



BGE TECHNOLOGY GmbH

ELSA 2

Teilbericht zum Arbeitspaket 5

Modellierung

BGE TEC 2020-21

ELSA 2

Teilbericht zum Arbeitspaket 5

Modellierungen

BGE TEC 2020-21

Autoren
Philipp Herold¹ (Editor)
Paola León-Vargas¹
Christian Müller¹
Eric Simo¹
Thomas Wilsnack²
Anke Schieweg²

¹ BGE TECHNOLOGY GmbH, Eschenstraße 55, D-31224 Peine

² IBeWa – Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser- und Deponietechnik,
Lessingstraße 46, D-09599 Freiberg

Datum 31.08.2020

Auftraggeber BMWI (PTKA/KIT)

Förderkennzeichen 02E11193B

Dieser Bericht wurde erstellt im Rahmen des FuE-Projektes

*"Schachtverschlüsse für Endlager für hochradioaktive Abfälle, ELSA-Phase 2:
Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse und Test von Funktionselementen von
Schachtverschlüssen"*

Die diesem Bericht zugrunde liegenden Arbeiten wurden im Auftrag des BMWi vertreten durch den Projektträger Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie (KIT) von der BGE TECHNOLOGY GmbH und IBeWa als Unterauftragnehmer der TU Bergakademie Freiberg durchgeführt. Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein bei den Autoren.

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

BETREUT VOM



PTKA
Projektträger Karlsruhe

Karlsruher Institut für Technologie

Inhaltsverzeichnis

	Blatt
Inhaltsverzeichnis	vii
1 Einleitung	1
2 Setzungsverhalten einer Schottersäule unter Erbebenbelastung (2D-Modell)	3
2.1 Numerische Modellierung von Schotter	4
2.2 Numerischer Kalibrierungsprozess	9
2.3 Simulation der Setzung einer Schottersäule	13
2.4 Simulation der zusätzlichen Setzung einer Schottersäule unter Erbebenbelastung	18
2.5 Fazit	26
3 Setzungsverhalten einer Schottersäule unter Erbebenbelastung (3D-Modell)	29
3.1 Modellierungsstrategien zur Reduzierung der Partikelanzahl	29
3.1.1 Optimierung der Partikelform	30
3.1.2 Ausnutzung von Symmetrieeffekten	33
3.1.3 Anwendung einer Korngrößenskalierung	34
3.1.4 Einfluss von Dämpfungswerten auf den Setzungsprozess	39
3.2 Nachrechnung der Schottersäule des in situ Versuches Salzdetfurth	40
3.3 Dynamische Berechnungen	43
3.3.1 Berechnungsmodell	43
3.3.2 Simulation der zusätzlichen Setzung einer Schottersäule unter Erbebenbelastung	46
3.3.3 Einfluss unterschiedlicher Dämpfungswerte	53
3.4 Vergleichsrechnungen mit geringerer Partikelgröße	55
3.5 Fazit	57
4 Rheologisches Verhalten von Bitumen	61
4.1 Grundlagen	61
4.2 Rheologischer Ansatz zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von Bitumen	62
4.2.1 Burgers-Modell	62
4.2.2 Einfluss der Temperatur und der Belastung auf das rheologische Materialverhalten	63

4.3	Simulation der Laborversuche	64
4.3.1	Platte-Platte-Rotationsversuch	64
4.3.2	Modellierung der ersten Versuchsreihe	67
4.3.3	Modellierung der zweiten Versuchsreihe	72
4.4	Parameteridentifikation	76
4.4.1	Parameteridentifikation der ersten Versuchsreihe für STELOX 85/25	76
4.4.2	Parameteridentifikation der zweiten Versuchsreihe	80
4.5	Fazit	82
5	Hydraulische Modellierung für Untersuchungen am Bentonitelement	85
5.1	Veranlassung/Motivation/Prämissen	85
5.2	Kenntnisse über den Modellstandort	86
5.2.1	Geologische Situation und Prämissen der Modellbildung	86
5.2.2	Strömungstechnische Parameter	88
5.2.3	Strömende Fluide	113
6	Modellvarianten	115
6.1	Einleitung	115
6.2	Modellvariante 1 – Einphasenströmung	118
6.2.1	Programmsystem MODMST (Häfner & Boy, 2008)	118
6.2.2	Modellkonzept	118
6.2.3	Anfangs- und Randbedingungen	120
6.2.4	Szenario 1.1	121
6.2.5	Szenario 1.2	123
6.2.6	Szenario 1.3	124
6.3	Schlussfolgerungen zu den Modellvarianten 1.1 bis 1.3	126
6.4	Modellvariante 2 – Zweiphasenströmung	127
6.4.1	Programmsystem TOUGHREACT	127
6.4.2	Modellkonzept	127
6.4.3	Prognose der Zweiphasenströmung in einem Bentonitverschlusssystem mit einem Dichteelement (Modell 7a)	135
6.4.4	Vergleichssimulationen Quellen (Modell 6)	144
6.4.5	Einfluss der Sättigung für $k_{rel,W} > 0$ – Modell 6	154
6.5	Modellvariante 3 - Beurteilung Einfluss räumliche Parametervariabilität	165
6.5.1	Motivation	165

6.5.2	Modellaufbau - Diskretisierung	166
6.5.3	Anfangs- und Randbedingungen	167
6.5.4	Parameterbelegung Modell	167
6.5.5	Methodik zur Übertragung der Daten auf ein Modellgrid	168
6.5.6	Ergebnisse	169
6.6	Fazit	173
7	Zusammenfassung	179
	Abbildungsverzeichnis	183
	Tabellenverzeichnis	193
	Formelzeichen	195
	Abkürzungsverzeichnis	197
	Quellenverzeichnis	198

1 Einleitung

Der Schutz der Biosphäre vor den schädlichen Auswirkungen ionisierender Strahlung und toxischer Bestandteile ist das primäre Schutzziel der Endlagerung hochradioaktiver Abfälle in tiefen geologischen Formationen. Innerhalb des Barrierensystems eines Endlagers stellen die Schachtverschlüsse eine wesentliche geotechnische Barriere dar. Mit ihnen werden vom Menschen geschaffene Zugänge zu den Grubenräumen und damit die direkte Verbindung zur Biosphäre sowie potenzielle Zu- bzw. Austrittspfade von Lösungen dauerhaft verschlossen. Damit soll ein Zustand geschaffen werden, der mit dem natürlichen Isolationspotenzial der geologischen Barriere bzw. der hangenden Schutzschichten vergleichbar ist.

Teilziel des Forschungsvorhabens "Schachtverschlüsse für Endlager für hochradioaktive Abfälle" (ELSA) ist es, planerisch standortunabhängige Konzepte für Schachtverschlüsse zu Endlagern für wärmeentwickelnde hochradioaktive Abfälle und ausgediente Brennelemente für die potenziellen Wirtsgesteine Ton- und Salzgestein zu entwickeln. Die Allgemeingültigkeit der Konzepte soll durch einen modularen Aufbau der Verschlussysteme ermöglicht werden. Zukünftige standortspezifische Anpassungen sollen so erleichtert werden.

Der vorliegende Bericht dokumentiert die Ergebnisse des Arbeitspakets 5 – Modellierung innerhalb des Vorhabens ELSA Phase 2. Die Labor- und halbtechnischen Versuche des Vorhabens werden durch modelltheoretische Analysen begleitet. Diese umfassen die Simulation einer Erdbeben-induzierten Setzung innerhalb einer Schottersäule, die Simulation von Bauzuständen bei dem Einbau von Bitumendichtsystemen in einem Schacht und die hydraulische Modellierung in Bezug zu den Untersuchungen am Bentonitdichtelement.

2 Setzungsverhalten einer Schottersäule unter Erbebenbelastung (2D-Modell)

Um einen Zutritt von Tages-, Deckgebirgs- und Formationswässern zu den hochradioaktiven Abfällen zu verhindern, muss die Integrität von geotechnischen Barrieren unter verschiedenen sicherheitsrelevanten Szenarien nachgewiesen werden. Als ein mögliches sicherheitsrelevantes Szenario kann die Einwirkung eines Erdbebens auf die geotechnische Barriere angesehen werden.

Erdbeben stellen tektonische, ruckartige Bewegungen dar, die durch Bruchbildungsprozesse in der Erdkruste entstehen. Die plötzliche Energiefreisetzung der Bruchprozesse erzeugt transiente elastische Wellen, die sich ausbreiten und massive Erschütterungen erzeugen können. Generell sind die dadurch hervorgerufenen Schäden an Bauwerken an der Tagesoberfläche größer und in untertägigen Anlagen vernachlässigbar. Nach aktuellen Planungen ist für den vollständigen Verschluss des Endlagerbergwerkes die abschnittsweise Verfüllung der Schächte mit Schotter vorgesehen. Die Schottersäule kann zum einen als Widerlagerelement für darüber liegende Bentonitdichtelemente dienen, zum anderen auch als Porenspeicher für Fluide genutzt werden, um einen hydraulischen Druckaufbau innerhalb der Schachtsäule signifikant zu verzögern. Dichtelemente aus Bentonit sind nicht kohäsiv mit der Gebirgskontur verbunden und benötigen ein Widerlager zur Gewährleistung ihrer Funktionsfähigkeit. Durch die Erschütterungen infolge eines Erdbebens kann der Schotter zusätzlich verdichtet werden und somit zu einer Sackung des Materials führen, was die Widerlagerfähigkeit des Schotters gefährdet. Voraussetzung für die ordnungsgemäße Funktion des Dichtelements aus Bentonit ist deshalb eine Beschränkung der Setzungen in der darunterliegenden Schottersäule auf ausreichend kleine Werte.

Die Setzungen granularer Materialien lassen sich mit Hilfe der Silotheorie analytisch berechnen und auch die zusätzliche Sackung bei einer Erdbebenbelastung lässt sich ansatzweise ermitteln (Müller-Hoeppel et al., 2012). Allerdings ist eine analytische Betrachtung mit gewissen Nachteilen behaftet. Es soll daher nachfolgend überprüft werden, inwieweit sich die Setzung einer Schottersäule unter Erdbebenbelastung mit Hilfe numerischer Berechnungscodes abschätzen lässt. Dadurch können bisherige Abschätzungen verifiziert und neue technische Konzepte auf ihre Eignung hin untersucht werden.

Das Reibungs- und Verschiebungsverhalten zwischen Schotterpartikeln sowie entlang der Schachtwandung können als die für die Setzung relevanten physikalischen Prozesse angesehen werden. Um das mechanische Verhalten der Schottersäule unter besonderer Berücksichtigung dieser physikalischen Prozesse abzubilden, wurde der partikelbasierte Berechnungscode PFC^{2D} 5.00.21 (Itasca, 2014) verwendet. Mit Hilfe eines solchen Simulationsverfahrens ist die modelltechnische Darstellung von granularen Medien möglich. Da in PFC die Bewegungsgleichungen einzelner Partikel unter Berücksichtigung der Dynamik gemeinhin gelöst werden, eignet es sich insbesondere für die Simulation von Erdbeben.

Die partikelbasierte Modellerstellung lässt sich grundsätzlich in zwei Stufen gliedern. Die erste Stufe beinhaltet die Schaffung von repräsentativen Partikelproben bestehend aus Schotterpartikeln unterschiedlicher Form und Größe (Abschnitt 2.1). Die zweite Stufe sieht Berechnungen zur Kennwertermittlung mechanischer Parameter auf Grundlage von Laborergebnissen

vor (Abschnitt 2.2). Der sich daran anschließende Abschnitt 2.3 umfasst die Simulation der Setzung einer Schottersäule und stellt einen Vergleich zur analytischen Lösung her. Berechnungen zur zusätzlichen Setzung unter der Einwirkung eines Erdbebens werden in Abschnitt 2.4 vorgestellt. Die abschließende Diskussion bündelt die gesammelten Erfahrungen, um letztendlich die praktische Anwendbarkeit des Verfahrens zu beleuchten (Abschnitt 2.5).

2.1 Numerische Modellierung von Schotter

Eine genaue Materialbeschreibung des zu verwendeten Materials stellt die Grundlage für die Erstellung repräsentativer Partikelproben dar. Von besonderem Interesse sind dabei die Korngrößenverteilung des Schotters und die geometrische Gestalt einzelner Schotterpartikel. Um entsprechende Eingangsparameter für die Modellbildung abzuleiten, wurden fotooptische computergestützte Analysen an Schotterproben im Labor in Zusammenarbeit mit der TU Bergakademie Freiberg durchgeführt. Die verwendete CPA-Analyse ist ein Verfahren, bei der Partikelproben über eine Vibrationsrinne in einen Messschacht transportiert, dort angestrahlt werden und ihre Schattenprojektion von einer Kamera aufgenommen und analysiert werden. Als Probenmaterial stand Gleisschotter der Körnung 32/63 (BK-32/63) zur Verfügung. Insgesamt wurden 773 Schotterpartikel analysiert.

Zu den Größenmessungen der CPA-Analyse gehören die maximale Länge und die maximale Breite eines jeden Kornes (Abbildung 2-1). Die maximale Länge beschreibt die längste Ausdehnung eines Partikels und die maximale Breite die größte Ausdehnung orthogonal zu dieser Messstrecke.

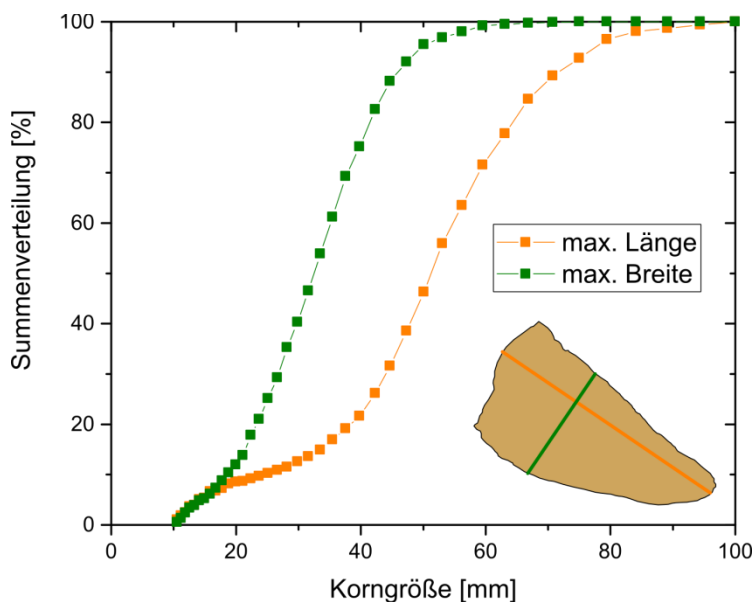


Abbildung 2-1: Summenverteilung der gemessenen maximalen Länge und Breite der Körner

Für die maximale Länge ergeben sich deutlich größere Werte. Die mittlere maximale Länge liegt bei 50 mm und die mittlere maximale Breite kann mit 33 mm angegeben werden. Um eine detailliertere Charakterisierung vorzunehmen, wurde daher das Länge-zu-Breite-Verhältnis in verschiedenen Kornklassen innerhalb der Korngrößenverteilung im Schotter untersucht (Abbildung 2-2).

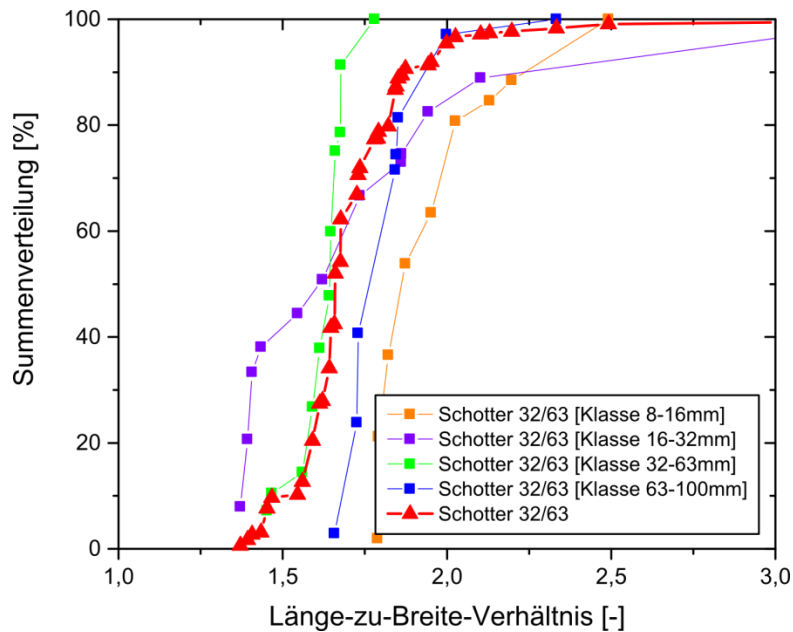


Abbildung 2-2: Verteilungskurven zum Länge-zu-Breite-Verhältnis für die Gesamtprobe der Körnung 32/63 sowie für verschiedene Kornklassen der maximalen Länge

Das mittlere Länge-zu-Breite-Verhältnis schwankt in den untersuchten Klassen der maximalen Länge nur gering zwischen 1,64 und 1,95. Das mittlere Verhältnis kann mit 1,75 angegeben werden. Erwartungsgemäß sind in der Kornklasse 32-63 mm die meisten Partikel (über 50%) analysiert wurden. Die Anzahl der gemessenen Partikel ist in kleineren und größeren Kornklassen deutlich geringer, sodass in diesen Klassen statistisch sichere Aussagen zum Länge-zu-Breite-Verhältnis deutlich geringer sind. Da sich generell jedoch nur geringe Unterschiede zwischen den untersuchten Kornklassen ergeben, wird das Länge-zu-Breite-Verhältnis als unabhängig von der Korngröße angesehen.

Der für die Setzungssimulation verwendete partikelbasierte Reencode PFC stellt eine Form der Diskrete-Element-Methode (DEM) dar. Die Hauptbausteine des DEM Ansatzes stellen Festkörper dar, die durch Kontakte miteinander verbunden sind und das zu untersuchende Modellgebiet aufbauen. In PFC sind diese Festkörper bzw. Elementarbausteine auf Scheiben (2D) oder Kugeln (3D) limitiert. Allerdings ist die Darstellung einer komplexeren Kornform mit Hilfe einer Gruppierung einzelner Partikel zu sogenannten Clumps möglich. Bei Clumps handelt es sich um einen Zusammenschluss von mehreren, kreisrunden Elementarbausteinen zu einem neuen, beliebig komplexen Gebilde. Die erstellten Gebilde stellen weiterhin Starrkörper dar, in denen keine Brucheffekte zwischen den Einzelementen möglich sind. Die Verformbarkeit des Modells wird ausschließlich über Kontaktgesetze zwischen den Clumps realisiert. Ziel ist daher die realistische Erstellung geeigneter Partikelformen mit Hilfe der Clump-Logik.

Mit Hilfe des bereits in PFC implementierten Bubble-Pack Algorithmus nach (Itasca, 2014) und der Verwendung der Clump-Logik kann die geometrische Form und Oberfläche beliebig geformter Clumps sehr realistisch abgebildet werden. Dabei wird die Form des zu simulierenden Partikels durch unterschiedliche große und überlappende Kugeln (*pebbles*) nachgebildet. Je

mehr Kugeln verwendet werden, desto besser kann die Oberfläche eines Volumenkörpers nachgeformt werden (Abbildung 2-3).

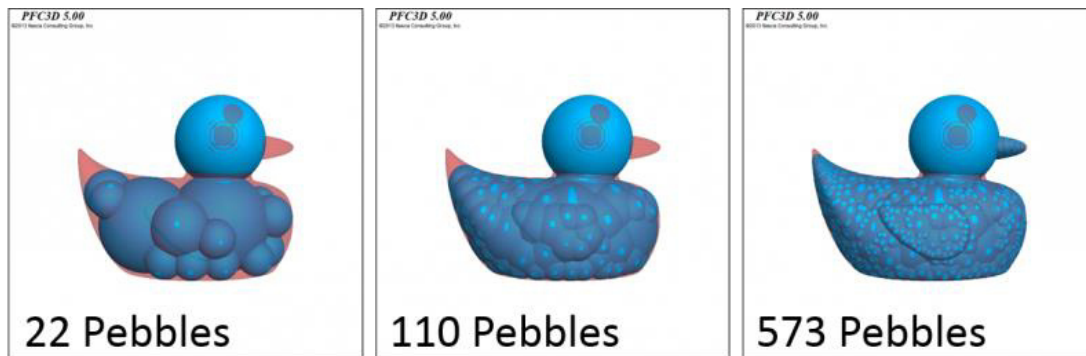


Abbildung 2-3: Verwendung der Clump-Logik in Kombination mit dem in PFC implementierten Bubble-Pack Algorithmus zur realistischen Abbildung beliebiger Volumenkörper (Itasca, 2014)

Im Hinblick auf die dynamischen Modellierungen zur Simulation eines Erdbebens sind großräumige Modellierungen, mit einer Abbildung der Schotterpartikel in realistischen Größenordnungen wünschenswert. Da dies mit der beschriebenen Methodik eine enorme Anzahl an Partikeln bedeuten würde, wurde dieser Ansatz aus rechenzeitlichen Gründen verworfen. Die Anzahl der einen Clump aufbauenden Partikel ist daher zu limitieren. Gleichzeitig darf allerdings die eingeschränkte Partikelform das mechanische Verhalten nicht beeinflussen. Um die Rechenzeiten weiter zu verringern, wurden zunächst nur 2D Simulationen betrachtet.

