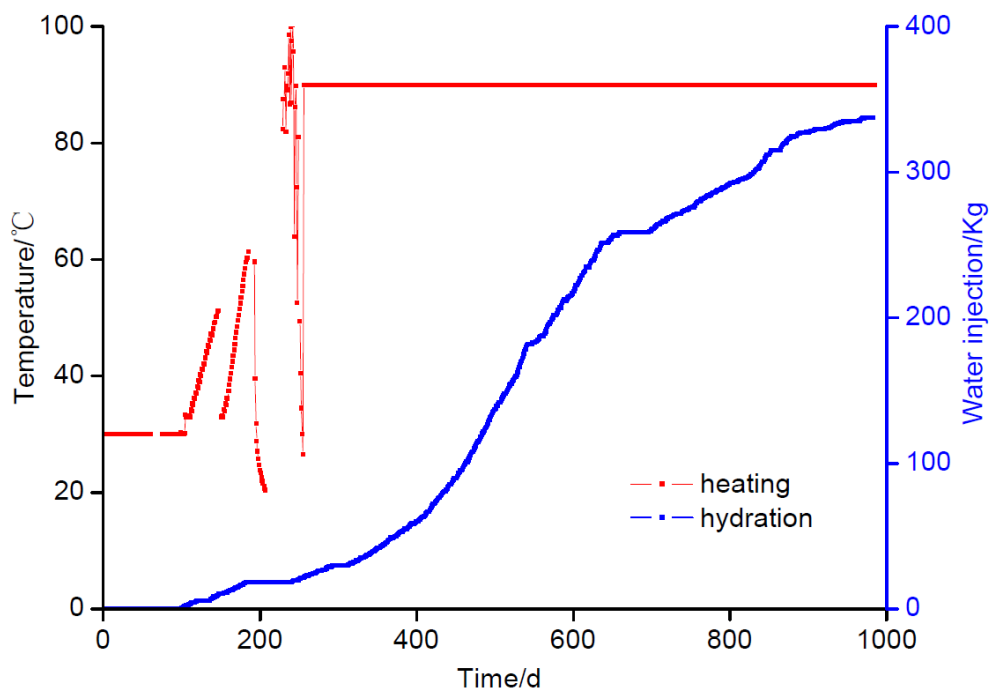


Bild 5.29 Zeitliche Entwicklung der Erhitzertemperatur sowie der injizierten Wassermenge, BRIUG (2014)

de zur Vermeidung einer potentiellen Schädigung der Sensoren zunächst mit einer relativ geringen Injektionsrate von  $400 \text{ g/d}$  begonnen, die dann bis zum 25. August 2011 allmählich gesteigert worden ist auf eine Injektionsrate von  $1.200 \text{ g/d}$ . Anschließend wurde der Wasserdruck allmählich von  $0,2 \text{ MPa}$  auf  $0,5 \text{ MPa}$  erhöht.

Im Rahmen einer retrospektiven Analyse der gemessenen Versuchsdaten sind vom BRIUG mehrere numerische Simulationen durchgeführt worden, deren Ergebnisse z.B. in *BRIUG (2014)* dokumentiert sind. Bei den durchgeführten Simulationen handelt es sich um thermische, thermisch-hydraulisch gekoppelte und thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulationen, die mit dem Finite-Elemente-Code LAGAMINE mit stark vereinfachten rotationssymmetrischen 2D-Modellen ohne Berücksichtigung der Fugen zwischen den Bentonitblöcken durchgeführt worden sind. In allen beschriebenen Simulationen wird die Diffusion von aus Verdunstungsprozessen resultierendem Wasserdampf in der primär vorhandenen Porenluft berücksichtigt, da ohne die Berücksichtigung dieses Diffusionsprozesses die Messdaten zur zeitabhängigen Entwicklung der relativen Luftfeuchtigkeit in den verschiedenen Messpositionen nicht nachvollzogen werden konnten.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden in einem ersten Schritt die am BRIUG durchgeführten retrospektiven Analysen mit dem FTK-Simulator an einem ebenfalls stark vereinfachten rotationssymmetrischen 3D-Segmentmodell nachvollzogen. In einem zweiten Schritt ist dann zur Analyse des Einflusses der Fugen zwischen Bentonitblöcken auf die ablaufenden Prozesse ein komplexeres dreidimensionales Berechnungsmodell erstellt worden, mit dem allerdings aufgrund der derzeit noch in TOUGH2 vorgegebenen Restriktionen hinsichtlich der Anzahl der Berechnungszonen und damit auch der Diskretisierungsfeinheit mit Blick auf die rechentechnisch in TOUGH2 noch zulässige Diskretisierung der Berechnungsmodelle keine Simulationen durchgeführt werden konnten. Diese Restriktionen ergeben sich nach Aussage des LBNL in TOUGH2 aus dem Sachverhalt, dass der für die Simulationen notwendige Speicherplatz nicht bei Bedarf dynamisch durch den Simulator TOUGH2 vom Betriebssystem angefordert wird, sondern schon zu Beginn der Simulationen komplett reserviert wird. Da diese Art der Speicherreservierung unter dem Betriebssystem Windows auch bei größerem verfügbarem Arbeitsspeicher auf  $2 \text{ GB}$  begrenzt ist, ergibt sich eine maximal zulässige Berechnungszonenanzahl von etwa 100.000.

Das im FTK-Simulator verwendete und in Bild 5.30(a) dargestellte rotationssymmetrische 3D-Segmentmodell repräsentiert ein  $11,25^\circ$ -Segment einer zylindrischen Struktur. Gegenüber der Simulation mit einem vollständigen 3D-Modell ist der benötigte Rechenaufwand bei einer Simu-



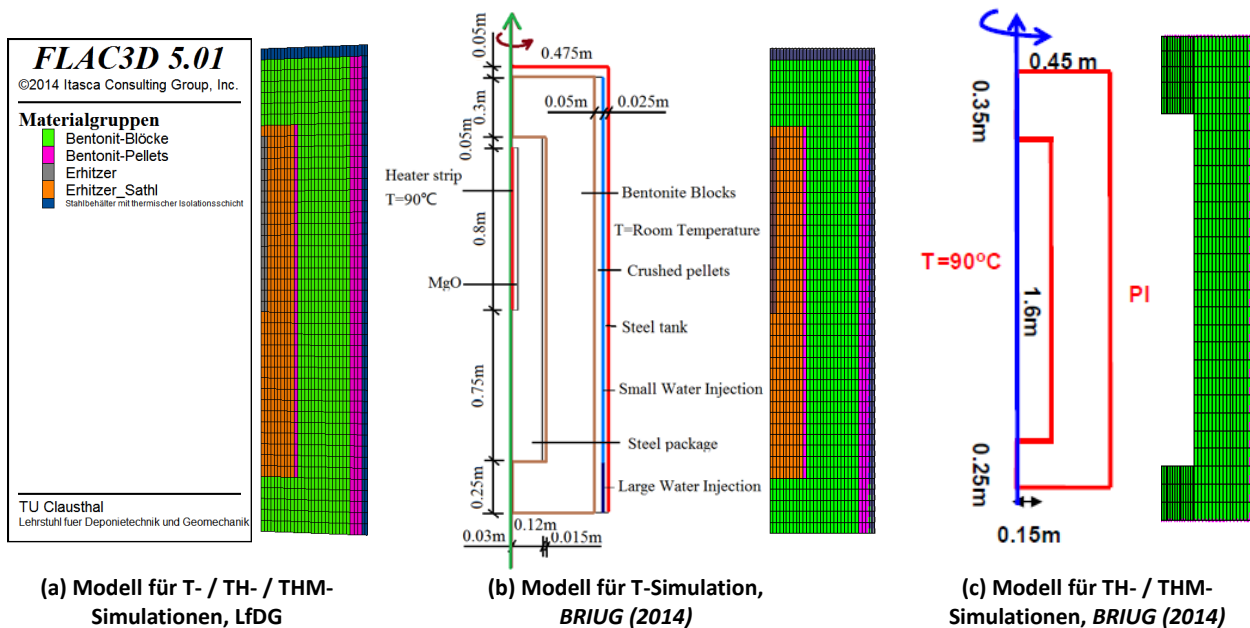


Bild 5.30 Rotationssymmetrisches Simulationsmodell zur retrospektiven Analyse des laborativen Großversuchs an Bentonitversatzmaterial bei Verwendung (a) des FTK-Simulators am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik (LfDG) und (b) bzw. (c) des LAGAMINE-Simulators am BRIUG

lation mit einem derartigen Segmentmodell signifikant verringert. Dieses Berechnungsmodell wird in der vorliegenden Arbeit verwendet für alle mit dem FTK-Simulator durchgeführten Simulationen zum laborativen Großversuch an Bentonitversatzmaterial (thermisch / thermisch-hydraulisch gekoppelt / thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelt). In *BRIUG (2014)* sind dagegen entsprechend Bild 5.30(b) und (c) unterschiedliche Modelle für die thermische Simulation und die thermisch-hydraulisch sowie die thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulation verwendet worden.

Wie aus Bild 5.30 zu ersehen ist, ist der grau dargestellte Erhitzerkern, der die eigentliche Wärmequelle darstellt, nicht mit der geplanten Höhe von 1.600 mm im Modell abgebildet worden, sondern nur mit einer Höhe von 800 mm. Somit ist nicht der vollständige Erhitzer im Modell berücksichtigt, sondern nur die obere Hälfte des Erhitzers. Grund dafür ist, dass die untere Hälfte des Erhitzers schon zum Zeitpunkt der Erhitzeraktivierung eine Fehlfunktion aufgewiesen hat, die aber nach Fertigstellung des Versuchsaufbaus nicht mehr behoben werden konnte. Der Radius des Erhitzerkerns beträgt 30 mm. Der Erhitzerkern ist von einem Stahlmantel umgeben, der in Bild 5.30 braun dargestellt ist und einen Radius von 150 mm aufweist. Um den Erhitzer (= Erhitzerkern + Stahlmantel) ist eine etwa 15 mm dicke Schicht aus Bentonitbruchstücken angeordnet, die in Bild 5.30 magentafarben dargestellt ist. Diese Schicht trennt den Erhitzer von den grün dargestellten kompaktierten Bentonitblöcken, deren Außenradius 400 mm beträgt. Zur

Vermeidung eines direkten Kontakts zwischen den kompaktierten Bentonitblöcken und dem Stahlzylinder, innerhalb dessen der Versuch durchgeführt wird, ist um die Bentonitblöcke herum eine etwa 50 mm dicke Schicht aus Bentonitbruchstücken angeordnet worden.

Bei der retrospektiven Analyse dieses TH2M-gekoppelten Großversuchs sind unterschiedliche physikalische Größen zu berücksichtigen. Die im Rahmen von numerischen Simulationen am einfachsten zu modellierende physikalische Größe stellt die Temperatur an verschiedenen Positionen der Versuchsanordnung dar, da die Temperaturverteilung vornehmlich von der zeitlichen Entwicklung der in Bild 5.29 dargestellten Erhitzertemperatur sowie der in Bild 5.31 dargestellten Raumtemperatur abhängt. Zwar hängt die Temperaturverteilung zusätzlich auch noch von der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität der Bentonitprobe ab, diese werden allerdings nur sehr wenig von anderen physikalischen Größen beeinflusst.

Da die in Bild 5.29 dargestellte zeitliche Entwicklung der Erhitzertemperatur allerdings relativ komplex ist, wird die zeitliche Entwicklung der Erhitzertemperatur in den in *BRIUG (2014)* dokumentierten numerischen Simulationen entsprechend Bild 5.32 abstrahiert.

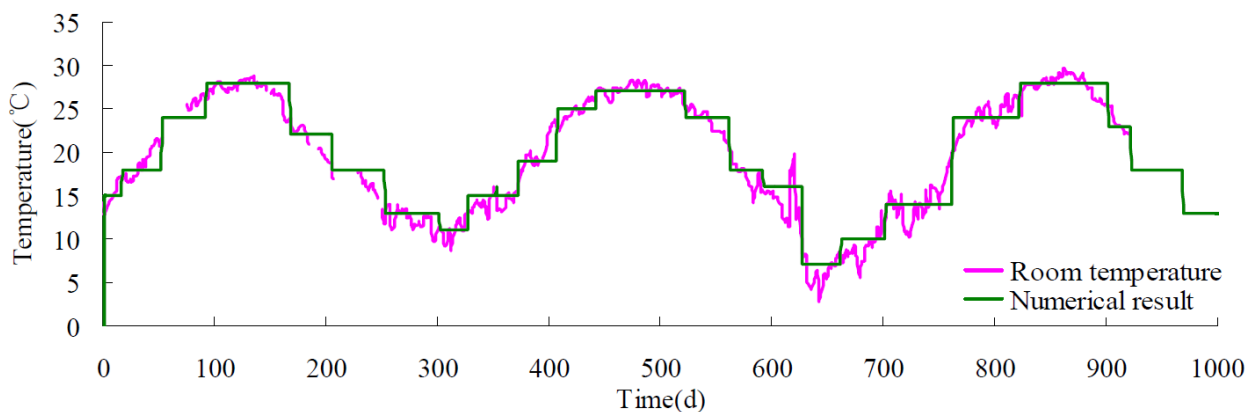


Bild 5.31 Zeitliche Entwicklung der Raumtemperatur, *BRIUG (2014)*

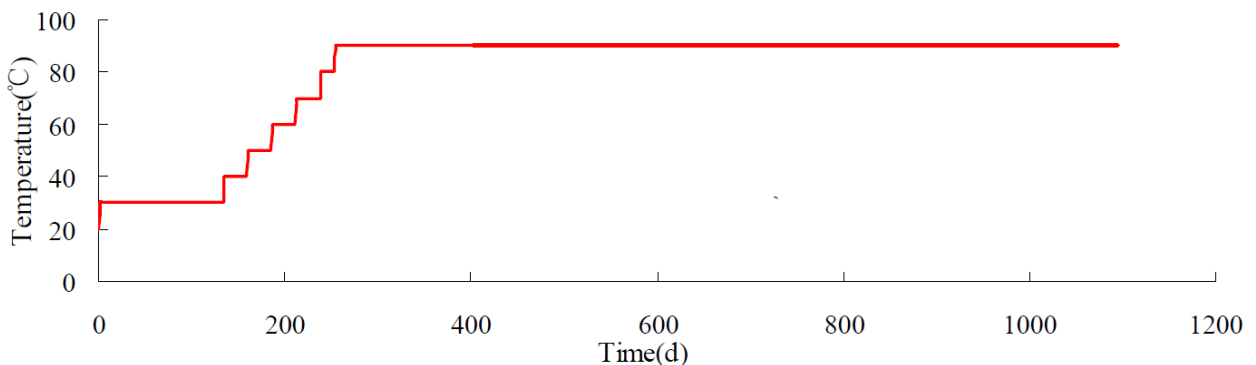


Bild 5.32 Abstrahierte zeitliche Entwicklung der Erhitzertemperatur, *BRIUG (2014)*

Tabelle 5.6 zeigt zusammenfassend die in dem hier zur Validierung des FTK-Simulators herangezogenen Bentonit-Großversuch angesetzten Materialkennwerte des Bentonits und des Erhitzers für die thermische sowie die thermisch-hydraulisch gekoppelte Simulation. Diese sind größtenteils *BRIUG (2014)* entnommen, wobei allerdings einige Parameter nach Rücksprache mit dem *BRIUG* modifiziert worden sind, da in *BRIUG (2014)* einige hier für die retrospektive Analyse relevante Tippfehler enthalten sind. Die für die thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulation angesetzten Materialparameter, die auf entsprechenden Angaben in *BRIUG (2013)* basieren, sind Tabelle 5.7 zu entnehmen.

In *BRIUG (2014)* ist dokumentiert worden, dass nach Meinung der Autoren die Fugen zwischen den einzelnen Bentonitblöcken einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss haben auf die beim Versuch ablaufenden physikalischen Prozesse. Bei einer Vernachlässigung der Fugen im Simulationsmodell werden tendenziell der Quelldruck und die Temperatur überschätzt sowie die relative Luftfeuchtigkeit unterschätzt. Gründe dafür sind, dass

- sich das Bentonitmaterial bei Aufsättigung zunächst in die Fugen ausdehnen kann und erst bei deren Schließung einen Quelldruck aufbaut,

<b>Thermohydraulische Materialkennwerte für die Bentonitblock-Struktur</b>			
Korndichte $\rho$	$2.660 \text{ kg/m}^3$	Porosität $\phi$	0,363
Permeabilität $K$	$7 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$	Flüssigkeitssättigungsgrad $S_l$	0,48
<i>Biot</i> -Koeffizient $\alpha$	1	Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0,1
Gasrestsättigungsgrad $S_{gr}$	0,001	initialer Kapillardruck $p_c$	-80 MPa
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$3 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	trockene Wärmeleitfähigkeit $\lambda_d$	0,097 W/(m · K)
feuchte Wärmeleitfähigkeit $\lambda_w$	1,5 W/(m · K)	spezifische Wärmekapazität $c_p$	800 J/(kg · K)
Tortuosität-Faktor $\tau$	0,1	Diffusionskoeffizient $D$	$1,8 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$
<i>van Genuchten</i> -Parameter $m$	0,267	scheinbarer Gaseindringdruck $p_{ae}$	12,5 MPa
<b>Thermohydraulische Materialkennwerte für den elektrischen Erhitzer</b>			
Dichte $\rho$	$7.800 \text{ kg/m}^3$	Porosität $\phi$	0,001
Permeabilität $K$	$0 \text{ m}^2$	Flüssigkeitssättigungsgrad $S_l$	0
<i>Biot</i> -Koeffizient $\alpha$	0	Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$10^{-5} \text{ K}^{-1}$
initiale Wärmeleitfähigkeit $\lambda_0$	80 W/(m · K)	initiale spezifische Wärmekapazität $c_{p,0}$	460 J/(kg · K)

Tabelle 5.6 Kennwerte für das Materialverhalten des Bentonits und der Erhitzer, *BRIUG (2014)*

Thermohydrmechanische Materialkennwerte für die Bentonitblock-Struktur			
Korndichte $\rho$	2.660 kg/m <sup>3</sup>	Porosität $\phi$	0,363
Permeabilität $K$	10 <sup>-21</sup> m <sup>2</sup>	Flüssigkeitssättigungsgrad $S_l$	0,548
Biot-Koeffizient $\alpha$	1	Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0,1
Gasrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0,001	maximaler Kapillardruck $p_c$	-100 MPa
van Genuchten -Parameter $m$	0,267	scheinbarer Gaseindringdruck $p_{ae}$	12,5 MPa
Tortuosität-Faktor $\tau$	0,1	Diffusionskoeffizient $D$	5,14·10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /s
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	3·10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>	trockene Wärmeleitfähigkeit $\lambda_d$	0,097 W/(m·K)
feuchte Wärmeleitfähigkeit $\lambda_w$	1,5 W/(m·K)	spezifische Wärmekapazität $c_p$	800 J/(kg·K)
Elastizitätsmodul $E$	3000 MPa	Poisson-Zahl $\nu$	0,45
$\kappa_{ps0}$	0,027	$\kappa_{sp0}$	0,17
$\alpha_{ss}$	0 MPa <sup>-1</sup>	$\alpha_{ps}$	0,05833 MPa <sup>-1</sup>
$\alpha_{sp}$	0	$p_{ref}$	0,45 MPa
$\alpha_0$	3·10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>	$\alpha_2$	0 K <sup>-1</sup>
$\lambda_{ps0}$	0,18	$r_\lambda$	0,65
$\beta_\lambda$	0,045 MPa <sup>-1</sup>	$\rho_s$	0 K <sup>-1</sup>
$k_s$	0,08	$p_{s0}$	0 MPa
$p'_c$	0,45 MPa	$M$	1
$\alpha_a$	0,53	$\nu_\lambda$	1,67
$p_0^*$	0,6 MPa	initiale Temperatur	20 °C
$M_{ps0}$	1		

Tabelle 5.7 Kennwerte für das Materialverhalten des Bentonits, BRIUG (2013)

- die Fugen aufgrund ihrer vergleichsweise hohen Porosität eine thermisch isolierende Wirkung haben und
- die zugeführte Feuchtigkeit entlang der Fugen relativ einfach in den zentraleren Bereich der Bentonitblock-Struktur vordringen kann.

Um den Einfluss der Fugen auf die ablaufenden physikalischen Prozesse quantifizieren zu können, ist daher das in Bild 5.33 dargestellte vollständige 3D-Berechnungsmodell entwickelt worden, in dem die Fugen berücksichtigt werden konnten. Da die Versuchsanordnung bei Berücksichtigung der Fugen aufgrund der Fugenverteilung keine Symmetrieebenen aufweist, konnte bei Berücksichtigung der Fugen kein Segmentmodell mehr verwendet werden, sondern nur ein voll-

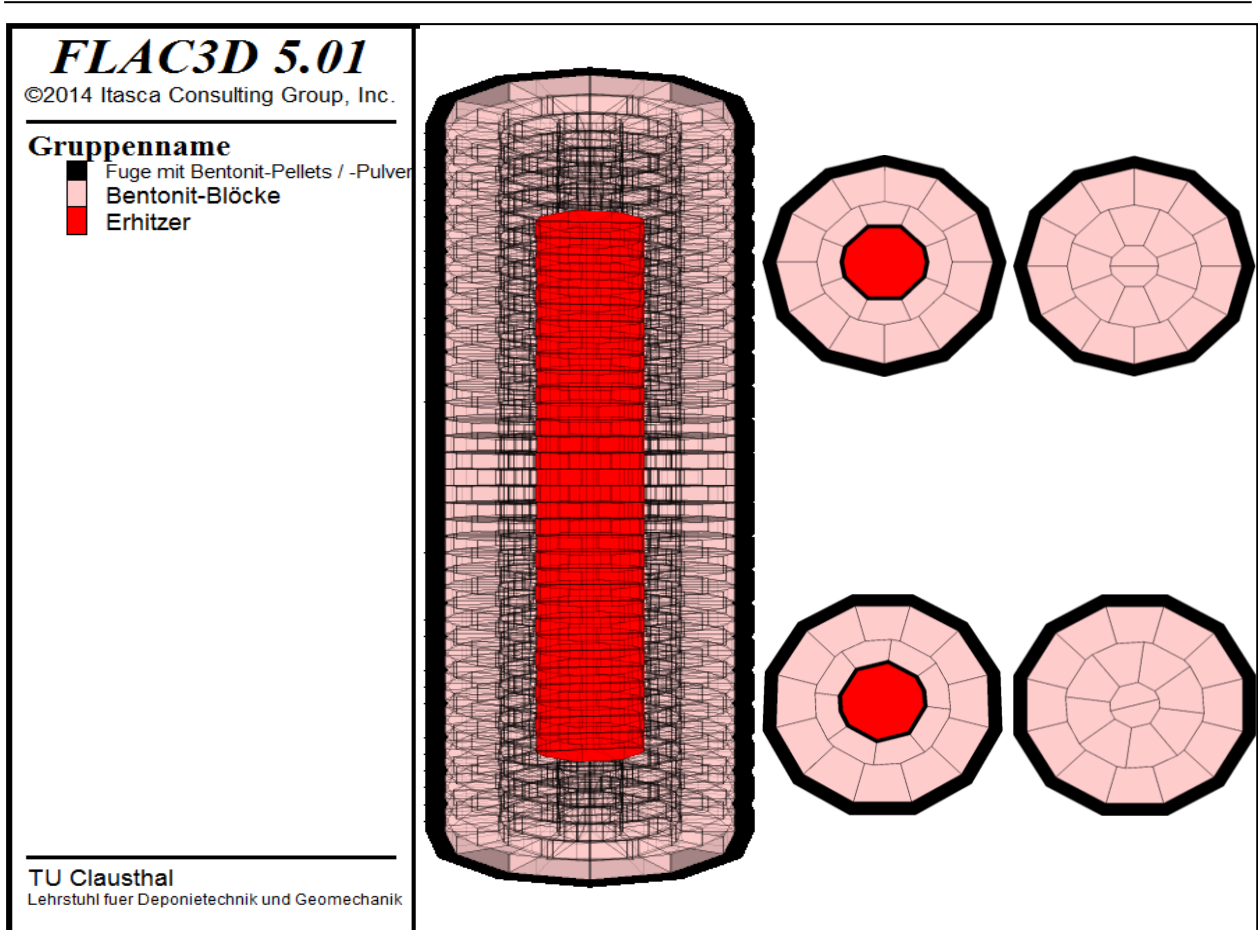


Bild 5.33 Vollständiges 3D-Berechnungsmodell zur Simulation des am BRIUG durchgeführten Großversuchs an kompaktierten Bentonitblöcken

ständiges 3D-Modell. Dieses Berechnungsmodell besteht auch bei einer relativ groben Diskretisierung noch aus mehr als 100.000 Berechnungszonen und ist daher mit der aktuellen Version des FTK-Simulators nicht bearbeitbar, so dass in der vorliegenden Arbeit leider keine Simulationsergebnisse zu diesem Modell gezeigt werden können. Zur Bearbeitung derartiger Aufgabenstellungen ist derzeit außerhalb dieser Arbeit die Weiterentwicklung des FTK-Simulators durch Kopplung der Simulatoren  $FLAC^{3D}$  und TOUGH2-MP in Bearbeitung.

#### 5.4.2 Vergleichende Gegenüberstellung der Versuchsmessdaten und der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse sowie der in *BRIUG (2013)* und in *BRIUG (2014)* dokumentierten Simulationsergebnisse

##### (a) Thermische Simulation

Entsprechend der in *BRIUG (2014)* dokumentierten Vorgehensweise werden im Rahmen der retrospektiven Analyse des am BRIUG durchgeführten Bentonit-Großversuchs auch mit dem FTK-Simulator zunächst nur die ablaufenden thermischen Prozesse in der numerischen Simula-

tion berücksichtigt. Bild 5.34 zeigt die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Temperaturverteilungen zu drei verschiedenen Zeitpunkten sowie die am BRIUG erhaltenen Simulationsergebnisse zur Temperaturverteilung zu den gleichen Zeitpunkten. Es ist zu ersehen, dass die Simulationsergebnisse des FTK-Simulators in guter Übereinstimmung sind mit den Simulationsergebnissen des BRIUG. In beiden Simulationen erhöhen sich die Temperaturen in den ersten Monaten nach Versuchsbeginn zunächst relativ stark, wobei im direkten Erhitzerumfeld erwartungsgemäß größere Temperaturerhöhungen zu verzeichnen sind als etwas weiter entfernt vom Erhitzer. Mit zunehmender Entfernung vom Erhitzer nähern sich die Temperaturen der äußeren Randbedingung an. Diese entspricht der außerhalb der Versuchsanordnung anliegenden Raumtemperatur.

Wie aus Bild 5.35, Bild 5.36, Bild 5.37 und Bild 5.38 zu ersehen ist, sind auch die mit dem FTK-Simulator erhaltenen zeitabhängigen Temperaturentwicklungen an ausgewählten Positionen der Probe mit den entsprechenden am BRIUG erhaltenen zeitabhängigen Temperaturentwicklungen in einer guten Übereinstimmung. Zudem sind die Simulationsergebnisse beider Simulatoren auch in einer guten Übereinstimmung mit den ebenfalls dargestellten Messdaten. Die Validation des FTK-Simulators ist für den Fall der ausschließlich thermischen Simulation also gut gelungen.

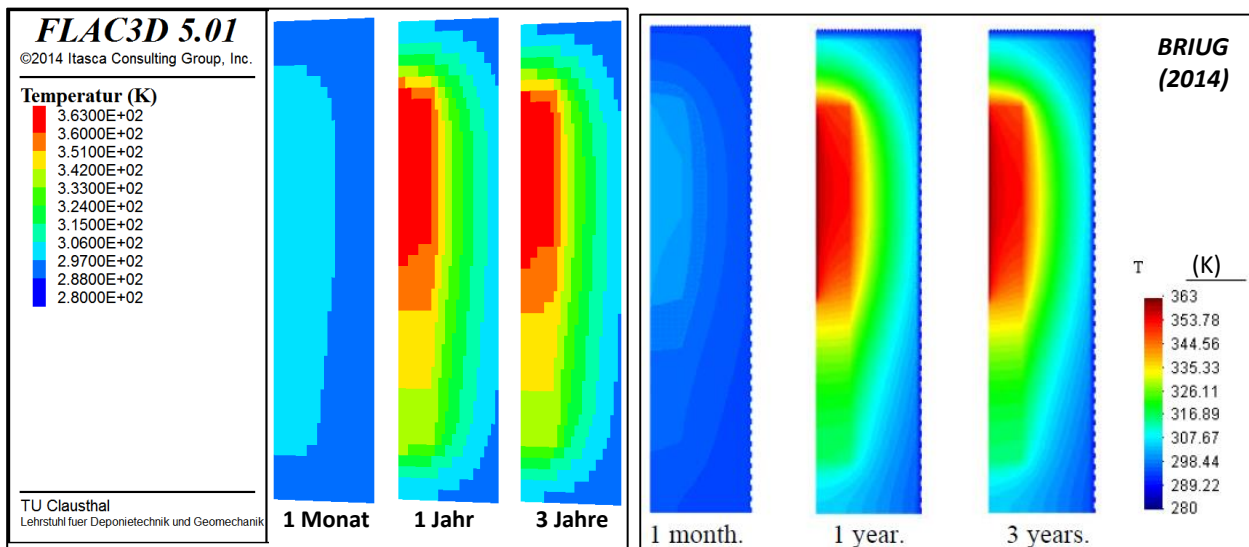


Bild 5.34 Temperaturverteilung in der Bentonitblock-Struktur zu den Zeitpunkten  $t_1 = 1$  Monat,  $t_2 = 1$  Jahr sowie  $t_3 = 3$  Jahre nach Versuchsbeginn (links: FTK-Simulator; rechts: BRIUG (2014))

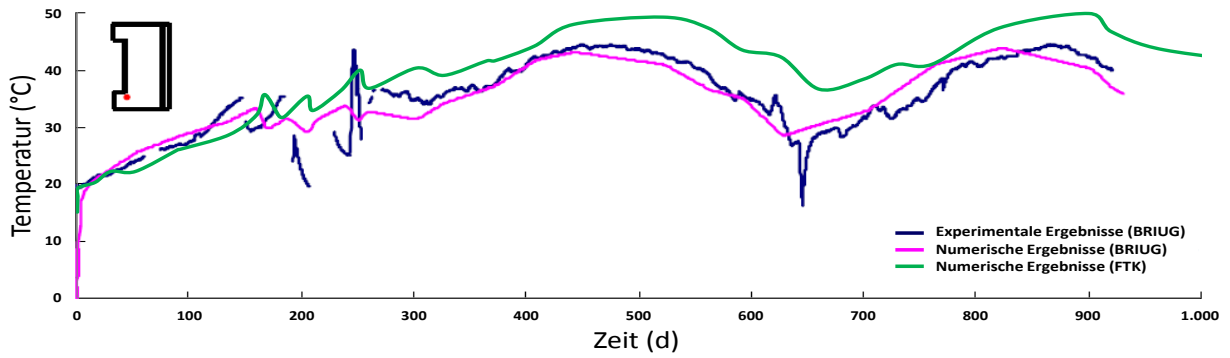
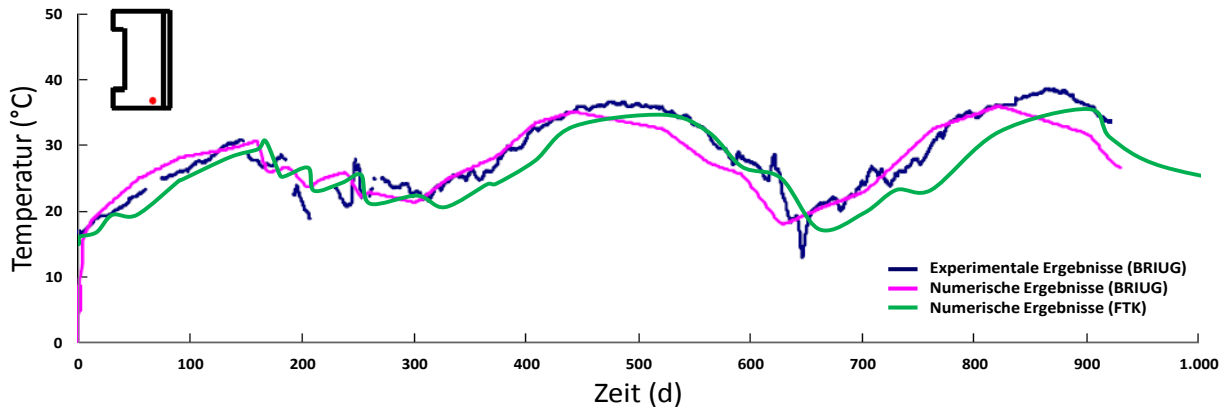


Bild 5.35 Zeitabhängige Temperaturentwicklung im unteren Bereich der Bentonitblock-Struktur

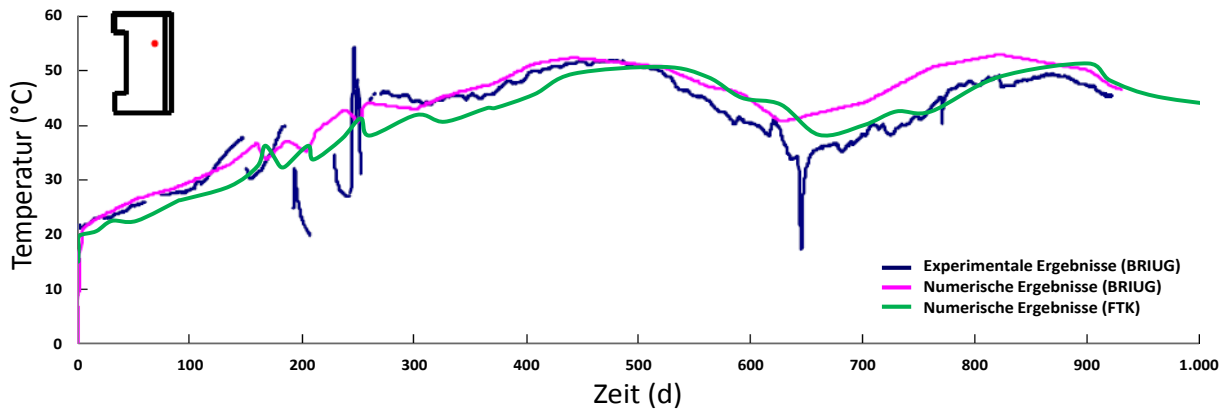
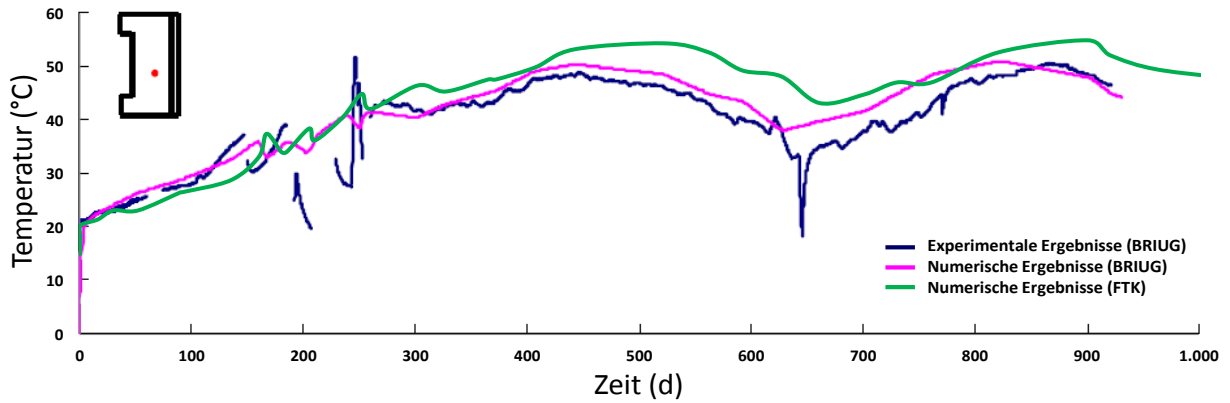


Bild 5.36 Zeitabhängige Temperaturentwicklung im mittleren Bereich der Bentonitblock-Struktur



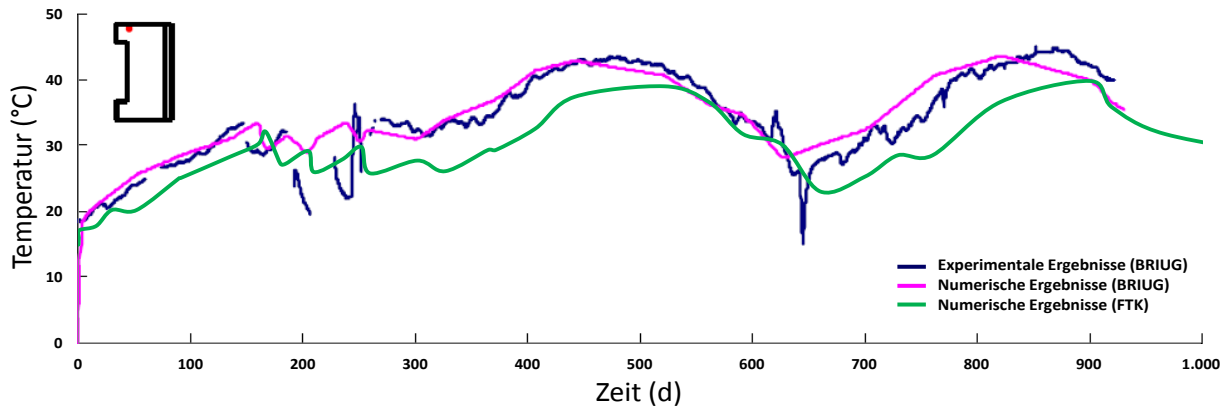
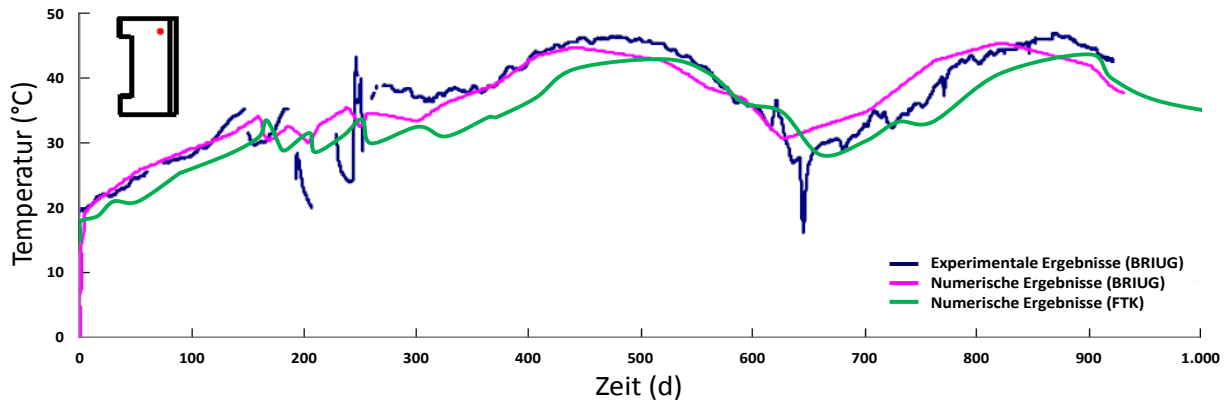


Bild 5.37 Zeitabhängige Temperaturentwicklung im oberen Bereich der Bentonitblock-Struktur

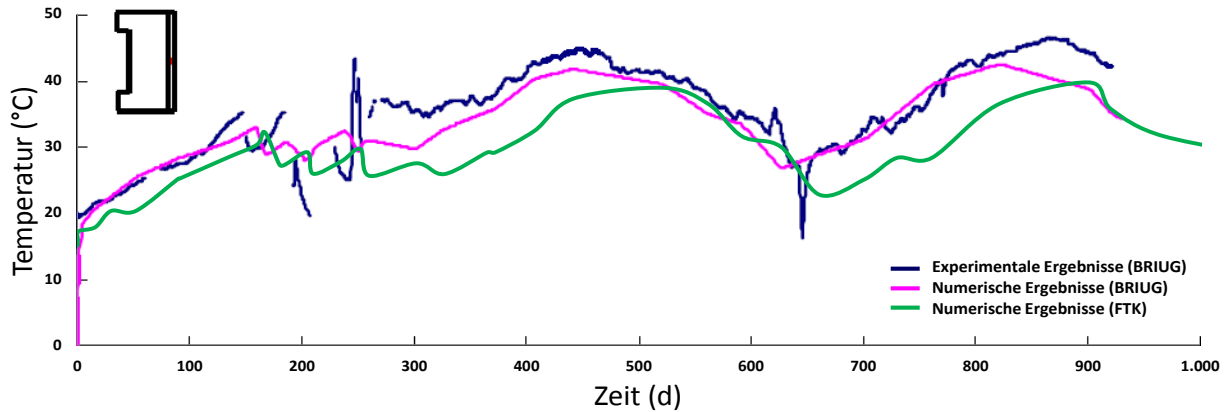
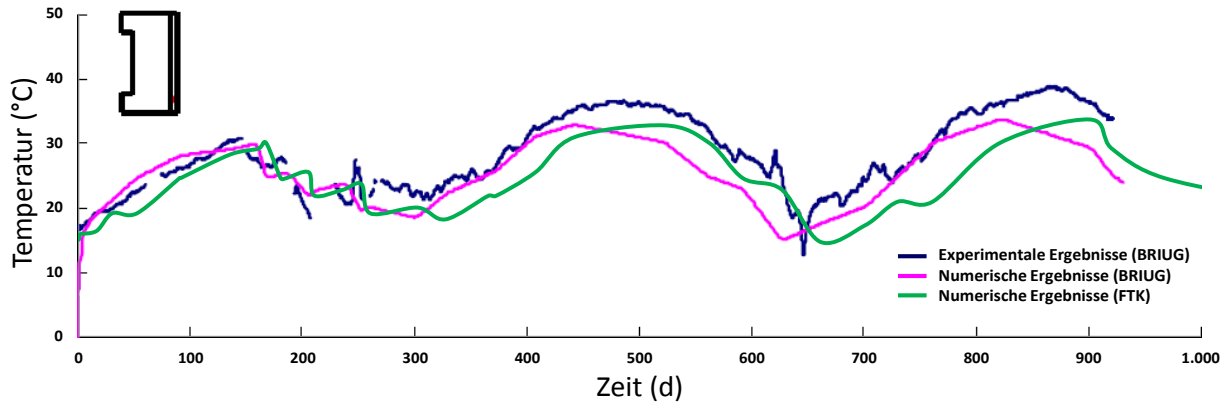


Bild 5.38 Zeitabhängige Temperaturentwicklung im äußeren Bereich der Bentonitblock-Struktur



(b) *Thermisch-hydraulisch gekoppelte Simulation*

In *BRIUG (2014)* sind neben den im vorstehenden Teilabschnitt (a) beschriebenen Simulationsergebnissen der ausschließlich thermischen Simulationen zum Bentonit-Großversuch auch Simulationsergebnisse von thermisch-hydraulisch gekoppelten Simulationen zu diesem Versuch dokumentiert. Zur Validation des FTK-Simulators sind auch diese Simulationsergebnisse herangezogen worden.

Im Rahmen der mit dem FTK-Simulator durchgeführten thermisch-hydraulisch gekoppelten Simulationen dieses Versuchs wird die Wärmeleistung der Erhitzer identisch zu Teilabschnitt (a) vorgegeben. Die angesetzte Wasserinjektionsrate zur am äußeren Versuchsstrukturrand erfolgenden Wasserzufuhr ist aus Bild 5.29 abgeleitet. Dabei wird analog zu der in *BRIUG (2014)* dokumentierten Vorgehensweise nicht über die gesamte Versuchsstrukturhöhe eine gleichmäßig verteilte Wasserzufuhr angenommen, sondern es wird im unteren Bereich der Versuchsstruktur eine intensivere Wasserzufuhr angenommen als im Rest der Bentonitblock-Struktur. Durch diese Vorgehensweise soll der Einfluss der Gravitation innerhalb des Wasserinjektionsbereiches auf die Wasserzufuhr in abstrahierter Form berücksichtigt werden.

Die Simulation erfolgt hier nur bis zum Zeitpunkt  $t = 430 d$  nach Versuchsbeginn, da für spätere Zeitpunkte des Versuchs in *BRIUG (2014)* keine weiteren Simulationsergebnisse angegeben sind, die zur Validation des FTK-Simulators herangezogen werden können.

Bild 5.39 zeigt in einer vergleichenden Gegenüberstellung die mit dem FTK-Simulator erhaltene Porenwasserdruckverteilung zu den Zeitpunkten  $t_1 = 30 d$ ,  $t_2 = 200 d$  und  $t_3 = 430 d$ , für die auch in *BRIUG (2014)* die entsprechenden Porenwasserdruckverteilungen angegeben sind. Es fällt zunächst auf, dass der Porenwasserdruck in der Umgebung des Erhitzers im Lauf der Zeit immer größere negative Zahlenwerte von initial  $p_l \approx -93 MPa$  bis zu  $p_l < -283 MPa$  erreicht, d.h. der Kapillardruck nimmt dort zu und somit nimmt der Sättigungsgrad dort ab. Da die Temperaturen unterhalb des Siedepunktes von Wasser bleiben, ist dieser Sachverhalt zunächst überraschend. Eine vertiefte Analyse der Simulationsergebnisse hat ergeben, dass der ebenfalls im FTK-Simulator berücksichtigte Verdunstungsprozess von Porenwasser im Porenraum der Bentonitblock-Struktur durch die aufgrund der allmählichen Temperaturerhöhung gleichzeitig ablaufende thermisch bedingte Ausdehnung des flüssigen Wassers dominiert wird, so dass sich bei der Überlagerung dieser beiden Prozesse keine Abnahme des Sättigungsgrades ergibt. Diese Sättigungsabnahme lässt sich allerdings erklären durch die Analyse des Einflusses eines Diffusionsprozesses von aus der Verdunstung von Porenwasser resultierendem Wasserdampf in der Gas-

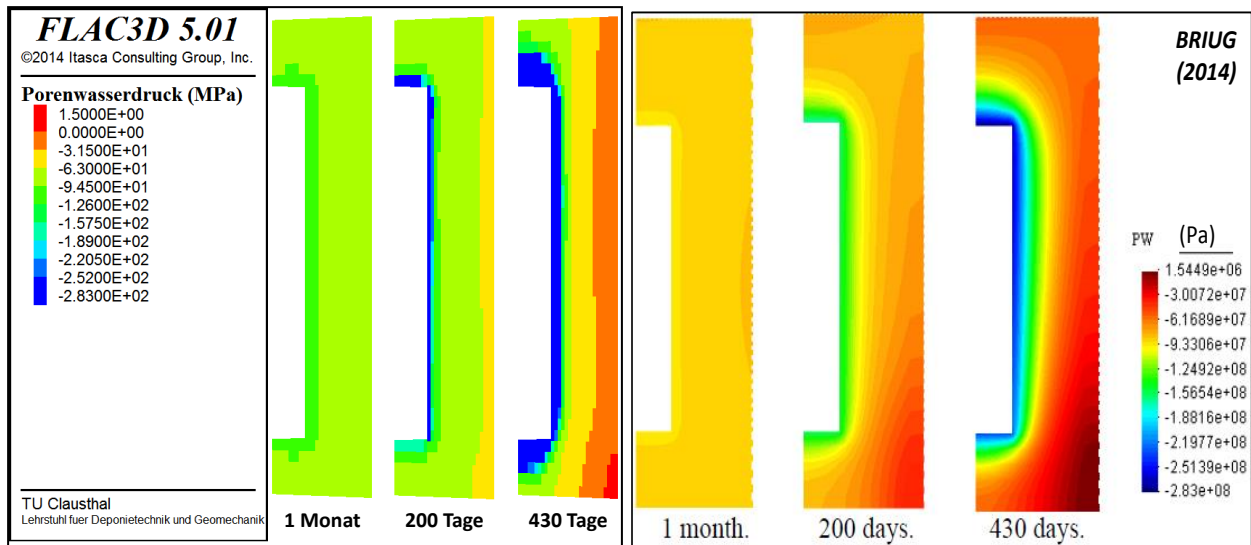


Bild 5.39 Porenwasserdruckverteilung in der Bentonitblock-Struktur zu den Zeitpunkten  $t_1 = 30 d$ ,  $t_2 = 200 d$  sowie  $t_3 = 430 d$  nach Versuchsbeginn (links: FTK-Simulator; rechts: BRIUG (2014))

phase. Da sich die Diffusionsrichtung am Konzentrationsgradienten orientiert, bewegt sich der Wasserdampf aus den Bereichen höherer Konzentration an Wasserdampf in der Porenluft in Bereiche mit niedrigerer Konzentration von Wasserdampf in der Porenluft, also aus dem Erhitzernahfeld in kühlere Bereiche der Bentonitblock-Struktur. Da dann allerdings im Erhitzernahfeld weiteres Porenwasser verdunsten kann, nimmt dort der Sättigungsgrad tatsächlich allmählich ab.

Es fällt weiterhin auf, dass die mit dem FTK-Simulator erhaltenen bzw. die in *BRIUG (2014)* dokumentierten Simulationsergebnisse zu den 3 Zeitpunkten zwar schon relativ ähnlich sind, allerdings nicht identisch. Als Ursache dafür wird gesehen, dass in der in *BRIUG (2014)* dokumentierten Simulation zwar der Diffusionsprozess von Wasserdampf in der Gasphase berücksichtigt wird, allerdings kein zugehöriger Diffusionskoeffizient angegeben wird. Daher ist in der vorliegenden Arbeit bei Verwendung des FTK-Simulators im Rahmen einer Variationsanalyse der Diffusionskoeffizient derart angepasst worden, dass die in *BRIUG (2014)* dargestellte Porenwasserdruckverteilung möglichst gut nachvollzogen werden konnte.

Neben der flächenhaften Darstellung der Porenwasserdruckverteilung entsprechend Bild 5.39 werden in *BRIUG (2014)* auch für ausgewählte Positionen der Bentonitblock-Struktur Simulationsergebnisse zur zeitlichen Entwicklung der relativen Luftfeuchtigkeit  $RH$  entsprechenden Messwerten gegenübergestellt. Nach *Fredlund & Rahardjo (1993)* kann die relative Luftfeuchtigkeit aus dem Kapillardruck  $p_c$  bzw. aus der Saugspannung  $s = -p_c$  abgeleitet werden entsprechend Gl. (5.1):

$$RH = \exp\left(\frac{-s \cdot w_v}{R \cdot T \cdot \rho_w}\right) \quad (5.1)$$

mit

- $s$  - Saugspannung in  $kPa$ ,
- $w_v$  - Molmasse von Wasserdampf mit  $w_v \approx 18,016 \text{ kg/kmol}$ ,
- $R$  - allgemeine Gaskonstante mit  $R \approx 8,31432 \text{ J/(mol} \cdot \text{K)}$ ,
- $\rho_w$  - Wasserdichte mit  $\rho_w \approx 998 \text{ kg/m}^3$  bei  $20^\circ\text{C}$  und
- $T$  - absolute Temperatur mit  $T = 273,16 + t$  in  $K$ , wobei  $t$  die Temperatur in  $^\circ\text{C}$  ist.

Bild 5.40 zeigt für zwei ausgewählte Positionen in der Bentonitblock-Struktur die Messwerte zur

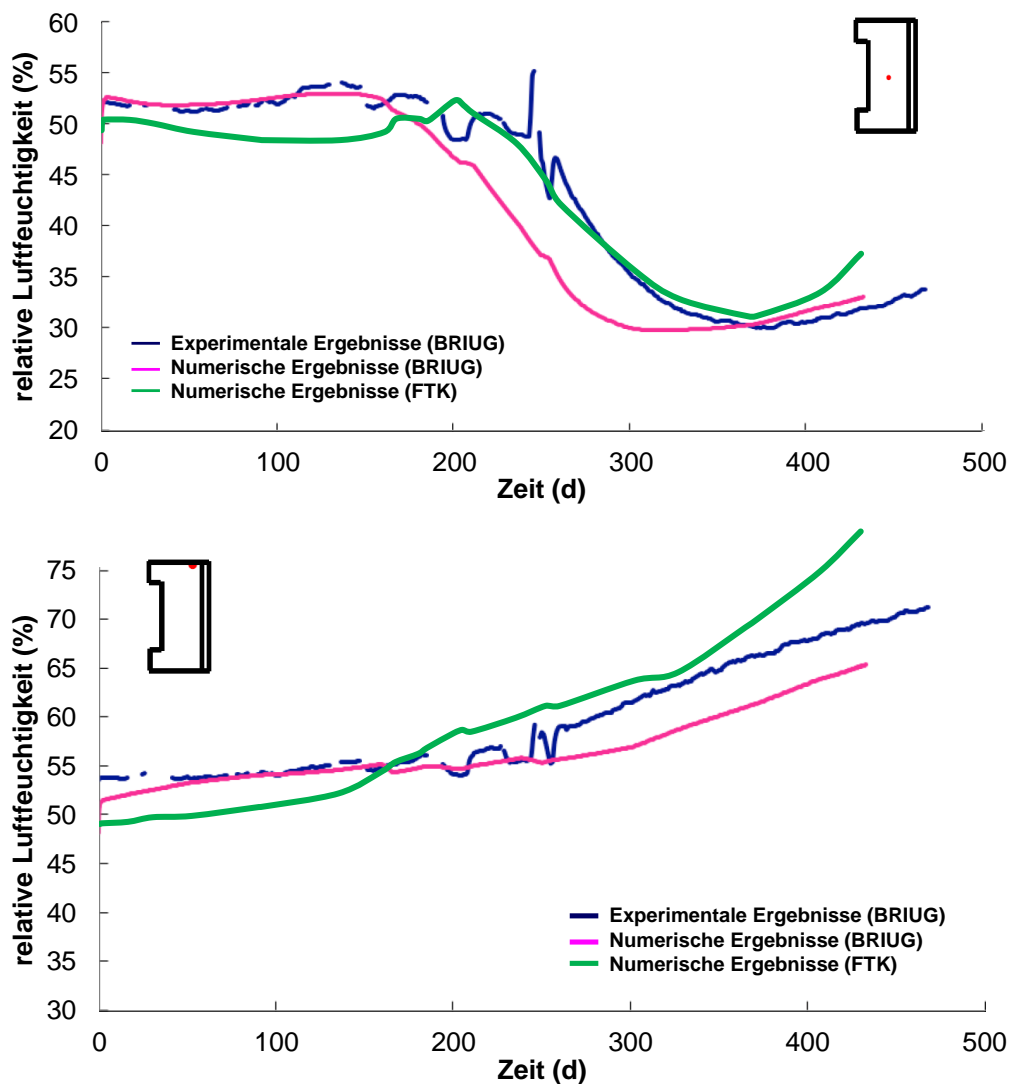


Bild 5.40 Zeitabhängige Entwicklung der relativen Luftfeuchtigkeit in ausgewählten Positionen der Bentonitblock-Struktur

zeitlichen Entwicklung der lokal vorhandenen relativen Luftfeuchtigkeit und die entsprechenden Simulationsergebnisse nach *BRIUG (2014)* sowie die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse. Es ist zu ersehen, dass mit beiden Simulatoren die Messwerte in einer guten Qualität nachvollzogen werden konnten, sowohl für eine Position, in der die relative Luftfeuchtigkeit aufgrund der vorstehend erläuterten Diffusion von aus Verdunstung resultierendem Wasserdampf in kühlere Bereiche der Bentonitblock-Struktur abnimmt, wie auch für eine Position, in der aufgrund der größeren Entfernung zum Erhitzer und der Nähe zur äußeren Wasserzufuhr die relative Luftfeuchtigkeit in der Tendenz kontinuierlich zunimmt. Die Validation des FTK-Simulators ist für den Fall der thermisch-hydraulisch gekoppelten Simulation also ebenfalls gut gelungen.

(c) *Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulation*

Eine thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Simulation zum Bentonit-Großversuch sowie einige wenige zugehörige Simulationsergebnisse sind in *BRIUG (2013)* dokumentiert. Im Rahmen der dort beschriebenen Simulation ist das *Barcelona Basic Model (BBM)* zur physikalischen Modellierung des mechanischen Verhaltens des Bentonitmaterials verwendet worden, da dieses Stoffmodell auch geeignet ist, die Quelldruckentwicklung im Bentonitmaterial bei dessen Aufsättigung zu modellieren. Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass in dieser thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation andere Materialparameter sowie auch andere Anfangs- und Randbedingungen angesetzt worden sind als in den in Teilabschnitt (a) bzw. Teilabschnitt (b) beschriebenen thermischen bzw. thermisch-hydraulisch gekoppelten Simulationen, da es sich bei der thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation nicht um eine retrospektive Analyse handelt, sondern um eine prognostisch durchgeführte numerische Simulation.

Da das *Barcelona Basic Model* auch in den FTK-Simulator implementiert worden ist und diese Implementierung anhand des hier betrachteten Beispiels validiert werden sollte, ist das *Barcelona Basic Model* daher auch im Rahmen der vorliegenden Arbeit bei der thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten retrospektiven Analyse zu den in *BRIUG (2013)* dokumentierten prognostischen Simulationsergebnissen mit dem FTK-Simulator verwendet worden.

Im Rahmen der mit dem FTK-Simulator durchgeführten thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation konnten die in *BRIUG (2013)* dokumentierten Ergebnisse für einen Horizontalschnitt auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur entsprechend Bild 5.41, Bild 5.42 so-

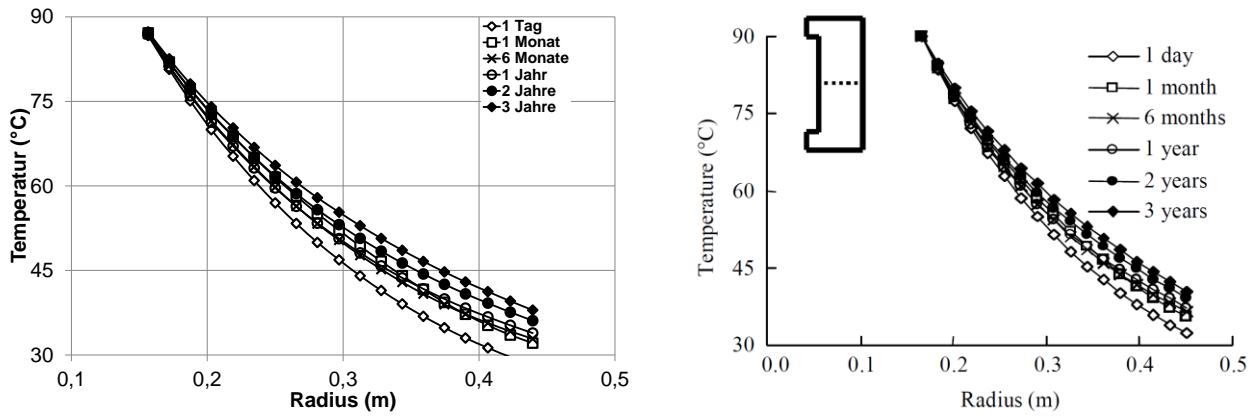


Bild 5.41 Zeitabhängige Entwicklung der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur (links: FTK-Simulator, rechts: BRIUG (2013))

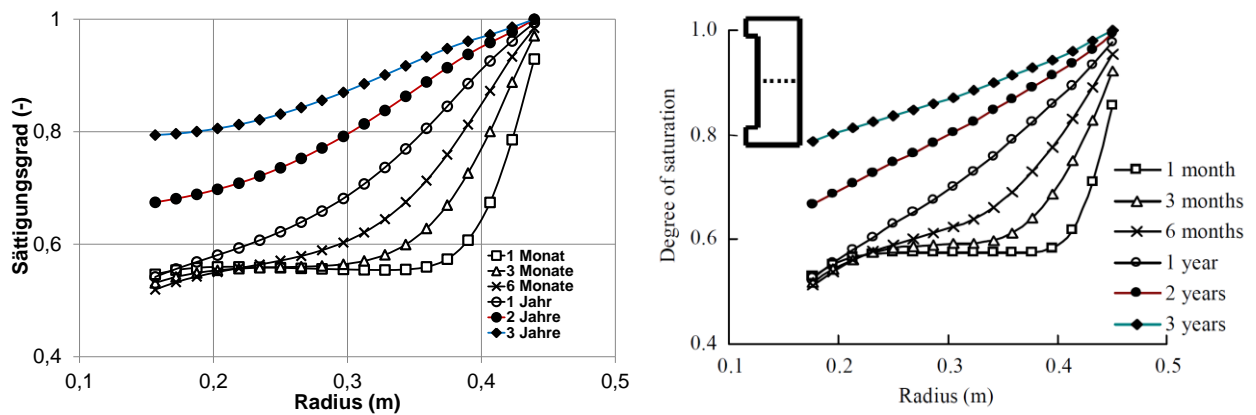


Bild 5.42 Zeitabhängige Entwicklung des Sättigungsgrades in einem Horizontalschnitt auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur (links: FTK-Simulator, rechts: BRIUG (2013))

wie Bild 5.43 hinsichtlich der zeitabhängigen Entwicklung der Temperatur  $T$ , des Sättigungsgrades  $S_i$  sowie der Saugspannung  $s = -p_c$  qualitativ und quantitativ sehr gut nachvollzogen werden. Es ist allerdings darauf hinzuweisen, dass in *BRIUG (2013)* nicht alle angesetzten Materialparameter ausreichend beschrieben worden sind und daher einige Materialparameter bei der Simulation mit dem FTK-Simulator eingeschätzt werden mussten.

In *BRIUG (2013)* ist zudem für einen ausgewählten Beobachtungspunkt, der sich etwa auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur in unmittelbarem Kontakt zur Erhitzeroberfläche befindet, die in der Simulation berechnete zeitliche Entwicklung des Quelldrucks entsprechend Bild 5.44(rechts) dokumentiert. Es ist zu ersehen, dass sich dort in den ersten 6 Monaten nach Beginn des Versuchs relativ schnell ein Quelldruck von etwa  $p_Q \approx 0,55 \text{ MPa}$  aufbaut, der in der Folge bis zum Ende der Simulation dann mit geringerer Rate weiter ansteigt auf etwa  $p_Q \approx 1,45 \text{ MPa}$ . Wie aus Bild 5.44(links) zu ersehen ist, konnte die Form der in *BRIUG (2013)*

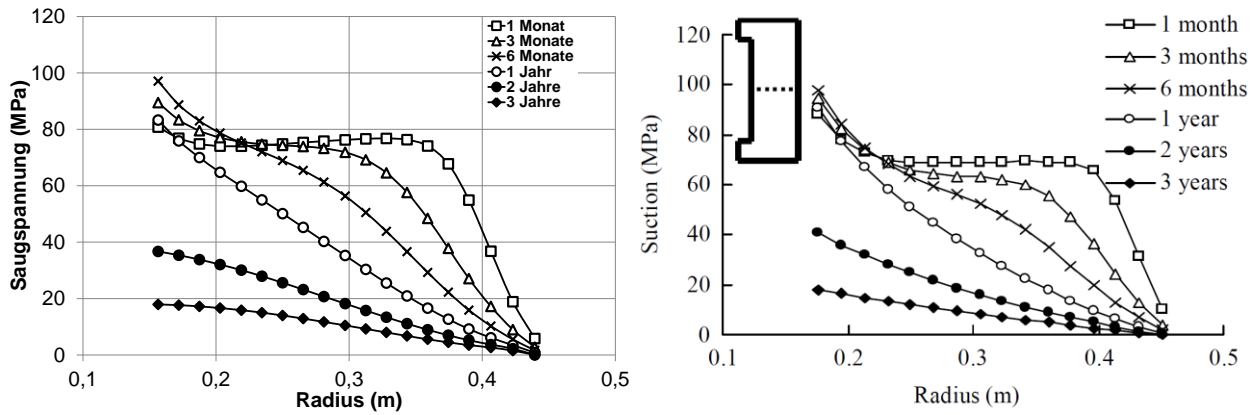


Bild 5.43 Zeitabhängige Entwicklung der Saugspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur (links: FTK-Simulator, rechts: BRIUG (2013))

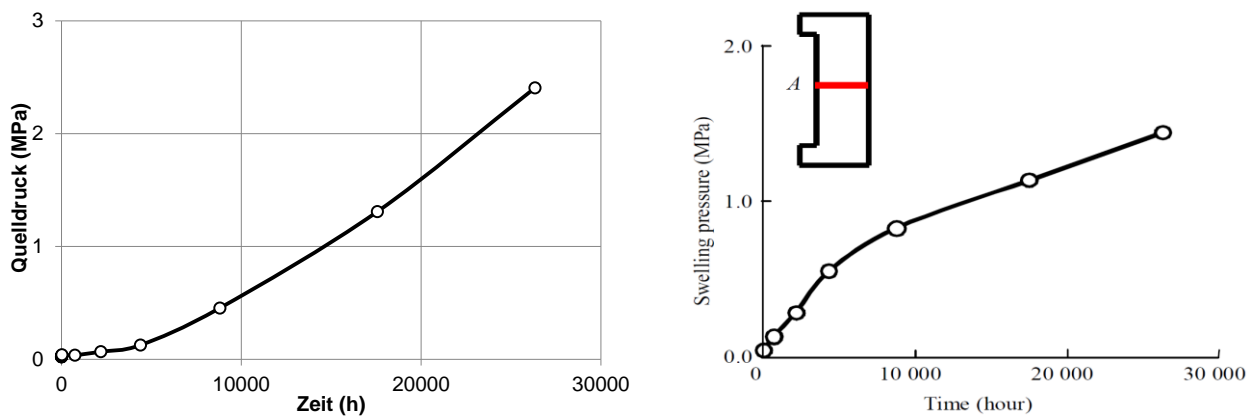


Bild 5.44 Zeitabhängige Entwicklung des Quelldrucks im Beobachtungspunkt A auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur in unmittelbarem Kontakt zur Erhitzeroberfläche (links: FTK-Simulator, rechts: BRIUG (2013))

dargestellten Kurve zur Quelldruckentwicklung mit dem FTK-Simulator leider nicht nachvollzogen werden, da dort der Quelldruck zunächst nur langsam und dann mit zunehmender Sättigung immer schneller ansteigt. Nichtsdestotrotz erscheint die Validation des FTK-Simulators für den Fall der thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation größtenteils gut gelungen.

## 5.5 Validation des FTK-Simulators durch retrospektive Analyse einer hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation für eine Strecke im Tonsteingebirge und Vergleich mit den Simulationsergebnissen nach Amann & Löw (2009) sowie Nagra (2014a)

### 5.5.1 Beschreibung des Simulationsmodells sowie der angesetzten Materialkennwerte

Im Rahmen der Standsicherheitsbewertung von aufzufahrenden Strecken im Tonsteingebirge sind komplexe hydraulisch-mechanisch gekoppelte Tragwerkszustände zu analysieren. In Amann & Löw (2009) sowie in Nagra (2014a) sind derartige Analysen exemplarisch mit Hilfe

hydraulisch-mechanisch gekoppelter Simulationen zum Tragverhalten einer generischen kreisrunden Strecke in unterschiedlichen Teufenlagen durchgeführt worden. Die Ergebnisse dieser Simulationen werden im vorliegenden Abschnitt zur Validation des FTK-Simulators herangezogen. In einem ersten Schritt sind dabei die Simulationen zunächst analog zu *Amann & Löw (2009)* sowie *Nagra (2014a)* anhand von 2D-Berechnungsmodellen mit dem Simulator  $FLAC^{3D}$  nachvollzogen worden, in einem zweiten Schritt dann mit dem FTK-Simulator.

Da die in *Amann & Löw (2009)* und in *Nagra (2014a)* verwendeten Berechnungsmodelle nicht identisch sind einerseits im Hinblick auf die Streckengeometrie ( $\rightarrow$  verschiedene Streckendurchmesser) sowie auch die Modelldiskretisierung und andererseits im Hinblick auf die verwendeten Materialparameter, erfolgt die Validation des FTK-Simulators im Rahmen der hier durchgeführten retrospektiven Analyse in zwei separaten Teilschritten – in einem ersten Schritt auf Basis der Daten nach *Amann & Löw (2009)*, in einem zweiten Schritt dann auf Basis der Daten nach *Nagra (2014a)*.

Bild 5.45 zeigt für den ersten Schritt das jeweilige Berechnungsmodell und dazu dann auf der linken Seite die im  $FLAC^{3D}$ - bzw. im FTK-Simulator verwendete Modelldiskretisierung und auf der rechten Seite die in *Amann & Löw (2009)* verwendete Modelldiskretisierung. Das Berechnungsgebiet weist bei beiden Modellen in  $x$ -Richtung eine Breite von  $50\text{ m}$  auf, während es in  $z$ -Richtung eine Höhe von  $50\text{ m}$  aufweist. In der Mitte des Modells befindet sich eine kreisrunde Strecke mit einem Durchmesser von  $2,5\text{ m}$ . Um die Strecke herum gibt es einen sehr fein diskretisierten Modellbereich mit einer Ausdehnung von  $15 \times 15\text{ m}$ , außerhalb davon ist das Modell gröber diskretisiert. Die in den Simulationen variierte Teufenlage der Strecke liegt in *Amann & Löw (2009)* bei  $z = 400\text{ m}$ ,  $z = 500\text{ m}$ ,  $z = 600\text{ m}$ ,  $z = 700\text{ m}$ ,  $z = 800\text{ m}$  sowie  $z = 900\text{ m}$ .

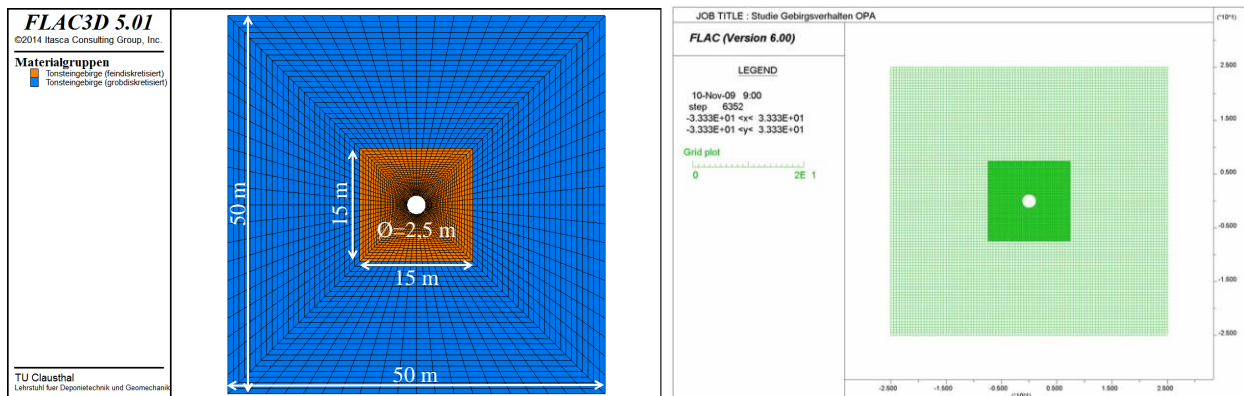


Bild 5.45 Modelldiskretisierung (links:  $FLAC^{3D}$ - bzw. FTK-Simulator; rechts: nach *Amann & Löw (2009)*)



Bild 5.46 zeigt für den zweiten Schritt die im  $FLAC^{3D}$ - bzw. im FTK-Simulator verwendete Modelldiskretisierung ohne sowie mit Berücksichtigung eines Ausbaus in Anlehnung an *Nagra (2014a)*. Im Gegensatz zu *Amann & Löw (2009)* beträgt der Streckendurchmesser in *Nagra (2014a)* ohne Berücksichtigung eines Ausbaus  $3,2\text{ m}$ , mit Berücksichtigung eines  $20\text{ cm}$  dicken Spritzbetonausbaus dann nur noch  $2,8\text{ m}$ . Die Außenabmessungen des Modells betragen  $100 \times 100\text{ m}$ . Die in den Simulationen variierte Teufenlage der Strecke liegt in *Nagra (2014a)* bei  $z = 400\text{ m}$ ,  $z = 600\text{ m}$ ,  $z = 700\text{ m}$  sowie  $z = 800\text{ m}$ .

Ziel der in *Amann & Löw (2009)* sowie in *Nagra (2014a)* beschriebenen Simulationen ist die Beurteilung des Tragverhaltens der Strecke in unterschiedlichen Teufenlagen anhand so genannter Entwurfsindikatoren (EI), die in *Nagra (2014a)* wie folgt definiert sind:

- EI-1: Das Verhältnis aus maximaler vertikaler Ausdehnung  $2 \cdot \rho_v$  der plastischen Zone und dem Streckendurchmesser  $D_{\text{äqu}}$  sollte nicht größer als 4 sein, Bild 5.47.
- EI-2: Die mittlere Konvergenz der Strecke sollte nicht mehr als 4 % betragen, um die durchschnittliche hydraulische Leitfähigkeit in der Auflockerungszone zu begrenzen.
- EI-3: Die mittlere Konvergenz der Strecke sollte nicht mehr als 1 % betragen, um die konturnahe Auflockerung zu begrenzen.

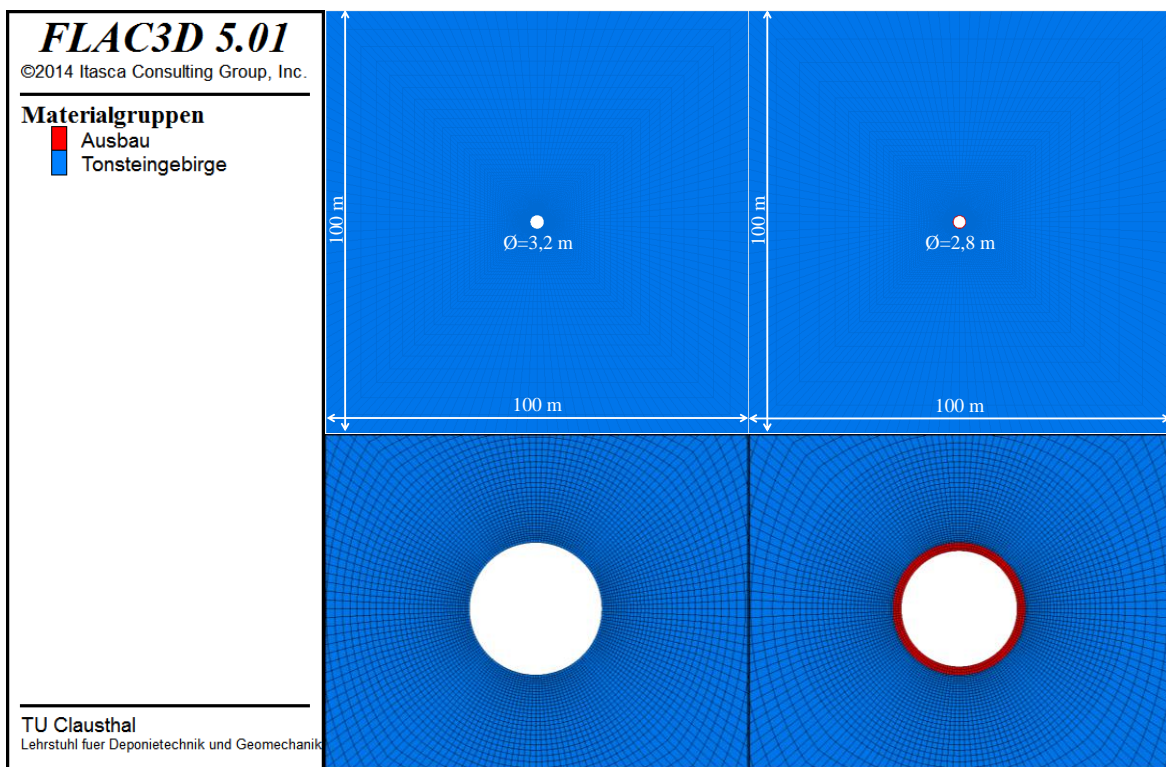


Bild 5.46  $FLAC^{3D}$ - bzw. FTK-Modelldiskretisierung in Anlehnung an *Nagra (2014a)* (links: ohne Ausbau; rechts: mit Ausbau)



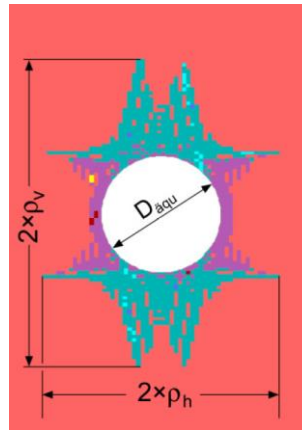


Bild 5.47 Exemplarische Darstellung einer plastischen Zone um eine kreisrunde Strecke, Nagra (2014a)

Da es sich bei den vorstehend dargestellten Berechnungsmodellen nicht um vollständige 3D-Modelle handelt, sondern um 3D-Scheibenmodelle, kann der allmähliche Streckenvortriebsprozess nicht direkt simuliert werden, sondern nur in einer abstrahierten Form. Daher wird im Rahmen der durchgeführten numerischen Simulationen der Einfluss eines allmählichen Streckenvortriebs auf das Tragverhalten der Strecke berücksichtigt durch eine schrittweise Reduzierung des Innendrucks an der Streckenkontur, d.h. die Innendruckreduzierung erfolgt in 10 Stufen von anfänglich 0 % bis zu 100 %. Eine Innendruckreduzierung von 0 % bedeutet dabei, dass die Ortsbrust des Streckenvortriebs noch weit entfernt ist vom Beobachtungsquerschnitt, so dass der Spannungszustand noch nicht durch den Streckenvortrieb beeinflusst wird und somit noch identisch ist mit dem Primärspannungszustand. Eine Innendruckreduzierung von 100 % bedeutet, dass die Ortsbrust des Streckenvortriebs bereits weit hinter dem Beobachtungsquerschnitt liegt, so dass die Ortsbrust keine stützende Wirkung mehr auf den Beobachtungsquerschnitt hat.