Stahl (2011) konnte zeigen, dass ein hinreichend genaues mechanisches Verhalten über Partikel unterschiedlicher Größe sowie durch die Abbildung des Länge-zu-Breite-Verhältnis durch eine geschickte Anordnung weniger Partikel simuliert werden kann. Die Erstellung geeigneter Partikelformen zur Simulation einer Schottersäule geschieht in Anlehnung an dieses Verfahren. Ausgangspunkt für die Generierung geeigneter Partikelformen ist das Länge-zu-Breite-Verhältnis. Dabei wird zunächst eine Einteilung des Länge-zu-Breite-Verhältnis in fünf Kornformklassen vorgenommen (Abbildung 2-4).

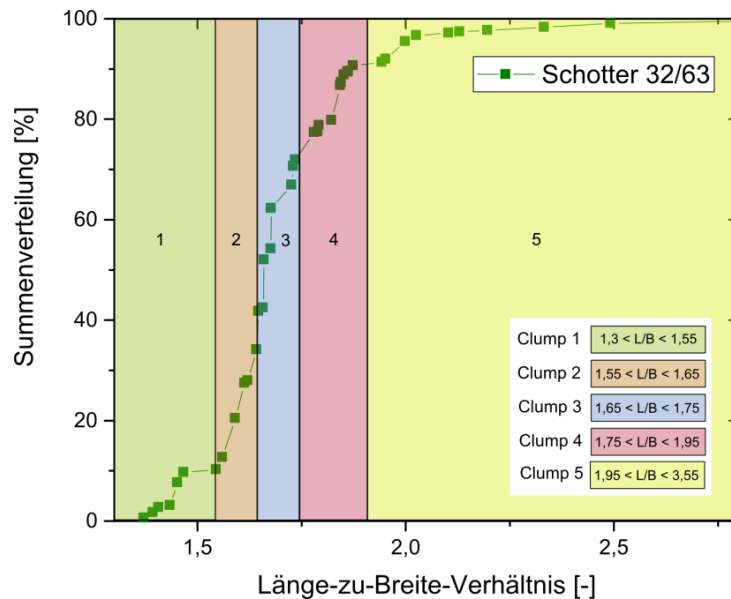


Abbildung 2-4: Einteilung des Länge-zu-Breite-Verhältnisses in fünf verschiedene Kornformklassen

Für jede Kornformklasse wird außerdem ein durchschnittliches Länge-zu-Breite-Verhältnis definiert und anhand der Summenverteilung (Abbildung 2-4) der prozentuale Mengenanteil der Kornformklasse an der Gesamtmenge untersuchter Partikel angegeben. Das kleinste Länge-zu-Breite-Verhältnis ist 1,4 und das größte Länge-zu-Breite-Verhältnis ist 2,75. Über 50% der Partikel haben ein Länge-zu-Breite-Verhältnis von 1,6 bzw. 1,7.

Anhand von visuellen Ergebnissen der CPA-Analyse wurde aus jeder Kornformklasse eine Partikelform ausgewählt, die jeweils repräsentativ für die Kornformklasse ist. Die Länge der ausgewählten Partikel wird durch die Aneinanderreihung von überlappenden Partikeln unterschiedlicher Größe in Längsrichtung nachempfunden. Über das durchschnittliche Länge-zu-Breite-Verhältnis der jeweiligen Kornformklasse wird die maximale Breite definiert und durch das Hinzufügen einzelner Partikel an geeigneten Stellen realisiert. Die geometrischen Eingangsparameter einer jeder Partikelform, wie Anzahl, Position und Radien der einen Clump aufbauenden Partikel, werden in Vorlagen (*templates*) gespeichert, die die Grundlage für die Modellerstellung darstellen. Die auf Grundlage der CPA-Analyse generierten Partikelformen unterschiedlicher geometrischer Gestalt sind in Abbildung 2-5 dargestellt.

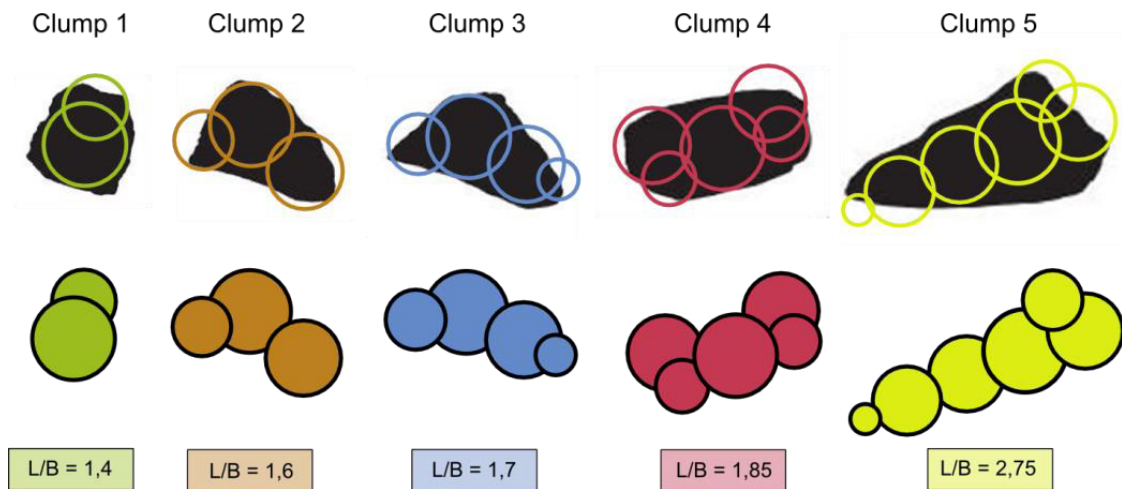


Abbildung 2-5: Darstellung der generierten Partikelformen

Auf Grundlage dieser fünf Clump Vorlagen werden anschließend Proben mit unterschiedlich großen Partikeln hergestellt. Bei dem Generierungsprozess mit Hilfe der Clump Vorlagen werden die Partikel in PFC standardmäßig auf ein Einheitsvolumen normiert und müssen benutzerdefiniert auf die gewünschte Größe skaliert werden. Es muss demzufolge eine Beziehung zwischen dem Volumen und der Länge bzw. Breite eines Clumps hergestellt werden, um die Partikel gemäß der Korngrößenverteilung skalieren zu können. Das Verhältnis zwischen dem Volumen V_{cl} und der maximalen Breite xb_{cl} eines in der Vorlage gespeicherten Clumps ergibt sich im zweidimensionalen Raum aus:

$$R = \frac{V_{Vorlage}}{xb_{Vorlage}^2} \quad (2-1)$$

Die nach der Korngrößenverteilung maximale Breite ist mit diesem Verhältnis zu multiplizieren, um das Volumen eines zu generierenden Clumps zu berechnen und eine Skalierung vornehmen zu können:

$$V_{cl} = xb_{cl}^2 \cdot \frac{V_{Vorlage}}{xb_{Vorlage}^2} \quad (2-2)$$

Die Prozedur ist für jede Kornformklasse unter Beachtung des beschriebenen Verhältnisses zwischen Volumen und maximaler Breite durchzuführen. Abbildung 2-6 zeigt einen Ausschnitt aus einer auf diese Weise erzeugten Partikelverteilung.

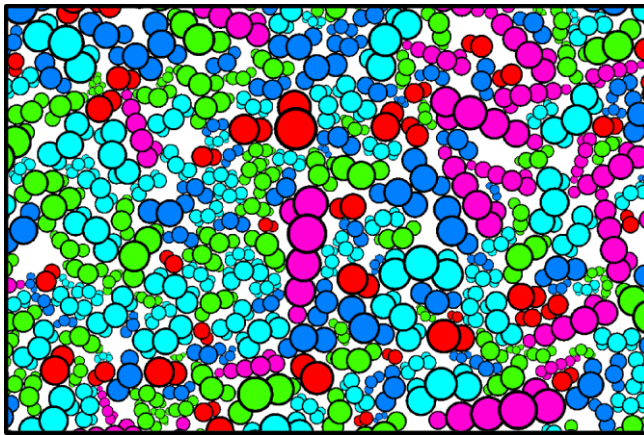


Abbildung 2-6: Ausschnitt aus einer Partikelprobe unter Berücksichtigung der fünf Partikelformen und der Korngrößenverteilung

2.2 Numerischer Kalibrierungsprozess

In dem partikelbasierten Rechencode PFC wird eine Verformbarkeit des Gesamtmodells ausschließlich über Kontaktgesetze zwischen den Clumps realisiert. Der folgende Abschnitt beinhaltet Berechnungen zur Kennwertermittlung der in den Kontaktgesetzen definierten mechanischen Parameter.

Als Kontaktgesetz wird im Rahmen der Modellierungen das in PFC implementierte lineare Kontaktmodell verwendet, über das das makroskopische Verformungsverhalten und ein Reibungsgleiten simuliert werden soll. Das Kontaktgesetz erlaubt ein linear elastisches Verhalten, das über Federsteifigkeiten k_N und k_S in Normal- und in Scherrichtung realisiert wird. Das Verhältnis zwischen der Steifigkeit in Normal- und Scherrichtung k_N / k_S wurde als 1 angenommen. Der Elastizitätsmodul E^* eines Kontaktes ist von den Radien der in Kontakt stehenden Partikel abhängig und kann aus den Federsteifigkeiten wie folgt abgeschätzt werden:

$$k_N = k_S = 4 \cdot r \cdot E^* \quad (2-3)$$

Um eine Dämpfung im Modell zu realisieren, sind viskose Dämpfungsglieder parallel zu den Federn in Normal- und Scherrichtung geschaltet, die über die Dämpfungskonstanten β_N und β_S angesprochen werden können. Ein Gleiten zwischen den Partikeln wird über eine Coulomb-Begrenzung für die Scherkraft mit Hilfe eines Reibungskoeffizienten μ erzielt.

Da das makroskopische Setzungsverhalten in einer Schottersäule maßgeblich durch Reibungs- und Verschiebungsprozesse zwischen den Partikeln gesteuert wird, kommt dem Reibungskoeffizienten bei der Kalibrierung besondere Bedeutung zu. Das elastische Verformungsverhalten wurde hinsichtlich des Elastizitätsmoduls E^* eines Kontaktes ausschließlich aus Literaturdaten zum Elastizitätsmodul E des Schotters abgeschätzt. Mit der Auswahl eines geeigneten Elastizitätsmoduls E^* des Kontaktes wird in der resultierenden Kugelanordnung das aus der Literatur bekannte Elastizitätsmodul annähernd erreicht.

Für die Simulation von Kiessanden gibt Stahl (2011) einen Elastizitätsmodul E^* für die Kontakte von 0,4 GPa an. Für die Simulation von Setzungen einer Schottersäule aus Basalt geben (Tuan & Konietzky, 2015) Elastizitätswerte von 0,12 GPa an. Im Rahmen der Modellierungen wurde ein Wert für den Elastizitätsmodul E^* der Kontakte von 0,2 GPa angenommen. Durch einfache Kompressionsversuche an "zylinderförmigen" Proben zur Bestimmung des Spannungs-Setzungs-Verhaltens konnte ein Steifemodul aus der Hysteresekurve zwischen Ent- und Wiederbelastung für die Gesamtprobe von 0,53 GPa abgeschätzt werden (Abbildung 2-7). Für Schotter sind in der Literatur Werte mit 0,15-0,3 GPa angegeben (Schneider & Bertig, 1994). Wagner (2005) gibt bei einer Laststufe von 5 MPa einen Steifemodul von 4 GPa an.

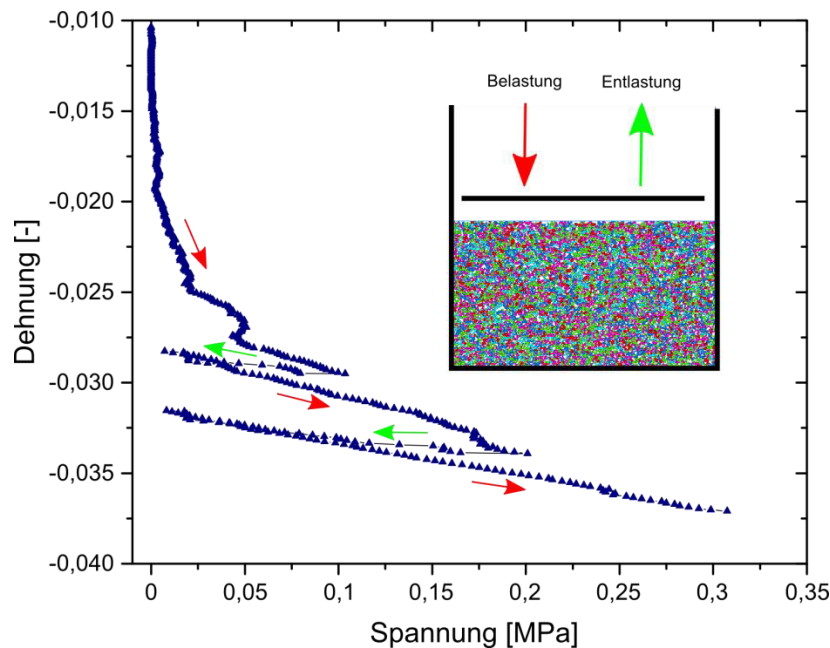


Abbildung 2-7: Kompressionsversuch unter behinderter Seitendehnung zur Bestimmung des Steife-moduls einer Schotterprobe

Für die Kalibrierung der Reibungskoeffizienten μ wurde ein Modell für einen Schüttversuch erstellt (siehe Glaubach et al., 2016), der im Technikum (Versuchshalle) der TU Bergakademie Freiberg durchgeführt wurde. Im Rahmen der Simulationen müssen die Modellparameter so lange variiert werden, bis der Reibungswinkel des Laborversuches adäquat reproduziert wird. Abbildung 2-8 zeigt schematisch das Verfahren zum Schüttversuch.

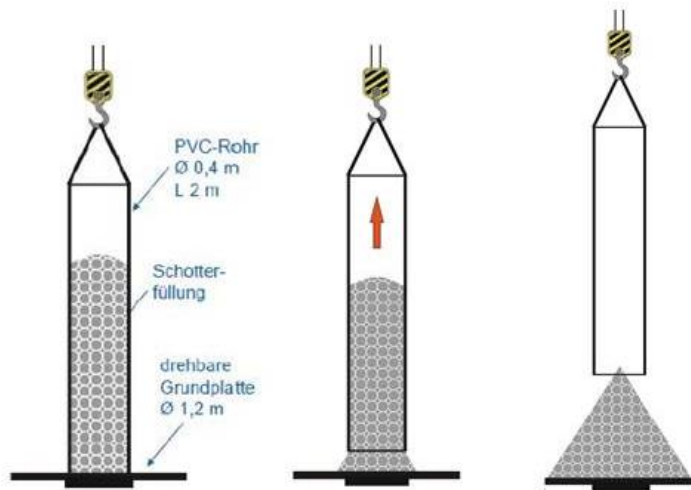


Abbildung 2-8: Schematische Darstellung der halb-technischen Versuche zur Bestimmung des Schüttkegels

Ein PVC-Rohr mit einem Durchmesser von 0,4 m und einer Länge von 2 m wurde mit Hilfe des Hallenkrans stehend, direkt auf dem Boden positioniert. Das Rohr wurde von oben mit Schotter befüllt und anschließend mit konstanter Hubgeschwindigkeit nach oben gezogen. Mit Hilfe einer digitalen Bildauswertung wurden die Außenkonturen des sich einstellenden Schüttkegels ausgemessen und in ein Diagramm übertragen. Die geglätteten Kurven der sechs durchgeführten Versuche sowie die daraus bestimmte gemittelte Außenkontur sind in Abbildung 2-9 dargestellt.

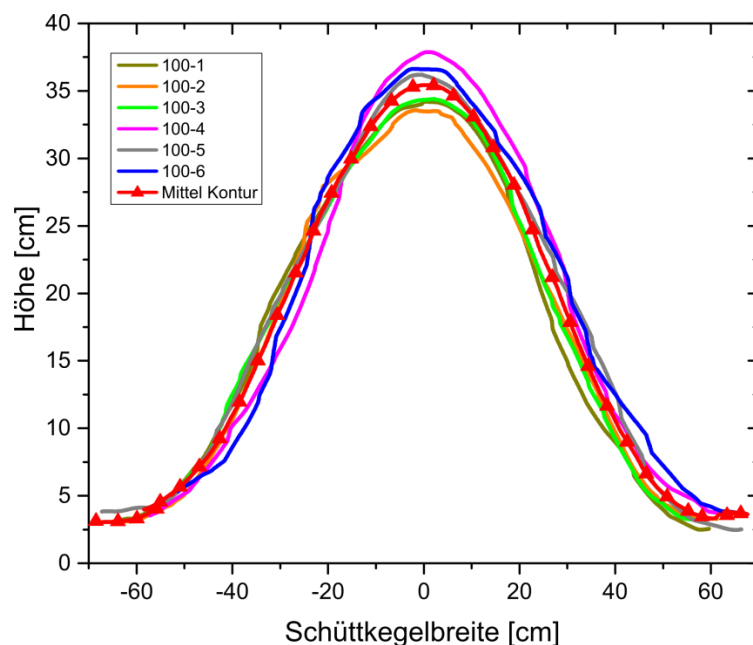


Abbildung 2-9: Geglättete Außenkonturen der Schüttkegel aus den Laborversuchen (Versuche 100-1 bis 100-6) und daraus gemittelte Konturlinie

Für die Kalibrierung der numerischen Modellierungen wurde ein Schüttversuchsmodell analog zu den Laborversuchen aufgebaut. Um für die numerischen Modellierungen einen zweidimensionalen Schüttkegel in ähnlichen Größendimensionen zu erhalten, wurden 150 Partikel innerhalb des Rohres generiert (Abbildung 2-10).

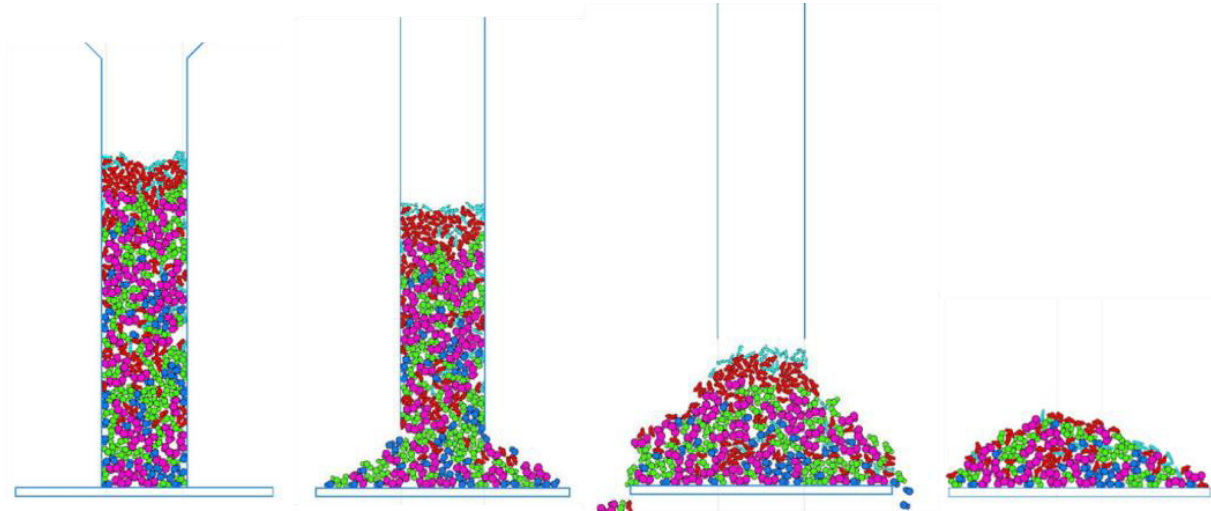


Abbildung 2-10: Simulierter Schüttversuch mittels PFC2D

Die Kalibrierung der mechanischen Parameter wurde mittels der Software optiSLang realisiert. Die Software erlaubt die Durchführung von Sensitivitätsanalysen, mit der die für das Ergebnis (Schüttkegel) maßgeblichen Einflussgrößen identifiziert werden können. Des Weiteren kann ein so genanntes "bestes Design" herausgearbeitet werden, das den besten Abgleich zwischen den Ergebnissen aus dem Labor und der Numerik aufzeigt. optiSLang agiert dabei als Kontrollsoftware zur Generierung von Startdateien, die mit PFC eingelesen werden können und in der die Eingangsgrößen in definierten Bereichen automatisch variiert werden. Als Zielkurve dient die in den Laborversuchen ermittelte gemittelte Außenkonturlinie des Schüttkegels. Analog dazu wird die numerisch simulierte Außenkontur der Schüttkegel mit der internen Skriptsprache FISH ermittelt, um einen Abgleich mit den Laborversuchen herstellen zu können. Abbildung 2-11 zeigt die in der Sensitivitätsanalyse simulierten Außenkonturlinien und dem daraus ermittelten besten Design im Vergleich zur Laborkurve. Zusätzlich ist ein Schüttbild aus dem Labor im Vergleich zu dem simulierten Schüttkegel des besten Designs dargestellt. Für das beste Design wurde ein Reibungskoeffizient von 0,47 (entspricht ca. 25 Grad) bestimmt.

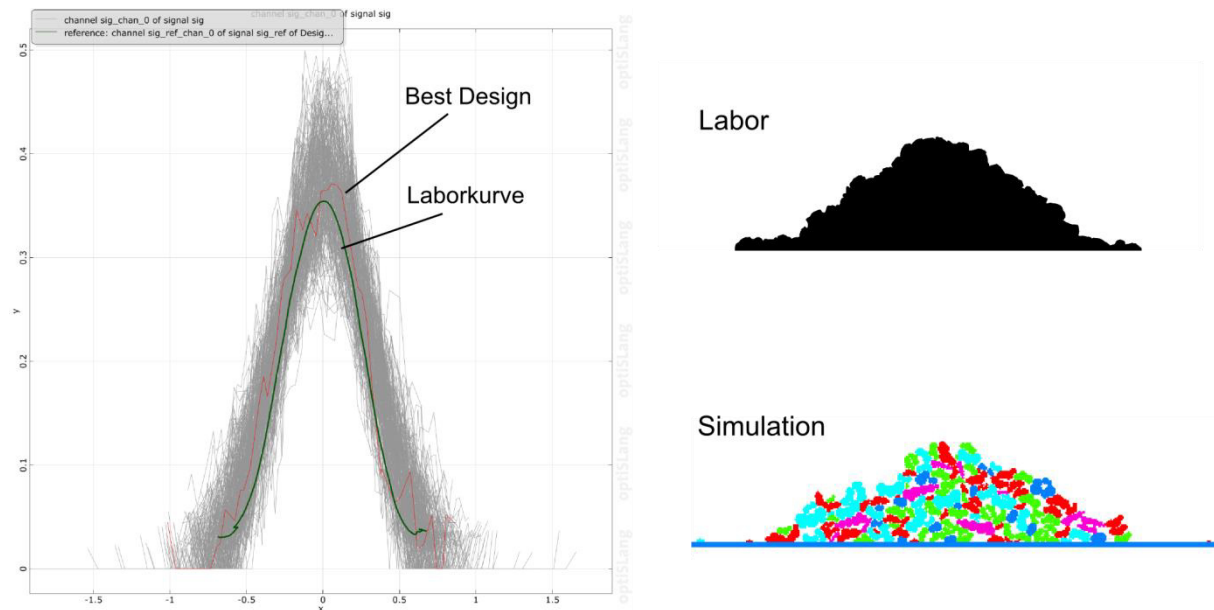


Abbildung 2-11: Außenkonturlinien der simulierten Schüttkegel aus der Sensitivitätsanalyse (links) im Vergleich zu einem Versuchsergebnis (rechts oben) und eines simulierten Schüttkegels (rechts unten)

2.3 Simulation der Setzung einer Schottersäule

Um die Einwirkung eines Erdbebens auf die Setzung einer Schottersäule simulieren zu können, stellt die adäquate Simulation der Spannungsverhältnisse in einem gelagerten granularem Material eine wesentliche Grundlage dar. In diesem Zusammenhang spielt der Siloeffekt eine wichtige Rolle. Die Spannungen eines in einem Behälter gelagerten granularen Materials steigen in Richtung Behälterboden nicht wie in einer Flüssigkeit linear an, sondern nehmen ab einer bestimmten Tiefe einen konstanten Wert an. Es bildet sich eine Art Gewölbestruktur aus, in der das Eigengewicht des gelagerten Materials über Reibung an der Behälterwand zum Teil abgestützt wird. Ziel ist es, die Spannungsverhältnisse aufgrund des Siloeffekts mit Hilfe des kalibrierten Partikelmodells zu simulieren und einen Vergleich mit analytischen Berechnungen herzustellen.

Die Methode zur Berechnung von Spannungen in gelagerten granularen Medien geht auf (Janssen, 1895) zurück. Janssen untersuchte in Silomodellen aus Holz mit quadratischen Querschnitten unterschiedlicher Seitenlänge den Getreidedruck am Boden. Mit der nach ihm benannten Gleichung kann der Spannungsverlauf eines granularen Materials in einem Lagerbehälter berechnet werden. Für die Randbedingung, dass das gelagerte Material unbelastet ist, kann die Vertikalspannung σ_v über die Tiefe z im Material mittels der Gravitation g , der Schüttgutdichte ρ_b , der Querschnittsfläche A , dem Wandreibungswinkel φ_x sowie dem Umfang U wie folgt bestimmt werden:

$$\sigma_v = \frac{g \cdot \rho_b \cdot A}{\mu \cdot \tan \varphi_x \cdot U} \cdot \left(1 - e^{\frac{-\lambda \cdot \tan \varphi_x \cdot U \cdot z}{A}} \right) \quad (2-4)$$

Das Horizontallastverhältnis λ wird über die von (Kezdi, 1962) vorgeschlagene Beziehung über den inneren Reibungswinkel φ des Materials berechnet:

$$\lambda = 1 - \sin \varphi \quad (2-5)$$

Den Gleichungen kann entnommen werden, dass der innere Reibungswinkel des Materials φ und der Wandreibungswinkel φ_x für die Übertragung der Kräfte auf die Außenwand und damit für die charakteristischen Spannungsverhältnisse in einem Lagerungsbehälter wesentlich verantwortlich sind.

Für die numerische Simulation der Spannungsverhältnisse in einer dichtgepackten Schottersäule, wurden zunächst Clumps lose in einem Behälter erzeugt. Anschließend wurde eine Setzung der Partikel durch die Schwerkraft initiiert. Eine Anzahl von 50.000 Clumps führt in einem 2 m breiten Behälter zu einer 46 m hohen Schottersäule. Die Schachtwandung wurde über PFC-Wandelemente realisiert, denen charakteristische Parameter zugewiesen werden müssen. Analog zu den Partikeln wird hier ein lineares Kontaktmodell verwendet. Wesentliche Parameter sind der Kontaktmodul und der Reibungskoeffizient eines Partikel-Wand Kontaktes. Die Wandsteifigkeiten wurden gegenüber den Partikelsteifigkeiten auf Werte von $1 \cdot 10^9$ Pa erhöht.

Die Vertikal- und Horizontalspannungen wurden innerhalb der Schottersäule in Messbereichen ausgewertet, in denen die Spannungen über einen bestimmten Modellbereich gemittelt werden. Es wurden kreisförmige Bereiche mit einem Durchmesser von 2 m über die Höhe der Schottersäule erstellt. Parallel wurden die Horizontalspannungen entlang der Wandelemente ausgewertet.

Die berechneten Horizontal- und Vertikalspannungen innerhalb der Schottersäule unter Anwendung eines Wandreibungskoeffizienten von 0,25 sind in Abbildung 2-12 dargestellt. Für die viskosen Dämpfungsglieder eines Kontaktes wurde ein Wert von 0,5 in Normalen- und Scherrichtung angenommen. Für die analytische Vergleichsrechnung wurde die Annahme getroffen, dass der aus den Laborversuchen ermittelte Schüttwinkel gleich dem Winkel der inneren Reibung ist. Aus den Laborversuchen wurde für den Schüttwinkel ein Wert von 40° berechnet, was zu einem Horizontallastverhältnis λ von 0,36 führt. Für die Schüttgutdichte von Schotter wurde unter Berücksichtigung des Porenraumes der simulierten Schüttgutmenge und der Feststoffdichte von Basalt ein Wert von 2.300 kg/m^3 angenommen.

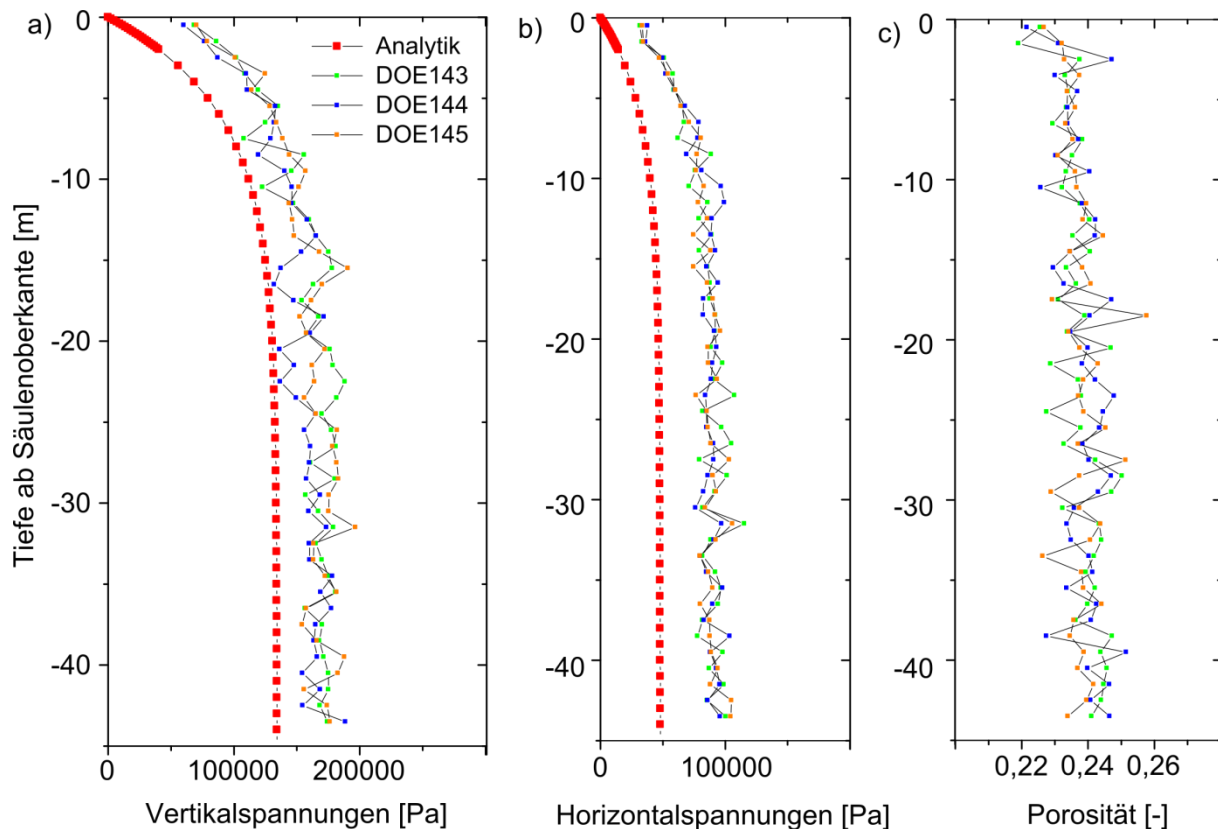


Abbildung 2-12: Verteilung der Vertikalspannung (a), Horizontalspannung (b) sowie der Porosität (c) über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,25) für drei Vergleichsrechnungen (DOE 143 bis 145) mit unterschiedlichen, zufällig generierten Partikelanordnungen

Die numerischen Ergebnisse zeigen, dass die für den Siloeffekt verantwortlichen Prozesse realitätsnah abgebildet werden können. Die Spannungsverhältnisse steigen im Lagerungsbehälter an und erreichen ab einer bestimmten Tiefe einen konstanten Wert. Der charakteristische Spannungsverlauf über die Tiefe gleicht den analytischen Ergebnissen nach (Jansen, 1895). Allerdings sind die numerisch simulierten Ergebnisse höher als die analytisch bestimmten Werte. Dies lässt sich damit begründen, dass die in einem Silo auftretenden wahren Verformungen und Verschiebungen modellhaft auf einen zweidimensionalen Verzerrungszustand reduziert wurden. Für die Schottersäule kann eine durchschnittliche Porosität von 24% angegeben werden. Eine Änderung der Porosität mit der Tiefe ist nicht zu beobachten. Die Werte liegen demnach deutlich unter den für Schotter bekannten Porositätswerten von 38% (Müller-Hoeppel, et al., 2012).

Bei der Durchführung der Modellierungsarbeiten gab es ferner Hinweise, dass die gewählten viskosen Dämpfungsglieder der Kontakte einen Einfluss auf die Erzeugungsphase der Schüttung und die sich einstellenden Spannungen haben. Um deren Einfluss auf die Spannungsverhältnisse in der Schottersäule zu untersuchen, wurden Modelle mit unterschiedlichen Werten für die Dämpfungsglieder gerechnet (Abbildung 2-13). Es zeigt sich, dass Werte $< 0,5$ zu außergewöhnlich großen, nicht erklärbaaren Spannungskonzentrationen im Modell führen. Ein Siloeffekt stellt sich zudem nicht ein. Im weiteren Verlauf der Modellierungen wurde daher ein Wert $> 0,5$ verwendet.

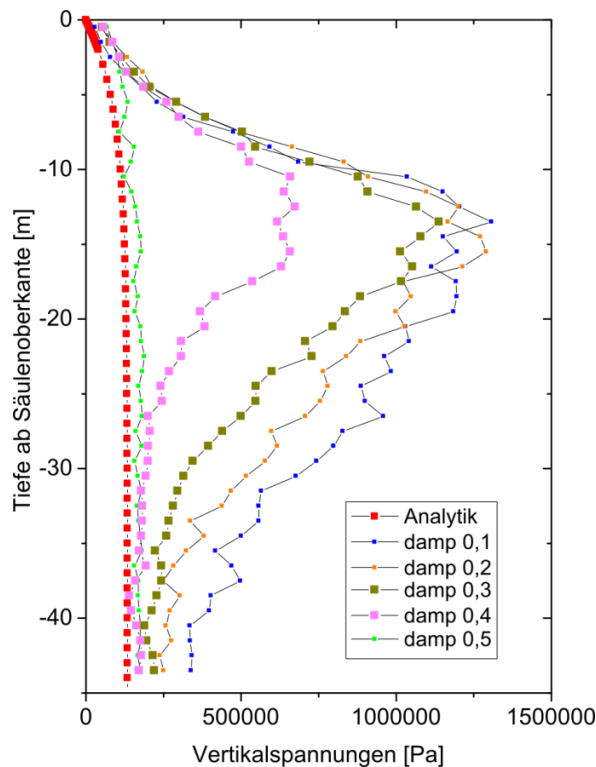


Abbildung 2-13: Verteilung der Vertikalspannung über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,25) für Dämpfungswerte von 0,1 bis 0,5

Da der Reibungskoeffizient wesentlich für den Siloeffekt und für die sich einstellenden Spannungsverhältnisse verantwortlich ist, wurden Simulationen für zwei weitere Wandreibungskoeffizienten, 0,1 und 0,5, durchgeführt. Analog zu den bereits durchgeführten Modellierungen zeigen die Berechnungen mit einem Wandreibungskoeffizienten von 0,5 ein ähnliches Bild (Abbildung 2-14). Auch hier sind tendenziell im Vergleich zur Janssen-Gleichung größere Spannungen zu beobachten. Aufgrund der größeren Wandreibung stellt sich der Siloeffekt im Vergleich schon in geringerer Tiefe ein und insgesamt sind die sich einstellenden Spannungen geringer.

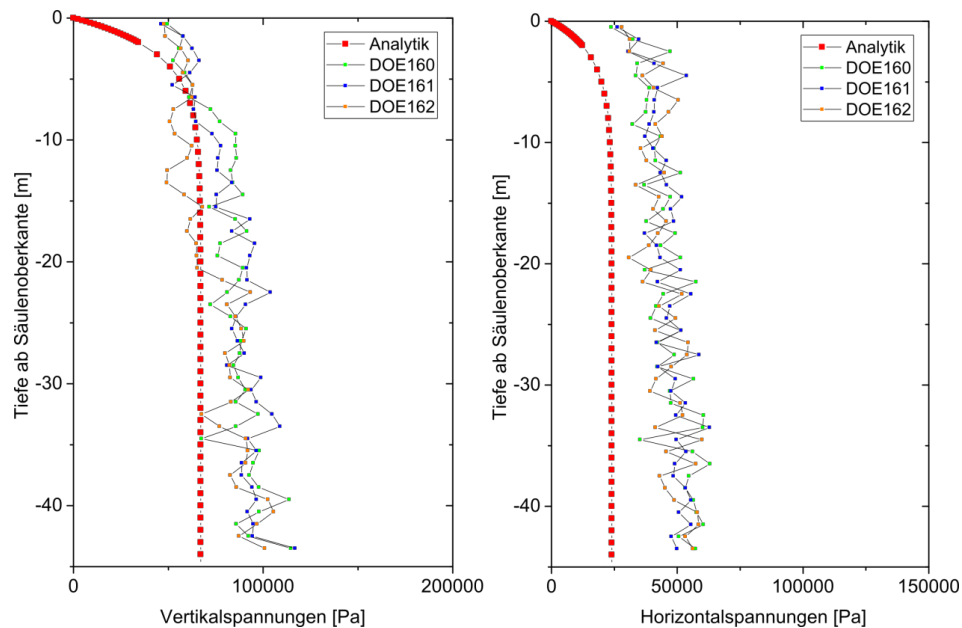


Abbildung 2-14: Verteilung der Vertikal- und Horizontalspannung über die Höhe der Schottersäule für drei Vergleichsrechnungen (DOE 160 bis 162) mit verschiedenen, zufällig generierten Partikelanordnungen

Die Ergebnisse mit einem Wandreibungskoeffizienten von 0,1 ergeben demgegenüber ein erwartungsgemäß gegenteiliges Ergebnis (Abbildung 2-15). Die verringerte Wandreibung führt insgesamt zu höheren Spannungsverhältnissen und ein Siloeffekt stellt sich in der Schottersäule erst deutlich später ein. Auch hier sind gegenüber der analytischen Lösung größere Spannungsverhältnisse bestimmt worden.