Wie bereits vorstehend erwähnt, sind die in Amann & Löw (2009) und die in Nagra (2014a) im Rahmen der durchgeführten numerischen Simulationen verwendeten Materialkennwerte unterschiedlich. Daher werden die verwendeten Materialkennwerte im Folgenden in unterschiedlichen Tabellen dargestellt. Tabelle 5.8 zeigt die in Amann & Löw (2009) verwendeten Materialkennwerte für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen, in Bild 5.48 sind die zugehörigen Fließgrenzen dargestellt. Tabelle 5.9 zeigt analog die in Nagra (2014) verwendeten Materialkennwerte ebenfalls für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen, in Bild 5.49 sind die zugehörigen Fließgrenzen dargestellt.

Hydrothermomechanische Materialkennwerte für das Tonsteingebirge			
Dichte $\rho$		2.550 kg/m <sup>3</sup>	
Elastizitätsmodul $E$		7.000 MPa	
Poisson-Zahl $\nu$		0,27	
Porosität $\phi$		0,11	
Biot-Koeffizient $\alpha$		1,0	
Scherdehnung zum Erreichen der Restfestigkeit $\varepsilon$		5·10 <sup>-3</sup>	
Festigkeit der Matrix (m)		Festigkeit der Schichtflächen (j)	
Zugfestigkeit $t_{mp}$	2,5 MPa	Zugfestigkeit $t_{jp}$	1,2 MPa
Restzugfestigkeit $t_{mr}$	0,25 MPa	Restzugfestigkeit $t_{jr}$	0,12 MPa
Spitzenreibungswinkel (I) $\varphi_{mp}$	30 °	Spitzenreibungswinkel (I) $\varphi_{jp}$	34 °
Spitzenkohäsion (I) $c_{mp}$	8,7 MPa	Spitzenkohäsion (I) $c_{jp}$	1,3 MPa
Restreibungswinkel (I) $\varphi_{mr}$	29 °	Restreibungswinkel (I) $\varphi_{jr}$	33 °
Restkohäsion (I) $c_{mr}$	4,3 MPa	Restkohäsion (I) $c_{jr}$	0,7 MPa
Spitzenreibungswinkel (II) $\varphi_{mp}$	14 °	Spitzenreibungswinkel (II) $\varphi_{jp}$	12 °
Spitzenkohäsion (II) $c_{mp}$	17,2 MPa	Spitzenkohäsion (II) $c_{jp}$	10,1 MPa
Restreibungswinkel (II) $\varphi_{mr}$	13 °	Restreibungswinkel (II) $\varphi_{jr}$	11 °
Restkohäsion (II) $c_{mr}$	16,0 MPa	Restkohäsion (II) $c_{jr}$	5,0 MPa

Tabelle 5.8 Materialkennwerte nach Amann & Löw (2009) für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen

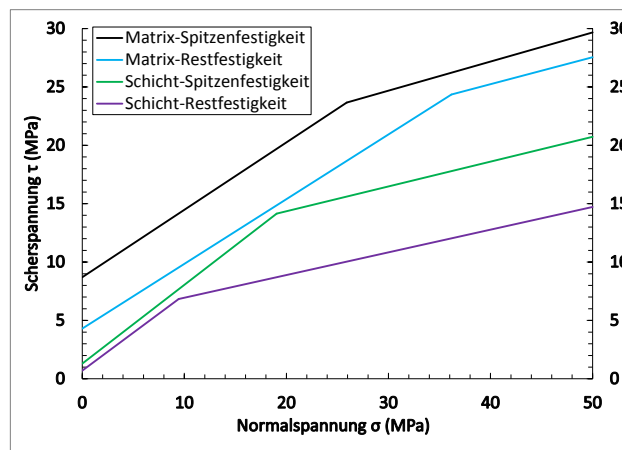


Bild 5.48 Fließgrenzen nach Amann & Löw (2009) für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen

<b>Hydrothermomechanische Materialkennwerte für das Tonsteingebirge</b>			
Trockendichte / gesättigte Dichte $\rho$		2.415 / 2.524 kg/m <sup>3</sup>	
Elastizitätsmodul $E$		6.120 MPa	
Poisson-Zahl $\nu$		0,27	
Porosität $\phi$		0,11	
Biot-Koeffizient $\alpha$		0,8	
Sättigungsgrad $S$		1,0	
Permeabilität $K$ (FLAC <sup>3D</sup> : vertikal / horizontal; FTK)		1·10 <sup>-20</sup> / 2·10 <sup>-20</sup> m <sup>2</sup> ; 1,5·10 <sup>-20</sup> m <sup>2</sup>	
Anisotropie der primären Spannungen ( $\sigma_x$ / $\sigma_y$ / $\sigma_z$ )		1,28 / 0,95 / 1,0	
Zugdehnung zum Erreichen der Restfestigkeit (Matrix)		0,001	
Zugdehnung zum Erreichen der Restfestigkeit (Schichtung)		0,001	
Scherdehnung zum Erreichen der Restfestigkeit (Matrix)		0,01	
Scherdehnung zum Erreichen der Restfestigkeit (Schichtung)		0,005	
Festigkeit der Matrix (m)		Festigkeit der Schichtflächen (j)	
Zugfestigkeit $t_{mp}$	1,4 MPa	Zugfestigkeit $t_{jp}$	0,7 MPa
Restzugfestigkeit $t_{mr}$	0 MPa	Restzugfestigkeit $t_{jr}$	0 MPa
Spitzenreibungswinkel (I) $\phi_{mp}$	34,9 °	Spitzenreibungswinkel (I) $\phi_{jp}$	18 °
Spitzenkohäsion (I) $c_{mp}$	5,6 MPa	Spitzenkohäsion (I) $c_{jp}$	1,5 MPa
Restreibungswinkel (I) $\phi_{mr}$	21 °	Restreibungswinkel (I) $\phi_{jr}$	18 °
Restkohäsion (I) $c_{mr}$	4,7 MPa	Restkohäsion (I) $c_{jr}$	1,5 MPa
Spitzenreibungswinkel (II) $\phi_{mp}$	16,7 °	Spitzenreibungswinkel (II) $\phi_{jp}$	18 °
Spitzenkohäsion (II) $c_{mp}$	14,5 MPa	Spitzenkohäsion (II) $c_{jp}$	1,5 MPa
Restreibungswinkel (II) $\phi_{mr}$	21 °	Restreibungswinkel (II) $\phi_{jr}$	18 °
Restkohäsion (II) $c_{mr}$	4,7 MPa	Restkohäsion (II) $c_{jr}$	1,5 MPa
<b>Hydrothermomechanische Materialkennwerte für Ausbau</b>			
Elastizitätsmodul $E$	6.120 MPa	Poisson-Zahl $\nu$	0,25
Porosität $\phi$	0,5	Permeabilität $K$	0 m <sup>2</sup>
Sättigungsgrad $S$	0,5	Biot-Koeffizient $\alpha$	1
feuchte Dichte $\rho$	2.000 kg/m <sup>3</sup>		

Tabelle 5.9 Materialkennwerte nach Nagra (2014a) für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen

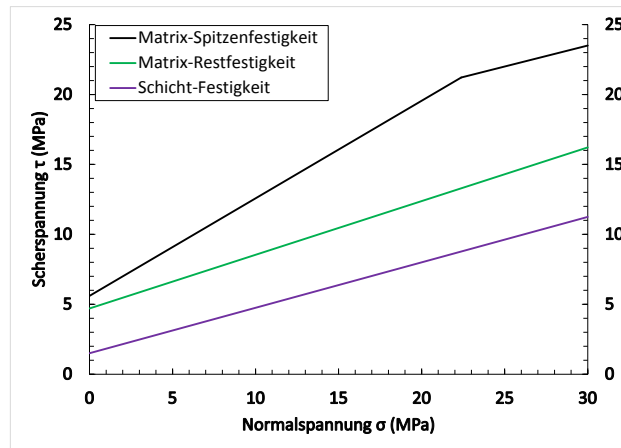


Bild 5.49 Fließgrenzen nach Nagra (2014a) für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen

Zur weiteren Validation des FTK-Simulators sind mit dem Berechnungsmodell in Anlehnung an Nagra (2014a) zusätzlich auch numerische Simulationen durchgeführt worden, bei denen das mechanische Materialverhalten des Tonsteingebirges in einem ersten Fall als linear-elastisch angenommen worden ist, in einem zweiten Fall dann als elastoplastisch mit Fließkriterium nach Mohr-Coulomb. Tabelle 5.10 zeigt die hierbei verwendeten Materialkennwerte. Die im Rahmen dieser Simulationen mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse werden zunächst in Abschnitt 5.5.2 entsprechenden analytischen Ergebnissen gegenübergestellt, bevor dann in Abschnitt 5.5.3 die mit dem FLAC3D- bzw. mit dem FTK-Simulator unter Verwendung des elastoplastischen Stoffmodells mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestig-

Mechanische Materialkennwerte für das Tonsteingebirge	
Dichte $\rho$	2.524 kg/m <sup>3</sup>
Elastizitätsmodul $E$	6.120 MPa
Poisson-Zahl $\nu$	0,27
Reibungswinkel $\varphi$	34,9 °
Kohäsion $c$	5,6 MPa
Zugfestigkeit $t$	1,4 MPa
Teufenlage $z$	600 m

Tabelle 5.10 Materialkennwerte für das in Abschnitt 2.2.1.2 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit Fließkriterium nach Mohr-Coulomb

keit auf den Schichtflächen erhaltenen Simulationsergebnisse den in *Amann & Löw (2009)* bzw. den in *Nagra (2014a)* dokumentierten Simulationsergebnissen gegenübergestellt werden.

### 5.5.2 Vergleichende Betrachtung von mit dem FTK-Simulator erhaltenen numerischen Ergebnissen zum mechanischen Tragverhalten einer kreisrunden Strecke im Tonsteingebirge unter Annahme eines linear-elastischen oder eines elastoplastischen Gebirgsverhaltens sowie den entsprechenden analytischen Ergebnissen

Für die in diesem Abschnitt durchgeführte vergleichende Betrachtung von dem FTK-Simulator erhaltenen numerischen Ergebnissen und den entsprechenden analytischen Ergebnissen wird eine kreisrunde Strecke entsprechend *Nagra (2014a)* betrachtet, die in einer Teufe von 600 m liegt. Dabei wird ein Seitendruckbeiwert von  $K_0 = 1$  angesetzt. Verglichen werden die Radial-, die Tangential- und die Schubspannung sowie die Radialverschiebung, jeweils in Abhängigkeit von der Entfernung eines beliebigen Betrachtungspunktes von der Streckenkontur.

Bei Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens für ein homogenes und isotropes Tonsteingebirge können die Radial-, die Tangential- und die Schubspannung sowie die Radial- und die Tangentialverschiebung nach *Kirsch (1898)* entsprechend Gl. (5.2) bis Gl. (5.6) analytisch berechnet werden durch

$$\sigma_r = \frac{P_G}{2} \left[ (1 + K_0) \cdot \left( 1 - \frac{r_0^2}{r^2} \right) - (1 - K_0) \cdot \left( 1 - 4 \frac{r_0^2}{r^2} + 3 \frac{r_0^4}{r^4} \right) \cdot \cos 2\theta \right] \quad (5.2)$$

$$\sigma_t = \frac{P_G}{2} \left[ (1 + K_0) \cdot \left( 1 + \frac{r_0^2}{r^2} \right) + (1 - K_0) \cdot \left( 1 + 3 \frac{r_0^4}{r^4} \right) \cdot \cos 2\theta \right] \quad (5.3)$$

$$\tau_{r,t} = \frac{P_G}{2} \left[ (1 - K_0) \cdot \left( 1 + 2 \frac{r_0^2}{r^2} - 3 \frac{r_0^4}{r^4} \right) \cdot \sin 2\theta \right] \quad (5.4)$$

$$u_r = -\frac{P_G \cdot r_0^2}{4G \cdot r} \left[ (1 + K_0) - (1 - K_0) \cdot \left\{ 4 \cdot (1 - \nu) - \frac{r_0^2}{r^2} \right\} \cdot \cos 2\theta \right] \quad (5.5)$$

$$u_t = -\frac{P_G \cdot r_0^2}{4G \cdot r} \left[ (1 - K_0) \cdot \left\{ 2 \cdot (1 - 2\nu) + \frac{r_0^2}{r^2} \right\} \cdot \sin 2\theta \right] \quad (5.6)$$

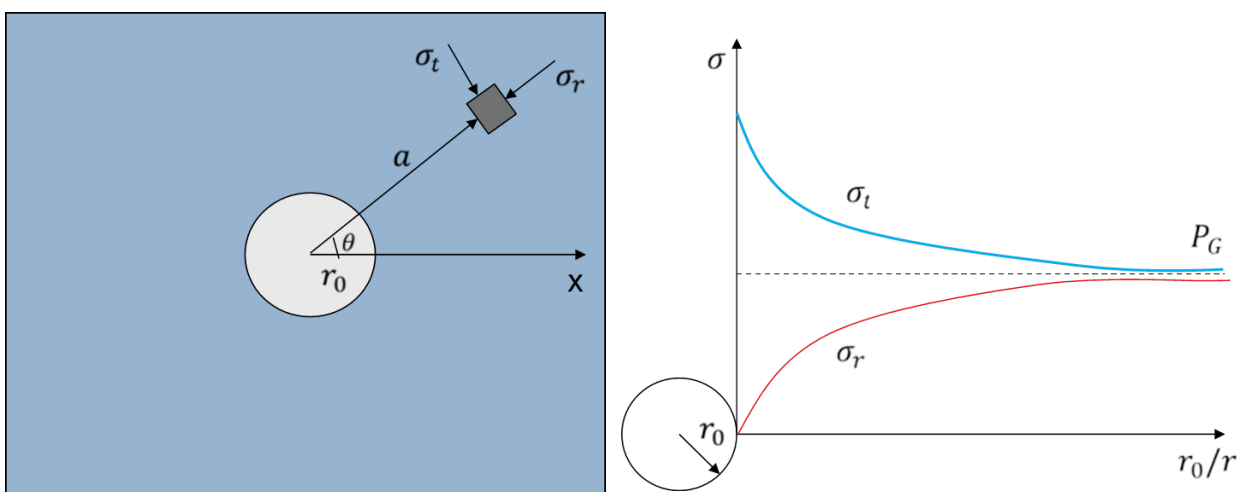
mit

$P_G$  - vertikale primäre Gebirgsspannung in der Teufe der Hohlraumachse in MPa ,

- $K_0$  - Seitendruckbeiwert in - ,
- $\sigma_r, \sigma_t, \tau_{r,t}$  - Radial-, Tangential- und Schubspannungen im Gebirge in  $MPa$  ,
- $u_r, u_t$  - Radial- und Tangentialverschiebung infolge des Ausbruchs in  $m$  ,
- $r_0$  - Radius des Tunnels in  $m$  ,
- $r$  - Entfernung zur Tunnelachse in  $m$  ,
- $G$  - Schubmodul in  $MPa$  ,
- $\nu$  - *Poisson-Zahl* in - und
- $\theta$  - Drehwinkel in  $^\circ$ .

Bild 5.50 veranschaulicht die Bedeutung dieser so genannten *Kirsch-Formeln*. Demnach gibt es an der Hohlraumkontur eine Radialspannung von  $\sigma_r = 0 MPa$  , während die Tangentialspannung dort  $\sigma_t = 2 \cdot P_G$  beträgt. Mit zunehmender Entfernung von der Hohlraumkontur nähern sich sowohl die Radialspannung  $\sigma_r$  , wie auch die Tangentialspannung  $\sigma_t$  , der Primärspannung  $P_G$  an.

Die vorstehend genannten *Kirsch-Formeln* sind nicht gültig bei Annahme eines elastoplastischen Materialverhaltens des Tonsteingebirges. Für diesen Fall sind in *Roussev et al. (1999)* für ein homogenes und isotropes Tonsteingebirge analytische Lösungen zur Berechnung der Radial-, der Tangential- und der Schubspannung sowie der Radialverschiebung für Gebirgselemente



*Bild 5.50 Spannungszustand eines Elements im Gebirge nach dem Hohlraumausbruch (links) sowie analytische Lösungen zur Radial- und Tangentialspannung entlang der x-Achse in Abhängigkeit von der Entfernung zur Hohlraumkontur, in Anlehnung an Lux (2015)*

innerhalb der plastischen Zone, am äußeren Rand der plastischen Zone sowie außerhalb der plastischen Zone zu finden, Bild 5.51. Demnach lassen sich diese physikalischen Größen entsprechend Gl. (5.7) bis Gl. (5.19) berechnen durch

$$P_0 = K_0 \cdot P_G \quad (5.7)$$

$$R_p = r_0 \cdot \left[ \frac{(c \cdot \cot \varphi + P_0) \cdot (1 - \sin \varphi)}{P_i + c \cdot \cot \varphi} \right]^{\frac{1 - \sin \varphi}{2 \cdot \sin \varphi}} \quad (5.8)$$

$$\sigma_r(r_0 < r < R_p) = (P_0 + c \cdot \cot \varphi) \cdot (1 - \sin \varphi) \cdot \left( \frac{r}{R_p} \right)^{\frac{2 \cdot \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}} - c \cdot \cot \varphi \quad (5.9)$$

$$\sigma_t(r_0 < r < R_p) = (P_0 + c \cdot \cot \varphi) \cdot (1 + \sin \varphi) \cdot \left( \frac{r}{R_p} \right)^{\frac{2 \cdot \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}} - c \cdot \cot \varphi \quad (5.10)$$

$$\sigma_r(r > R_p) = P_0 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{R_p}{r} \right)^2 \right] + \sigma_{r(R_p)} \cdot \left( \frac{R_p}{r} \right)^2 \quad (5.11)$$

$$\sigma_t(r > R_p) = P_0 \cdot \left[ 1 + \left( \frac{R_p}{r} \right)^2 \right] - \sigma_{r(R_p)} \cdot \left( \frac{R_p}{r} \right)^2 \quad (5.12)$$

$$\sigma_r(r = R_p) = P_0 \cdot (1 - \sin \varphi) - c \cdot \cos \varphi \quad (5.13)$$

$$\sigma_t(r = R_p) = P_0 \cdot (1 + \sin \varphi) + c \cdot \cos \varphi \quad (5.14)$$

$$u_r(r_0 < r < R_p) = \frac{r}{2 \cdot G} \cdot (P_0 - \sigma_{r(R_p)}) \cdot \left( \frac{R_p}{r} \right)^{(1+\beta)} \quad (5.15)$$

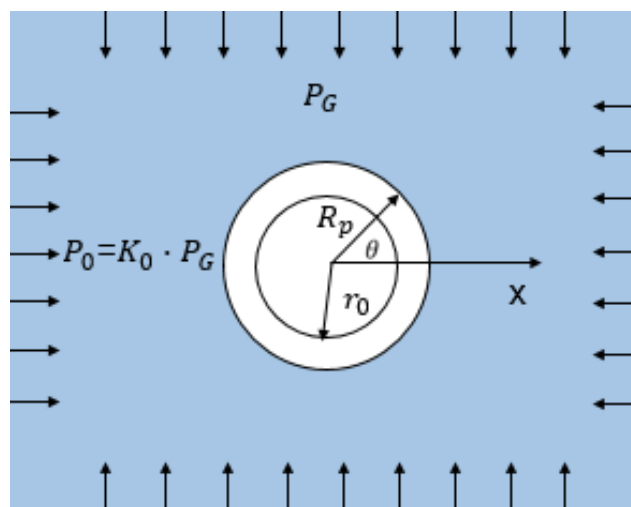


Bild 5.51 Plastische Zone mit einem Radius von  $R_p$  um einen kreisförmigen Hohlraum mit einem Radius von  $r_0$ , in Anlehnung an Lux & Roussev (1998) sowie Roussev et al. (1999)

$$u_r(r > R_p) = \frac{R_p^2}{2 \cdot G \cdot r} \cdot (P_0 - \sigma_{r(R_p)}) \quad (5.16)$$

$$\beta = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (\text{mit positiver Dilatanz in der plastischen Zone}) \quad (5.17)$$

$$\beta = 1 \quad (\text{ohne Dilatanz in der plastischen Zone}) \quad (5.18)$$

$$\tau_{r,t} = \frac{\sigma_t - \sigma_r}{2} \cdot \sin 2\theta \quad (5.19)$$

mit

- $r_0$  - Radius des Tunnels in  $m$ ,
- $R_p$  - Radius der plastischen Zone in  $m$ ,
- $P_G$  - vertikale primäre Gebirgsspannung in der Teufe der Hohlraumachse in  $MPa$ ,
- $P_i$  - Ausbauwiderstand in  $MPa$ ,
- $c, \varphi$  - Kohäsion bzw. Reibungswinkel in  $MPa$  und  $^\circ$ ,
- $\sigma_r, \sigma_t, \tau_{r,t}$  - Radial-, Tangential-, Schubspannungen im Gebirge nach dem Ausbruch in  $MPa$ ,
- $u_r$  - Radialverschiebung infolge des Ausbruchs in  $m$  und
- $\theta$  - Drehwinkel in  $^\circ$ .

In Bild 5.52 werden die analytischen Ergebnisse und die entsprechenden numerischen Ergebnisse gemeinsam dargestellt – in den oberen Bildern unter Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens des Tonsteingebirges, in den unteren Bildern unter Annahme eines elastoplastischen Materialverhaltens mit Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb*. Es ist zu ersehen, dass die analytischen und die numerischen Ergebnisse schon relativ gut zusammenpassen, es allerdings in größerer Entfernung zur Tunnelkontur auch nicht zu vernachlässigende Unterschiede gibt. Ursache für diese Unterschiede ist, dass in den analytischen Lösungen von einer unendlichen Ausdehnung des Gebirges ausgegangen wird, während in den numerischen Modellen an den Modellrändern und damit bereits in endlicher Entfernung Unverschieblichkeitsrandbedingungen angesetzt werden. Wird das Berechnungsmodell für die numerischen Simulationen vergrößert, so zeigen die analytischen und die numerischen Ergebnisse eine noch bessere Übereinstimmung.



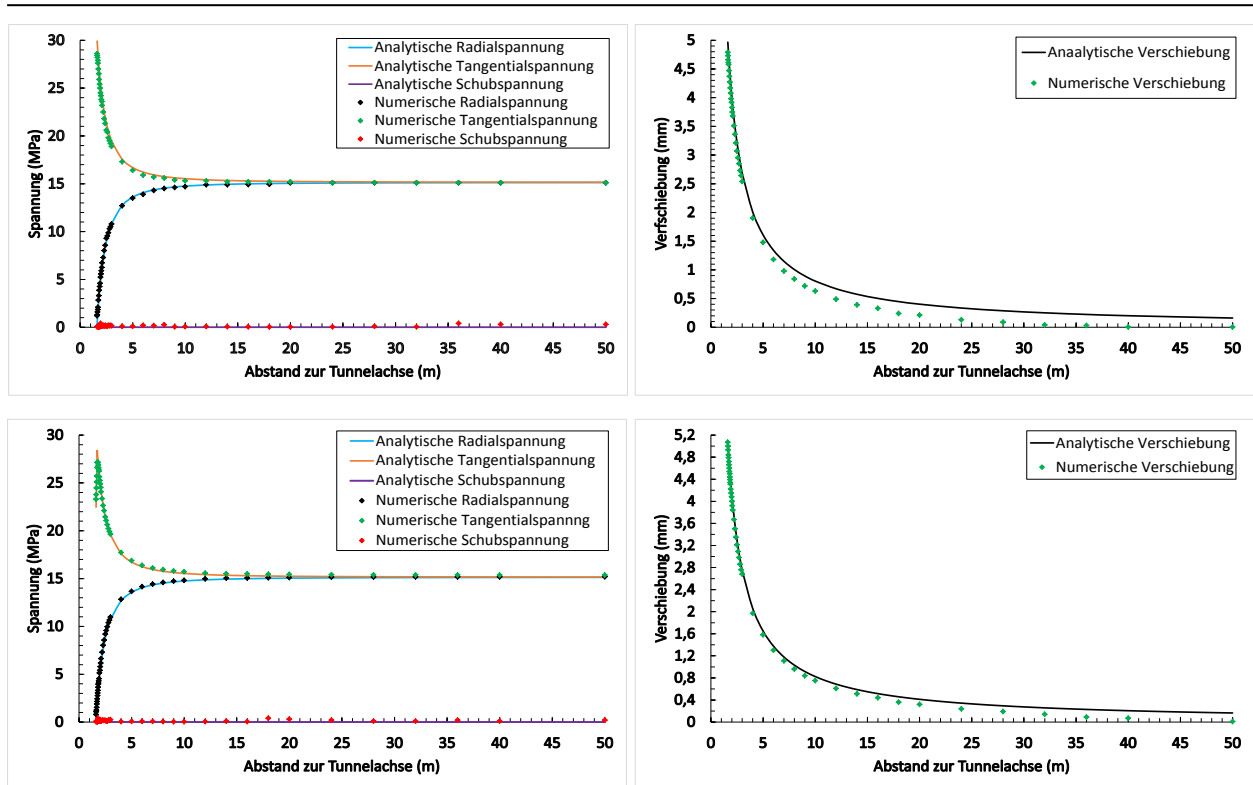


Bild 5.52 Spannungen und Verschiebungen entsprechend der analytischen und der numerischen Ergebnisse bei Ansatz eines linear-elastischen Tonsteinverhaltens (oben) bzw. eines elastoplastischen Tonsteinverhaltens (unten)

### 5.5.3 Vergleichende Betrachtung von mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. mit dem FTK-Simulator erhaltenen numerischen Ergebnissen zum hydromechanischen Tragverhalten einer kreisrunden Strecke im Tonsteingebirge sowie den entsprechenden in Amann & Löw (2009) bzw. in Nagra (2014a) dokumentierten Simulationsergebnissen

#### (a) Retrospektive Analyse der Simulationsergebnisse nach Amann & Löw (2009) mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. mit dem FTK-Simulator

Bild 5.53 zeigt die in Amann & Löw (2009) dokumentierten sowie die mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. die mit dem FTK-Simulator erhaltenen plastischen Zonen um eine in unterschiedlichen Teufungen positionierte kreisrunde Strecke für den Fall eines Seitendruckbeiwerts von  $k_0 = 0,9$ , wobei die Innendruckreduzierung in der Strecke bereits 100 % beträgt. Bild 5.54 zeigt analog die entsprechenden plastischen Zonen für den Fall eines Seitendruckbeiwerts von  $k_0 = 1,1$ . Es ist zu ersehen, dass die berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen in beiden Fällen relativ ähnlich ist.

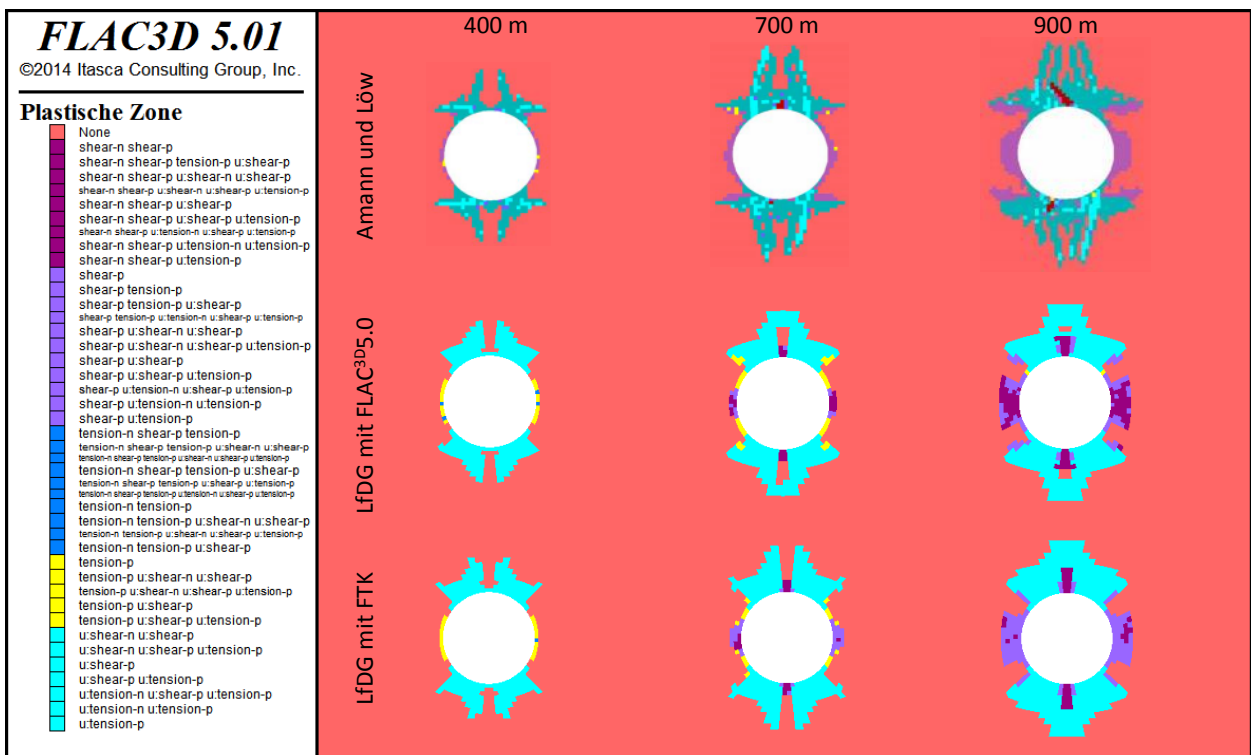


Bild 5.53 Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 0,9$  und einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen

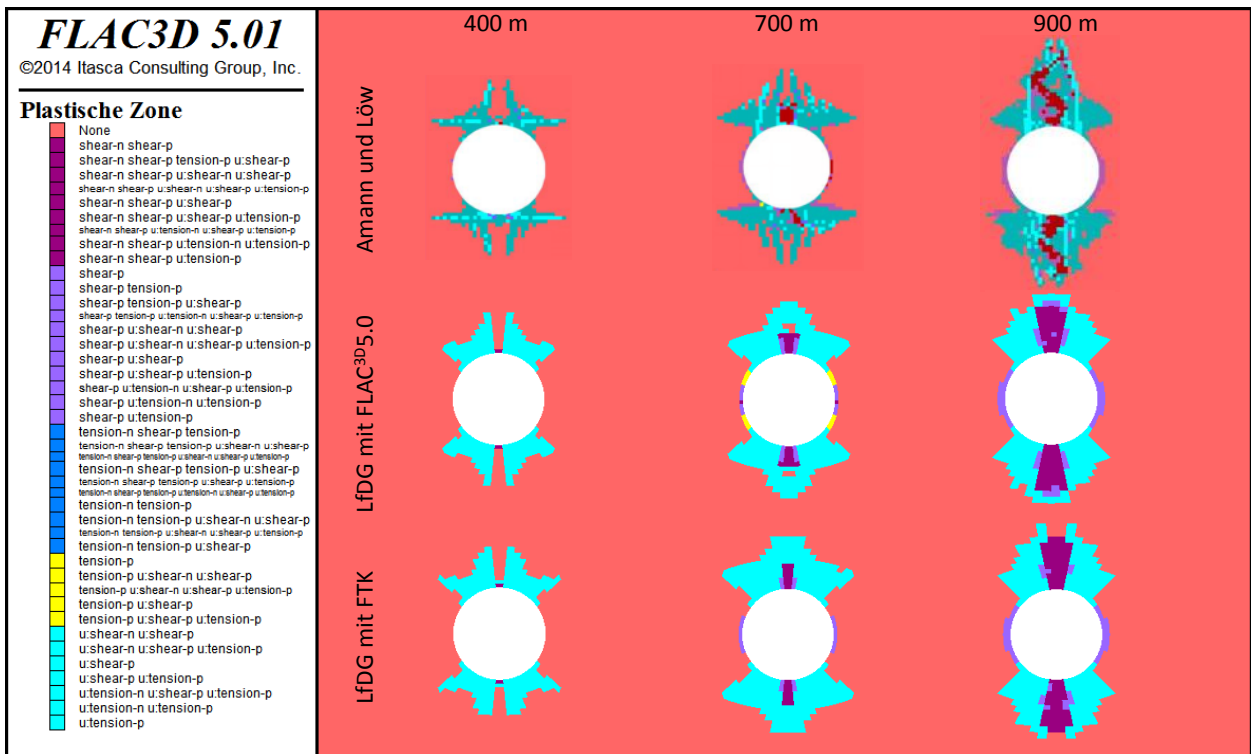


Bild 5.54 Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 1,1$  und einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen

Die in Bild 5.53 bzw. in Bild 5.54 dargestellten plastischen Zonen resultieren hauptsächlich aus einer Überschreitung der Schichtflächenfestigkeit. Da die Schichtungsrichtung horizontal angenommen worden ist, ergibt sich in vertikaler Richtung die größte räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen. Zudem werden mit zunehmender Teufe immer größere plastische Zonen ausgewiesen. Es ist auch zu ersehen, dass die plastischen Zonen bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 1,1$  in der Firste und der Sohle der Strecke etwas größer sind als bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 0,9$ , wobei sich für die normierte vertikale Ausdehnung der plastischen Zonen ein Maximalwert von etwa 2,28 ergibt, d.h. der Entwurfsindikator EI-1 ist für alle Teufenlagen erfüllt. Dagegen ergeben sich im Bereich der Ulmen bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 1,1$  kleinere plastische Zonen als bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 0,9$ .

Neben einem Vergleich der flächenhaften Ausdehnung der berechneten plastischen Zonen bei maximaler Innendruckreduzierung ist für den Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 0,9$  auch ein Vergleich der Simulationsergebnisse durchgeführt worden mit Blick auf die Firstverschiebungen, die Porendrücke im Streckenfirstbereich, das Verhältnis aus Firstverschiebung und maximaler Firstverschiebung (bei maximaler Innendruckreduzierung / Vorentlastung) in Abhängigkeit von der Vorentlastung sowie die Streckenkonvergenz bei maximaler Vorentlastung. Eine entsprechende vergleichende Darstellung zeigt Bild 5.55.

Aus Bild 5.55(a) ist zu ersehen, dass die mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. mit dem FTK-Simulator berechneten Firstverschiebungen insbesondere bei höheren Vorentlastungen sowohl untereinander wie auch im Vergleich mit den entsprechenden Simulationsergebnissen nach *Amann & Löw (2009)* nicht vollkommen identisch sind. Ein wesentlicher Grund für diesen Sachverhalt ist die unterschiedliche Modelldiskretisierung, ein weiterer Grund ergibt sich aus der Analyse der in Bild 5.55(b) dargestellten Porendrücke im Streckenfirstbereich. Da die mit dem FLAC<sup>3D</sup>-Simulator und die mit dem FTK-Simulator berechneten Porendrücke voneinander abweichen, ergeben sich zwangsläufig auch Unterschiede in den effektiven Spannungen, die dann ihrerseits zu unterschiedlichen Deformationen führen. Die Porendruckunterschiede lassen sich durch die unterschiedliche Handhabung von Porendrücken in den beiden Simulatoren erklären: während die Porendrücke im FLAC<sup>3D</sup>-Simulator in den Gitterpunkten jeder Zone berechnet werden und dann für den Zonenschwerpunkt interpoliert werden, werden die Porendrücke im FTK-Simulator direkt in den Zonenschwerpunkten berechnet. Hieraus resultieren je nach Modelldiskretisierung mehr oder weniger starke Unterschiede in den Porendrücken. Trotz der vorstehend genannten Unterschiede zeigen die in Bild 5.55(a) dargestellten Firstverschiebungen dennoch eine relativ

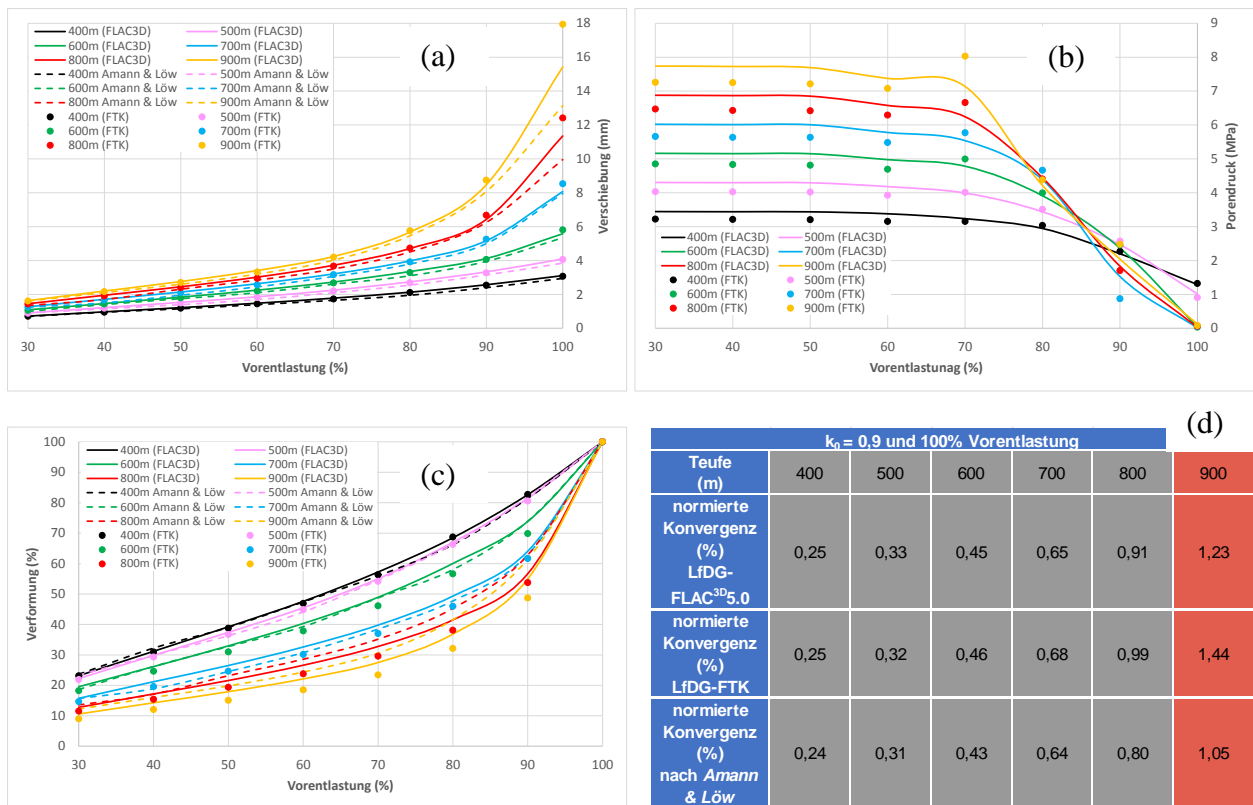


Bild 5.55 Berechnete (a) Firstverschiebungen, (b) Porendrücke im Firstbereich, (c) Verhältnisse aus Firstverschiebung und maximaler Firstverschiebung (bei maximaler Innendruckreduzierung / Vorentlastung) in Abhängigkeit von der Innendruckreduzierung / Vorentlastung sowie (d) Konvergenz der Strecke bei einer Innendruckreduzierung / Vorentlastung von 100 % bei jeweils einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 0,9$

gute Übereinstimmung, ebenso wie das in Bild 5.55(c) dargestellte Verhältnis aus Firstverschiebung und maximaler Firstverschiebung (bei maximaler Innendruckreduzierung / Vorentlastung). Auch Bild 5.55(d) zeigt für die unterschiedlichen Simulatoren relativ ähnliche Ergebnisse: der Entwurfsindikator EI-3 wird für die Teufenlagen zwischen 400 m und 800 m eingehalten, für die Teufe 900 m allerdings nicht.

Bild 5.56 zeigt analog zu Bild 5.55 in einer vergleichenden Gegenüberstellung die mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse für einen Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 1,1$ . Auch in Bild 5.56 zeigt sich eine relativ gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der unterschiedlichen Simulatoren. Allerdings wird der Entwurfsindikator EI-3 bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 1,1$  nur noch für die Teufenlagen zwischen 400 m und 600 m eingehalten, für die Teufen zwischen 700 m und 900 m allerdings nicht.

Da das in Bild 5.45 dargestellte Berechnungsmodell für den FLAC<sup>3D</sup>- bzw. den FTK-Simulator eine signifikant größere Modelldiskretisierung aufweist als das Berechnungsmodell nach

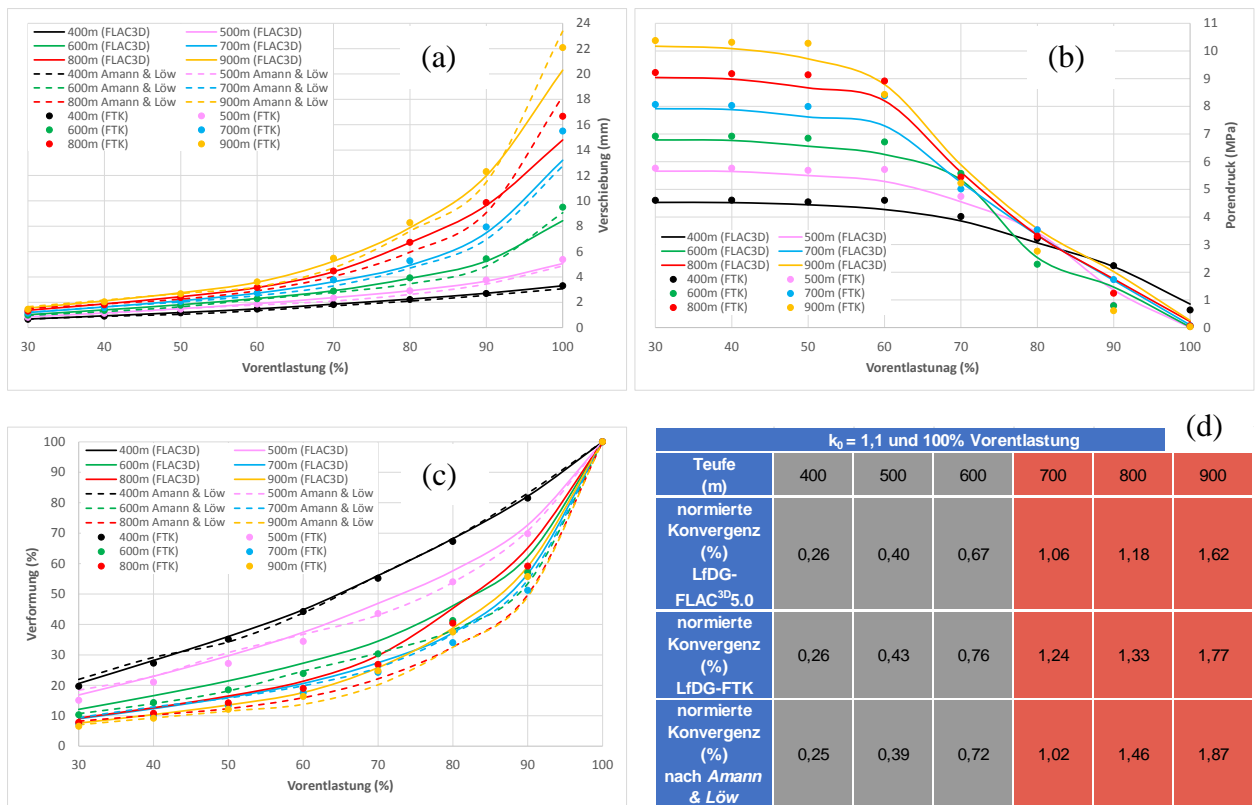


Bild 5.56 Berechnete (a) Firstverschiebungen, (b) Porendrücke im Firstbereich, (c) Verhältnisse aus Firstverschiebung und maximaler Firstverschiebung (bei maximaler Innendruckreduzierung / Vorentlastung) in Abhängigkeit von der Innendruckreduzierung / Vorentlastung sowie (d) Konvergenz der Strecke bei einer Innendruckreduzierung / Vorentlastung von 100 % bei jeweils einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 1,1$

Amann & Löw (2009), ist für den FLAC<sup>3D</sup>- bzw. den FTK-Simulator ein feiner diskretisiertes Berechnungsmodell entwickelt worden, um den Einfluss der Modelldiskretisierung auf die Simulationsergebnisse zu analysieren. Bild 5.57 stellt die mit diesem feiner diskretisierten Berech-

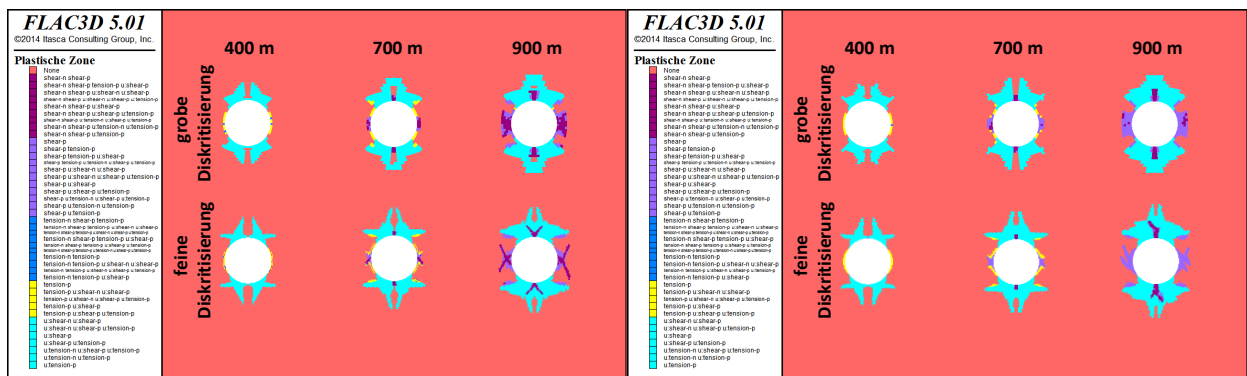


Bild 5.57 Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen bei einem Seitendruckbeiwert von  $k_0 = 0,9$  und einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen und unterschiedliche Modelldiskretisierungen (links: FLAC<sup>3D</sup>-Simulator; rechts: FTK-Simulator)

nungsmodell erhaltenen plastischen Zonen den mit dem gröber diskretisierten Berechnungsmodell erhaltenen plastischen Zonen gegenüber. Es ist zu ersehen, dass die mit dem feiner diskretisierten Berechnungsmodell erhaltenen plastischen Zonen eine größere Ähnlichkeit zu den in Bild 5.53 dargestellten plastischen Zonen nach *Amann & Löw (2009)* aufweisen als die mit dem gröber diskretisierten Berechnungsmodell erhaltenen plastischen Zonen.

Zusammenfassend kann die Validation der Simulatoren anhand der in *Amann & Löw (2009)* dokumentierten Simulationsergebnisse als erfolgreich angesehen werden.

### **(b) Retrospektive Analyse der Simulationsergebnisse nach *Nagra (2014a)* mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. mit dem FTK-Simulator**

Analog zur Vorgehensweise im vorstehenden Teilabschnitt (a) werden die mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnisse auch den in *Nagra (2014a)* dokumentierten Simulationsergebnissen gegenübergestellt. Es ist darauf hinzuweisen, dass in *Nagra (2014a)* die Initialisierung der Primärspannung unter Berücksichtigung von zwei unterschiedlichen Seitendruckbeiwerten für die beiden Horizontalspannungen erfolgt, nämlich mit  $k_0^x = 1,28$  und  $k_0^y = 0,95$ . Diese auf einen anisotropen lateralen Primärspannungszustand führenden Seitendruckbeiwerte werden auch in den FLAC<sup>3D</sup>- und FTK-Simulationen berücksichtigt. In den FLAC<sup>3D</sup>-Simulationen wird zudem auch die in *Nagra (2014a)* angesetzte hydraulische Anisotropie berücksichtigt, in den FTK-Simulationen jedoch nicht.

Bild 5.58 zeigt für das in Bild 5.46 dargestellte Berechnungsmodell ohne Berücksichtigung eines Ausbaus die berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für die Teufenlagen 400 m, 600 m, 700 m und 800 m. Die berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen ist für alle Simulatoren relativ ähnlich. Es zeigt sich auch hier, dass die Positionierung der Strecke in größeren Teufen zu größeren plastischen Zonen um die Strecke führen. Aufgrund der vorgegebenen horizontalen Schichtungsrichtung breiten sich die plastischen Zonen hauptsächlich in vertikaler Richtung aus.

Neben Darstellungen zur räumlichen Ausdehnung der plastischen Zonen im Nahfeld der Strecke gibt es in *Nagra (2014a)* auch vektorielle Darstellungen zu den ausbruchsinduzierten Deformationen im Nahfeld um die Strecke. Diese Deformationsvektoren werden in Bild 5.59 den entsprechenden mit dem FLAC<sup>3D</sup>- bzw. mit dem FTK-Simulator erhaltenen Simulationsergebnissen für die Teufenlagen 400 m, 600 m, 700 m und 800 m gegenübergestellt, wobei die FLAC<sup>3D</sup>-



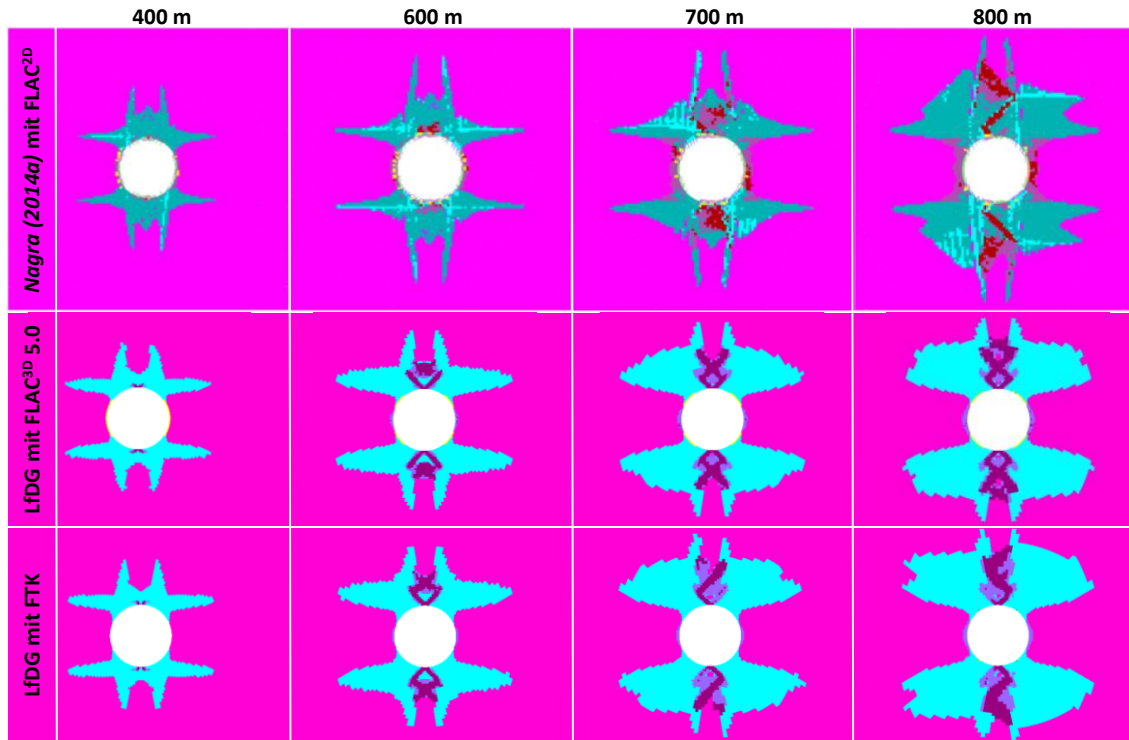


Bild 5.58 Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen im Nahfeld der Strecke ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke

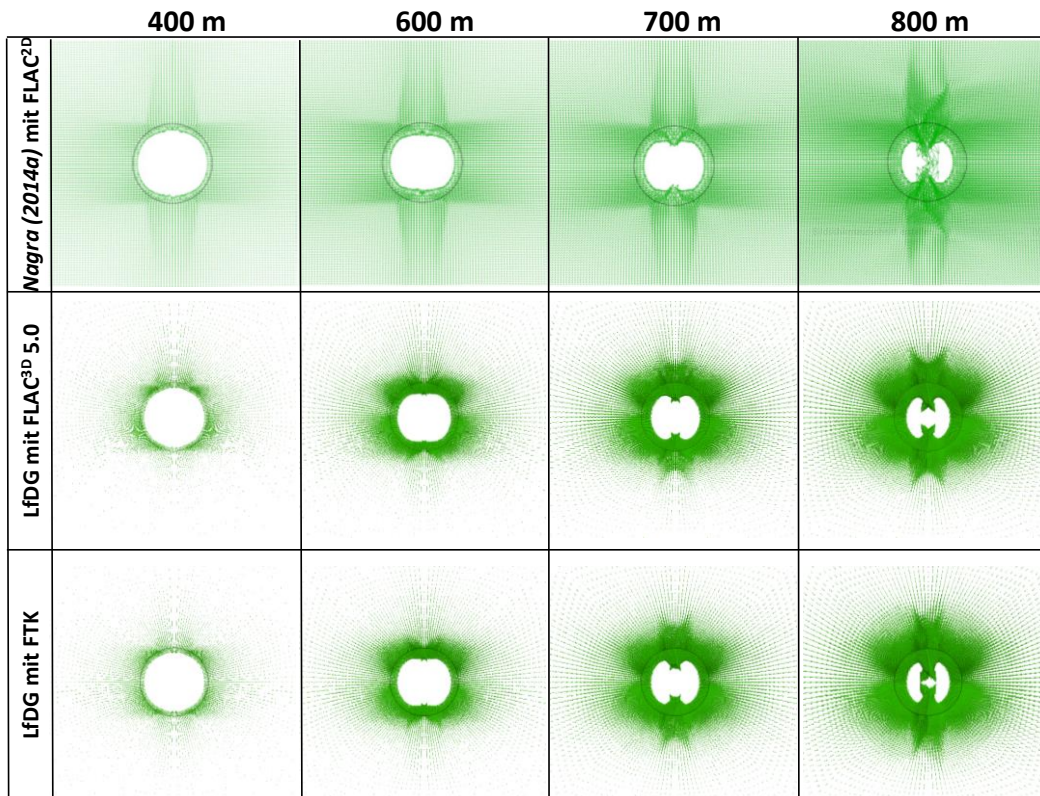


Bild 5.59 Vektorielle Darstellung der berechneten Deformationen im Nahfeld der Strecke ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke

bzw. FTK-Vektoren um den Faktor 35 überhöht dargestellt werden. Da in *Nagra (2014a)* keine Information zu einer Skalierung der dargestellten Deformationsvektoren angegeben wird, kann in einer vergleichenden Betrachtung hier keine Aussage zur quantitativen Übereinstimmung der Simulationsergebnisse gemacht werden, sondern nur eine qualitativ gute Übereinstimmung der Simulationsergebnisse erkannt werden.

Bei Betrachtung von Bild 5.59 fällt zudem auf, dass die größten Deformationen dort auftreten, wo auch plastische Zonen aufgrund von Matrixversagen auftreten, nämlich in den Bereichen der Streckenfirste sowie der Streckensohle. Die Bereiche mit kurzfristig nach der Streckenauffahrung auftretenden plastischen Zonen unterteilt nach Matrix- und Schichtflächenversagen sind in Bild 5.60(a) dargestellt, während Bild 5.60(b) die entsprechenden Bereiche mit langfristig nach allmählicher Entsättigung der Streckenkontur auftretenden plastischen Zonen zeigt, jeweils für die Teufen 400 m, 600 m, 700 m und 800 m. In beiden Bildern wird schubspannungsinduziertes Schichtflächenversagen blau dargestellt, zugspannungsinduziertes Schichtflächenversagen rot, schubspannungsinduziertes Matrixversagen schwarz und zugspannungsinduziertes Matrixversagen violett. Zusammenfassend kann zu Bild 5.60 gesagt werden, dass die für die unterschiedlichen Simulatoren dargestellten Ergebnisse eine gute Übereinstimmung zeigen.

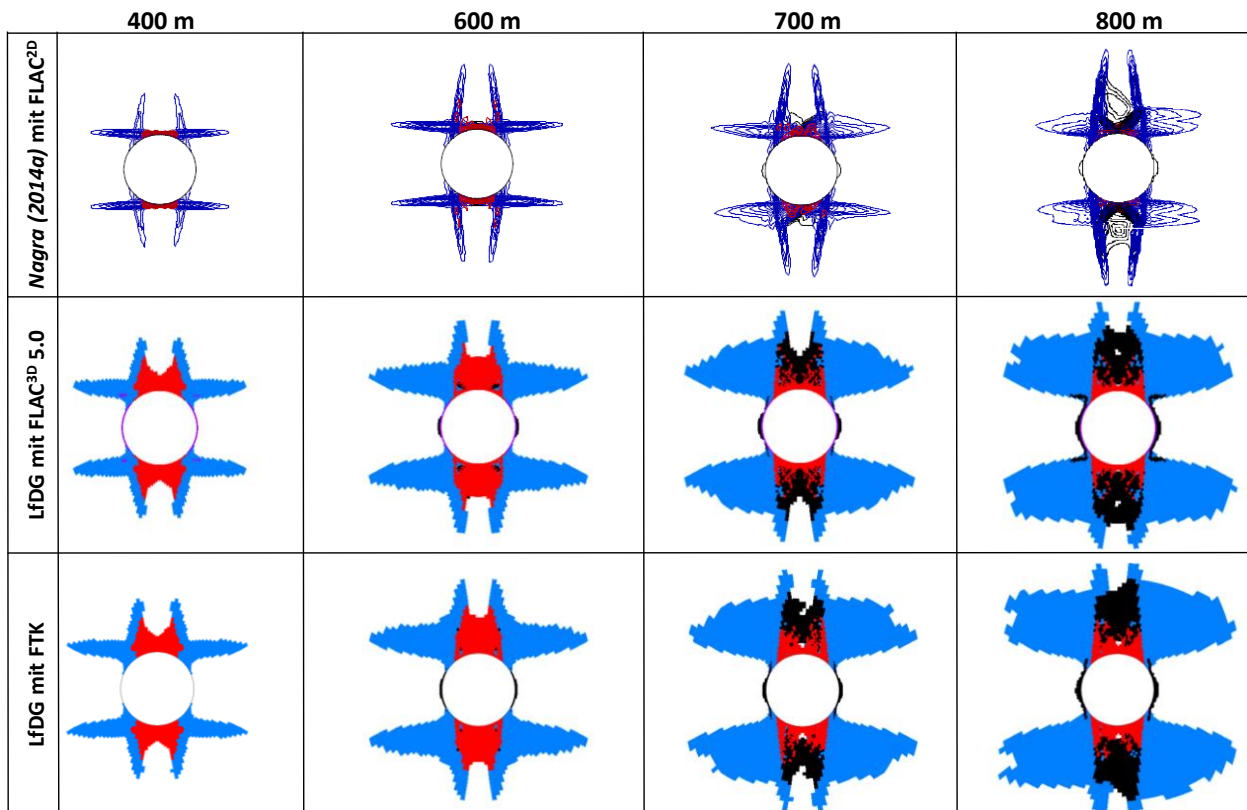


Bild 5.60(a) Kurzfristig auftretende plastische Verzerrungen im Nahfeld der Strecke ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke



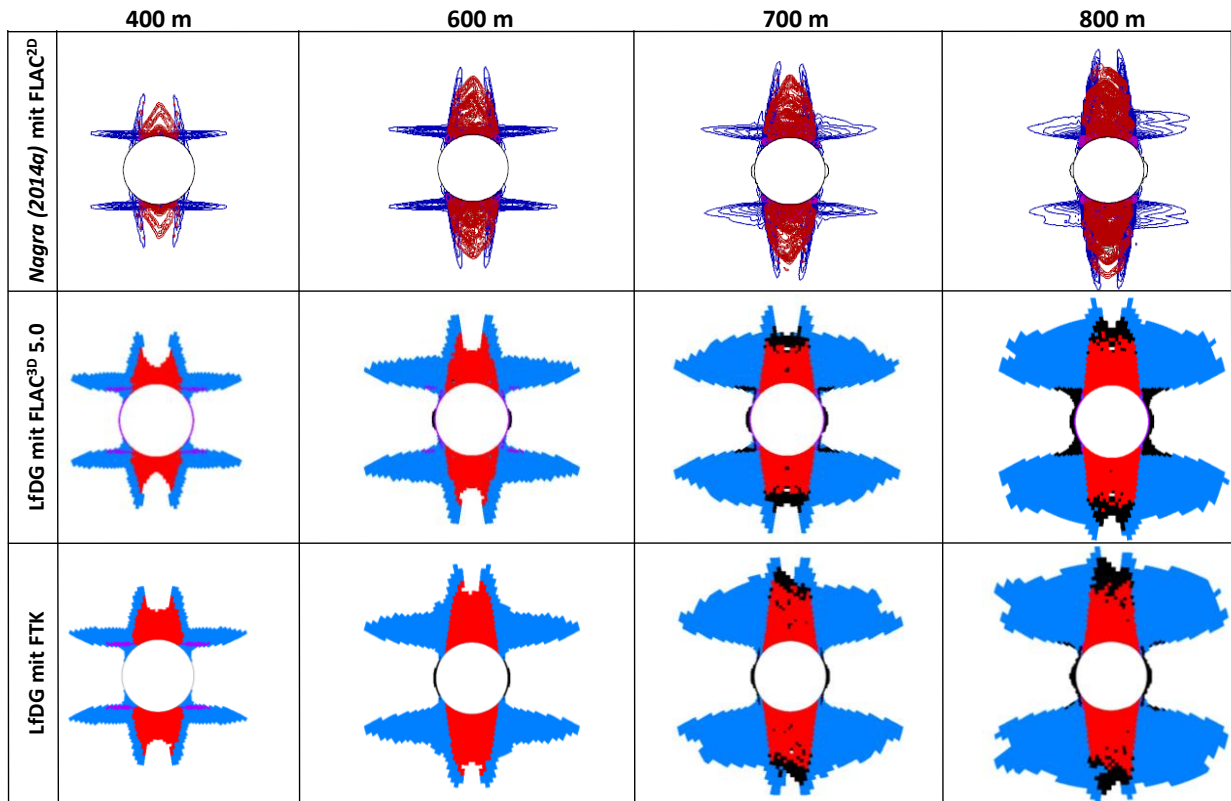


Bild 5.60(b) Langfristig nach allmählicher Entsättigung der Streckenkontur auftretende plastische Verzerrungen im Nahfeld des Tunnels ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke

Auch die in *Nagra (2014a)* dokumentierten, sich kurz- bzw. langfristig einstellenden Porendruckverteilungen ohne bzw. mit Berücksichtigung eines Spritzbetonausbaus werden zur Validation des  $FLAC^{3D}$ - sowie des FTK-Simulators herangezogen. Bild 5.61 zeigt in einer vergleichenden Gegenüberstellung die jeweiligen Porendruckverteilungen, allerdings mit unterschiedlicher

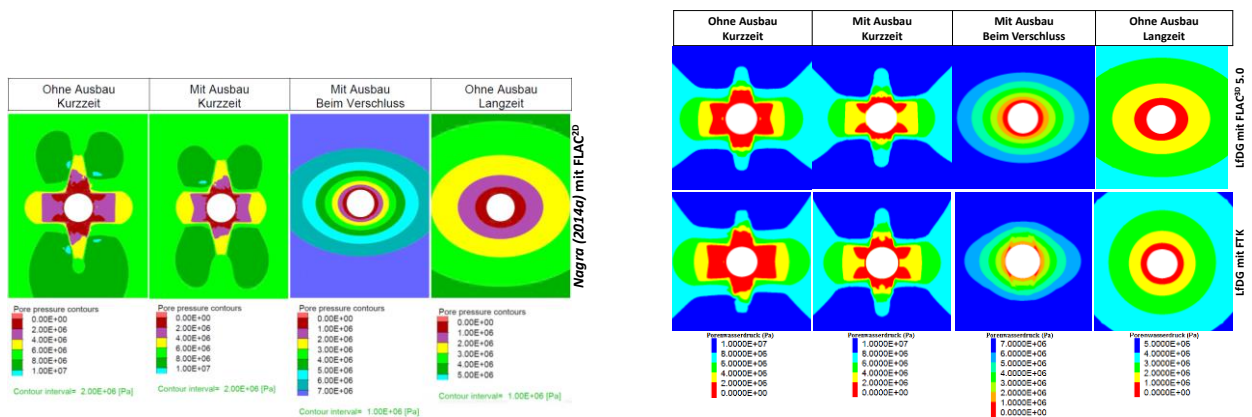
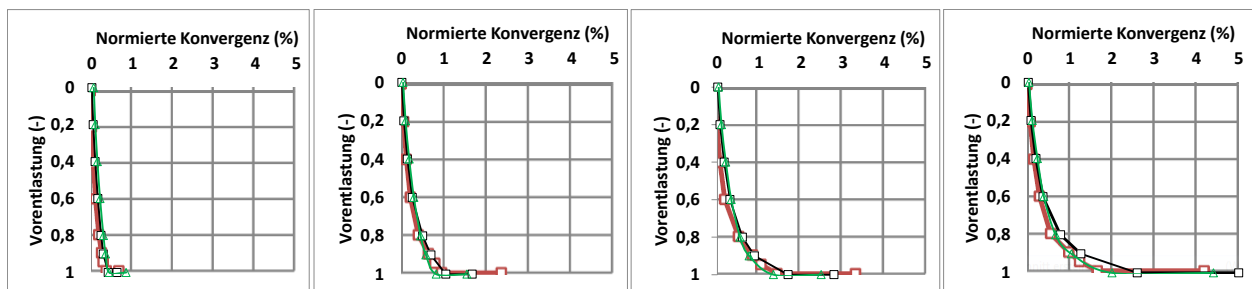


Bild 5.61 Kurz- und langfristige Porendruckverteilung ohne bzw. mit Berücksichtigung eines Ausbaus in der Teufenlage 800 m

Farbskalierung. Es ist zu ersehen, dass die sich kurzfristig einstellenden Porendruckverteilungen im  $FLAC^{3D}$ - und im FTK-Simulator sowohl mit wie auch ohne Ausbau sehr ähnlich sind. Auch der Unterschied zu den entsprechenden in *Nagra (2014a)* dokumentierten Simulationsergebnissen ist nur gering. Größere Unterschiede in den Simulationsergebnissen ergeben sich langfristig nach allmählicher Entsättigung – während die unter Berücksichtigung der anisotropen Permeabilitätsverteilung mit dem  $FLAC^{3D}$ -Simulator für den Fall ohne bzw. mit Berücksichtigung des Ausbaus erhaltenen Porendruckverteilungen ebenfalls sehr ähnlich sind zu den entsprechenden in *Nagra (2014a)* dokumentierten Porendruckverteilungen, unterscheiden sich die mit dem FTK-Simulator erhaltenen Porendruckverteilungen deutlich, da im FTK-Simulator keine anisotrope Permeabilitätsverteilung vorgegeben werden kann.

Da die normierten Streckenkonvergenzen in *Nagra (2014a)* eine große Bedeutung im Hinblick auf die Entwurfsindikatoren haben, sind in Bild 5.62 die mit den unterschiedlichen Simulatoren erhaltenen normierten Streckenkonvergenzen in Abhängigkeit von der Innendruckreduzierung (= Vorentlastung) gemeinsam dargestellt und zwar für die Teufenlagen 400 m, 600 m, 700 m und 800 m. Auch in Bild 5.62 ist eine gute Übereinstimmung zwischen den mit den unterschiedlichen Simulatoren erhaltenen Simulationsergebnissen zu erkennen.

Zusammenfassend kann die Validation der Simulatoren anhand der in *Nagra (2014a)* dokumentierten Simulationsergebnisse ebenfalls als erfolgreich angesehen werden.



*Bild 5.62 Normierte Streckenkonvergenz für den Fall ohne Berücksichtigung eines Ausbaus in Abhängigkeit von der Innendruckreduzierung (= Vorentlastung) für die Teufenlagen 400 m, 600 m, 700 m und 800 m (rot: Nagra (2014a); grün:  $FLAC^{3D}$ -Simulator; schwarz: FTK-Simulator)*

## **6 Bestehende konzeptionelle Ansätze zur Simulation von Fluidströmungen im geologischen Tiefenlager / Endlager und seiner Umgebung**

### **6.1 Derzeitige grundlegende Vorgehensweise**

In den vergangenen Jahren sind im Rahmen von Forschungsprojekten mit generischen Endlagerkonfigurationen und standortbezogenen Endlagerprojekten verschiedene Langzeitsicherheitsanalysen durchgeführt worden. Dabei sind vornehmlich die fluiddynamischen Prozesse im verschlossenen Endlager betrachtet worden, da hieraus in Verbindung mit der potentiellen Freisetzung von Schadstoffen die langzeitbezogene zentrale Verletzung der Schutzziele resultiert (zusätzliche Strahlenbelastung, Grundwasserkontamination). Da eine realitätsnahe Überführung der zumeist geotektonisch und geometrisch komplexen Rahmenbedingungen eines Endlagerstandortes mit dem Endlagerbergwerk und dem zugehörigen Geosystem in ein dann auch z.B. im Rahmen der Kontinuumsmechanik rechenstechnisch mit den verfügbaren Simulationswerkzeugen handhabbares Modell nicht möglich ist, sind umfangreiche Abstraktionen vorgenommen worden. Der Abstraktionsgrad ist dabei allerdings dem Fortschritt wissenschaftlicher Erkenntnisse und simulationstechnischer Möglichkeiten folgend von zunächst relativ groben Abbildungen hin zu stetig verfeinerten Abbildungen sowohl bezüglich der Modellierung physikalischer Prozesse wie auch der Generalisierung geometrischer Strukturen reduziert worden.

Grundsätzlich beruht die Langzeitsicherheitsanalyse (performance assessment, PA) für Tiefenlager-/Endlagersysteme auf folgender, als semi-probabilistisch einzuordnender Methodik:

- Abbildung des Tiefenlager-/Endlagersystems mit Tiefenlager-/Endlagerbergwerk und umgebendem Geosystem in eine fluiddynamisch analysierbare Struktur mit Untergliederung in Kompartimente,
- Analyse von potentiellen Schadstofffreisetzungspfaden (Identifizierung von standortbezogenen FEPs und Konstruktion von migrationsrelevanten Szenarien),
- Entwicklung von Funktionalmodellen zur vereinfachten Modellierung von freisetzungrelevanten physikalischen Prozessen (Hohlraumkonvergenz, Quelldruckaufbau, Entwicklung von Porosität und Permeabilität in Raum und Zeit),
- Ermittlung von Bandbreiten für fluiddynamisch und schadstofftransportrelevante Parameter,
- zufallsgesteuerte Definition von Parameterkombinationen im Rahmen der identifizierten Bandbreiten und rechnerische Ermittlung von Fluidströmen und zugehörigem Schadstofftransport im abstrahierten Tiefenlager-/Endlagersystem entsprechend dem jeweiligen Szenario (Realisationen),

- Bewertung der in die Biosphäre remigrierten Schadstoffe entsprechend den jeweiligen Schutzziele und Bewertungsmaßstäben.

Das zu analysierende Tiefenlager-/Endlagersystem wird aus fluiddynamischer Sicht abstrahiert und in Kompartimente unterteilt. Zentrale Kompartimente sind die Kammern mit den eingelagerten Abfällen (Quelle), das Tiefenlager-/Endlagernahfeld (Tiefenlager-/Endlagerbergwerk mit einschlusswirksamem Gebirgsbereich, ewG), das Tiefenlager-/Endlagerfernfeld (Deck- und Nebengebirgsformationen außerhalb des ewG) und die Biosphäre mit den Schutzgütern. Dabei unterteilt sich das Tiefenlager-/Endlagerbergwerk in versetzte und abgedichtete Einlagerungsbereiche, gegebenenfalls eine Überwachungssohle mit Monitoringbohrlöchern sowie die ebenfalls versetzte Restgrube mit den Infrastrukturgrubenbauen und den versetzten und verschlossenen Zugangsbauwerken wie Schächten oder Rampen.

Damit kann die Analysenmethodik zum Beleg der Langzeitsicherheit weiter konkretisiert werden:

- Abstraktion des Grubengebäudes in fluiddynamisch relevante Kompartimente (grob- oder feingliedrig),
- Identifizierung fluiddynamisch relevanter Mechanismen,
- Formulierung von funktionalen Modellen zur Abbildung / Generalisierung lokaler TH2MC-Prozesse (z.B. Konvergenzfunktion, Quelldruckfunktion, Porositäts- und Permeabilitätsfunktion),
- Integration der so genannten Funktionalmodelle in den jeweiligen PA-Simulator (EMOS, PROSA, TOUGH2, RESUS, STMAN-PICNIC-TAME, ...),
- Szenarientwicklung und darauf bezogene Sensitivitätsanalyse bezüglich Fluiddynamik im verschlossenen, barrierenbezogen intakten Tiefenlager-/Endlagernahfeld (Referenzszenario / wE, wwE) bzw. aus dem nicht intakten Tiefenlager-/Endlagernahfeld (Alternativszenarien / wwE) und bezüglich Schadstofffreisetzungverhalten mit nachfolgender Differenzierung:
  - Szenarien ohne Schadstofffreisetzung außerhalb des ewG (wE, wwE) → vollständiger Einschluss,
  - Szenarien mit Schadstofffreisetzung außerhalb des ewG (wE, wwE) →
    - Einhaltung der Grenzwerte: sicherer Einschluss,
    - keine Einhaltung der Grenzwerte: nicht zulässig.

Im Folgenden werden die vorstehend erwähnten Funktionalmodelle näher erläutert.

## 6.2 Funktionalmodelle

Mit den in die PA-Simulationen integrierten Funktionalmodellen werden mit stärkerer oder weniger starker Abstraktion tiefenlager-/endlagerrelevante Prozesse beschrieben, die Einfluss nehmen auf die Schadstoffremigration aus dem Tiefenlager / Endlager in die Biosphäre durch die geologischen und/oder geotechnischen Barrieren und damit auf die Gewährleistung der Langzeitsicherheit. Funktionalmodelle, die erforderlich sein könnten im Rahmen einer PA-Simulator-gestützten Langzeitsicherheitsanalyse für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge, werden im Folgenden aufgrund der sprachlichen Nähe der verfügbaren Literatur vornehmlich am Beispiel der Vorgehensweise der Nagra diskutiert. Zu nennen sind in diesem Zusammenhang für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge Funktionalmodelle zur abstrahierten Modellierung der als sicherheitstechnisch relevant angesehenen Prozesse

- Konvergenz,
- Strömung von Gas und wässrigen Lösungen im Tiefenlager-/Endlagerbergwerk sowie im umgebenden Tonsteingebirge,
- Quelldruckentwicklung,
- Sekundärporositätsentwicklung / Entfestigung (EDZ) und
- Sekundärpermeabilitätsentwicklung.

Im Hinblick auf die Quelldruckentwicklung sowie die Sekundärporositäts- und Sekundärpermeabilitätsentwicklung sind sowohl die geologische Barriere wie auch die geotechnischen Barrieren zu betrachten.

Die Berücksichtigung von Wärmeentwicklung und Gasbildung erfolgt in den PA-Simulatoren dagegen nicht in Form eines abstrahierenden Funktionalmodells, sondern als zeitlich-räumliche Einwirkung, die in den PA-Simulatoren unmittelbar vom Anwender vorgegeben werden kann, so dass keine abstrahierenden Funktionalmodelle benötigt werden.

Die Ableitung der Funktionalmodelle zu den vorstehend genannten und als sicherheitstechnisch relevant angesehenen Prozessen wird nachstehend generalisiert vorgestellt. Ihre endgültige Ausformung hinsichtlich z.B. zu implementierender Modellparameter ist lokationsspezifisch durchzuführen.

*(i) Funktionalmodell Konvergenz*

Der Konvergenzprozess führt insbesondere im Salinargebirge aufgrund seiner Kriechfähigkeit zu einer allmählichen Reduzierung der Hohlraumvolumina im Tiefenlager-/Endlagerbergwerk. In geringerem Maße und mit Blick auf das Prozessverständnis auch noch nicht vollständig gesichert kann eine zeitabhängige Hohlraumkonvergenz auch im Tonsteingebirge auftreten, wobei dort allerdings anstatt eines viskosen Materialverhaltens auch zeitliche Veränderungen des Poren-drucks im primär vorhandenen vernetzten Porenraum als Ursache für die Hohlraumkonvergenz in Betracht zu ziehen sind. Möglicherweise sind je nach Tonsteineigenschaften beide Prozesse wirksam.

Durch die Hohlraumkonvergenz baut sich im Porenraum von versetzten und verschlossenen Grubenräumen in schon vor ihrem Verschluss vorhandenen und dann durch den Verschluss eingeschlossenen oder auch erst zu einem späteren Zeitpunkt in diese verschlossenen Grubenräume zugetretenen Fluiden oder im Rahmen von Korrosionsprozessen in den verschlossenen Grubenräumen entstehenden Gasen ein Porenfluiddruck auf, der als mechanischer Stützdruck wirksam wird und damit der weiteren Hohlraumkonvergenz entgegenwirkt und diese in Folge verlangsamt. Eine ebenfalls die Hohlraumkonvergenz verzögernde Eigenschaft hat das in den verschlossenen Grubenräumen vorhandene Versatzmaterial selbst, da dieses im Lauf der Zeit infolge Kompaktion einen mechanischen Versatzstützdruck ausbildet. Grundsätzlich wird die Hohlraumkonvergenz entsprechend Gl. (6.1) beschrieben durch

$$\frac{d}{dt} V(t) = -\dot{K}(t) \cdot V(t) \quad (6.1)$$

mit

$V(t)$  - Hohlraumvolumen zum Zeitpunkt  $t$  in  $m^3$  und

$\dot{K}(t)$  - Hohlraumkonvergenzrate zum Zeitpunkt  $t$  in  $d^{-1}$ .

Wie bereits vorstehend skizziert, hängt die Hohlraumkonvergenzrate  $\dot{K}(t)$  von verschiedenen Einflussgrößen ab, z.B. vom Porenfluiddruck sowie vom mechanischen Versatzstützdruck innerhalb des versetzten Hohlraums, aber auch von der Temperaturverteilung, von der Sättigungsverteilung und der damit einhergehenden Quelldruckentwicklung sowie vom Sekundärspannungszustand im umgebenden Gebirge. Diese Einflüsse werden im Rahmen der bestehenden konzeptionellen Ansätze zur Langzeitsicherheitsanalyse zumindest teilweise schon durch so genannte Funktionalmodelle in die numerischen Simulationen integriert oder gegebenenfalls auch verbalargumentativ als vernachlässigbar eingestuft.

---

(ii) *Funktionalmodell Strömung von Gas und wässrigen Lösungen im Endlagerbergwerk und gegebenenfalls auch in der umgebenden Wirtsgesteinsformation*

Bei einem Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge können innerhalb des Tiefenlager-/Endlagerbergwerks sowie in der umgebenden Wirtsgesteinsformation Gas- und Flüssigkeitsströmungsprozesse auftreten. Die physikalische Modellierung derartiger 2-phasiger Strömungsprozesse ist möglich mit Hilfe des *Darcy*-Strömungsmodells unter Berücksichtigung der 2-Phasenfluss-Theorie. Viele der im Rahmen von Langzeitsicherheitsanalysen eingesetzten PA-Simulatoren sind derzeit allerdings noch nicht dazu in der Lage, 2-Phasenfluss-Prozesse auf diese Art und Weise zu modellieren. Daher werden in einigen PA-Simulatoren abstrahierende Funktionalmodelle zur rechnerischen Modellierung der räumlich-zeitlichen Gasausbreitung verwendet.

(iii) *Funktionalmodell Quelldruckentwicklung*

Ungesättigter Tonstein sowie ungesättigter Bentonit weisen bei Wasserzutritt ein mehr oder weniger stark ausgeprägtes Quellvermögen auf. Wird der Quellprozess des quellfähigen Materials durch eine räumliche Einspannung im umgebenden Gebirge behindert, baut sich im Tonstein bzw. im Bentonit ein Quelldruck auf.

Zur physikalischen Modellierung und numerischen Simulation der Quelldruckentwicklung wird häufig das bereits in Abschnitt 2.2.2 vorgestellte *Barcelona Basic Model (BBM)* verwendet. Ein Funktionalmodell zur abstrahierten Modellierung der Quelldruckentwicklung konnte im Rahmen der durchgeführten Literaturrecherche weder in der nationalen noch in der internationalen Literatur gefunden werden.

(iv) *Funktionalmodell Sekundärporositätsentwicklung*

Die Porosität des Bentonitversatzes in einem Tiefenlager-/Endlagerbergwerk im Tonsteingebirge, der Verschlussbauwerke sowie der Wirtsgesteinsformation unterliegt in Raum und Zeit unterschiedlichen Einflüssen und entwickelt sich demnach auch in Raum und Zeit unterschiedlich. Einfluss auf die Entwicklung der Porosität des Bentonitversatzes sowie der Verschlussbauwerke haben einerseits die Hohlraumkonvergenz sowie die damit einhergehende Bentonitkompaktion und andererseits die Quellfähigkeit des Bentonitversatzes sowie des Tonsteingebirges. Beide Prozesse führen zu einer Reduzierung der Bentonitporosität, so dass die Sekundärporosität des Bentonitversatzmaterials kleiner ist als die Primärporosität des Bentonitversatzmaterials. Auch

chemische Wechselwirkungen zwischen den strömenden Fluiden und dem Bentonit haben Einfluss auf dessen Porosität. Auflösungs- und Ausfällungsprozesse im Wirtsgestein sowie die Ausbildung einer Gefügauflockerung sowie ihrer Rückbildung im Wirtsgestein haben Einfluss auf die Porosität des Tonsteingebirges, wobei sich je nach jeweils dominierendem Prozess die Sekundärporosität erhöht oder aber wieder zurückbildet.

(v) *Funktionalmodell Sekundärpermeabilitätsentwicklung*

Eine Änderung der Porosität geht im Grundsatz einher mit einer Änderung der Permeabilität (vernetzte Porenräume). Daher wirken mindestens die gleichen Einflussfaktoren auf die räumlich-zeitliche Entwicklung der Permeabilität wie auf die Porosität, gegebenenfalls auch noch weitere Einflussfaktoren.

Der funktionale Zusammenhang zwischen Sekundärporositätsentwicklung und der daraus resultierenden Sekundärpermeabilitätsentwicklung wird häufig durch eine so genannte Porosität-Permeabilität-Beziehung beschrieben. Dabei sind auch die Einflüsse des Spannungszustandes sowie der hydraulischen Zustandsgrößen – insbesondere Porendruck, möglicherweise aber auch Kapillardruck oder Sättigung – auf die Sekundärpermeabilitätsentwicklung zu berücksichtigen.

### 6.3 Vorstellung des in *Nagra (2014b)* verwendeten PA-Simulators

#### 6.3.1 Übersicht

Wie bereits vorstehend erwähnt, liegt in der vorliegenden Arbeit aufgrund der sprachlichen Nähe der verfügbaren Literatur zum Thema PA-Simulator-gestützte Langzeitsicherheitsanalysen für Tiefenlager-/Endlagersysteme im Tonsteingebirge der Fokus auf dem in *Nagra (2014b)* dokumentierte PA-Simulator. Dieser wird im Folgenden vorgestellt.

(a) *Einsatz / Anwendung*

*Nagra (2014b)* ist zu entnehmen, dass im Rahmen des Schweizer Standortsuchverfahrens nicht ein einzelner PA-Simulator zum Einsatz kommt, sondern ein Paket unterschiedlicher Simulatoren mit jeweils eigenen Vor- und Nachteilen. Die eingesetzten Simulatoren sind

- STMAN als Simulator-Paket zur einfachen und schnellen Simulation der Radionuklidfreisetzung aus den Ablagerungsbehältern sowie eines anschließenden 1-dimensionalen Radionuklidtransportprozesses durch die geotechnischen Barrieren, wobei je nach Abfallart



(hochaktiv / mittelaktiv / schwachaktiv) bzw. damit einhergehend je nach Ablagerungsbehälter ein unterschiedlicher spezifischer Simulator des STMAN-Pakets verwendet werden muss,

- VPAC zur Simulation von Grundwasserströmungs- und Radionuklidtransportprozessen in 2- oder 3-dimensionalen wassergesättigten Berechnungsgebieten mit komplexem geometrischem Aufbau, allerdings mit relativ großem Berechnungsaufwand,
- PICNIC bzw. PICNIC-TD zur schnellen Simulation von Radionuklidtransportprozessen entlang von 1-dimensionalen linearen wassergesättigten Strömungspfaden, wobei mehrere Strömungspfade zu einem Netzwerk verbunden werden können, um somit ein komplexes System aus Strecken, Störungszonen und 1-dimensional abstrahiertem Tonsteingebirge zu modellieren und
- SwiBAC sowie NC14M zur Simulation der Radionuklidverteilung in der Biosphäre.

Es ist hervorzuheben, dass alle vorstehend genannten Simulatoren nur für vollständig wasser- bzw. lösungsgesättigte Systeme angewendet werden können.

Auch im Rahmen der in *Nagra (2004)* dokumentierten Untersuchungen zu den Effekten einer Gasproduktion in einem Endlager für hochaktive sowie langlebige mittelaktive Abfälle im Opalinustongebirge sind die vorstehend genannten Simulatoren bzw. Vorläufer dieser Simulatoren eingesetzt worden, d.h. bei diesen Untersuchungen sind 2-Phasenströmungsprozesse nicht explizit berücksichtigt worden. Vielmehr wird die zeitlich-räumliche Verteilung des Gases im Sinne eines Funktionalmodells durch ein so genanntes „Gas-Modell“ vereinfachend berücksichtigt.

*(b) Abstraktion des Endlagerbergwerks nach Nagra (2004)*

Von besonderer Bedeutung in den PA-Simulationen einer Langzeitsicherheitsanalyse sind die Freisetzungspfade sowie die Freisetzungsmengen von flüssigen und gasförmigen Fluiden aus dem Endlagersystem. Bild 6.1 zeigt die in *Nagra (2002)* skizzierten potentiellen Freisetzungspfade für Korrosions- bzw. Degradationsgase aus den SF/HLW- bzw. ILW-Einlagerungsstrecken des Schweizer Endlagersystems. Die Gase können demnach entweder

- innerhalb des Endlagerbergwerks bis zur Zugangsrampe des Endlagers strömen und dann über die Rampe entweichen, wobei sie einerseits direkt durch die niedrigpermeablen Abdichtungsbauwerke oder andererseits durch eine eventuell vorhandene Auflockerungszone in der Streckenkontur um die Abdichtungsbauwerke herum strömen, oder

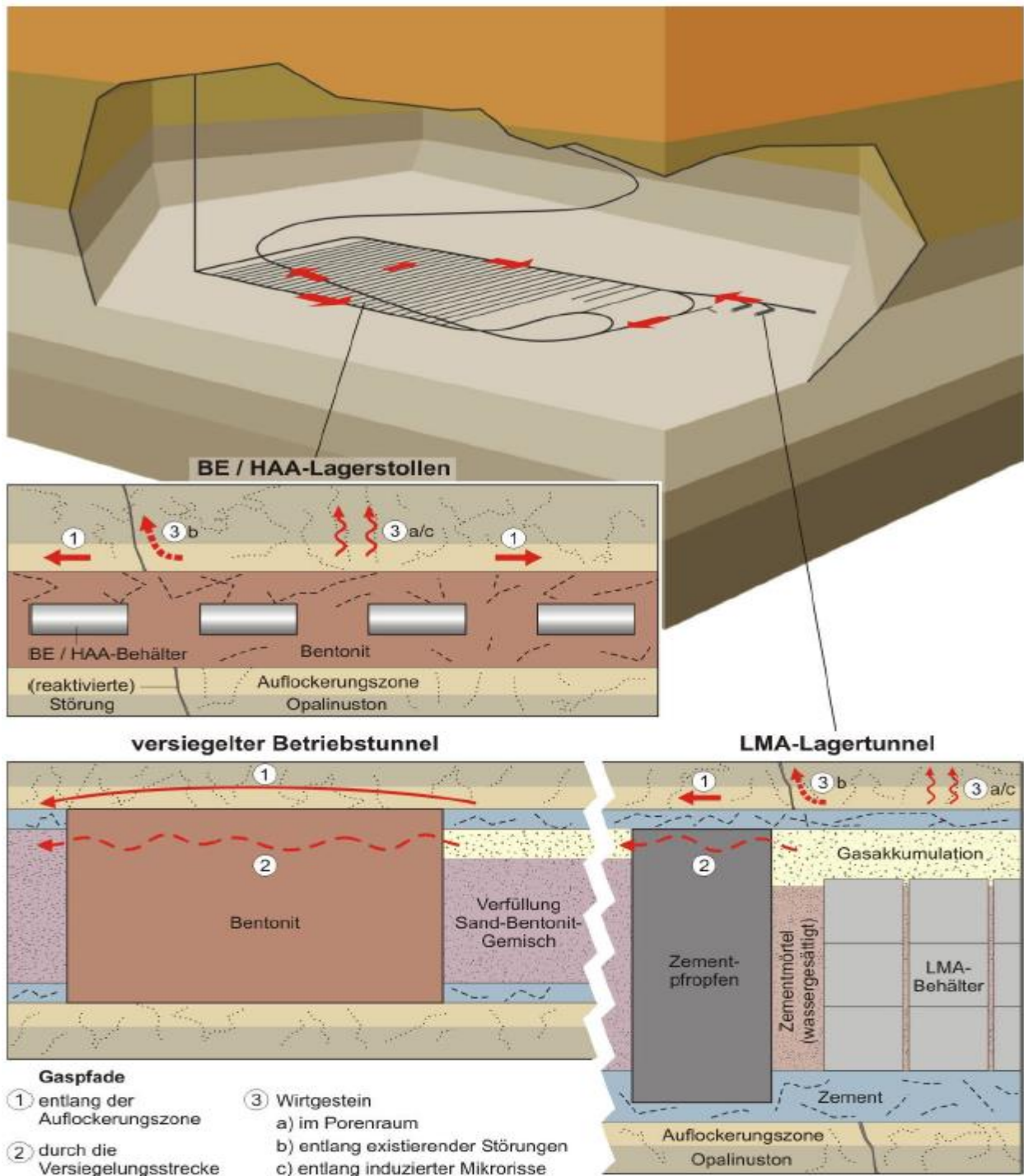
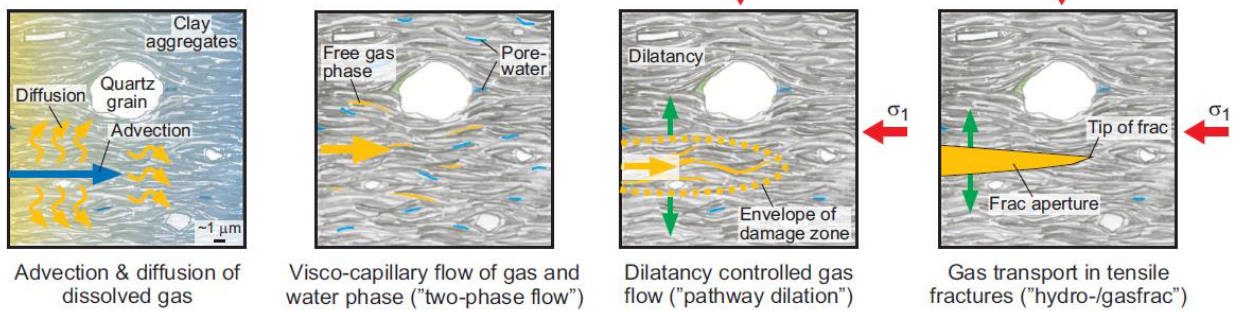


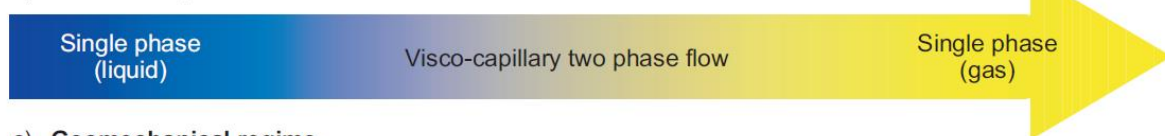
Bild 6.1 Potenzielle Freisetzungspfade für die Korrosions- bzw. Degradationsgase aus den SF/HLW- bzw. ILW-Einlagerungsstrecken, Nagra (2002)

- unmittelbar durch das Wirtsgestein austreten, entweder entlang einer unentdeckten Störungszone, entlang von schädigungsinduzierten Mikrowegsamkeiten oder durch den primär vorhandenen vernetzten Porenraum entsprechend der dort vorhandenen sehr niedrigen primären Permeabilität. Bild 6.2 zeigt in diesem Zusammenhang eine aus Nagra (2004) übernommene Übersicht über die in der Wirtsgesteinsformation Opalinustongebirge ablaufenden Gastransportprozesse.

a) **Phenomenological description based on the microstructural model concept**



b) **Basic transport mechanisms**



c) **Geomechanical regime**



d) **Effect of gas transport on the barrier properties of the host rock**



Bild 6.2 Klassifizierung und Analyse von Gastransportprozessen in der Gebirgsformation Opalinuston nach Nagra (2004)

Die über diese Freisetzungspfade freigesetzten Fluidmengen können mittels PA-Simulationen bestimmt werden, die aus Gründen der benötigten Rechenzeit allerdings sowohl geometrisch wie auch in der physikalischen Modellierung der ablaufenden Prozesse nur in stark abstrahierter Form durchgeführt werden können. Bild 6.3 zeigt eine schematische Übersicht über das Endlager-system, aus der die beiden in Bild 6.4 dargestellten geometrisch abstrahierten Berechnungsmodelle abgeleitet worden sind. Die Berechnungsmodelle sind im Hinblick auf die jeweilige Fragestellung optimiert, d.h. mit Modell a) werden Wasserströmungen innerhalb des Endlagerbergwerks simuliert, während mit Modell b) Radionuklidtransportprozesse sowohl in der Wirtsgesteinsformation wie auch entlang der Zugangsrampe sowie des Schachts simuliert werden.

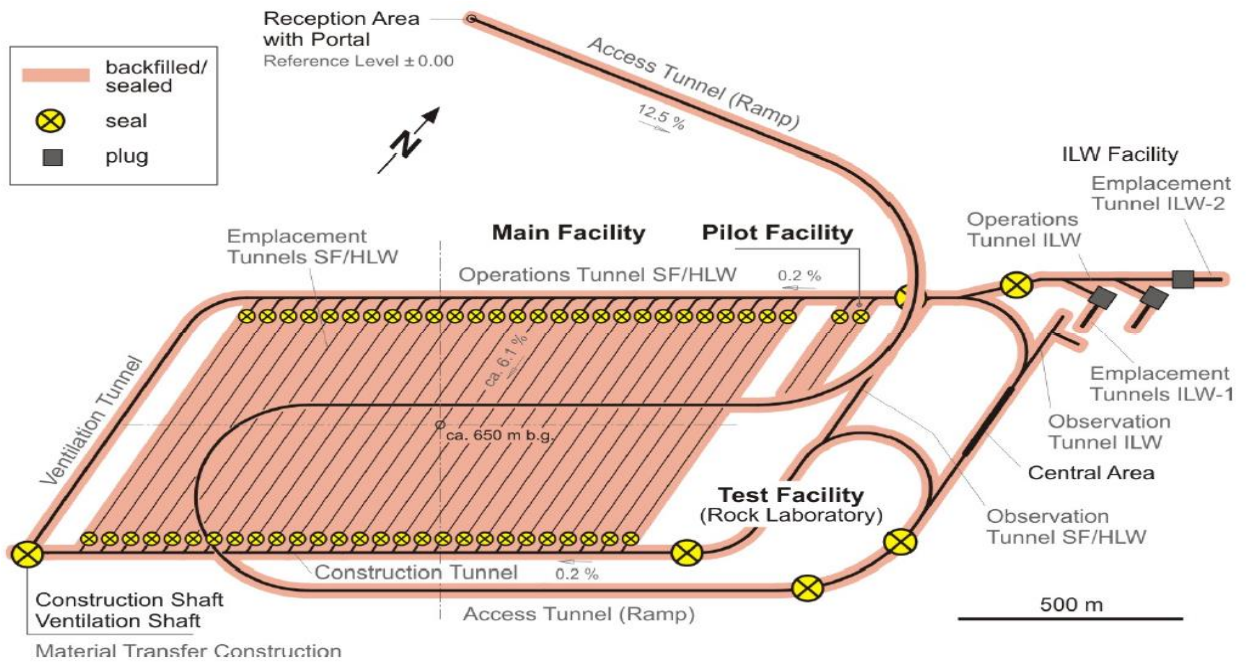


Bild 6.3 Schematische Darstellung des Endlagerbergwerks in der Gebirgsformation Opalinuston nach Nagra (2004)

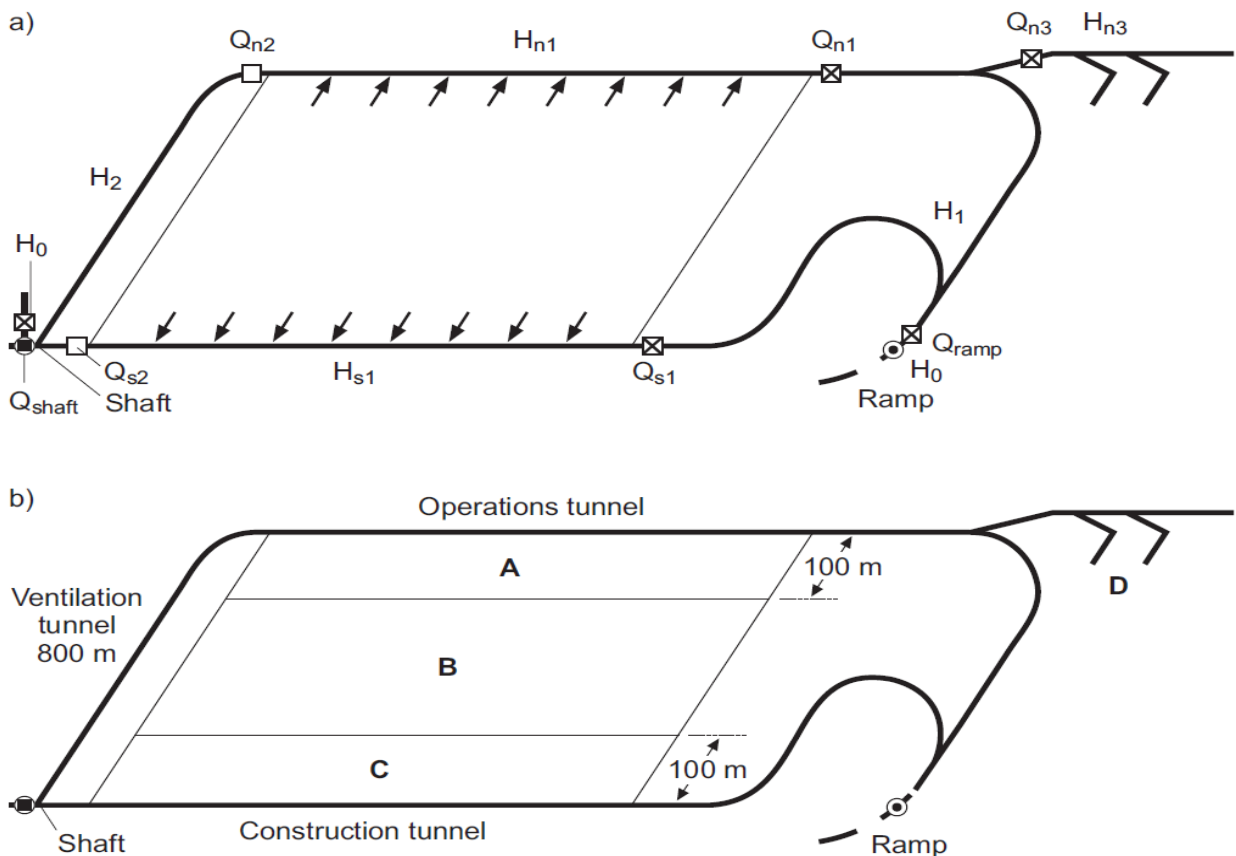


Bild 6.4 Darstellung der in Nagra (2004) verwendeten Berechnungsmodelle für das Endlagerbergwerk in der Gebirgsformation Opalinuston, wobei mit Modell a) die Wasserströmungen innerhalb des Endlagerbergwerks berechnet werden, während mit Modell b) der Radionuklidtransport durch die Wirtsgesteinsformation sowie entlang der Zugangsrampe und des Schachts berechnet wird

*(c) Funktionalmodelle**(c/i) Funktionalmodell Konvergenz*

In *Nagra (2014b)* wird ausgeführt, dass im Hinblick auf den Austritt von Radionukliden aus dem Endlagersystem die Streckenkonvergenz im Tonsteingebirge als vernachlässigbar anzusehen ist, da die Streckenkonvergenz relativ schnell abläuft und abgeschlossen ist, bevor die Einlagerungsbehälter versagen. Daher wird im Rahmen der PA-Simulationen der Langzeitsicherheitsanalyse kein Funktionalmodell zur Berücksichtigung eines Konvergenzprozesses benötigt.

*(c/ii) Funktionalmodell Strömung von Gas und wässrigen Lösungen im Endlagerbergwerk und gegebenenfalls auch in der umgebenden Wirtsgesteinsformation*

Wie bereits vorstehend erläutert, kann mit keinem der in *Nagra (2014b)* beschriebenen PA-Simulatoren explizit eine 2-Phasenströmung modelliert werden. Während die Strömung von wässrigen Lösungen entsprechend dem *Darcy*-Strömungsmodell erfolgt, wird für Gasströmungen ein abstrahierendes Funktionalmodell angesetzt, welches in *Nagra (2004)* beschrieben wird.

Im Rahmen des Funktionalmodells zur Gasströmung werden die folgenden Einwirkungen in mehr oder weniger stark abstrahierter Form berücksichtigt:

- (1) Aufsättigung der versetzten Grubenräume mit gleichzeitiger Komprimierung der Porenluft,
- (2) korrosionsbedingte Gasbildung,
- (3) Gaslösung in der Flüssigphase,
- (4) advektiver und diffusiver Gastransport in der Flüssigphase,
- (5) Gasdruckaufbau und Verdrängung der Flüssigphase,
- (6) Gasströmung durch die Abdichtungsbauwerke und die Wirtsgesteinsformation bei Überschreitung des kapillaren Schwellendrucks,
- (7) dilatanz- bzw. infiltrationsbedingte Ausbildung von Mikrowegsamkeiten und
- (8) Gasansammlung im Wedelsandstein.

Es wird angenommen, dass sich das Gas entsprechend dem Gesetz für ideale Gase verhält, mit dem sich demnach für jeden beliebigen Zeitpunkt unter Berücksichtigung des für das Gas verfügbaren Porenvolumens eine aus der korrosionsbedingten Gasbildung resultierende Gasdruckänderung in den versetzten Einlagerungsstrecken berechnen lässt. Dabei werden allerdings im Funktionalmodell verschiedene Gasverlustterme berücksichtigt. Liegt der Gasdruck in den Ein-



lagerungsstrecken unterhalb des Grenzdrucks zur gasdruckinduzierten Ausbildung von Mikrowegsamkeiten im umgebenden Tonsteingebirge, kann es in den Einlagerungsstrecken einerseits aufgrund des Lösungsprozesses von Porengas im Porenwasser und andererseits durch Gasdiffusion in das Wirtsgestein hinein zu einem Gasverlust kommen. Sobald der Gasdruck in den Einlagerungsstrecken allerdings den Grenzdruck zur gasdruckinduzierten Ausbildung von Mikrowegsamkeiten im umgebenden Tonsteingebirge erreicht, wird angenommen, dass Gas aus den Einlagerungsstrecken in die im umgebenden Tonsteingebirge entstehenden vernetzten Porenräume entweichen kann und sich so im Wirtsgestein verteilt, und zwar immer genau in der Menge, die einen weiteren Anstieg des Gasdrucks verhindert. Ein Gasdurchschlag in die Wedelsandsteinformation und eine anschließende Ansammlung des Gases im Wedelsandstein wird angenommen, sobald ein Gasvolumen entsprechend 10 % des im Tonsteingebirge verfügbaren Porenvolumens aus den Einlagerungsstrecken in die Wirtsgesteinsformation entwichen ist.

*(c/iii) Funktionalmodell Quelldruckentwicklung*

In *Alcolea et al. (2013)* sind umfangreiche Überlegungen zu den im Bentonitversatz ablaufenden physikalischen Prozessen dokumentiert, allerdings ohne direkten Bezug zu den im Rahmen des Langzeitsicherheitsnachweises durchzuführenden PA-Simulationen. Da in der Dokumentation der eingesetzten PA-Simulatoren nach *Nagra (2014b)* kein Hinweis darauf zu finden ist, ob die beschriebenen PA-Simulatoren eine Quelldruckentwicklung im Bentonitversatz bzw. im umgebenden Tonsteingebirge berücksichtigen oder nicht, kann an dieser Stelle keine Aussage bzgl. eines Funktionalmodells zur Quelldruckentwicklung in den PA-Simulatoren der Nagra getroffen werden.

*(c/iv) Funktionalmodell Sekundärporositätsentwicklung*

Ebenso wie es in der Dokumentation der PA-Simulatoren nach *Nagra (2014b)* keine Informationen zur Berücksichtigung einer Quelldruckentwicklung gibt, sind leider in *Nagra (2014b)* auch keine Informationen zur Berücksichtigung einer zeitlich oder räumlich veränderlichen Sekundärporosität zu finden. Einzig die bereits in Abschnitt (c/ii) erwähnte Ausbildung von dilatanz- bzw. infiltrationsbedingten Mikrowegsamkeiten nach *Nagra (2004)* lässt auf eine veränderliche Sekundärporosität schließen.

### (c/v) *Funktionalmodell Sekundärpermeabilitätsentwicklung*

Im Rahmen der Dokumentation der PA-Simulatoren nach *Nagra (2014b)* wird kein Funktionalmodell zu einer zeitlich oder räumlich veränderlichen Sekundärpermeabilität beschrieben.

### 6.3.2 **Konsequenzen und Begründung für eigene Entwicklungen**

Wie in Abschnitt 6.3.1 ausgeführt ist, wird in dem in *Nagra (2014b)* dokumentierten PA-Simulator der Prozess der zeitabhängigen Konvergenz von Hohlräumen im Tonsteingebirge vernachlässigt. Außerdem werden in *Nagra (2014b)* keine Informationen zur Berücksichtigung eines Quellvermögens im Tonsteingebirge oder Bentonitversatz sowie einer schädigungsinduzierten Sekundärporositäts- und Sekundärpermeabilitätsentwicklung gegeben. Da diese Prozesse allerdings insgesamt als sicherheitstechnisch relevant angesehen werden, sind im Rahmen der Bearbeitung des ENTRIA-Projektes sowie der vorliegenden Dissertation Ansätze für Funktionalmodelle zur abstrahierten Modellierung dieser Prozesse im FTK-Simulator entwickelt worden. Das in *Nagra (2014b)* beschriebene Funktionalmodell zur abstrahierten Modellierung des Strömungsprozesses von Gas im Tiefenlager-/Endlagerbergwerk sowie in der umgebenden Wirtsgesteinsformation wird dagegen nicht in den FTK-Simulator übernommen, da im FTK-Simulator die Möglichkeit zur Modellierung von 2-Phasenströmungen besteht, so dass kein separates Funktionalmodell zur Modellierung der Gasströmung benötigt wird.

### 6.4 **Entwicklung eines Funktionalmodells *Konvergenz* zur Beschreibung der Hohlraumkonvergenz im Tonsteingebirge**

Da derzeit nicht sicher ausgeschlossen werden kann, dass es auch im Tonsteingebirge zu einer auf Kriechmechanismen beruhenden zeitabhängigen Hohlraumkonvergenz kommen kann, wird zur abstrahierten Modellierung dieses Prozesses das bereits in *Lux et al. (2017)* vorgestellte Funktionalmodell *Konvergenz* für Hohlräume im Salinargebirge entsprechend Gl. (6.2) übernommen, allerdings unter zusätzlicher Berücksichtigung eines Quelldrucks im Bentonitversatz sowie mit auf die Kriechcharakteristik von Tonstein angepassten Parametern:

$$\dot{K}(x, t, p(t), T(t)) = \dot{K}_0 \cdot f_{loc}(x) \cdot f_p(p_i(t)) \cdot f_T(T(t)) \cdot f_i(t) \quad (6.2)$$

mit

$\dot{K}_0$  - stationäre Konvergenzrate des unversetzten Hohlräume bei einem konstanten Innendruck (= Referenzdruck  $p_{ref}$ ), einer konstanten Temperatur (= Referenztemperatur)

peratur  $T_{ref}$ ) und einer isotropen primären Gebirgsspannung  $p_G$  am Referenzort in  $a^{-1}$ ,

$f_{loc}(x)$  - zeitlich konstanter ortsabhängiger Faktor zur Berücksichtigung der Ortsabhängigkeit der stationären Konvergenzrate bei Referenzbedingungen in -,

$$f_p(p_i(t)) = \left( 1 - \left( \frac{p_i(t) - p_{ref}}{p_G - p_{ref}} \right)^n \right)$$

- Faktor zur Berücksichtigung der Abhängigkeit der stationären Konvergenzrate von dem in der Strecke wirkenden Innendruck  $p_i(t) = \alpha(t) \cdot p_{Fl}(t) + p_\phi(t) + p_Q(t)$  zum Zeitpunkt  $t$  in -, wobei sich der Innendruck  $p_i(t)$  ergibt aus dem entsprechend der *Biot*-Theorie nur anteilig zu berücksichtigenden Porenfluiddruck  $\alpha(t) \cdot p_{Fl}(t)$ , dem aus Versatzdruckkennlinien zu ermittelnden Stützdruck  $p_\phi(t)$  im Bentonitversatz sowie dem Quelldruck  $p_Q(t)$  im Bentonitversatz,

$$f_T(T(t)) = \exp(a \cdot (T(t) - T_{ref})^b)$$

- Faktor zur Berücksichtigung der Abhängigkeit der stationären Konvergenzrate von der Temperatur  $T(t)$  zum Zeitpunkt  $t$  in - und

$f_i(t)$  - Faktor zur Berücksichtigung von transienten Effekten auf die stationäre Konvergenzrate zum Zeitpunkt  $t$  in -.

## 6.5 Entwicklung eines Funktionalmodells *Quelldruck* zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Sättigungsgrad und Quelldruck im Bentonitversatz

Der sich bei der Aufsättigung von allseitig eingespanntem Bentonitversatz aufbauende Quelldruck  $p_Q$  wirkt in Tiefenlager-/Endlagersystemen im Tonsteingebirge einerseits entsprechend Abschnitt 6.4 einer eventuell auftretenden Hohlraumkonvergenz entgegen, bewirkt andererseits aber auch zusätzlich noch die Rückbildung von konturnahen Auflockerungszonen. Daher ist die Quelldruckentwicklung im Bentonitversatz ein sicherheitstechnisch relevanter Prozess, der im Rahmen von Globalmodell-Simulationen durch ein Funktionalmodell im FTK-Simulator zu berücksichtigen ist. Die Entwicklung eines entsprechenden Funktionalmodellansatzes basiert in der vorliegenden Arbeit auf der Durchführung von Lokalmodell-Simulationen zur Analyse der mit



Hilfe des *Barcelona Basic Model (BBM)* modellierten aufsättigungsinduzierten Quelldruckentwicklung im Bentonitversatz. Das Funktionalmodell erhält die Bezeichnung *Quelldruck*.

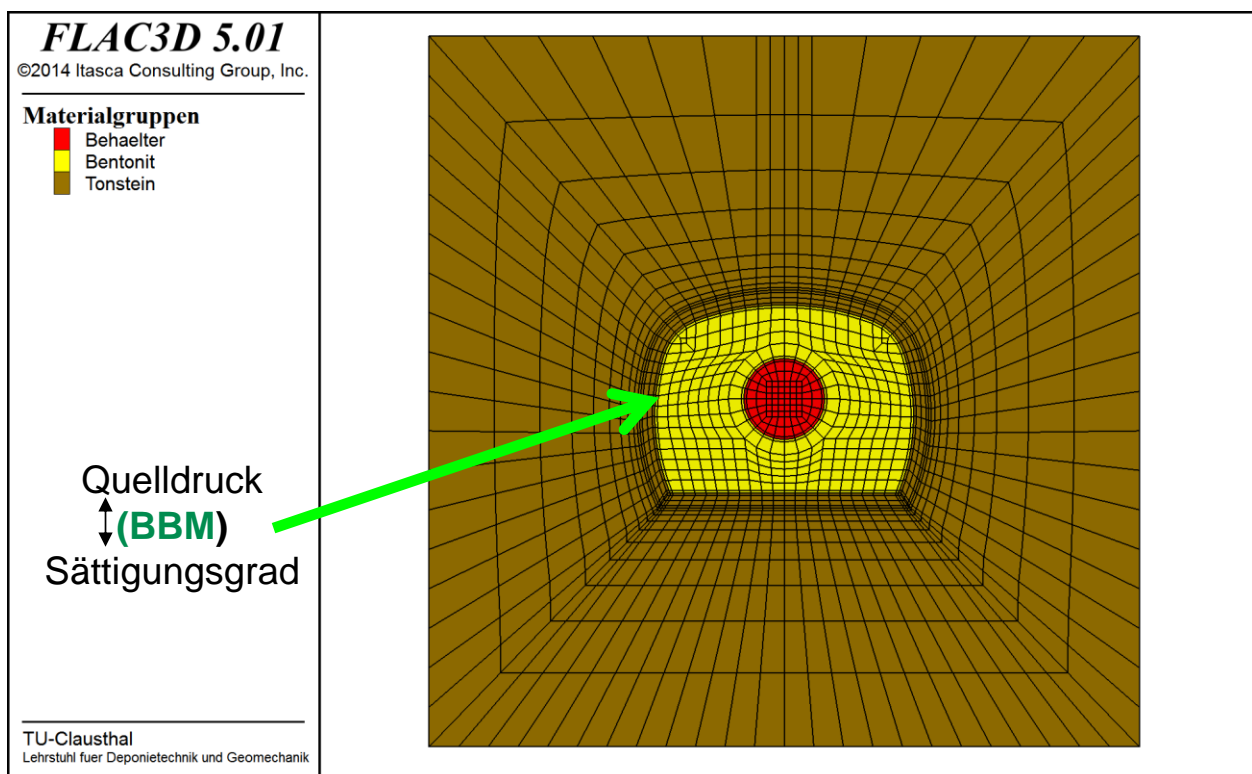
Bild 6.5 zeigt das für diese Analysen verwendete Berechnungsmodell, das eine mit Bentonit versetzte Einlagerungsstrecke im Tonsteingebirge in einer Teufe von  $z = -600\text{ m}$  repräsentiert. Das Streckenquerschnittsprofil ist *Stahlmann et al. (2015)* entnommen worden.

Im *Barcelona Basic Model (BBM)* wird der Quelldruck  $p_Q$  in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad  $S$  berechnet. Dementsprechend zeigt Bild 6.6 den berechneten durchschnittlichen Quelldruck  $p_Q$  im Bentonitversatz in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad  $S$ . Es ist zu ersehen, dass sich der Quelldruck und der Sättigungsgrad nicht proportional zueinander verhalten, sondern dass sie in einem exponentiellen Zusammenhang stehen. Dieser exponentielle Zusammenhang lässt sich durch Gl. (6.3) formulieren:

$$p_Q = q_1 \cdot \exp(q_2 \cdot S) \quad (6.3)$$

mit

$q_1, q_2$  - Materialparameter in *MPa* und -, hier basierend auf den in Abschnitt 5.3 angesetzten Bentonitparametern:  $q_1 = 0,0758\text{ MPa}$ ,  $q_2 = 5,4961$ .



*Bild 6.5 Lokalmmodell mit Abfalleinlagerungsbehälter und umgebendem Bentonitversatz zur Herleitung eines Funktionalmodells zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Sättigungsgrad und Quelldruck im Bentonitversatz*

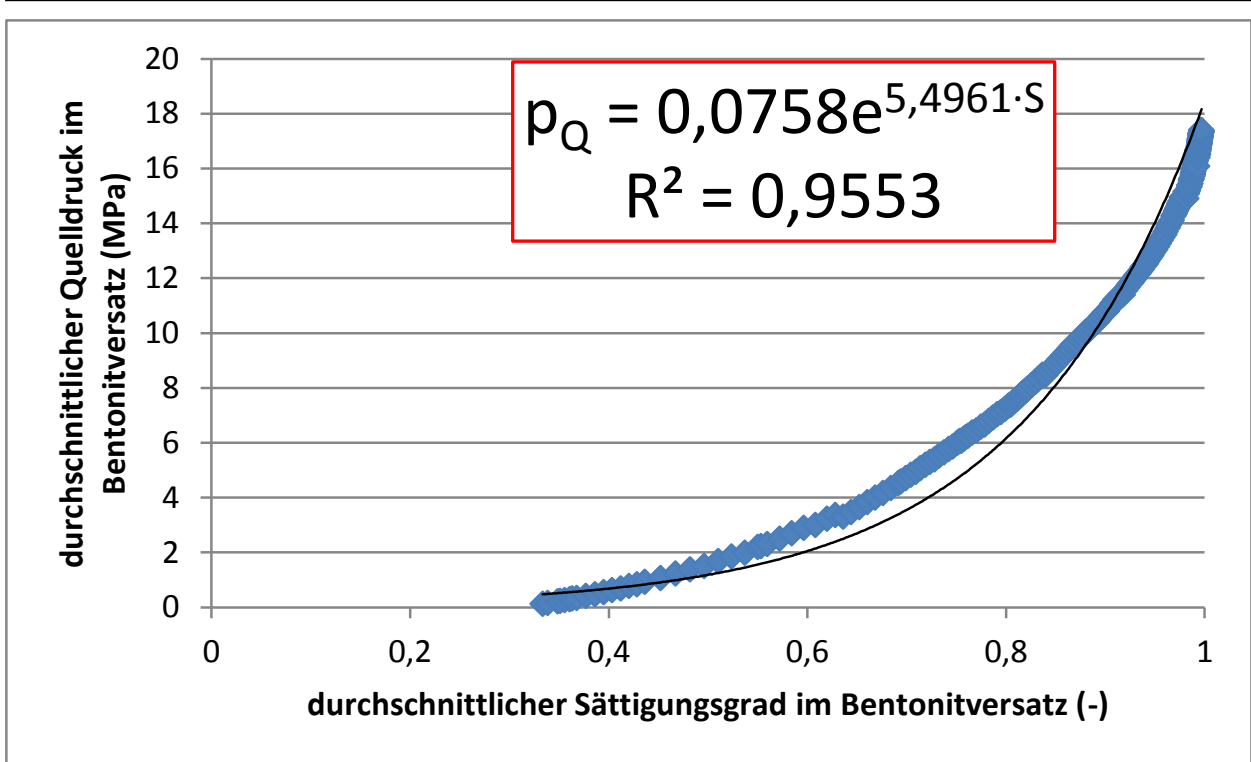


Bild 6.6 Durchschnittlicher Quelldruck  $p_Q$  im Bentonitversatz in Abhängigkeit vom durchschnittlichen Sättigungsgrad  $S$  im Bentonitversatz

Es wird vorgeschlagen, das Funktionalmodell *Quelldruck* entsprechend Gl. (6.3) nicht nur zur Modellierung von Quellprozessen im Bentonitversatz zu verwenden, sondern auch zur Modellierung von Quellprozessen im Tonsteingebirge. In diesem Fall wären allerdings die Materialparameter an das Quellvermögen des Tonsteins anzupassen.

## 6.6 Entwicklung eines Funktionalmodells *Tonsteinpermeabilität* zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärpermeabilität im Tonsteingebirge und dem Sättigungsgrad im Bentonitversatz

Der aus Gl. (6.3) berechnete Quelldruck wird bei der Entwicklung eines Funktionalmodells zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärpermeabilität im Tonsteingebirge und dem Sättigungsgrad im Bentonitversatz verwendet, indem der aus der allmählichen Bentonitauf-sättigung resultierende Quelldruck im Bentonitversatz zur Vereinfachung durch einen Streckeninnendruck ersetzt wird, so dass sich das in Bild 6.5 dargestellte Berechnungsmodell einer versetzten Einlagerungsstrecke im Tonsteingebirge vereinfacht zu dem in Bild 6.7 dargestellten Berechnungsmodell einer offenen Strecke im Tonsteingebirge mit Innendruck. Das Funktionalmodell erhält die Bezeichnung *Tonsteinpermeabilität*.

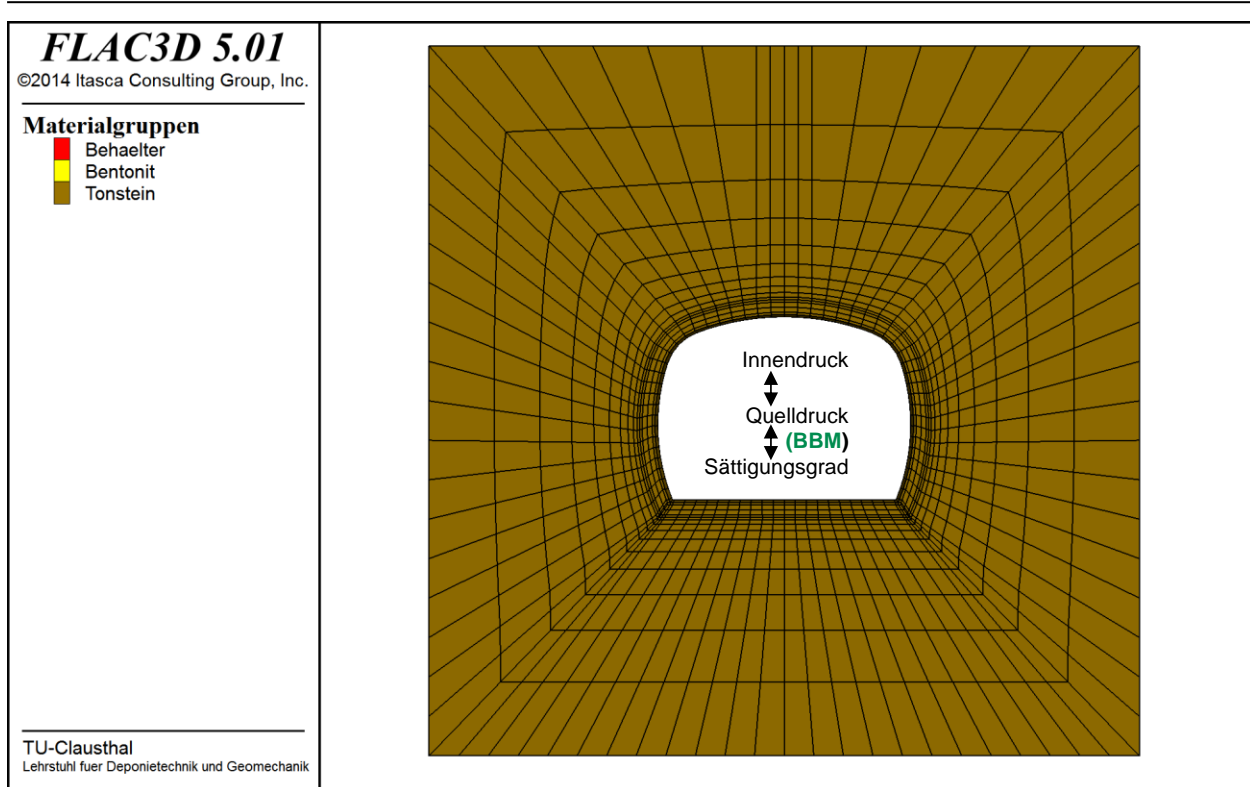


Bild 6.7 Lokalmmodell einer offenen Strecke mit Innendruck zur Herleitung eines Funktionalmodells zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärpermeabilität im Tonsteingebirge und Innendruck in der Strecke

Die zur Entwicklung des Funktionalmodells erforderliche numerische Modellierung des mechanischen Materialverhaltens des Tonsteingebirges basiert auf dem in Abschnitt 2.2.1.5 beschriebenen modifizierten bilinearen Strain-Hardening/Softening-Modell. Dabei finden die in diesem Stoffmodell bei Überschreitung der Matrix- oder der Schichtflächenfestigkeit resultierenden plastischen Verzerrungen Eingang bei der Ermittlung der plastifizierungsinduzierten Sekundärpermeabilität, die mit Hilfe der in Abschnitt 2.5 beschriebenen Spannung-Verzerrung-Permeabilität-Beziehung nach Zhang (2016) berechnet wird.

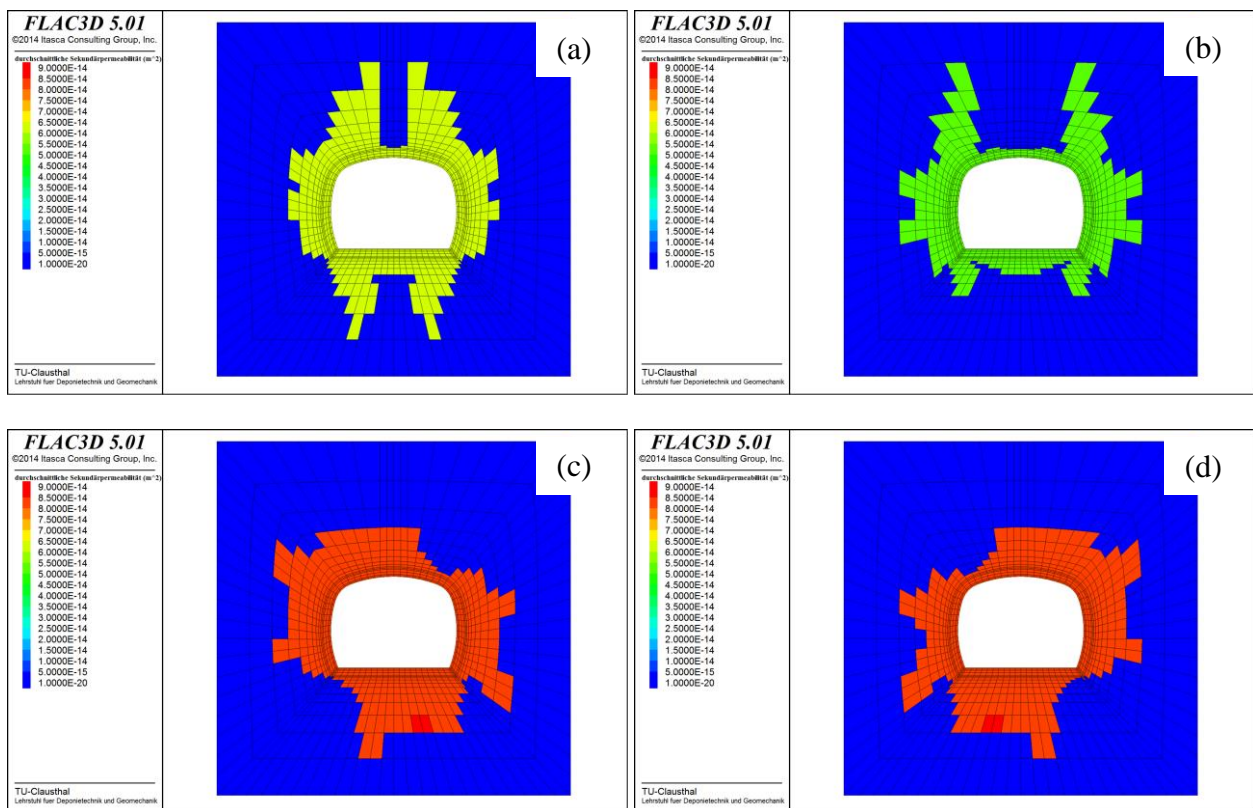
Mit dem in Bild 6.7 dargestellten Berechnungsmodell sind diverse Simulationen zur Analyse des Innendruckeinflusses auf die Sekundärpermeabilität in dem die Strecke umgebenden Tonsteingebirge durchgeführt worden. Diese Simulationen lassen sich anhand der vorgegebenen Schichtungsrichtung im Tonsteingebirge in vier Kategorien unterteilen, nämlich in Simulationen mit einer horizontalen Schichtung, mit einer vertikalen Schichtung, mit einem Schichtungswinkel von  $45^\circ$  sowie mit einem Schichtungswinkel von  $-45^\circ$ . In jeder Kategorie sind etwa 85 Simulationen mit unterschiedlichen Innendrücken zwischen  $p_i = 0 \text{ MPa}$  und  $p_i = 8 - 8,5 \text{ MPa}$  innerhalb der Strecke durchgeführt worden.

Die Simulationen zeigen erwartungsgemäß, dass die räumliche Ausdehnung der EDZ um die Strecke bzw. die durchschnittliche Sekundärpermeabilität der EDZ bei einem Innendruck von  $p_i = 0 \text{ MPa}$  am größten ist. Dagegen werden bei einem Innendruck von  $p_i = 8-8,5 \text{ MPa}$  keine plastischen Zonen und somit auch keine Sekundärpermeabilität ausgewiesen.

Bild 6.8 zeigt für jede der 4 vorstehend genannten Kategorien jeweils die räumliche Ausdehnung der berechneten EDZ um die Strecke herum bei einem angesetzten Innendruck von  $p_i = 0 \text{ MPa}$ . Zudem ist aus Bild 6.8 die jeweils durchschnittliche berechnete Sekundärpermeabilität in der EDZ zu ersehen. Diese liegt in der Größenordnung von  $K^s \approx 5-7 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2$ .

Bild 6.8 ist außerdem zu entnehmen, dass sich die EDZ tendenziell stärker normal zur Schichtungsrichtung ausbildet als parallel zur Schichtungsrichtung.

Zunehmende Innendrucke  $p_i$ , die in dieser ersten vereinfachten Betrachtung den Quelldruck  $p_Q$  im Bentonitversatz repräsentieren, führen einerseits entsprechend Bild 6.9 zu einer Reduzierung der räumlichen Ausdehnung der EDZ um die Strecken herum, andererseits aber entsprechend



**Bild 6.8** Räumliche Ausdehnung der EDZ sowie durchschnittliche Sekundärpermeabilität in der EDZ bei einem Innendruck von  $p_i = 0 \text{ MPa}$  für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von  $45^\circ$  und (d) einen Schichtungswinkel von  $-45^\circ$

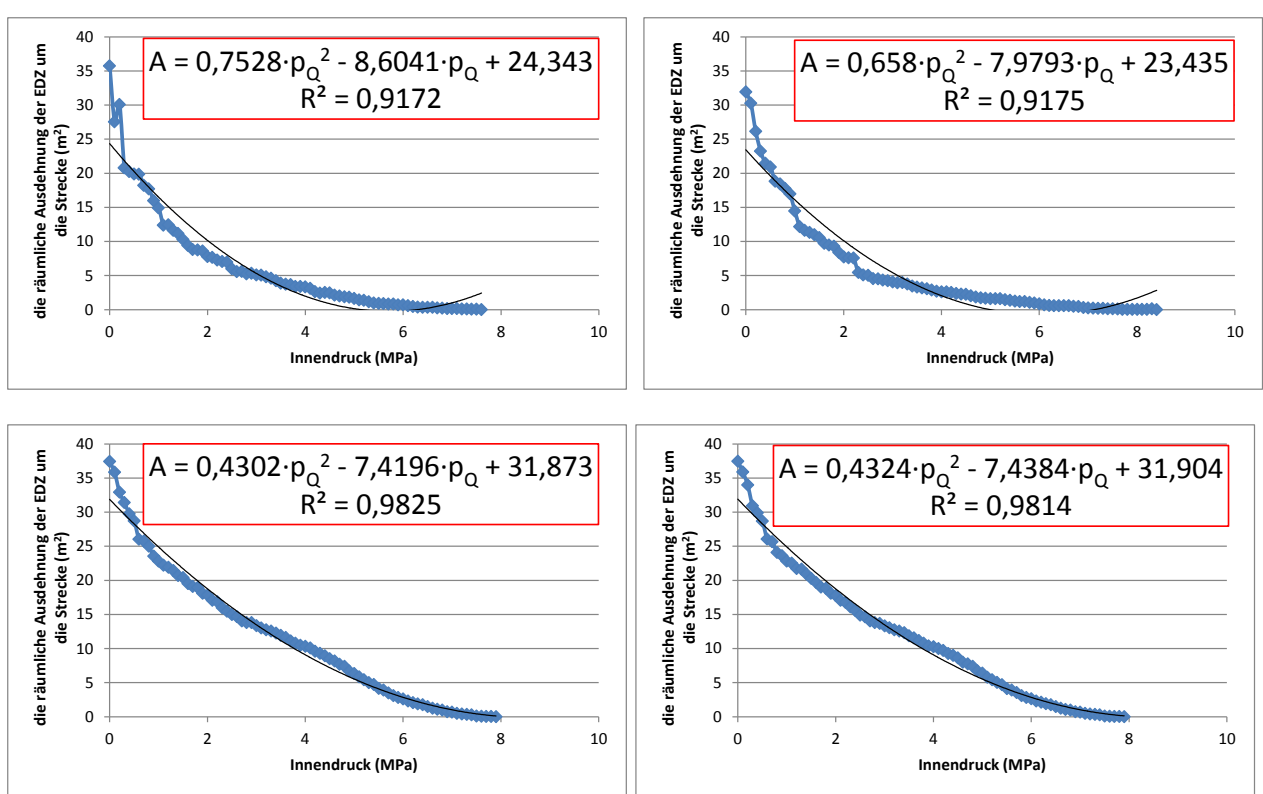


Bild 6.9 Innendruckabhängigkeit der räumlichen Ausdehnung der EDZ um die Strecke für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von  $45^\circ$  und (d) einen Schichtungswinkel von  $-45^\circ$

Bild 6.10 auch zu einer Reduzierung der durchschnittlichen Sekundärpermeabilität in der entstandenen EDZ. Entsprechend Bild 6.9 lässt sich der Zusammenhang zwischen dem Innendruck innerhalb der Strecke und der räumlichen Ausdehnung der EDZ um die Strecke herum durch eine quadratische Funktion entsprechend Gl. (6.4) annähern, zumindest bis zum Schnittpunkt dieser Funktion mit der Abszisse oder bis zum Erreichen des Funktionsminimums:

$$A = e_1 \cdot (p_Q)^2 + e_2 \cdot p_Q + e_3 \quad (6.4)$$

mit

$$e_1, e_2, e_3 \quad - \quad \text{Materialparameter in } m^2/MPa^2, m^2/MPa \text{ und } m^2.$$

Der Zusammenhang zwischen dem Innendruck innerhalb der Strecke und der durchschnittlichen Sekundärpermeabilität in der EDZ lässt sich dagegen entsprechend Bild 6.10 besser durch eine Exponentialfunktion entsprechend Gl. (6.5) annähern:

$$K = k_1 \cdot \exp(k_2 \cdot p_Q) \quad (6.5)$$

mit

$$k_1, k_2 \quad - \quad \text{Materialparameter in } m^2 \text{ und } MPa^{-1}.$$

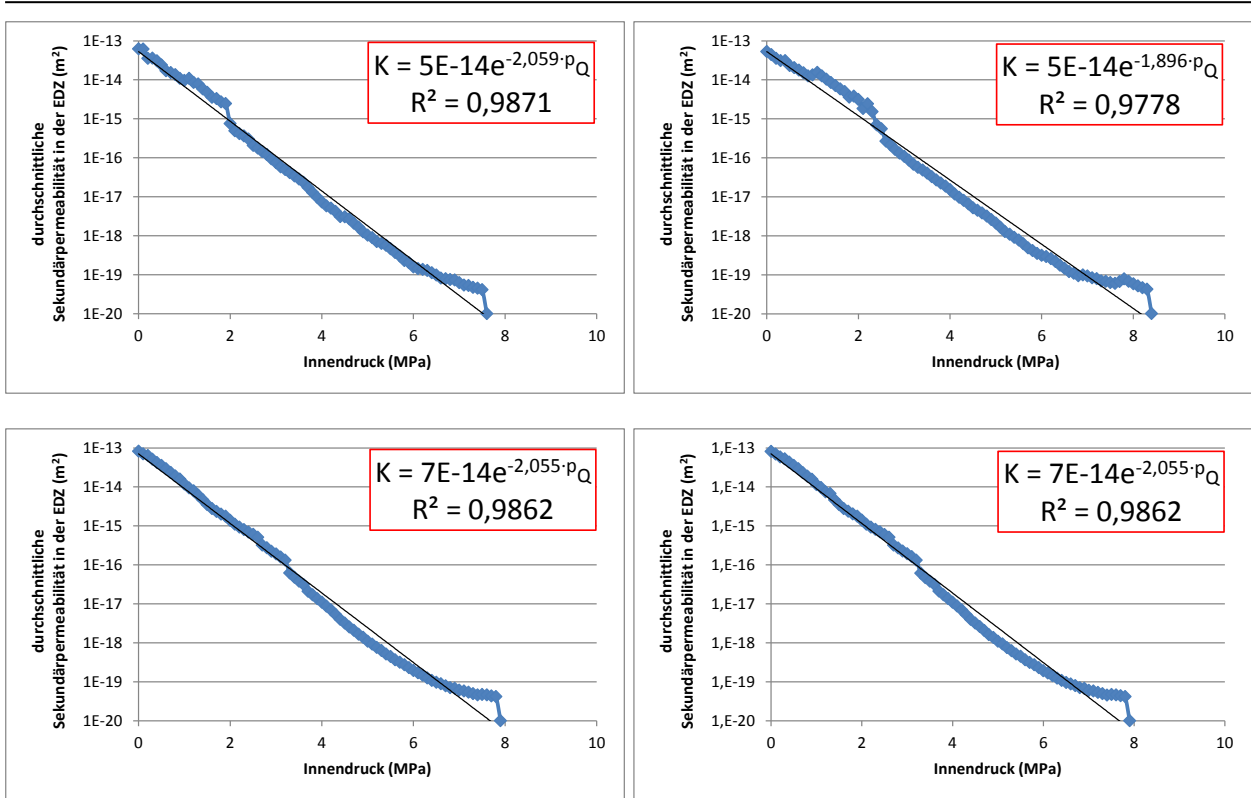


Bild 6.10 Innendruckabhängigkeit der durchschnittlichen Sekundärpermeabilität in der EDZ für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von 45° und (d) einen Schichtungswinkel von -45°

Durch Einsetzen der Gl. (6.3) in Gl. (6.4) sowie in Gl. (6.5) ergibt sich das Funktionalmodell *Tonsteinpermeabilität* zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärpermeabilität im Tonsteingebirge und dem Sättigungsgrad im Bentonitversatz nach Gl. (6.6) und Gl. (6.7):

$$A = e_1 \cdot (q_1 \cdot \exp(q_2 \cdot S))^2 + e_2 \cdot q_1 \cdot \exp(q_2 \cdot S) + e_3 \quad (6.6)$$

$$K = k_1 \cdot \exp(k_2 \cdot q_1 \cdot \exp(q_2 \cdot S)) \quad (6.7)$$

### 6.7 Entwicklung eines Funktionalmodells *Tonsteinporosität* zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärporosität im Tonsteingebirge und dem Sättigungsgrad im Bentonitversatz

Der Zusammenhang zwischen dem queldruckbedingten Innendruck  $p_Q$  innerhalb der Strecke (Bentonit als Versatzmaterial) und der durchschnittlichen Sekundärporosität  $\phi$  in der EDZ lässt sich entsprechend Bild 6.11 durch eine Potenzfunktion entsprechend Gl. (6.8) annähern:

$$\phi = \phi_1 \cdot \left( \frac{p_Q}{1 \text{ MPa}} \right)^{\phi_2} \quad (6.8)$$

mit



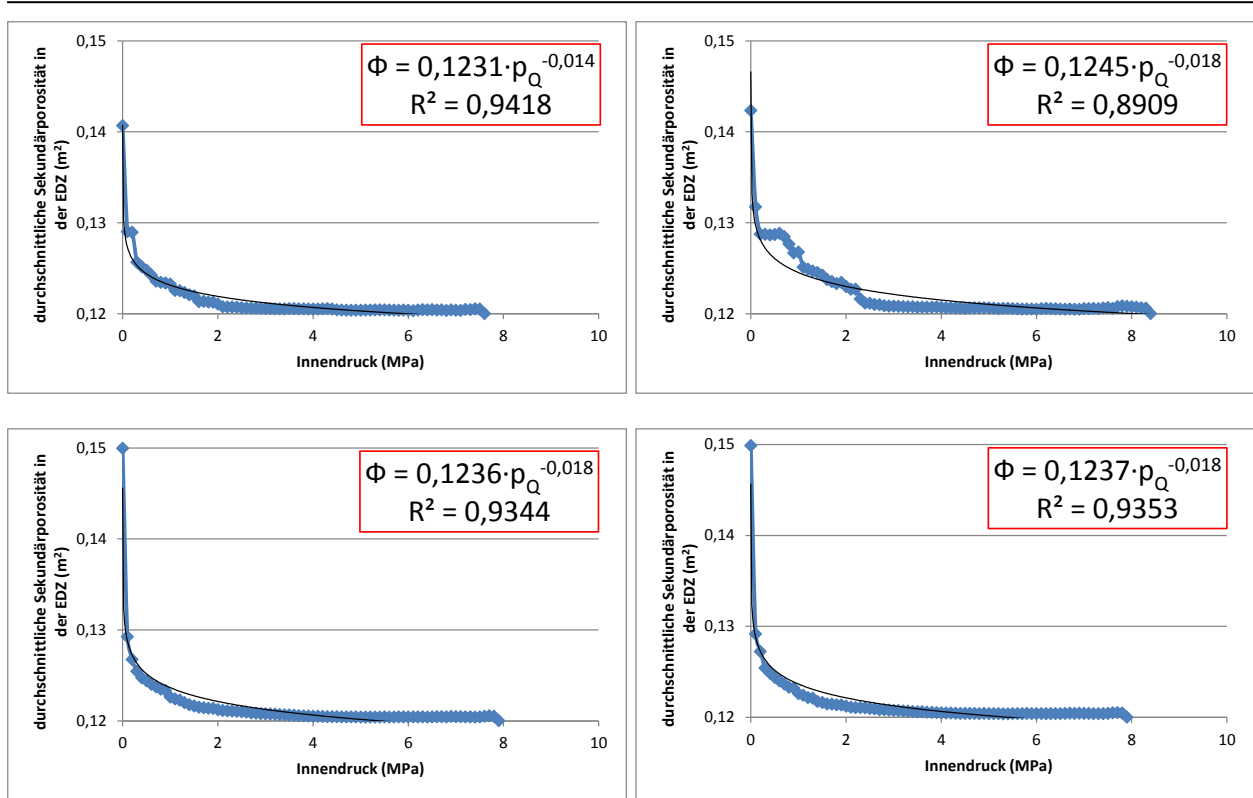


Bild 6.11 Innendruckabhängigkeit der durchschnittlichen Sekundärporosität in der EDZ für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von  $45^\circ$  und (d) einen Schichtungswinkel von  $-45^\circ$

$\phi_1, \phi_2$  - Materialparameter in - und -.

Durch Einsetzen der Gl. (6.3) in Gl. (6.8) ergibt sich das Funktionalmodell *Tonsteinporosität* zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärporosität im Tonsteingebirge und dem Sättigungsgrad im Bentonitversatz nach Gl. (6.9):

$$\phi = \phi_1 \cdot \left( \frac{q_1 \cdot \exp(q_2 \cdot S)}{1 \text{ MPa}} \right)^{\phi_2} \quad (6.9)$$

### 6.8 Anmerkung

Es ist an dieser Stelle darauf hinzuweisen, dass die in diesem Abschnitt vorgestellten Funktionalmodelle *Konvergenz*, *Quelldruck*, *Tonsteinpermeabilität* und *Tonsteinporosität* nicht in die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Globalmodell-Simulationen eingeflossen sind, da sie zeitlich parallel zur Durchführung der Globalmodell-Simulationen entwickelt worden sind und somit noch nicht berücksichtigt werden konnten. Es wird vorgeschlagen, im Rahmen der weiteren ENTRIA-Arbeiten mindestens noch die Globalmodell-Basissimulationen ohne bzw. mit Anordnung einer Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Berücksichtigung der

hier diskutierten Funktionalmodelle als zusätzliche Simulationsvariationen durchzuführen. Besonders im Hinblick auf die Implementierung des Funktionalmodells *Tonsteinpermeabilität* sind allerdings noch signifikante Modifikationen des FTK-Simulators vorzunehmen, deren Komplexität derzeit noch nicht konkret eingeschätzt werden kann.



## **7 Numerische Globalmodell-Simulationen zur Analyse der zeitlich-räumlichen Entwicklung der fluiddynamischen Prozesse in einem generischen Endlagersystem ohne Überwachungssohle**

### **7.1 Vorbemerkung**

Im Rahmen des ENTRIA-Teilprojektes VP 5.2 („THM-gekoppelte Nahfeldprozesssimulation im Tonsteingebirge“) sind für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge fluiddynamische Prozesse untersucht worden, die innerhalb von im Tonsteingebirge errichteten Endlagersystemen ohne Anordnung einer Überwachungssohle zum längerfristigen direkten Monitoring des Anlagenverhaltens auch noch nach Ende der Einlagerungsphase auftreten. Diese Untersuchungen sind in *Lux et al. (2017)* bereits in Form eines ENTRIA-Arbeitsberichts dokumentiert und publiziert worden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sind diese Untersuchungen fortgeführt worden durch die numerische Simulation weiterer Entwicklungsszenarien. Da die bereits in *Lux et al. (2017)* dokumentierten Simulationsergebnisse die Basis dieser fortgesetzten Variationsanalyse darstellt, werden im folgenden diese Simulationsergebnisse zunächst nochmals vorgestellt und anschließend durch weitere Simulationsergebnisse ergänzt.

Die fluiddynamischen Prozesse in Endlagersystemen im Tonsteingebirge sind sehr komplex aufgrund der sie beeinflussenden thermischen, hydraulischen und mechanischen Einwirkungen sowie der Wechselwirkungen zwischen diesen Einwirkungen. Diese Wechselwirkungen ergeben sich z.B. aus

- thermisch-mechanisch oder hydraulisch induzierten Gefügauflockerungen sowie deren Rückbildung in der geologischen Barriere,
- der Quelldruckentwicklung bei einer Aufsättigung des Bentonitversatzmaterials,
- Gasbildungsprozessen und dem daraus resultierenden Gasdruckaufbau im Endlagersystem,
- dem Prozess der 2-Phasenströmung als fluiddynamischem Prozess innerhalb des Endlagersystems mit versetzten Strecken und geotechnischen Barrieren (Abdichtungsbauwerken) sowie im umgebenden Nahfeldgebirge der geologischen Barriere ohne/mit einem überprägten primären vertikal oder horizontal gerichteten hydraulischen Gradienten und
- der Hohlraumkonvergenz und der daraus resultierenden Bentonitversatzkompaktion bei veränderlicher Temperatur, sofern das Tonsteingebirge ein Kriechverhalten aufweist.

Die Analyse der in Endlagersystemen im Tonsteingebirge ablaufenden fluiddynamischen Prozesse mit Hilfe numerischer Simulationen ist von besonderer Bedeutung bei der Bewertung von z.B. geometrisch konfigurativen unterschiedlichen Endlagersystemen, da nach einem Versagen der

Abfallbehälter in Verbindung mit einer Mobilisierung von Radionukliden neben einem diffusiv getragenen Radionuklidtransport auch durch Fluidströmungen innerhalb des Endlagerbergwerks sowie im umgebenden Tonsteingebirge ein advektiver Transport von Radionukliden bewirkt werden kann. Als Grundlage für die Ermittlung der im Endlagernahfeld ablaufenden fluiddynamischen Prozesse ist daher im Rahmen einer Langzeitsicherheitsanalyse die langzeitige Endlagersystementwicklung für wahrscheinliche und weniger wahrscheinliche Entwicklungsszenarien zu prognostizieren. Nach *BMU (2010)* darf in diesem Zusammenhang für wahrscheinliche Systementwicklungen (wE) für den Untersuchungszeitraum von 1 Million Jahren durch Freisetzung von aus den eingelagerten radioaktiven Abfällen stammenden Radionukliden in die Biosphäre für Einzelpersonen der Bevölkerung nur eine zusätzliche effektive Dosis im Bereich von 10 Mikrosievert pro Jahr auftreten. Für weniger wahrscheinliche Entwicklungen (wwE) darf dagegen für den Fall eines Austritts von Radionukliden in die Biosphäre eine zusätzliche effektive Dosis von 0,1 Millisievert pro Jahr für die dadurch betroffenen Menschen nicht überschritten werden. Eine vereinfachte radiologische Langzeitaussage ohne Modellierung einer Ausbreitung von Stoffen im Deck- und Nebengebirge ist zulässig, falls die jährlich aus dem einschlusswirksamen Gebirgsbereich freigesetzten radioaktiven Stoffe für die Bevölkerung höchstens zu 0,1 Personen-Millisievert pro Jahr für wahrscheinliche und höchstens zu 1 Personen-Millisievert pro Jahr für weniger wahrscheinliche Entwicklungen führen.

Zur qualitativen und quantitativen Charakterisierung der in einem im Tonsteingebirge errichteten Endlagerbergwerk sowie im umgebenden Wirtsgestein ablaufenden fluiddynamischen Prozesse sind mit dem FTK-Simulator diverse numerische Simulationen an großräumigen so genannten Globalmodellen eines generisch-repräsentativen Endlagersystems im Tonsteingebirge durchgeführt worden. Dabei ist ein Schwerpunkt auf die Visualisierung von Flüssigkeits- und Gasströmungen im Endlagerbergwerk selbst wie auch im umgebenden Tonsteingebirge gelegt worden, da damit ein verbessertes Systemverständnis erreicht werden kann.

## **7.2 Globalmodelle (Basismodell / Modelle mit Störungszone / Modelle mit reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation)**

Es sind sechs geometrisch unterschiedliche Globalmodelle (i)-(vi) zu generischen Endlagersystemen in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge entwickelt worden. Dabei repräsentieren die Globalmodelle (i)-(iii) im Hinblick auf die berücksichtigte Wirtsgesteinsmächtigkeit Tongesteinslagerstätten vom Typ Kreideton (Norddeutschland), während sich die Globalmodelle (iv)-(vi) orientieren an Lagerstätten vom Typ Opalinuston (Süddeutschland).

**(i) Basis-Globalmodell**

Das Basis-Globalmodell repräsentiert ein 1-söhliges Referenz-Endlagerbergwerk mit Schächten, Richtstrecken, Verbindungsstrecken (= Querschlägen) und mehreren Einlagerungsfeldern, in die jeweils mehrere Einlagerungsstrecken implementiert sind, sowie mit umgebender Wirtsgesteinsformation. Die Einlagerungsebene befindet sich in einer Teufe von  $z = -600\text{ m}$ . Die Wirtsgesteinsformation wird angenommen in einem Teufenbereich  $-800\text{ m} \leq z \leq -400\text{ m}$  und ist somit im Hinblick auf ihre Mächtigkeit angelehnt an die geologische Situation zu Tonsteinvorkommen in Norddeutschland nach *Jobmann et al. (2007)*.

Bild 7.1 zeigt eine Gesamtansicht des Basis-Globalmodells zusammen mit den jeweiligen in das Modell implementierten Homogenbereichen Tonsteingebirge, Bentonitversatzbereiche, Abdichtungsbauwerke, Abfallbehälter. Bild 7.2 zeigt eine auf die Einlagerungsfelder fokussierte Detailansicht des Basis-Globalmodells.

Das Wirtsgestein Tonsteingebirge ist in Bild 7.1 sowie in Bild 7.2 als hellbrauner Gebirgsbereich dargestellt. Die Wirtsgesteinsformation ist hier identisch mit der geologischen Barriere.

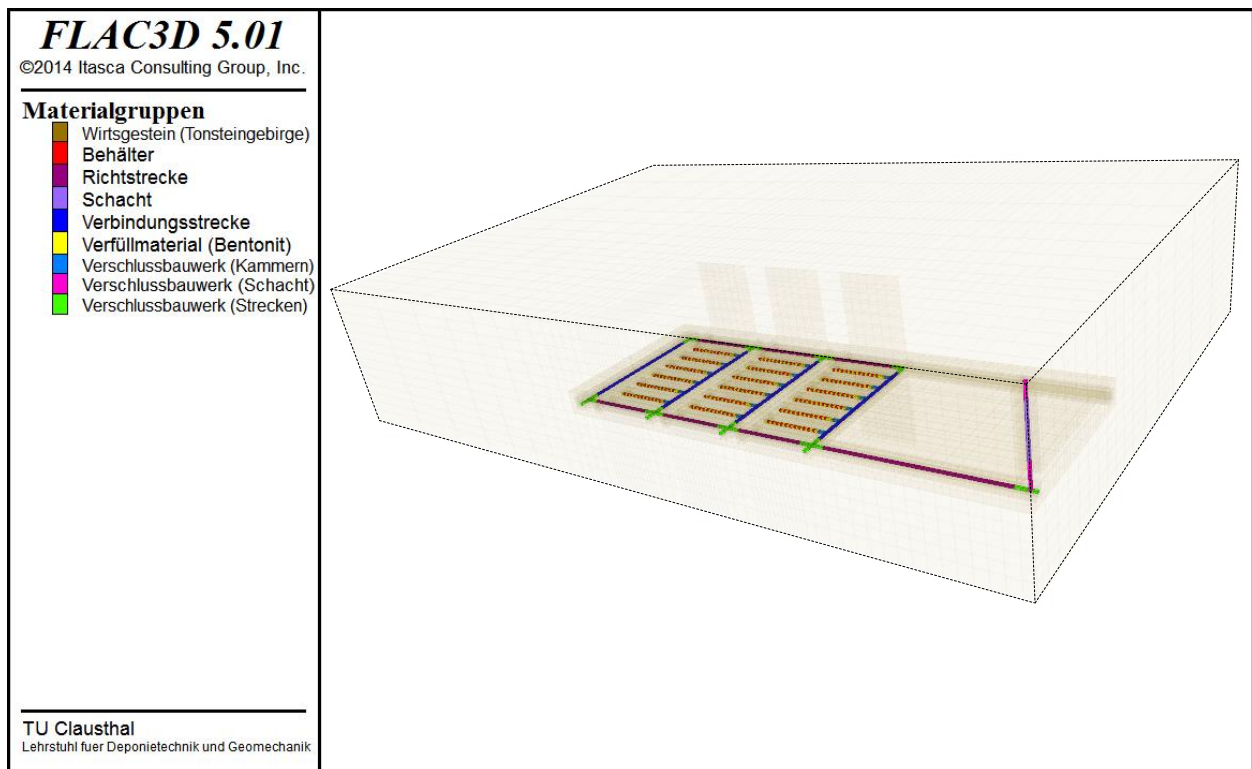


Bild 7.1 Gesamtansicht des Globalmodells (i) für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge

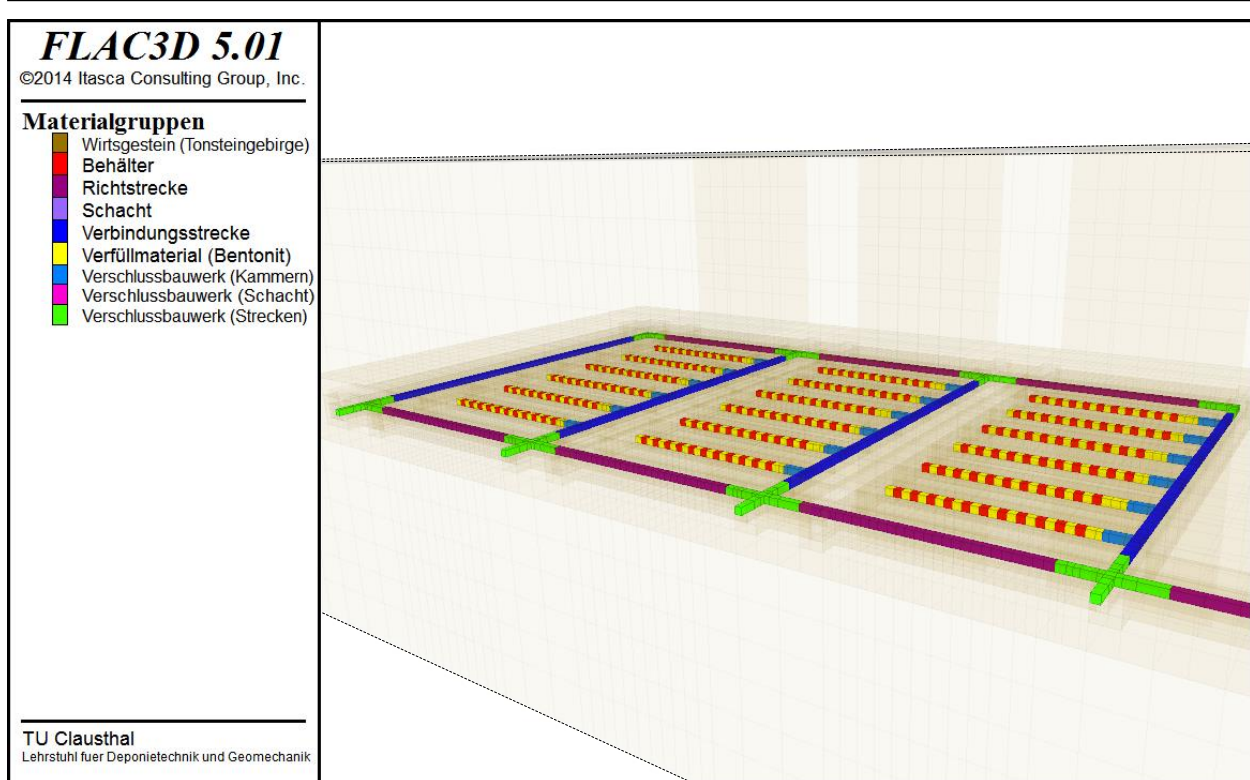


Bild 7.2 Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (i) für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge

Bei der Frage nach der räumlichen Ausdehnung des im Globalmodell abgebildeten Endlagersystems sind die eingeführten Symmetrieebenen zu beachten. Die räumliche Ausdehnung des Referenz-Endlagersystems ist damit tatsächlich 4 mal so groß wie das diskretisierte Globalmodell.