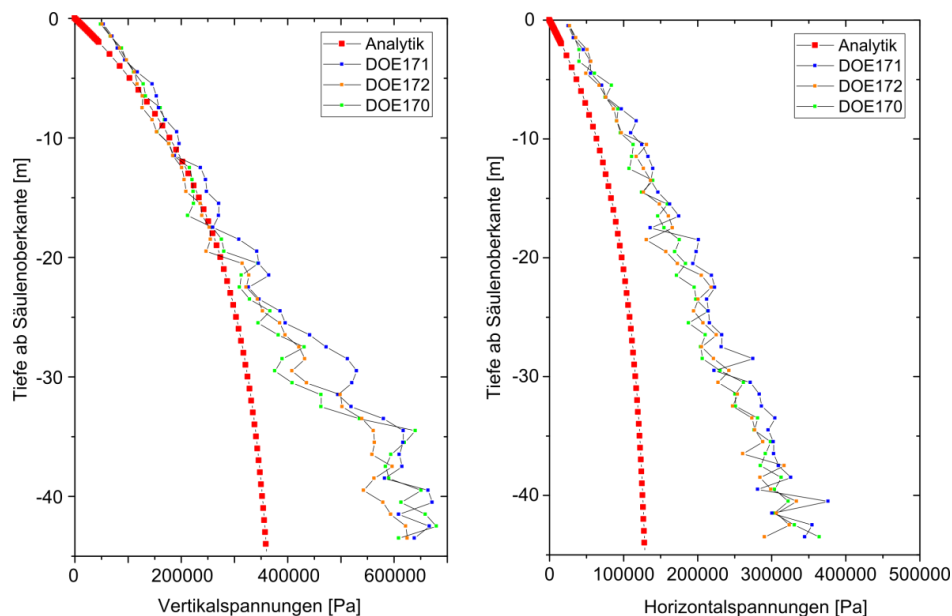


Abbildung 2-15: Verteilung der Vertikal- und Horizontalspannung über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,1) für drei Vergleichsrechnungen (DOE (170 bis 172) für verschiedene, zufällig generierte Partikelanordnungen

2.4 Simulation der zusätzlichen Setzung einer Schottersäule unter Erbebenbelastung

Dynamische Anregungen, wie beispielsweise Erdbeben, können massive Erschütterungen erzeugen, die unterschiedliche Wirkungen auf ein ingenieur-technisches Bauwerk haben können. Insbesondere bei nicht verfestigten Gesteinsschichten spielen das Phänomen der Bodenverflüssigung sowie eine plötzliche Sackung eine wichtige Rolle. Das Phänomen der Bodenverflüssigung ist stets an einen hohen Sättigungsgrad des Porenraums geknüpft und kann bei der Betrachtung des verwendeten grobkörnigen Schottermaterials vernachlässigt werden. Bei Betrachtung geotechnischer Barrieren kann allerdings die plötzliche Sackung unter dynamischer Belastung die Funktionsfähigkeit darüber liegender baulicher Elemente gefährden. In der Regel wird die Setzung unter dynamischer Belastung von mehreren Faktoren, wie der Korngrößenverteilung und deren Gleichförmigkeit, der Partikelgestalt und der Verdichtung des Materials, beeinflusst. Eine analytische Gleichung zur Abschätzung der zusätzlichen Setzung ist z.B. in (Smolczyk, 1988) gegeben. Eine analytische Betrachtung ist durch die Annahmen einfacher Verhältnisse und Randbedingungen mit gewissen Nachteilen behaftet. Nachfolgend soll daher die seismische Beanspruchung einer Schottersäule wirklichkeitsnah an dem zuvor erstellten partikelbasierten Modell numerisch simuliert werden.

Die von Erdbeben verursachten Erschütterungen pflanzen sich in Form seismischer Wellen im Erdinneren fort und können an Grenzschichten reflektiert und gebrochen werden. Generell wird zwischen Raumwellen und Oberflächen-Wellen unterschieden. Raumwellen unterteilen sich in Primärwellen (P-Wellen) und Sekundärwellen (S-Wellen). P-Wellen schwingen in Ausbreitungsrichtung (Longitudinalwellen), während S-Wellen (Transversalwellen) senkrecht zur Ausbreitungsrichtung schwingen. S-Wellen besitzen gegenüber P-Wellen eine wesentlich kleinere Ausbreitungsgeschwindigkeit und werden im Seismogramm später registriert. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der P-Wellen c_p und der S-Wellen c_s berechnet sich über den Steifemodul E_s , den E-Modul E , der Querdehnungszahl ν und der Dichte der Materials ρ wie folgt:

$$c_p = \sqrt{\frac{E_s}{\rho}} = \sqrt{\frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}} \frac{E}{\rho} \quad (2-6)$$

$$c_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1 + \nu)}} \quad (2-7)$$

Werden Raumwellen an Grenzflächen gebrochen, können sie in Oberflächenwellen (Rayleigh- und Love-Wellen) umgewandelt werden. Für Fragestellungen zur Setzungen einer Schottersäule werden im Rahmen der Modellierungen Oberflächenwellen nicht explizit betrachtet.

Für die numerischen Berechnungen diene die in Abschnitt 2.3 simulierte Schottersäule mit einem Wandreibungswinkel von 0,25 als Grundlage (vgl. Abbildung 2-12). PFC basiert auf der expliziten Finiten Differenzen Methode. Die Bewegungsgleichungen werden nach dem Grundsatz des zweiten Newtonschen Gesetzes zu jedem Zeitschritt gelöst. Für die Simulation einer Schottersäule unter dynamischer Beanspruchung eignet sich PFC daher besonders, da die

Wellenausbreitung durch die Simulation des mechanischen Schwingungsprozesses der Partikel direkt simuliert werden kann.

Die Wahl geeigneter Randbedingungen spielt bei dynamischen Berechnungen eine wesentliche Rolle, da Raumwellen an Grenzflächen gebrochen, reflektiert, gebeugt, gestreut und absorbiert werden können. Damit verbunden ist eine Überlagerung der Wellen hin zu komplexen Wellenformen, die die dynamische Belastungssituation maßgebend beeinflussen können. Weiterführende Erläuterungen zum Verhalten von Erdbebenwellen an Grenzflächen finden sich z.B. in (Clauser, 2014).

Die dynamische Anregung wird an der Basis des Modells eingetragen. Dazu wird an der Unterseite der Schottersäule die Bewegung der darunterliegenden Formation simuliert, indem die unterste Lage von Clumppartikeln mit einem charakteristischen Geschwindigkeits-Zeit-Profil beaufschlagt wird. Eine Amplifikation der Partikelgeschwindigkeit beim Übergang der Welle in eine Schotterschicht mit signifikant geringerem Wellenwiderstand (Impedanz) wird nicht berücksichtigt. Die unterste Lage wird im Anschluss an die dynamische Anregung fixiert. Dies soll eine Reflexion von zurücklaufenden Wellen ermöglichen, die wieder auf diese untere Schicht, mit höherem Wellenwiderstand (Impedanz) treffen. Die Bewegungen an der Oberkante der Schottersäule werden als Bewegungen einer freien Oberfläche simuliert. Eine auf die Oberfläche auflaufende Druckwelle wird unter Verdopplung der Verschiebungen als Zugwelle reflektiert. Die Seitenwände der Schottersäule werden als starre Wände simuliert, da hier, analog zur Basis, primär von einer Reflektion der Raumwellen ausgegangen wird.

Um das generelle Verhalten des numerischen Modells unter dynamischer Belastung prüfen zu können, wurden zuerst orientierende Berechnungen an Festgesteinsschichten durchgeführt. Zu diesem Zweck wurde eine 25 m lange Säule aus runden verkitteten Bällen erstellt. Am unteren Rand wurde eine P-Wellen Anregung in Form eines sinusförmigen Impulses aufgebracht. Abbildung 2-16 zeigt als Beispiel die P-Wellen Geschwindigkeiten entlang der y-Achse für verschiedene Messpunkte innerhalb des Modells zum einem bestimmten Zeitpunkt. Da das Modell ohne Dämpfung gerechnet wurde, findet keine Abschwächung des Impulses statt. Die Geschwindigkeiten werden an der freien Oberfläche verdoppelt, in Form einer Zugwelle reflektiert und laufen wieder zur Basis des Modells zurück.

In einem nächsten Schritt wurden dynamische Simulationen unter Verwendung einer realistischen Erdbebenbelastung und an der generierten Schottersäule durchgeführt. Das in Betracht gezogene Erdbeben aus Neubert (2014) wurde anhand seismologischer Kenndaten und aus aufgezeichneten Erbebenverläufen der Region Norddeutschland erzeugt. Es ergibt sich eine Erbebendauer von 5,2 s und eine aus den seismologischen Kenndaten abgeleitete Starkbebandauer von 3 s (Abbildung 2-17).

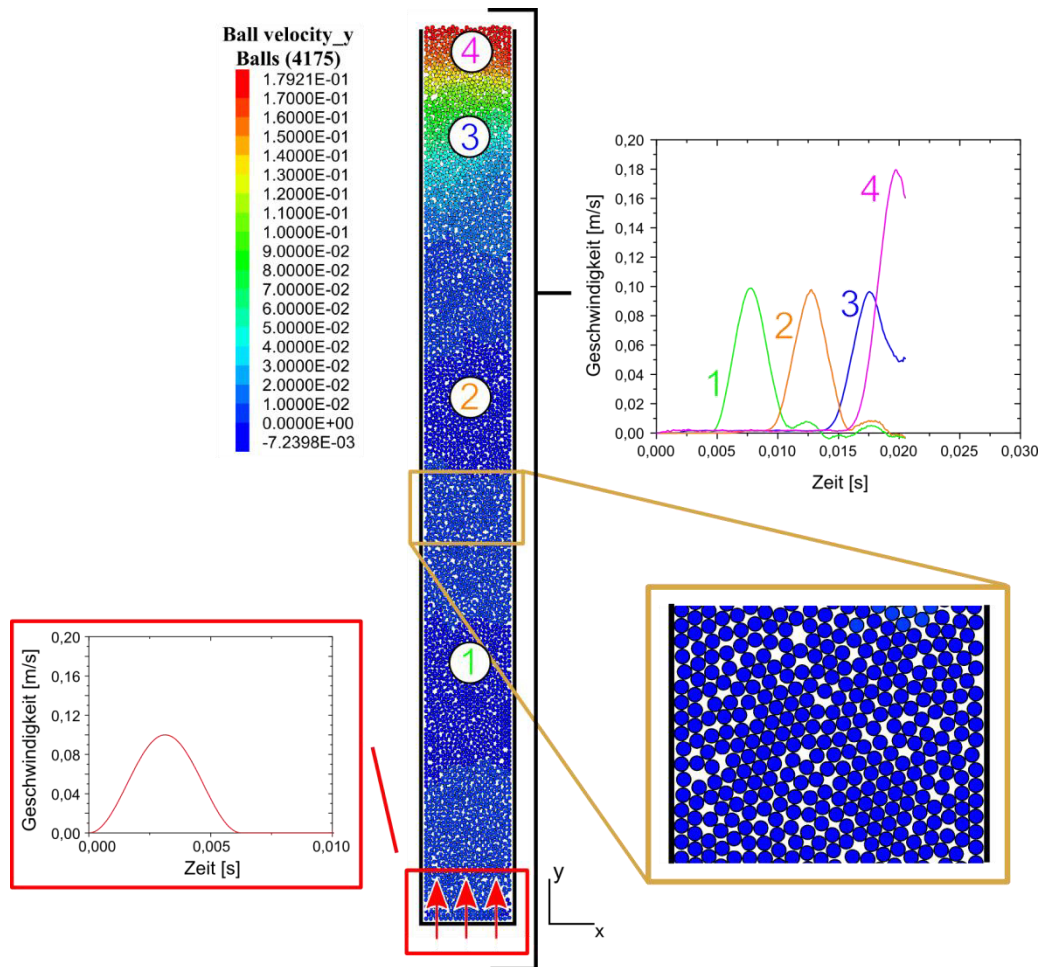


Abbildung 2-16: Dynamische Anregung einer 25 m langen, aus verkitteten Bällen bestehenden Festgesteinssäule. Die Anregung erfolgt am unteren Rand in Form einer sinusförmigen Welle. Für verschiedene Messpunkte innerhalb des Modells sind die Geschwindigkeiten entlang der Längsachse aufgetragen

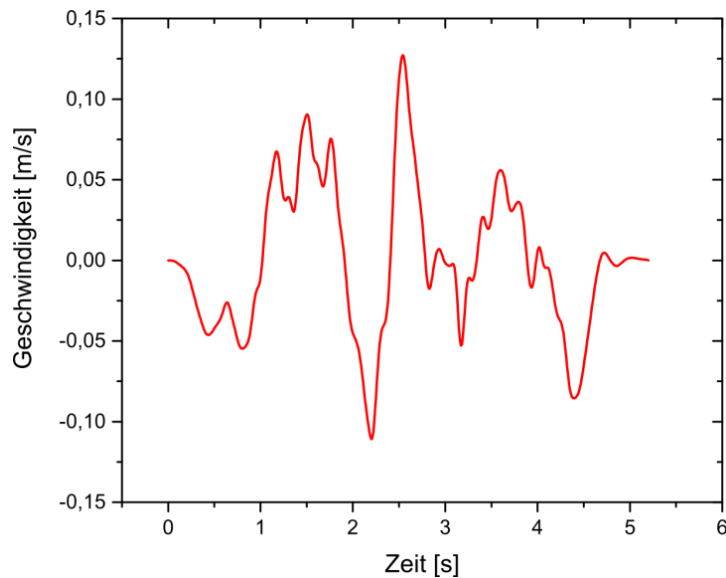


Abbildung 2-17: zeitabhängiger Geschwindigkeitsverlauf des verwendeten Erdbebenimpulses (Neubert, 2014)

Der aus den Erdbebendaten abgeleitete Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf wurde als y-Verschiebungsrandbedingung am unteren Rand der Schottersäule aufgebracht und simuliert einen Kompressionsimpuls (P-Wellen) in Längsachse. Hingegen wird ein Scherwellenimpuls durch eine Verschiebungsrandbedingung in x-Richtung realisiert. Die Geschwindigkeiten aus Abbildung 2-17 wurden verdoppelt und zeitverzögert aufgebracht, um der Charakteristik der S-Wellen gerecht zu werden (Abbildung 2-18).

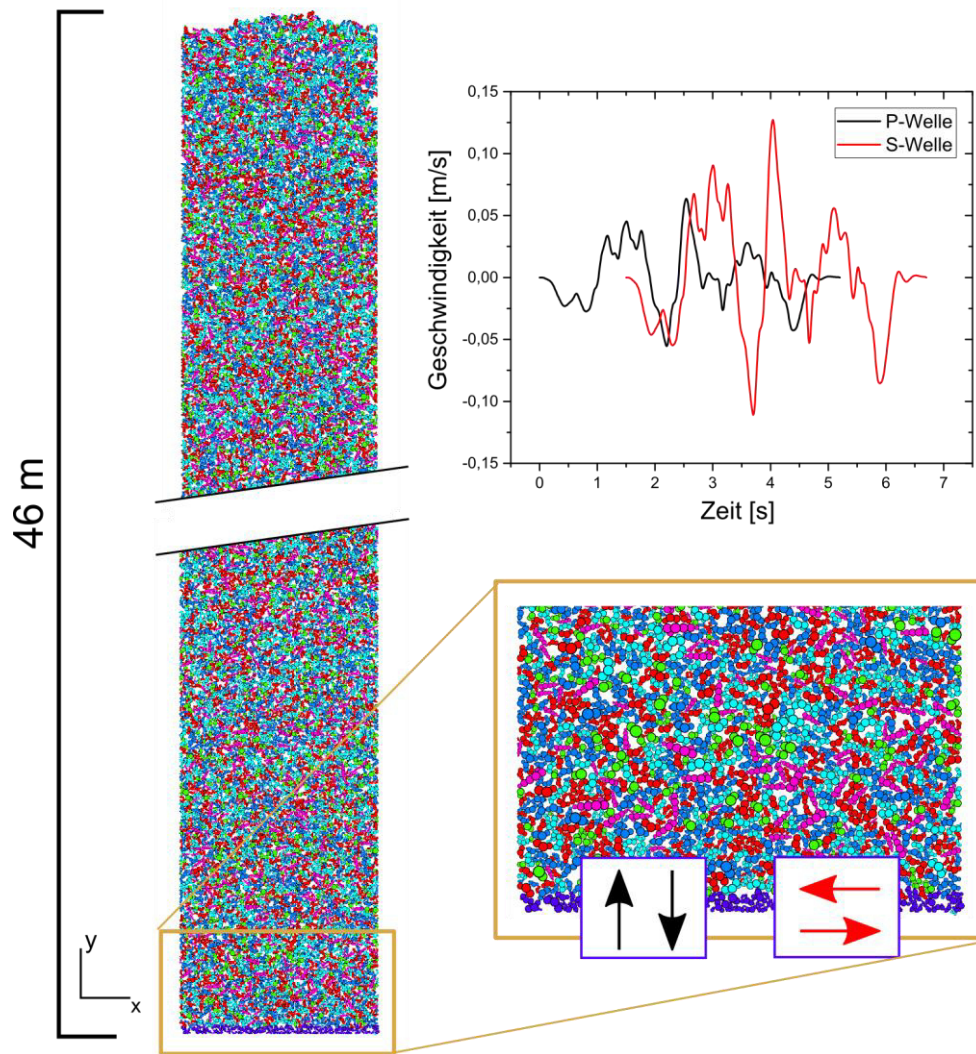


Abbildung 2-18: Die für die dynamischen Berechnungen verwendeten Schottersäule und Aufbringung des Erdbebenimpulses am unteren Rand der Schottersäule in Längs- und Querrichtung zur Simulation von P- und S-Wellen.

Im Beispiel zu Abbildung 2-16 wurde bei der dynamischen Wellenfortpflanzung von einer rein elastischen Wellenausbreitung durch die Verklebung der Clumpartikel ausgegangen, die zeitlich nie abklingen würde. Im Erdinneren nimmt jedoch die Wellenamplitude mit der Entfernung vom Erdbebenzentrum durch Dämpfungsprozesse ab. Verantwortlich dafür sind u.a. Reibungseffekte zwischen den Partikeln oder aber Reflexion- und Refraktionsprozesse an Inhomogenitäten, die zu einer Streuung und Abmindern der Welle führen. Im Gegensatz zu Festgesteinen ist eine Dämpfung in Lockergesteinen relativ hoch.

In diesem Zusammenhang spielt häufig der Gütefaktor Q eine wichtige Rolle, der ein Maß für die Dämpfung eines schwingfähigen Materials ist. (Hazzard & Damjanac, 2013) konnten zeigen, dass der in PFC verwendete Dämpfungskoeffizient α vom sogenannten Q -Faktor nach folgender Beziehung abhängig ist:

$$Q = \frac{\pi}{2\alpha} \quad (2-8)$$

Q-Werte für P-Wellen sind in der Regel größer als für S-Wellen, weshalb häufig zwischen Q_P und Q_S unterschieden wird. Generell wird das Verhältnis zwischen Q_P und Q_S mit 2,25 angegeben (Meskouris et al., 2011). Für Lockersedimente wie Schotter sind häufig Q_S Werte ≤ 25 angegeben, die zu Dämpfungskoeffizienten für die S-Wellen von $\geq 0,063$ führen. Aufgrund der beschriebenen Problematik im Zusammenhang mit den Dämpfungswerten in PFC (vgl. Abbildung 2-13) wurde im Rahmen der dynamischen Berechnungen ein Wert von 0,5 für die viskosen Dämpfungsglieder der Kontakte gewählt.

Abbildung 2-19a zeigt den Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf in y-Richtung (Längsrichtung) für drei verschiedene Messpunkte, d.h. Clumppartikel, innerhalb der Schottersäule. Zusätzlich ist die vertikale P-Wellen Anregung an der Basis der Schottersäule als Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf aufgetragen.

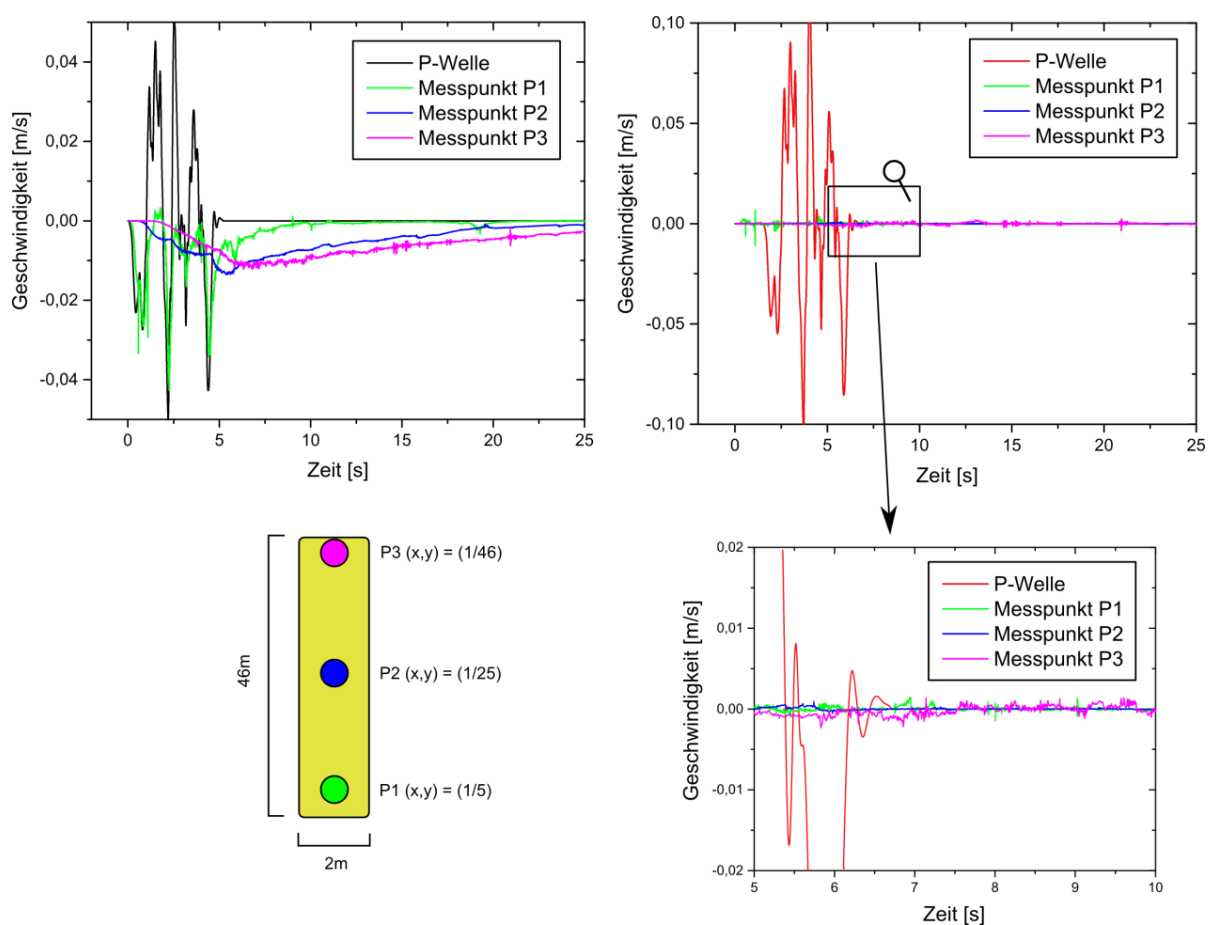


Abbildung 2-19 Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe für verschiedene Messpunkte innerhalb der Schottersäule in y-Richtung (oben links) und x-Richtung (oben rechts)

Mit zunehmender Entfernung von der Basis in Richtung Säulenoberfläche werden die Wellenamplituden des Erdbebens immer mehr aufgrund von Dämpfungsprozessen abgeschwächt. Am obersten Messpunkt P3 ist der Erdbebenimpuls im Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf praktisch nicht zu sehen. Nach Beendigung der dynamischen Anregung an der Basis nehmen die Geschwindigkeiten der Messpunkte deutlich ab und das System nähert sich asymptotisch der Ruhelage. Mit größerer Entfernung vom Erdbebenursprung an der Basis dauert dieser Prozess länger. Der untere Bereich der Schottersäule (Messpunkt P1) erlangt nach etwa 10 s ein

Gleichgewicht, während die Bewegungen im oberen Bereich der Schottersäule (Messpunkt P3) auch nach 25 s noch nicht abgeschlossen sind. In Abbildung 2-19b ist das dazugehörige Geschwindigkeits-Zeit Diagramm der horizontalen S-Wellen Anregung zu sehen. Zusätzlich zu den horizontalen Geschwindigkeits-Zeit-Verläufen einzelner Messpunkte ist der S-Wellen Impuls an der Basis der Schottersäule aufgetragen. Es ist erkennbar, dass der S-Wellen Impuls in Richtung Säulenoberfläche wesentlich stärker als der P-Wellen Impuls gedämpft wird. Bereits am Messpunkt 1 ist die Wellenamplitude deutlich verringert. Auch hier sind nach Beendigung der dynamischen Anregung noch vertikale Bewegungen im Modell zu erkennen.

In diesem Zusammenhang stellt sich die Frage, ob diese im Anschluss an den Erdbebenimpuls andauernden Bewegungen auf dynamische Prozesse oder auf Sackungsprozesse innerhalb der Schottersäule zurückzuführen sind. Bekannt ist, dass die durch ein Erdbeben ausgelösten Bewegungen durch Resonanzeffekte bedeutend verstärkt werden können, wenn Frequenzen des Erdbebenimpulses mit der Eigenfrequenz des angeregten Materials zusammenfallen. Allerdings deutet der asymptotische Verlauf im Geschwindigkeits-Zeit-Diagramm nicht auf eine Eigenanregung hin. Des Weiteren müssten die Bewegungen an allen drei Messpunkten zeitgleich mit ähnlicher Stärke registriert werden.

Um das Frequenzspektrum des Erdbebenimpulses mit den gemessenen Geschwindigkeits-Zeit-Verläufen der Messpunkte vergleichen zu können, wurde eine Fourier-Transformation mit Darstellung als Power-Spektrum durchgeführt. Auf diese Weise können aus den einzelnen Kurven die Frequenzen mit der höchsten Energiedichte bestimmt werden (Abbildung 2-20).

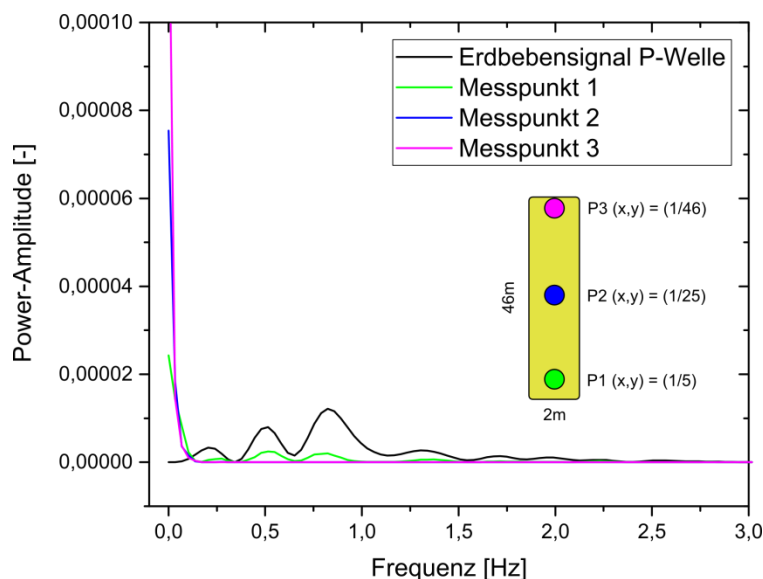


Abbildung 2-20: Fast-Fourier-Transformation des Erdbebenimpulses sowie der Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe der einzelnen Messpunkte

Es ist erkennbar, dass sich der Frequenzgehalt des Erdbebens auch in den einzelnen Messpunkten widerspiegelt. Allerdings nehmen die Power-Amplituden aufgrund von Dämpfungsprozessen mit zunehmender Entfernung zur Basis der Schottersäule ab. Gegenüber dem Frequenzspektrum des Erdbebens weisen die Messpunkte jedoch einen deutlichen Peak im niederfrequenten Bereich auf, der in Richtung Säulenoberkante zunimmt. Unter der Annahme,

dass das Zeitintervall der Setzung als zeitliche Dauer einer Schwingung gedeutet wird, kann dieser Peak im niederfrequenten Bereich als ein "Artefakt" der Setzungsbewegung interpretiert werden. Die Partikelbewegungen im obersten Schottersäulenbereich stellen daher wahrscheinliche Sackungsprozesse dar, die sich durch eine Partikelumordnung in den darunterliegenden Bereichen ergeben.

Um die Sackung innerhalb der Schottersäule zu quantifizieren, wurden die Setzungsbewegungen in y-Richtung sowie die Verschiebungen in x-Richtung für die verschiedenen Messpunkte innerhalb der Schottersäule ausgewertet (Abbildung 2-21).

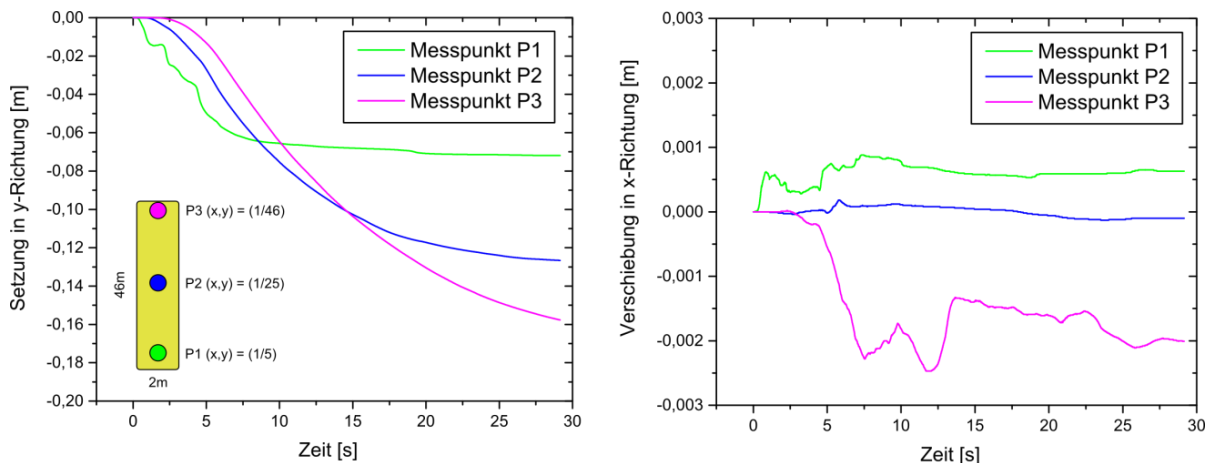


Abbildung 2-21: Setzungen in y-Richtung (links) und Verschiebungen in x-Richtung (rechts) innerhalb der Schottersäule für verschiedene Messpunkte

Analog zu dem Geschwindigkeits-Zeit-Diagramm (vgl. Abbildung 2-19) ist zu erkennen, dass die Setzungen innerhalb der Schottersäule für die oberen Schottersäulenbereiche nach 30 s noch nicht vollständig abgeschlossen sind. Zum Zeitpunkt 30 s nach Beginn der dynamischen Anregung treten an der Oberkante der Schottersäule Setzungen von ca. 16 cm auf. In 5 m Höhe ab Säulenunterkante setzt sich die Schottersäule nach 30 s um etwa 7 cm.

Um den Einfluss des Erdbebens auf den Siloeffekt zu untersuchen, wurden die Spannungsverhältnisse innerhalb der Schottersäule vor und nach dem Erdbeben (Zeitpunkt 30 s) ausgewertet (Abbildung 2-22). Es zeigt sich, dass die Spannungen nur geringfügig verändert werden. Der Siloeffekt bleibt bestehen und der Einfluss des Erdbebens kann vernachlässigt werden. Eine Porositätsabnahme durch eine Partikelumordnung infolge des Erdbebens ist nur in sehr geringem Umfang zu beobachten.

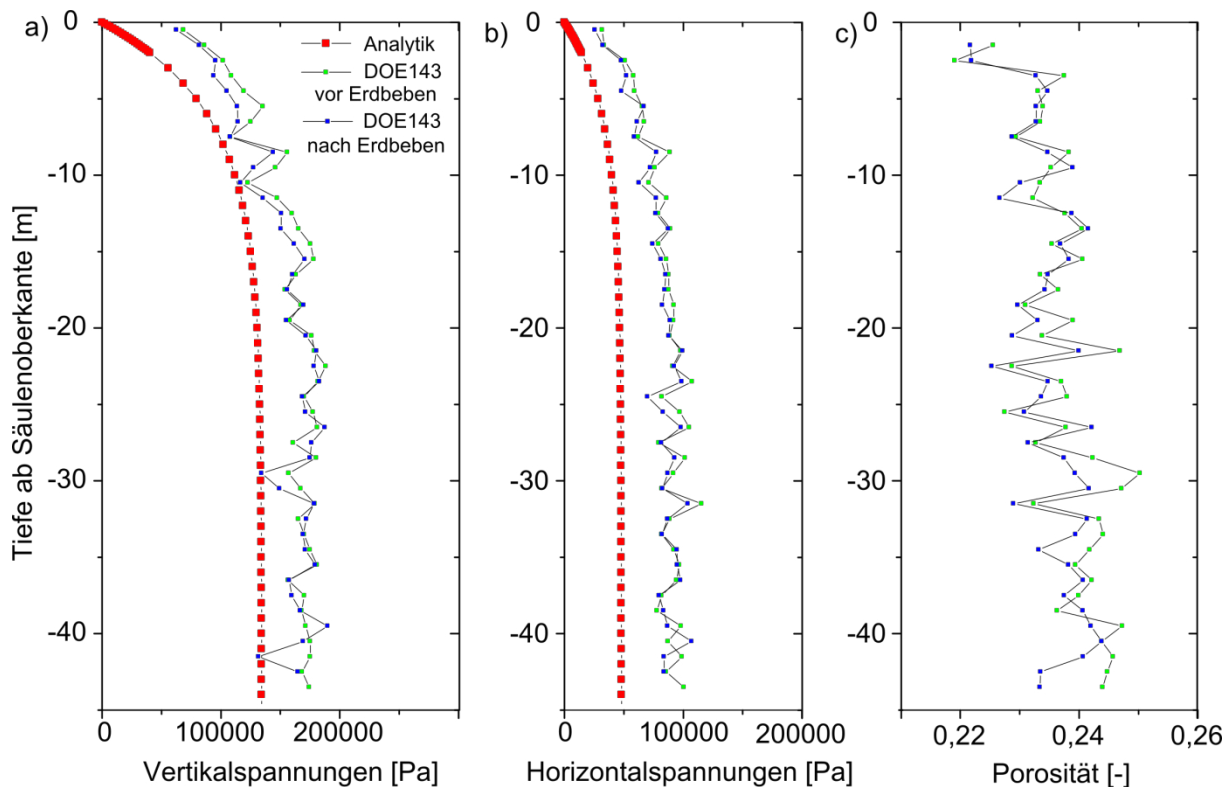


Abbildung 2-22: Verteilung der Vertikalspannungen (a), Horizontalspannung (b) sowie der Porosität (c) über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,25) vor und nach einem Erdbeben

2.5 Fazit

Ziel der Untersuchungen (im AP5) war zu überprüfen, inwieweit sich die Setzung einer Schottersäule unter Erdbenenbelastung mit Hilfe numerischer Codes abschätzen lässt. Ein wichtiges Augenmerk sollte auf der realitätsnahen Simulation des Reibungs- und Verschiebungsverhaltens zwischen Schotterpartikeln sowie entlang der Schachtwandung liegen, da diese Prozesse das Setzungsverhalten maßgeblich bestimmen. Des Weiteren sollte die Simulation dynamischer Prozesse und damit einhergehend die mechanischen Schwingungsprozesse der Schotterpartikel mit Hilfe des Berechnungscodes möglich sein. Zum Einsatz kam der partikelbasierte Berechnungscode PFC^{2D}, mit dem die modelltechnische Darstellung granularer Medien möglich ist und die Bewegungsgleichungen einzelner Partikel unter Berücksichtigung der Dynamik stets gelöst werden. Da großskalige Schottersäulen als Element eines Schachtverschlusses simuliert werden sollten, wurden wegen der langen Rechenzeiten zunächst nur 2D Simulationen betrachtet.

Im ersten Schritt wurden dazu repräsentative Partikelproben bestehend aus Schotterpartikeln unterschiedlicher Form und Größe generiert. Um entsprechende Eingangsgrößen für die Modellbildung abzuleiten, wurden fotooptische computergestützte Analysen durchgeführt. Durch die Kombination möglichst weniger kreisrunder Elemente wurde anschließend die Größe und Form (Länge-Breite-Verhältnis) von Schotterpartikeln in Form von sogenannten Clumps im Berechnungscode nachempfunden.

In einem zweiten Schritt wurden Berechnungen zur Kennwertermittlung der in den Stoffgesetzen definierten mechanischen Parameter auf Grundlage von Laborversuchen durchgeführt. Das verwendete linear elastische Stoffgesetz wird über das Elastizitätsmodul E^* eines Kontaktes, sowie einem parallel geschalteten Dämpfungsglied und einem Reibungskoeffizienten gesteuert. Der Reibungskoeffizient konnte durch das Nachrechnen eines im Labor durchgeführten Schüttversuchs hinreichend genau simuliert werden. Aufgrund nicht verfügbarer Kalibrierungsgrundlagen wurden die Steifigkeiten mit Hilfe von Literaturdaten nur grob abgeschätzt und durch einfache Kompressionsversuche überprüft. Die größte Unsicherheit betraf die Wahl geeigneter Werte für die Dämpfungsglieder, da entsprechende Werte sich nur schwer abschätzen lassen.

In einem nächsten Schritt wurde mit Hilfe der kalibrierten Modelle die Setzung einer Schottersäule durchgeführt und ein Vergleich zur analytischen Lösung nach Jansen (1895) hergestellt. Um die Erzeugungsphase der Schüttung zu simulieren, wurden Schotterpartikel lose in einem Behälter erzeugt und eine Setzung unter Einwirkung der Schwerkraft initiiert. Eine Anzahl von 50.000 Clumps führt zu einer 46 m hohen und 2 m breiten Schottersäule. Es wurden drei Rechnungen mit den Wandreibungskoeffizienten von 0,1, 0,25 sowie 0,5 durchgeführt. Jeder einzelne Versuch umfasst drei Vergleichsrechnungen mit zufällig variierender Partikelanordnung. Die Spannungsverhältnisse und die Porosität wurden innerhalb der Schottersäule in Messquerschnitten numerisch bestimmt und mit der Janssen-Gleichung verglichen. Es zeigt sich, dass die Partikelanordnung nur einen geringen Einfluss hat und daher nur von einer geringen statistischen Schwankung ausgegangen werden kann. Des Weiteren zeigt sich, dass die für den Siloeffekt verantwortlichen Prozesse realitätsnah abgebildet werden können. Der charakteristische Spannungsverlauf über die Tiefe gleicht den analytischen Ergebnissen nach (Jansen, 1895). Allerdings sind die numerisch berechneten Spannungen höher als die analytisch bestimmten Werte, was mit der zweidimensionalen Modellierung und der Reduzierung auf einen zweidimensionalen Verzerrungszustand erklärt werden kann. Darüber hinaus zeigt sich, dass die numerisch berechneten Porositätswerte mit 24% gegenüber Schotterporositätswerten von 38% deutlich geringer sind und eine weiterführende Anpassung der Clumpformen nötig macht. Der Siloeffekt hängt maßgeblich von der Schüttgutdicke des Materials ab. Die Schüttdichte des Modells wurde in Abhängigkeit des Porenraumes durch eine Anpassung der Dichte der numerischen Partikel eingestellt. Des Weiteren zeigen die Ergebnisse, dass die gewählten Dämpfungsglieder der Kontakte einen Einfluss auf die Spannungsverhältnisse in der Schottersäule haben und zu Spannungskonzentrationen führen. Der Einfluss der Dämpfungsparameter sollte daher in weiterführenden Untersuchungen eingehender untersucht werden, da die Dämpfung insbesondere bei dynamischen Modellierungen eine wesentliche Rolle spielt.

In einem letzten Schritt wurden dynamische Simulationen unter Verwendung einer realistischen Erbebenbelastung an der generierten Schottersäule durchgeführt. Es wurden vereinfachte Randbedingungen angenommen. An der Basis der Schottersäule wird die Bewegung des dort anstehenden Festgesteins angenommen, indem die unterste Lage von Clumppartikeln mit einem charakteristischen Geschwindigkeits-Zeit-Profil beaufschlagt wurde. Das dabei in Betracht gezogene Erdbeben stammt aus (Neubert, 2014) und wurde anhand seismologischer Kenndaten und aus aufgezeichneten Erdbebenverläufen der Region Norddeutschland erzeugt. Eine Amplifikation der Partikelgeschwindigkeit beim Übergang der Welle in eine

Schotterschicht mit geringerer Impedanz wurde nicht berücksichtigt. Die Oberfläche der Schottersäule wurde als freie Oberfläche und die Seitenwände der Schottersäule als starre Wände simuliert. Des Weiteren wurde aufgrund der beschriebenen Problematik im Zusammenhang mit den Dämpfungswerten in PFC ein Wert von 0,5 für die Dämpfungsglieder angenommen, so dass keine „artefaktartigen“ Spannungskonzentrationen im oberen Säulenbereich auftreten. Für drei Messpunkte innerhalb der Schottersäule wurde das Systemverhalten charakterisiert und auf Plausibilität hin überprüft. Mit zunehmender Entfernung von der Basis in Richtung Säulenoberkante werden die Wellenamplituden des Erdbebens aufgrund von Verschiebungs- und Dämpfungsprozessen fortlaufend abgeschwächt. Nach Beendigung der dynamischen Anregung an der Basis nehmen die Bewegungen innerhalb der Schottersäule deutlich ab und das System nähert sich asymptotisch der Ruhelage. Allerdings ist die Abnahme der Bewegungen nicht über die Höhe der Schottersäule gleichverteilt. Während der untere Teil der Schottersäule nach einer gewissen Zeit schon zur Ruhe gekommen ist, sind im oberen Bereich der Schottersäule noch deutliche Partikelverschiebungen zu messen. Die Partikelbewegungen im oberen Säulenbereich stellen wahrscheinlich Sackungsprozesse dar, die sich durch eine Neuordnung der Partikel in den darunterliegenden Bereichen ergeben. Nach 30 s Beobachtungszeit liegt an der Oberkante der Schottersäule eine Setzung von ca. 16 cm vor. Allerdings sind die Setzungen zu diesem Zeitpunkt noch nicht abgeschlossen. Des Weiteren zeigen die Ergebnisse, dass der Einfluss des Erdbebens auf den Siloeffekt vernachlässigt werden kann.