In  $x$ -Richtung (= Richtung der Verbindungsstrecken bzw. Querschläge) erstreckt sich das Berechnungsmodell von  $x = -1.000\text{ m}$  bis  $x = +325\text{ m}$  und hat damit in  $x$ -Richtung eine Ausdehnung von  $1.325\text{ m}$ . In  $y$ -Richtung (= Richtung der Einlagerungskammern und Richtstrecken) erstreckt sich das Berechnungsmodell von  $y = -1.000\text{ m}$  bis  $y = +1.000\text{ m}$  und weist somit eine Ausdehnung von  $2.000\text{ m}$  in  $y$ -Richtung auf.

An der vorderen rechten Seite des in Bild 7.1 dargestellten Berechnungsmodells befindet sich einer der Schächte. Das dem Globalmodell zugrundeliegende Referenz-Endlagerbergwerk weist weitere drei Schächte auf, die dem symmetrischen Aufbau des Referenz-Endlagers entsprechend in den nicht im Berechnungsmodell explizit enthaltenen Endlagerbereichen liegen.

Aus der in Bild 7.2 dargestellten Detailansicht der Einlagerungsfelder im Berechnungsmodell ist zu ersehen, dass die Einlagerungsfelder jeweils aus sechs Einlagerungsstrecken

bzw. Einlagerungskammern mit einer jeweiligen Gesamtlänge von  $145\text{ m}$  bestehen, von denen  $15\text{ m}$  auf die Kammerverschlussbauwerke (hellblaue Berechnungszonen) entfallen,  $9\text{ m}$  auf den Bentonitversatz vor den Kammerverschlussbauwerken (gelbe Berechnungszonen) sowie schließlich  $121\text{ m}$  auf den eigentlichen Einlagerungsbereich mit Abfallbehältern (rote Berechnungszonen) und dem dazwischenliegenden Bentonitversatzmaterial (gelbe Berechnungszonen) mit jeweils einer Länge von  $5,5\text{ m}$ . Die Abfallbehälter sind damit räumlich diskret in das Berechnungsmodell abgebildet.

Jede Einlagerungsstrecke enthält 11 Abfallbehälter, die in ihren geometrischen Abmessungen, in ihrer Beladung und damit unmittelbar auch in ihrer Wärmeleistung an einen POL-LUX-3-Behälter bzw. an einen in *Hassel (2015)* vorgestellten ENCON-T-Behälter angelehnt sind. Im Rahmen der Diskretisierung der Globalmodelle werden allerdings jeweils ein Abfallbehälter und das in radialer Richtung umgebende Versatzmaterial zu einer Berechnungszone zusammengefasst.

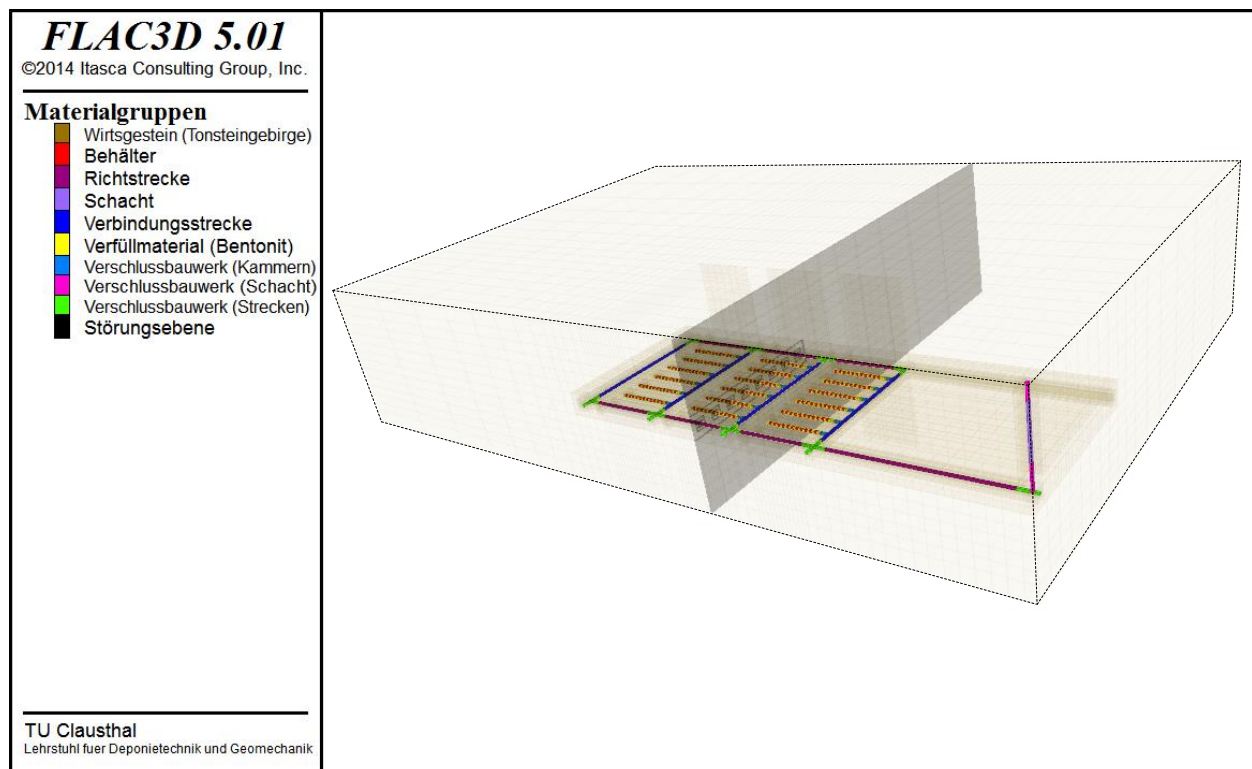
Benachbarte Einlagerungsstrecken beginnen bzw. enden entsprechend Bild 7.2 wechselseitig mit einem Abfallbehälter oder mit einem Bentonit-Abschnitt, um die aus der durch den Zerfall der Radionuklide entstehenden Wärme resultierenden Temperaturänderungen im Gebirge zu reduzieren. Die Streckenachsen der Einlagerungsstrecken haben eine Entfernung von  $50\text{ m}$  zueinander. Die Einlagerungsstrecken sind in jedem Einlagerungsfeld über Verbindungsstrecken bzw. Querschläge (dunkelblaue Berechnungszonen) miteinander verbunden. An den Außenrändern der Einlagerungsfelder verlaufen zwei parallele Richtstrecken (dunkelrote Berechnungszonen), wovon eine bis zum Schacht führt. Die Gesamtlänge dieser Richtstrecke beträgt  $1.050\text{ m}$ . Eine der Symmetrieebenen des Globalmodells befindet sich in  $25\text{ m}$  Entfernung zur Streckenachse dieser Richtstrecke. Alle Strecken weisen eine einheitliche Referenz-Querschnittsfläche von  $A = 5\text{ m} \cdot 5\text{ m} = 25\text{ m}^2$  auf, ebenso wie die Schächte.

Innerhalb der Schächte befinden sich zwei Verschlussbauwerke (magentafarbene Berechnungszonen), eines in einer Teufe von  $z = -600\text{ m}$  bis  $z = -550\text{ m}$  am unteren Ende des Schachts im Bereich der Einlagerungssohle, das andere in einer Teufe von  $z = -430\text{ m}$  bis  $z = -400\text{ m}$  am Übergang zwischen Wirtsgestein und Deckgebirge. In sämtlichen Kreuzungsbereichen der Richtstrecken mit den Verbindungsstrecken sind weitere Verschlussbauwerke (hellgrüne Berechnungszonen) angeordnet. Diese Verschlussbauwerke reichen jeweils  $25\text{ m}$  in die entsprechenden Richt- bzw. Verbindungsstrecken hinein.

**(ii) Globalmodell mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit**

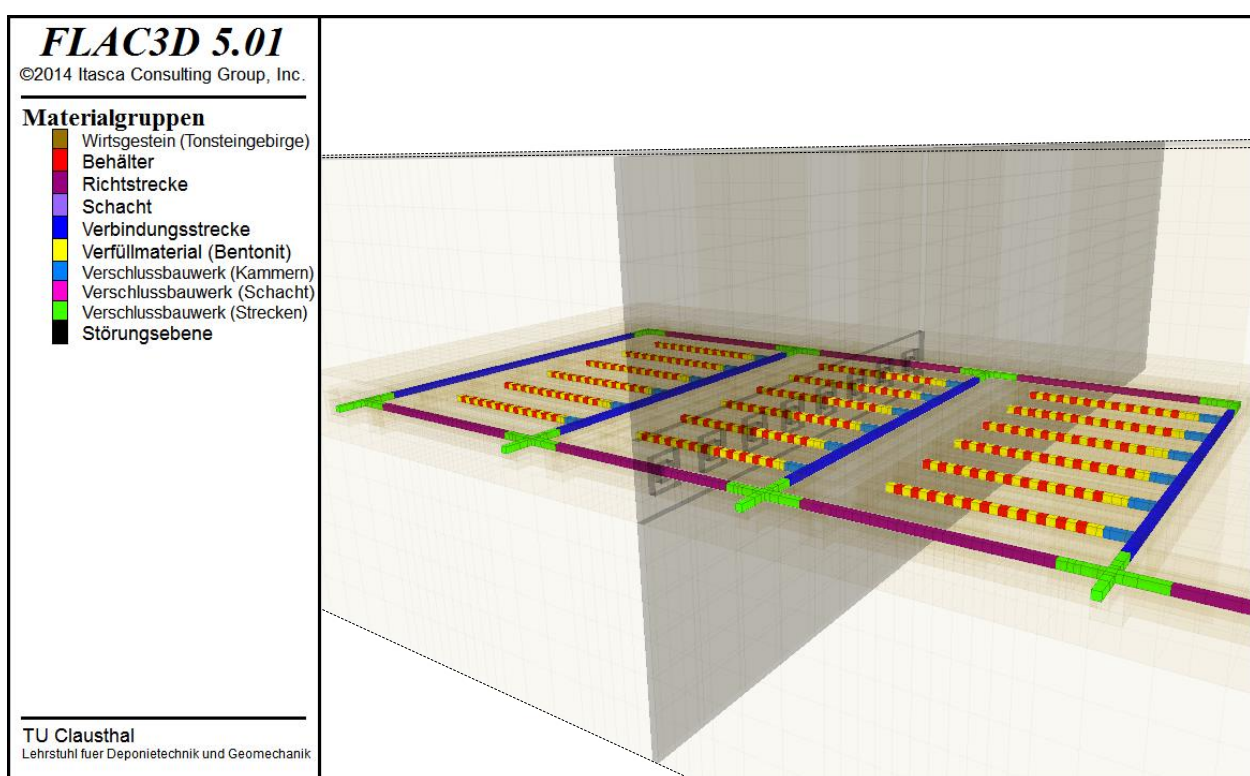
Im Rahmen der Langzeitsicherheitsanalyse sind für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge auch Szenarien zu analysieren, bei denen im Tonsteingebirge Störungszone mit gegenüber dem umgebenden Gestein erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit vorhanden sind. Diese sind zu unterscheiden in Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit und Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit.

Während Störungszone mit sehr hoher hydraulischer Leitfähigkeit wenn schon nicht im Rahmen der Erkundung, dann doch spätestens beim Durchfahren einer derartigen Störungszone während der Auffahrung einer Strecke erkannt werden können sollten, gilt diese Einschätzung vermutlich für Störungszone mit eher geringfügig bis mäßig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit nicht. Aus diesem Grund ist das in Bild 7.3 und Bild 7.4 dargestellte Globalmodell (ii) mit einer stilisierten und als während der Auffahrung unerkannt geblieben angenommenen Störungszone entwickelt worden.



*Bild 7.3 Gesamtansicht des Globalmodells (ii) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge*





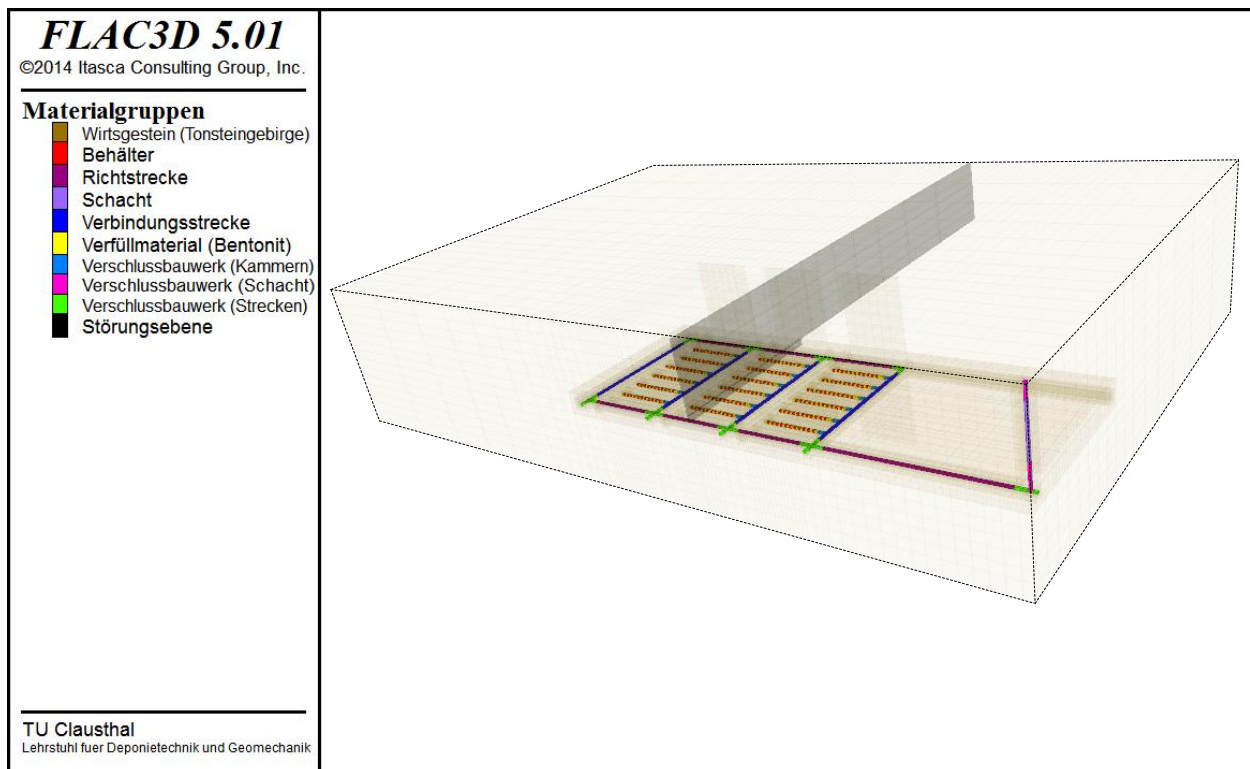
*Bild 7.4 Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (ii) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge*

Wie aus Bild 7.3 und Bild 7.4 zu ersehen ist, hat die angenommene Störungszone Anschluss zum Deck- und Liegendgebirge. Sie ist vertikal orientiert, um entsprechend einem konservativen Ansatz die Fließweglängen zur äußeren Berandung der Wirtsgesteinsformation möglichst gering zu halten. Die Störungszone verläuft mittig durch die Einlagerungsstrecken des 2. Einlagerungsfeldes. Aus Gründen einer möglichst einfachen Diskretisierung wird sie mit einer Breite von 5,5 m angenommen. Die hydraulische Leitfähigkeit der Störungszone wird im Vergleich zu der hydraulischen Leitfähigkeit des umliegenden Tonsteingebirges 100-fach höher angesetzt, d.h. die Störungszone weist in den zugehörigen numerischen Simulationen eine Permeabilität von  $K = 10^{-18} m^2$  auf. Hinsichtlich der weiteren Materialeigenschaften werden die Störungszone und das umgebende Tonsteingebirge als identisch angenommen.

Im primären Zustand wird zudem für die Störungszone ebenso wie für das umliegende Tonsteingebirge von einer vollständigen Sättigung ausgegangen. Der primäre Porendruck in der Störungszone wird als hydrostatischer Druck angesetzt.

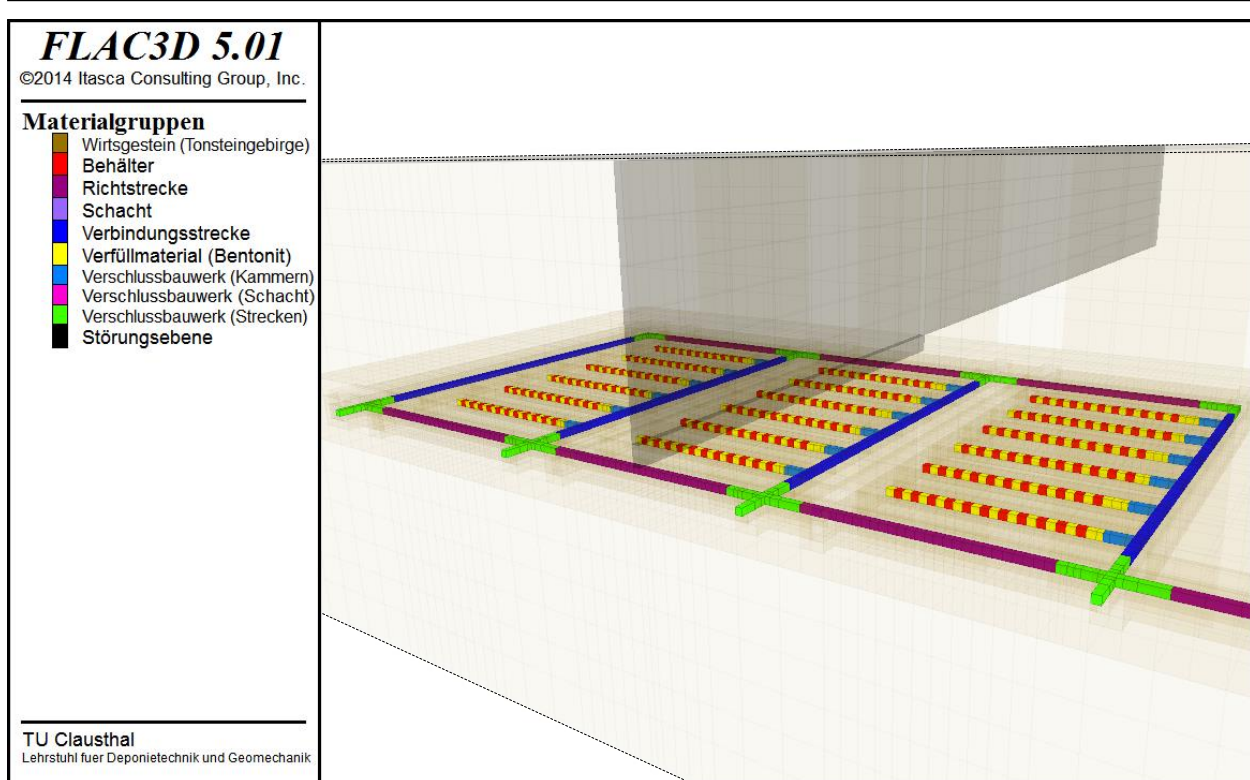
**(iii) Globalmodell mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit**

Wie bereits vorstehend erläutert, sollte eine Störungszone mit sehr hoher hydraulischer Leitfähigkeit im Rahmen der untertägigen Vorerkundung bzw. spätestens beim Durchfahren einer solchen Störungszone während der Auffahrung einer Strecke erkannt werden können und dann mit einem hinreichenden Abstand zu Ablagerungsstrecken ausgehalten werden können. Es ist allerdings fraglich, ob eine solche Störungszone auch mit hinreichender Zuverlässigkeit erkannt werden kann, wenn sie erst einige Meter oberhalb der Firste der Einlagerungssohle beginnt. Aus diesem Grund ist das in Bild 7.5 und Bild 7.6 dargestellte Globalmodell (iii) entwickelt worden, bei dem die als unerkannt geblieben angenommene Störungszone mit Anschluss an das Deckgebirge erst 10 m oberhalb der Firste der Einlagerungssohle beginnt. Ebenso wie in Globalmodell (ii) wird auch in Globalmodell (iii) die Breite der Störungszone mit 5,5 m angesetzt. Allerdings wird der Störungszone in Globalmodell (iii) eine signifikant höhere Permeabilität von  $K = 10^{-15} \text{ m}^2$  zugeordnet.



*Bild 7.5 Gesamtansicht des Globalmodells (iii) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge*





*Bild 7.6* Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (iii) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge

#### (iv) Globalmodell mit reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation

Das Globalmodell (iv) ist eine Adaption des Basis-Globalmodells an die geologische Situation in Süddeutschland, wo Tonsteinformationen nach *Jobmann et al. (2007)* eine deutlich geringere Mächtigkeit aufweisen als Tonsteinformationen in Norddeutschland. Aus diesem Grund ist das Globalmodell (iv) mit einer Wirtsgesteinsmächtigkeit von nur 100 m entwickelt worden, wobei das Endlagerbergwerk auch in diesem Globalmodell in einer Tiefe von  $z = -600$  m liegt. Die Teufenlage der gesamten Tonsteinformation wird in diesem Globalmodell zwischen  $z = -640$  m und  $z = -540$  m angenommen.

Bild 7.7 zeigt eine Gesamtansicht des Globalmodells (iv). Aufgrund der geringen Distanz zwischen der Teufenlage der Einlagerungsfelder und dem Deckgebirge wird der in der Wirtsgesteinsformation liegende Schachtabschnitt in der Nachbetriebsphase als komplett mit einem Abdichtungsbauwerk verschlossen angenommen.

Bild 7.8 zeigt eine Detailansicht des Einlagerungsbereichs. Die geometrische Anordnung

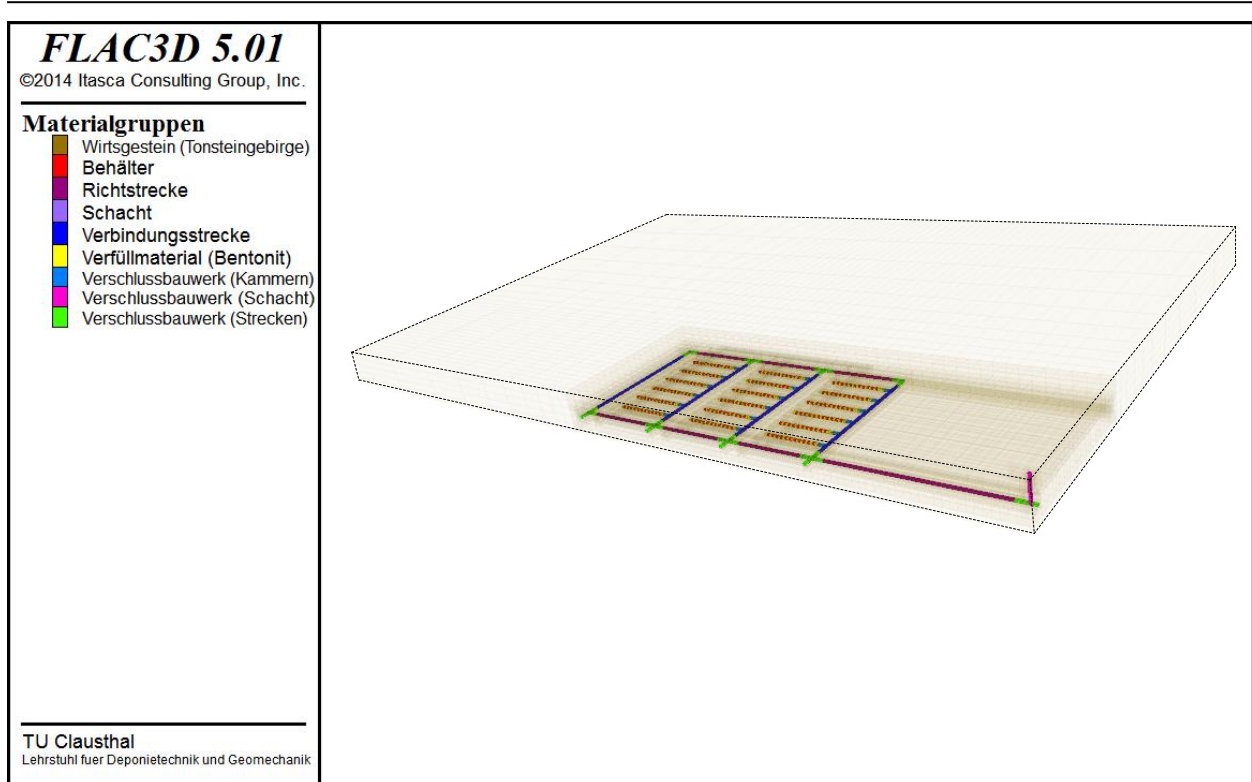


Bild 7.7 Gesamtansicht des Globalmodells (iv) mit reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge

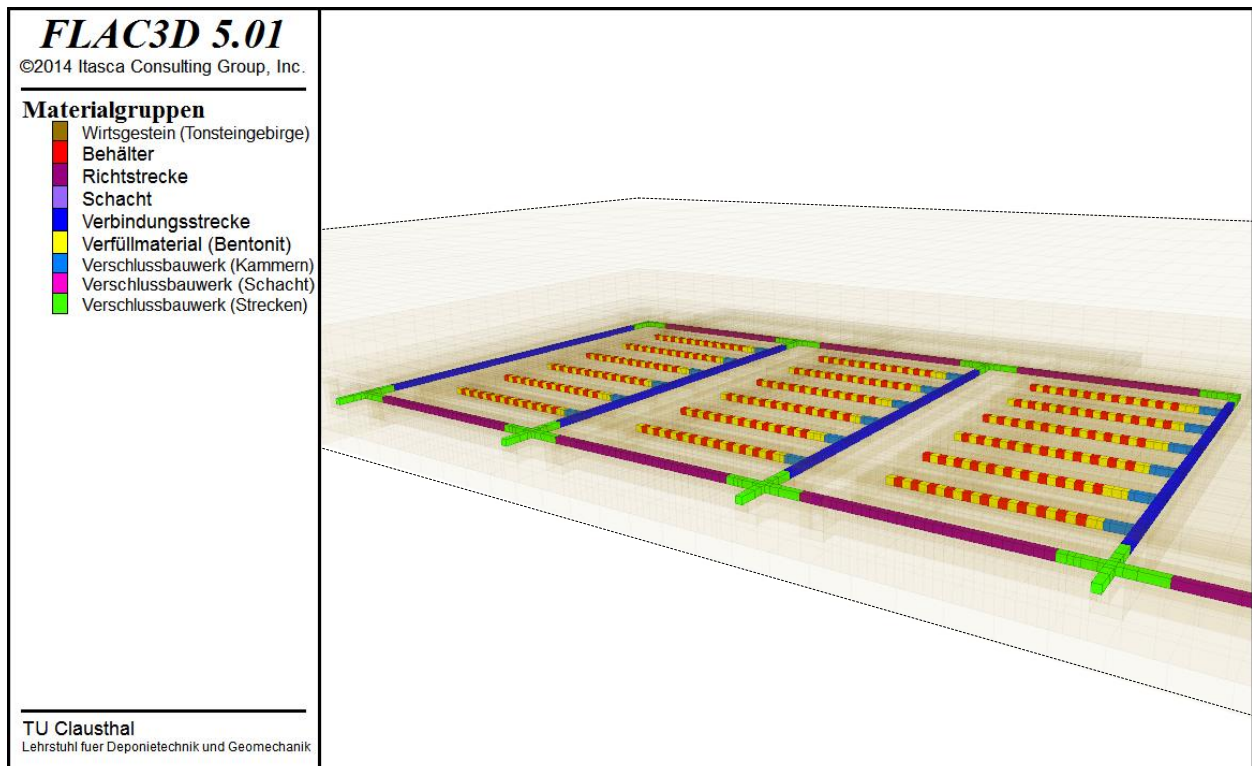


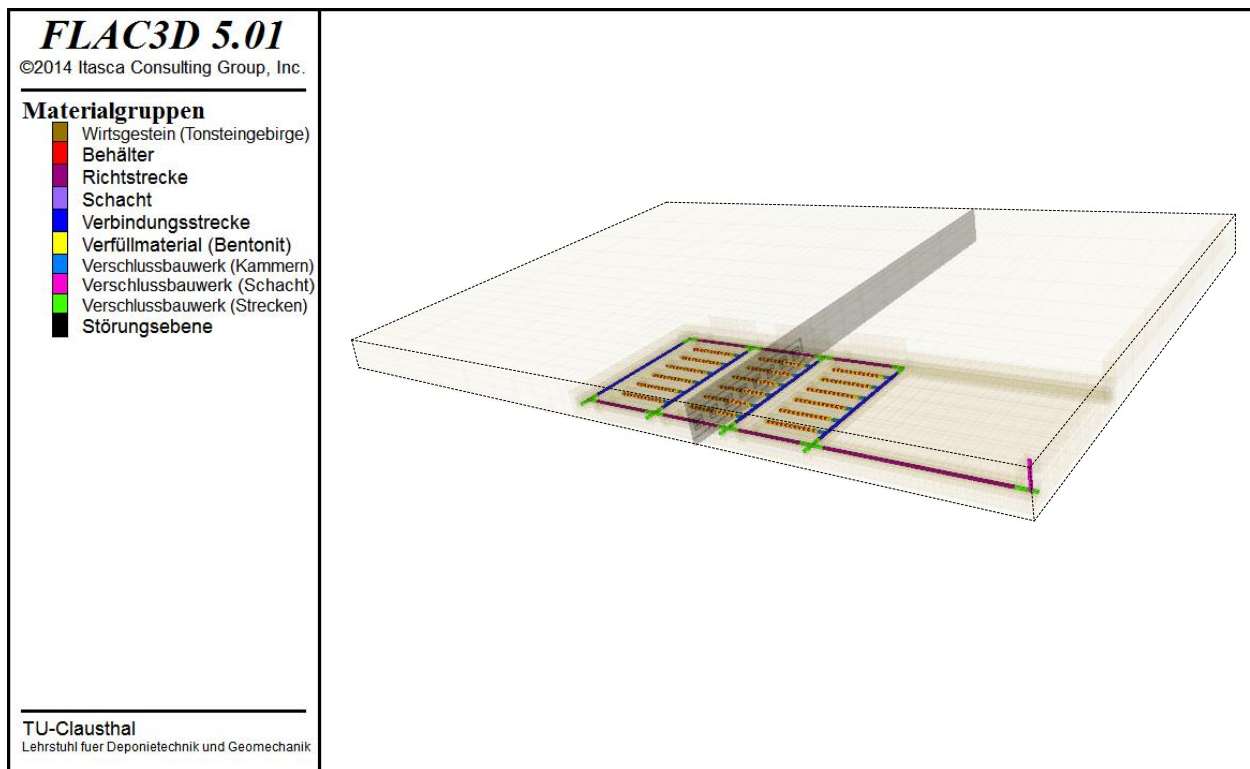
Bild 7.8 Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (iv) mit reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge

des Einlagerungsbereichs ist in Globalmodell (iv) identisch mit derjenigen des Basis-Globalmodells.

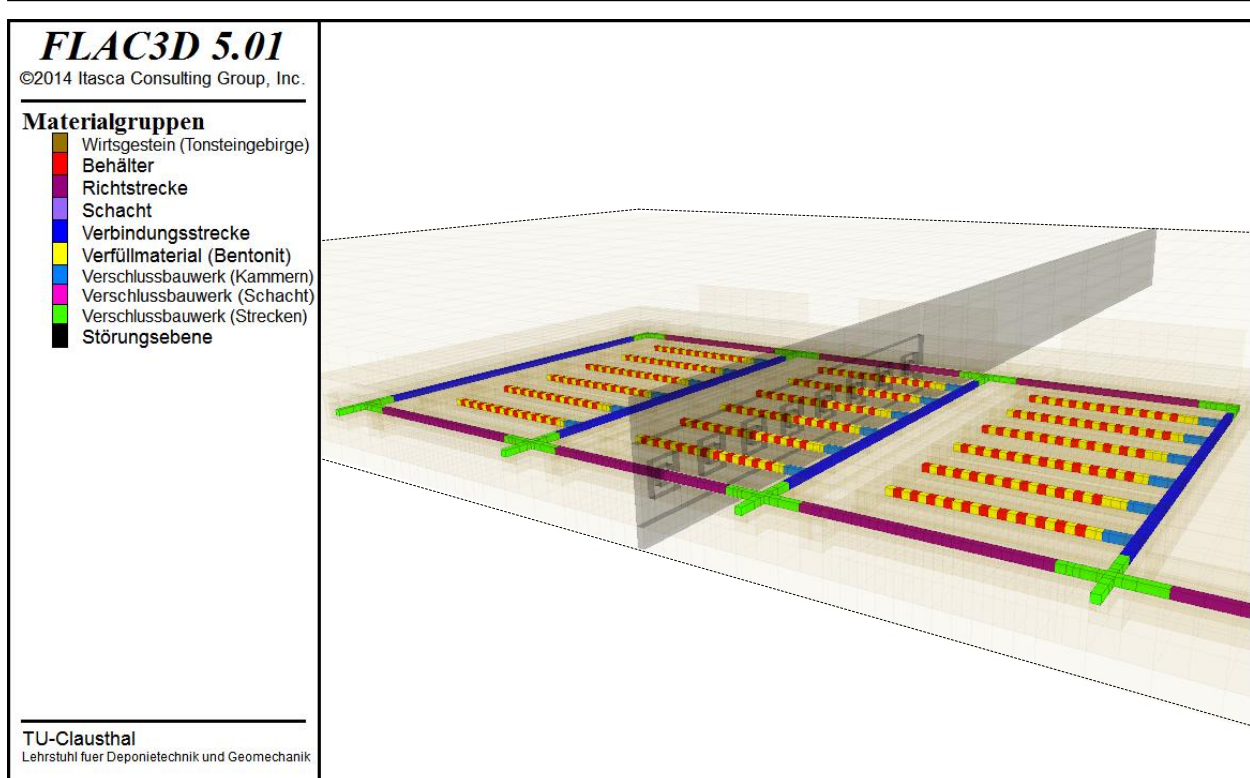
**(v) Globalmodell mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation**

Das Globalmodell (v) ist eine an die geologische Situation in Süddeutschland angepasste Variation des Globalmodells (ii). Bild 7.9 zeigt eine Gesamtansicht des Globalmodells (v), während Bild 7.10 eine Detailansicht des Einlagerungsbereichs zeigt.

Es ist zu ersehen, dass ebenso wie im Globalmodell (ii) auch im Globalmodell (v) die Störungszone Anschluss hat an das Deckgebirge oberhalb der Tonsteinformation sowie an das Liegendgebirge unterhalb der Tonsteinformation.



*Bild 7.9 Gesamtansicht des Globalmodells (v) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge*



*Bild 7.10 Detailansicht des Globalmodells (v) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge*

**(vi) Globalmodell mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation**

Das Globalmodell (vi) ist eine an die geologische Situation in Süddeutschland angepasste Variation des Globalmodells (iii). Bild 7.11 zeigt eine Gesamtansicht des Globalmodells (vi), während Bild 7.12 eine Detailansicht des Einlagerungsbereichs zeigt.

Ebenso wie im Globalmodell (iii) hat die Störungszone auch im Globalmodell (vi) zwar Anschluss an das Deckgebirge oberhalb der Tonsteinformation, allerdings nicht an das Liegendgebirge unterhalb der Tonsteinformation.



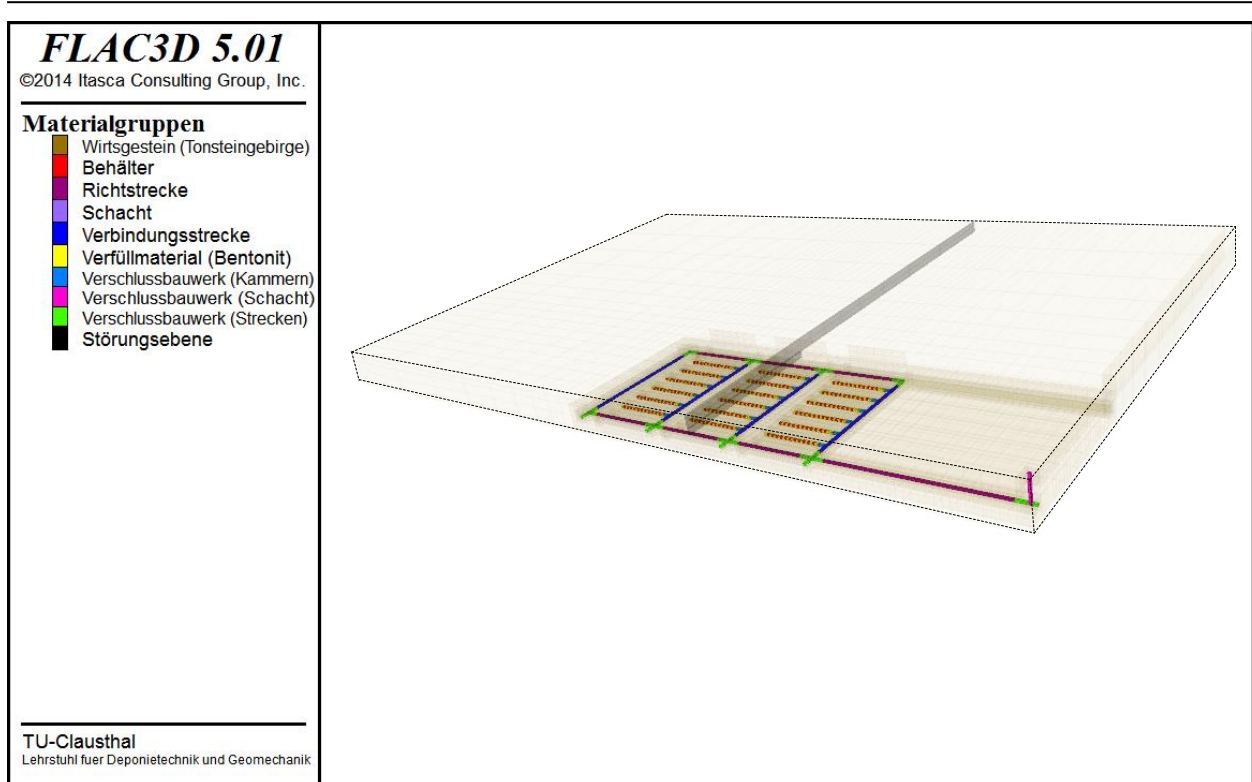


Bild 7.11 Gesamtansicht des Globalmodells (vi) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge

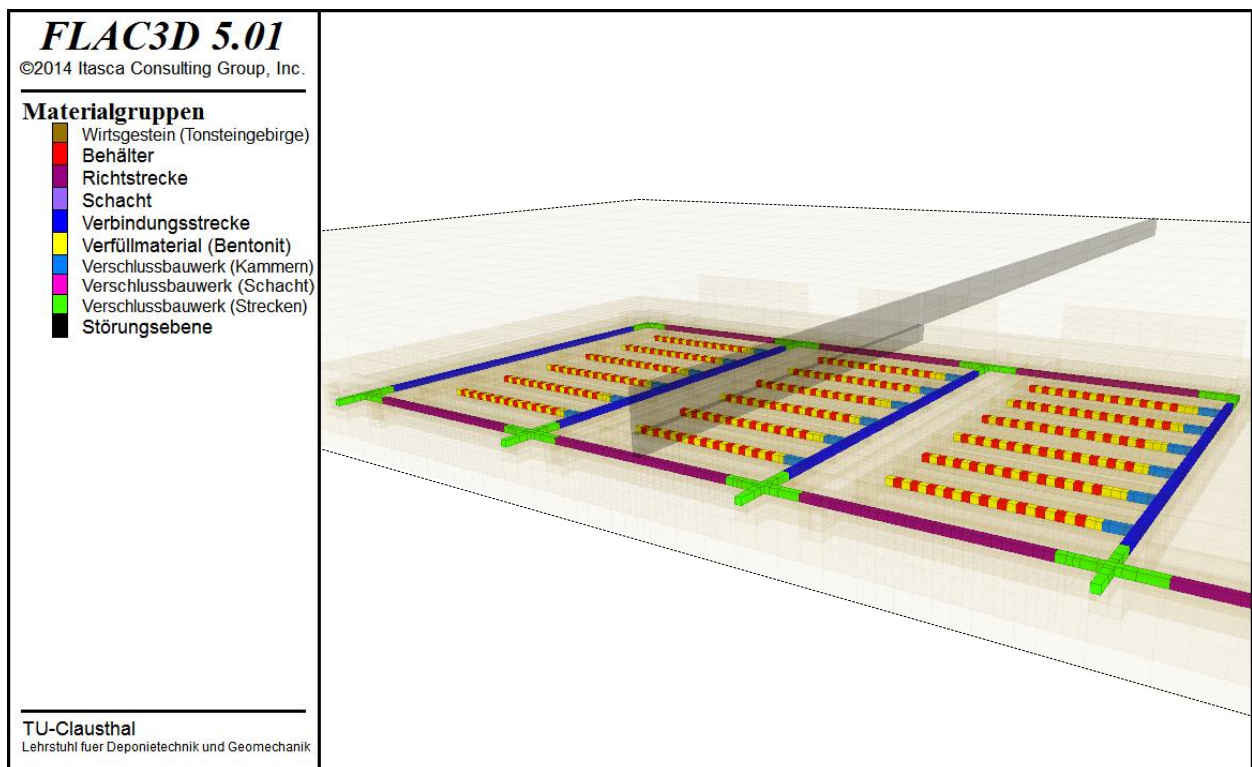


Bild 7.12 Detailansicht des Globalmodells (vi) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge

### **7.3 Darstellung und Diskussion ausgewählter Simulationsergebnisse aus den durchgeführten rechnerischen Analysen zum Systemverhalten der Referenz-Endlagersysteme in den unterschiedlichen Globalmodellen**

#### **7.3.1 Vorbemerkung**

Wie bereits erläutert, sind im Rahmen der durchgeführten Arbeiten mit den vorstehend vorgestellten Globalmodellen verschiedene Simulationen mit dem FTK-Simulator durchgeführt worden, um einen ersten Eindruck über die insbesondere fluiddynamisch orientierte Sensitivität des Endlagersystemverhaltens auf die Variation der Endlagerkonfiguration, von Materialkennwerten und von geotektonischen Strukturelementen zu erhalten.

Dabei ist zunächst mit dem Globalmodell (i) eine so genannte Basis-Simulation durchgeführt worden. Bei der Basis-Simulation werden die hydraulischen und thermischen Materialkennwerte des Tonsteingebirges, des Bentonitversatzmaterials sowie der Verschlussbauwerke angesetzt entsprechend Tabelle 7.1. Es ist darauf hinzuweisen, dass eine die Strecken und Schächte umgebende Auflockerungszone im konturnahen Tonsteingebirge den nächstliegenden Berechnungszonen innerhalb des Tiefenlager-/Endlagerbergwerks zugerechnet wird, d.h. es werden durchschnittliche Porositäten und Permeabilitäten verwendet. Zudem werden auch die Einlagerungsbehälter dem umgebenden Bentonitversatz und der EDZ zugerechnet, so dass sich in den Behälterzonen im Durchschnitt eine geringere Porosität und Permeabilität ergibt als in den Bentonitzonen zwischen zwei benachbarten Behälterzonen.

Aufbauend auf der Basis-Simulation ist mit der Durchführung einer Sensitivitätsanalyse begonnen worden, sowohl hinsichtlich variiertes Materialkennwerte wie auch hinsichtlich der Anordnung nicht erkannter Störungszonen. Im Folgenden werden einige ausgewählte und als repräsentativ angesehene Simulationsergebnisse vorgestellt, die einen ersten Eindruck von den fluiddynamischen Prozessen und von relevanten Quantitäten sowie auch von der grundsätzlichen Leistungsfähigkeit des FTK-Simulators geben sollen. Weitere Simulationsergebnisse sind einer der vorliegenden Arbeit beigelegten Anhang-CD zu entnehmen. Auf diese wird an einigen Stellen des vorliegenden Textes Bezug genommen, obwohl sie aus Platzgründen im vorliegenden Text nicht explizit dargestellt werden.

<b>Hydraulische und thermische Materialkennwerte für das Tonsteingebirge</b>			
Porosität $\phi_0$	0,12	Permeabilität $K_0$	$10^{-20} m^2$
<i>Biot</i> -Koeffizient $\alpha$	1	initialer Flüssigkeitssättigungsgrad $S_{l,0}$	1
initialer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$3,5 \cdot 10^{-5} K^{-1}$	initiale Wärmeleitfähigkeit $\lambda_0$	$3,2 W/(m \cdot K)$
initiale spezifische Wärmekapazität $c_{p,0}$	$920 J/(kg \cdot K)$	Korndichte $\rho_K$	$2.727 kg/m^3$
Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0,5	Gasrestsättigungsgrad $S_{gr}$	0
<i>van Genuchten</i> -Parameter $m$	0,5	<i>van Genuchten</i> -Parameter $\varepsilon$	0,5
<i>van Genuchten</i> -Parameter $\gamma$	0,5	scheinbarer Gaseindringdruck $p_{ae}$	$5 MPa$
<b>Hydraulische und thermische Materialkennwerte für den Bentonitversatz in Kombination mit der Auflockerungszone im konturnahen Tonsteingebirge</b>			
Porosität $\phi_0$	0,33	Permeabilität $K_0$	$3,6 \cdot 10^{-19} m^2$
<i>Biot</i> -Koeffizient $\alpha$	1	initialer Flüssigkeitssättigungsgrad $S_{l,0}$	0,18
initialer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$1,5 \cdot 10^{-4} K^{-1}$	initiale Wärmeleitfähigkeit $\lambda_0$	$1,3 W/(m \cdot K)$
initiale spezifische Wärmekapazität $c_{p,0}$	$800 J/(kg \cdot K)$	Korndichte $\rho_K$	$2.465 kg/m^3$
Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0	Gasrestsättigungsgrad $S_{gr}$	0
<i>van Genuchten</i> -Parameter $m$	0,51	scheinbarer Gaseindringdruck $p_{ae}$	$20 MPa$
<b>Hydraulische und thermische Materialkennwerte für den Bentonitversatz in Kombination mit der Auflockerungszone im konturnahen Tonsteingebirge und den Abfallbehältern</b>			
Porosität $\phi_0$	0,31	Permeabilität $K_0$	$3,3 \cdot 10^{-19} m^2$
<i>Biot</i> -Koeffizient $\alpha$	1	initialer Flüssigkeitssättigungsgrad $S_{l,0}$	0,18
initialer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$1,5 \cdot 10^{-4} K^{-1}$	initiale Wärmeleitfähigkeit $\lambda_0$	$1,3 W/(m \cdot K)$
initiale spezifische Wärmekapazität $c_{p,0}$	$800 J/(kg \cdot K)$	Korndichte $\rho_K$	$2.365 kg/m^3$
Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0	Gasrestsättigungsgrad $S_{gr}$	0
<i>van Genuchten</i> -Parameter $m$	0,51	scheinbarer Gaseindringdruck $p_{ae}$	$20 MPa$
<b>Hydraulische und thermische Materialkennwerte für die Verschlussbauwerke in Kombination mit der Auflockerungszone im konturnahen Tonsteingebirge</b>			
Porosität $\phi_0$	0,2	Permeabilität $K_0$	$3,6 \cdot 10^{-19} m^2$
<i>Biot</i> -Koeffizient $\alpha$	1	initialer Flüssigkeitssättigungsgrad $S_{l,0}$	0,18
initialer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_T$	$1,5 \cdot 10^{-4} K^{-1}$	initiale Wärmeleitfähigkeit $\lambda_0$	$1,3 W/(m \cdot K)$
initiale spezifische Wärmekapazität $c_{p,0}$	$800 J/(kg \cdot K)$	Korndichte $\rho_K$	$2.465 kg/m^3$
Wasserrestsättigungsgrad $S_{lr}$	0	Gasrestsättigungsgrad $S_{gr}$	0
<i>van Genuchten</i> -Parameter $m$	0,51	scheinbarer Gaseindringdruck $p_{ae}$	$20 MPa$

Tabelle 7.1 Kennwerte für das Materialverhalten des Tonsteingebirges, des Bentonitversatzes, der Abfallbehälter sowie der Verschlussbauwerke basierend auf Nagra (2002), Nagra (2004), Jobmann et al. (2007) und Rutqvist et al. (2010)

### 7.3.2 Simulationsergebnisse der Basis-Simulation

Im Rahmen der rechnerischen Simulation zum Systemverhalten des Referenz-Endlagersystems im Tonsteingebirge entsprechend Globalmodell (i) werden mit Blick auf die fluiddynamischen Prozessabläufe zunächst der Schacht und dann nachfolgend die einzelnen Streckenabschnitte im Infrastrukturbereich und in den Ablagerungsbereichen sukzessive aufgeföhren, wobei im Schacht

eine durchschnittliche Auffahrungsgeschwindigkeit von  $2 m/d$  und in den Strecken eine durchschnittliche Auffahrungsgeschwindigkeit von  $3 m/d$  angesetzt wird.

In der rechnerischen Simulation beginnt die Auffahrungssequenz mit der Auffahrung des Schachtes, anschließend wird die Richtstrecke zwischen dem Schacht und den Einlagerungsfeldern aufgefahren. Mit Blick auf die Betriebssicherheit bei gleichzeitiger Erkundung der lokalen geologischen Verhältnisse werden im Anschluss dann zunächst die Umfahrungsstrecken (= außen liegende Richt- und Verbindungsstrecken) und anschließend die inneren Verbindungsstrecken aufgefahren. Erst nach der Auffahrung der letzten Verbindungsstrecke und der Feststellung der grundsätzlichen Eignung des geplanten Ablagerungsfeldes insgesamt für die tatsächliche Einlagerung von Abfällen wird mit der Auffahrung der Einlagerungsstrecken begonnen. Die Auffahrung der Einlagerungsstrecken beginnt zunächst in dem am weitesten vom Schacht entfernten Einlagerungsfeld und dort mit der am weitesten vom Schacht entfernten Einlagerungsstrecke. Anschließend werden im gleichen Einlagerungsfeld die beiden nächsten Einlagerungsstrecken aufgefahren. Um die Offenhaltungszeit der Einlagerungsstrecken gering zu halten, wird anschließend im Rückbauverfahren die zuerst aufgefahrene Einlagerungsstrecke mit insgesamt 11 Abfallbehältern des Typs POLLUX-3 bzw. des in ENTRIA konzipierten Typs ENCON-T bestückt, die verbleibenden Hohlräume dieser Strecke sukzessive der Einlagerung der Abfallbehälter folgend mit Bentonit versetzt und zuletzt die Einlagerungsstrecke mit einem Kammerverschlussbauwerk verschlossen. Für die Bestückung und den Versatz der Einlagerungsstrecke sowie die Errichtung des Kammerverschlussbauwerks wird in der rechnerischen Simulation ein Zeitraum von insgesamt 30 Wochen angesetzt.

Nachdem die erste Einlagerungsstrecke verschlossen ist, wird eine weitere Einlagerungsstrecke aufgefahren. Diese Betriebssequenz wiederholt sich in analoger Art und Weise, wobei stets zwei bis drei Einlagerungsstrecken offen gehalten werden. Nachdem die vierte Einlagerungsstrecke im ersten Einlagerungsfeld wieder verschlossen worden ist, wird die erste Strecke im zweiten Einlagerungsfeld aufgefahren. Anschließend wird die vorstehend beschriebene Betriebssequenz fortgesetzt, bis auch die letzte Einlagerungsstrecke im ersten Einlagerungsfeld verschlossen und die dritte Einlagerungsstrecke im zweiten Einlagerungsfeld aufgefahren worden ist. Danach werden zeitlich parallel zu Belegung und anschließendem Verschluss der ersten Einlagerungsstrecke im zweiten Einlagerungsfeld die Umfahrungsstrecken des ersten Einlagerungsfeldes versetzt und durch Verschlussbauwerke verschlossen, da diese Umfahrungsstrecken zukünftig nicht mehr benötigt werden. Anschließend setzt sich die Betriebssequenz wie beschrieben fort auch im dritten Einlagerungsfeld, das den geringsten Abstand zum Schacht aufweist. Nachdem auch dieses



dritte Einlagerungsfeld mit Abfallbehältern belegt, versetzt und durch geotechnische Barrieren verschlossen ist, werden zuletzt die Richtstrecke zum Schacht und dann der Schacht selbst versetzt, wobei an den in Bild 7.1 dargestellten Bereichen Verschlussbauwerke angeordnet werden. Diese Betriebsgeschichte erfolgt auch in den aus Symmetriegründen nicht explizit im Berechnungsmodell enthaltenen Bereichen der Einlagerungssohle zeitgleich in entsprechender Weise. Insgesamt ergibt sich aus der vorstehenden Beschreibung für das in der Basis-Simulation betrachtete Referenz-Endlagersystem ein Betriebszeitraum von etwa 19 Jahren.

Eine großräumige horizontal oder vertikal gerichtete Strömung des Grundwassers im primär vernetzten Porenraum des unverritzten Tonsteingebirges wird im Rahmen der hier betrachteten Basis-Simulation nicht angesetzt.

(a) *Temperaturentwicklung*

Als erstes Ergebnis der rechnerischen TH2M-gekoppelten Simulation zum Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge zeigen die Bilder A.1/1 bis A.1/79 des Anhangs A zu ausgewählten Zeitpunkten eine Übersicht über den zeitlichen Verlauf der Betriebsgeschichte mit Auffahrung, Abfalleinlagerung und Versatz im Bereich der Einlagerungsfelder bei gleichzeitiger Darstellung der Temperaturentwicklung auf der Einlagerungssohle. Es ist zu ersehen, dass im Lauf der Zeit die Temperaturen in den bereits belegten Einlagerungsstrecken zunächst sehr stark ansteigen, während der Temperaturanstieg in den Bereichen der Einlagerungssohle, in denen noch gearbeitet wird, nur relativ moderat ausfällt. Für den ausgewählten Zeitpunkt  $t \approx 9,91 a$  nach Beginn der Betriebsphase ist dieser Sachverhalt exemplarisch in Bild 7.13 (= Bild A.1/33) dargestellt.

Die Bilder A.1/1 bis A.1/79 zeigen für die hier betrachtete Basis-Simulation die Temperaturentwicklung auf der Einlagerungssohle über einen Zeitraum von 10.000 Jahren. Aus den Darstellungen ist zu ersehen, dass die maximale Temperatur auf der Einlagerungssohle mit ca.  $100^\circ\text{C}$  ausgewiesen wird und entsprechend der sequentiellen Belegung der Einlagerungsstrecken an verschiedenen Positionen der Einlagerungsfelder zu unterschiedlichen Zeitpunkten erreicht wird. Anschließend reduzieren sich die Temperaturen in den Einlagerungsstrecken und in ihrem unmittelbaren Umfeld wieder, da einerseits die aus dem radioaktiven Zerfall resultierende Wärmeenergie entsprechend der Wärmeleitfähigkeit des Gebirges großräumig verteilt wird und andererseits die Wärmeleistung der Abfallbehälter im Lauf der Zeit abnimmt.

Im Hinblick auf die mögliche Anordnung einer Überwachungssohle ist grundsätzlich auch die

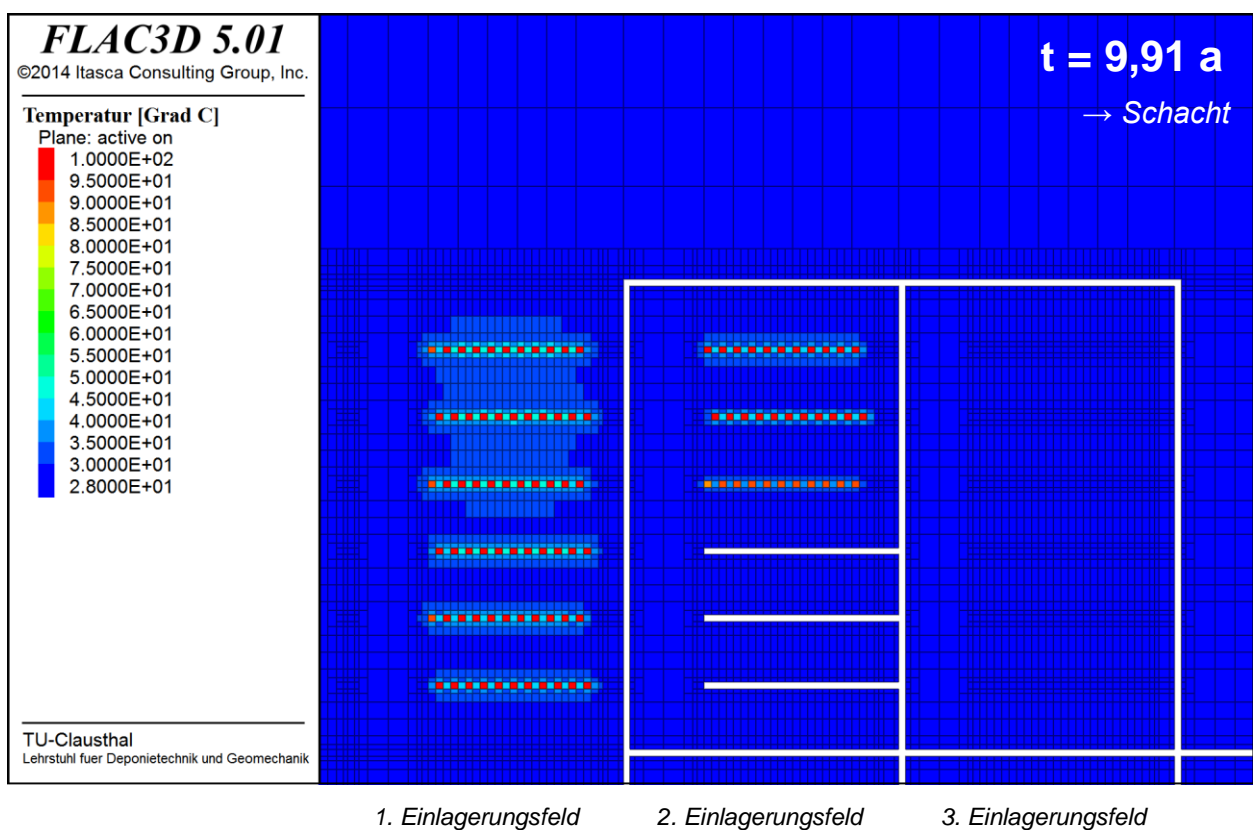


Bild 7.13 Räumlich-zeitliche Temperaturentwicklung in der Einlagerungssohle des Referenz-Endlagersystems

zeitliche Entwicklung der Temperaturen oberhalb der Einlagerungssohle von Bedeutung. In Bild A.2 bzw. Bild A.3 werden daher exemplarisch die Temperaturentwicklungen in den Teufenhorizonten 20 m bzw. 40 m oberhalb der Einlagerungssohle betrachtet. Es ist zu ersehen, dass die Temperaturen 20 m oberhalb der Einlagerungssohle ihre Maximalwerte mit Temperaturen von ca. 36 °C etwa 80 Jahre nach Verschluss des Endlagers erreichen, wohingegen 40 m oberhalb der Einlagerungssohle etwa 300 Jahre nach Verschluss des Endlagers maximale Temperaturen von ca. 33 °C erreicht werden.

Etwa 10.000 Jahre nach Verschluss des Endlagers stellen sich die Temperaturen im gesamten Berechnungsmodell wieder auf dem Niveau der primären Gebirgstemperaturen ein. Damit ist nach diesem Zeitraum temperaturbezogen die transiente Phase des Endlagers beendet. Sind auch die technogen induzierten mechanischen und hydraulischen Prozesse innerhalb dieses Zeitraums abgeschlossen, unterliegt das Endlager in seiner weiteren Entwicklung allein geogenen Einwirkungen und Prozessen.

(b) *Fluiddynamische Entwicklung*

Neben der Temperaturentwicklung im Gebirge haben auch die im Endlagerbergwerk sowie im umgebenden Tonsteingebirge ablaufenden fluiddynamischen Prozesse eine signifikante Relevanz bei der Bewertung des langfristigen Endlagersystemverhaltens. Aus diesem Grund werden für ausgewählte Zeitpunkte die diese fluiddynamischen Prozesse charakterisierenden Wasser- bzw. Gasströmungen in den Bildern A.4-A.11 des Anhangs A dargestellt, und zwar innerhalb des Streckensystems (A.4 bzw. A.8: Horizontalschnitt durch die Einlagerungssohle ohne Darstellung des das Endlagerbergwerk umgebenden Wirtsgesteins) sowie in der Wirtsgesteinsformation (A.5 bzw. A.9: Horizontalschnitt durch die Einlagerungssohle, A.6 bzw. A.10: Vertikalschnitt parallel zu den Einlagerungsstrecken des mittleren Einlagerungsfeldes, A.7 bzw. A.11: Vertikalschnitt orthogonal zu den Einlagerungsstrecken). Es ist darauf hinzuweisen, dass dabei allerdings nur Simulationsergebnisse für maximal die ersten 400.000 Jahre dargestellt sind, da nach Ende der mit 300.000 Jahren angesetzten korrosionsbedingten Gasbildungsphase (= Annahme für die vollständige Korrosion der Einlagerungsbehälter) die fluiddynamischen Prozesse im Endlager und im umgebenden Wirtsgestein allmählich zum Erliegen kommen.

Anhand der in den Bildern A.5-A.7 dargestellten Simulationsergebnisse ist zu ersehen, dass schon unmittelbar nach der Auffahrung der Strecken eine Wasserströmung aus dem Tonsteingebirge in das Endlagerbergwerk hinein auftritt, die induziert wird durch den in die offenen und unter Atmosphärendruck stehenden Strecken gerichteten hydraulischen Gradienten. Aus Bild 7.14 (= Bild A.5/1) ist zu ersehen, dass die Volumenstromrate des Wassers allerdings mit  $\dot{Q}_l \approx 0,44 \frac{l}{a \cdot m^2}$  (Liter pro Jahr und Quadratmeter Querschnittsfläche) während der Offenhaltung der Strecken aufgrund der sehr niedrigen hydraulischen Durchlässigkeit des Tonsteingebirges von  $K = 10^{-20} m^2$  nur relativ gering ist. Mit dem Versatz der Strecken mit dem zum Einbauzeitpunkt nur zu 18 % wassergesättigten Bentonitversatz intensiviert sich die Wasserströmung (entgegen der Erwartung) zunächst erheblich auf eine Volumenstromrate von  $\dot{Q}_l \approx 5,5 \frac{l}{a \cdot m^2}$  kurz nach Einbau des Bentonitversatzes. Grund hierfür ist der im nur teilgesättigten Bentonitversatz vorhandene Kapillardruck, durch den der in die versetzten Strecken gerichtete hydraulische Gradient für die Flüssigphase signifikant erhöht wird. Mit der allmählichen Aufsättigung des Bentonitversatzes reduziert sich der Kapillardruck und damit auch der hydraulische Gradient für die Flüssigphase, so dass die Wasserströmung in ihrer Intensität dann wieder abklingt, bis der Zufluss von Wasser in die versetzten Strecken zum Zeitpunkt  $t = 1.000 a$  nach Verschluss des Endlagers entsprechend Bild A.5/3 nahezu vollständig zum Erliegen gekommen ist.

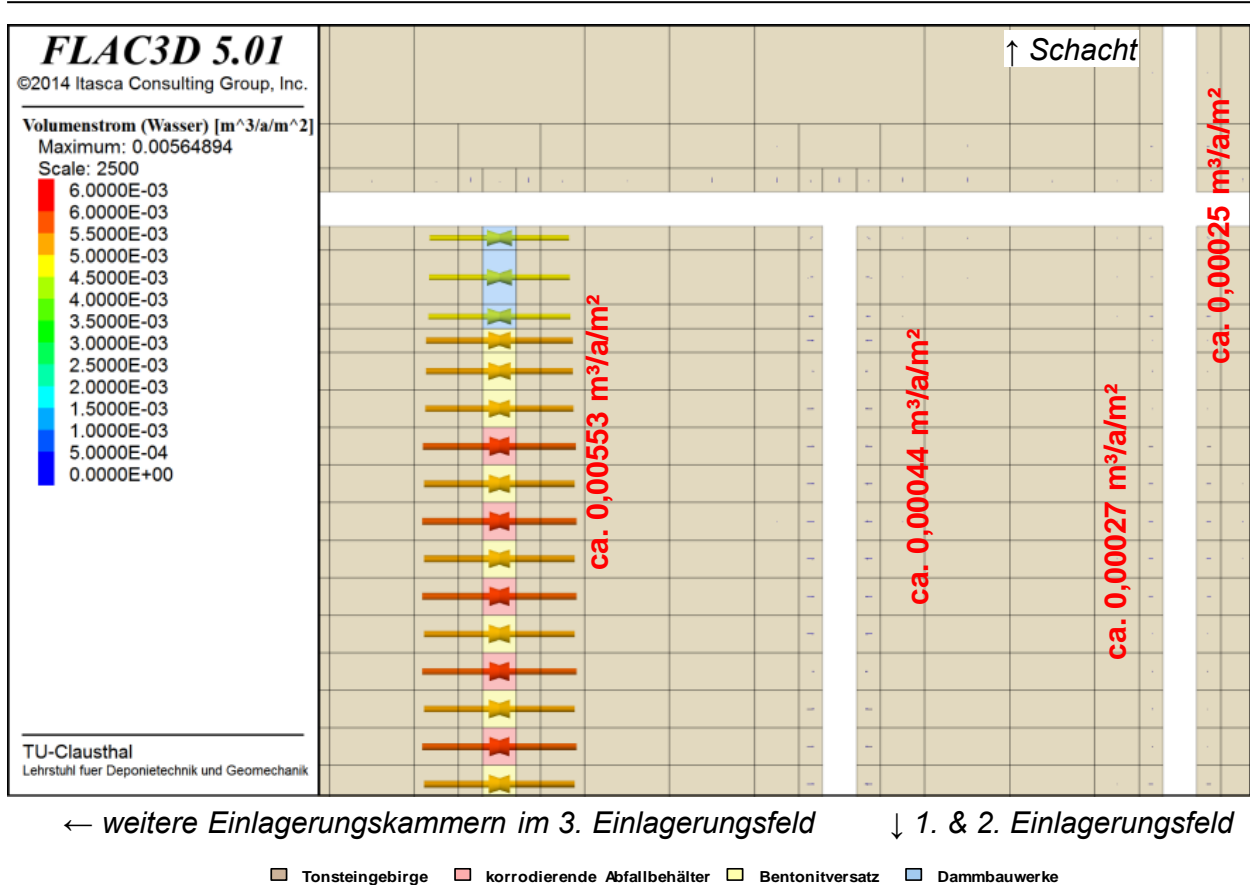


Bild 7.14 Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 15,31 a$  nach Beginn der Betriebsphase

Die Bilder A.9 bis A.11 zeigen, dass nach dem Verschluss der Strecken zudem im Tonsteingebirge auch eine aufgrund des Dichteunterschieds zwischen Poren gas und Porenwasser vornehmlich nach oben gerichtete Gasströmung auftritt, wobei zunächst die in dem beim Einbau nur teilgesättigten Bentonitversatz vorhandene Porenluft durch das zu strömende Wasser komprimiert und ausgepresst wird, später dann aber die korrosionsbedingte Gasbildung und der damit verbundene Gasdruckaufbau in den Einlagerungsstrecken im Zeitraum zwischen  $t = 1.000 a$  und  $t = 10.000 a$  nach Verschluss des Endlagers zunehmend an Bedeutung für das fluiddynamische Verhalten des Referenz-Endlagersystems gewinnen.

Die Gasbildung in den Einlagerungsstrecken resultiert in einer zunehmend intensiveren Verdrängung des in den Porenräumen des Versatzmaterials enthaltenen Porenwassers, so dass die Flüssigkeitssättigung wieder abnimmt, begleitet durch einen geringfügigen Anstieg des Kapillardrucks, so dass es kapillardruckbedingt entsprechend Bild A.5/4 erneut zu einer Wasserströmung aus dem Tonsteingebirge in die versetzten Einlagerungsstrecken kommt. Im Bentonitversatz stellt sich im Lauf der Zeit ein Zustand ein, bei dem gasbildungsinduzierte Wasserverdrängung in das umgebende Tonsteingebirge und kapillardruckbedingter Wasserzustrom aus dem umgebenden

Gebirge im Gleichgewicht stehen. Das sich ergebende Strömungsfeld des Porenwassers weist nur sehr geringe Strömungsraten auf, wobei die Orientierung der Strömungsrichtungen gerade aufgrund dieser geringen Strömungsraten relativ diffus erscheint, da kleine numerische Ungenauigkeiten bzw. Rundungsfehler nunmehr einen relativ großen Einfluss haben können. Erst nach Ende der korrosionsbedingten Gasbildung in den Einlagerungsstrecken zum Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers ergibt sich wieder ein deutlich gerichtetes Strömungsfeld entsprechend Bild A.5/6, da nunmehr keine gasbildungsinduzierte Verdrängung von Porenwasser mehr erfolgt, sondern nur noch eine Wiederaufsättigung des Bentonitversatzes. Dieser Aufsättigungsprozess ist dann zum Zeitpunkt  $t = 400.000 a$  nach Verschluss des Endlagers bereits nahezu vollständig abgeschlossen, so dass für diesen Zeitpunkt in Bild A.5/7 keine weitere Wasserströmung mehr ausgewiesen wird.

Es ist darauf hinzuweisen, dass in der Bildsequenzen A.4 bis A.11 die Skalierung der Fließvektoren mit der Zeit variiert, da die Fließraten tendenziell immer kleiner werden und somit im Rahmen ihrer Visualisierung die Fließvektoren hinsichtlich ihrer Vektorlänge zunehmend überhöht dargestellt werden müssen, um überhaupt dargestellt werden zu können. Durch die in den Bildsequenzen A.4 bis A.11 gewählte vektorielle Darstellung der Wasser- bzw. Gasströmungen konnte das Verständnis zu den im Endlagerbergwerk sowie im umgebenden Tonsteingebirge ablaufenden fluiddynamischen Prozessen sowohl qualitativ wie auch quantitativ erheblich verbessert werden.

Zur weiteren Erläuterung der ablaufenden fluiddynamischen Prozesse werden im Folgenden für ausgewählte Beobachtungspunkte innerhalb des Endlagerbergwerks entsprechend Bild 7.15(oben) (= Bild A.12/1) sowie in der Wirtsgesteinsformation oberhalb der Einlagerungssohle entsprechend Bild 7.15(unten) (= Bild A.13/1) die zeitabhängigen Entwicklungen von relevanten physikalischen Größen, hier Wassersättigungsgrad, Gassättigungsgrad, Porenwasserdruck, Porengasdruck, Kapillardruck, Temperatur sowie Wasser- und Gasströmungsraten erläutert. Die Darstellung der zeitabhängigen Entwicklungen umfasst den Zeitraum zwischen 1 Jahr nach Verschluss des Endlagers und 400.000 Jahren nach Verschluss des Endlagers.