Abschließend kann festgestellt werden, dass sich der Modellierungsansatz für die Simulation granularer Medien unter Erdbebenbelastung eignet. Im Rahmen der Setzungsberechnungen wurden die wesentlichen physikalischen Prozesse und die Ausbildung eines Siloeffektes realitätsnah abgebildet. Mit Hilfe dynamischer Berechnungen konnte das Systemverhalten der Schottersäule unter einem dynamischen Lastfall simuliert werden. Allerdings wurde das Systemverhalten nur auf Plausibilität hin überprüft und eine belastbare Validierung der Ergebnisse mit Hilfe von z.B. Laborversuchen fehlt bisher gänzlich. Des Weiteren fehlen systematische Untersuchungen zum Einfluss verschiedener Rahmenbedingungen auf das Ergebnis, wie z.B. dynamische Randbedingungen, Dämpfung, 2D/3D-Effekte oder Wahl des Erdbebens bzw. der Anregungsfunktion. Erst dann können bisherige Abschätzungen zum Einfluss eines Erdbebens auf die Schottersäule verifiziert und neue technische Konzepte auf ihre Eignung mit Hilfe des beschriebenen Ansatzes untersucht werden.

3 Setzungsverhalten einer Schottersäule unter Erbebenbelastung (3D-Modell)

Ziel der Untersuchungen ist zu überprüfen, inwieweit sich die Setzung einer Schottersäule unter Erdbebenbelastung mit Hilfe numerischer Codes abschätzen lassen. Zum Einsatz kam der partikelbasierte Berechnungscode PFC, mit dem die modelltechnische Darstellung granularer Medien möglich ist und die Bewegungsgleichungen einzelner Partikel unter Berücksichtigung der Dynamik stets gelöst werden. Da die der Betrachtung einer großskaligen Schottersäule eine erhebliche Anzahl an Partikeln verlangt, wurden zunächst 2D Simulationen betrachtet, um praktikable Rechenzeiten zu erhalten. Allerdings zeigte sich, dass die Reduzierung auf ein zweidimensionales Modell mit Nachteilen behaftet ist. Zwar konnten die für den Siloeffekt verantwortlichen Prozesse realitätsnah abgebildet werden, allerdings ergeben sich Unterschiede im Hinblick auf die analytische Lösung. Insbesondere der charakteristische Spannungsverlauf über die Tiefe der Schottersäule zeigt zu hohe Werte, die sich mit der zweidimensionalen Modellierung und der Reduzierung auf einen zweidimensionalen Verzerrungszustand erklären lassen. Die in Herold et al. (2016) bereits durchgeführten Arbeiten sollen daher um dreidimensionale Rechenmodelle ergänzt werden. Die Verwendung dreidimensionaler Modelle verlangt allerdings nach Modellierungsstrategien, die eine Reduzierung der im Modell verwendeten Partikel ermöglichen.

In Abschnitt 3.1 werden im Hinblick auf den aktuellen Stand der Wissenschaft und Technik mögliche Strategien zur Reduzierung der Partikelanzahl vorgestellt und auf ihre Eignung hin untersucht. Eine Validierung geschieht durch das Nachrechnen von Laborversuchen mit dem Ziel, das physikalische Verhalten hinreichend genau abzubilden. Eine weitere Validierung der Modelle erfolgte auf Grundlage von Vorversuchen aus dem Forschungsprojekt „Schachtverschluss Salzdetfurth“ (Abschnitt 3.2). Die Modellierungen schließen mit der Quantifizierung der Setzung einer Schottersäule unter Erdbebenbelastung ab (Abschnitt 3.3).

3.1 Modellierungsstrategien zur Reduzierung der Partikelanzahl

Ziel ist die Simulation einer großräumigen Schottersäule mit Schotterpartikeln realistischer Größenordnung und Kornform. Damit verbunden ist allerdings eine große Anzahl an Partikeln, die mit dem verwendeten Rechencode und aktueller Rechnerkapazitäten keine praxistauglichen Rechenzeiten zulassen. Die Anzahl der verwendeten Partikel ist daher zu limitieren. Gleichzeitig darf allerdings das mechanische Verhalten nicht beeinflusst werden.

Die Modellierungsstrategien zur Reduzierung der im Rechenmodell verwendeten Partikel unter Beibehaltung realistischer Modelldimensionen beschränkt sich auf eine Vereinfachung der Partikel- bzw. Clumpform (Abschnitt 3.1.1), auf der Ausnutzung von Symmetrieeffekten bei Betrachtung einer zylindrischen Form (Abschnitt 3.1.2) sowie auf eine Hochskalierung der Korngrößen durch einen definierten Faktor (Abschnitt 3.1.3).

3.1.1 Optimierung der Partikelform

Im Rahmen der bisherigen Untersuchungen wurden vereinfachte Partikelformen verwendet, die auf einen Ansatz von Stahl (2011) beruhen. Dabei wird die Kornform über die sogenannte Clump-Logik realisiert, indem die zu simulierenden Schotterpartikel durch unterschiedlich große und überlappende Kugeln nachgebildet werden. Es wurden fünf verschiedene Kornformen entwickelt, die aus mindestens zwei bis maximal sechs Partikeln bestehen (Herold et al. 2016). Während die bisher erstellten Kornformen bei zweidimensionalen Rechenmodellen handhabbare Partikelanzahlen ergeben, ist die Anzahl der einen Clump aufbauenden Partikel bei dreidimensionalen Modellen hinsichtlich der Rechenzeiten als kritisch zu sehen. Weitere Forschungsergebnisse zeigen, dass das mechanische Verhalten von Schotterpartikeln über eine Kornform auch mit deutlich weniger Partikeln abgebildet werden kann. Nguyen (2016) konnte zeigen, dass mit einem aus zwei gleichgroßen Kugeln aufbauenden Clump die bautechnischen und mechanischen Eigenschaften von Schotter nachgestellt werden kann. Eine weitere Reduzierung der Partikelform auf ideale Kugeln ist nur mit Hilfe von geeigneten Stoffmodellen möglich, da aufgrund der kreisrunden Form die Gleitreibung bzw. Rollreibung zwischen Partikeln gegenüber nicht sphärischen Partikeln (Clumps) geringer ist. Entsprechende Stoffmodelle stehen mit der Programmversion 5 in PFC3D zur Verfügung. Allerdings erfordern die entsprechenden Stoffmodelle die Kalibrierung weiterer spezifischer Modellparameter, weshalb im Rahmen dieser Untersuchungen (AP5) darauf verzichtet wurde. Die in dieser Arbeit verwendete Kornform basiert auf der in Nguyen (2016) verwendeten "Dyad-4" Form, bestehend aus zwei gleichgroßen Kugeln, die sich leicht berühren und somit einen Clump aufbauen (Abbildung 3-1).

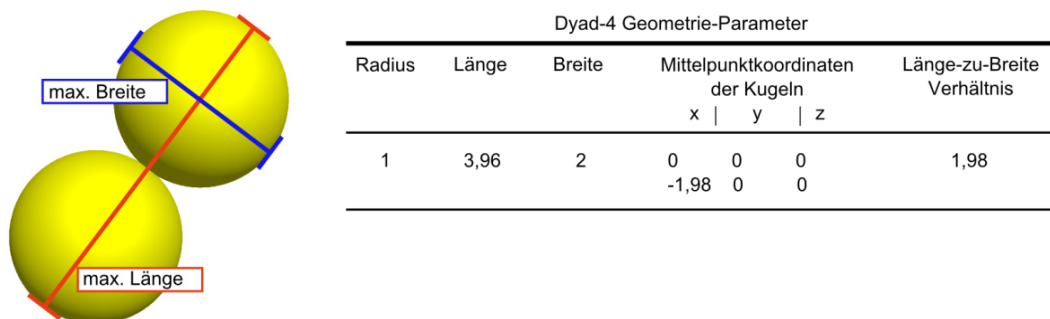


Abbildung 3-1: Geometrieparameter eines Clumps mit einem Einheitsradius von 1.

Da das Länge-zu-Breite Verhältnis im Gegensatz zur bisher verwendeten Kornform festgesetzt ist, muss nur die Korngrößenverteilung umgesetzt werden. Als maximale Breite wurde der Durchmesser einer der den Clump aufbauenden Kugeln definiert. Grundlage bietet die bereits durchgeführte CPA Analyse an Gleisschotter der Körnung 32/63 (Herold et al. 2016). Demnach ergeben sich aus dem Labor Korngrößen (maximale Kornbreite) zwischen 0,01 m und 0,1 m (Abbildung 3-2). Um die Zeitschrittweite bzw. die Rechendauer zu optimieren, wurde die Erzeugung kleinster Partikel im Rahmen der Modellierungen auf eine minimale Breite von 0,02 m begrenzt. Da die Begrenzung auf eine bestimmte Korngröße auch eine Stauchung der Korngrößenverteilung bedingt, wurde deren Einfluss auf relevante bautechnische Eigenschaften, insbesondere der Porosität, untersucht. Demnach steigt die Porosität nur geringfügig, so

dass im Rahmen der weiteren Modellierungen mit der Korngrößenbegrenzung gerechnet wurde.

Die Generierung der Clump-Partikel erfolgt über die in Stahl (2011) beschriebene Methodik, bei der die in PFC standardmäßig mit einem Einheitsvolumen erzeugten Clumps auf eine entsprechende Größe skaliert werden.

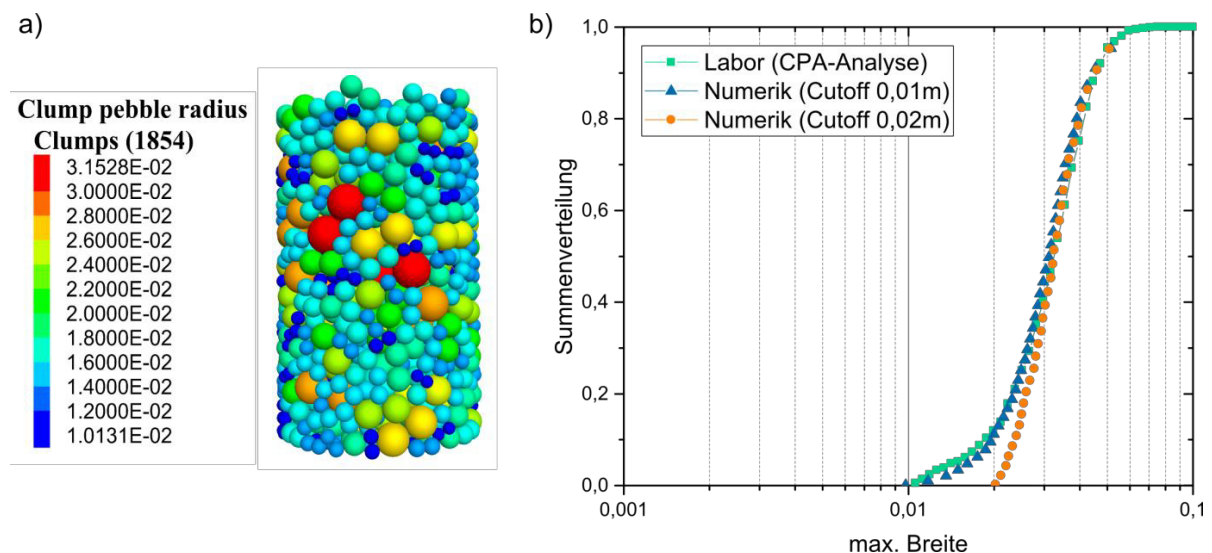


Abbildung 3-2: Generierte Partikelprobe mit einer Korngrößenbegrenzung auf 0,02 m und Korngrößenverteilung aus dem Labor und der Numerik.

Im Rahmen der 3D-Modellierungen wird analog zu den bereits durchgeführten 2D-Modellierungen ein lineares Kontaktmodell verwendet, über das das makroskopische Verformungsverhalten und ein Reibungsgleiten simuliert wird. Das Kontaktgesetz erlaubt ein linear elastisches Verhalten, das über Federsteifigkeiten realisiert wird. Ein Gleiten zwischen den Partikeln wird über eine Coulomb-Begrenzung für die Scherkraft erzielt. Als wesentliche Parameter des Stoffmodells sind der Elastizitätsmodul eines Kontaktes E und der Reibungskoeffizient q zu nennen. Die Kalibrierung beider Parameter ist im Folgenden beschrieben. Als Startkennwerte dienen die in Nguyen (2016) für den beschriebenen Clump "Dyad-4" gelisteten Werte zur Modellierung von Gleisschotter (Tabelle 3-1).

Tabelle 3-1: Startkennwerte der Stoffmodellparameter

Parameter	Kennwert
Dichte Partikel, roh [kg/m ³]	3000
Reibungskoeffizient Partikel μ	0,75
Reibungskoeffizient Wand μ_w	0,75
Kontakt E-Modul, E [Pa]	1,5E08
Kontakt Steifigkeitsverhältnis k_n/k_s	30
Normalsteifigkeit Wand, k_n [N/m]	1,0E08
Schersteifigkeit Wand, k_s [N/m]	1,0E08
viskose Kontaktdämpfung, Normalenrichtung	0,1
viskose Kontaktdämpfung, Scherrichtung	0,0

Die Kalibrierung des Reibungskoeffizienten erfolgte über den in Abschnitt 2 vorgestellten Schüttversuch im Labormaßstab. Dabei wurde ein PVC-Rohr mit einem Durchmesser von 0,4 m und einer Länge von 2 m mit Schotter befüllt und mit konstanter Hubgeschwindigkeit nach oben gezogen. Mit Hilfe einer digitalen Bildauswertung wurde sowohl eine gemittelte Außenkontur (aus unterschiedlichen Blickwinkeln) des sich einstellenden Schüttkegels bestimmt als auch die sich daraus abgeleitete Neigung ermittelt. Für die Kalibrierung der Modellierungen wurde ein Schüttversuchsmodell in gleicher Weise aufgebaut. Abbildung 3-3 zeigt die gemittelten Außenkonturlinien der simulierten Schüttkegel für verschiedene Reibungskoeffizienten. Mit einem Reibungskoeffizienten von μ gleich 0,8 konnte eine gute Übereinstimmung zu den Laborversuchen gefunden werden (Abbildung 3-4).

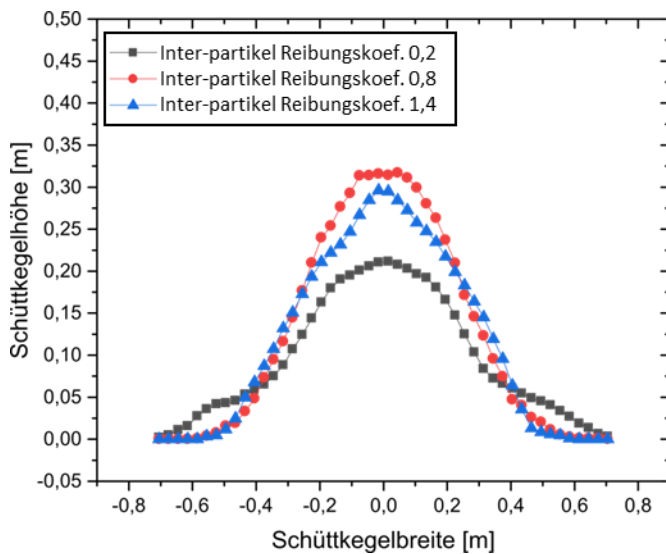


Abbildung 3-3: Berechnete Außenkonturlinie für unterschiedliche inter-partikel Reibungskoeffizienten.

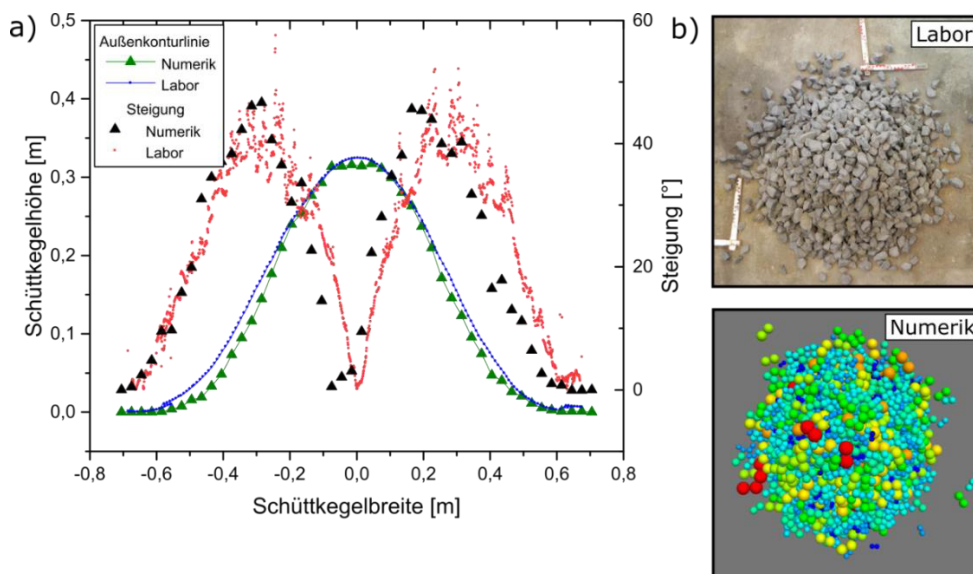


Abbildung 3-4: a) Im Labor bestimmte und numerisch berechnete Außenkonturlinie des Schüttkegels (grün und blau) bei seitlichem Blick und die entsprechende Steigung der beiden Kegelflanken (rot und schwarz), b) Aufsicht auf Schüttkegel in Labor und Numerik

3.1.2 Ausnutzung von Symmetrieeffekten

Ein Schacht kann als ein axialsymmetrischer Kreiszylinder beschrieben werden. Obwohl die Belastungen durch das Eigengewicht aufgrund der diskreten Partikelverteilungen lokal schwanken können, kann angenommen werden, dass der Spannungszustand über den Siloquerschnitt an der Symmetrieachse gespiegelt werden kann. Durch die Ausnutzung von Symmetrie-Eigenschaften und der Betrachtung eines Zylindersegments ("Tortenstück") kann das Modell in Bezug auf die Partikelanzahl erheblich vereinfacht werden. Um den Einfluss bei der Ausnutzung der Symmetrieeigenschaften auf das mechanische Verhalten zu untersuchen, wurde ein Viertel eines Schachtes mit einem vollständig gefüllten Schacht verglichen. Um realistische Größenordnungen zu erwirken, wurde ein 50 m langer Schacht mit einem Durchmesser von 5 m erstellt. Um die Rechenzeiten zu verkürzen, wurde der Schacht in Anlehnung an die Korngrößenverteilung aus Abschnitt 3.1.1 mit einem Skalierungsfaktor von 6 befüllt. Um eine Befüllung des Schachtes zu simulieren, wurde eine lose, zufällige orientierte Partikelmenge etwa 1 m über der aktuellen Füllhöhe generiert und unter Einwirkung der Schwerkraft fallen gelassen. Diese Prozedur wird solange durchgeführt, bis die gewünscht Füllhöhe im Schacht erreicht ist.

Um eine Setzung aufgrund der Schwerkraft zu ermöglichen, ist die lokale Dämpfung in PFC3D auf einen Wert von 0 zu setzen. Für die viskosen Dämpfungsglieder, welche parallel zu den Federn in Normal- und Scherrichtung geschaltet sind, wurde ein Wert von 0,1 gesetzt. Für Vergleichszwecke wurden die Horizontal- und Vertikalspannungen über die Höhe ausgewertet. Die Auswertung der beiden Spannungen kann in PFC3D über die an die Wandelemente übertragenden Kräfte oder über Messkugeln erfolgen (Abbildung 3-5). Horizontalspannungen über die Höhe wurden an den Mantelflächen von fiktiven Zylinderscheiben mit der Höhe 1 m bestimmt. Die Auswertung der Vertikalspannungen erfolgt für verschiedene Schütthöhen über die Wandkräfte des Bodenquerschnitts. Parallel dazu wurden die Spannungen über fiktive Messkugeln mit einem Durchmesser von 5 m, verteilt über die gesamte Füllhöhe bestimmt.

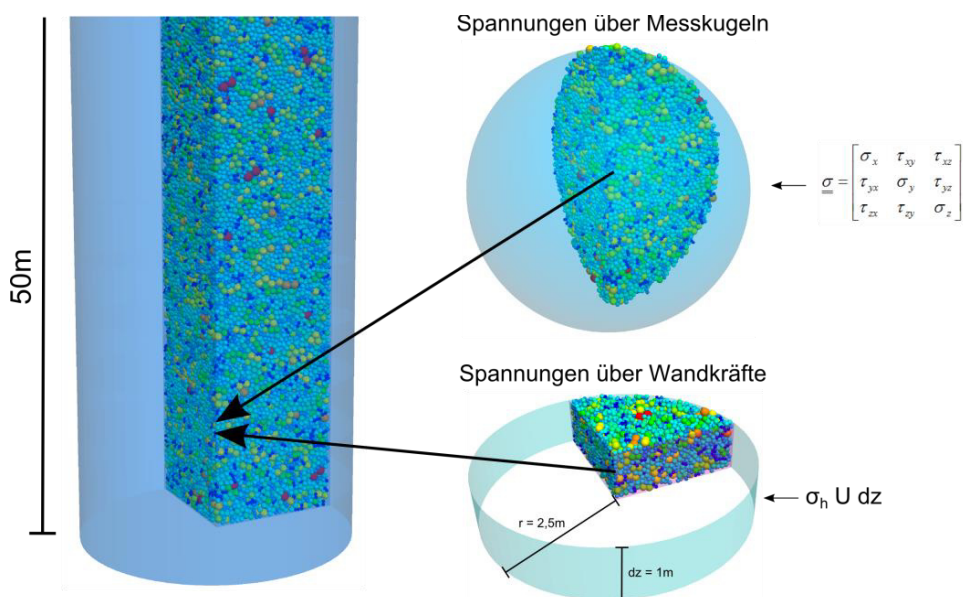


Abbildung 3-5: Berechnung der Spannungen über Messkugeln und über Wandkräfte am Beispiel

eines Modells unter Ausnutzung der Symmetrieeffekte

Bei Betrachtung des vollständig gefüllten Schachtes zeigt sich, dass zwischen beiden Auswertemethoden verfahrensbedingt leicht unterschiedliche Spannungswerte gemessen werden (Abbildung 3-6). So werden z.B. die Vertikalspannungen in den Messkugeln im Gegensatz zu den übertragenen Wandkräften am Boden über einen größeren Bereich gemittelt. Dadurch werden lokale Spannungsschwankungen, die sich aufgrund einer heterogenen Partikelverteilung bzw. Reibungs- und Verschiebungsprozessen ergeben, stärker erfasst, was zu leicht unterschiedlichen Spannungswerten führt. Nichtsdestotrotz kann die Auswertung über Messkugeln als schnelle und robuste Alternative zu der Auswertung über die Wandkräfte genutzt werden. Des Weiteren zeigt sich, dass bei Ausnutzung von Symmetrieeffekten und Betrachtung eines Viertelkreises ("Tortenstück") der Spannungszustand in einem Schacht adäquat nachgebildet werden kann. Die Ausnutzung von Symmetrieeffekten stellt daher eine geeignete Methode dar, um die Partikelanzahl und die damit verbundene Rechenzeit zu verringern.

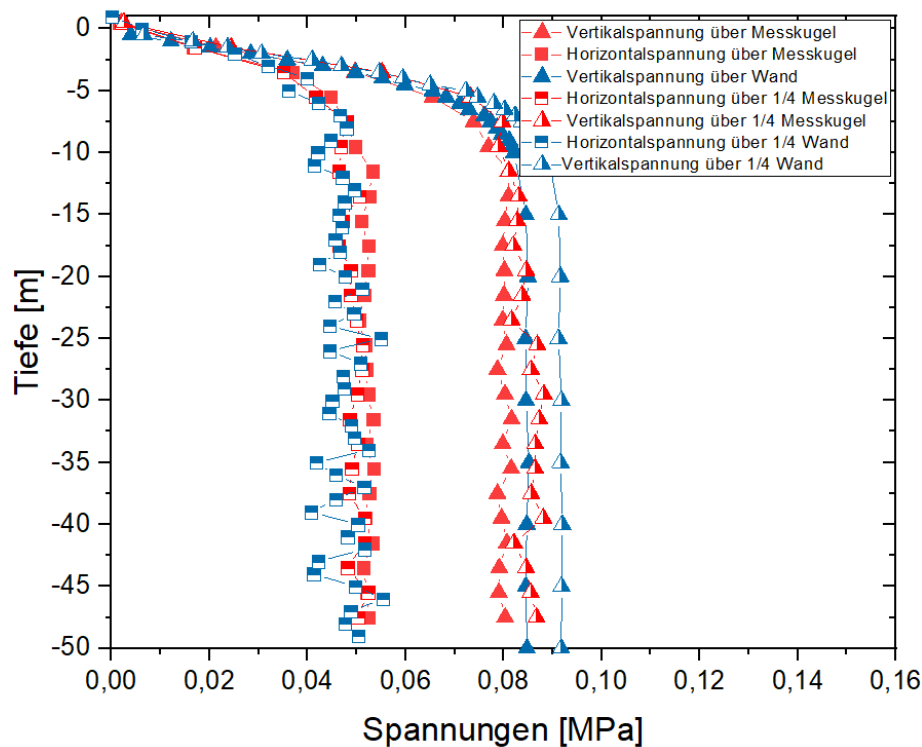


Abbildung 3-6: Vergleich des Spannungszustands in einem vollständig gefüllten Schacht unter Ausnutzung von Symmetrieeffekten. Die Spannungen wurden zum Vergleich über Messkugeln und über die Wandkräfte ermittelt.

3.1.3 Anwendung einer Korngrößenskalierung

Im vorherigen Abschnitt wurden die Berechnungen zur Ermittlung der Spannungsverhältnisse in einem Schacht unter Anwendung einer Korngrößenskalierung durchgeführt. Durch die Vergrößerung der Partikel kann die Partikelanzahl in einem Modell deutlich verringert werden und ein probates Mittel zur Verringerung der Rechenzeiten darstellen. Allerdings konnte Nguyen (2016) zeigen, dass eine entsprechende Skalierung einen wesentlichen Einfluss auf die simulierten Spannungsverhältnisse im Schacht hat. Es wurden daher Vergleichsrechnungen mit

unterschiedlichen Skalierungsfaktoren durchgeführt. Ziel der Berechnung ist die Ermittlung der Spannungsverhältnisse in einem Schacht bei unterschiedlichen Skalierungsfaktoren und im Vergleich mit der analytischen Lösung. Abbildung 3-7 zeigt die skalierten Partikelverteilungen im Vergleich zur ursprünglichen Korngrößenverteilung.

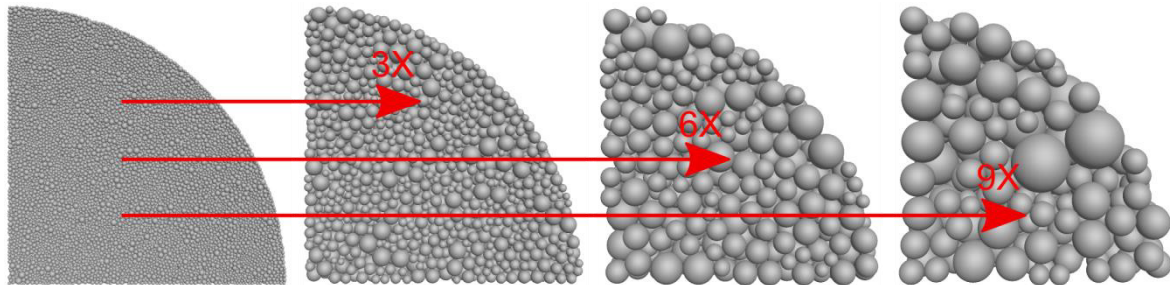


Abbildung 3-7: Skalierte Partikelverteilungen im Vergleich zur tatsächlichen Korngrößenverteilung (links)

Insgesamt zeigt sich, dass bei allen Berechnungsfällen ein Siloeffekt auftritt (Abbildung 3-8). Die Spannungsverhältnisse steigen im simulierten Schacht an und erreichen ab einer bestimmten Tiefe einen konstanten Wert. Allerdings zeigt sich, dass eine Größenskalierung der Partikel einen Einfluss auf den gemessenen Spannungszustand im Schacht hat. Je größer die Skalierung, desto größer sind die berechneten Horizontal- und Vertikalspannungen.

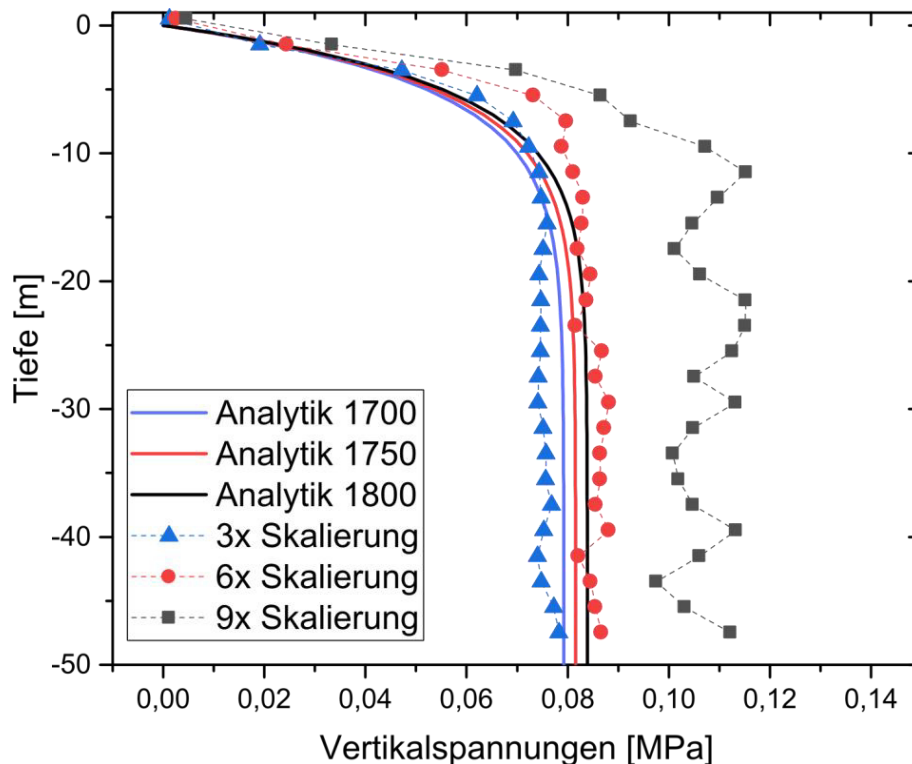


Abbildung 3-8: Numerische berechnete Vertikalspannungen für verschiedene Skalierungsfaktoren im Vergleich zur analytischen Lösung.

Des Weiteren ist zu erkennen, dass mit der Vergrößerung der Partikel eine größere Schwankungsbreite in den Spannungen einhergeht. Für eine Validierung der Ergebnisse wurden analytische Lösungen mit drei unterschiedlichen Schüttdichten betrachtet. Die unterschiedlichen Schüttdichten spiegeln die mit der Skalierung einhergehende Veränderung der Porosität und damit Veränderung der Schüttgutdichte wider. Demnach ist die mit der Vergrößerung der Partikel beobachtete Spannungszunahme nicht mit einer Zunahme der Schüttgutdichte zu erklären. Die mit einem Skalierungsfaktor von 9 berechneten Spannungen liegen deutlich über den zu erwartenden Spannungen. Mit einem Skalierungsfaktor von 3 und 6 kann die vertikale Auflast im unteren Bereich der Schottersäule adäquat abgebildet werden. Allerdings tritt in den numerischen Berechnungen das hydrostatische Verhalten bei geringeren Tiefen (bis 10m) stärker in den Vordergrund, weshalb im oberen Bereich der Schottersäule im Vergleich zur analytischen Lösung größere Vertikalspannungen gemessen wurden. Dieser Effekt tritt bei größeren Skalierungsfaktoren verstärkt auf.

Bei Betrachtung der Horizontalspannungen zeigt sich, dass auch hier größere Partikelskalierungen zu größeren Spannungen führen (Abbildung 3-9). Im Gegensatz zu den Vertikalspannungen erreichen die Horizontalspannungen allerdings nicht den Bereich der analytischen Lösung und liegen deutlich darüber.

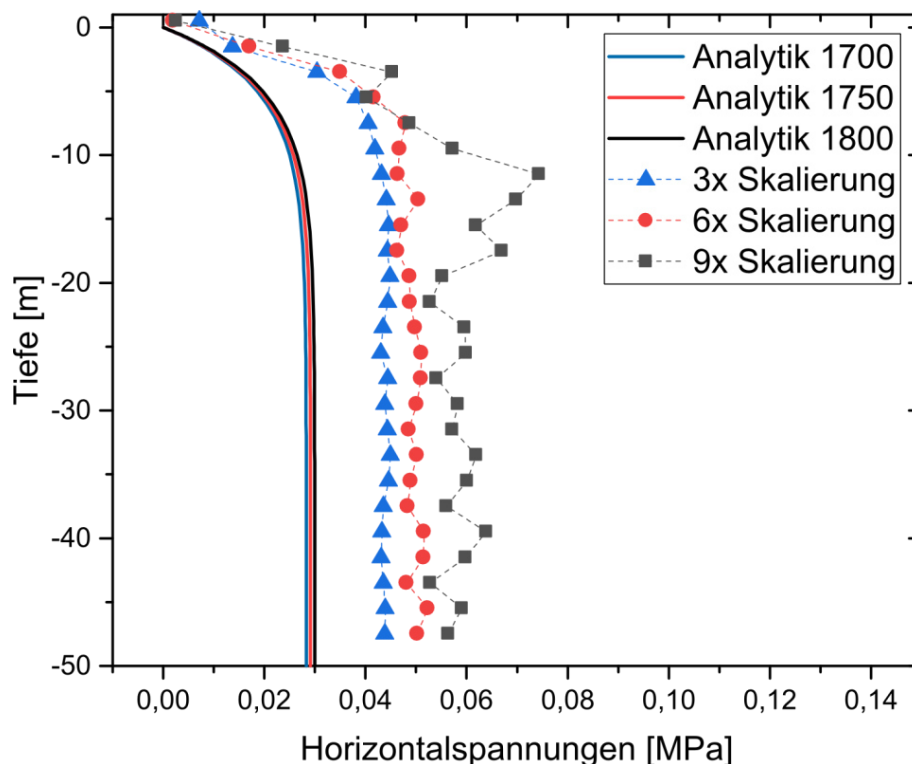


Abbildung 3-9: Numerisch berechnete Horizontalspannungen für verschiedene Skalierungsfaktoren im Vergleich zur analytischen Lösung.

Zur Bestimmung der Analytik wurde die von Kezdi (1962) vorgeschlagene Beziehung zur Berechnung verwendet, was zu einem Horizontallastverhältnis von 0,36 führt. Im Rahmen der

Modellierungen wurde für alle Partikelskalierungen unter Anwendung der in Tabelle 3-1 aufgeführten Startkennwerte ein deutlich größeres Horizontallastverhältnis (Mittelwert: 0,59) bestimmt. Die Beziehung Kontaktnormalsteifigkeit (k_n) zur Kontaktschersteifigkeit (k_s) wurde hier mit einem Verhältnis von 30 angesetzt. Beide Parameter steuern allerdings direkt das Verhältnis zwischen lateraler und axialer Dehnung (Querdehnung) und somit die auf die Außenwand übertragenen Spannungen (Horizontalspannungen). Es wurden daher Vergleichsrechnungen mit kleineren k_n/k_s -Verhältnissen durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass sich das Horizontallastverhältnis bei Verringerung der k_n/k_s -Verhältnisses in Richtung der analytischen Lösung bewegt (Abbildung 3-10). Mit einem k_n/k_s -Verhältnis von 1 konnte ein Horizontallastverhältnis von etwa 0,4 bestimmt werden. Die Vertikalspannungen werden bei einer Änderung des k_n/k_s -Verhältnisses nicht verändert.

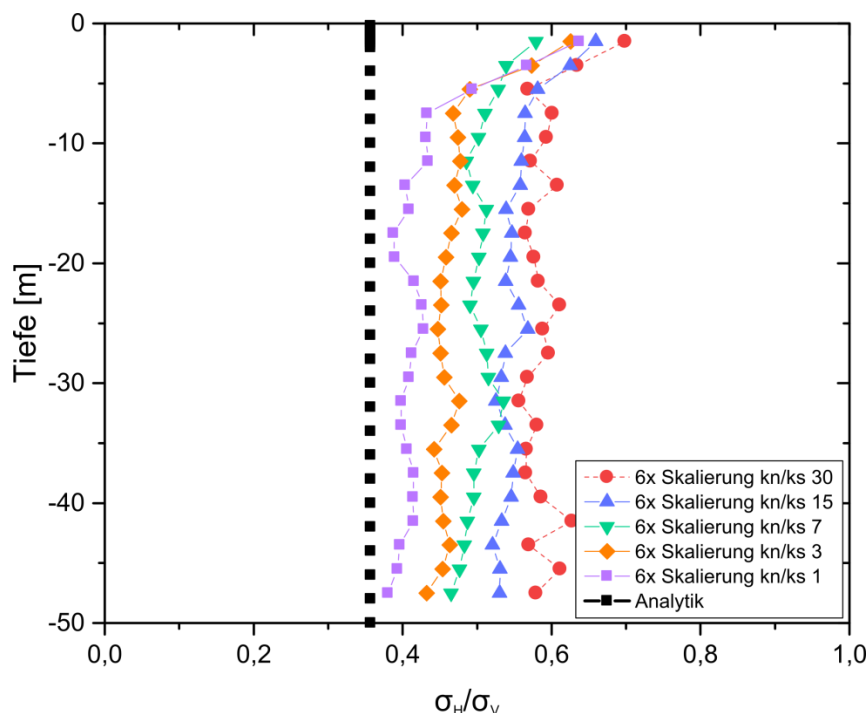


Abbildung 3-10: Numerisch berechnetes Horizontalspannungsverhältnis für verschiedene k_n/k_s -Verhältnisse bei einem Skalierungsfaktor der Partikel von 6 im Vergleich zur analytischen Lösung.

Ein Einfluss des verwendeten Skalierungsfaktors auf das Horizontallastverhältnis wie in Nguyen (2016) beschrieben, konnte im Rahmen der Modellierungen nicht festgestellt werden (Abbildung 3-11).

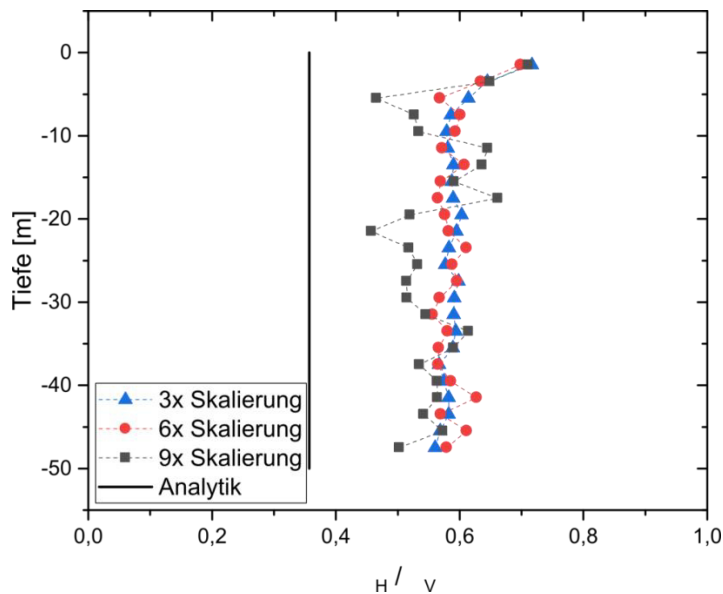


Abbildung 3-11: Numerisch berechnetes Horizontalspannungsverhältnis für verschiedene Skalierungsfaktoren im Vergleich zur analytischen Lösung.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die dreidimensionale Partikel-Modellierung eines mit Schotterpartikeln gefüllten Schachtes bei Berücksichtigung realistischer Modelldimensionen durch die Vereinfachung der Partikelform, der Ausnutzung von Symmetrieeffekten und über eine Größenskalierung der Partikelform durchführbar ist. Während die beiden ersten Modellierungsstrategien nur einen unwesentlichen Einfluss auf das mechanische Verhalten haben, kann die Größenskalierung den Siloeffekt maßgeblich beeinflussen. Insbesondere ein zu groß gewählter Skalierungsfaktor führt zu einer Überhöhung der simulierten Spannungsverhältnisse in der Schottersäule. Die mit einem Skalierungsfaktor von 9 berechneten Spannungen liegen deutlich über den zu erwartenden Spannungen. Hinsichtlich der berechneten Spannungsverhältnisse sind zwischen dem Skalierungsfaktor 3 und 6 nur geringfügige, bei den Rechenzeiten jedoch deutliche Unterschiede festzustellen. Bei einem Skalierungsfaktor von 3 dauert die Schüttung eines 50 m hohen Schachtes (Viertelkreis) etwa 18 Tage; hingegen sind es nur 3 Tage bei einem Skalierungsfaktor von 6 (2x Intel Xeon E5-2687W v4; 24 Kerne). Ein Skalierungsfaktor von 6 kann daher als ein Kompromiss zwischen Rechendauer und Rechengenauigkeit bezeichnet werden (Abbildung 3-12). Da die Vertikal- und Horizontalspannungen gegenüber der analytischen Lösung geringfügig größer sind, ist dieser Betrachtungsfall hinsichtlich der simulierten Spannungen konservativ abdeckend.