Aus Bild 7.16 (= Bild A.12/7) ist zu ersehen, dass die Behälter-Berechnungszone in der hier betrachteten Basis-Simulation zum Zeitpunkt  $t = 1 a$  nach Verschluss des Endlagers eine Temperatur von knapp unterhalb von  $100^\circ C$  aufweist. Dementsprechend kann aus Bild 7.17 (= Bild A.12/2) ersehen werden, dass das initial im Bentonitversatz enthaltene Porenwasser nicht verdampft, sondern vielmehr der Flüssigkeitssättigungsgrad dort im Lauf der Zeit durch das aus

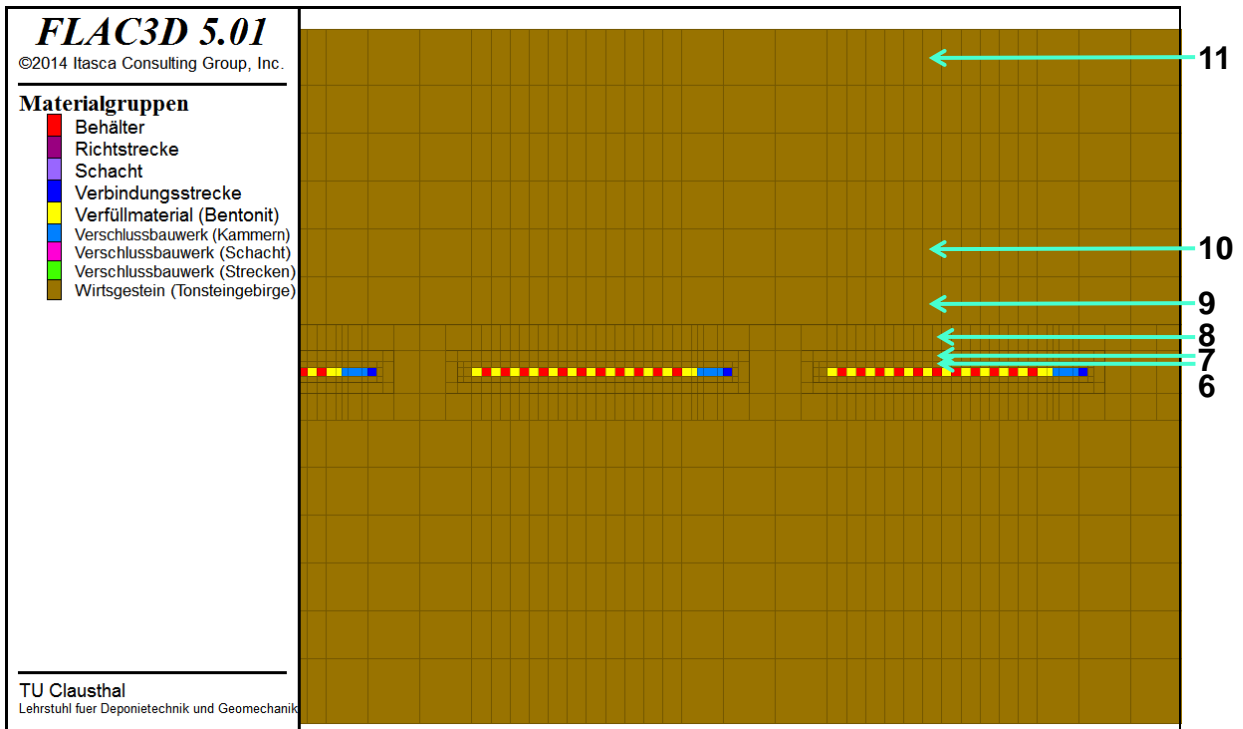
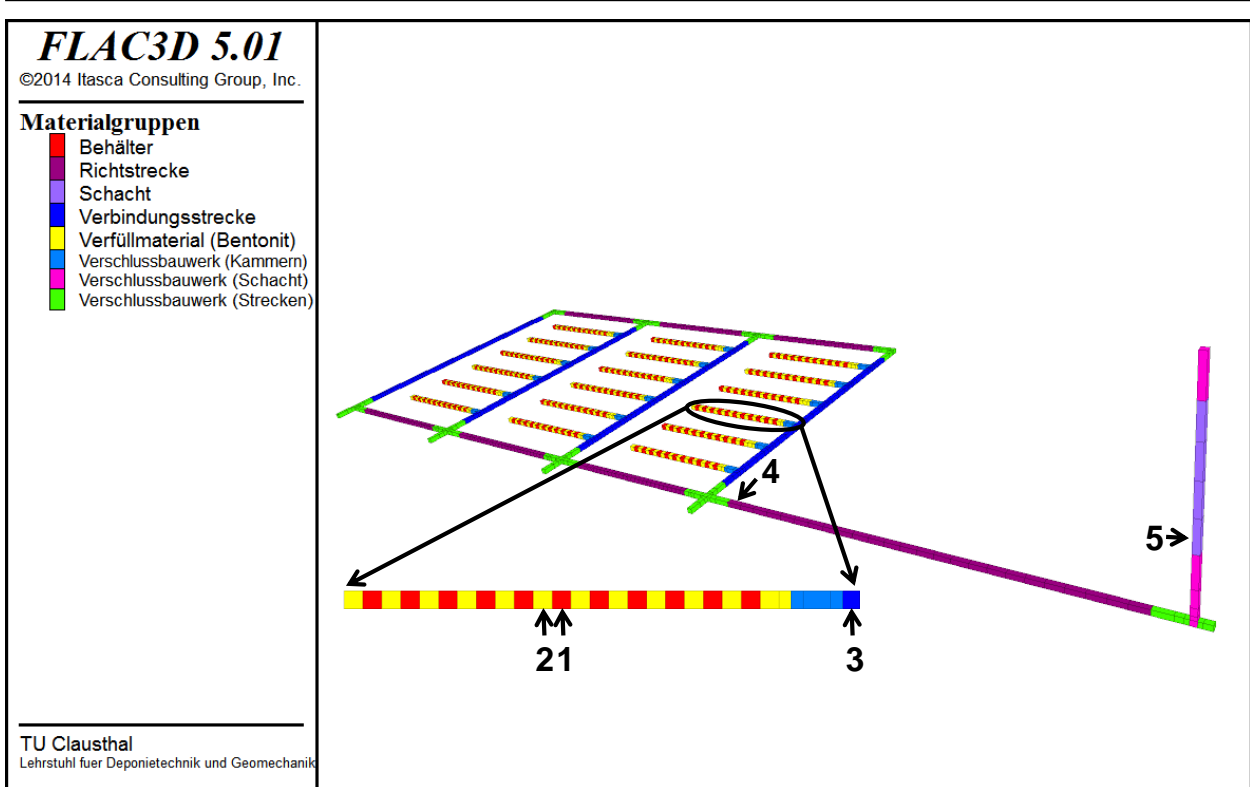


Bild 7.15 Positionierung der ausgewählten Berechnungszonen zur Analyse der zeitabhängigen Entwicklung des Wassersättigungsgrades, des Gassättigungsgrades, des Porenwasserdrucks, des Porengasdrucks, des Kapillardrucks, der Temperatur sowie der Wasser- und Gasströmungsraten innerhalb des Grubengebäudes (oben) bzw. im Tonsteingebirge oberhalb des Grubengebäudes (unten)

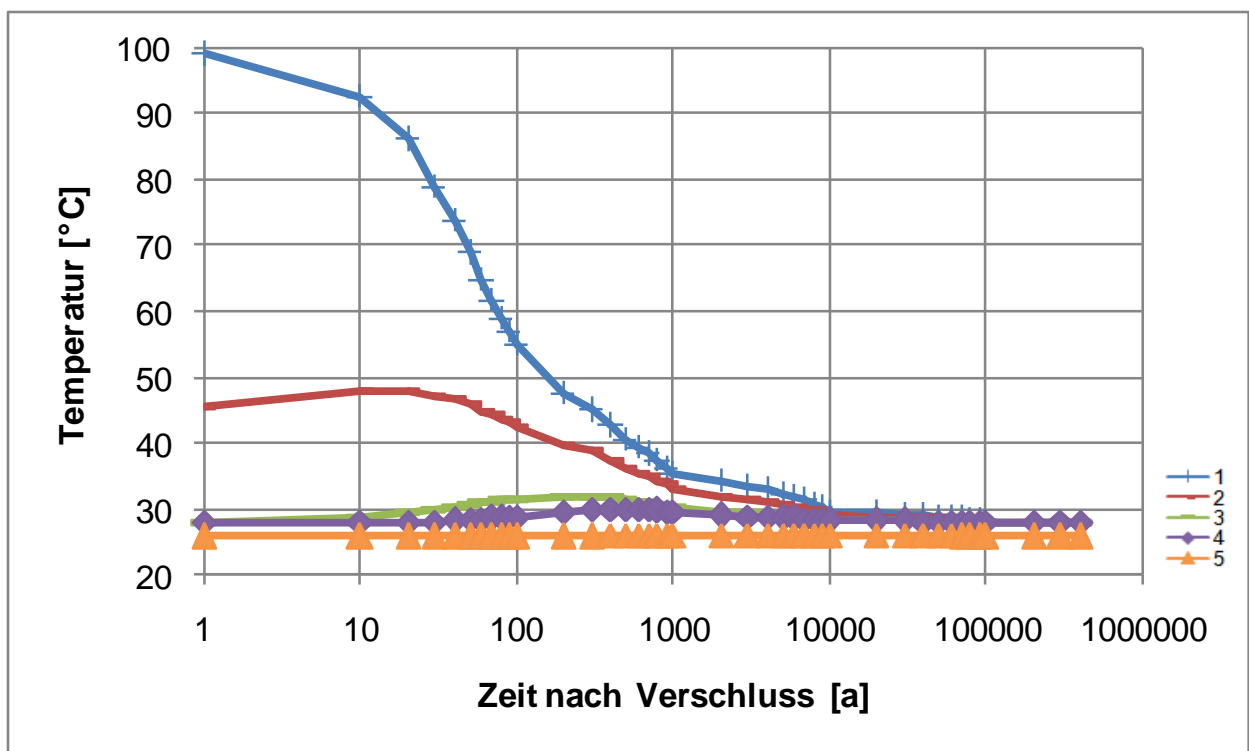


Bild 7.16 Zeitabhängige Entwicklung der Temperatur in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

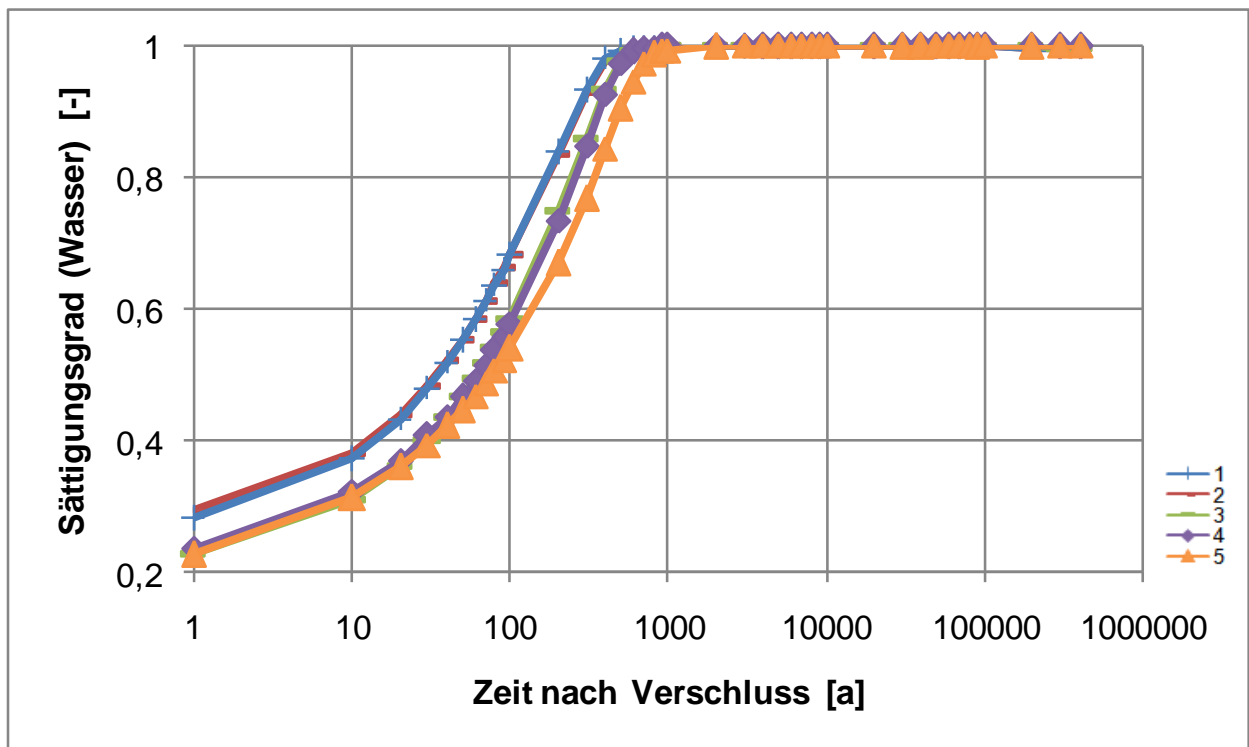


Bild 7.17 Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

dem umgebenden Tonsteingebirge zuströmende Porenwasser sogar ansteigt, bis etwa zum Zeitpunkt  $t=1.000 a$  nach Verschluss des Endlagers eine Flüssigkeitssättigung von  $S_l \approx 99,9\%$  erreicht wird. Dementsprechend beträgt die Gassättigung entsprechend Bild A.12/3 zu diesem Zeitpunkt  $S_g \approx 0,1\%$ .

Aufgrund des aus dem umgebenden Tonsteingebirge in das versetzte Grubengebäude zuströmenden Porenwassers sowie der fortschreitenden korrosionsbedingten Gasbildung ist im Bentonitversatz ein allmählicher Anstieg des Porengasdrucks zu verzeichnen. Dieser erreicht entsprechend Bild 7.18 (= Bild A.12/5) etwa 5.000 Jahre nach Verschluss des Endlagers das Niveau des hydrostatischen Drucks mit  $p_g \approx 6,1 MPa$ . Anschließend steigt der Porengasdruck korrosionsbedingt noch etwas weiter an bis zu einem Maximalwert von  $p_g \approx 7,1 MPa$ , wodurch sich ein aus den Strecken in das umgebende Tonsteingebirge gerichteter Gasdruckgradient ergibt, der in einem Abströmen des Korrosionsgases in das umgebende Tonsteingebirge resultiert. Der Porenwasserdruck stellt sich entsprechend Bild A.12/4 dagegen innerhalb der Strecken aufgrund des wirkenden Kapillardrucks nur geringfügig oberhalb des hydrostatischen Drucks ein.

Das in die Wirtsgesteinsformation eindringende Porengas breitet sich aufgrund der im Tonsteingebirge schon im unverritzten Zustand vorhandenen vernetzten Porenräume in der Wirtsgesteins-

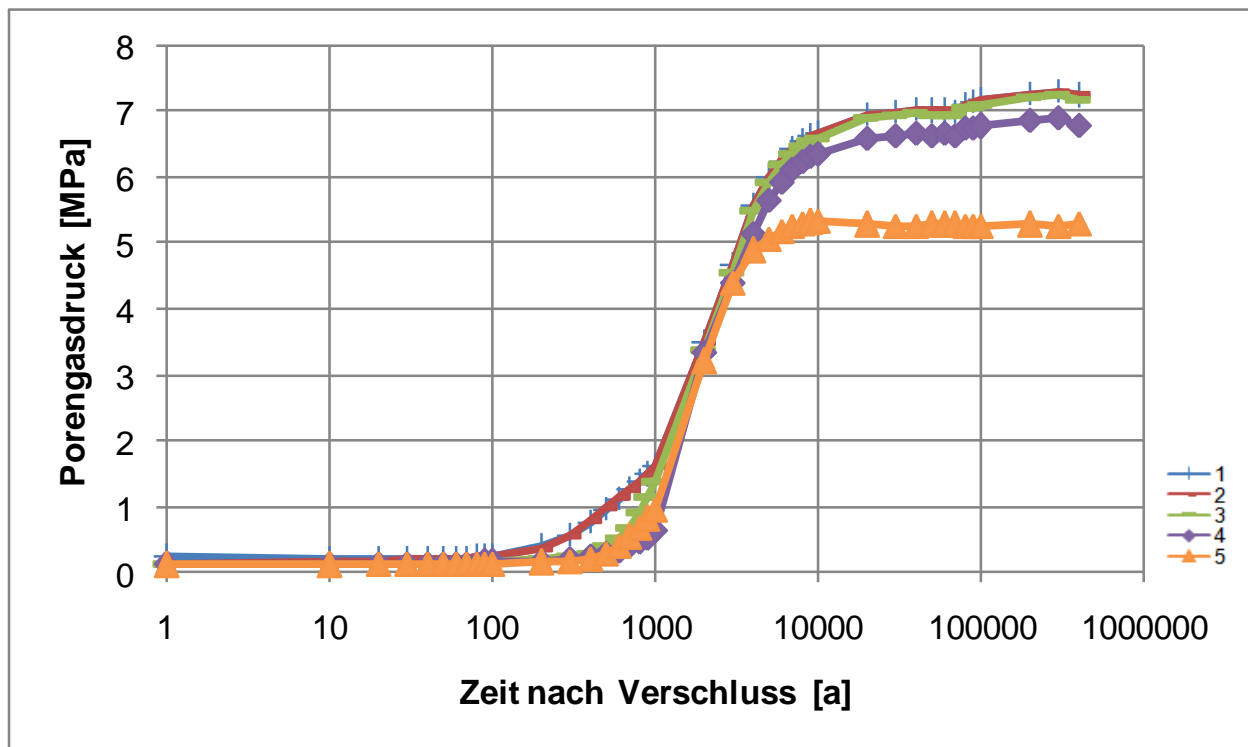


Bild 7.18 Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes



formation aus, wobei die bevorzugte Ausbreitungsrichtung aufgrund des Dichteunterschieds zwischen Poren gas und Porenwasser aufwärts gerichtet ist. Dieser Sachverhalt ist zu ersehen aus der in Bild A.13/3 dargestellten zeitlich versetzten Erhöhung der Gassättigung in den verschiedenen Beobachtungspunkten der Wirtsgesteinsformation. Es ist allerdings dort auch zu ersehen, dass die sich aufwärts bewegende Gasfront in der hier betrachteten Basis-Simulation den oberen Modellrand und damit das Deckgebirge bis zum Ende der korrosionsbedingten Gasbildung zum Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers nicht erreicht, da die Gassättigung dort konstant bei  $S_g = 0 \%$  verbleibt. Einen weiteren Beleg für diesen Sachverhalt zeigt Bild 7.19 (= Bild A.14/1), in dem für einen Vertikalschnitt durch die Mitte des 2. Einlagerungsfeldes für den Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers der Gebirgsbereich mit einer Flüssigkeitssättigung  $S_l < 100 \%$  rot eingefärbt ist. In diesen Gebirgsbereich hat sich das bei der Behälterkorrosion entstehende Gas bis zum Ende der korrosionsbedingten Gasbildung ausgebreitet. Der Abstand zwischen der Oberkante dieses Gebirgsbereichs und der Modelloberkante beträgt zu diesem Zeitpunkt noch etwa  $60 m$ . Obwohl die korrosionsbedingte Gasbildung zu diesem Zeitpunkt beendet ist, induziert der Dichteunterschied zwischen Poren gas und Porenwasser

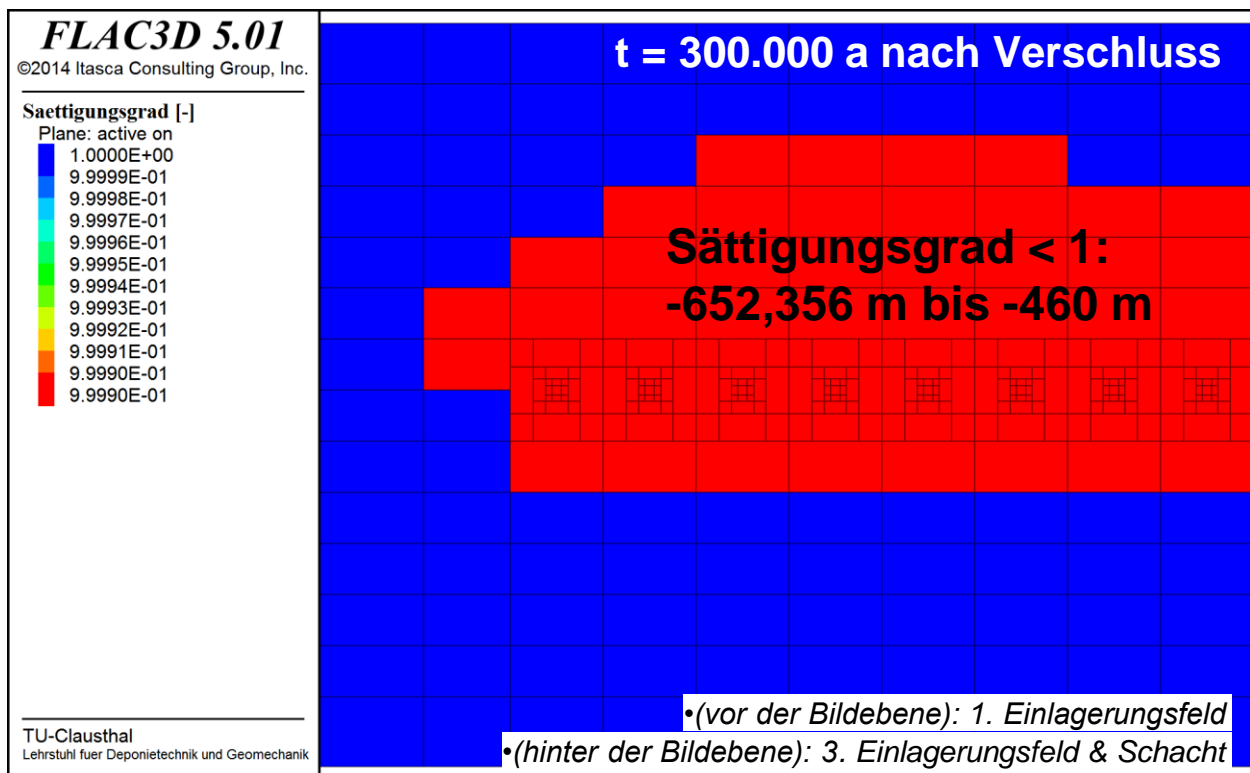


Bild 7.19 Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers

in der Folge eine weitere Propagation der Gasfront, die aus Bild A.14/2 zu ersehen ist. Diese Propagation erfolgt aufgrund der beendeten korrosionsbedingten Gasbildung allerdings signifikant langsamer als vor Ende der korrosionsbedingten Gasbildung.

### **7.3.3 Ausgewählte Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse**

Im Rahmen der durchgeführten Arbeiten zur Sensitivitätsanalyse des Referenz-Endlagersystems sind diverse Globalmodell-Simulationsvariationen für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge untersucht worden. An dieser Stelle können aus Platzgründen nur einige ausgewählte und besonders prägnante Simulationsergebnisse dieser betrachteten Simulationsvariationen grafisch dargestellt und entsprechend diskutiert werden, weitere Simulationsergebnisse sind der dieser Arbeit beigefügten Anhang-CD zu entnehmen.

Mit Blick auf die thermischen Prozesse ist zunächst anzumerken, dass die Wärmeleistung der Abfallbehälter analog zu der in Abschnitt 7.3.2 dokumentierten Basis-Simulation angesetzt worden ist. Obwohl die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität der Versatzmaterialien und umgebenden Wirtsgesteine nicht konstant sind, sondern als Funktionen von Temperatur und/oder Flüssigkeitssättigung in Zeit und Raum variieren können, gibt es nur geringe Unterschiede zwischen den Simulationsergebnissen der Basis-Simulation und der betrachteten Simulationsvariationen hinsichtlich der zeitlich-räumlichen Temperaturentwicklung. Dieser Befund deutet darauf hin, dass das Systemverhalten von Endlagersystemen im Tonsteingebirge relativ robust gegenüber Änderungen der Wärmeleitfähigkeiten und der spezifischen Wärmekapazitäten ist, zumindest sofern sich diese Änderungen in der Größenordnung bewegen, wie sie sich aus den angesetzten funktionalen Zusammenhängen zwischen Wärmeleitfähigkeit bzw. spezifischer Wärmekapazität und Temperatur und/oder Flüssigkeitssättigung ergeben.

Größere Unterschiede zwischen den Simulationen lassen sich mit Blick auf die fluiddynamischen Prozesse erkennen, wenn die in diesem Kontext relevanten Materialeigenschaften variiert werden, insbesondere die Korrosionsrate der Abfallbehälter, aber auch die Permeabilität des Bentonits oder des Tonsteingebirges. Auch der Ansatz einer Störungszone mit erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit oder der Ansatz eines primären horizontal oder vertikal gerichteten hydraulischen Gradienten im Tonsteingebirge beeinflusst die fluiddynamischen Prozesse im Endlagersystem.

Die in den untersuchten Globalmodell-Simulationsvariationen erhaltenen Unterschiede werden im Folgenden diskutiert.

(a) *Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme einer ausbleibenden Behälterkorrosion → Globalmodell (i)*

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario, bei dem die Behälterkorrosion und die damit einhergehende korrosionsbedingte Gasbildung durch eine spezielle Abfallbehälterbehandlung wie etwa das Aufbringen einer korrosionsbeständigen Lackierung auf der Behälteroberfläche unterbunden werden. Bleibt die korrosionsbedingte Gasbildung aus, so sind die in Anhang B dargestellten Simulationsergebnisse dieser Variation in den ersten Jahrzehnten und Jahrhunderten zwar noch ähnlich zu den Simulationsergebnissen der Basis-Simulation, nach Aufsättigung des Bentonits und Einstellung eines Porendrucks auf dem Niveau des primären Porendruckniveaus kommen allerdings alle Fluidströmungen zum Erliegen. Ein advektiv getragener Radionuklidtransport ist somit nicht mehr möglich, ein diffusiv getragener Radionuklidtransport dagegen weiterhin schon.

(b) *Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme einer gegenüber der Basis-Simulation 100-fach erhöhten Behälterkorrosionsrate → Globalmodell (i)*

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario, bei dem die Behälterkorrosion und die damit einhergehende korrosionsbedingte Gasbildung erheblich schneller ablaufen als in der Basis-Simulation, z.B. aufgrund der Ausbildung ungünstiger geochemischer Verhältnisse innerhalb der Einlagerungsstrecken. Die Simulationsergebnisse dieser Variation weisen entsprechend Bild 7.20 (= Bild C.12/5) mit bis zu  $p_g \approx 15 \text{ MPa}$  signifikant höhere Gasdrücke auf als die Simulationsergebnisse der Basis-Simulation mit bis zu  $p_g \approx 7,1 \text{ MPa}$ . Diese höheren Gasdrücke resultieren ihrerseits in höheren Gasdruckgradienten und damit auch in höheren Gasströmungsraten. Diese Gasströmungsraten sind für das Streckensystem für den Zeitpunkt  $t = 1.000 \text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers in Bild 7.21 (= Bild C.8/2) dargestellt. Es ist zu ersehen, dass innerhalb der Endlagerstrecken die Gasströmungsrate in dieser Simulationsvariation  $\dot{Q}_g \approx 2.000 \frac{N-l}{a \cdot m^2}$  beträgt, so dass sie somit ungefähr 45 mal größer ist als die für den gleichen Zeitpunkt berechnete Gasströmungsrate in der Basis-Simulation. Die Gasströmungsrate aus den Einlagerungsstrecken in das umgebende Tonsteingebirge beträgt in dieser Simulationsvariation für den gleichen Berechnungszeitpunkt entsprechend Bild C.9/2 dagegen  $\dot{Q}_g \approx 40 \frac{N-l}{a \cdot m^2}$ , was im Vergleich zur Basis-Simulation sogar einer Erhöhung um den Faktor 100 entspricht. Die Strömungsrate des Porenwassers wird allerdings durch die erhöhte Korrosionsrate nur unwesentlich beeinflusst.

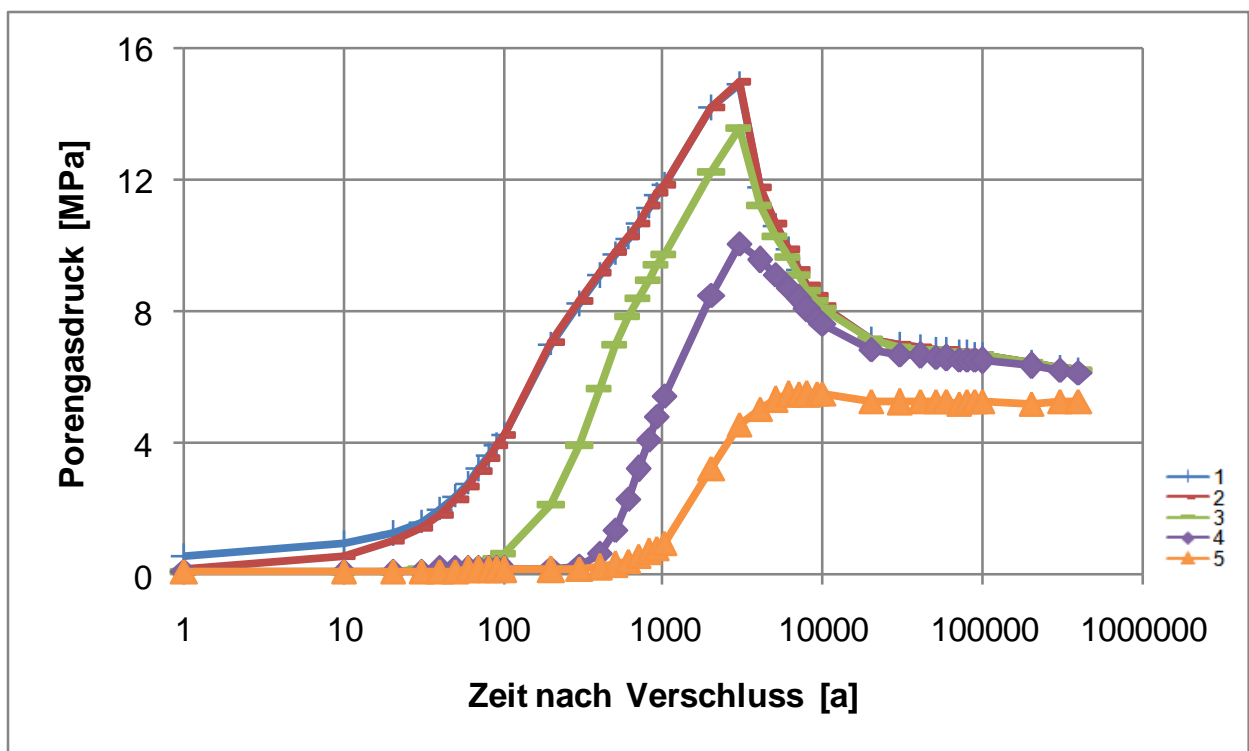


Bild 7.20 Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

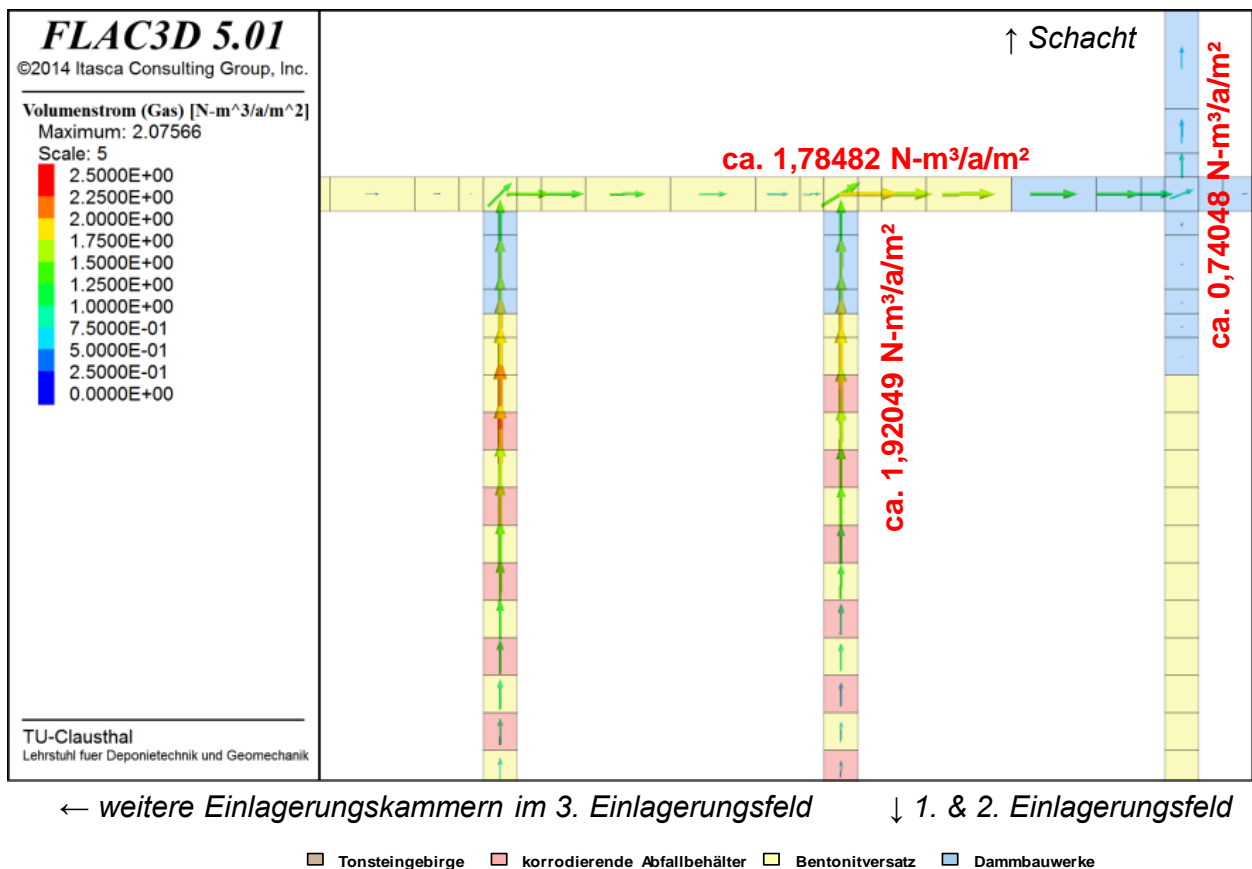


Bild 7.21 Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t=1.000$  a nach Verschluss des Endlagers

Im Vergleich zur Basis-Simulation kommen die fluiddynamischen Prozesse in dieser Variation deutlich früher zum Erliegen, da die vollständige Behälterkorrosion schon nach 3.000 Jahren erreicht wird.

(c) *Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme einer gegenüber der Basis-Simulation 100-fach erhöhten Permeabilität im Bentonitversatz sowie in den Verschlussbauwerken → Globalmodell (i)*

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario, bei dem die Permeabilitäten des Bentonitversatzes sowie der Verschlussbauwerke aufgrund unzureichender Einbauqualität signifikant erhöht sind. Aufgrund der erhöhten Permeabilitäten sind Änderungen in den ablaufenden fluiddynamischen Prozessen zu erwarten, z.B. hinsichtlich der auftretenden Strömungsraten und daraus resultierend insbesondere hinsichtlich der zeitlichen Entwicklung des Porenfluiddrucks.

Die gegenüber der Basis-Simulation erhöhte Permeabilität führt in der hier betrachteten Simulationsvariation zu einer deutlichen Reduzierung der numerischen Zeitschrittweite, so dass bis zur Erstellung der vorliegenden Arbeit nur ein Zeitraum von 100.000 Jahren nach dem Verschluss des Endlagers simuliert werden konnte. Den in Anhang D dargestellten Ergebnissen dieser Simulationsvariation ist allerdings auch für diesen kürzeren Zeitraum schon zu entnehmen, dass die erhöhte Permeabilität einen signifikanten Einfluss auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse hat. So ist aus Bild 7.22 (= Bild D.12/5) zu ersehen, dass der Porengasdruck in den Einlagerungsstrecken und den weiteren Strecken der Einlagerungssohle aufgrund der geringeren Strömungswiderstände den primären Porenwasserdruck nicht mehr oder nur noch in geringem Maße überschreitet und somit das im Porenraum vorhandene Porenwasser kaum noch verdrängen kann. Daraus ergibt sich ein gegenüber der Basis-Simulation deutlich verzögertes Eindringen von Gas in die Wirtsgesteinsformation. Vielmehr entweicht das Gas in dieser Simulationsvariation wie aus Bild 7.23 (= Bild D.8/3) zu ersehen entlang des Strecken- und Schachtsystems.

Ein weiterer signifikanter Unterschied zwischen den Ergebnissen dieser Simulationsvariation und der Basis-Simulation ergibt sich daraus, dass die Permeabilität nicht nur in den Streckenverschlussbauwerken 100-fach erhöht ist, sondern auch in den Schachtverschlussbauwerken. Das führt dazu, dass das oberhalb des oberen Schachtverschlussbauwerks unter hydrostatischem Druck anstehende Grundwasser aus dem Deckgebirge schneller durch das obere Schachtverschlussbauwerk hindurchsickern kann und sich somit schneller oberhalb des unteren Schachtverschlussbauwerks ansammelt. Zu ersehen ist dieser Sachverhalt aus der in Bild 7.24

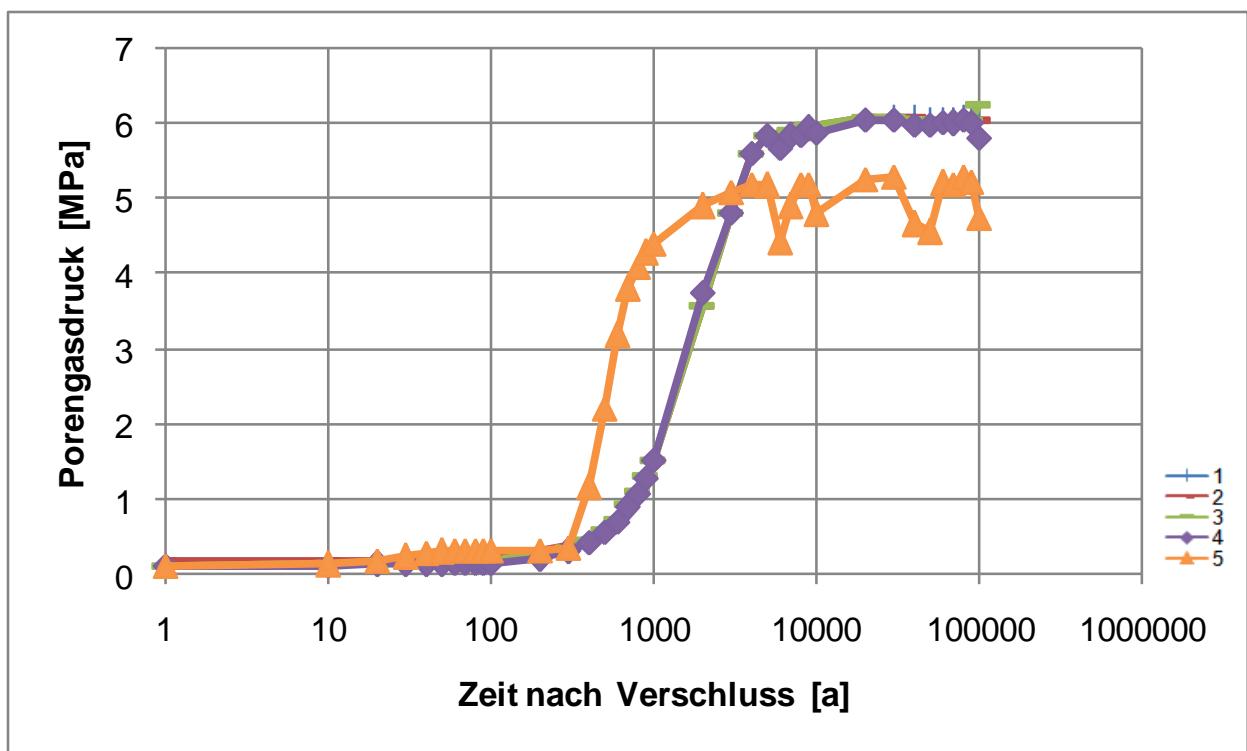


Bild 7.22 Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

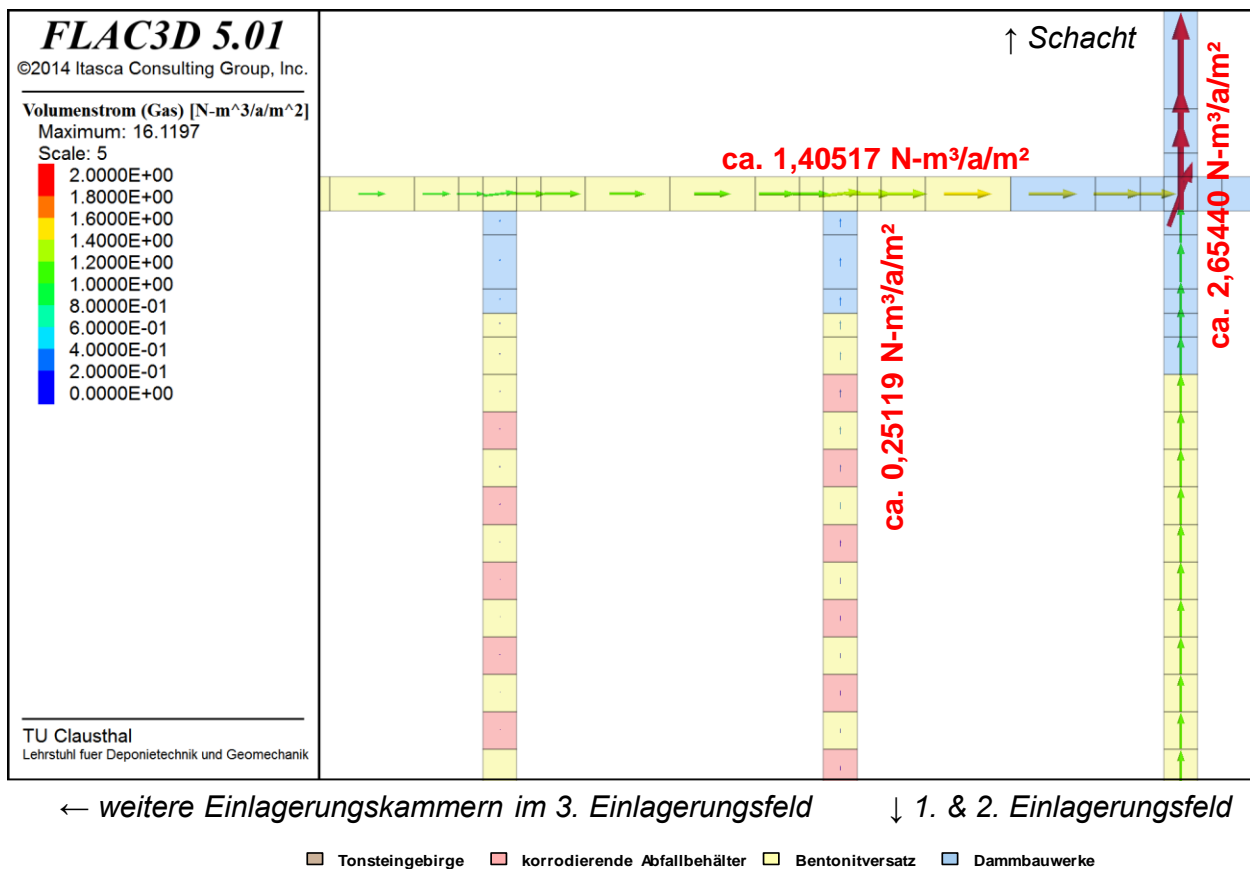


Bild 7.23 Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t = 10.000$  a nach Verschluss des Endlagers

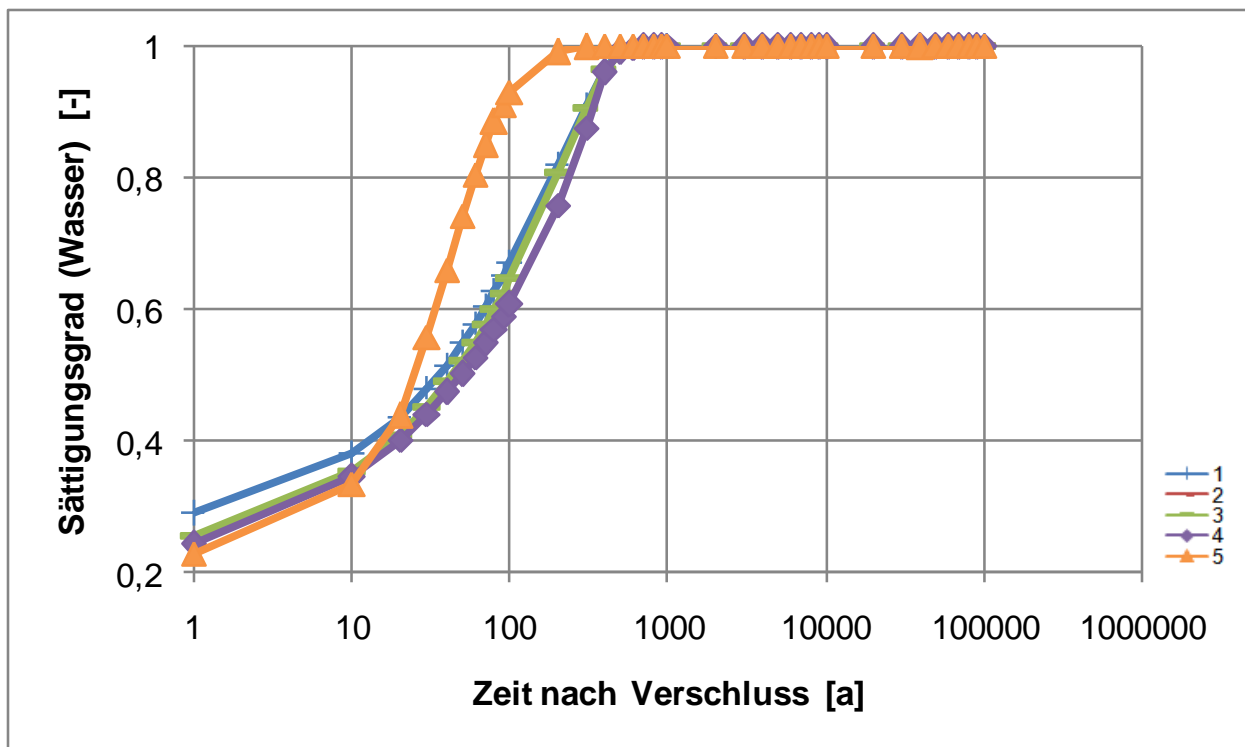


Bild 7.24 Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

(= Bild D.12/2) dargestellten zeitlichen Entwicklung des Wassersättigungsgrades in der Beobachtungszone 5, die sich unmittelbar oberhalb des unteren Schachtverschlussbauwerks befindet, da in dieser Berechnungszone der Wassersättigungsgrad in dieser Simulationsvariation schneller ansteigt als in der Basis-Simulation.

(d) Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme einer Permeabilität von  $K = 10^{-15} \text{ m}^2$  im Bentonitversatz sowie in den Verschlussbauwerken → Globalmodell (i)

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein ähnliches Szenario wie die Simulationsvariation (c), allerdings liegt hier eine extremere Erhöhung der Permeabilität des Bentonitversatzes sowie der Verschlussbauwerke vor. Die in Anhang E dargestellten Simulationsergebnisse dieser Variation sind daher ebenfalls ähnlich wie die Simulationsergebnisse der Variation (c), allerdings zunächst bis etwa 1.000 Jahre nach Verschluss des Endlagers mit einer noch größeren Tendenz, das Gas entlang des Strecken- und Schachtsystems auszutragen. Danach wird für diese Variation eine geringere Gasauspressrate entlang des Strecken- und Schachtsystems ausgewiesen als in der Variation (c). Als Ursache für diesen Sachverhalt wird der intensivere Wasserzustrom durch den Schacht und die Zugangsstrecke zwischen Schacht und Einlagerungsfeld gesehen, da

das intensiver zufließende Wasser wie in Bild 7.25 (= Bild E.12/2) dargestellt zu einer schnelleren Erhöhung des Flüssigkeitssättigungsgrades und damit zu einer schnelleren Reduzierung der Relativpermeabilität für die Gasphase vornehmlich sowohl im Schacht wie auch in der Zugangsstrecke führt, in geringerem Maße aber auch in den Verbindungsstrecken und in den Einlagerungsstrecken.

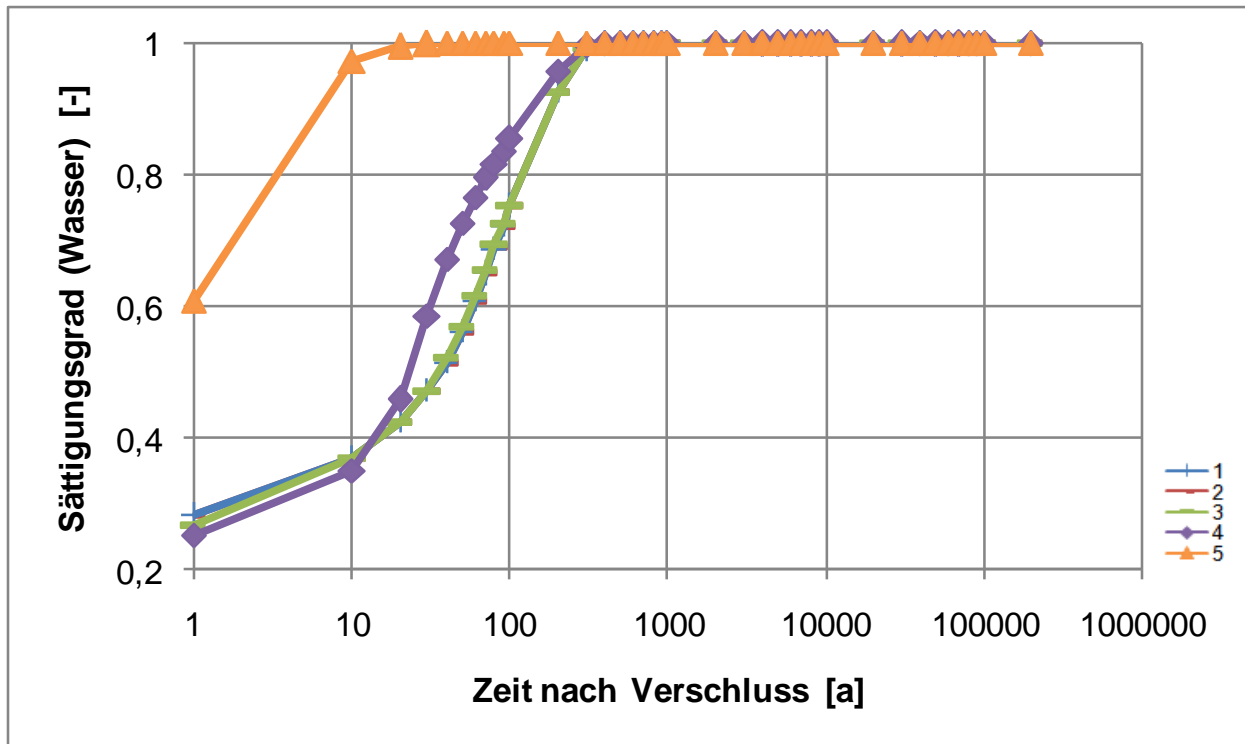


Bild 7.25 Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

(e) Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme einer gegenüber der Basis-Simulation 100-fach geringeren Permeabilität des Tonsteingebirges → Globalmodell (i)

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario, bei dem die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge eine signifikant geringere hydraulische Durchlässigkeit aufweist als in der Basis-Simulation. Die geringere hydraulische Durchlässigkeit des Tonsteingebirges führt zu einem reduzierten Wasserzutritt aus der Wirtsgesteinsformation in die Einlagerungsstrecken, so dass der Flüssigkeitssättigungsgrad in dieser Simulationsvariation deutlich langsamer ansteigt als in der Basis-Simulation. Eine Vollsättigung wird bei dieser Simulationsvariation in den Einlagerungsstrecken entsprechend Bild 7.26 (= Bild F.12/2) erst etwa 100.000 Jahre nach Verschluss des Endlagers erreicht.



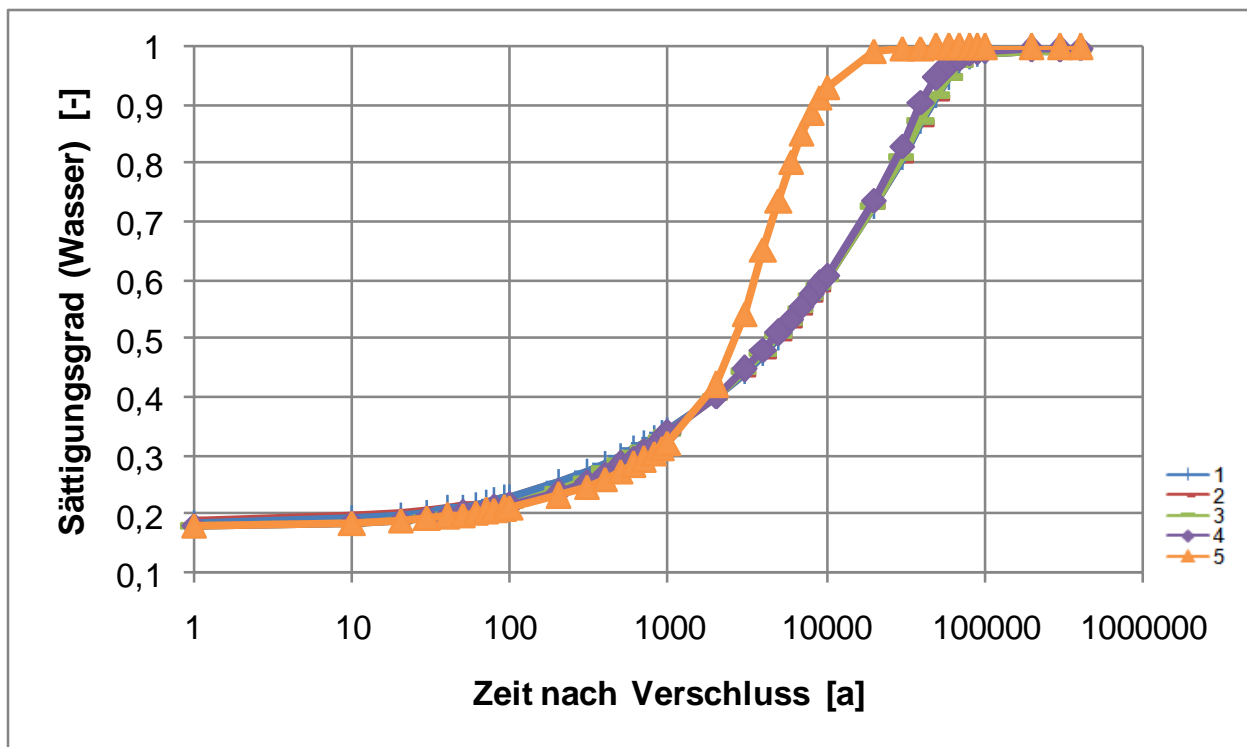


Bild 7.26 Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

Da aufgrund des weniger intensiven Wasserzstroms in die versetzten Strecken die im Bentonitversatz initial vorhandene Porenluft langsamer komprimiert wird und zudem das bei der Behälterkorrosion entstehende Gas mehr Porenraum zur Verfügung hat, baut sich in dieser Simulationsvariation der Porengasdruck zunächst deutlich langsamer auf als in der Basis-Simulation. Der Porengasdruck erreicht hier den hydrostatischen Druck entsprechend Bild 7.27 (= Bild F.12/5) erst etwa 50.000 Jahre nach Verschluss des Endlagers. In der Folge erreicht der Porengasdruck in den Einlagerungsstrecken allerdings ein wesentlich höheres Niveau als in der Basis-Simulation, da das Gas aufgrund der geringeren hydraulischen Durchlässigkeit der Wirtsgesteinsformation nicht so einfach durch die Wirtsgesteinsformation entweichen kann. Dieser Sachverhalt führt dazu, dass am Ende der korrosionsbedingten Gasbildung zum Zeitpunkt  $t = 300.000 \text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers ein Porengasdruck von etwa  $p_g \approx 11,7 \text{ MPa}$  ausgewiesen wird. Das Gas ist zu diesem Zeitpunkt entsprechend Bild 7.28 (= Bild F.14/1) etwa 25 Meter um die Strecken herum in die Wirtsgesteinsformation eingedrungen.

Da die Wirtsgesteinsformation eine signifikant kleinere hydraulische Durchlässigkeit aufweist als das Bentonitversatzmaterial und die Verschlussbauwerke, findet der Gasaustrag aus dem Grubengebäude in dieser Simulationsvariation wie schon in den vorstehend dokumentierten Simulationsvariationen (c) und (d) vornehmlich entlang des Strecken- und Schachtsystems statt.

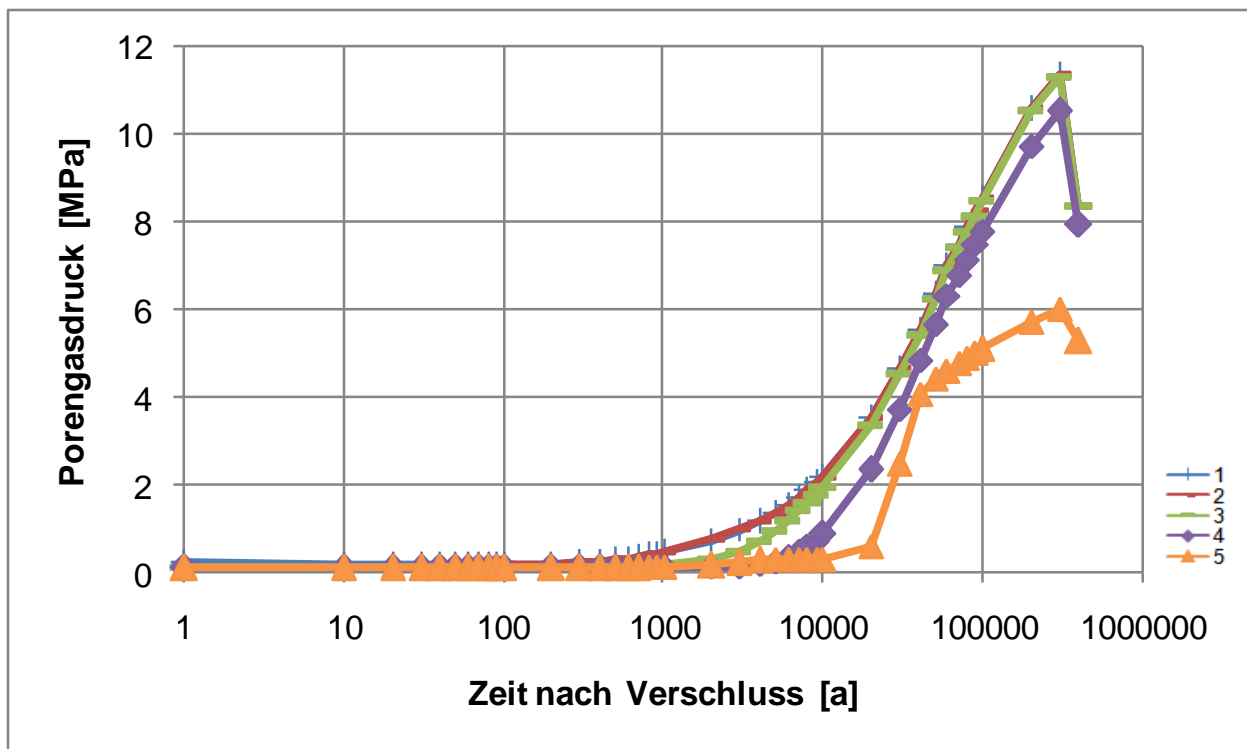


Bild 7.27 Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes

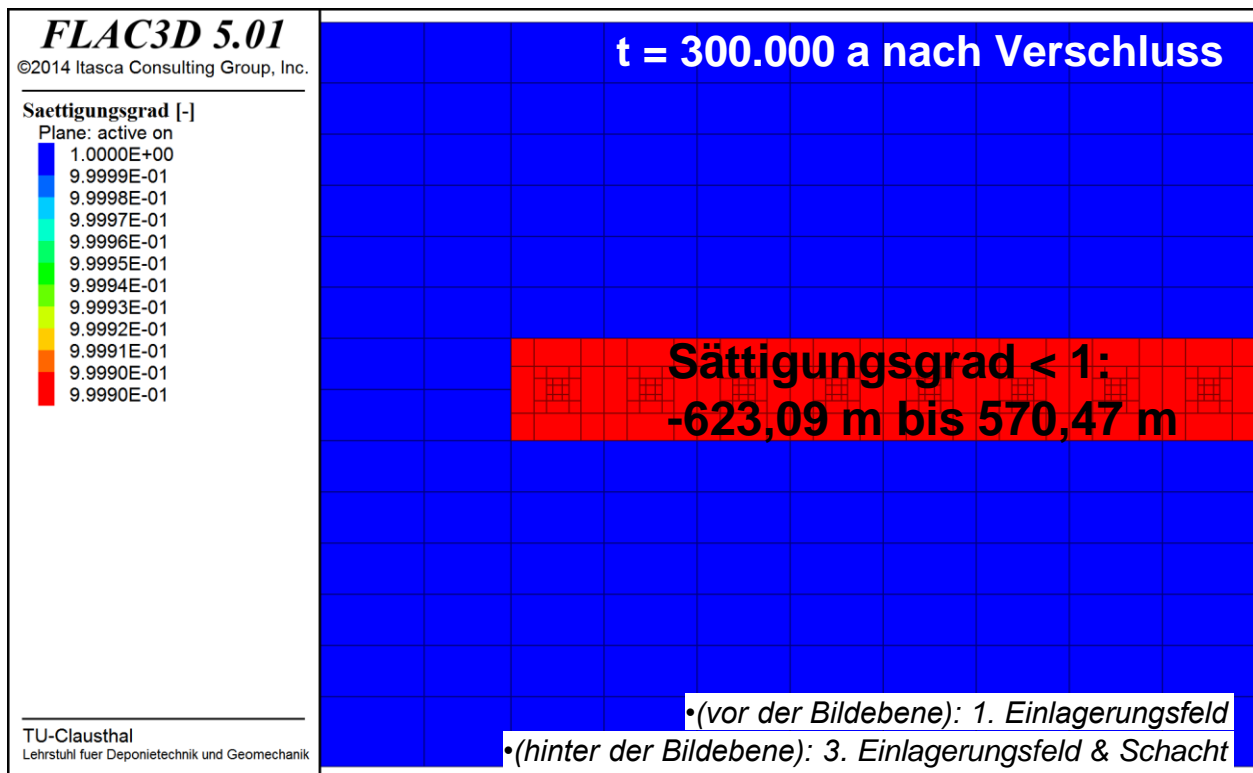


Bild 7.28 Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt  $t = 300.000$  a nach Verschluss des Endlagers

Dieser Sachverhalt wird besonders deutlich, nachdem im Bentonitversatz nahezu Vollsättigung erreicht wird. So werden für diese Simulationsvariation zum Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss des Endlagers entsprechend Bild 7.29 (= Bild F.8/4) in Richtung des Schachts orientierte Gasströmungsraten von nahezu  $\dot{Q}_g \approx 400 \frac{N-l}{a \cdot m^2}$  ausgewiesen, d.h. etwa 4-fach höhere Gasströmungsraten als zum gleichen Zeitpunkt in der Basis-Simulation.

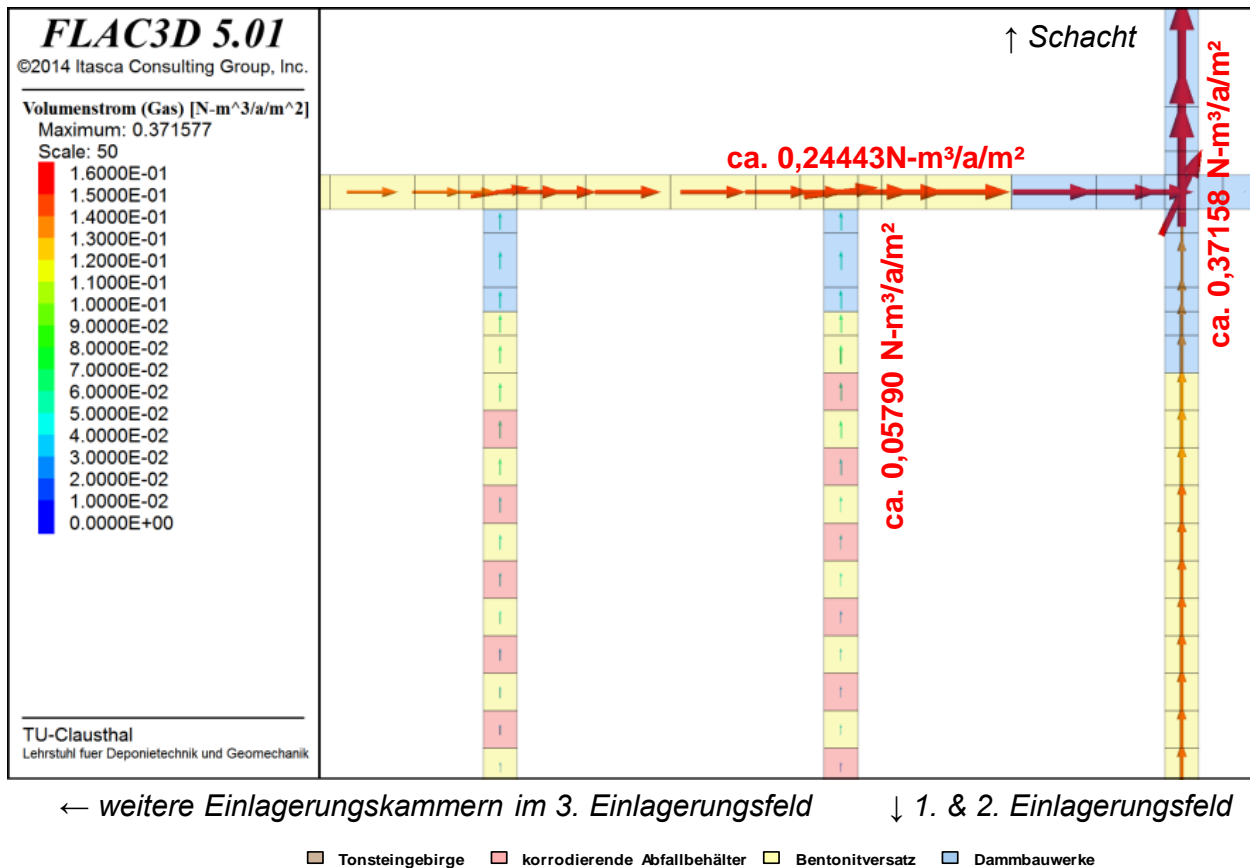


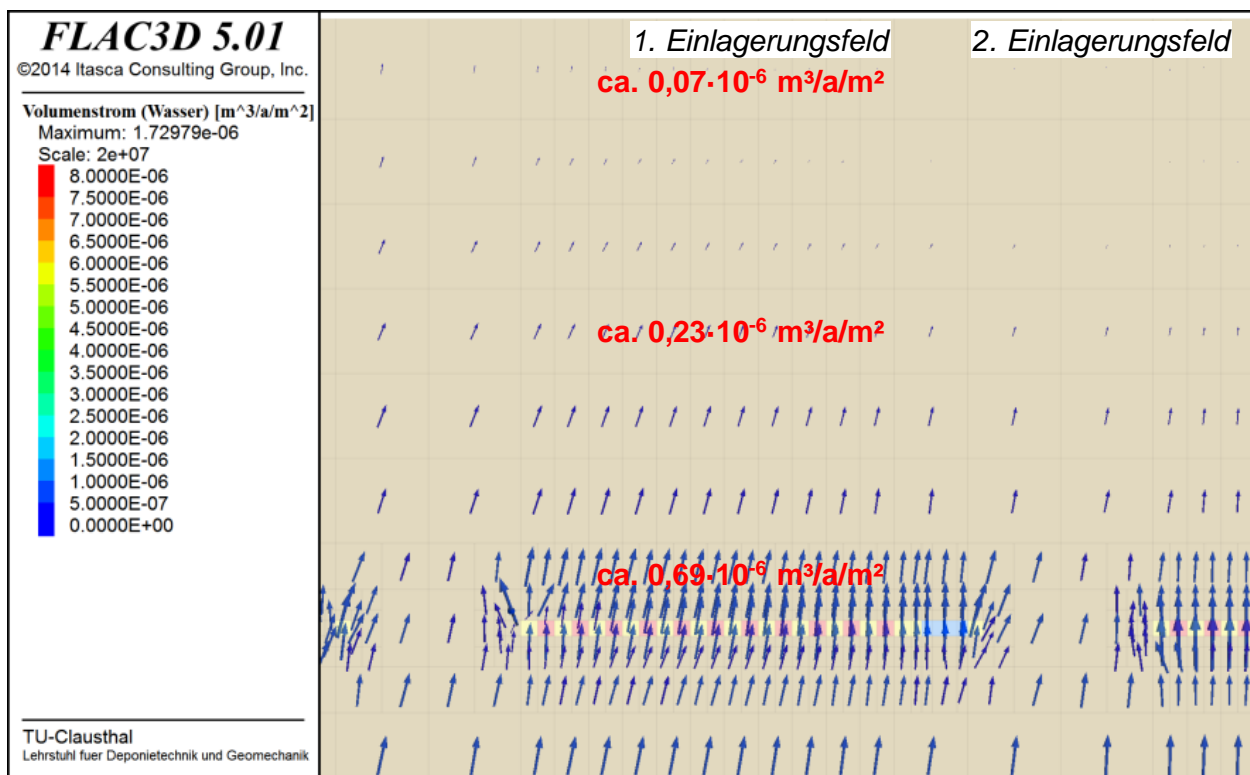
Bild 7.29 Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss des Endlagers

(f) Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme eines vertikal (von unten nach oben) gerichteten primären hydraulischen Gradienten von  $i = 0,15 \rightarrow$  Globalmodell (i)

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario, bei dem in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge bereits im unverritzten Zustand ein vertikal von unten nach oben gerichteter hydraulischer Gradient vorliegt. Diese Situation ist angelehnt an die geohydraulischen Verhältnisse in der Schweiz, die z.B. in *Nagra (2002)* dokumentiert sind.

Im Rahmen dieser Simulationsvariation hat sich gezeigt, dass der primäre hydraulische Gradient in den ersten Jahrtausenden nach Verschluss des Endlagers nur einen geringen Einfluss auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse hat, da die sekundären hydraulischen Gradienten das Systemverhalten des Endlagers dominieren. Sobald allerdings die versetzten Endlagerstrecken vollgesättigt sind und der darin anstehende Porenfluiddruck sich dem primären Porenfluiddruck annähert, gewinnt der primäre hydraulische Gradient an Bedeutung für das Endlagersystemverhalten, allerdings nur im Hinblick auf die auftretenden Wasserströmungsraten, während die Gasströmungsraten nahezu unbeeinflusst bleiben und sich daher kaum von den Gasströmungsraten der Basis-Simulation unterscheiden.

Bild 7.30 (= Bild G.5/4) zeigt für diese Simulationsvariation als vektorielle Darstellung die Strömungsrate und die Strömungsrichtung des Porenwassers innerhalb der Wirtsgesteinsformation zum Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss des Endlagers, wobei deutlich eine bevorzugte Porenwasserströmungsrichtung von unten nach oben entsprechend dem vorgegebenen primären hydraulischen Gradienten zu ersehen ist. Durch diese aufwärts gerichtete Porenwasserströmung können gelöste Radionuklide durch advektiven Transport in der Flüssigphase leichter das Deckgebirge erreichen.



•(parallel zur Bildebene): weitere Einlagerungskammern in allen 3 Einlagerungsfeldern

■ Tonsteingebirge   ■ korrodierende Abfallbehälter   ■ Bentonitversatz   ■ Dammbauwerke

Bild 7.30 Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss des Endlagers

Besonders auffällig ist in Bild 7.30, dass die Porenwasserströmungsraten oberhalb des Endlagerbergwerks geringer sind als unterhalb des Endlagerbergwerks. Dieser Sachverhalt ist dadurch zu erklären, dass bedingt durch die korrosionsbasierte Gasbildung innerhalb des Endlagerbergwerks ein geringer Kapillardruck vorherrscht, der dazu führt, dass Porenwasser aus dem umgebenden Wirtsgestein aus allen Richtungen in Richtung der Endlagerstrecken fließt. Bei Überlagerung dieses Prozesses mit der aufwärts gerichteten Porenwasserströmung aufgrund des primären hydraulischen Gradienten ergeben sich oberhalb des Endlagerbergwerks reduzierte Strömungsraten, während unterhalb des Endlagerbergwerks erhöhte Strömungsraten resultieren.

(g) *Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme eines horizontal (von den Einlagerungsfeldern zum Schacht) gerichteten primären hydraulischen Gradienten von  $i = 0,15 \rightarrow$  Globalmodell (i)*

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario, bei dem in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge bereits im unverritzten Zustand ein horizontal von den Einlagerungsfeldern zum Schacht gerichteter hydraulischer Gradient vorliegt. Diese Situation ist angelehnt an die geohydraulischen Verhältnisse im Bereich der Schachanlage Konrad.

Ebenso wie schon in der Simulationsvariation (f), in der ein vertikal von unten nach oben gerichteter primärer hydraulischer Gradient angenommen worden ist, hat sich auch im Rahmen dieser Simulationsvariation gezeigt, dass der primäre hydraulische Gradient in den ersten Jahrtausenden nach Verschluss des Endlagers nur einen geringen Einfluss auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse hat, da die sekundären hydraulischen Gradienten das Systemverhalten des Endlagers dominieren. Sobald allerdings die versetzten Endlagerstrecken vollgesättigt sind und der darin anstehende Porenfluiddruck sich dem primären Porenfluiddruck annähert, gewinnt der primäre hydraulische Gradient auch in dieser Simulationsvariation an Bedeutung für das Endlagersystemverhalten, allerdings ebenfalls wieder nur im Hinblick auf die auftretenden Wasserströmungsraten, während die Gasströmungsraten nahezu unbeeinflusst bleiben und sich daher kaum von den Gasströmungsraten der Basis-Simulation unterscheiden.

Der zunehmende Einfluss auf die Wasserströmungsraten ist zu ersehen aus den in Anhang H vektoriell dargestellten Wasserströmungen im Grubengebäude sowie im umgebenden Tonsteingebirge, da in diesen Darstellungen ab dem Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss des Endlagers eine deutlich bevorzugte Wasserströmungsrichtung ausgewiesen wird, die in der Basis-Simulation nicht vorhanden ist. Bild 7.31 (= Bild H.4/4) zeigt, dass zum Zeitpunkt  $t = 10.000 a$

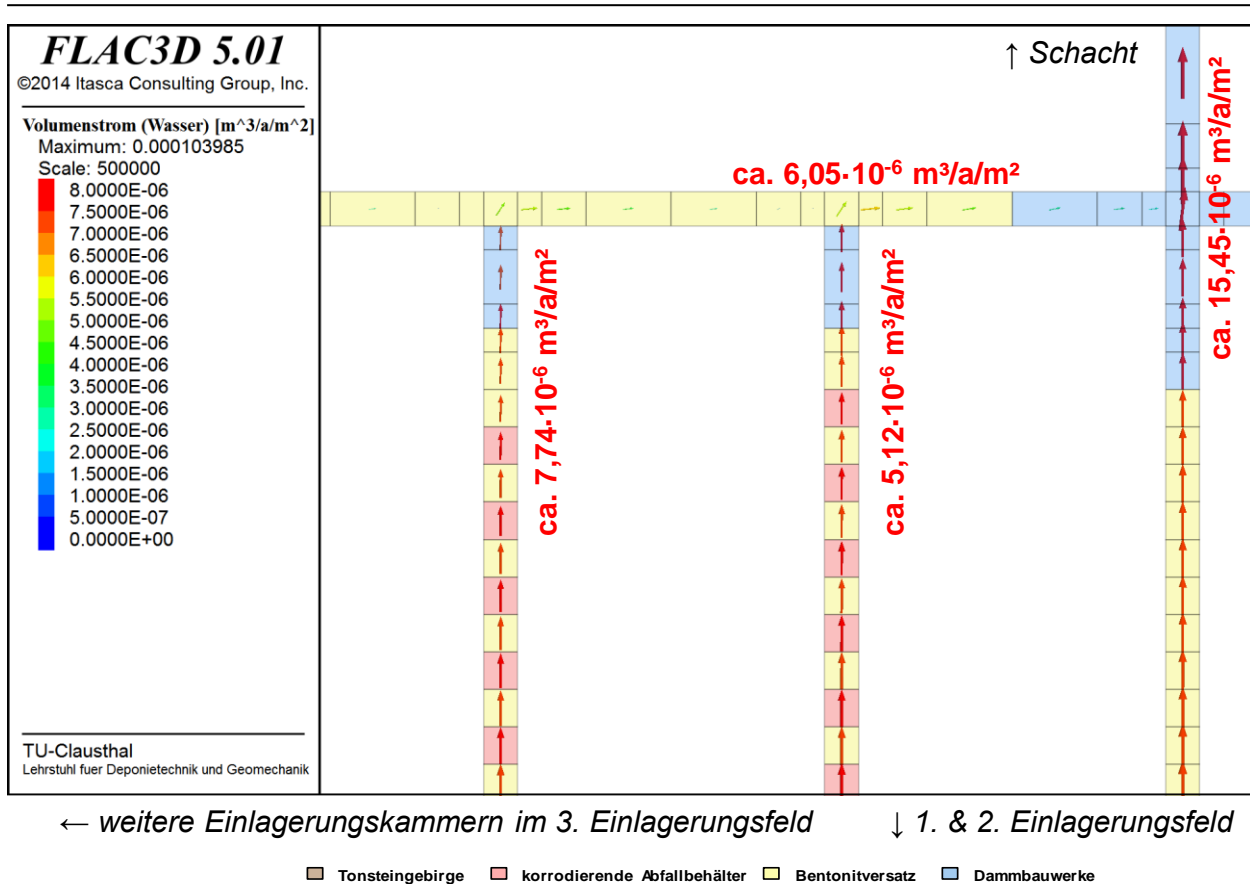


Bild 7.31 Wasserströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t = 10.000$  a nach Verschluss des Endlagers

nach Verschluss des Endlagers die Wasserströmung im Grubengebäude in Richtung des Schachtes orientiert ist und damit dem angesetzten primären hydraulischen Gradienten folgt. Gleiches gilt für die in Bild 7.32 (= Bild H.5/4) dargestellte Wasserströmungsrichtung im umgebenden Tonsteingebirge. Die Wasserströmungsraten im Tonsteingebirge sind dabei ähnlich wie in der Simulationsvariation (f), da die angesetzten primären hydraulischen Gradienten gleich sind.

Durch die in Richtung Schacht orientierte Wasserströmung können gelöste Radionuklide durch advektiven Transport in der Flüssigphase leichter durch den Schacht ausgetragen werden. Es ist allerdings anzumerken, dass dieser advektiv getragene Radionuklidaustrag sicherlich durch geeignete Positionierung der Schächte beeinflusst werden kann. Die vorliegende Simulationsvariation sollte daher nur als ein Einstieg für eine umfassendere numerische Variationsanalyse mit unterschiedlicher Schachtpositionierung angesehen werden.

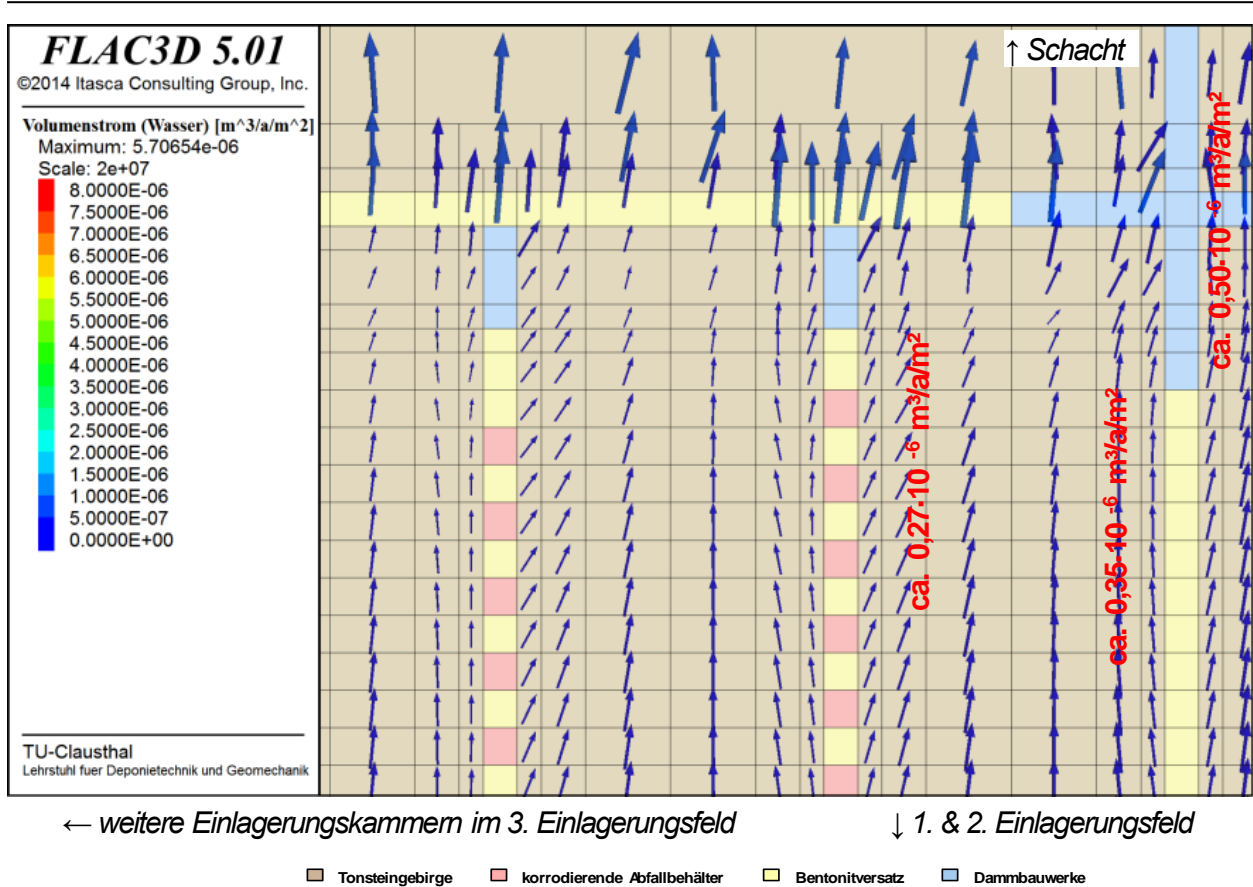


Bild 7.32 Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 10.000 \text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers

(h) Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme einer geogen angelegten, aber durch die Vorerkundung nicht entdeckten Störungszone mit gegenüber dem umgebenden Tonsteingebirge mäßig erhöhter Permeabilität (ansonsten analog zur Basis-Simulation) → Globalmodell (ii)

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario, bei dem eine bei Auffahrung und Betrieb des Endlagers nicht entdeckte Störungszone existiert. Diese Störungszone wird stilisiert als vertikal anstehend mit einer gegenüber dem umgebenden Tonsteingebirge 100-fach erhöhten primären Permeabilität angenommen. Sie verläuft mittig durch das 2. Einlagerungsfeld und ist im Rahmen der Vorerkundung sowie bei der Auffahrung des Streckensystems trotz Durchörterung nicht entdeckt worden, da sich ihre strukturellen Eigenschaften im Vergleich zum umgebenden Tonsteingebirge nur in geringem Maße unterscheiden und die hydraulische Wirksamkeit erst später aktiviert wird (latente Schwächezone).

Eine vergleichende Betrachtung der Berechnungsergebnisse dieser Simulationsvariation mit der Basis-Simulation für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge ergibt, dass sich die fluidy-



namischen Prozesse und die daraus resultierenden physikalischen Größen im Endlagerbergwerk schon in einem Abstand von nur wenigen Metern zur Störungszone kaum noch unterscheiden. Allerdings ergeben sich für diese Simulationsvariation in den Berechnungszonen der Störungszone aufgrund der dort vorliegenden höheren Permeabilität signifikant höhere Gasströmungsraten als in den entsprechenden Tonstein-Berechnungszonen der Basis-Simulation, entsprechend den in Bild 7.33 (= Bild I.16/1) für Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss des Endlagers dargestellten Simulationsergebnisse etwa um den Faktor 25. Demzufolge steigt das Porengas in der Störungszone auch schneller in Richtung des Deckgebirges auf als im umgebenden Tonsteingebirge. Entsprechend Bild 7.34 (= Bild I.15/2) hat das Porengas zum Zeitpunkt  $t = 20.000 a$  nach Verschluss des Endlagers in der Störungszone schon nahezu die halbe Distanz zwischen Einlagerungssohle und Deckgebirge zurückgelegt. Zum Zeitpunkt  $t = 60.000 a$  nach Verschluss des Endlagers erreicht das in der Störungszone aufsteigende Porengas entsprechend Bild 7.35 (= Bild I.15/6) den oberen Modellrand und damit das Deckgebirge, während es im umgebenden Tonsteingebirge mit der nicht vergrößerten Permeabilität das Deckgebirge entsprechend Bild 7.36 (= Bild I.15/7) ebenso wie in der Basis-Simulation für die Wirtsgesteinsformation

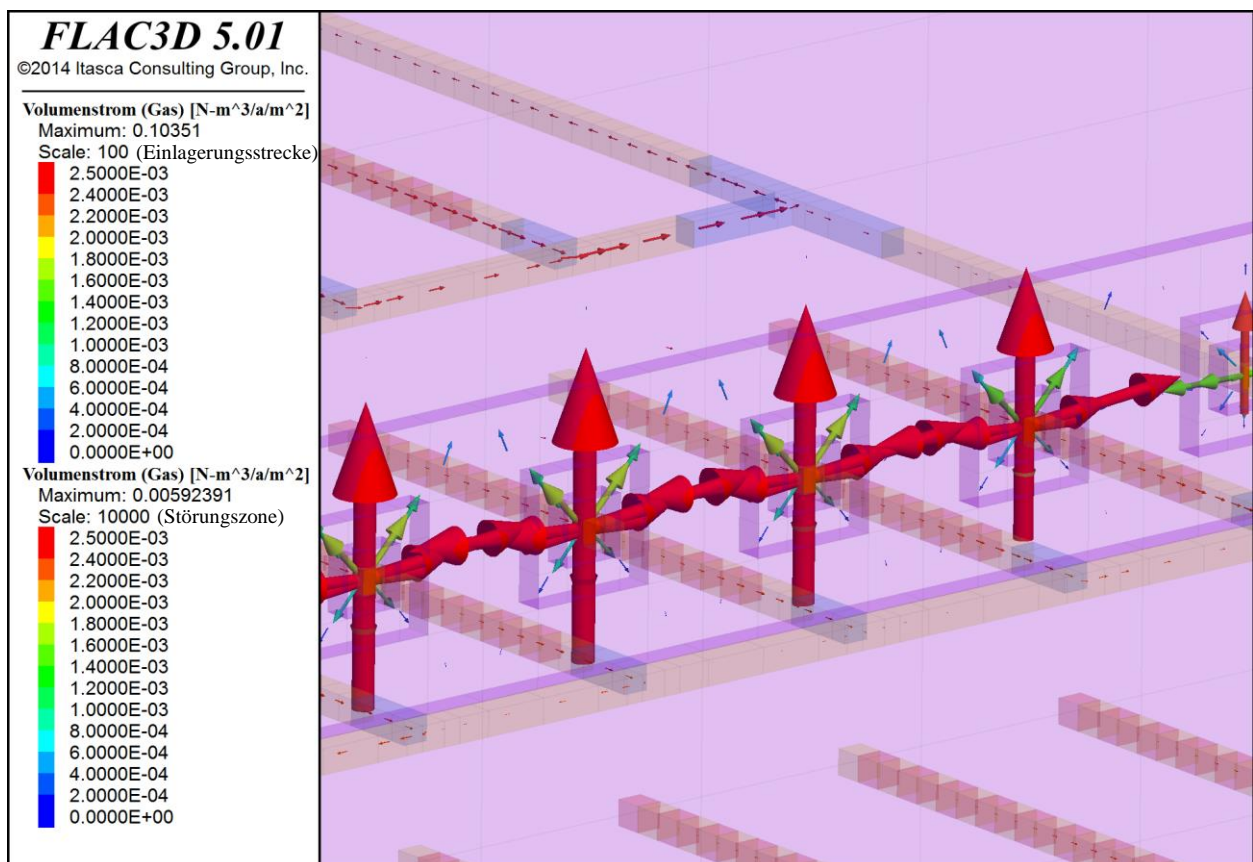


Bild 7.33 Gasströmung innerhalb des Streckensystems sowie in der Störungszone zum Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss des Endlagers



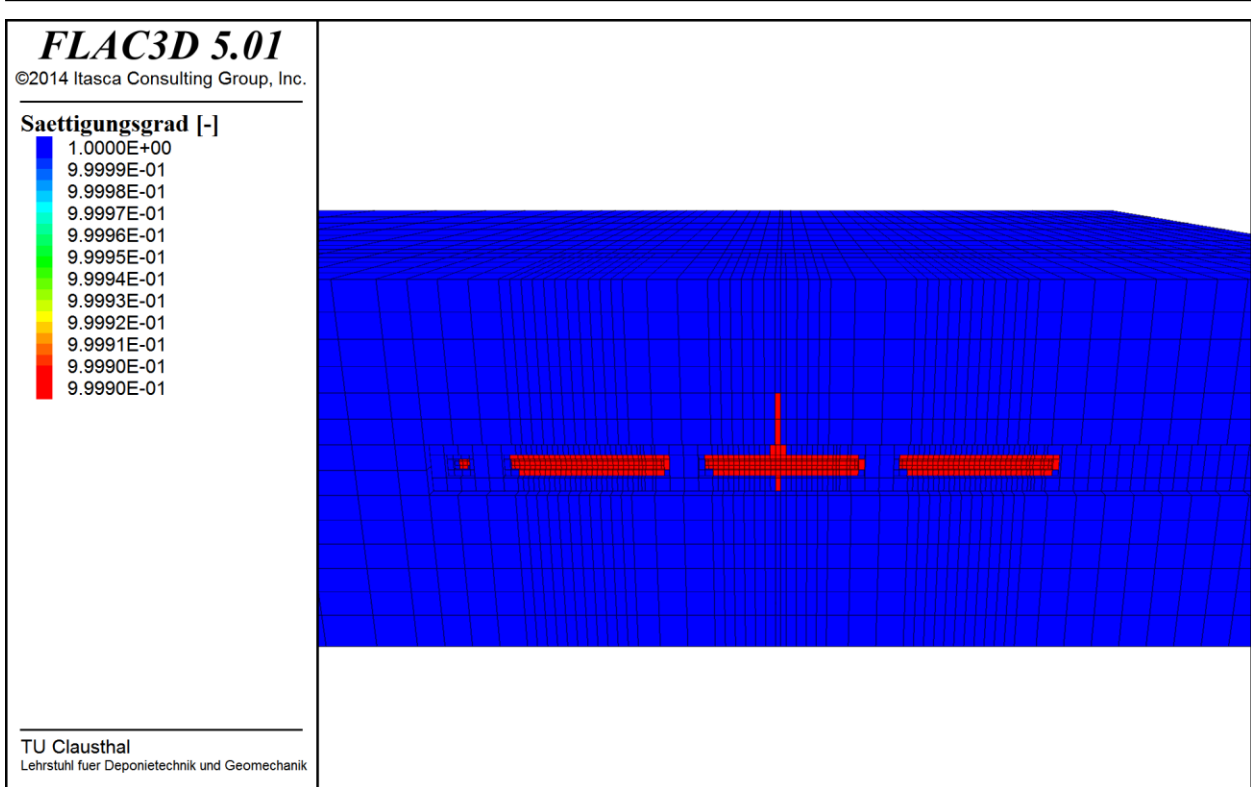


Bild 7.34 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 20.000 a$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)

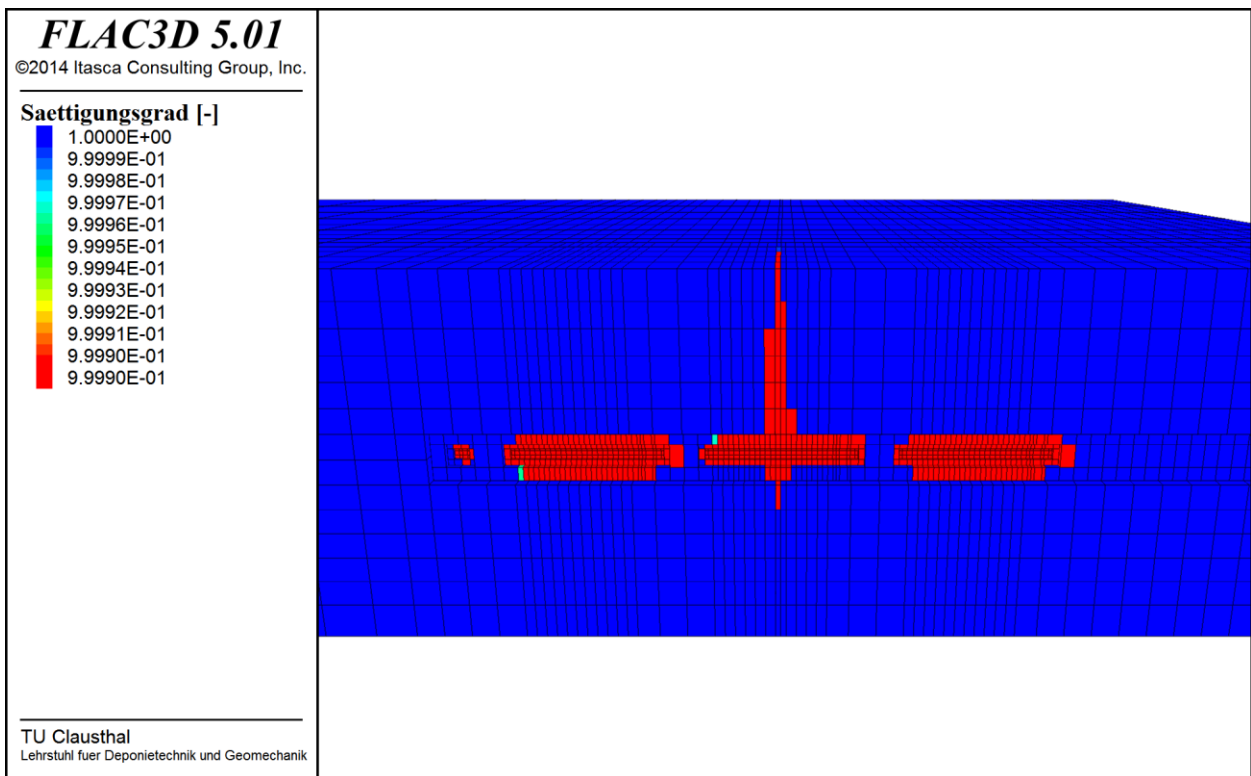
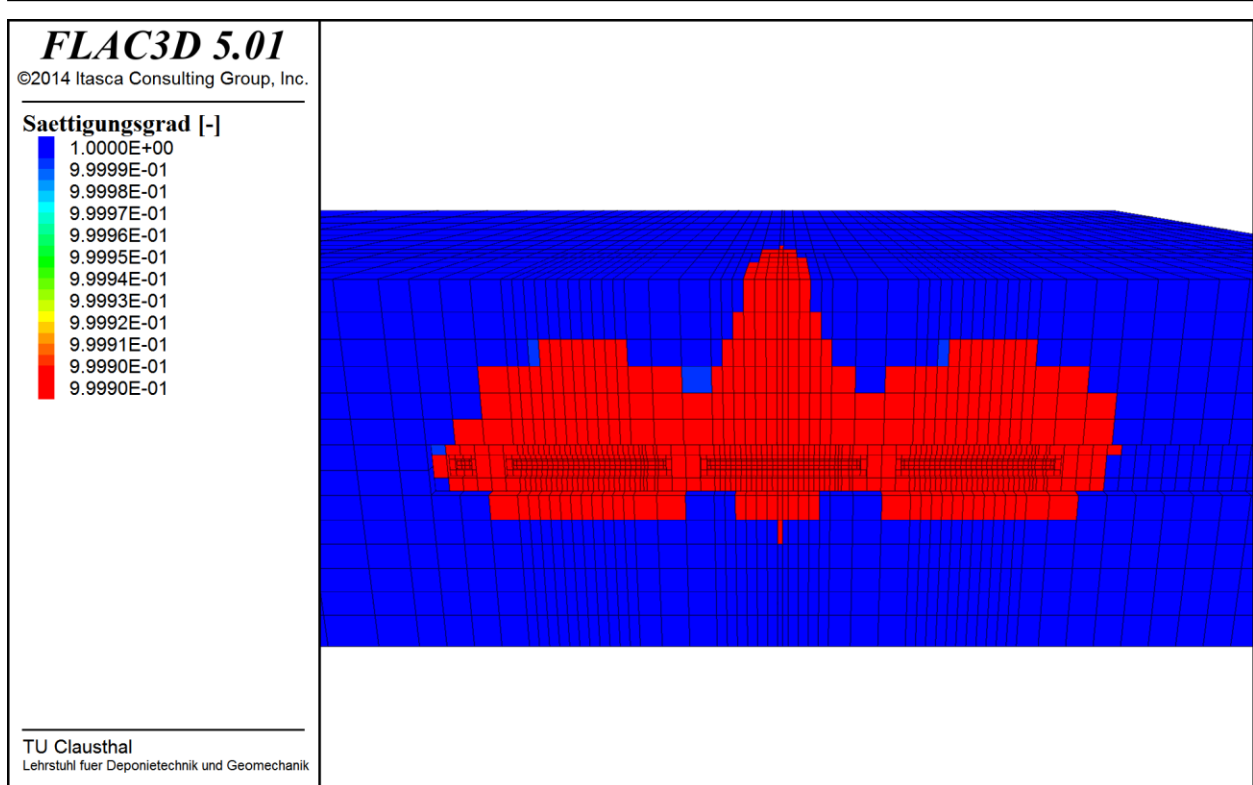


Bild 7.35 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 60.000 a$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)



*Bild 7.36 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)*

Tonsteingebirge bis zum Ende der korrosionsbedingten Gasbildung zum Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers noch nicht erreicht. Hier zeigt sich sehr plakativ die sicherheitstechnisch grundsätzlich nachteilige Auswirkung von Heterogenitäten im Barrieregebirge.

- (i) *Referenz-Endlagersystem im Tonsteingebirge unter Annahme einer im Rahmen der Vorerkundung nicht entdeckten Störungszone mit gegenüber dem umgebenden Tonsteingebirge signifikant erhöhter Permeabilität (ansonsten analog zur Basis-Simulation) → Globalmodell (iii)*

Diese Simulationsvariation repräsentiert ebenso wie die Simulationsvariation (h) ein Szenario, bei dem eine durch die Vorerkundung und in der Zeit des Endlagerbetriebs nicht entdeckte vertikal ausgerichtete Störungszone im Tonsteingebirge vorhanden ist. Im Gegensatz zur Simulationsvariation (h) ist das Gebirge in dieser Störungszone mechanisch stärker tektonisiert und dementsprechend ist die Störungszone in dieser Simulationsvariation in ihrer hydraulischen Wirksamkeit deutlich stärker ausgeprägt. Die Störungszone verläuft in dieser Simulationsvariation allerdings nicht direkt durch ein Einlagerungsfeld, sondern beginnt erst  $10 m$  oberhalb der

Firste der Einlagerungssohle, wobei die Permeabilität der Störungszone in dieser Simulationsvariation gegenüber der Simulationsvariation (h) nunmehr um den Faktor 1.000 erhöht ist.

Eine vergleichende Betrachtung der Berechnungsergebnisse dieser Simulationsvariation mit der Basis-Simulation für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge sowie mit der Simulationsvariation (h) ergibt, dass sich die fluiddynamischen Prozesse und die daraus resultierenden physikalischen Größen im Endlagerbergwerk in dieser Simulationsvariation zunächst für einige 10.000 Jahre ähnlich entwickeln wie in der Basis-Simulation, da die Störungszone aufgrund ihres Abstandes von der Einlagerungssohle zunächst keinen signifikanten Einfluss auf die ablaufenden Prozesse hat. Sobald allerdings etwa 50.000 Jahre nach Verschluss des Endlagers das aus den Einlagerungsstrecken an den Streckenfirsten in das Tonsteingebirge eindringende Porengas die Unterkante der Störungszone erreicht, wird ebenso wie in der Simulationsvariation (h) ein deutlich beschleunigter Aufstieg des Porengases entlang der Störungszone in Richtung des Deckgebirges ausgewiesen.

Wie aus Bild 7.37 (= Bild J.15/5) zu ersehen ist, erreicht das entlang der Störungszone aufsteigende Porengas etwa zum Zeitpunkt  $t = 100.000 a$  nach Verschluss des Endlagers das Deckge-

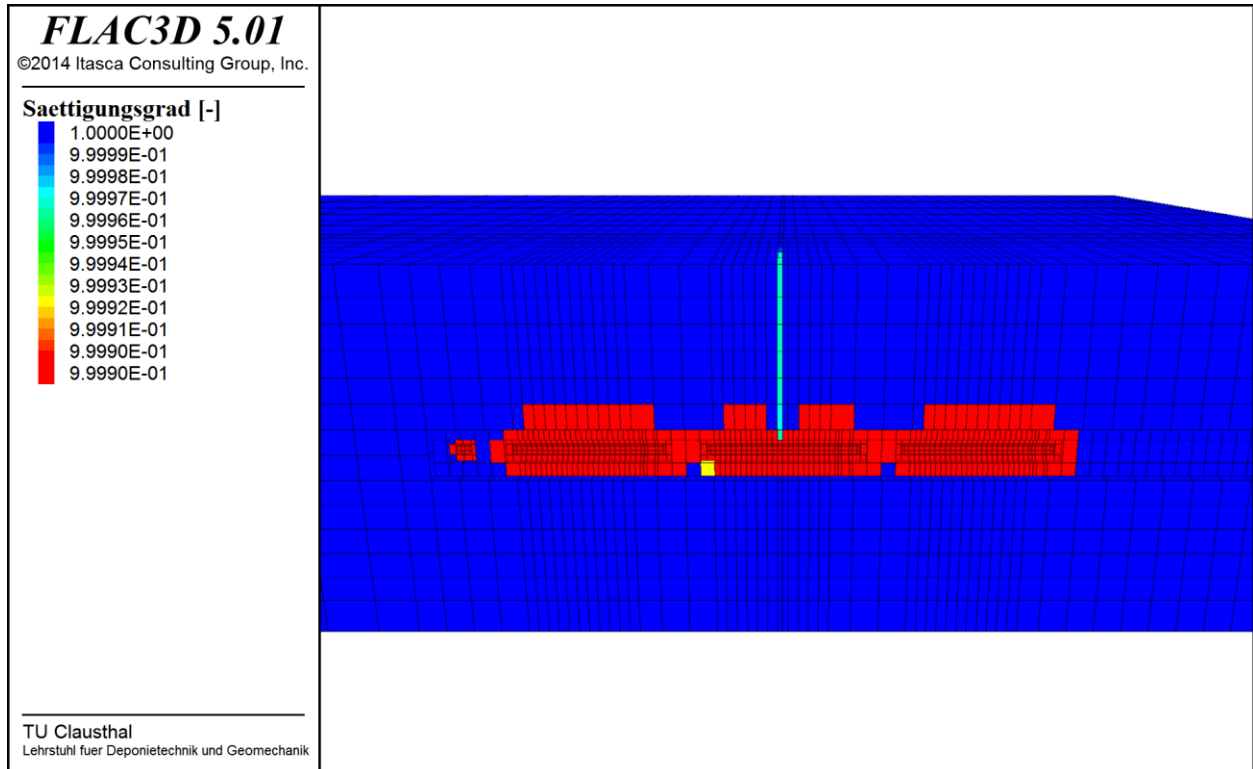


Bild 7.37 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 100.000 a$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)

birge und damit etwa 40.000 Jahre später als in der Simulationsvariation (h), wo für die Störungszone zwar eine 1.000-fach geringere Permeabilität angesetzt worden ist, die Störungszone jedoch im direkten Kontakt mit den Einlagerungstrecken stand. Dagegen erreicht die sich im intakten Tonsteingebirge ausbreitende Gasfront entsprechend Bild 7.38 (= Bild J.15/6) auch in dieser Simulationsvariation das Deckgebirge bis zum Ende des Korrosionsprozesses zum Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers nicht.

Es ist anzumerken, dass bei dieser Simulationsvariation der Flüssigkeitssättigungsgrad innerhalb der Störungszone allerdings nicht so weit absinkt wie in der Simulationsvariation (h), da aufgrund des Abstandes zwischen der Störungszone und der Einlagerungssohle der Gaszufluss in die Störungszone verzögert wird.

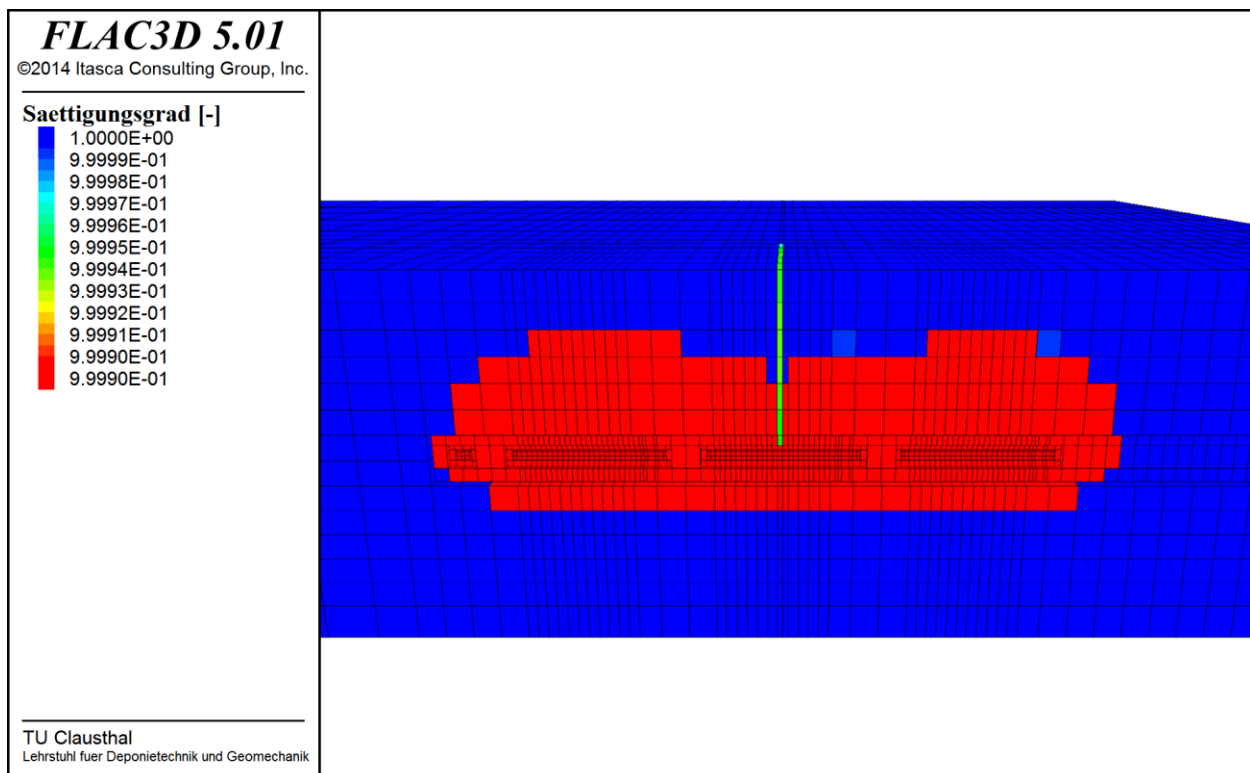


Bild 7.38 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 300.000 a$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)

(j) Referenz-Endlagersystem bei einer Mächtigkeit der Tonsteinformation von  $M = 100 m$  (ansonsten analog zur Basis-Simulation) → Globalmodell (iv)

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario analog zur Basis-Simulation für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge, allerdings bei einer deutlich reduzierten Wirtsgesteinsmächtigkeit von  $M = 100 m$ . Dieses Szenario ist damit angelehnt an die geologische Situation in Süd-

deutschland, wo Opalinuston-Formationen eine deutlich geringere Mächtigkeit aufweisen als norddeutsche Kreideton-Formationen. Wie bereits vorstehend erläutert, wird die Teufenlage der Tonsteinformation in diesem Globalmodell zwischen  $z = -640 \text{ m}$  und  $z = -540 \text{ m}$  angenommen. Die Teufenlage des Endlagerbergwerks wird auch in diesem Globalmodell mit  $z = -600 \text{ m}$  angenommen. Somit befindet sich das Endlagerbergwerk nicht direkt in der mittleren Teufe der Tonsteinformation, sondern  $10 \text{ m}$  darunter, um so ein hinreichendes Platzangebot vorzusehen für die Implementierung einer Überfahrungssohle oberhalb der Einlagerungssohle.

Eine vergleichende Betrachtung der in Anhang K dargestellten Simulationsergebnisse dieser Simulationsvariation mit den in Anhang A dargestellten Simulationsergebnissen der Basis-Simulation für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge ergibt, dass sich die Simulationsergebnisse beider Simulationen größtenteils relativ ähnlich sind. Es fällt allerdings auf, dass die  $20 \text{ m}$  und  $40 \text{ m}$  oberhalb der Einlagerungssohle erreichten Maximaltemperaturen in dieser Simulationsvariation etwas geringer sind als in der Basis-Simulation. Als Grund dafür wird die geringere Distanz zu den thermischen Randbedingungen an den Modellrändern gesehen, so dass Wärmeenergie über die Modellränder abgegeben wird.

Der signifikanteste Unterschied zwischen dieser Simulationsvariation und der Basis-Simulation ist zu ersehen aus der Darstellung der Gasausbreitung in der Wirtsgesteinsformation. Während das Gas in der Basis-Simulation den oberen Modellrand und damit das Deckgebirge bis zum Ende der korrosionsbedingten Gasbildung nicht erreicht, erreicht es den oberen Modellrand in dieser Simulationsvariation aufgrund der geringeren Distanz zwischen Einlagerungssohle und Oberkante der Wirtsgesteinsformation entsprechend Bild 7.39 (= Bild K.14/1) bzw. Bild 7.40 (= Bild K.14/2) bereits etwa 100.000-200.000 Jahre nach Verschluss des Endlagers. Zudem erreicht das Gas im gleichen Zeitraum auch die Unterkante der Wirtsgesteinsformation. Diese Entwicklung ist in der Basis-Simulation nicht beobachtet worden.

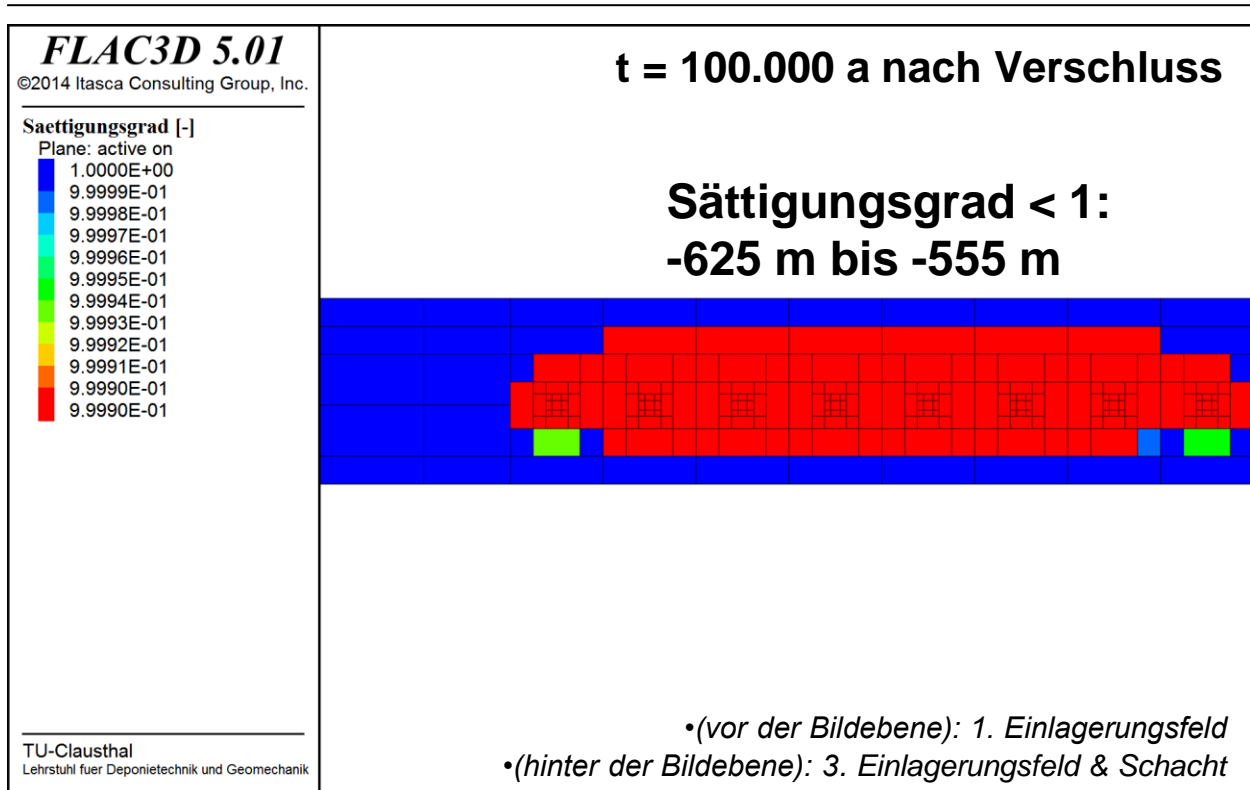


Bild 7.39 Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt  $t=100.000$  a nach Verschluss des Endlagers

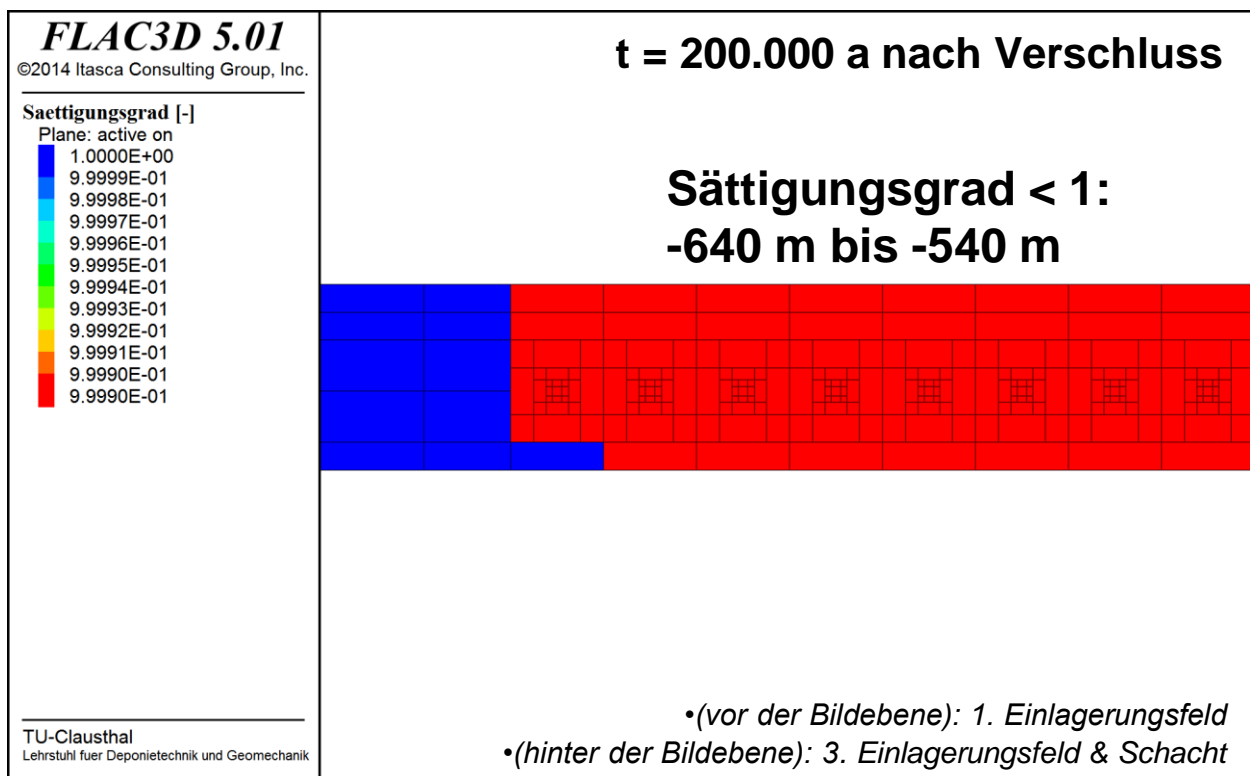


Bild 7.40 Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt  $t=200.000$  a nach Verschluss des Endlagers

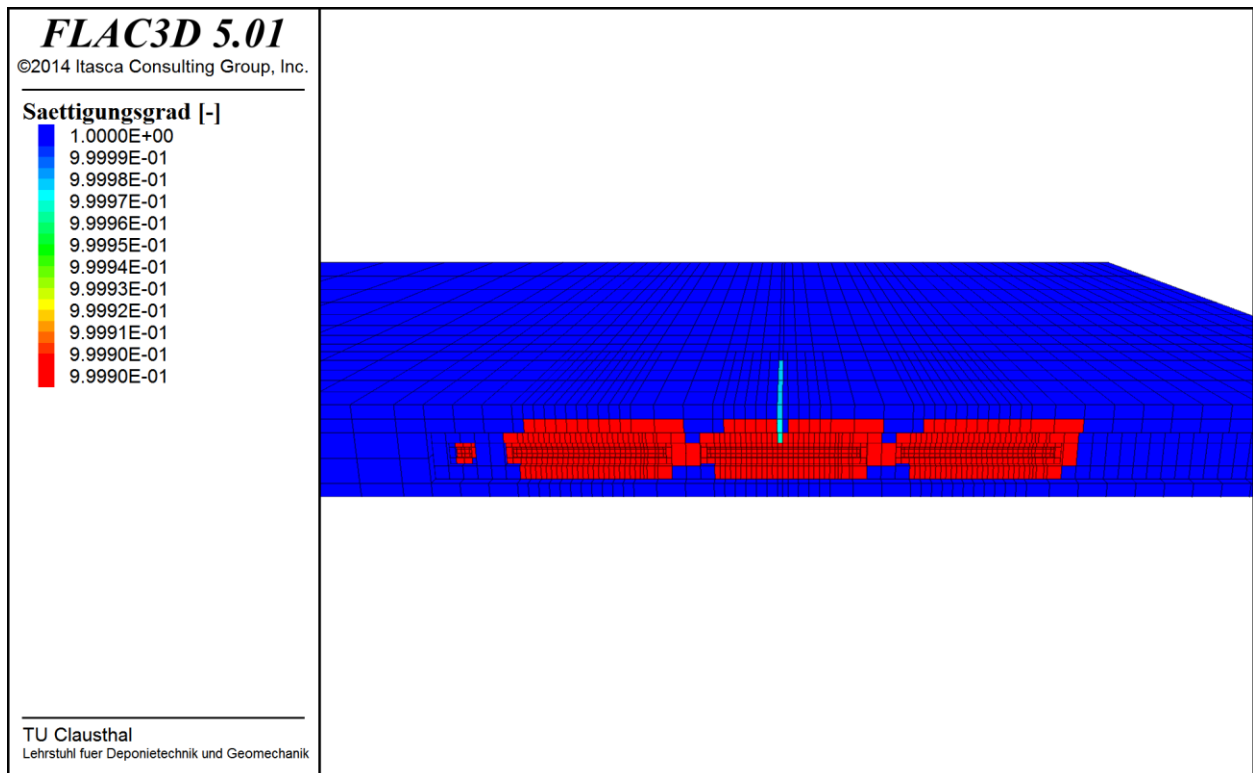
(k) *Weitere Simulationsvariationen zum Referenz-Endlagersystem bei einer Mächtigkeit der Tonsteinformation von  $M = 100\text{ m} \rightarrow$  Globalmodelle (iv-vi)*

Die vorstehend beschriebene Simulationsvariation (j) repräsentiert das Szenario der Basis-Simulation für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge, allerdings für eine Wirtsgesteinsmächtigkeit von  $M = 100\text{ m}$ . Entsprechend den vorstehenden Ausführungen verhalten sich die Endlagersysteme bei identisch angesetzten Materialeigenschaften für beide Wirtsgesteinsmächtigkeiten in Bezug auf die Fluiddynamik sehr ähnlich – abgesehen davon, dass die in der Wirtsgesteinsformation allmählich aufsteigende Gasfront das Deckgebirge bei einer Wirtsgesteinsmächtigkeit von  $M = 100\text{ m}$  deutlich früher erreicht als bei einer Wirtsgesteinsmächtigkeit von  $M = 400\text{ m}$ . Dieses tendenziell sehr ähnliche Langzeitverhalten der Endlagersysteme für die beiden unterschiedlichen Wirtsgesteinsmächtigkeiten zeigt sich auch bei Übertragung der Simulationsvariationen (a-i) auf die Wirtsgesteinsmächtigkeit von  $M = 100\text{ m}$ . Aus diesem Grund werden hier die entsprechenden Simulationsergebnisse zum größten Teil nicht weiter vorgestellt und diskutiert, obwohl diese Simulationen über den Umfang der in *Lux et al. (2017)* dokumentierten Simulationen hinausgehen. Stattdessen wird hier auf die entsprechenden Darstellungen der Simulationsergebnisse auf der beigefügten Anhang-CD verwiesen.

Als abschließender Beleg für die große Ähnlichkeit der ablaufenden fluiddynamischen Prozesse in Bezug auf die beiden Wirtsgesteinsmächtigkeiten  $M = 400\text{ m}$  bzw.  $M = 100\text{ m}$  erfolgt an dieser Stelle allerdings dennoch eine vergleichende Betrachtung der Simulationsergebnisse für das Szenario mit einer im Rahmen der Vorerkundung nicht entdeckten Störungszone mit gegenüber dem umgebenden Tonsteingebirge signifikant erhöhter Permeabilität von  $K = 10^{-15}\text{ m}^2$  gegenüber  $K = 10^{-20}\text{ m}^2$ , da für dieses Szenario die deutlichsten Unterschiede erwartet worden sind. Die zugehörigen in Anhang J ( $M = 400\text{ m}$ ) bzw. in Anhang R ( $M = 100\text{ m}$ ) dokumentierten Simulationsergebnisse weisen größtenteils starke qualitative und quantitative Ähnlichkeiten auf. Unterschiede bestehen auch hier wie schon beim Vergleich der Simulationsvariation (j) mit der Basis-Simulation vornehmlich in der zeitlichen Entwicklung des Gasaufstiegs in Richtung des Deckgebirges. Während das entlang der Störungszone aufsteigende Gas das Deckgebirge im Fall einer Wirtsgesteinsmächtigkeit von  $M = 400\text{ m}$  entsprechend Bild 7.37 (= Bild J.15/5) etwa zum Zeitpunkt  $t = 100.000\text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers und abseits der Störungszone entsprechend Bild 7.38 (= Bild J.15/6) bis zum Zeitpunkt  $t = 300.000\text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers sogar noch nicht erreicht, erfolgt der Gasdurchschlag an der Basis des Deckgebirges im Fall

einer Wirtsgesteinsmächtigkeit von  $M = 100\text{ m}$  im Bereich der Störungszone entsprechend Bild 7.41 (= Bild R.15/2) etwa 10.000 Jahre früher, also etwa zum Zeitpunkt  $t = 90.000\text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers, und abseits der Störungszone entsprechend Bild 7.42 (= Bild R.15/3) bzw. Bild 7.43 (= Bild R.15/4) im Zeitraum zwischen  $t = 100.000\text{ a}$  und  $t = 200.000\text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers.

Die vorstehend beschriebene vergleichende Betrachtung der Simulationsergebnisse für die beiden Wirtsgesteinsmächtigkeiten  $M = 400\text{ m}$  bzw.  $M = 100\text{ m}$  unter Annahme einer im Rahmen der Vorerkundung nicht entdeckten Störungszone mit gegenüber dem umgebenden Tonsteingebirge signifikant erhöhter Permeabilität ist ein weiterer Beleg dafür, dass die in den jeweiligen Endlagersystemen ablaufenden fluiddynamischen Prozesse nur wenig von der Wirtsgesteinsmächtigkeit beeinflusst werden, sofern gleiche Materialparameter sowie Anfangs- und Randbedingungen angenommen werden. Nur die aus den numerischen Simulationen erhaltenen Zeiten bis zum Gasdurchschlag an der Basis des Deckgebirges weisen größere Unterschiede auf, die allerdings vornehmlich auf die unterschiedliche Distanz zwischen der Einlagerungssohle und dem Deckgebirge zurückzuführen sind, während grundsätzlich unterschiedlich ablaufende fluid-



*Bild 7.41 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 90.000\text{ a}$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)*



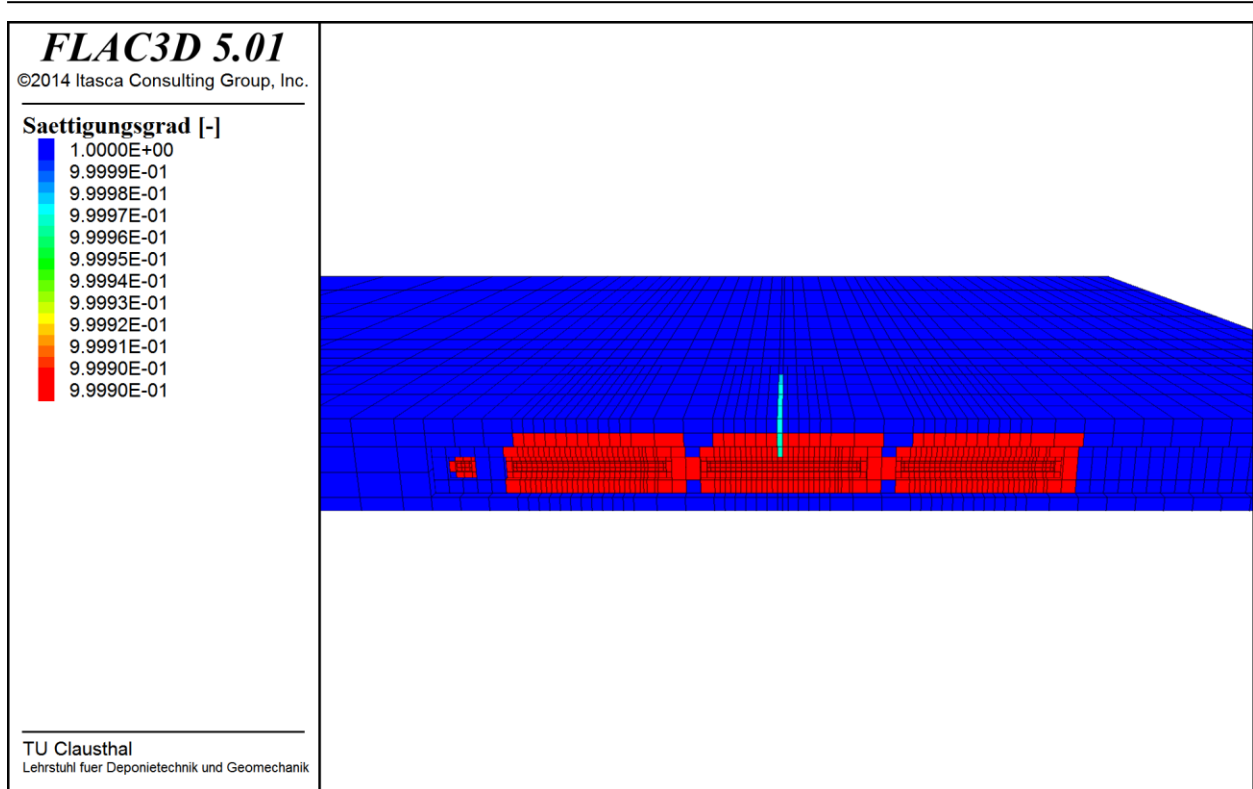


Bild 7.42 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 100.000 a$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)

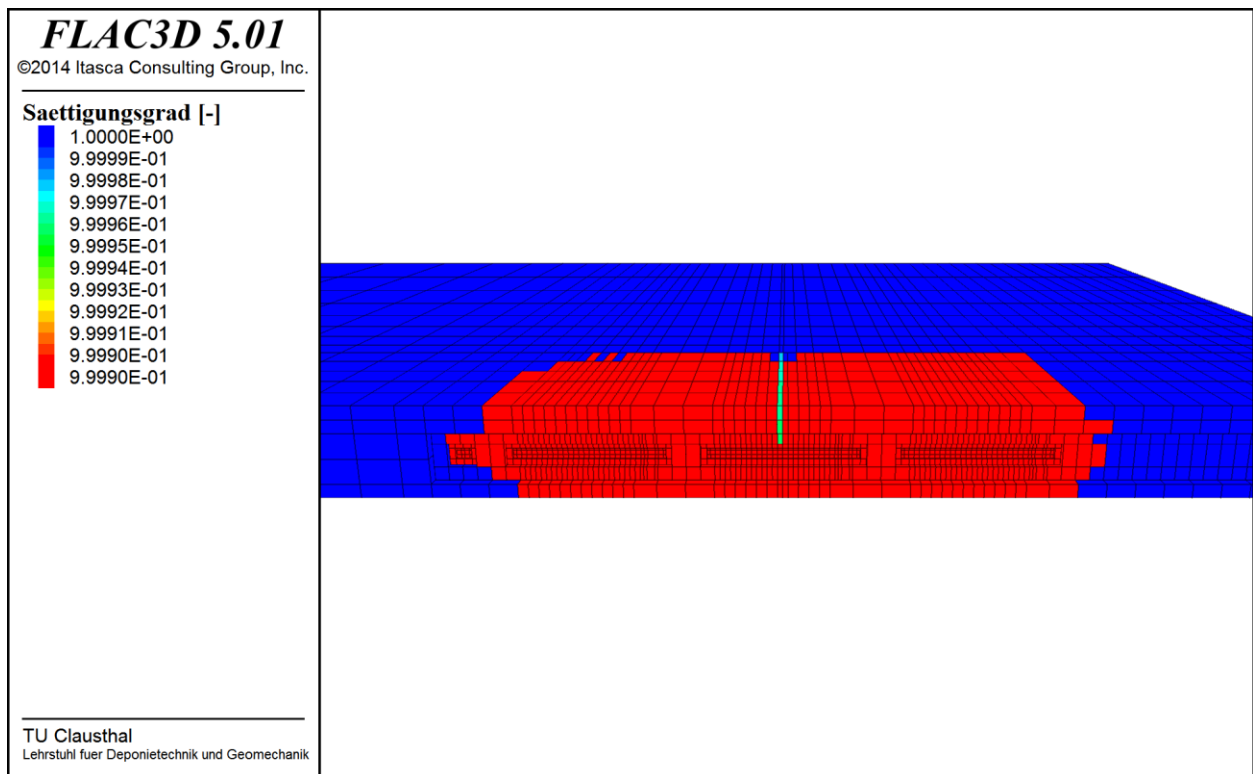


Bild 7.43 Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)

dynamische Prozesse, z.B. im Hinblick auf die auftretenden Strömungsgeschwindigkeiten, in den numerischen Simulationen nicht ausgewiesen worden sind.

## **8 Numerische Globalmodell-Simulationen zur Analyse der zeitlich-räumlichen Entwicklung der fluiddynamischen Prozesse in einem generischen Tiefenlager-/Endlagersystem mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern**

### **8.1 Vorbemerkung**

Von der Endlagerkommission wird in ihrem im Jahr 2016 veröffentlichten Abschlussbericht als Entsorgungsoption für hochradioaktive Abfälle die Entsorgung in einer tiefen geologischen Formation mit Implementierung von Vorkehrungen zu Reversibilität und Rückholbarkeit bevorzugt. Zentrale Argumente für diese Entsorgungsoption sind dabei die Ausnutzung der Vorteile einer geologischen Barriere bei gleichzeitiger Offenhaltung von Handlungsmöglichkeiten für zukünftige Generationen für den Fall einer notwendig werdenden Fehlerkorrektur.

Als Entscheidungsgrundlage für eine eventuelle Rückholung der Abfälle wird eine hinreichende Datenbasis zur Entwicklung der Entsorgungsanlage benötigt, die durch ein geeignetes Monitoringkonzept zu erheben ist. Es wird allerdings von der Endlagerkommission nicht spezifiziert, ob ein indirektes Monitoring in Anlehnung an das in der Schweiz geplante Pilot-Endlager oder ein direktes Monitoring bevorzugt wird.

Wie bereits in *Lux et al. (2017)* beschrieben, sind im Rahmen des ENTRIA-Teilprojektes VP 6.7mod erste numerische Untersuchungen zur zeitlich-räumlichen Entwicklung der fluiddynamischen Prozesse in einem generischen 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystem mit Anordnung einer Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge untersucht worden. In diesem Konzept sollen innerhalb der nach Abfalleinlagerung versetzten Einlagerungsstrecken Messsensoren installiert werden, wobei die Datenübertragung sowie die Energieversorgung über die Messbohrlöcher erfolgen soll. Eine kabellose Datenübertragung und Energieversorgung ist in diesem Konzept nicht notwendig, da bei Bedarf ein Zugriff auf defekte Messsensoren, zumindest aber ein Austausch oder Ersatz dieser Messsensoren möglich sein sollte, um die Datengrundlage für die Entscheidung einer Rückholung oder eines endgültigen Verbleibs der Abfälle im Tiefenlager / Endlager zu gewährleisten. Diese Möglichkeit soll durch die während der Monitoringphase offen gehaltene Überwachungssohle und die Monitoringbohrlöcher gegeben werden, die dann gleichzeitig auch zur Datenübertragung und Energieversorgung genutzt werden können.

Die Ergebnisse der durchgeführten numerischen Untersuchungen geben einen Hinweis darauf, welche physikalischen Kenngrößen relevant für ein Monitoring sein könnten, z.B. Temperatur, Porendruck, Sättigungsgrad, Kapillardruck, Deformationen oder Quelldruck. Für diese Kenngrößen könnte während der Monitoringphase ein Vergleich von entsprechenden Messergebnissen

mit den numerischen Ergebnissen erfolgen, auf dessen Grundlage die Entwicklung des Tiefenlager-/Endlagersystems bewertet werden könnte. So ist eine datenbasierte Entscheidung zu Rückholung oder endgültigem Verbleib der Abfälle im Tiefenlager / Endlager möglich.

## 8.2 Globalmodelle mit Überwachungssohle

Zu generischen Tiefenlager-/Endlagersystemen mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern sind zwei geometrisch unterschiedliche Globalmodelle (vii) und (viii) für die Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge entwickelt worden. Dabei repräsentiert das Globalmodell (vii) im Hinblick auf die berücksichtigte Wirtsgesteinsmächtigkeit Tonsteinlagerstätten vom Typ Kreideton (Norddeutschland), während sich das Globalmodell (viii) orientiert an Lagerstätten vom Typ Opalinuston (Süddeutschland). Die Globalmodelle sind nach *Lux et al. (2017)* wie folgt zu charakterisieren:

### (vii) Globalmodell mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern

Als Erweiterung des in Abschnitt 7.2 vorgestellten Basis-Globalmodells mit einem 1-söhligen Referenz-Endlagerbergwerk ist ein 2-söhliges Globalmodell entwickelt worden, das in seiner konfigurativen Ausgestaltung auf der unteren Einlagerungssohle dem Basis-Globalmodell entspricht, aber 40 m oberhalb der Einlagerungssohle zusätzlich noch eine Überwachungssohle enthält zur Schaffung einer Monitoringmöglichkeit, z.B. für die Überwachung des langfristigen Verhaltens der Einlagerungsbehälter bezüglich Radionuklidfreisetzung, aber auch z.B. der Temperatur- und Fluidphasenentwicklung innerhalb der Einlagerungsstrecken. Zu diesem Zweck soll die Überwachungssohle auch nach der vollständigen Verfüllung der Einlagerungssohle noch für einen längeren Zeitraum von im Extremfall einigen hundert Jahren offen gehalten werden können. Das Monitoring der Einlagerungssohle könnte erfolgen über vertikale Bohrlöcher, die aus der Überwachungssohle direkt in die Einlagerungsstrecken abgeteuft werden, um über diese Bohrlöcher die Installation und gegebenenfalls auch den Austausch bzw. den Ersatz von verschiedenartigen Messinstrumenten in der Einlagerungssohle und in ihrem Umgebungsbereich zu ermöglichen.

Ein Einsatz von Monitoringbohrlöchern aus einer Überwachungssohle bis direkt in die Einlagerungsstrecken hinein als wesentlicher Bestandteil eines Endlagerkonzeptes ist nach *Lux et al. (2017)* in der nationalen und internationalen Literatur zuvor nicht vorgeschlagen worden, obwohl der Einsatz von Bohrlöchern zum Monitoring in nicht bzw. nicht mehr

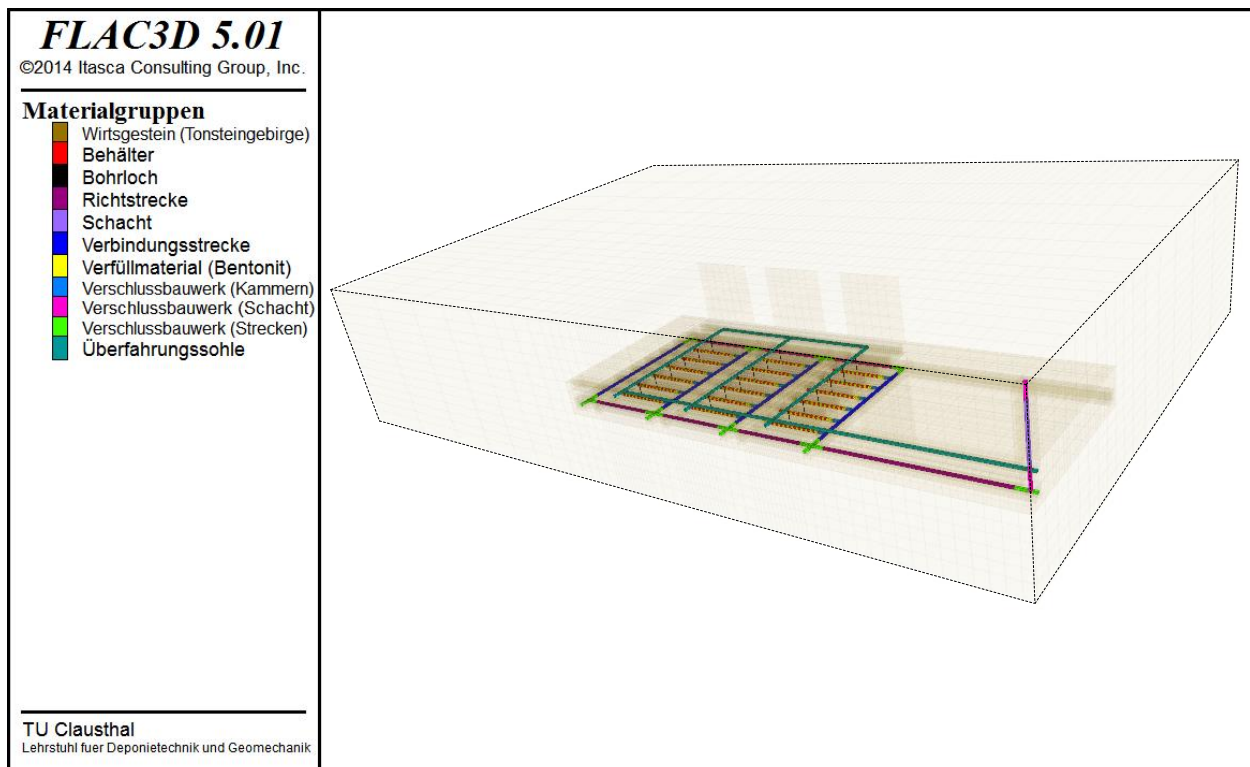
zugänglichen Gebirgsbereichen kein grundsätzlich neuartiges Konzept ist, da Monitoringbohrlöcher relativ häufig zur Messung unterschiedlicher Parameter im Gebirge in der Umgebung von In-situ-Experimenten eingesetzt werden, z.B. im Rahmen des HE-D-Experiments zur Erfassung der Temperatur- und Porendruckentwicklung im Tonsteingebirge. Darüber hinaus wird in *BMWi (2008)* ein 2-söhliges Endlagerbergwerk für den Standort Gorleben – hier allerdings im Salinargebirge – vorgeschlagen. Die obere Sohle dient dabei zunächst als Erkundungssohle, später als Abwettersohle. Für das Endlager Konrad ist ebenfalls eine 2-söhlige Bergwerkskonfiguration mit Einlagerungs- und Abwettersohle vorgesehen, *Endlager-Konrad.de (2017)*. Die Abwetter werden in beiden Fällen über Wetterbohrlöcher von der Einlagerungssohle in die Abwettersohle geführt. Eine weitere Nutzung der oberen Sohle zum Monitoring wird allerdings nicht erwähnt. Für das Tonsteingebirge ist hier nachfolgend die Nutzung der zweiten Sohle nur zur Überwachung des Tiefenlagers vorgesehen – insbesondere in der Phase nach Beendigung der Einlagerung. In die rechnerische Simulation wird allerdings die Gesamtentwicklung des Tiefenlagers einbezogen.

Anzumerken ist, dass die in *BMWi (2008)* skizzierte konfigurative Ausgestaltung des geplanten Endlagerbergwerkes für den Standort Gorleben in *VSG (2012)* wieder aufgegeben worden ist. Danach wird aktuell mit Bezug auf *BMU (2010)* unter dem Gesichtspunkt Hohlraumminimierung zum Schutz des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs hinsichtlich des Erhalts seiner Funktionalität ein 1-Sohlen-Bergwerk präferiert. Nach *BMU (2010)* ist die *Durchörterung des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs mit Schächten, Auffahrungen oder Bohrungen [...] zu minimieren. Bohrungen, Schächte und weitere Auffahrungen sind gebirgsschonend auszuführen und, falls sie nicht mehr gebraucht werden, vor dem Einlagerungsbetrieb so zu verschließen, dass die Barriereigenschaften des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs und sonstiger sicherheitsrelevanter Barrieren erhalten bleiben.* Diese Anforderung lässt sich so interpretieren, dass es hier vornehmlich um die Perforation des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs durch Auffahrungen wie z.B. Schächte, Rampen oder Bohrungen aus dem wasserführenden Deckgebirge in die Wirtsgesteinsformation bzw. in den einschlusswirksamen Gebirgsbereich geht. Auffahrungen innerhalb des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs sind ebenfalls auf das notwendige Maß zu begrenzen, allerdings sind hierbei sowohl technische wie auch gesellschaftliche Aspekte zu berücksichtigen (Erkundung, Bewetterung – technisch, Monitoring – gesellschaftlich).

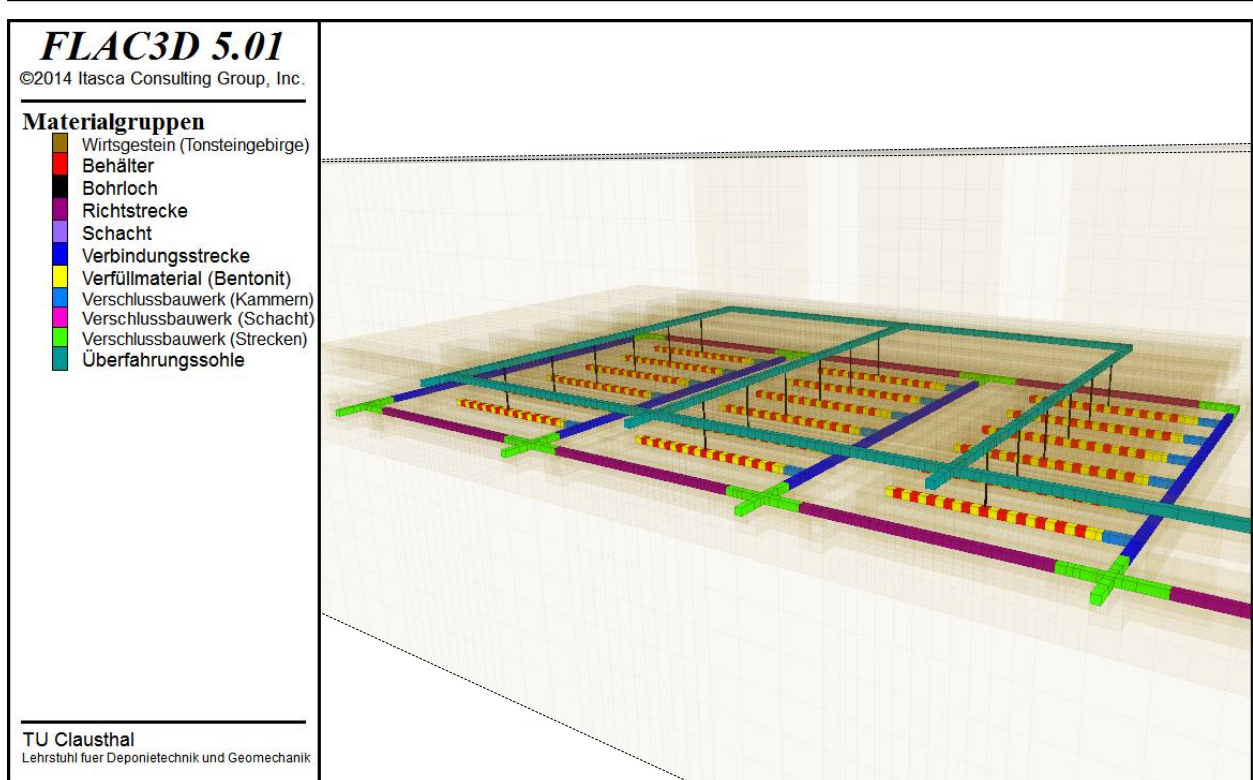
Das Abteufen der Monitoringbohrlöcher sollte nach *Lux et al. (2017)* vor der Einlagerung der Abfallbehälter erfolgen, um diese nicht unbeabsichtigt zu beschädigen. Die Bohrlöcher

sollten derart angelegt werden, dass eine Reparatur bzw. ein Austausch oder Ersatz defekter Messinstrumente möglich wäre. Ein Stahlausbau sollte die Bohrlöcher stabilisieren. Zur Gewährleistung der betrieblichen Sicherheit sowie zur Reduzierung bzw. Vermeidung der Auswirkungen einer besorgten Direktstrahlung sollten bzw. könnten die Bohrlöcher auch mit einem beweglichen Deckel abgedeckt werden.

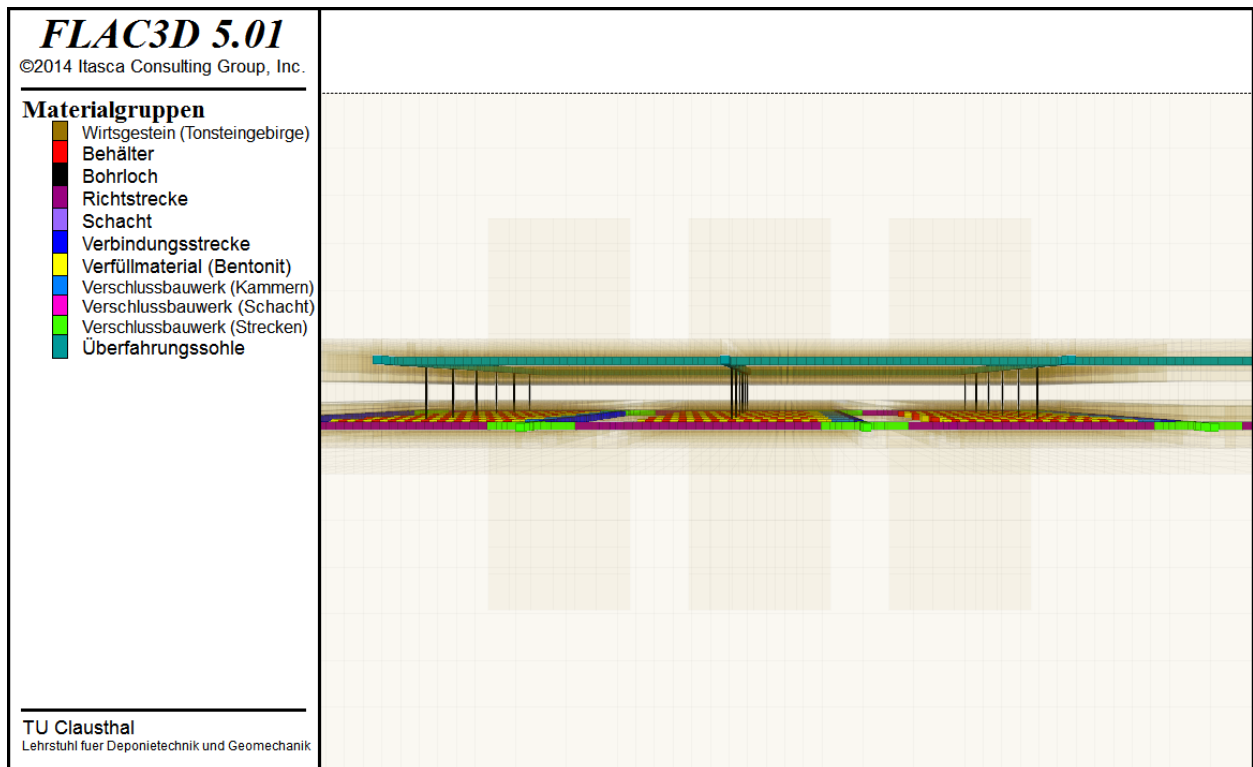
Die Anordnung der Überwachungssohle 40 m oberhalb der Einlagerungssohle sowie der von der Überwachungssohle in die Einlagerungssohle abgeteufte Monitoringbohrlöcher ist zu ersehen aus Bild 8.1 (Gesamtansicht) bzw. aus Bild 8.2 und Bild 8.3 (Detailansicht für den Bereich der Einlagerungsfelder). Es ist zu erkennen, dass die Überwachungssohle nur aus Richtstrecken und Verbindungsstrecken besteht. Die Verbindungsstrecken werden auch als Monitoringstrecken bezeichnet, da von ihnen ausgehend die Bohrungen in die Einlagerungsstrecken abgeteuft werden sollen. Die Monitoringstrecken sind jeweils im Bereich der halben Streckenlänge der Einlagerungsstrecken orthogonal zu den Einlagerungsstrecken ausgerichtet, um die Perforation der Wirtsgesteinsformation zu minimieren.



*Bild 8.1 Gesamtansicht des Globalmodells (vii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge*



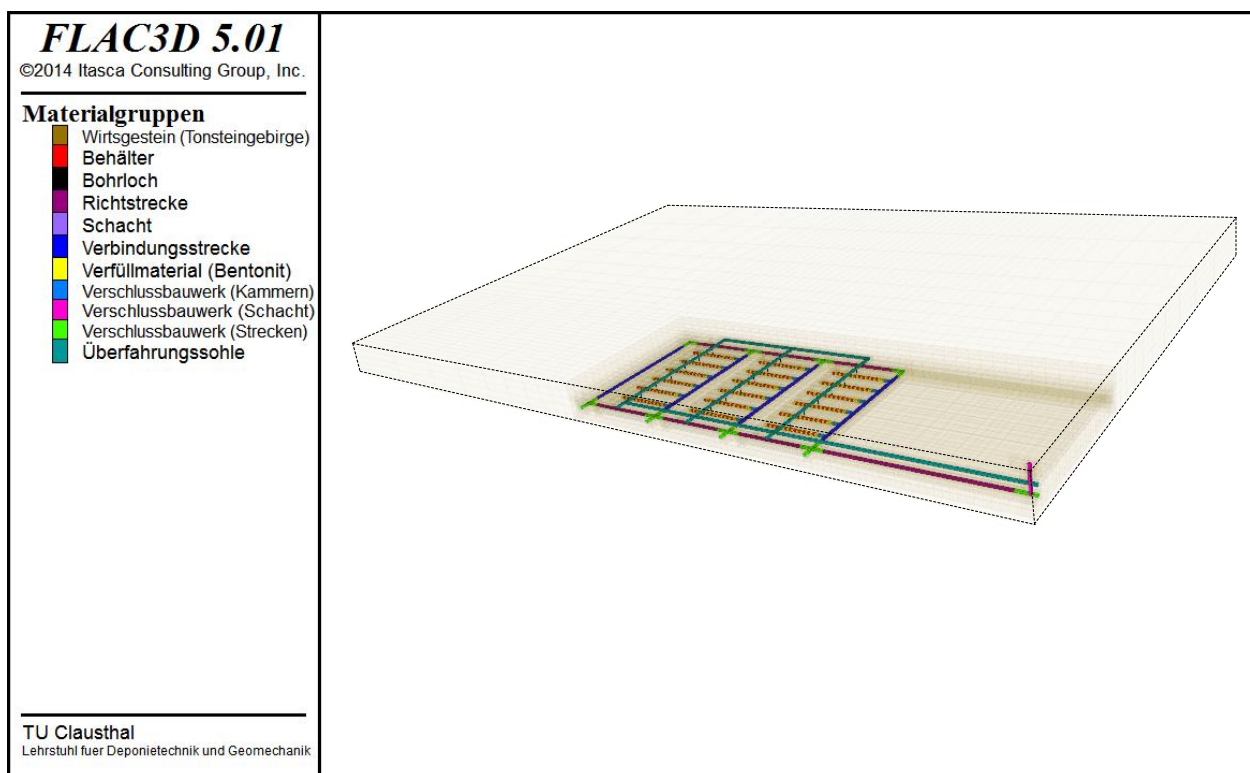
*Bild 8.2* Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (vii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge (Lage der Monitoringstrecken perspektivisch verzerrt)



*Bild 8.3* Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (vii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge (Lage der Monitoringstrecken perspektivisch verzerrt)

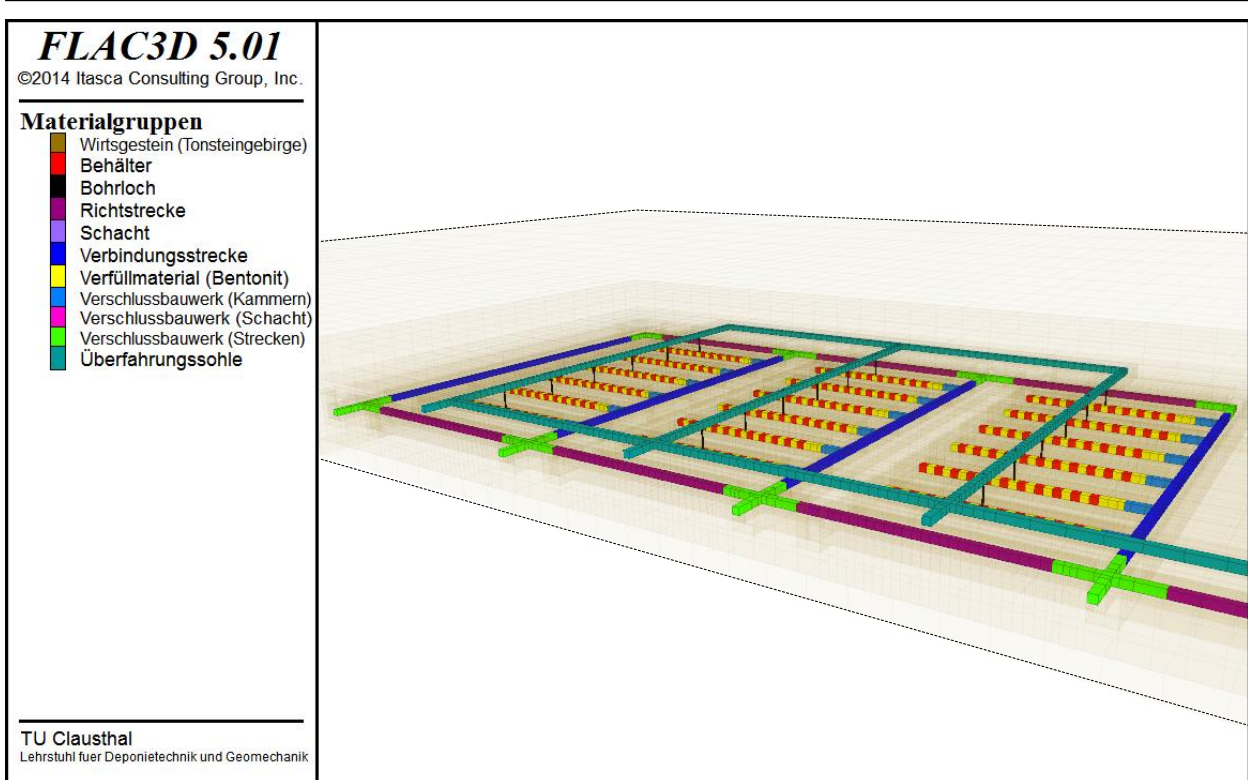
### (viii) Globalmodell mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation

Das Globalmodell (viii) ist eine an die geologische Situation in Süddeutschland angepasste Variation des Globalmodells (vii). Da die Wirtsgesteinsmächtigkeit in diesem Globalmodell nur 100 m beträgt, wurde der Abstand zwischen der Einlagerungssohle und der Überwachungssohle auf 20 m reduziert. Bild 8.4 zeigt eine Gesamtansicht des Globalmodells (viii), während Bild 8.5 und Bild 8.6 Detailansichten des Einlagerungsbereichs zeigen.

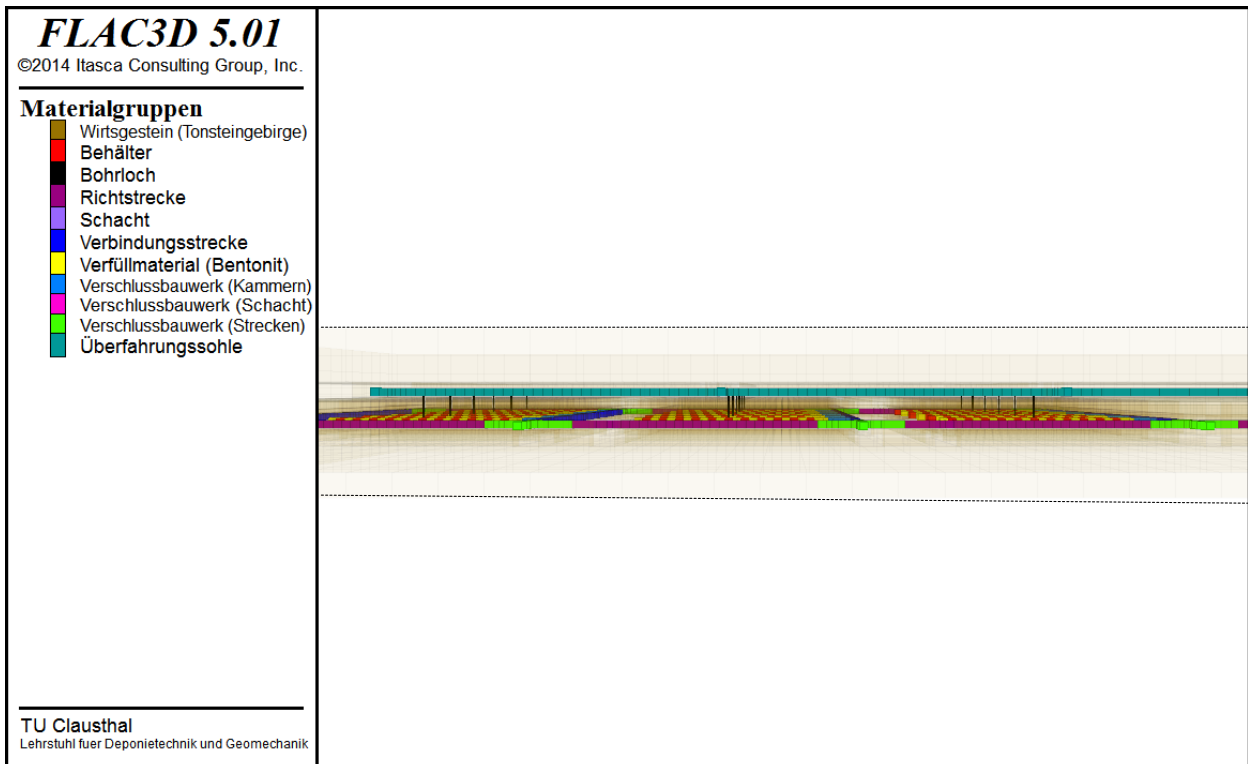


*Bild 8.4 Gesamtansicht des Globalmodells (viii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation*





*Bild 8.5 Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (viii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation*



*Bild 8.6 Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (viii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation*

### 8.3 Darstellung und Diskussion ausgewählter Simulationsergebnisse aus den durchgeführten rechnerischen Analysen zum Systemverhalten der Tiefenlager-/Endlagersysteme mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern

(a) *Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern* → *Globalmodell* (vii)

Diese Simulationsvariation ist bereits in *Lux et al. (2017)* vorgestellt worden. Sie repräsentiert ein Szenario, bei dem sich 40 m oberhalb der Einlagerungssohle eine Überwachungssohle befindet. Die beiden Sohlen sind einerseits über den Schacht miteinander verbunden, andererseits aber auch über Monitoringbohrlöcher, die jeweils vor der Einlagerung der Abfallbehälter aus der Überwachungssohle in jede einzelne Einlagerungsstrecke abgeteuft werden, um eine unmittelbare Überwachung der Einlagerungssohle zu ermöglichen.

Die Monitoringbohrlöcher, die Überwachungssohle sowie der Schacht werden während der mit 300 Jahren angesetzten Monitoringphase offen gehalten, während die Einlagerungssohle bereits parallel zum Einlagerungsbetrieb im Rückbauverfahren mit Bentonitversatz verfüllt und mit aus kompaktiertem Bentonit bestehenden Verschlussbauwerken verschlossen wird. Nach Ende der Monitoringphase werden dann zunächst die Monitoringbohrlöcher und die Überwachungssohle ebenfalls mit Bentonit verfüllt. Abschließend wird dann auch der Schacht verfüllt und mit Verschlussbauwerken verschlossen.

Die in Anhang A\_BL dargestellten Simulationsergebnisse dieser Simulationsvariation zeigen, dass die Überwachungssohle sowie die Monitoringbohrlöcher verschiedenartige Einflüsse haben auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse im Tiefenlager-/Endlagersystem. So führt beispielsweise die Bewetterung der während der Monitoringphase offengehaltenen Überwachungssohle dazu, dass die erreichten Maximaltemperaturen in dieser Simulationsvariation etwas geringer ausfallen als in der in Abschnitt 7.3.2 vorgestellten Basis-Simulation. Einen wesentlich signifikanteren Einfluss haben die Monitoringbohrlöcher allerdings auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse, da durch diese Bohrlöcher auch nach ihrem Versatz mit Bentonit relativ große Mengen an Porengas aus der Einlagerungssohle in die darüber liegende Überwachungssohle strömen. Exemplarisch dargestellt ist dieser Sachverhalt in Bild 8.7 (= Bild A\_BL.9/2) für den Zeitpunkt  $t = 1.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle, Bild 8.8 (= Bild A\_BL.9/3) für den Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle sowie Bild 8.9 (= Bild A\_BL.9/5) für den Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle bzw. für die gleichen Zeitpunkte aus einer anderen Perspektive in Bild 8.10 (= Bild A\_BL.17/3), Bild 8.11 (= Bild A\_BL.17/4) sowie Bild 8.12 (= Bild A\_BL.17/6).

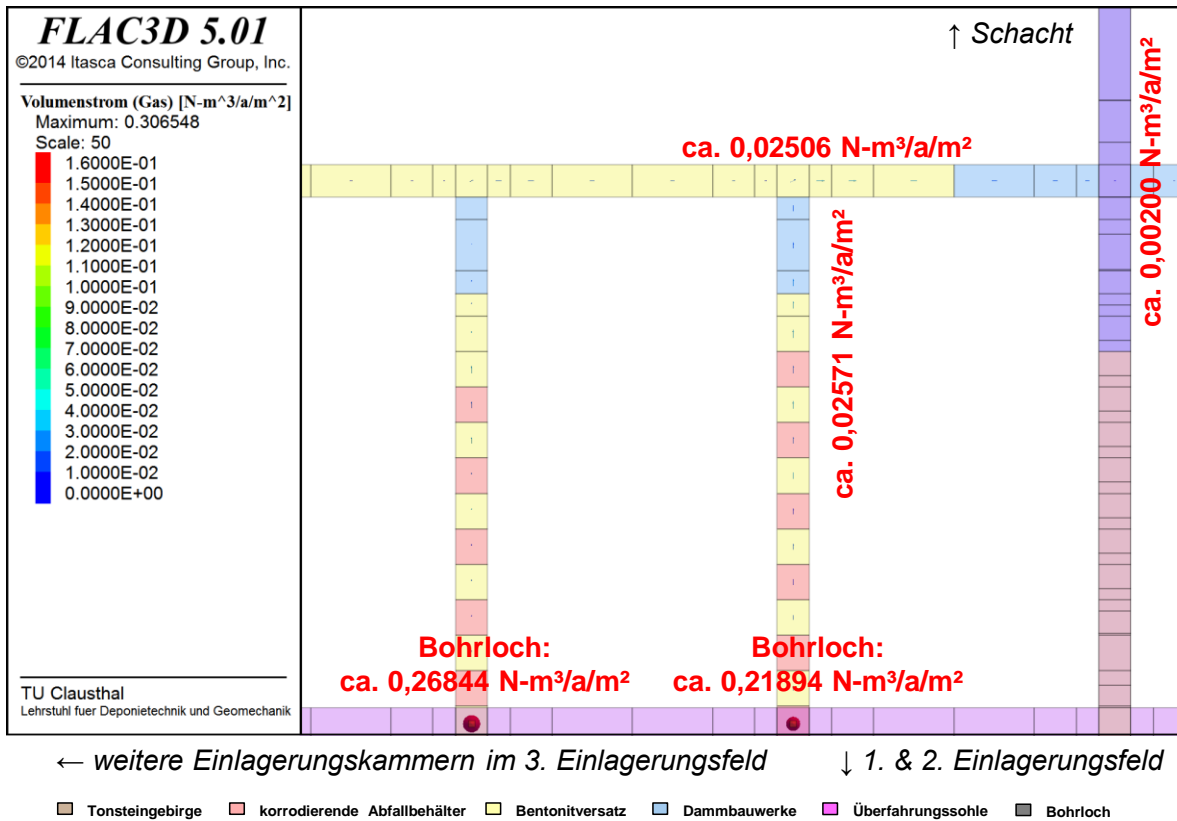


Bild 8.7 Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t=1.000\text{ a}$  nach Verschluss der Einlagerungssohle

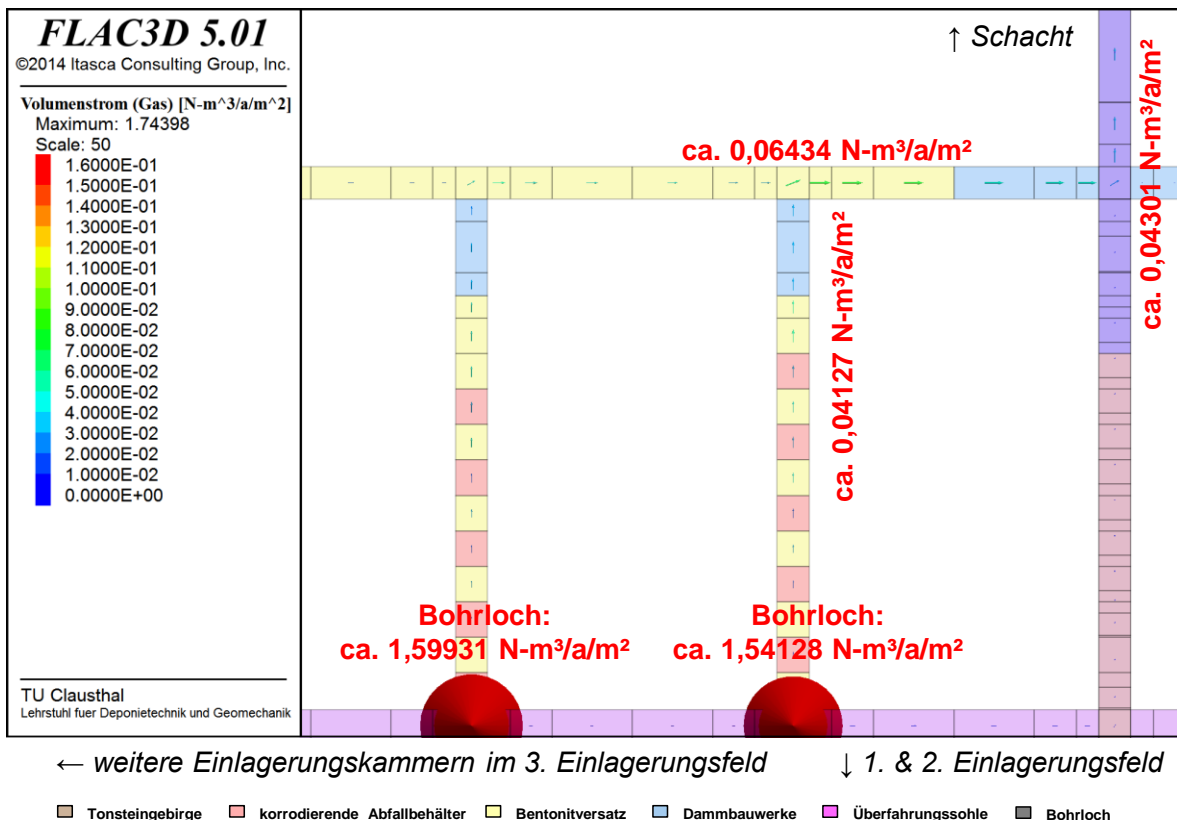


Bild 8.8 Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t=10.000\text{ a}$  nach Verschluss der Einlagerungssohle

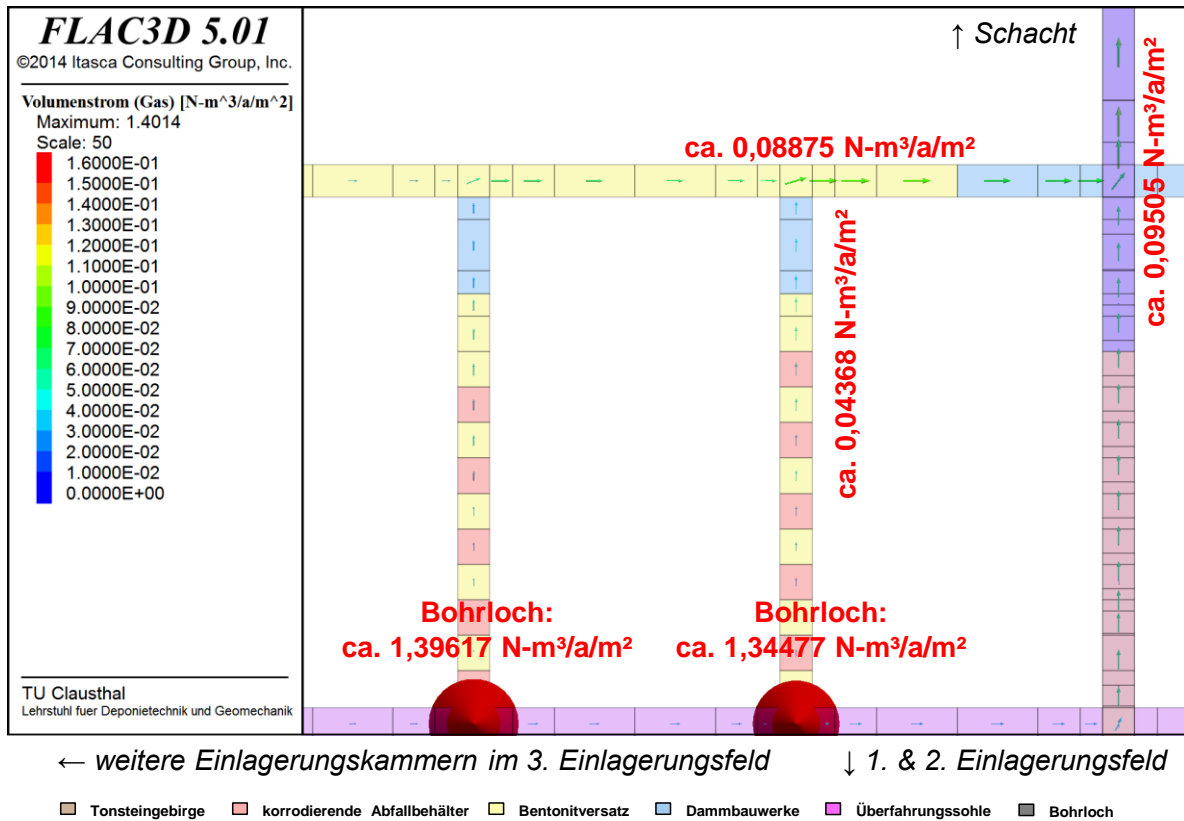


Bild 8.9 Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle

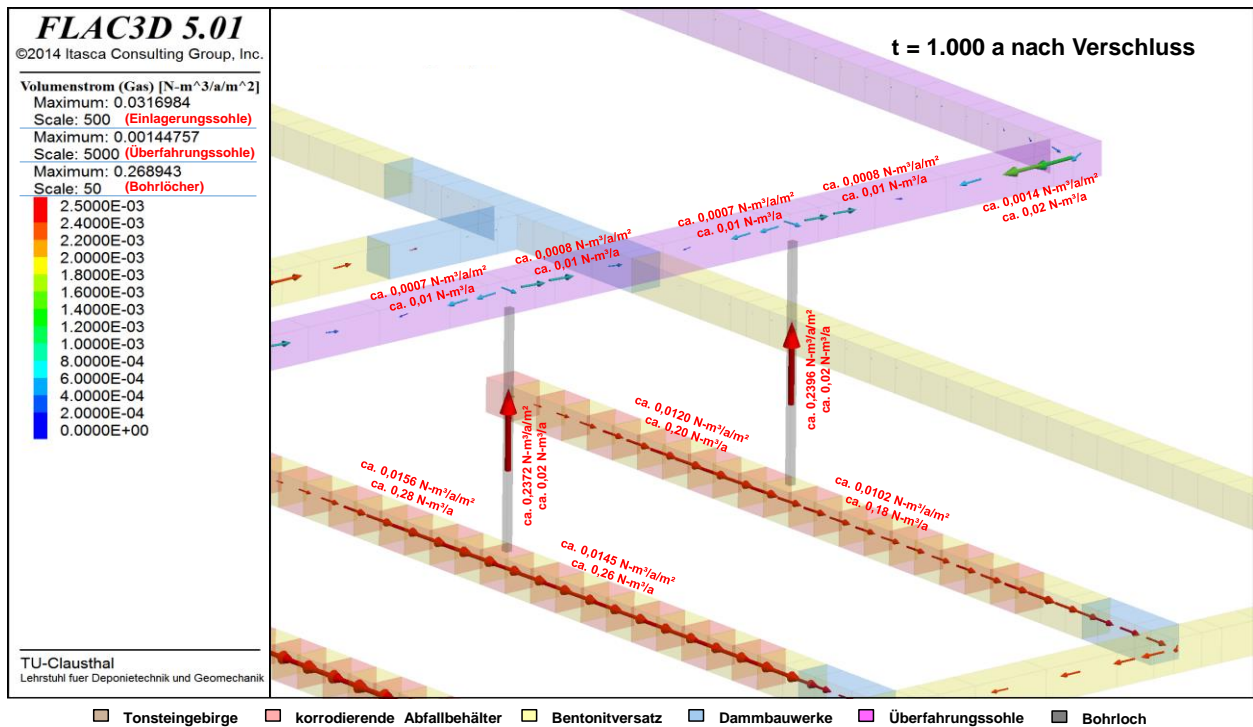


Bild 8.10 Gasströmung in Einlagerungsstrecken, Bohrlöchern bzw. Überwachungssohle zum Zeitpunkt  $t = 1.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle

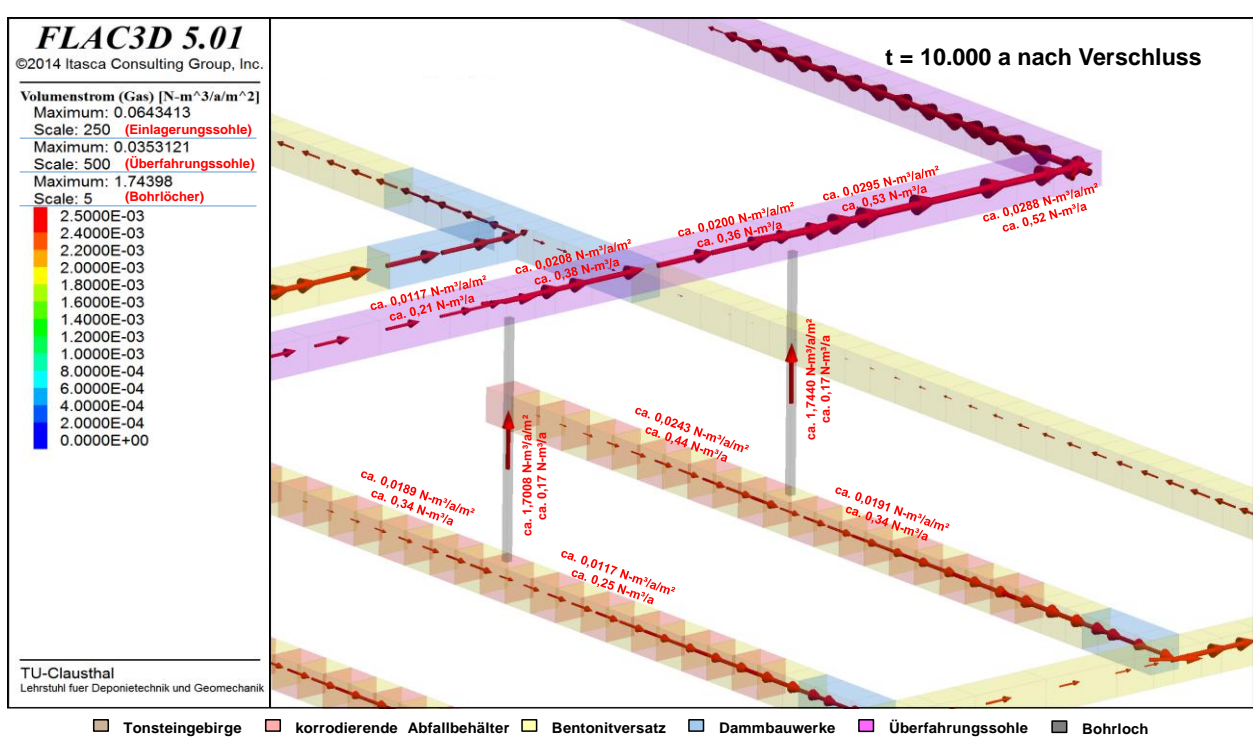


Bild 8.11 Gasströmung in Einlagerungsstrecken, Bohrlochern bzw. Überwachungssohle zum Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle

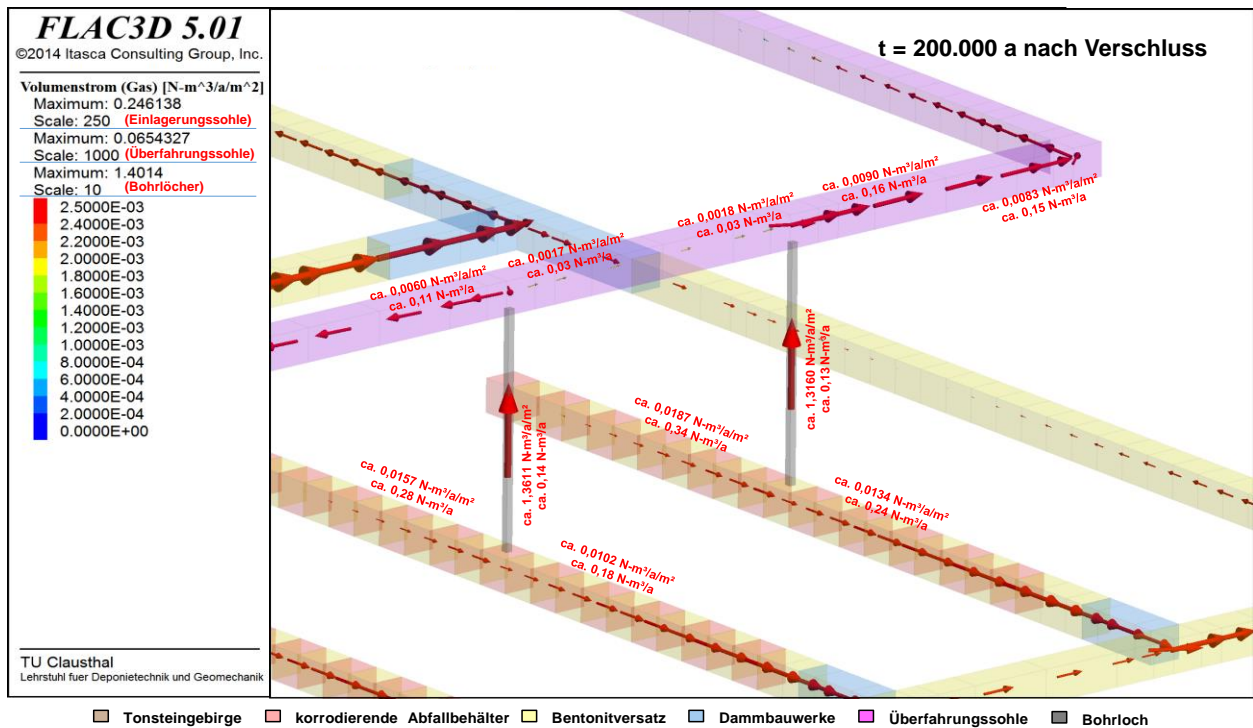


Bild 8.12 Gasströmung in Einlagerungsstrecken, Bohrlochern bzw. Überwachungssohle zum Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle

Da zum Zeitpunkt  $t = 1.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle vornehmlich noch nur die primär im Bentonitversatz der Einlagerungssohle vorhandene Porenluft durch das aus dem umgebenden Wirtsgestein zutretende Porenwasser verdrängt wird, ist die ausgewiesene Gasströ-



mungsrates zu diesem Zeitpunkt mit  $\dot{Q}_g \approx 250 \frac{N-l}{a \cdot m^2}$  noch deutlich niedriger als zu den Zeitpunkten  $t = 10.000 a$  bzw.  $t = 200.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle, für die aufgrund des zunehmenden Einflusses der korrosionsbedingten Gasbildung dann Gasströmungsrates von  $\dot{Q}_g \approx 1.500 - 1.750 \frac{N-l}{a \cdot m^2}$  ausgewiesen werden. Dabei ist zu beachten, dass in den weiter vom Schacht entfernten Monitoringbohrlöchern mehr Gas aufsteigt als in den näher am Schacht positionierten Monitoringbohrlöchern, da aufgrund der größeren Distanz zwischen den weiter entfernten Einlagerungsstrecken und dem Schacht dort weniger Gas direkt entlang des Streckensystems der Einlagerungssohle in Richtung des Schachts strömt.

Das aus der Einlagerungssohle entlang der Monitoringbohrlöcher in die Überwachungssohle aufsteigende Gas verteilt sich zunächst in der Überwachungssohle und bewegt sich dann von dort einerseits entlang des Streckensystems der Überwachungssohle in Richtung des Schachts, migriert aber auch in das die Überwachungssohle umgebende Tonsteingebirge hinein.

Mit Blick auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse führt der Aufstieg des Porengases entlang der Monitoringbohrlöcher zu einer Verzögerung des Porendruckanstiegs in der Einlagerungssohle. Eine vergleichende Betrachtung von Bild 8.13 (= Bild A\_BL.13/5) und Bild A.12/5

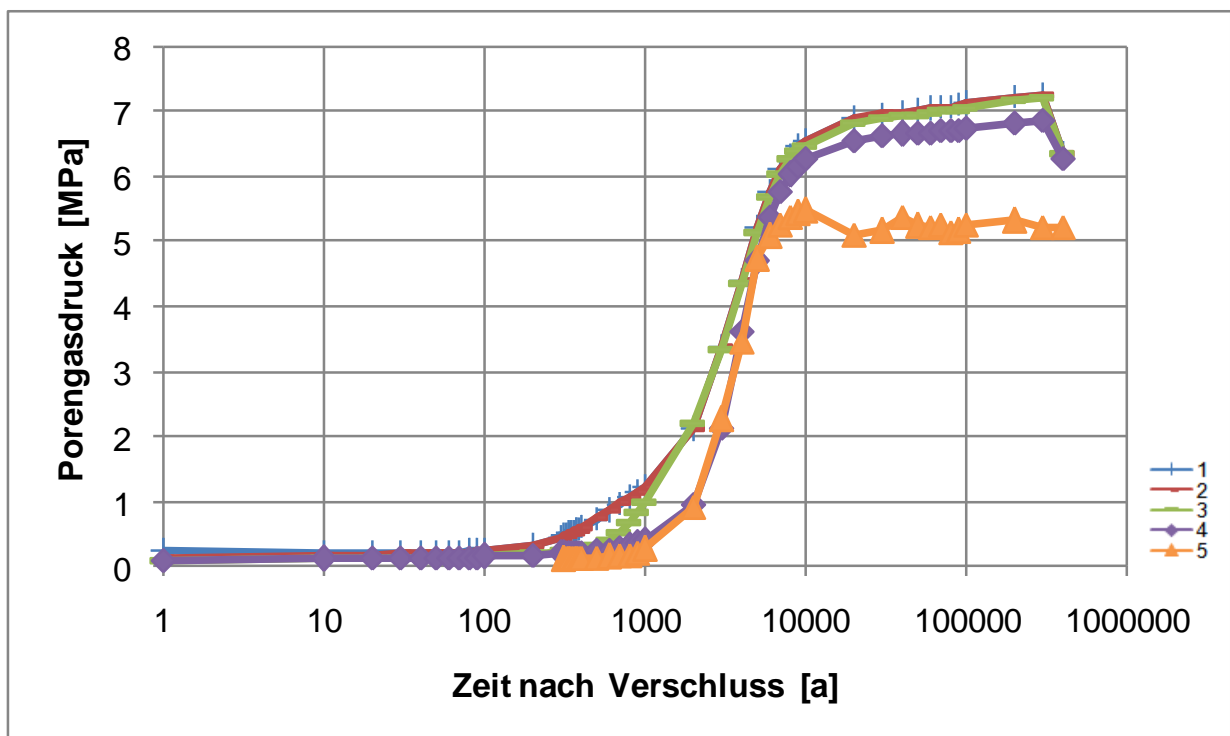


Bild 8.13 Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes

ergibt, dass der Porengasdruck in der Einlagerungssohle den hydrostatischen Druck in dieser Simulationsvariation erst einige Jahrtausende später erreicht als in der in Abschnitt 7.3.2 vorgestellten Basis-Simulation.

(b) *Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme einer ausbleibenden Behälterkorrosion → Globalmodell (vii)*

Diese Simulationsvariation repräsentiert ein Szenario analog zu der in Abschnitt 7.3.3 vorgestellten Simulationsvariation (a), d.h. ebenfalls unter Annahme einer ausbleibenden Behälterkorrosion, allerdings für ein 2-söhliges Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem mit Einlagerungssohle, Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern. Die Simulationsergebnisse dieser Variation sind in Anhang B\_BL dargestellt. Ein Vergleich der in Anhang B\_BL dargestellten Simulationsergebnisse mit den entsprechenden für das 1-söhlige Referenz-Endlagersystem in Anhang B dokumentierten Simulationsergebnissen zeigt größtenteils kaum Unterschiede zwischen den beiden Variationen. Der in Bild 8.14 (= Bild B\_BL.13/5) dargestellte zeitabhängige Porengasdruckaufbau, der aus der Kompression der primär im Bentonitversatz vorhandenen Porenluft aufgrund

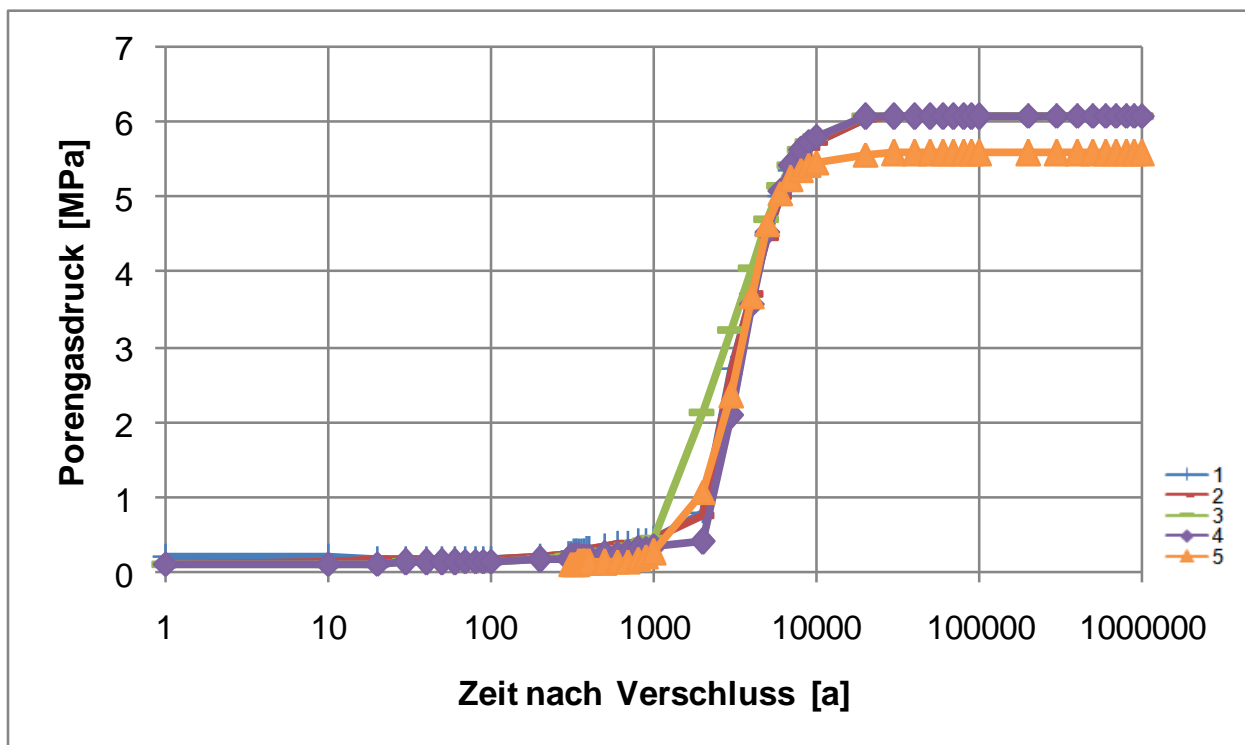
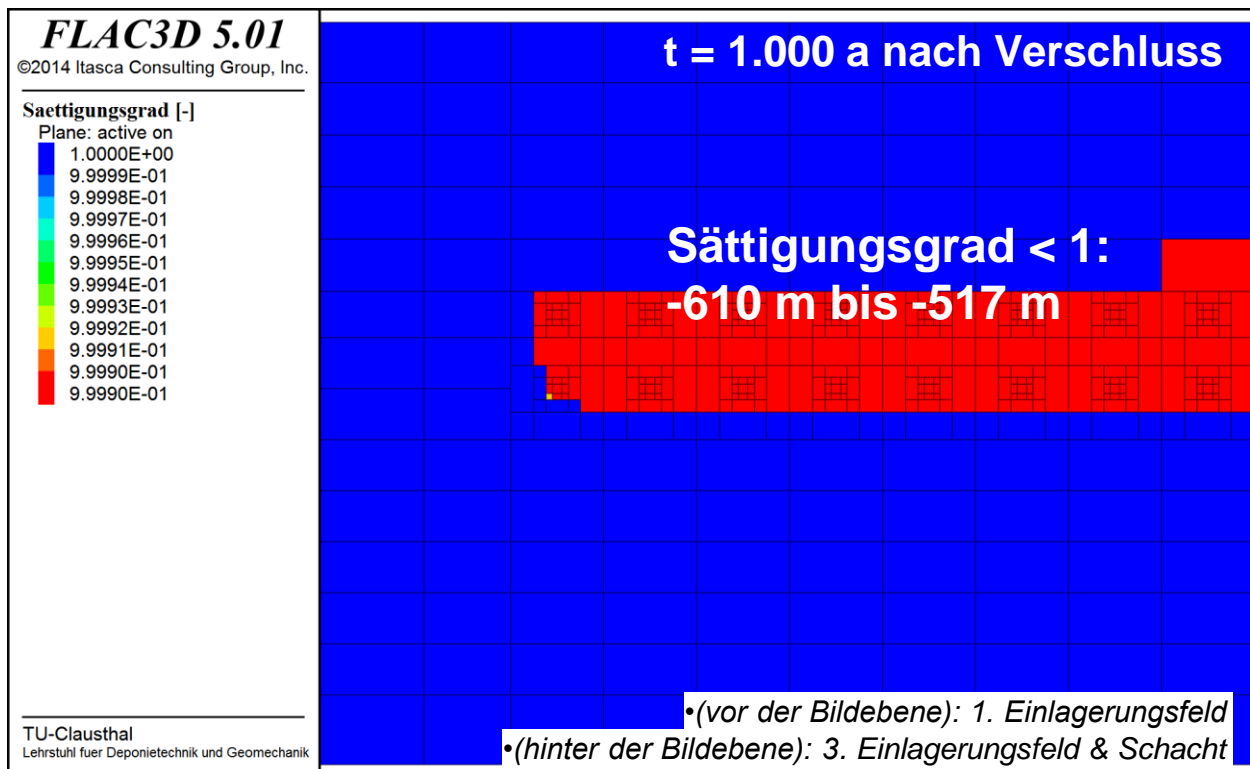


Bild 8.14 Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes

des Zustroms von Porenwasser aus dem umgebenden Tonsteingebirge in die versetzten Strecken resultiert, erfolgt allerdings etwas langsamer als im 1-söhligen Endlagersystem entsprechend Bild B.12/5.

Bild 8.15 (= Bild B\_BL.16/2) zeigt den Sättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge für den Zeitpunkt  $t = 1.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle. Es ist zu ersehen, dass der Gebirgsbereich zwischen Einlagerungssohle und Monitoringsohle zu diesem Zeitpunkt im Vergleich zum 1-söhligen Endlagersystem entsprechend Bild B.14/2 deutlich großräumiger entsättigt worden ist, da das Porenwasser aus diesem Bereich im Fall eines 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystems einerseits in die Einlagerungssohle und andererseits in die Überwachungssohle fließen kann. Da allerdings keine korrosionsbedingte Gasbildung erfolgt, werden die entsättigten Gebirgsbereiche im Lauf der Zeit durch aus weiter entfernten Gebirgsbereichen zuströmendes Porenwasser allmählich wieder aufgesättigt. Zum Zeitpunkt  $t = 5.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle ist der in Bild 8.15 dargestellte Modellausschnitt entsprechend Bild B\_BL.16/6 wieder vollständig gesättigt.



**Bild 8.15** Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt  $t = 1.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle



(c) *Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme einer gegenüber der Basis-Simulation 100-fach erhöhten Behälterkorrosionsrate → Globalmodell (vii)*

Auch in dieser Simulationsvariation haben die Überwachungssohle und die Monitoringbohrlöcher einen ähnlichen Einfluss auf die im Tiefenlager-/Endlagersystem ablaufenden fluiddynamischen Prozesse wie bereits in den Simulationsvariationen (a) und (b) diskutiert, d.h. der Porengasdruckaufbau erfolgt in der Einlagerungssohle für das 2-söhlige Tiefenlager-/Endlagersystem etwas weniger intensiv als für das 1-söhlige Endlagersystem. Dieser Sachverhalt ist durch Vergleich der jeweiligen zeitabhängigen Porengasdruckentwicklungen zu ersehen, die für das 2-söhlige Tiefenlager-/Endlagersystem in Bild 8.16 (= Bild C\_BL.13/5) und für das 1-söhlige Endlagersystem in Bild 7.20 (= Bild C.12/5) dargestellt sind. In Bild 8.16 liegen die Porengasdrücke zum Zeitpunkt  $t=1.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle niedriger als in Bild 7.20. Die maximal erreichten Porengasdrücke sind in Bild 8.16 ebenfalls etwas niedriger als in Bild 7.20. Ursache dafür ist der Porengasstrom aus der Einlagerungssohle durch die Monitoringbohrlöcher in die Überwachungssohle, wobei entsprechend Bild 8.17 (= Bild C\_BL.15/5) in der Überwachungssohle ebenfalls ein relativ hoher Porengasdruck von im Maximum etwa  $p_g \approx 11 \text{ MPa}$  aufgebaut wird. Es ist daher zunächst überraschend, dass die im Wirtsgestein

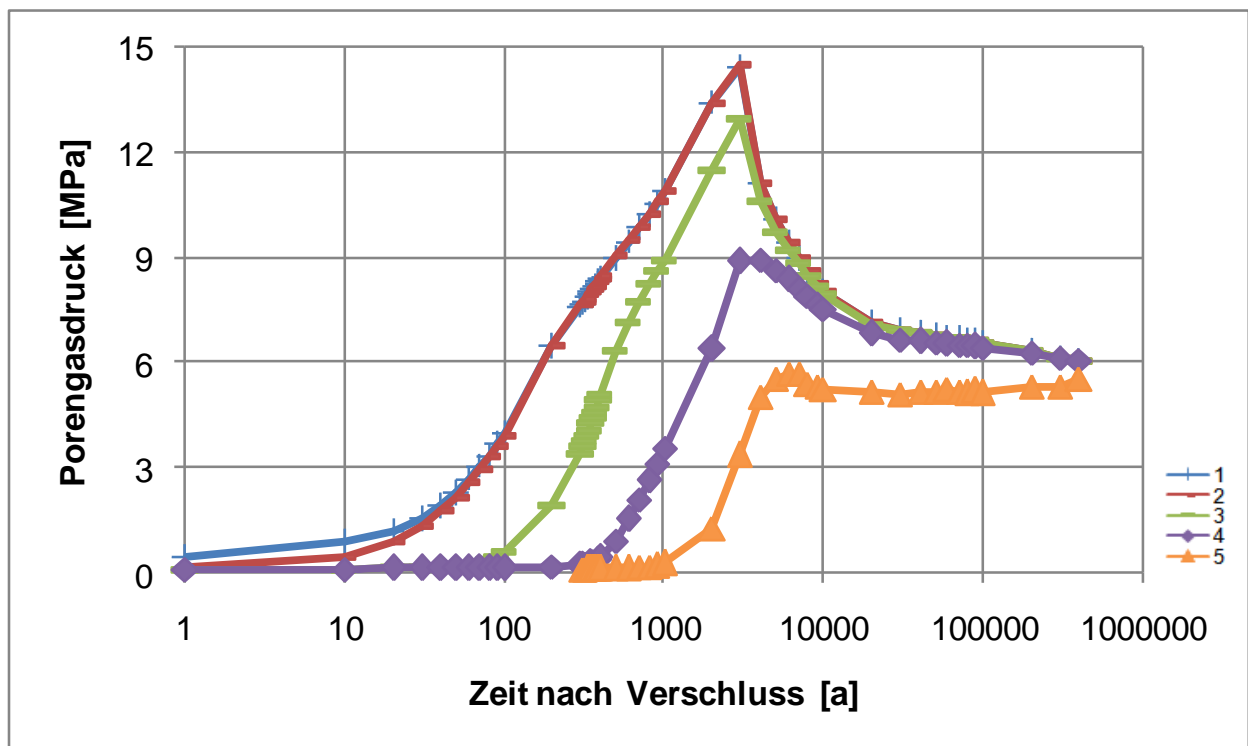


Bild 8.16 *Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes*

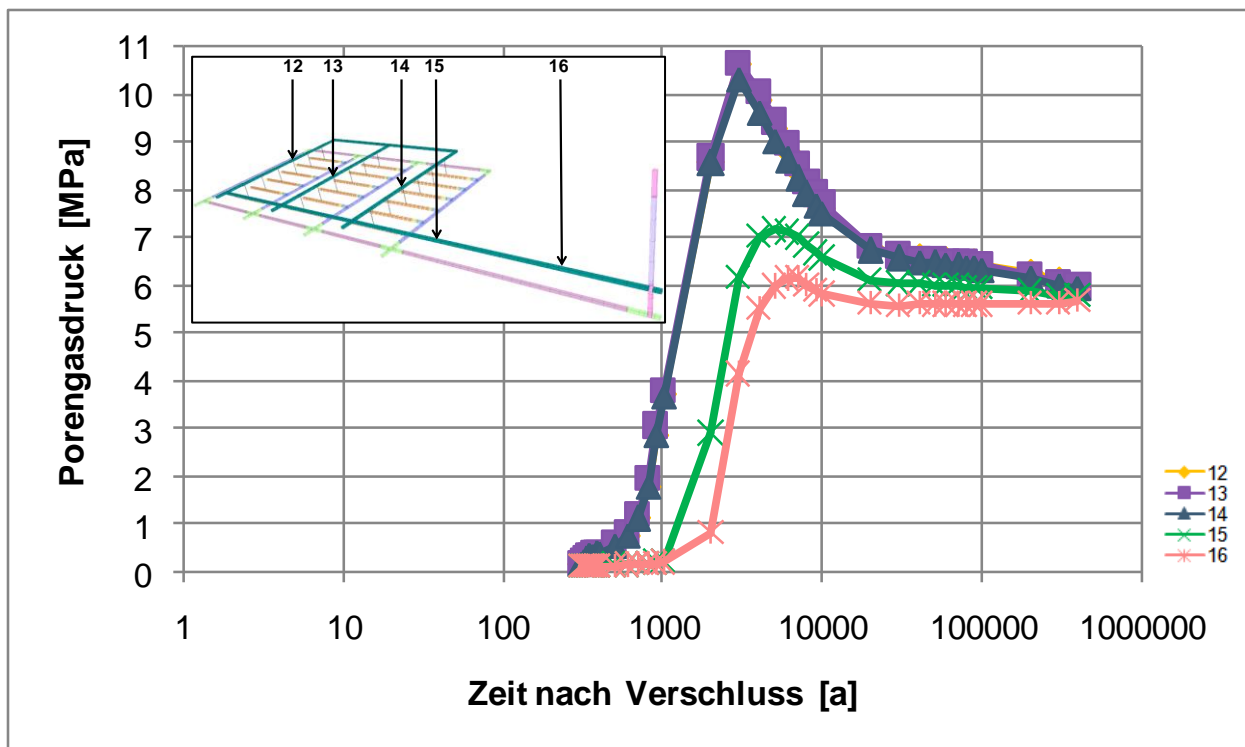
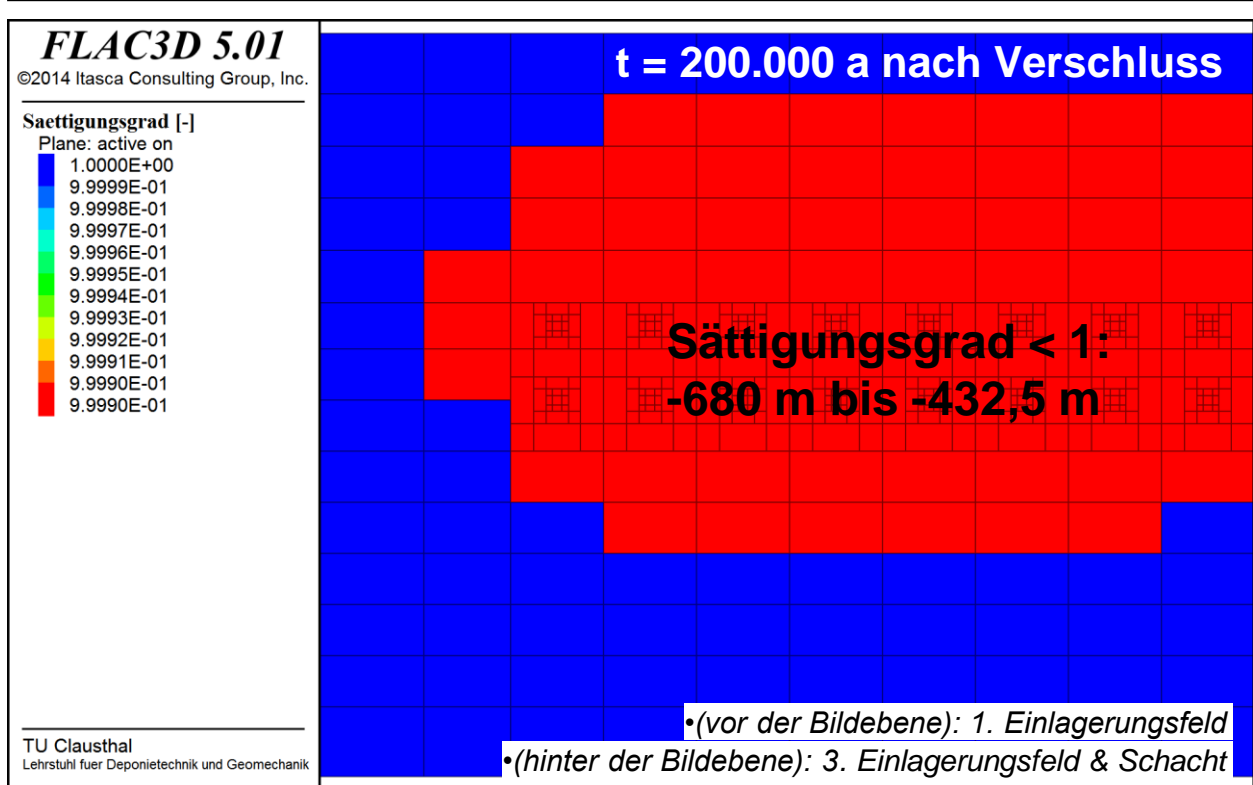


Bild 8.17 Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 12-16 innerhalb der Überwachungssohle

oberhalb der Überwachungssohle voranschreitende Gasfront das Deckgebirge für den Fall des 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystems später erreicht als für den Fall des 1-söhligen Endlagersystems; aus Bild 8.18 (= Bild C\_BL.16/1) ist zu ersehen, dass sich die Gasfront zum Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss der Einlagerungssohle noch etwa  $30 m$  unterhalb des Deckgebirges befindet, während sie im Fall des 1-söhligen Endlagersystems entsprechend Bild C.14/2 zum gleichen Zeitpunkt das Deckgebirge schon erreicht hat. Als Ursache für das langsamere Voranschreiten der Gasfront im Wirtsgestein wird für den Fall des 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystems in mehrfacher Hinsicht der etwas geringere Gasdruck im Bergwerk angesehen: einerseits stellen sich aufgrund des geringeren Gasdrucks geringere Gasdruckgradienten ein, woraus geringere Strömungsgeschwindigkeiten resultieren, andererseits werden die teilgesättigten Gebiete aufgrund der langsameren Gasströmung bei gleichzeitigem Porenwasserzufluss aus der Umgebung weniger stark entsättigt, so dass sich eine geringere gasbezogene Relativpermeabilität einstellt – eine Konstellation, die ebenfalls zu geringeren Strömungsgeschwindigkeiten führt. Die Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit überwiegt langfristig den anfänglich schnelleren Gasaufstieg durch die Monitoringbohrlöcher in die Überwachungssohle.



*Bild 8.18 Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt  $t = 200.000$  a nach Verschluss der Einlagerungssohle*

- (d) *Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme einer gegenüber der Basis-Simulation 100-fach erhöhten Permeabilität im Bentonitversatz sowie in den Verschlussbauwerken → Globalmodell (vii)*

Diese Simulationsvariation repräsentiert analog zur in Abschnitt 7.3.3 vorgestellten Simulationsvariation (c) ein Szenario, bei dem im Bentonitversatz sowie in den Verschlussbauwerken eine gegenüber der Basis-Simulation 100-fach erhöhte Permeabilität angenommen wird, allerdings für ein 2-söhliges Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem mit Einlagerungssohle, Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern. Die Ergebnisse dieser Simulationsvariation sind in Anhang D\_BL dargestellt. Es zeigt sich auch hier erneut, dass die Existenz einer 2. Bergwerkssohle zu einer etwas langsameren Aufsättigung der Einlagerungssohle führt, da sich das aus dem oberhalb der Einlagerungssohle liegenden Tonsteingebirge in das Bergwerk zufließende Porenwasser aufteilt und nur teilweise in die Einlagerungssohle strömt, teilweise aber auch in die Überwachungssohle. Aus der langsameren Aufsättigung der Einlagerungssohle resultiert dort dann ein

etwas langsamerer Abbau des Kapillardrucks, wie aus einer vergleichenden Betrachtung von Bild 8.19 (= Bild D\_BL.13/6) und Bild D.12/6 zu ersehen ist.

Aufgrund der relativ hohen Permeabilitäten konnte diese Simulationsvariation nur mit vergleichsweise kleinen Iterationsschritten simuliert werden, so dass insgesamt erst ein Simulationszeitraum von etwa 2.000 Jahren erreicht worden ist.

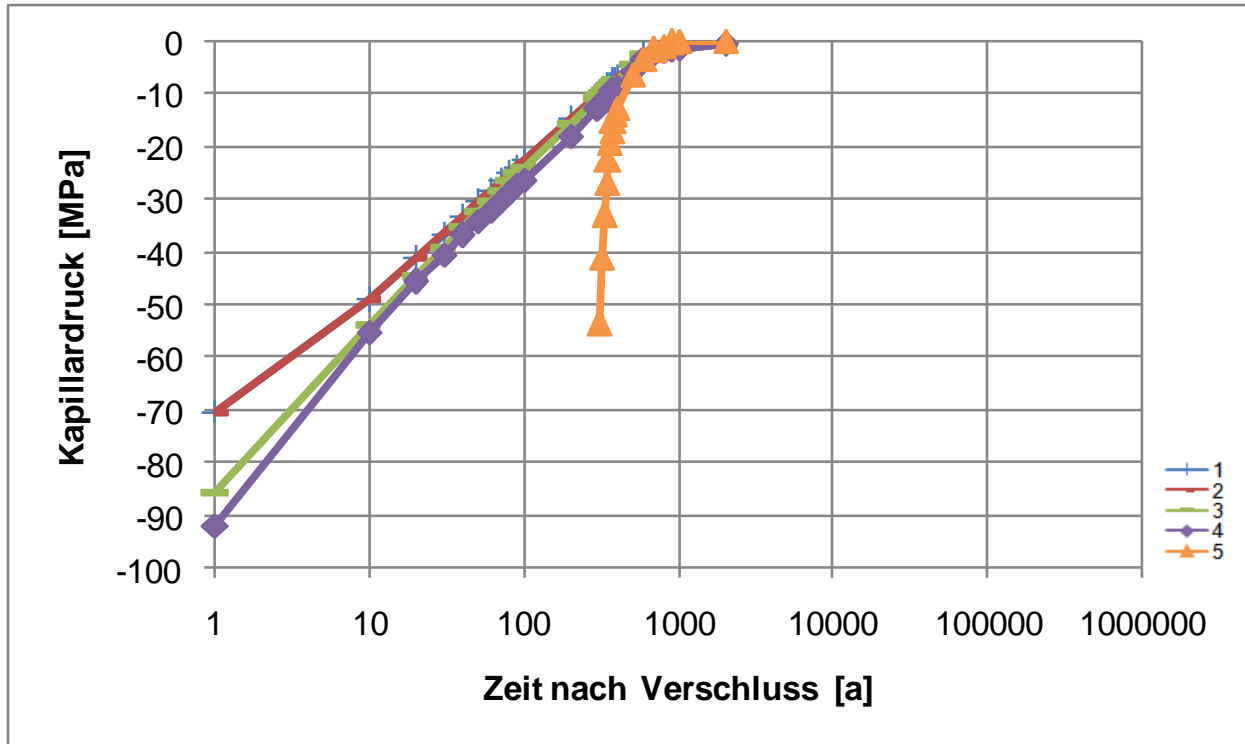


Bild 8.19 Zeitabhängige Entwicklung des Kapillardrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes

(e) Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme einer Permeabilität von  $K = 10^{-15} \text{ m}^2$  im Bentonitversatz sowie in den Verschlussbauwerken → Globalmodell (vii)

Bei der in Abschnitt 7.3.3 vorgestellten Simulationsvariation (d) für ein 1-söhliges Endlagersystem ohne Überwachungssohle und Monitoringbohrlöcher hat sich für das Szenario einer angesetzten Permeabilität von  $K = 10^{-15} \text{ m}^2$  ein relativ intensiver Zufluss von Wasser aus dem Deckgebirge durch den Schacht und die Zugangsstrecke zu den Einlagerungsfeldern ergeben, so dass für den Sättigungsgrad am Beobachtungspunkt 4 unmittelbar vor dem schachtnächsten Einlagerungsfeld entsprechend Bild 7.25 (= Bild E.12/2) ein signifikant schnellerer Anstieg ausgewiesen worden ist als in der Basis-Simulation.

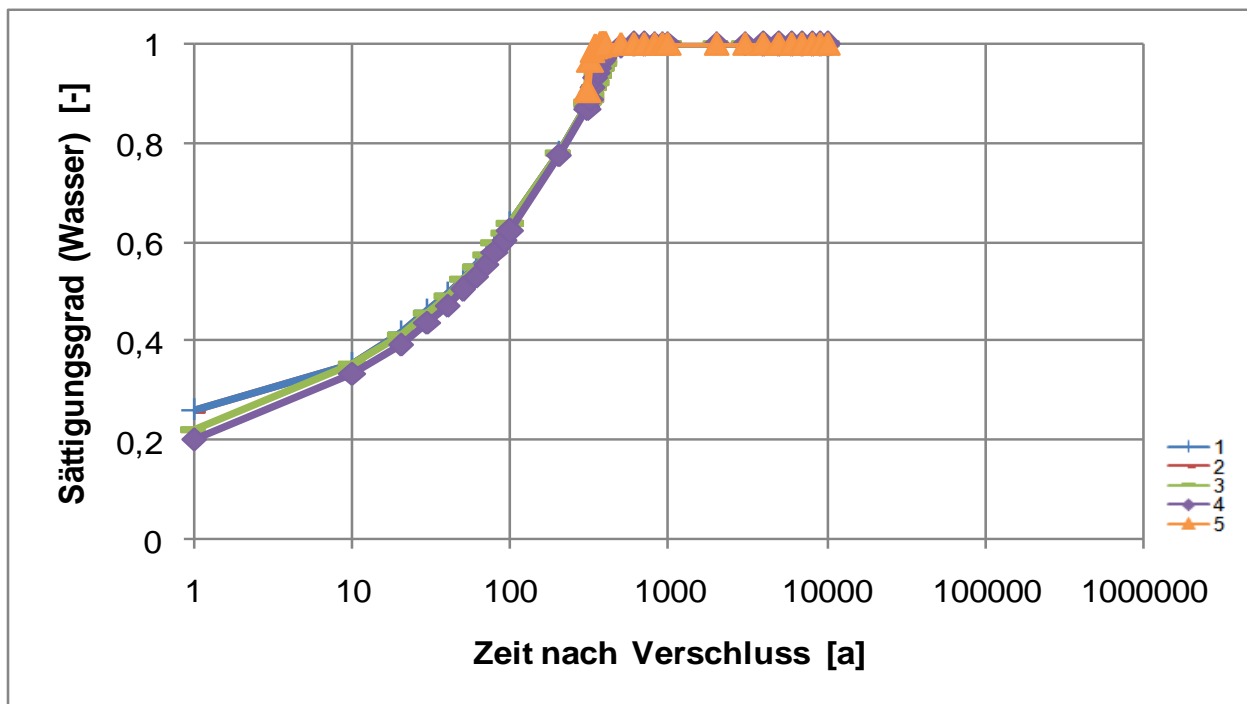


Bild 8.20 Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes

Da in der hier betrachteten Simulationsvariation eines 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystems mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern der Schacht während der Monitoringphase noch offen und trocken gehalten wird, ergibt sich ein analog ablaufender Wasserzufluss durch den Schacht entsprechend Bild 8.20 (=Bild E\_BL.13/2) erst nach Ende der Monitoringphase. Außerdem erfolgt die Erhöhung des Flüssigkeitssättigungsgrades in der Einlagerungssohle des 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystems auch etwas weniger intensiv als im 1-söhligen Endlagersystem, da sich das zufließende Wasser auf zwei Sohlen verteilen kann.

(f) Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme einer gegenüber der Basis-Simulation 100-fach geringeren Permeabilität des Tonsteingebirges /  $K = 10^{-22} \text{ m}^2 \rightarrow \text{Globalmodell (vii)}$

Die hier betrachtete Simulationsvariation (f) repräsentiert analog zu der in Abschnitt 7.3.3 vorgestellten Simulationsvariation (e) ein Szenario, bei dem das Tonsteingebirge eine 100-fach geringere Permeabilität aufweist als in der Basis-Simulation, allerdings hier für das 2-söhlige Tiefenlager-/Endlagersystem mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern. Beide Variationen zeigen, dass das aus der allmählichen Behälterkorrosion resultierende Gas aufgrund der extrem geringen Tonsteinpermeabilität vornehmlich durch das Strecken- und Schachtsystem ausgetra-

gen wird. Bei einer vergleichenden Betrachtung der in Bild 8.21 (= Bild F\_BL.9/4) für den Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss des Endlagers dargestellten Gasströmungsraten und der in Bild 7.29 (= Bild F.8/4) für den gleichen Zeitpunkt dargestellten Gasströmungsraten zeigt sich allerdings, dass die Gasströmungsraten in der Einlagerungssohle im 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystem um etwa 30 % niedriger sind als im 1-söhligen Endlagersystem, da im 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystem ein Teil des Gases zunächst durch die Monitoringbohrlöcher aufsteigen und dann entlang der Strecken in der Überwachungssohle in Richtung des Schachtes entweichen kann.

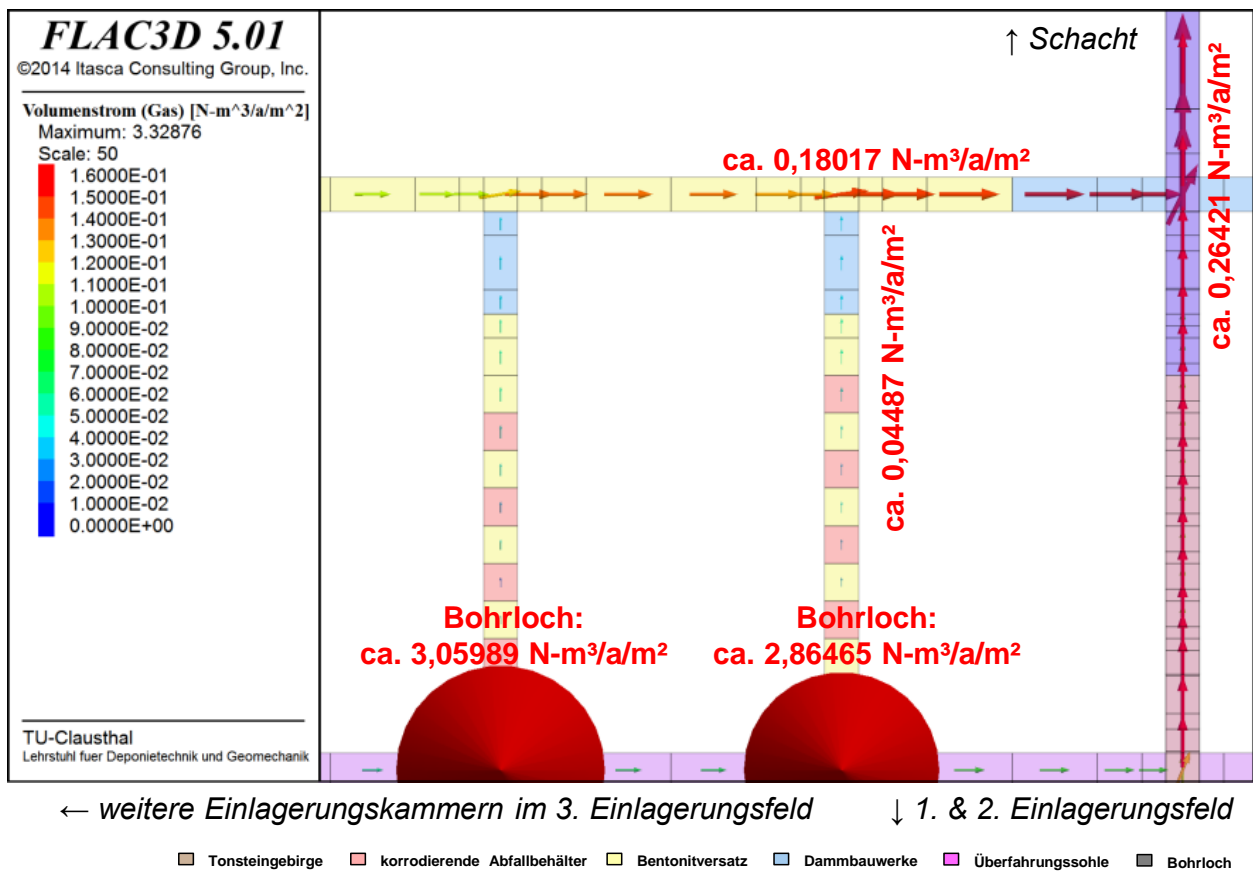


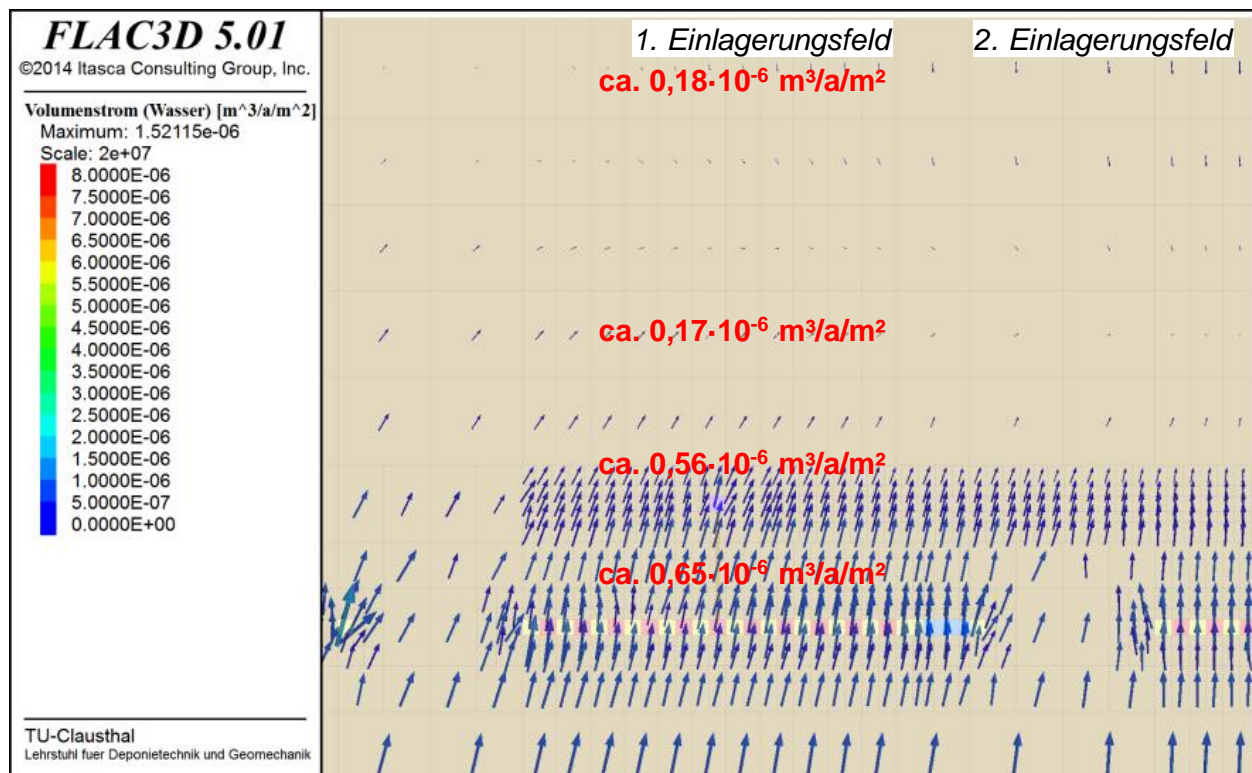
Bild 8.21 Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt  $t = 200.000 a$  nach Verschluss des Endlagers

(g) Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme eines vertikal (von unten nach oben) gerichteten primären hydraulischen Gradienten von  $i = 0,15 \rightarrow$  Globalmodell (vii)

Die hier betrachtete Simulationsvariation für ein Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme eines vertikal (von unten nach oben) gerichteten primären hydraulischen Gradienten von  $i = 0,15$  unterscheidet

sich hinsichtlich der in Anhang G\_BL dargestellten Simulationsergebnisse nur marginal von den entsprechenden, in Anhang G dargestellten Simulationsergebnissen für das 1-söhlige Endlagersystem. Auch im 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystem ergibt sich entsprechend Bild 8.22 (= Bild G\_BL.7/4) nach der Aufsättigung der versetzten Strecken eine aufwärts gerichtete Wasserströmung, die allerdings nahezu identisch ist mit der in Bild 7.30 (= Bild G.5/4) dargestellten Wasserströmung für das 1-söhlige Endlagersystem. Die Anordnung einer Überwachungssohle mit Monitoringbohrlöchern hat somit also in diesem Szenario keinen nennenswerten Einfluss auf das langfristige fluiddynamische Verhalten der Entsorgungsanlage.

Da der primäre hydraulische Gradient aufwärts gerichtet ist, ergeben sich allerdings in dieser Simulationsvariation im Vergleich zur Simulationsvariation (a) dieses Abschnitts leicht erhöhte Strömungsraten durch die Monitoringbohrlöcher. Der Unterschied ist allerdings sehr gering – vermutlich zurückzuführen auf die nur sehr geringe Tonsteinpermeabilität und die damit einhergehenden sehr geringen Strömungsgeschwindigkeiten des Porenwassers.



•(parallel zur Bildebene): weitere Einlagerungskammern in allen 3 Einlagerungsfeldern

■ Tonsteingebirge ■ korrodierende Abfallbehälter ■ Bentonitversatz ■ Dammbauwerke ■ Überfahrungssohle ■ Bohrloch

Bild 8.22 Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt  $t = 10.000 a$  nach Verschluss des Endlagers



(h) *Referenz-Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern unter Annahme eines horizontal (von den Einlagerungsfeldern zum Schacht) gerichteten primären hydraulischen Gradienten von  $i = 0,15 \rightarrow$  Globalmodell (vii)*

Ebenso wie sich die Simulationsergebnisse für ein 1-söhliges Endlagersystem und für ein 2-söhliges Tiefenlager-/Endlagersystem bei Ansatz eines vertikal gerichteten primären hydraulischen Gradienten kaum unterscheiden, sind auch die entsprechenden Simulationsergebnisse bei Ansatz eines horizontal gerichteten primären hydraulischen Gradienten nahezu identisch, wie aus einem Vergleich der Anhänge H und H\_BL ersehen werden kann. Mit diesem Befund kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die aus den Vergleichen der vorstehend diskutierten Simulationsvariationen (a-f) für die beiden Anlagenkonfigurationen zu ersiehenden Unterschiede durch den Ansatz eines primären hydraulischen Gradienten dominiert werden, so dass die Anordnung einer Überwachungssohle mit Monitoringbohrlöchern in diesem Fall keine langfristigen fluiddynamischen Auswirkungen auf das Anlagenverhalten hat.

#### **8.4 Zusammenfassende Diskussion zu den Auswirkungen eines Tiefenlager-/Endlagerbergwerkes mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern mit Fokussierung auf fluiddynamische Prozesse**

Basierend auf der vergleichenden Analyse der in Abschnitt 7 und Abschnitt 8 diskutierten Simulationsergebnisse für das 1-söhlige Endlagersystem bzw. das 2-söhlige Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge lässt sich hinsichtlich des Einflusses der Überwachungssohle und der Monitoringbohrlöcher auf die in der Entsorgungsanlage und im umgebenden Tonsteingebirge ablaufenden fluiddynamischen Prozesse folgendes Fazit ziehen:

- Die Anordnung einer Überwachungssohle sorgt dafür, dass die Einlagerungssohle etwas langsamer aufgesättigt wird, da sich das aus dem Tonsteingebirge oberhalb der Einlagerungssohle in das versetzte Grubengebäude zuströmende Porenwasser aufteilt und somit teilweise auch der Überwachungssohle zuströmt anstatt allein in die Einlagerungssohle.
- Die langsamere Aufsättigung des versetzten Grubengebäudes bei Anordnung einer Überwachungssohle resultiert in einem weniger intensiven Gasdruckaufbau, da einerseits das im Bentonitporenraum vorhandene Gas weniger stark durch das zuströmende Porenwasser komprimiert wird und andererseits das bei der Behälterkorrosion entstehende Gas mehr Porenraum zur räumlichen Verteilung zur Verfügung hat.



- Nach Abschluss der Monitoringphase steigt Gas aus der Einlagerungssohle durch die versetzten Monitoringbohrlöcher in die Überwachungssohle auf. Da dort die Aufsättigung des Porenraums erst nach Ende der Monitoringphase beginnt, stehen noch relativ große Porenraumbereiche zur Gasausbreitung zur Verfügung, wodurch der Gasdruckaufbau ebenfalls in seiner Intensität reduziert wird.
- Obwohl das Porengas aus der Einlagerungssohle relativ schnell durch die Monitoringbohrlöcher in die Überwachungssohle aufsteigen kann, dauert es im Tiefenlager-/Endlagersystem mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern länger bis zum Gasdurchschlag an der Wirtsgesteinsoberkante als im 1-söhligen Endlagersystem. Dieser Sachverhalt resultiert vor allem aus dem langsameren Gasdruckaufbau im Grubengebäude.
- Obwohl es einige Unterschiede im fluiddynamischen Verhalten des 1-söhligen Endlagersystems und des 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystem gibt, sind diese Unterschiede nach umfangreicher Analyse der jeweiligen Globalmodell-Simulationsergebnisse nur relativ klein. Der Einfluss der Überwachungssohle und der Monitoringbohrlöcher auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse ist daher als eher gering zu bewerten.

---

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der multiphysikalischen Prozess- und Systemanalyse für geologische Tiefenlager / Endlager im Tonsteingebirge in der Nachverschlussphase mit dem Ziel, einen Beitrag zu leisten zur Verbesserung des Verständnisses einerseits der in einem Tiefenlager-/Endlagersystem ablaufenden thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Prozesse unter besonderer Berücksichtigung von 2-Phasenfluss-Prozessen (→ verbessertes Prozessverständnis) und andererseits der zeitlich-räumlichen Wechselwirkungen dieser Prozesse miteinander und mit dem umgebenden Gebirge (→ verbessertes Systemverständnis). Sie ist im Rahmen der Bearbeitung des Forschungsprojektes ENTRIA entstanden.

In Abschnitt 1 der vorliegenden Arbeit erfolgt zunächst eine Einführung in das Thema der Entsorgung radioaktiver Abfälle in tiefen geologischen Formationen sowie in die Aufgabenstellung der vorliegenden Arbeit mit einer Fokussierung auf das Tonsteingebirge als Wirtsgestein.

Der Aufgabenstellung folgend werden dann in Abschnitt 2 die grundlegenden Ansätze zur physikalischen Modellierung von im Tonsteingebirge relevanten Prozessen vorgestellt. Zuerst werden verschiedene elastoplastische Stoffmodelle betrachtet, die zur physikalischen Modellierung des mechanischen Materialverhaltens von Tonstein verwendet werden können. Diese Stoffmodelle basieren im Wesentlichen auf dem Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb* bzw. stellen eine Weiterentwicklung dieses Fließkriteriums dar. Zudem wird auch das *Barcelona Basic Model (BBM)* vorgestellt, das häufig zur physikalischen Modellierung des Materialverhaltens von Bentonit verwendet wird. Außerdem werden im Hinblick auf die TH2M-gekoppelte Prozessanalyse auch Ansätze zur Modellierung thermischer, hydraulischer und thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelter Prozesse erläutert.

Zentral für TH2M-gekoppelte Prozessanalysen im Tonsteingebirge sind die 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein (geologische Barriere) und Bentonit (Versatz, geotechnische Barriere). In Abschnitt 3 werden daher zunächst verschiedene Untersuchungsmethoden zusammengestellt, die entsprechend nationalen und internationalen Literaturquellen zur laborativen Charakterisierung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von porösen Medien eingesetzt werden. Schwerpunktmäßig werden dabei Untersuchungsmethoden zur Ermittlung der funktionalen Beziehungen zwischen Sättigungsgrad und Kapillardruck bzw. Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten analysiert. Im Anschluss wird die im Rahmen des Forschungsprojektes ENTRIA am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal konstruierte Versuchsanlage zur Ermittlung der Relativpermeabilitätseigenschaften von ungeschädigten oder mechanisch vorgeschädigten Tonsteinproben beschrieben. Zur Planung der mit dieser Versuchs-

---

anlage durchzuführenden laborativen Untersuchungen sind mit dem ebenfalls am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik entwickelten FTK-Simulator prognostische Simulationen dieser laborativen Untersuchungen durchgeführt worden. Dabei geht es insbesondere um die Vorplanung der Prüfkörperkonfiguration und die Rahmenbedingungen der Versuchsdurchführung, um angesichts geringer Permeabilitäten in vertretbarer Beobachtungszeit repräsentative Daten zum 2-Phasenfluss-Verhalten ermitteln zu können.

In Abschnitt 4 wird der für die numerischen Simulationen eingesetzte FTK-Simulator in seinen Grundzügen vorgestellt. Dieser Simulator ist im Rahmen der Forschungsprojekte „Kopplung der Softwarecodes FLAC<sup>3D</sup> und TOUGH2 in Verbindung mit In-situ-, laborativen und numerischen Untersuchungen zum thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Verhalten von Tongestein unter Endlagerbedingungen“ entwickelt worden, *Lux et al. (2015)*. Der FTK-Simulator ermöglicht sowohl auf Lokalmodellebene wie auch auf Globalmodellebene die Analyse sowohl geotechnisch wie auch fluiddynamisch fokussierter Analysen zum Tiefenlager-/Endlagersystemverhalten.

Da der in einem vorangegangenen Forschungsvorhaben entwickelte FTK-Simulator noch nicht hinreichend umfassend verifiziert und validiert ist und im Rahmen dieser Arbeit auch neue, auf das Tonsteingebirge fokussierte Programmteile implementiert worden sind, erfolgt in Abschnitt 5 eine weitere Validation des FTK-Simulators und der implementierten Modellierungsansätze durch retrospektive Analyse von geeigneten, in der internationalen Literatur dokumentierten Labor- und Feldversuchen sowie generischen Beispielen mit Hilfe von Lokalmodellen. Dabei handelt es sich um

- das in Mont Terri (Schweiz) im Tonsteingebirge durchgeführte HE-D-Experiment,
- einen in *Rutqvist et al. (2010)* dokumentierten generischen Laborversuch an einem Bentonitprüfkörper,
- einen am Beijing Research Institute of Uranium Geology durchgeführten laborativen Großversuch an Bentonit und
- eine generische Studie zum Einfluss der Teufenlage einer Strecke im Tonsteingebirge mit Berücksichtigung gekoppelter hydromechanischer Prozesse auf das Tragverhalten dieser Strecke.

Weiterhin ist im Rahmen dieser Arbeit ein neues Funktionalmodell entwickelt worden, das in Abschnitt 6 vorgestellt wird. Bei diesem auf der Grundlage von Lokalmodellsimulationen entwickelten Funktionalmodell wird die Sekundärpermeabilitätsentwicklung im Nahfeld einer

---

Strecke bzw. eines Schachts im Tonsteingebirge in Beziehung gesetzt zur Quelldruckentwicklung im Bentonitversatz innerhalb dieser Strecke bzw. des Schachtes. Dabei geht es insbesondere um die quelldruckbedingte Rückbildung der gefügeentfestigungsbedingt im konturnahen Hohlraumbereich induzierten Sekundärporosität und entsprechend Sekundärpermeabilität. Dieses Funktionalmodell ist essentiell bei der Simulation axialer Strömungsprozesse in der Auflockerungszone in Verbindung mit Globalmodellanalysen.

Ziel der bislang durchgeführten Arbeit war es, den FTK-Simulator in Bezug auf das Wirtsgestein Tonsteingebirge grundsätzlich weiter zu qualifizieren, aber auch mit Blick auf fluiddynamisch fokussierte Globalmodellanalysen zu ertüchtigen. Diese Globalmodellanalysen sind für ein generisches Referenzendlagersystem erfolgt, wobei hier zwei grundlegende konzeptionelle Ansätze verfolgt worden sind: einerseits die klassische Option der Endlagerung der radioaktiven Abfälle mit zeitnahe Verschluss des Endlagerbergwerks, andererseits eine im Rahmen von ENTRIA entwickelte alternative Tiefenlager-/Endlageroption, bei der durch zusätzliche Anordnung einer Überwachungssohle während des Einlagerungsbetriebes und darüber hinaus auch nach Verschluss des Bergwerkes auf der Einlagerungssohle über Monitoringbohrlöcher eine direkte längerfristige Beobachtung des Tiefenlagerverhaltens ermöglicht wird. Bei plangemäÙem Verhalten wird dann auch die Überwachungssohle mit den Monitoringbohrlöchern versetzt und verschlossen und damit dann das Tiefenlager in ein nachsorgefreies Endlager überführt.

Vor diesem Hintergrund werden in Abschnitt 7 zunächst die Ergebnisse der durchgeführten Globalmodell-Simulationen zur Analyse der zeitlich-räumlichen Entwicklung der fluiddynamischen Prozesse in einem generischen Endlagersystem ohne Überwachungssohle vorgestellt. Dabei werden unterschiedliche Simulationsvariationen betrachtet, z.B. hinsichtlich der Behälterkorrosionsraten, der Permeabilität der geotechnischen und geologischen Barrieren, der Wirtsgesteinsmächtigkeit, eines primär vorhandenen vertikal bzw. horizontal gerichteten hydraulischen Gradienten oder einer unentdeckten Störungszone im Tonsteingebirge.

In Abschnitt 8 werden dann analog zu Abschnitt 7 Globalmodell-Simulationsergebnisse zur Analyse der zeitlich-räumlichen Entwicklung der fluiddynamischen Prozesse in einem generischen Tiefenlager-/Endlagersystem mit Überwachungssohle vorgestellt. Auch dabei werden unterschiedliche Simulationsvariationen betrachtet, die ebenfalls einerseits Materialeigenschaften von Tonsteingebirge und Versatz, andererseits geologisch und geotektonisch und damit lagerstättenbezogen bedingte Einwirkungen und strukturelle Elemente des Gebirgsbaus betreffen.

Zusammenfassend lässt sich anhand der durchgeführten Arbeiten folgendes Fazit ziehen:

- Die in Abschnitt 3 vorgestellten numerischen Simulationen zu der in ENTRIA geplanten direkten Messung der 2-Phasenfluss-Eigenschaften von Tonstein zeigen, dass diese Messungen aufgrund der sehr niedrigen Permeabilitäten im Tonstein sehr lange Versuchsdauern erfordern werden, sofern in jeder Versuchsstufe stationäre Strömungsverhältnisse abgewartet werden sollen. Die Versuchszeiten lassen sich allerdings erheblich reduzieren, wenn auch Messdaten aus den instationären Phasen jeder Versuchsstufe zur Auswertung herangezogen werden.
- Die Validation des FTK-Simulators anhand der in Abschnitt 5 vorgestellten retrospektiven Analysen kann zum größten Teil als erfolgreich angesehen werden. Es hat sich allerdings in einigen Fällen auch gezeigt, dass im Rahmen der Validation nicht immer die Original-Simulationsergebnisse nachvollzogen werden können, insbesondere wenn in den Original-Simulationen Modellierungsansätze verwendet werden, die bisher nicht in den FTK-Simulator implementiert sind, z.B. die Berücksichtigung einer anisotropen Permeabilität. Obwohl es in diesem Fall zwangsläufig zu Unterschieden in den Simulationsergebnissen verschiedener Simulatoren kommt, konnten dennoch durch eine geeignete Parameteranpassung die zugrundeliegenden Labor- oder Feldmessdaten häufig in guter Qualität nachvollzogen werden.
- Ein Vergleich der in Abschnitt 7 und Abschnitt 8 vorgestellten und auf die fluiddynamisch relevanten Prozesse und Zustandsgrößenentwicklungen fokussierten Simulationsergebnisse zu Globalmodellen eines generischen Tiefenlager-/Endlagersystems ohne bzw. mit Anordnung einer Überwachungssohle zeigt zwar kurzfristig insbesondere Gasströmungen aus der Einlagerungssohle über die Monitoringbohrlöcher in die Überwachungssohle, langfristig nach Versatz auch der Überwachungssohle allerdings einen nur geringen Einfluss der Überwachungssohle und der Monitoringsohle auf die ablaufenden fluiddynamischen Prozesse. Detaillierte Untersuchungen zur bautechnischen Machbarkeit des Zweisohlenbergwerks und zu möglichen nachteiligen Auswirkungen der Überwachungssohle bezüglich Barrierenintegrität erfordern Analysen an Lokalmodellen und sind im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt worden.

Als Ausblick zu der vorliegenden Arbeit könnten Untersuchungen zu folgenden Aspekten zu einer weiteren Verbesserung des Prozess- und Systemverständnisses eines Tiefenlager-/Endlagersystems im Tonsteingebirge beitragen:

- Untersuchungen zur bautechnischen Machbarkeit und zur konfigurativen Ausgestaltung der Überwachungssohle mit den Monitoringbohrlöchern anhand von Lokalmodellen,

- Untersuchungen zu nachteiligen Auswirkungen der zusätzlich angeordneten Überwachungssohle auf die Integrität der geologischen Barriere bei einer Tiefenlager-/Endlagerkonfiguration anhand von Lokalmodellen,
- Untersuchungen zum Einfluss eines eventuell vorhandenen Kriechvermögens im Tonsteingebirge auf die langfristige Entwicklung des 1-söhligen Endlagersystems bzw. des 2-söhligen Tiefenlager-/Endlagersystems durch Verwendung des noch in den FTK-Simulator zu implementierenden Stoffmodells *Lux/Wolters-T*,
- Beschleunigung der numerischen Simulationen durch Kopplung von FLAC<sup>3D</sup> mit der parallelisierten Version von TOUGH2 (→ Version FTK 3.0),
- Untersuchungen zum Einfluss von Fugen zwischen den Bentonitblöcken einer geotechnischen Barriere auf die TH2M-gekoppelten Eigenschaften dieser Barriere durch weitere vertiefte retrospektive Analyse des am BRIUG durchgeführten Bentonit-Großversuchs unter Berücksichtigung der in der Bentonitblock-Konstruktion enthaltenen Fugen, da bereits erkannt wurde, dass die Fugen einen signifikanten Einfluss auf die zeitliche Entwicklung der während des Versuchs gemessenen physikalischen Größen haben,
- Durchführung weiterer Globalmodellsimulationen zur Vertiefung des Systemverständnisses im Hinblick auf fluiddynamisch geprägte Langzeitsicherheitsanalysen (Analyse weiterer tonsteingebirgsspezifischer Szenarien (FEP-Katalog), Durchführung weiterer Parameterstudien zur Sensitivitätsanalyse, Identifizierung und Berücksichtigung weiterer fluiddynamisch relevanter Einflussgrößen) und
- Durchführung weiterer retrospektiver Analysen zu ausgewählten Labor- und Feldversuchen zur kontinuierlich voranschreitenden Verifizierung und Validierung des FTK-Simulators bzw. der gewählten Ansätze zur physikalischen Modellierung der ablaufenden Prozesse (→ Verbesserung der Robustheit von Sicherheitsfunktionen mit hoher Relevanz für die Langzeitsicherheit).

---

**10            Literaturverzeichnis**

- Åkesson, M., Börgesson, L. & Kristensson, O. (2010):* THM modelling of buffer, backfill and other system components. SR-Site Data report, SKB.
- Alcolea, A., Kuhlmann, U., Lanyon, G.W. & Marschall, P. (2013):* Hydraulic conductance of the EDZ around underground structures of a geological repository for radioactive waste – A sensitivity study for the candidate host rocks in the proposed siting regions in Northern Switzerland. Arbeitsbericht 13-94, Nationale Genossenschaft für die Lagerung radioaktiver Abfälle (Nagra).
- Alonso, E.E., Alcoverro, J., Coste, F., Malinsky, L., Merrien-Soukatchoff, V., Kadiri, I., Nowak, T., Shao, H., Nguyen, T.S., Selvadurai, A.P.S., Armand, G., Sobolik, S.R., Itamura, M., Stone, C.M., Webb, S.W., Rejeb, A., Tijani, M., Maouche, Z., Kobayashi, A., Kurikami, H., Ito, A., Sugita, Y., Chijimatsu, M., Börgesson, L., Hernelind, J., Rutqvist, J., Tsang, C.-F. & Jussila, P. (2005):* The FEBEX benchmark test. Case definition and comparison of modelling approaches. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 42, p. 611-638.
- Amann, F. & Löw, S. (2009):* Vorschlag geologischer Standortgebiete für das SMA- und HAA-Lager: Beurteilung und Anwendung der bautechnischen Auswahlkriterien.
- Andra (2005):* Evaluation of the feasibility of a geological repository in an argillaceous formation. Dossier 2005 Argile Synthesis. Meuse/Haute-Marne site. Agence nationale pour la gestion des déchets radioactifs (ANDRA).
- ANSICHT – Jobmann, M., Bebiolka, A., Jahn, S., Lommerzheim, A., Maßmann, J., Meleshyn, A., Mrugalla, S., Reinhold, K., Rübel, A., Stark, L. & Ziefle, G. (2017):* Projekt ANSICHT – Sicherheits- und Nachweismethodik für ein Endlager im Tongestein in Deutschland. Synthesebericht zum BMWi-Forschungsprojekt mit dem Förderkennzeichen 02E11061A/B.
- Appel, D., Kreuzsch, J. & Neumann, W. (2016):* Darstellung von Entsorgungsoptionen. ENTRIA-Arbeitsbericht-01 für Transversalprojekt Interdisziplinäre Risikoforschung.
- Arbeitskreis Auswahlverfahren Endlagerstandorte (AkEnd) (2002):* Auswahlverfahren für Endlagerstandorte, Empfehlungen des AkEnd – Arbeitskreis Auswahlverfahren Endlagerstandorte.
- AtomkraftwerkePlag (2015):* Endlager für Atommüll weltweit, [http://de.atomkraftwerkeplag.wikia.com/wiki/Endlager\\_f%C3%BCr\\_Atomm%C3%BCll\\_weltweit](http://de.atomkraftwerkeplag.wikia.com/wiki/Endlager_f%C3%BCr_Atomm%C3%BCll_weltweit) (Stand: 30.06.2015)

- 
- Blanco Martín, L., Rutqvist, J., Birkholzer, J.T., Wolters, R., Rutenberg, M., Zhao, J. & Lux, K.-H. (2014):* Comparison of two modeling procedures to evaluate thermal-hydraulic-mechanical processes in a generic salt repository for high-level nuclear waste. Presentation and Paper at the 48<sup>th</sup> US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium.
- Blanco Martín, L., Wolters, R., Rutqvist, J., Lux, K.-H. & Birkholzer, J.T. (2015a):* Comparison of two simulators to investigate thermal-hydraulic-mechanical processes related to nuclear waste isolation in saliferous formations. Computers and Geotechnics.
- Blanco Martín, L., Wolters, R., Rutqvist, J., Lux, K.-H., Birkholzer, J.T., Rutenberg, M. & Zhao, J. (2015b):* Three-dimensional modeling of a heater test to investigate crushed salt reconsolidation and rock salt creep for the underground disposal of heat-generating nuclear waste. Presentation and Paper at the 13<sup>th</sup> International Congress on Rock Mechanics.
- Blanco Martín, L., Wolters, R., Rutqvist, J., Lux, K.-H. & Birkholzer, J.T. (2015c):* Coupled modelling of the Thermal Simulation for Drift Emplacement underground test. Presentation and Paper at the 8<sup>th</sup> Conference on the Mechanical Behavior of Salt.
- Blanco Martín, L., Wolters, R., Rutqvist, J., Lux, K.-H. & Birkholzer, J.T. (2015d):* Thermal-hydraulic-mechanical modeling of a large-scale heater test to investigate rock salt and crushed salt behavior under repository conditions for heat-generating nuclear waste. (in Vorbereitung)
- BMWi (2008):* Endlagerung hochradioaktiver Abfälle in Deutschland – Das Endlagerprojekt Gorleben. Informationsbroschüre des BMWi.
- Börchers, F., Zappe, D. & Koelzer, W. (2012):* Strahlenschutz-Lexikon – Sammlung häufig benötigter Begriffe und Definitionen zum Strahlenschutz bei ionisierender Strahlung.
- Börgesson, L., Johannesson, L.-E., Sandén, T. & Hernelind, J. (1995):* Modelling of the physical behavior of water saturated clay barriers. SKB TR-95-20, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- Börgesson, L., Dueck, A., Goudarzi, R. & Hernelind, J. (2015):* Modelling of bentonite swelling in complex geometries. Proceedings of the 6<sup>th</sup> international conference “Clays in Natural and Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement”, Brussels, March 23-26, 2015.
- BRIUG (2013):* Comparison of CODE-BRIGHT and LAGAMINE for THM modeling (D-N<sup>o</sup>: DB-WP3), Long-term Performance of Engineered Barrier Systems, 20/11/2013.



- 
- BRIUG (2014)*: China-Mock-up status annual report (D-N<sup>o</sup>: DB-2.4), Long-term Performance of Engineered Barrier Systems, 01/03/2014.
- Brunnengräber, A., Di Nucci, M.R., Isidoro Losada, A.M., Mez, L. & Schreurs, M. (2016)*: Nuclear Waste Governance. An International Comparison, Wiesbaden: Springer VS.
- Bui, T.A., Wong, H. & Deleruyelle, F. (2015)*: Study of the Hydromechanical behaviour of an underground cavity. Poster bei der Clay Conference, Brüssel.
- Bundesamt für Strahlenschutz (BfS) (2015)*: Übersicht zur prognostizierten Menge an nach dem Ausstieg aus der Kernenergienutzung endzulagernden Wärme entwickelnden Abfällen, <http://www.bfs.de/DE/themen/ne/abfaelle/prognosen/prognosen.html> (Stand: 30.06.2015)
- Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR) (2007)*: Untersuchung und Bewertung von Regionen mit potenziell geeigneten Wirtsgesteinsformationen, Endlagerung radioaktiver Abfälle in Deutschland.
- Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU) (2010)*: Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle (Stand: 30.09.2010).
- Chen, B., Qian, L.X., Ye, W.M., Cui, Y.J. & Wang, J. (2006)*: Soil-Water Characteristic Curves of Gaomiaozi Bentonite. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering.
- Czajkowski, O. (2011)*: Laborative und rechnerische Untersuchungen zu geomechanisch-geohydraulischen Wechselwirkungen im Tongestein im Hinblick auf die Endlagerung radioaktiver Abfälle. Dissertation an der TU Clausthal, Heft 17 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal.
- DAEF (2015)*: DAEF-Kurzstellungnahme zur Idee der “Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle und ausgedienter Brennelemente in bis zu 5000 m tiefen vertikalen Bohrlöchern von über Tage”
- Delage, P., Howat, M.D. & Cui, Y.J. (1998)*: The relationship between suction and swelling properties in a heavily compacted unsaturated clay. *Engineering Geology* 50 (1998), p. 31-48.
- Deutsche Gesellschaft zum Bau und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe mbH (DBE) (2015)*: Übersicht über schwach-, mittel- und hochradioaktive Abfälle, <https://www.dbe.de/de/unsere-aufgabe/sichere-endlagerung/index.php> (Stand: 30.06.2015)

- 
- Endlager-Konrad.de* (2017): [http://www.endlager-konrad.de/Konrad/DE/themen/einlagerung/anlagen-unterirdisch/anlagen-unterirdisch\\_node.html](http://www.endlager-konrad.de/Konrad/DE/themen/einlagerung/anlagen-unterirdisch/anlagen-unterirdisch_node.html) (Stand: 06.06.2017)
- Fall, M., Nasir, O. & Nguyen, T.S.* (2014): A coupled hydro-mechanical model for simulation of gas migration in host sedimentary rocks for nuclear waste repositories. *Engineering Geology* 176 (2014), p. 24–44.
- Gens, A.* (1995): Constitutive Laws. In: Gens, A., Jouanna, P., Schrefler, B.A. (Eds.), *Modern Issues in Non-Saturated Soils*. Springer-Verlag, Wien – NewYork, p. 129–158.
- Gens, A., Sánchez, M. & Sheng, D.* (2006): On constitutive modelling of unsaturated soils. *Acta Geotechnica* 1, p. 137–147.
- Gonzalez-Blanco, L., Romero, E., Li, X.L., Sillen, X., Marschall, P. & Jommi, C.* (2016): Air injection tests in two argillaceous rock formations: Experimental results and modelling. In book: *Energy Geotechnics*, p.715-721.
- Filipović, V., Ondrašek, G. & Filipović, L.* (2016): *Modelling Water Dynamics, Transport Processes and Biogeochemical Reactions in Soil Vadose Zone*.
- Fredlund, D.G. & Rahardjo, H.* (1993): *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*, John Wiley & Sons, Inc.
- Hassel, T.* (2015): Erstellung von generischen Behältermodellen. Präsentation beim 4. ENTRIA-Jahrestreffen, Braunschweig, 04.-06.11.2015.
- Honarpour, M., Koederitz, L. & Harvey, A.H.* (1986): *Relative Permeability of Petroleum Reservoirs*.
- International Atomic Energy Agency (IAEA)* (2006): *Joint Convention on the Safety of Spent Fuel Management and on the Safety of Radioactive Waste Management*. IAEA International Law Series NO.1.
- Jobmann, M., Polster, M. & Schonebeck, M.* (2006): *Investigation on Thermal Expansion Effects in Clay Formations*. TEE-final report, DBE<sub>TEC</sub>.
- Jobmann, M., Amelung, P., Billaux, D., Polster, M., Schmidt, H. & Uhlig, L.* (2007): *Untersuchungen zur sicherheitstechnischen Auslegung eines generischen Endlagers im Tonstein in Deutschland*. GENESIS-Abschlussbericht, DBE<sub>TEC</sub>.
- Kaufmann, D.* (2005): *Endlagerung weltweit – ein Überblick*. anti atom aktuell.
- Kim, J.* (2010): *Sequential Methods for Coupled Geomechanics and Multiphase Flow*. Dissertation an der Stanford University.

- 
- Kirsch, G. (1898):* Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre. Zeitschr. Ver. dtsch. Ing. 42.
- Kreusch, J. & Neumann, W. (2015):* Ermittlung von Robustheitsdefiziten bei Sicherheitsfunktionen – beispielhafte Vorgehensweise. Präsentation beim 4. ENTRIA-Jahrestreffen, Braunschweig, 04.-06.11.2015.
- Leverett, M.C. (1941):* Capillary Behavior in Porous Solids. Society of Petroleum Engineers. doi:10.2118/941152-G.
- Liu, Y.M., Wang, J., Cao, S.F., et al. (2013):* A large-scale THMC experiment of buffer material for geological disposal of high level radioactive waste in China, BRIUG.
- Lux, K.-H. & Roussev, P. (1998):* Analytische Lösungen der kreisförmigen Strecke in einem plastischen Gebirge. Interner Bericht.
- Lux, K.-H., Czaikowski, O., Wolters, R. & Düsterloh, U. (2005):* Gebirgsmechanische Beurteilung von Tongesteinsformationen im Hinblick auf die Endlagerung radioaktiver Abfälle. PSP-Element WS-0029. Abschlussbericht im Auftrag des BfS, TUC, Clausthal-Zellerfeld.
- Lux, K.-H., Czaikowski, O., Düsterloh, U. & Wolters, R. (2006):* Laborative und numerische Grundlagenuntersuchungen zur Übertragbarkeit von Stoffmodellansätzen und EDV-Software für Endlager im Salzgestein auf Endlager im Tongestein. Abschlussbericht zum BMWi-Forschungsvorhaben, Förderkennzeichen 02 E 9632, TUC, Clausthal-Zellerfeld.
- Lux, K.-H. & Seeska, R. (2010):* Möglichkeiten der Datenerhebung von Übertage zur Standortbewertung von Endlagern im Tonsteingebirge. Abschlussbericht zum UFOPLAN-Forschungsvorhaben mit dem Förderkennzeichen 3607R02596 im Auftrag des BfS, TUC, Clausthal-Zellerfeld.
- Lux, K.-H. (2012):* Salzmechanik I, Vorlesungsskripte an der TU Clausthal.
- Lux, K.-H., Czaikowski, O., Rutenberg, M., Seeska, R. & Düsterloh, U. (2012):* Untersuchungen zur Validierung von Modellansätzen für Tongestein anhand von Feldexperimenten am Standort Tournemire (F) im Rahmen DECOVALEX-THMC. Abschlussbericht zum BMWi-Forschungsvorhaben mit dem Förderkennzeichen 02E10427, TUC, Clausthal-Zellerfeld.
- Lux, K.-H. (2013):* Präsentation zum ENTRIA-Kick-Off-Meeting, Goslar, 24.-26.04.2013.

- 
- Lux, K.-H., Düsterloh, U., Wolters, R., Birkholzer, J.T., Rutqvist, J. & Blanco Martín, L. (2014):* THM-coupled processes in rock salt with special attention to two-phase flow. Presentation at the 5<sup>th</sup> US/German workshop on salt repository research, design, and operation.
- Lux, K.-H. (2015):* Tunnelstatik, Vorlesungsskripte an der TU Clausthal.
- Lux, K.-H., Rutenberg, M., Seeska, R. & Düsterloh, U. (2015):* Kopplung der Softwarecodes FLAC<sup>3D</sup> und TOUGH2 in Verbindung mit in situ-, laborativen und numerischen Untersuchungen zum thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelten Verhalten von Tongestein unter Endlagerbedingungen. Abschlussbericht zum BMWi-Forschungsprojekt mit dem Förderkennzeichen 02 E 11041, TUC, Clausthal-Zellerfeld.
- Lux, K.-H. & Rutenberg, M. (2017):* Internationales Benchmarking zur Verifizierung und Validierung von TH2M-Simulatoren insbesondere im Hinblick auf fluiddynamische Prozesse in Endlagersystemen (BenVaSim) – Vorprojekt. Abschlussbericht zum BMWi-Forschungsprojekt mit dem Förderkennzeichen 02 E 11506, TUC, Clausthal-Zellerfeld (in Vorbereitung).
- Lux, K.-H., Wolters, R., Zhao, J., Rutenberg, M., Feierabend, J. & Pan, T.J. (2017):* TH2M-basierte multiphysikalische Modellierung und Simulation von Referenz-Endlagersystemen im Salinar- und Tonsteingebirge. ENTRIA-Arbeitsbericht-07, TUC, Clausthal-Zellerfeld.
- Menaceur, H., Belmokhtar, M., Delage, P., Tang, A.M. & Conil, N. (2015):* Thermo-Hydro-Mechanical behaviour of a sheared Callovo-Oxfordian claystone sample with respect to the EDZ behaviour. Poster bei der Clay Conference, Brüssel.
- Mont Terri (2012):* Forschung für die geologische Tiefenlagerung. Felslabor Mont Terri.
- Mualem, Y. (1976):* A new model for predicting the hydraulic conductivity of underground porous media. Water Resour. Res., Vol. 12, No. 3, p. 513-522.
- Nagra (2002):* Synthese der geowissenschaftlichen Untersuchungsergebnisse. Entsorgungsnachweis für abgebrannte Brennelemente, verglaste hochaktive sowie langlebige mittelaktive Abfälle. Technischer Bericht 02-03.
- Nagra (2004):* Effects of Post-disposal Gas Generation in a Repository for Spent Fuel, High-level Waste and Long-lived Intermediate Level Waste Sited in Opalinus Clay. Technical Report 04-06.

- 
- Nagra (2008)*: Effects of Post-disposal Gas Generation in a Repository for Low- and Intermediate-level Waste Sited in the Opalinus Clay of Northern Switzerland. Technical Report 08-07.
- Nagra (2014a)*: Beurteilung der Tiefenlage in Bezug auf die geotechnischen Bedingungen: Grundlagen für die Abgrenzung und Bewertung der Lagerperimeter. Arbeitsbericht NAB14-81.
- Nagra (2014b)*: Provisional Safety Analyses for SGT Stage 2 – Models, Codes and General Modelling Approach. Technical Report 14-09, National Cooperative for the Disposal of Radioactive Waste (Nagra).
- Nguyen, T.S. & Jing, L. (2008)*: DECOVALEX-THMC Project. Task A: Influence of near-field coupled THM phenomena on the performance of a spent fuel repository. Report of Task A2.
- Pardoen, B., Levasseur, B. & Collin, F. (2014)*: Excavation damaged zone modelling including hydraulic permeability evolution in unsaturated argillaceous rock. In: *Unsaturated Soils: Research & Applications*.
- Roussev, P., Poisel, R., Zettler, A.H. (1999)*: Kontinuumsmechanischer Beitrag zur Diskussion über die *Fenner-Pacher*-Gebirgskennlinie.
- Rutqvist, J., Wu, Y.S., Tsang, C.F. & Bodvarsson, G. (2002)*: A modeling approach for analysis of coupled multiphase fluid flow, heat transfer, and deformation in fractured porous rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*.
- Rutqvist, J. & Tsang, C.F. (2004)*: A fully couple three-dimensional THM analysis of the FEBEX in situ test with the ROCMAS code: prediction of THM behaviour in a bentonite barrier. *Coupled thermo-hydro-mechanical-chemical processes in geosystems*, Elsevier.
- Rutqvist, J., Ijiri, Y. & Yamamoto, H. (2010)*: Implementation of the Barcelona Basic Model into TOUGH-FLAC for simulations of the geomechanical behavior of unsaturated soils. *Computers & Geosciences*.
- Sandia (2012)*: Research, Development and Demonstration Roadmap for Deep Borehole Disposal, Fuel Cycle Research & Development. FCRD-USED-2012-000269, SAND2012-8527P.
- Senger, R., Romero, E., Ferrari, A. & Marschall, P. (2014)*: Characterization of gas flow through low-permeability claystone: laboratory experiments and two-phase flow analyses. *Geological Society London Special Publications*.

- 
- Shen, M.F., Tan, X.H., Xin, Z.Y., Xie, Y. & Xu, Q. (2013):* Laboratory Research of Soil Water Characteristic Curve by Osmotic Method and Filter Paper Method.
- Stahlmann, J., Leon-Vargas, R.P. & Mintzloff, V. (2015):* Generische Tiefenlagermodelle mit Option zur Rückholung der radioaktiven Reststoffe: Geologische und Geotechnische Aspekte für die Auslegung. ENTRIA-Arbeitsbericht-03.
- StandAG (2013):* Gesetz zur Suche und Auswahl eines Standortes für ein Endlager für Wärme entwickelnde radioaktive Abfälle (Standortauswahlgesetz – StandAG).
- Torsæter, O. & Abtahi, M. (2003):* Experimental Reservoir Engineering Laboratory Work Book. Department of Petroleum Engineering and Applied Geophysics, Norwegian University of Science and Technology.
- Tsang, C.F., Barnichon, J.D., Birkholzer, J., Li, X.L., Liu, H.H. & Sillen, X. (2012):* Coupled thermo-hydro-mechanical processes in the near field of a high-level radioactive waste repository in clay formations. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences.
- Van Genuchten, M.T. (1980):* A Closed-Form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils. Soil Sci. Soc., Vol. 44, p. 892-898.
- VerSi (2010):* Endlagerung im Tonstein, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Abschlussbericht zum Vorhaben 360R02538 „Untersuchung aktueller planerischer Grundsatzfragen zur Endlagerung radioaktiver Abfälle in tiefen geologischen Formationen“, GRS-A-3535/1, GRS-A-3535/2 und GRS-A-3535/3.
- VSG – Bollingerfehr, W., Filbert, W., Dörr, S., Herold, P., Lerch, C., Burgwinkel, P., Charlier, F., Thomauske, B., Bracke, G. & Kilger, R. (2012):* Endlagerauslegung und -optimierung. Bericht zum Arbeitspaket 6. Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben.
- Wang, J., Su, R., Chen, W.M., Guo, Y.H., Jin, Y.X., Wen, Z.J. & Liu, Y.M. (2006):* Geological Disposal of High Level Radioactive Waste in China. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering.
- Wileveau, Y. & Rothfuchs, T. (2007):* THM Behaviour of Host Rock (HE-D) Experiment: Study of Thermal Effects on Opalinus Clay, Synthesis, Technical Report 2006-01.
- Wolters, R. (2014):* Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Analysen zum Tragverhalten von Kavernen im Salinargebirge vor dem Hintergrund der Energieträgerspeicherung und der Abfallentsorgung – Ein Beitrag zur Analyse von Gefügeschädigungsprozessen und Abdichtungsfunktion des Salinargebirges im Umfeld untertägiger Hohlräume. Dissertation

an der TU Clausthal, Heft 20 der Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal.

*Zhang, C.L. (2015): Self-Sealing of Fractures in Clay Rock. Proceedings of the 6<sup>th</sup> international conference “Clays in Natural and Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement”, Brussels, March 23-26, 2015.*

*Zhang, C.L. (2016): The stress-strain-permeability behaviour of clay rock during damage and recompaction. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering 8 (2016), p. 16-26.*

*Zheng, L.G., Samper, J. & Montenegro, M. (2011): A coupled THC model of the FEBEX in situ test with bentonite swelling and chemical and thermal osmosis. Journal of Contaminant Hydrology.*

---

**11 Tabellenverzeichnis**

Tabelle 2.1	Relevante Eigenschaften des Tonsteins zur Errichtung eines Endlagers, <i>BGR (2007)</i>	14
Tabelle 2.2	Endlagerkonzepte in Tonstein, <i>BGR (2007)</i>	14
Tabelle 2.3	Gegenwärtiger Stand der Forschungsarbeiten zu signifikanten TH2M-Prozessen sowie Eigenschaften und Parameter für Tonstein, <i>Lux (2013)</i>	15
Tabelle 3.1	Simulationsvariationen zur Porous-Plate-Untersuchungsmethode	60
Tabelle 5.1	Kennwerte für das Materialverhalten des Tonsteingebirges sowie der Erhitzer, <i>Jobmann et al. (2006)</i>	85
Tabelle 5.2	Belastungsgeschichte vor und während des HE-D-Experiments, <i>Jobmann et al. (2006)</i>	86
Tabelle 5.3	Messdaten zur Porenwasserdruckverteilung nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> und die mit dem FTK-Simulator erhaltenen sowie die in <i>Jobmann et al. (2006)</i> dokumentierten Simulationsergebnisse zur Porenwasserdruckverteilung unmittelbar vor Aktivierung der Erhitzer	89
Tabelle 5.4	Kennwerte für das Materialverhalten für den Bentonit, <i>Rutqvist et al. (2010)</i>	100
Tabelle 5.5	Geometrische Daten der Bentonitblöcke, <i>Liu et al. (2013)</i>	108
Tabelle 5.6	Kennwerte für das Materialverhalten des Bentonits und der Erhitzer, <i>BRIUG (2014)</i>	112
Tabelle 5.7	Kennwerte für das Materialverhalten des Bentonits, <i>BRIUG (2013)</i>	113
Tabelle 5.8	Materialkennwerte nach <i>Amann &amp; Löw (2009)</i> für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen	127
Tabelle 5.9	Materialkennwerte nach <i>Nagra (2014a)</i> für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen	128
Tabelle 5.10	Materialkennwerte für das in Abschnitt 2.2.1.2 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit Fließkriterium nach <i>Mohr-Coulomb</i>	129



---

Tabelle 7.1	Kennwerte für das Materialverhalten des Tonsteingebirges, des Bentonitversatzes, der Abfallbehälter sowie der Verschlussbauwerke basierend auf <i>Nagra (2002)</i> , <i>Nagra (2004)</i> , <i>Jobmann et al. (2007)</i> und <i>Rutqvist et al. (2010)</i>	180
-------------	---	-----

**12      Abbildungsverzeichnis**

Bild 1.1	Überblick über die in ENTRIA untersuchten Entsorgungsoptionen, <i>Lux et al. (2017)</i>	7
Bild 2.1	Bisherige und aktuelle Forschungsvorhaben des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik der TUC im Bereich der Endlagerung radioaktiver Abfälle im Tongestein, <i>Lux &amp; Rutenberg (2017)</i>	16
Bild 3.1	Klassifizierung und Analyse von Gastransportprozessen in der Gebirgsformation Opalinuston, <i>Nagra (2004)</i> bzw. <i>Nagra (2008)</i>	39
Bild 3.2	Poröse Feststoffmatrix mit unterschiedlichem Sättigungsgrad im vernetzten Porenraum (links: wasservollgesättigt; mittig: wasserteilgesättigt; rechts: Wassersättigung auf dem Niveau der Restsättigung), <i>Filipović et al. (2016)</i>	40
Bild 3.3	Kapillardruck sowie fluidbezogene Relativpermeabilitäten in Abhängigkeit vom Flüssigkeitssättigungsgrad in Anlehnung an die Modellierungsansätze nach <i>van Genuchten</i>	41
Bild 3.4	Versuchsaufbau der Penn-State-Methode zur Bestimmung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten, <i>Honarpour et al. (1986)</i>	42
Bild 3.5	Versuchsaufbau der Hassler-Methode zur Bestimmung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten, <i>Honarpour et al. (1986)</i>	45
Bild 3.6	Versuchsaufbau der dampfdruckgleichgewichtsbasierten Untersuchungsmethode, <i>Chen et al. (2006)</i>	49
Bild 3.7	Versuchsaufbau der osmosebasierten Untersuchungsmethode, <i>Delage et al. (1998)</i>	50
Bild 3.8	Kontaktlos- bzw. Kontakt-Filterpapier-Technik, <i>Shen et al. (2013)</i>	51
Bild 3.9	Schematische Darstellung einer Probe in einer Zentrifuge und die Randbedingungen, <i>Torsæter &amp; Abtahi (2003)</i>	53
Bild 3.10	Grafische Darstellung der $\bar{S} \cdot p_{cL} - p_{cL}$ -Kurve (links) sowie der daraus ableitbaren $S - p_c$ -Kurve (rechts), <i>Torsæter &amp; Abtahi (2003)</i>	54
Bild 3.11	Versuchsaufbau der Porous-Plate-Untersuchungsmethode, <i>Torsæter &amp; Abtahi (2003)</i>	55
Bild 3.12	Schematische Darstellung der entwickelten Versuchsanlage zur Charakterisierung der funktionalen Beziehung zwischen Sättigungsgrad	

	und fluidbezogenen Relativpermeabilitäten im Tonstein ohne oder mit Berücksichtigung einer mechanisch induzierten Gefügeschädigung	56
Bild 3.13	Porous-Plate-Untersuchungsmethode, in Anlehnung an <i>Torsæter &amp; Abtahi (2003)</i>	58
Bild 3.14	Modelldiskretisierung mit unterschiedlichen Höhe-Durchmesser-Verhältnissen bei der Porous-Plate-Untersuchungsmethode	59
Bild 3.15	Simulationsergebnisse zur Variation A1(a): Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie Porenwasserdruckverteilung in der Gesteinsprobe am Ende der Simulation	61
Bild 3.16	Simulationsergebnisse zur Variation A5(a): Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie Porenwasserdruckverteilung in der Gesteinsprobe am Ende der Simulation	62
Bild 3.17	Simulationsergebnisse zur Variation A5(b): Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie Porenwasserdruckverteilung in der Gesteinsprobe am Ende der Simulation	62
Bild 3.18	Vergleichende Darstellung der aus den Simulationen erhaltenen Kapillardrücke und der aus der zugrundeliegenden Kapillardruck-Sättigungsgrad-Beziehung nach <i>van Genuchten</i> erhaltenen Kapillardrücke unter den Belastungsstufen 1/2/3/4/5/6/7/8/9/10/15/20 MPa	63
Bild 3.19	Modelldiskretisierung A mit Gesteinsprobenhöhe 18 cm und Gesteinsprobendurchmesser 9 cm	65
Bild 3.20	Modelldiskretisierung B mit Gesteinsprobenhöhe 1,8 cm und Gesteinsprobendurchmesser 9 cm	65
Bild 3.21	Simulationsergebnisse mit Modell A: Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie des sekundärseitig ausfließenden Wasservolumens und Wassersättigungsgrad im Gesamtsystem am Ende der Simulation	67
Bild 3.22	Simulationsergebnisse mit Modell B: Zeitliche Entwicklung des durchschnittlichen Porenwasserdrucks, Porengasdrucks, Kapillardrucks und Wassersättigungsgrades in der Gesteinsprobe sowie des sekundärseitig	

	ausfließenden Wasservolumens und Wassersättigungsgrad im Gesamtsystem am Ende der Simulation	68
Bild 3.23	Vergleichende Darstellung der aus den Simulationen erhaltenen Relativpermeabilitäten und der aus der zugrundeliegenden Sättigungsgrad-Relativpermeabilitäten-Beziehung nach <i>van Genuchten &amp; Mualem</i> , <i>Mualem (1976)</i> erhaltenen Relativpermeabilitäten für den hier relevanten Sättigungsbereich	69
Bild 4.1	Schematische Übersicht zur Kopplung der beiden Simulatoren FLAC <sup>3D</sup> und TOUGH2	72
Bild 4.2	Simulationssequenz des FTK-Simulators	72
Bild 5.1	3D-Ansicht des Felslabors Mont Terri mit den Standorten ausgewählter, im Felslabor Mont Terri durchgeführter Experimente, <i>Mont Terri (2012)</i>	77
Bild 5.2	3D-Ansicht des Felslabors Mont Terri mit Versuchsstandort des HE-D-Experiments in Anlehnung an <i>Jobmann et al. (2006)</i>	78
Bild 5.3	Horizontaler Schnitt durch das Felslabor Mont Terri mit dem Standort des HE-D-Experiments, <i>Wileveau &amp; Rothfuchs (2007)</i>	78
Bild 5.4	Geologisches Profil entlang des etwa 4 km langen Autobahntunnels Mont Terri, <i>Mont Terri (2012)</i>	79
Bild 5.5	Vertikalschnitt zur geologischen Situation im Nahfeld des HE-D-Experiments (Position des Vertikalschnitts: orthogonal zur MI-Nische sowie zur Achse des Erhitzerbohrlochs in einem Abstand von 12 m vom Eingang der MI-Nische), <i>Jobmann et al. (2006)</i>	81
Bild 5.6	Vertikalschnitt-Gesamtansicht des 3D-Berechnungsmodells zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments	82
Bild 5.7	Vertikalschnitt-Detailansicht der MI-Nische sowie des Erhitzerbohrlochs im 3D-Berechnungsmodell zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments mit schematischer Darstellung der Messbohrlöcher	82
Bild 5.8	Gesamtansicht (links) sowie untere Teilansicht (rechts) des 3D-Berechnungsmodells zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments	83
Bild 5.9	Detailansichten der MI-Nische sowie des Erhitzerbohrlochs im 3D-Berechnungsmodell zur retrospektiven Analyse des HE-D-Experiments	83
Bild 5.10	Foto und Abmessungen der im HE-D-Experiment eingesetzten Erhitzer, <i>Wileveau &amp; Rothfuchs (2007)</i>	84

Bild 5.11	Gesamtwärmeleistung der elektrischen Erhitzer im Verlauf des Experiments in Anlehnung an <i>Jobmann et al. (2006)</i>	86
Bild 5.12	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen sowie der gemessenen Temperaturen und der berechneten Temperaturen nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> am Erhitzer	88
Bild 5.13	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen sowie der gemessenen Temperaturen und der berechneten Temperaturen nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> im Bohrloch BHE-D11	88
Bild 5.14	Isobarendarstellung der Messdaten zur Porenwasserdruckverteilung nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> sowie der mit dem FTK-Simulator erhaltenen sowie die in <i>Jobmann et al. (2006)</i> dokumentierten Simulationsergebnisse zur Porenwasserdruckverteilung unmittelbar vor Aktivierung der Erhitzer	90
Bild 5.15(a)	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen (links), der berechneten Temperaturen nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> (rechts) sowie der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern	92
Bild 5.15(b)	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen (links), der berechneten Temperaturen nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> (rechts) sowie der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern	93
Bild 5.16	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Porenwasserdrücke (links), der berechneten Porenwasserdrücke nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> (rechts) sowie der gemessenen Porenwasserdrücke (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern	94
Bild 5.17	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Verzerrungen (links), der berechneten Verzerrungen nach <i>Jobmann et al. (2006)</i> (rechts) sowie der gemessenen Verzerrungen (links und rechts) in verschiedenen Abschnitten des Messbohrlochs	95
Bild 5.18(a)	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern	96

Bild 5.18(b)	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Temperaturen unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Temperaturen (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern	97
Bild 5.19(a)	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Porenwasserdrücke unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Porenwasserdrücke (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern	97
Bild 5.19(b)	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Porenwasserdrücke unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Porenwasserdrücke (links und rechts) in verschiedenen Messbohrlöchern	98
Bild 5.20	Zeitliche Entwicklung der mit dem FTK-Simulator berechneten Verzerrungen unter Verwendung des optimierten Parametersatzes (links) sowie unter Verwendung des Parametersatzes THM1 (rechts) und der gemessenen Verzerrungen (links und rechts) in verschiedenen Abschnitten des Messbohrlochs	98
Bild 5.21	Simulationsergebnis zu der mit dem Simulator TOUGH-FLAC erhaltenen Wassersättigung im Bentonit-Würfel zum Zeitpunkt $t = 4 d$ , <i>Rutqvist et al. (2010)</i>	101
Bild 5.22	Simulationsergebnis zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen Wassersättigung im Bentonit-Würfel zum Zeitpunkt $t = 4 d$	102
Bild 5.23	Simulationsergebnisse zu der mit dem Simulator TOUGH-FLAC erhaltenen zeitlichen Entwicklung der Wassersättigung, des Gasdrucks und des Quelldrucks im Bentonit-Würfel, <i>Rutqvist et al. (2010)</i>	102
Bild 5.24	Simulationsergebnisse zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen zeitlichen Entwicklung der Wassersättigung im Bentonit-Würfel	104
Bild 5.25	Simulationsergebnisse zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen zeitlichen Entwicklung des Gasdrucks im Bentonit-Würfel	104
Bild 5.26	Simulationsergebnis zu der mit dem FTK-Simulator erhaltenen zeitlichen Entwicklung des Quelldrucks im Bentonit-Würfel	105

Bild 5.27	Schematische Darstellung der Versuchsanordnung im laborativen Großversuch an Bentonitversatzmaterial nach <i>BRIUG (2014)</i>	107
Bild 5.28	Kompaktierte Bentonitblöcke (links) und Bentonitbruchstücke aus dem kompaktierten Bentonitblock P (rechts), <i>Liu et al. (2013)</i>	108
Bild 5.29	Zeitliche Entwicklung der Erhitzertemperatur sowie der injizierten Wassermenge, <i>BRIUG (2014)</i>	108
Bild 5.30	Rotationssymmetrisches Simulationsmodell zur retrospektiven Analyse des laborativen Großversuchs an Bentonitversatzmaterial bei Verwendung (a) des FTK-Simulators am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik (LfDG) und (b) bzw. (c) des LAGAMINE-Simulators am BRIUG	110
Bild 5.31	Zeitliche Entwicklung der Raumtemperatur, <i>BRIUG (2014)</i>	111
Bild 5.32	Abstrahierte zeitliche Entwicklung der Erhitzertemperatur, <i>BRIUG (2014)</i>	111
Bild 5.33	Vollständiges 3D-Berechnungsmodell zur Simulation des am BRIUG durchgeführten Großversuchs an kompaktierten Bentonitblöcken	114
Bild 5.34	Temperaturverteilung in der Bentonitblock-Struktur zu den Zeitpunkten $t_1 = 1 \text{ Monat}$ , $t_2 = 1 \text{ Jahr}$ sowie $t_3 = 3 \text{ Jahre}$ nach Versuchsbeginn (links: FTK-Simulator; rechts: <i>BRIUG (2014)</i> )	115
Bild 5.35	Zeitabhängige Temperaturentwicklung im unteren Bereich der Bentonitblock-Struktur	116
Bild 5.36	Zeitabhängige Temperaturentwicklung im mittleren Bereich der Bentonitblock-Struktur	116
Bild 5.37	Zeitabhängige Temperaturentwicklung im oberen Bereich der Bentonitblock-Struktur	117
Bild 5.38	Zeitabhängige Temperaturentwicklung im äußeren Bereich der Bentonitblock-Struktur	117
Bild 5.39	Porenwasserdruckverteilung in der Bentonitblock-Struktur zu den Zeitpunkten $t_1 = 30 \text{ d}$ , $t_2 = 200 \text{ d}$ sowie $t_3 = 430 \text{ d}$ nach Versuchsbeginn (links: FTK-Simulator; rechts: <i>BRIUG (2014)</i> )	119
Bild 5.40	Zeitabhängige Entwicklung der relativen Luftfeuchtigkeit in ausgewählten Positionen der Bentonitblock-Struktur	120
Bild 5.41	Zeitabhängige Entwicklung der Temperatur in einem Horizontalschnitt auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur (links: FTK-Simulator, rechts: <i>BRIUG (2013)</i> )	122

Bild 5.42	Zeitabhängige Entwicklung des Sättigungsgrades in einem Horizontalschnitt auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur (links: FTK-Simulator, rechts: <i>BRIUG (2013)</i> )	122
Bild 5.43	Zeitabhängige Entwicklung der Saugspannung in einem Horizontalschnitt auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur (links: FTK-Simulator, rechts: <i>BRIUG (2013)</i> )	123
Bild 5.44	Zeitabhängige Entwicklung des Quelldrucks im Beobachtungspunkt A auf halber Höhe der Bentonitblock-Struktur in unmittelbarem Kontakt zur Erhitzeroberfläche (links: FTK-Simulator, rechts: <i>BRIUG (2013)</i> )	123
Bild 5.45	Modelldiskretisierung (links: FLAC <sup>3D</sup> - bzw. FTK-Simulator; rechts: nach <i>Amann &amp; Löw (2009)</i> )	124
Bild 5.46	FLAC <sup>3D</sup> - bzw. FTK-Modelldiskretisierung in Anlehnung an <i>Nagra (2014a)</i> (links: ohne Ausbau; rechts: mit Ausbau)	125
Bild 5.47	Exemplarische Darstellung einer plastischen Zone um eine kreisrunde Strecke, <i>Nagra (2014a)</i>	126
Bild 5.48	Fließgrenzen nach <i>Amann &amp; Löw (2009)</i> für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen	127
Bild 5.49	Fließgrenzen nach <i>Nagra (2014a)</i> für das in Abschnitt 2.2.1.5 vorgestellte elastoplastische Stoffmodell mit bilinearem Strain-Hardening/Softening-Fließkriterium für Tongestein unter Berücksichtigung eines Schichtungsgefüges mit einer reduzierten Bruchfestigkeit auf den Schichtflächen	129
Bild 5.50	Spannungszustand eines Elements im Gebirge nach dem Hohlraumausbruch (links) sowie analytische Lösungen zur Radial- und Tangentialspannung entlang der $x$ -Achse in Abhängigkeit von der Entfernung zur Hohlraumkontur, in Anlehnung an <i>Lux (2015)</i>	131
Bild 5.51	Plastische Zone mit einem Radius von $R_p$ um einen kreisförmigen Hohlraum mit einem Radius von $r_0$ , in Anlehnung an <i>Lux &amp; Roussev (1998)</i> sowie <i>Roussev et al. (1999)</i>	132
Bild 5.52	Spannungen und Verschiebungen entsprechend der analytischen und der numerischen Ergebnisse bei Ansatz eines linear-elastischen	



	Tonsteinverhaltens (oben) bzw. eines elastoplastischen Tonsteinverhaltens (unten)	134
Bild 5.53	Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen bei einem Seitendruckbeiwert von $k_0 = 0,9$ und einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen	135
Bild 5.54	Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen bei einem Seitendruckbeiwert von $k_0 = 1,1$ und einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen	135
Bild 5.55	Berechnete (a) Firstverschiebungen, (b) Porendrücke im Firstbereich, (c) Verhältnisse aus Firstverschiebung und maximaler Firstverschiebung (bei maximaler Innendruckreduzierung / Vorentlastung) in Abhängigkeit von der Innendruckreduzierung / Vorentlastung sowie (d) Konvergenz der Strecke bei einer Innendruckreduzierung / Vorentlastung von 100 % bei jeweils einem Seitendruckbeiwert von $k_0 = 0,9$	137
Bild 5.56	Berechnete (a) Firstverschiebungen, (b) Porendrücke im Firstbereich, (c) Verhältnisse aus Firstverschiebung und maximaler Firstverschiebung (bei maximaler Innendruckreduzierung / Vorentlastung) in Abhängigkeit von der Innendruckreduzierung / Vorentlastung sowie (d) Konvergenz der Strecke bei einer Innendruckreduzierung / Vorentlastung von 100 % bei jeweils einem Seitendruckbeiwert von $k_0 = 1,1$	138
Bild 5.57	Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen bei einem Seitendruckbeiwert von $k_0 = 0,9$ und einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen und unterschiedliche Modelldiskretisierungen (links: FLAC <sup>3D</sup> -Simulator; rechts: FTK-Simulator)	138
Bild 5.58	Berechnete räumliche Ausdehnung der plastischen Zonen im Nahfeld der Strecke ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke	140
Bild 5.59	Vektorielle Darstellung der berechneten Deformationen im Nahfeld der Strecke ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer	

	Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke	140
Bild 5.60(a)	Kurzfristig auftretende plastische Verzerrungen im Nahfeld der Strecke ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke	141
Bild 5.60(b)	Langfristig nach allmählicher Entsättigung der Streckenkontur auftretende plastische Verzerrungen im Nahfeld des Tunnels ohne Berücksichtigung eines Ausbaus und bei einer Innendruckreduzierung von 100 % für unterschiedliche Teufenlagen der Strecke	142
Bild 5.61	Kurz- und langfristige Porendruckverteilung ohne bzw. mit Berücksichtigung eines Ausbaus in der Teufenlage 800 m	142
Bild 5.62	Normierte Streckenkonvergenz für den Fall ohne Berücksichtigung eines Ausbaus in Abhängigkeit von der Innendruckreduzierung (= Vorentlastung) für die Teufenlagen 400 m, 600 m, 700 m und 800 m (rot: Nagra (2014a); grün: FLAC <sup>3D</sup> -Simulator; schwarz: FTK-Simulator)	143
Bild 6.1	Potenzielle Freisetzungspfade für die Korrosions- bzw. Degradationsgase aus den SF/HLW- bzw. ILW-Einlagerungsstrecken, <i>Nagra (2002)</i>	151
Bild 6.2	Klassifizierung und Analyse von Gastransportprozessen in der Gebirgsformation Opalinuston nach <i>Nagra (2004)</i>	152
Bild 6.3	Schematische Darstellung des Endlagerbergwerks in der Gebirgsformation Opalinuston nach <i>Nagra (2004)</i>	153
Bild 6.4	Darstellung der in <i>Nagra (2004)</i> verwendeten Berechnungsmodelle für das Endlagerbergwerk in der Gebirgsformation Opalinuston, wobei mit Modell a) die Wasserströmungen innerhalb des Endlagerbergwerks berechnet werden, während mit Modell b) der Radionuklidtransport durch die Wirtsgesteinsformation sowie entlang der Zugangsrampe und des Schachts berechnet wird	153
Bild 6.5	Lokalmodell mit Abfalleinlagerungsbehälter und umgebendem Bentonitversatz zur Herleitung eines Funktionalmodells zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Sättigungsgrad und Quelldruck im Bentonitversatz	158
Bild 6.6	Durchschnittlicher Quelldruck $p_Q$ im Bentonitversatz in Abhängigkeit vom durchschnittlichen Sättigungsgrad $S$ im Bentonitversatz	159

Bild 6.7	Lokalmodell einer offenen Strecke mit Innendruck zur Herleitung eines Funktionalmodells zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Sekundärpermeabilität im Tonsteingebirge und Innendruck in der Strecke	160
Bild 6.8	Räumliche Ausdehnung der EDZ sowie durchschnittliche Sekundärpermeabilität in der EDZ bei einem Innendruck von $p_i = 0 \text{ MPa}$ für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von $45^\circ$ und (d) einen Schichtungswinkel von $-45^\circ$	161
Bild 6.9	Innendruckabhängigkeit der räumlichen Ausdehnung der EDZ um die Strecke für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von $45^\circ$ und (d) einen Schichtungswinkel von $-45^\circ$	162
Bild 6.10	Innendruckabhängigkeit der durchschnittlichen Sekundärpermeabilität in der EDZ für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von $45^\circ$ und (d) einen Schichtungswinkel von $-45^\circ$	163
Bild 6.11	Innendruckabhängigkeit der durchschnittlichen Sekundärporosität in der EDZ für (a) eine horizontal gerichtete Schichtung, (b) eine vertikal gerichtete Schichtung, (c) einen Schichtungswinkel von $45^\circ$ und (d) einen Schichtungswinkel von $-45^\circ$	164
Bild 7.1	Gesamtansicht des Globalmodells (i) für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	168
Bild 7.2	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (i) für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	169
Bild 7.3	Gesamtansicht des Globalmodells (ii) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	171
Bild 7.4	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (ii) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	172
Bild 7.5	Gesamtansicht des Globalmodells (iii) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem	

	Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	173
Bild 7.6	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (iii) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	174
Bild 7.7	Gesamtansicht des Globalmodells (iv) mit reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	175
Bild 7.8	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (iv) mit reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	175
Bild 7.9	Gesamtansicht des Globalmodells (v) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	176
Bild 7.10	Detailansicht des Globalmodells (v) mit unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge eher geringfügig erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	177
Bild 7.11	Gesamtansicht des Globalmodells (vi) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	178
Bild 7.12	Detailansicht des Globalmodells (vi) mit oberhalb der Einlagerungssohle beginnender unerkannter Störungszone mit gegenüber dem Tonsteingebirge signifikant erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation für ein Endlagersystem im Tonsteingebirge	178
Bild 7.13	Räumlich-zeitliche Temperaturentwicklung in der Einlagerungssohle des Referenz-Endlagersystems	183
Bild 7.14	Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 15,31 a$ nach Beginn der Betriebsphase	185

Bild 7.15	Positionierung der ausgewählten Berechnungszonen zur Analyse der zeitabhängigen Entwicklung des Wassersättigungsgrades, des Gassättigungsgrades, des Porenwasserdrucks, des Porengasdrucks, des Kapillardrucks, der Temperatur sowie der Wasser- und Gasströmungsraten innerhalb des Grubengebäudes (oben) bzw. im Tonsteingebirge oberhalb des Grubengebäudes (unten)	187
Bild 7.16	Zeitabhängige Entwicklung der Temperatur in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	188
Bild 7.17	Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	188
Bild 7.18	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	189
Bild 7.19	Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt $t = 300.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	190
Bild 7.20	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	193
Bild 7.21	Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 1.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	193
Bild 7.22	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	195
Bild 7.23	Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	195
Bild 7.24	Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	196
Bild 7.25	Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	197
Bild 7.26	Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	198
Bild 7.27	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb des Grubengebäudes	199
Bild 7.28	Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt $t = 300.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	199

---

Bild 7.29	Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 200.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	200
Bild 7.30	Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	201
Bild 7.31	Wasserströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	203
Bild 7.32	Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	204
Bild 7.33	Gasströmung innerhalb des Streckensystems sowie in der Störungszone zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	205
Bild 7.34	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 20.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	206
Bild 7.35	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 60.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	206
Bild 7.36	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 300.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	207
Bild 7.37	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 100.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	208
Bild 7.38	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 300.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	209
Bild 7.39	Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt $t = 100.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	211
Bild 7.40	Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt $t = 200.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	211

Bild 7.41	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 90.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	213
Bild 7.42	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 100.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	214
Bild 7.43	Flüssigkeitssättigungsgrad in den Einlagerungsstrecken sowie im umgebenden Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 200.000 a$ nach Verschluss des Endlagers (Schnitt senkrecht zur Störungszone)	214
Bild 8.1	Gesamtansicht des Globalmodells (vii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge	219
Bild 8.2	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (vii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge (Lage der Monitoringstrecken perspektivisch verzerrt)	220
Bild 8.3	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (vii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge (Lage der Monitoringstrecken perspektivisch verzerrt)	220
Bild 8.4	Gesamtansicht des Globalmodells (viii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation	221
Bild 8.5	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (viii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation	222
Bild 8.6	Detailansicht des Einlagerungsbereichs im Globalmodell (viii) mit Überwachungssohle und Monitoringbohrlöchern für ein Tiefenlager-/Endlagersystem im Tonsteingebirge bei reduzierter Mächtigkeit der Wirtsgesteinsformation	222
Bild 8.7	Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 1.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	224

---

Bild 8.8	Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	224
Bild 8.9	Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 200.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	225
Bild 8.10	Gasströmung in Einlagerungsstrecken, Bohrlöchern bzw. Überwachungssohle zum Zeitpunkt $t = 1.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	225
Bild 8.11	Gasströmung in Einlagerungsstrecken, Bohrlöchern bzw. Überwachungssohle zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	226
Bild 8.12	Gasströmung in Einlagerungsstrecken, Bohrlöchern bzw. Überwachungssohle zum Zeitpunkt $t = 200.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	226
Bild 8.13	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes	227
Bild 8.14	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes	228
Bild 8.15	Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt $t = 1.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	229
Bild 8.16	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes	230
Bild 8.17	Zeitabhängige Entwicklung des Porengasdrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 12-16 innerhalb der Überwachungssohle	231
Bild 8.18	Flüssigkeitssättigung in den Einlagerungsstrecken sowie im Tonsteingebirge oberhalb des 2. Einlagerungsfeldes zum Zeitpunkt $t = 200.000 a$ nach Verschluss der Einlagerungssohle	232
Bild 8.19	Zeitabhängige Entwicklung des Kapillardrucks in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes	233



---

Bild 8.20	Zeitabhängige Entwicklung des Flüssigkeitssättigungsgrades in den ausgewählten Berechnungszonen 1-5 innerhalb der Einlagerungssohle bzw. des Schachtes	234
Bild 8.21	Gasströmung innerhalb des Streckensystems zum Zeitpunkt $t = 200.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	235
Bild 8.22	Wasserströmung in der Wirtsgesteinsformation Tonsteingebirge zum Zeitpunkt $t = 10.000 a$ nach Verschluss des Endlagers	236

---

**13 Abkürzungsverzeichnis**

$F^p$	-	Fließfunktion in <i>MPa</i>
$\tau$	-	Schubspannungen in <i>MPa</i>
$\sigma_n$	-	Normalspannung senkrecht zur Bruchfläche in <i>MPa</i>
$c$	-	Kohäsion in <i>MPa</i>
$\varphi$	-	Winkel der inneren Reibung in $^\circ$
$N_\varphi = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}$	-	Reibungsfunktion in -
$\sigma_1$	-	maximale Hauptspannung in <i>MPa</i>
$\sigma_2$	-	mittlere Hauptspannung in <i>MPa</i>
$\sigma_3$	-	minimale Hauptspannung in <i>MPa</i>
$\sigma_x$	-	Koordinatenspannung in <i>x</i> -Richtung in <i>MPa</i>
$\sigma_y$	-	Koordinatenspannung in <i>y</i> -Richtung in <i>MPa</i>
$\sigma_z$	-	Koordinatenspannung in <i>z</i> -Richtung in <i>MPa</i>
$Q^p$	-	Potentialfunktion in <i>MPa</i>
$\psi$	-	Dilatanzwinkel in $^\circ$
$N_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi}$	-	Dilatanzfunktion in -
$\varepsilon_{ij}^p$	-	Tensor der plastischen Verzerrungen in -
$c_r$	-	Kohäsion für Restfestigkeit in <i>MPa</i>
$\varphi_r$	-	Winkel der inneren Reibung für Restfestigkeit in $^\circ$
$\psi_r$	-	Dilatanzwinkel für Restfestigkeit in $^\circ$
$F_r^p$	-	Fließfunktion für Restfestigkeit in <i>MPa</i>
$Q_r^p$	-	Potentialfunktion für Restfestigkeit in <i>MPa</i>

---

$\tau_{nS}$	- Schubspannungen in der Schichtung in <i>MPa</i>
$\sigma_{nS}$	- Normalspannung senkrecht zur Schichtung in <i>MPa</i>
$c_S$	- schichtflächenbezogene Kohäsion in <i>MPa</i>
$\varphi_S$	- schichtflächenbezogener Winkel der inneren Reibung in $^\circ$
$\psi_S$	- schichtflächenbezogener Dilatanzwinkel in $^\circ$
$\sigma'_{ij}$	- Tensor der effektiven Spannungen in <i>MPa</i>
$\sigma_{ij}$	- Tensor der totalen Spannungen in <i>MPa</i>
$p_g$	- Porengasdruck in <i>MPa</i>
$p_l$	- Porenflüssigkeitsdruck in <i>MPa</i>
$\delta_{ij}$	- <i>Kronecker-Symbol</i>
$d\varepsilon$	- gesamtes Verzerrungsinkrement in -
$d\varepsilon^e$	- elastisches Verzerrungsinkrement in -
$d\varepsilon^p$	- plastisches Verzerrungsinkrement in -
$d\varepsilon^T$	- thermisch induziertes Verzerrungsinkrement in -
$d\varepsilon^s$	- durch Saugspannungen induziertes Verzerrungsinkrement in -
$d\varepsilon_v^e$	- volumetrisches elastisches Verzerrungsinkrement in -
$K$	- Kompressionsmodul in <i>MPa</i>
$K_{dr}$	- Kompressionsmodul des Materials unter drainierten Bedingungen in <i>MPa</i>
$K_s$	- Kompressionsmodul der Feststoffpartikel des Materials in <i>MPa</i>
$e$	- Porenzahl in -
$s$	- Saugspannung in <i>MPa</i>
$p_c$	- Kapillardruck in <i>MPa</i>
$d\varepsilon_q^e$	- deviatorisches elastisches Verzerrungsinkrement in -
$G$	- Schubmodul in <i>MPa</i>

---

$q$	-	Vergleichsspannung in $MPa$
$\nu$	-	<i>Poisson-Zahl</i> in -
$p_{atm}$	-	Atmosphärendruck in $MPa$
$p_{ref}$	-	Referenzdruck in $MPa$
$\kappa_{ps0}$	-	BBM-Materialparameter in -
$\alpha_{ps}$	-	BBM-Materialparameter in $MPa^{-1}$
$\kappa_{sp0}$	-	BBM-Materialparameter in -
$\alpha_{sp}$	-	BBM-Materialparameter in -
$\alpha_{ss}$	-	BBM-Materialparameter in $MPa^{-1}$
$\alpha_0$	-	BBM-Materialparameter in $K^{-1}$
$\alpha_2$	-	BBM-Materialparameter in $K^{-1}$
$\lambda_{ps0}$	-	BBM-Materialparameter in -
$r_\lambda$	-	BBM-Materialparameter in -
$\beta_\lambda$	-	BBM-Materialparameter in $MPa^{-1}$
$\rho_s$	-	BBM-Materialparameter in $K^{-1}$
$k_s$	-	BBM-Materialparameter in -
$p_{s0}$	-	BBM-Materialparameter in $MPa$
$p_c'$	-	BBM-Materialparameter in $MPa$
$M$	-	BBM-Materialparameter in -
$\alpha_a$	-	BBM-Materialparameter in -
$\nu_\lambda$	-	BBM-Materialparameter in -
$p_0^*$	-	BBM-Materialparameter in $MPa$
$M_{ps0}$	-	BBM-Materialparameter in -

---

$q_{m;\kappa\varphi}$	-	Massenstromdichte für die Komponente $\kappa$ in der Phase $\varphi$ in $kg/(m^2 \cdot s)$
$\rho_\varphi$	-	Dichte der Phase $\varphi$ in $kg/m^3$
$\rho_K$	-	Korndichte in $kg/m^3$
$X_{\kappa\varphi}$	-	Massenanteil der Komponente $\kappa$ an der Phase $\varphi$ in -
$K_{rel;\varphi}$	-	relative Permeabilität für die Phase $\varphi$ in -
$S_\varphi$	-	Sättigungsgrad für die Phase $\varphi$ in -
$K$	-	intrinsische Permeabilität in $m^2$ (bei hydraulischer Anisotropie tensoriell)
$\eta_\varphi$	-	dynamische Viskosität der Phase $\varphi$ in $MPa \cdot s$
$p_\varphi$	-	Porendruck der Phase $\varphi$ in $MPa$
$\gamma_\varphi$	-	Wichte der Phase $\varphi$ in $MPa/m$
$z$	-	vertikale Koordinate (negativer Teufenwert) in $m$
$K_{rel;g}$	-	relative Permeabilität für die Gasphase in -
$K_{rel;w}$	-	relative Permeabilität für die Flüssigkeitsphase in -
$S_w$	-	Porenwassersättigung in -
$S_g$	-	Porengassättigung in -
$S_{r;g}$	-	Porengasrestsättigung in -
$S_{r;w}$	-	Porenwasserrestsättigung in -
$\varepsilon^*, \gamma^*, n$	-	Materialparameter in -, - und -
$p_{ae}$	-	scheinbarer Gaseindringdruck in $MPa$
$\phi$	-	Porosität in -
$q_E$	-	Wärmeenergiestromdichte in $J/(m^2 \cdot s)$
$q_E^{cond}$	-	Wärmeenergiestromdichte aufgrund von Konduktion in $J/(m^2 \cdot s)$
$q_E^{conv}$	-	Wärmeenergiestromdichte aufgrund von Konvektion in $J/(m^2 \cdot s)$

---

$\lambda$	-	Wärmeleitfähigkeit in $W/(m \cdot K)$
$\lambda_d$	-	trockene Wärmeleitfähigkeit in $W/(m \cdot K)$
$\lambda_w$	-	feuchte Wärmeleitfähigkeit in $W/(m \cdot K)$
$T$	-	Temperatur in $K$
$h_\varphi$	-	spezifische Enthalpie der Phase $\varphi$ in $J/kg$
$V$	-	Volumen in $m^3$
$\varepsilon_{vol}$	-	schädigungsinduzierte Volumenverzerrung (= Dilatanz) in -
$\phi^s$	-	Sekundärporosität in -
$k_f$	-	maximale Sekundärpermeabilität des geschädigten Tonsteins mit vollständig vernetzten Mikrorissen bei einer vorgegebenen minimalen Hauptspannung $\sigma_3$ in $m^2$ (Zhang (2016))
$k_0$	-	maximale Sekundärpermeabilität des geschädigten Tonsteins mit vollständig vernetzten Mikrorissen bei $\sigma_3 = 0 \text{ MPa}$ in $m^2$ (Zhang (2016))
$\gamma$	-	Parameter zur Charakterisierung der aus der Ausbildung von vernetzten Mikrorissen resultierenden Volumenvergrößerung in $\text{MPa}^{-1}$ (Zhang (2016))
$P$	-	„Perkolationswahrscheinlichkeit“ zur Charakterisierung des zum durchlässigen Rissnetzwerk gehörenden Rissanteils in Abgrenzung von isolierten Mikrorissen in - (Zhang (2016))
$\Delta\varepsilon_D =  \varepsilon_v - \varepsilon_p $	-	Volumenverzerrung bezogen auf die maximale Kompaktion $\varepsilon_p$ in - (Zhang (2016))
$\varepsilon_v$	-	Volumenverzerrung in - (Zhang (2016))
$\varepsilon_p$	-	maximale Kompaktion in - (Zhang (2016))
$\Delta\varepsilon_R =  \varepsilon_F - \varepsilon_v $	-	verbleibende Volumenverzerrung in - (Zhang (2016))
$\varepsilon_F$	-	maximale Volumenverzerrung vor der Rückbildung der Gefügauflockerung in - (Zhang (2016))

---

$\varepsilon_V$	-	kompaktionsbedingte Volumenverzerrung in - ( <i>Zhang (2016)</i> )
$D = k_f / (\varepsilon_F)^3$	-	Schädigungsparameter in $m^2$ ( <i>Zhang (2016)</i> )
$\alpha$	-	<i>Biot</i> -Koeffizient in -
$k_0$	-	hydraulische Leitfähigkeit bei Referenz-Porenzahl $e_0$ in $m/s$
$\eta$	-	Materialparameter in -
$K_0$	-	Referenz-Permeabilität bei Referenz-Porosität $\phi_0$ in $m^2$
$k(n_0)$	-	Referenz-Permeabilität bei Referenz-Porosität $n_0$ in $m^2$
$k(n)$	-	Sekundärpermeabilität bei Sekundärporosität $n$ in $m^2$
$b$	-	Materialparameter in -
$\tau$	-	Tortuositätsfaktor in -
$c_p$	-	Wärmekapazität in $J/(kg \cdot K)$
$V_p$	-	Porenvolumen in $m^3$
$V_b$	-	Matrixvolumen in $m^3$
$W_{dry}$	-	Trockenmasse in $kg$
$W_{sat}$	-	gesättigte Masse in $kg$
$\mu_w$	-	Wasserviskosität in $MPa \cdot s$
$\mu_g$	-	Gasviskosität in $MPa \cdot s$
$Q_g$	-	Gasvolumen in $m^3$
$N_p$	-	Wasservolumen in $m^3$
$f_{w2}$	-	austretender Wasseranteil in -
$f_{g2}$	-	austretender Gasanteil in -
$\Delta G_{inj}$	-	injizierte Gasvolumen in $m^3$
$\Delta t$	-	Zeitintervall in $s$

---

$L$	- Prüfkörperlänge in $m$
$A$	- Prüfkörperquerschnittsfläche in $m^2$
$\Delta P$	- Druckdifferenz zwischen beiden Prüfkörperenden in $MPa$
$P_m$	- mittlerer Porendruck im Prüfkörper in $MPa$
$R$	- universelle Gaskonstante in $(J \cdot mol)/K$
$w_v$	- Molmasse von Wasserdampf mit $w_v \approx 18,016 \text{ g/mol}$
$\rho_w$	- Wasserdichte in $kg/m^3$
$\frac{P}{P_0}$	- relative Luftfeuchtigkeit in -
$P$	- Partialdampfdruck in $MPa$
$P_0$	- Sättigungsdampfdruck in $MPa$
$c$	- Konzentration in - (in $g$ PEG pro $g$ Wasser)
$\omega$	- Winkelgeschwindigkeit der Zentrifuge in $1/s$
$a_c$	- Beschleunigung in $m/s^2$
$r$	- Abstand der betrachteten Position zur Rotationsachse der Zentrifuge in $m$
$\Delta\rho$	- Dichteunterschied der beiden Fluidphasen in $kg/m^3$
$h$	- Prüfkörperhöhe in $m$
$d$	- Prüfkörperdurchmesser in $m$
$\alpha_T$	- Wärmeausdehnungskoeffizient in $K^{-1}$
$E$	- Elastizitätsmodul in $MPa$
$D$	- Diffusionskoeffizient in $m^2/s$
$m$	- <i>van Genuchten</i> -Parameter in -
$P_Q$	- Quelldruck in $MPa$
$D_{\text{äqu}}$	- Tunneldurchmesser in $m$



---

$2 \cdot \rho_v$	- maximale vertikale Ausdehnung in $m$
$t$	- Zugfestigkeit in $MPa$
$P_G$	- vertikale primäre Gebirgsspannung in der Teufe der Hohlraumachse in $MPa$
$K_0$	- Seitendruckbeiwert in -
$\sigma_r, \sigma_t, \tau_{r,t}$	- Radial-, Tangential- und Schubspannungen im Gebirge in $MPa$ , $MPa$ und $MPa$
$u_r, u_t$	- Radial- und Tangentialverschiebung infolge des Ausbruchs in $m$ und $m$
$r_0$	- Radius des Tunnels in $m$
$r$	- Entfernung zur Tunnelachse in $m$
$\theta$	- Drehwinkel in $^\circ$
$R_p$	- Radius der plastischen Zone in $m$
$P_i$	- Ausbauwiderstand in $MPa$
$V(t)$	- Hohlraumvolumen zum Zeitpunkt $t$ in $m^3$
$\dot{K}(t)$	- Hohlraumkonvergenzrate zum Zeitpunkt $t$ in $d^{-1}$
$\dot{K}_0$	- stationäre Konvergenzrate des unversetzten Hohlraums bei einem konstanten Innendruck (= Referenzdruck $p_{ref}$ ), einer konstanten Temperatur (= Referenztemperatur $T_{ref}$ ) und einer isotropen primären Gebirgsspannung $p_G$ am Referenzort in $a^{-1}$
$f_{loc}(x)$	- zeitlich konstanter ortsabhängiger Faktor zur Berücksichtigung der Ortsabhängigkeit der stationären Konvergenzrate bei Referenzbedingungen in -
$f_p(p_i(t)) = \left( 1 - \left( \frac{p_i(t) - p_{ref}}{p_G - p_{ref}} \right)^n \right)$	- Faktor zur Berücksichtigung der Abhängigkeit der stationären Konvergenzrate von dem in der Strecke wirkenden Innendruck

---

$p_i(t) = \alpha(t) \cdot p_{Fl}(t) + p_\phi(t) + p_Q(t)$  zum Zeitpunkt  $t$  in -, wobei sich der Innendruck  $p_i(t)$  ergibt aus dem entsprechend der *Biot*-Theorie nur anteilig zu berücksichtigenden Porenfluiddruck  $\alpha(t) \cdot p_{Fl}(t)$ , dem aus Versatzdruckkennlinien zu ermittelnden Stützdruck  $p_\phi(t)$  im Bentonitversatz sowie dem Quelldruck  $p_Q(t)$  im Bentonitversatz

$$f_T(T(t)) = \exp\left(a \cdot (T(t) - T_{ref})^b\right)$$

- Faktor zur Berücksichtigung der Abhängigkeit der stationären Konvergenzrate von der Temperatur  $T(t)$  zum Zeitpunkt  $t$  in -

$$f_t(t)$$

- Faktor zur Berücksichtigung von transienten Effekten auf die stationäre Konvergenzrate zum Zeitpunkt  $t$  in -

$$e_1, e_2, e_3$$

- Materialparameter in  $m^2/MPa^2$ ,  $m^2/MPa$  und  $m^2$

$$k_1, k_2$$

- Materialparameter in  $m^2$  und  $MPa^{-1}$

$$\phi_1, \phi_2$$

- Materialparameter in - und -

$$\dot{Q}_i$$

- Wasserfließrate in  $m^3/(a \cdot m^2)$

$$\dot{Q}_g$$

- Gasfließrate in  $N - m^3/(a \cdot m^2)$

**Schriftenreihe des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik**

**Institut für Aufbereitung, Deponietechnik und Geomechanik**

**Technische Universität Clausthal**

- Heft 1 P.C.W. Stephan (1989): Entwicklung und Erprobung eines Modellprüfstandes zur Lösung dreidimensionaler gebirgsmechanischer Aufgaben im Steinkohlenbergbau. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 2 G. Hensel (1990): Planung, Durchführung und Analyse markscheiderischer Messungen zur Erfassung von Gebirgsbewegungen in dem Versuchsbergwerk Asse. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 3 T. Schmidt (1991): Zur Optimierung des Gasspeicherbetriebes mit unterirdischen Kavernen im Salz unter besonderer Berücksichtigung gebirgsmechanischer und thermomechanischer Aspekte. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 4 U. Düsterloh (1993): Gebirgsmechanische Untersuchungen zum Nachweis der geotechnischen Sicherheit von Deponiekavernen. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 5 S. Xiao (1993): Gebirgsmechanische Untersuchungen zu Bruchmechanismen und zur Gebirgsdruckverteilung an Abbaurändern im Steinkohlengebirge. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 6 K.-H. Lux - *Herausgeber* (1995): Nutzung bergbaulicher Hohlräume als Speicher und Deponien sowie Verwertung von Reststoffen/Abfällen im Bergbau unter besonderer Berücksichtigung gebirgsmechanischer Aspekte. Vorträge anlässlich des Kolloquiums am 26. und 27. Oktober 1995.
- Heft 7 T. Schröpfer (1995): Numerische Analyse zum Tragverhalten von Gesteinsstrecken mit Spritzbeton-Ausbau im Ruhrkarbon. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 8 J. Yin (1996): Untersuchungen zum zeitabhängigen Tragverhalten von tiefliegenden Hohlräumen im Feld mit Spritzbetonausbau. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 9 Z. Hou (1997): Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 10 J. Hesser (2000): Zum Einfluß unterschiedlicher Spritzbetonqualitäten auf das Tragverhalten tiefliegender Gesteinsstrecken. Laborative Untersuchungen und numerische Analysen. Dissertation TU Clausthal.

- Heft 11 J. Bertram (2000): Untersuchungen zur Weiterentwicklung der Auslegungskriterien für Kavernen im Salinargebirge. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 12 Z. Xie (2002): Rechnerische Untersuchungen zum mechanischen und hydraulischen Verhalten von Abdichtungsbauwerken in Untertagedeponien im Fall eines Lösungszutritts. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 13 Z. Hou (2002): Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigungen, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. Habilitationsschrift TU Clausthal.
- Heft 14 K.-H. Lux - *Herausgeber* (2003): Clausthaler Kolloquium zur Endlagerung 2003 und Ehrenkolloquium zum 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. Klaus Kühn.
- Heft 15 S. Eberth (2008): Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung auf Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 16 U. Düsterloh (2009): Geotechnische Sicherheitsnachweise für Hohlraumbauten im Salinargebirge unter besonderer Berücksichtigung laborativer Untersuchungen. Habilitationsschrift TU Clausthal.
- Heft 17 O. Czaikowski (2011): Laborative und rechnerische Untersuchungen zu geomechanisch-geohydraulischen Wechselwirkungen im Tongestein im Hinblick auf die Endlagerung radioaktiver Abfälle. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 18 S. Lerche (2012): Kriech- und Schädigungsprozesse im Salinargebirge bei mono- und multizyklischer Belastung. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 19 R. Dresen (2013): Thermische Effekte und ihre Berücksichtigung bei Auslegung und Betrieb von Gasspeicherkavernen sowie Aspekte des Kavernenmonitorings.
- Heft 20 R. Wolters (2014): Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Analysen zum Tragverhalten von Kavernen im Salinargebirge vor dem Hintergrund der Energieträgerspeicherung und der Abfallentsorgung. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 21 O. Dyogtyev (2017): Numerische Analyse des Tragverhaltens komplexer gebirgsmechanischer untertägiger Systeme mit filigranen Strukturen bei Anwesenheit von Imponderabilien. Dissertation TU Clausthal.
- Heft 22 J. Zhao (2017): Multiphysikalische Prozess- und Systemanalyse für geologische Tiefenlager im Tonsteingebirge in der Nachverschlussphase. Dissertation TU Clausthal.