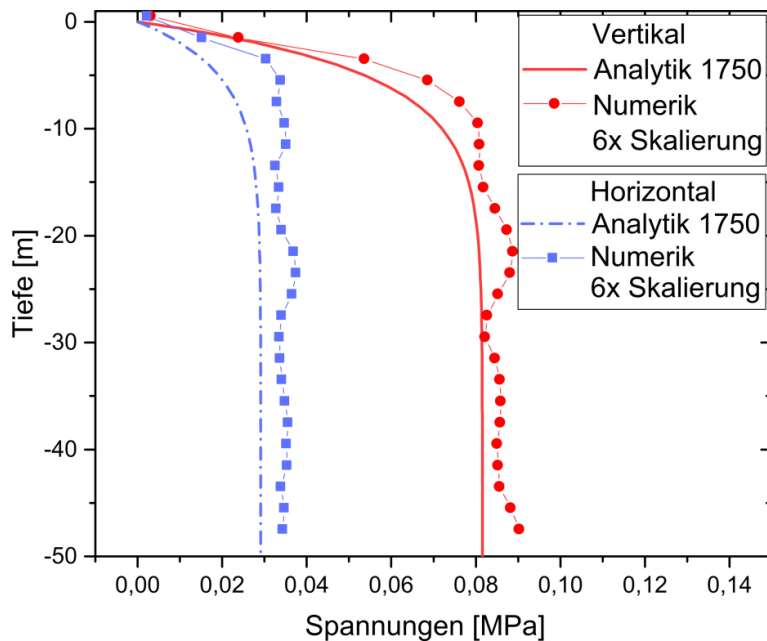


Abbildung 3-12: Numerisch berechnete Vertikal- und Horizontalspannungen bei einem Skalierungsfaktor von 6 im Vergleich zur analytischen Lösung.

3.1.4 Einfluss von Dämpfungswerten auf den Setzungsprozess

Um eine Dämpfung im Modell zu realisieren, sind viskose Dämpfungsglieder parallel zu den Federn in Normal- und Scherrichtung geschaltet. Der Einfluss einer viskosen Dämpfung auf den Siloeffekt wurde in Nguyen (2016) durch 3D-Setzungssimulationen mit unterschiedlichen Dämpfungskonstanten untersucht. Demnach kann nur ein geringer Einfluss festgestellt werden. Im Rahmen der in der ersten Projektphase durchgeführten 2D-Modellierungen zeigten allerdings vergleichbare Untersuchungen zum Einfluss der viskosen Dämpfungsglieder auf den Siloeffekt ungewöhnliche Spannungskonzentration im oberen Säulenbereich. Die bisher durchgeführten Setzungsberechnungen mit einem konstanten Dämpfungskoeffizienten von 0,1 und 0,0 in Normale- bzw. Scherrichtung wurden durch eine Vergleichsrechnung mit erhöhtem Dämpfungskoeffizienten von 0,5 in Normalenrichtung ergänzt (Abbildung 3-13). Analog zu den Ergebnissen in Nguyen (2016) ist nur ein geringer Einfluss auf die Spannungsverteilung innerhalb der Schottersäule erkennbar. Ungewöhnliche Spannungskonzentrationen, wie sie im Rahmen der 2D-Modellierungen zu beobachten waren, sind nicht zu sehen. Die in Nguyen (2016) für den beschriebenen Clump "Dyad-4" gelisteten Werte zur Modellierung von Gleis-schotter (Dämpfungskoeffizienten in Normalen- und Scherrichtung von 0,1 bzw. 0,0) werden daher im weiteren Verlauf für die Setzungsberechnungen verwendet.

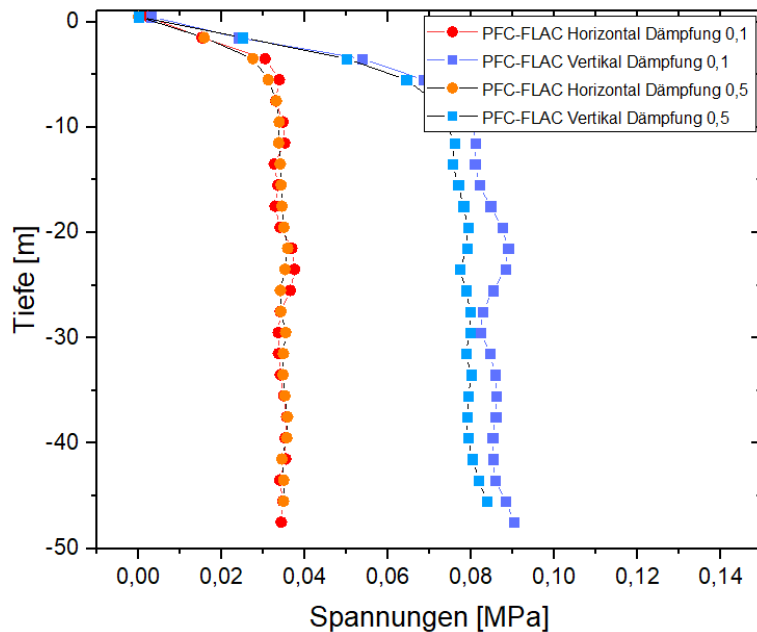


Abbildung 3-13: Numerisch berechnete Vertikal- und Horizontalspannungen mit unterschiedlichen Dämpfungskoeffizienten.

3.2 Nachrechnung der Schottersäule des in situ Versuches Salzdetfurth

Die nachfolgenden Untersuchungen sollen eine Validierung der verwendeten Modelle auf Grundlage von Vorversuchen aus dem Forschungsprojekt „Schachtverschluss Salzdetfurth“ ermöglichen (Breidung 2002). Das Forschungsprojekt diente dem Ziel, durch In-situ-Versuche die Realisierbarkeit und Funktionstüchtigkeit eines langzeitstabilen und flüssigkeitsdichten Schachtverschlusses nachzuweisen, der den Anforderungen der TA Abfall für Untertagedepotien im Salinar entspricht. Insbesondere die im Rahmen des Arbeitspaketes „Untersuchungen zur Schottersäule“ durchgeführten Analysen bilden die Basis für die numerische Modellvalidierung. Ziel der Versuche im Schacht 1 in Salzdetfurth war u.a. das Setzungsverhalten und die Spannungsverteilung einer unter realen Bedingungen eingebrachten Schottersäule zu untersuchen, um den Nachweis der Anwendung der Silotheorie auf eine Schottersäule zu erbringen. 2.100 t Schottermaterial wurden eingebracht, der zu einer 41 m hohen Schottersäule führte.

Die numerischen Berechnungen bilden die räumlichen Verhältnisse im Schacht Salzdetfurth 1 im Bereich der eingebrachten Schottersäule nach. Der Durchmesser des abgebildeten Schachtquerschnittes beträgt 5 m (Durchmesser Schacht Salzdetfurth 5,25 m). Die Höhendifferenz zwischen Schachtbasis und Füllortsohle beträgt 16 m. Der Füllort wurde vereinfacht durch einen rechteckigen Querschnitt mit einer Höhe von 5 m abgebildet, der zum Schacht im Bereich der Firste auf 9 m vergrößert wird. Um numerische Rechenzeiten zu begrenzen, wurde Symmetrieeffekte aufgrund des axialsymmetrischen Schachtes ausgenutzt, indem nur ein Viertel der realen Schachtquerschnittsgeometrie bzw. die Hälfte des Füllortes abgebildet werden (Abbildung 3-14).

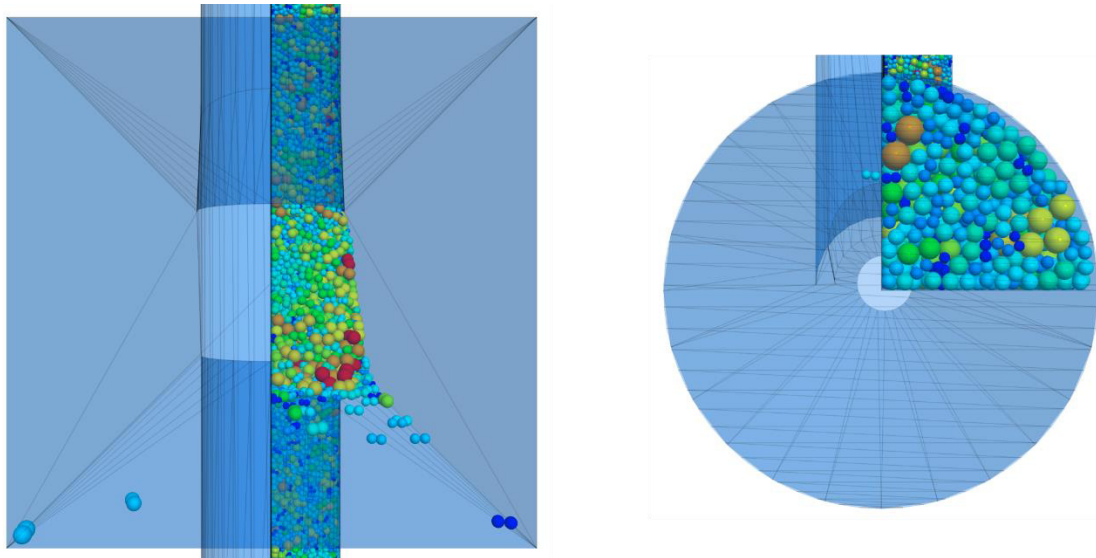


Abbildung 3-14: Numerisches Modell bei Ausnutzung von Symmetrieeffekten mit Blick vom a) Füllort auf den Schacht und b)

Als Kennwerte der Stoffmodellparameter wurden die in Tabelle 3-1 gelisteten Werte verwendet. Das Verhältnis Kontaktnormalsteifigkeit (k_n) zur Kontaktschersteifigkeit (k_s) wurde aufgrund der Berechnungsergebnisse aus Abschnitt 3.1.3 auf 1 gesetzt. Um die Rechenzeiten zu begrenzen, wurde mit einer Korngrößenskalierung von 6 gerechnet. Das Einbringen des Materials erfolgt kontinuierlich durch eine lose, zufällig orientierte Partikelmenge in einem Generierungsbereich 2 bis 5 m über der aktuellen Schütteebe bis zu einer Endhöhe von 50 m.

Die berechneten Vertikalspannungen innerhalb der Schottersäule sind in Abbildung 3-15 dargestellt. Um einen Vergleich zu ermöglichen, sind zusätzlich die Ergebnisse aus den In-Situ-Messungen der Schottersäule im Schacht Salzdetfurth 1 (Messhorizontlagen MH 8, MH 16, MH 27) sowie aus der analytischen Lösung mit aufgeführt (Mühlbauer & Minkely 1999). Die Bestimmung der analytischen Vertikalspannung erfolgt mit der bereits bekannten Gleichung nach (Janssen 1895). Das darin beschriebene Horizontallastverhältnis wird über die von Kezdi (1962) vorgeschlagene Beziehung (vgl. Gleichung 2-5) berechnet, was einem passiven Druckzustand entspricht. Der passive Druckzustand geht von einem nachgiebigen Silomaterial und starren Seitenwänden aus, was nach Pieper & Wenzel (1964) für die Dimensionierung von Großsilos allgemein empfohlen wird. Die Einbaudichte beträgt 1.750 kg/m^3 . Als Reibungswinkel für das Schottermaterial wird ein Wert von 37° verwendet, welcher aus Laborversuchen (vgl. Abschnitt 3.1.1) ermittelt wurde. Analog zur numerischen Berechnung wurde der Wandreibungswinkel in der Analytik gleich dem Schotterreibungswinkel gesetzt (**Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**). Für Vergleichszwecke sind zusätzlich Vertikalspannungen für Wandreibungswinkel 20° und 30° bei einem unveränderten Schotterreibungswinkel von 37° mitaufgeführt.

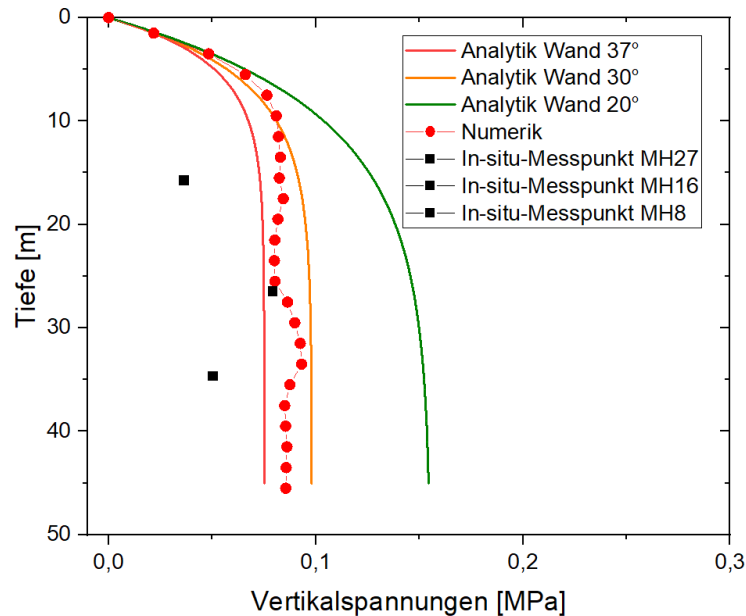


Abbildung 3-15: Berechnete Vertikalspannungen des simulierten Schachtes Salzdetfurth 1 im Vergleich zu analytischen Lösung und In-Situ-Messergebnissen

Die numerischen Berechnungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit der analytischen Lösung für die Vertikalspannungen bei identischem Wand- und Schotterreibungswinkel von 37° . Im Vergleich zu den In-Situ-Messwerten sind die Berechnungsergebnisse jedoch tendenziell erhöht. Mit den In-Situ-Messwerten vergleichbare analytische Ergebnisse lassen sich erzielen, wenn das nach Kezdi (1962) aus dem Reibungswinkel berechnete Horizontallastverhältnis von 0,4 (Reibungswinkel 37°) auf deutlich höhere Werte von 0,5-0,7 (entspricht einem Reibungswinkel von 30° bzw. 18°) angehoben wird (Abbildung 3-16). Auch eine Erhöhung des Wandreibungswinkels auf 50° würde zu vergleichbaren In-Situ-Messwerten führen.

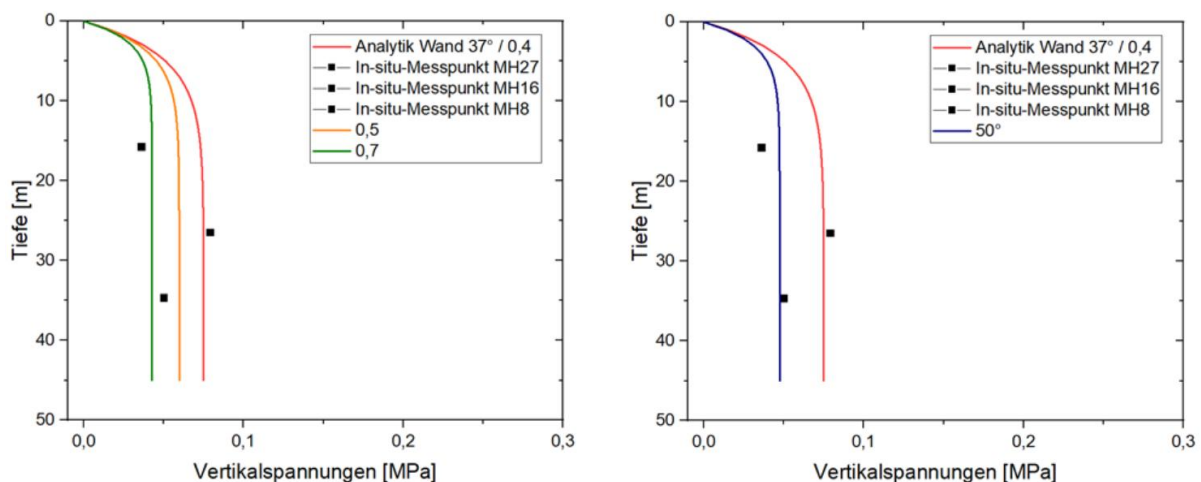


Abbildung 3-16: Analytische Lösung für die Vertikalspannungen für verschiedene a) Horizontallastverhältnisse und b) Wandreibungswerte im Vergleich zu In-Situ-Messergebnissen

3.3 Dynamische Berechnungen

Im Rahmen der vorangegangenen Arbeiten wurde eine dynamische Simulation unter Verwendung einer realistischen Erbebenbelastung an der generierten 2D-Schottersäule mit Hilfe des Programmcodes PFC2D durchgeführt (Herold et al. 2016). Dabei wurden vereinfachte Randbedingungen angenommen, indem die unterste Lage von Clumppartikeln mit einem Geschwindigkeits-Zeit-Profil beaufschlagt wurde und die Seitenwände der Schottersäule als starre Wände simuliert wurden. Die Verwendung geeigneterer, auf die Problemstellung zugeschnittener, dynamischer Randbedingungen ist programmbedingt aufgrund der ausschließlichen Simulation von Partikeln und Begrenzungen in Form von Wänden nur sehr eingeschränkt möglich. Während der Projektlaufzeit wurden die Itasca-Simulationscodes weiterentwickelt und um eine für die AP5-Problemstellung nützliche Funktionalität erweitert, die im Rahmen der nachfolgenden Berechnungen verwendet und getestet wurde. In Abbildung 3-17 ist der Modellaufbau schematisch dargestellt. In den weiteren Abschnitten wird die Simulation der Schottersäule unter Erbebenbelastung beschrieben.

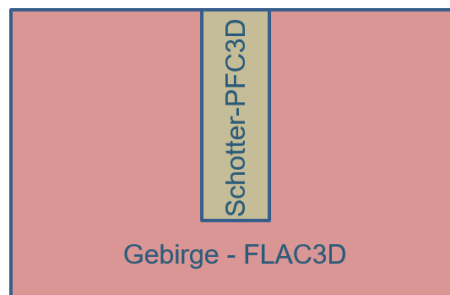


Abbildung 3-17: Konzeptioneller Modellaufbau zur Kopplung zwischen FLAC3D und PFC3D für die Simulation der Erbebenbelastung für eine Schottersäule

Mit den aktuellen Programmversionen ist eine Kopplung zwischen PFC3D 6 und FLAC3D 6 möglich. Die Beschränkung auf Partikel und Wände wird damit aufgehoben und die Simulationen eines Gebirges, das den Schacht und die Schottersäule umgibt, wird ermöglicht. FLAC3D bietet zudem die Verwendung geeigneter dynamischer Randbedingungen wie Free-Field- oder Quiet-Boundaries. Ein entsprechender Modellaufbau wird im folgenden Abschnitt erläutert.

3.3.1 Berechnungsmodell

Das rechteckige FLAC3D-Modell hat eine Ausdehnung von 200 m in Richtung der horizontalen Raumrichtungen und eine vertikale Ausdehnung von 60 m. Da sich die Betrachtung auf den Spannungszustand innerhalb der Schottersäule richtet, ist die Wahl eines realistischen Spannungszustandes für die Problemstellung von untergeordneter Bedeutung. Es wurden daher vereinfachte Randbedingungen gewählt, in dem das Modell in den vier seitlichen Rändern und am unteren Rand durch entsprechende Randbedingungen dadurch beschränkt wurde, dass die Bewegung in Normalenrichtung zu den Flächen unterbunden wird. Der obere Modellrand wurde mit einer Gebirgslast, die einem Teufenbereich von 650 m entspricht, belastet. Für das Gebirge wird vereinfachend ein linear-elastisches Verhalten angenommen. Als mechanische

Kennwerte wurde ein E-Modul von 25 GPa, eine Querdehnzahl von 0,25 sowie eine Gesteinsdichte von 3000 kg/m^3 gewählt. Der Schacht wird nach Berechnung des Grundspannungszustandes abgeteuft. Der Schachtboden liegt in einer Teufe von 700 m und reicht bis zur Modelloberkante. Der Schachtdurchmesser beträgt analog zu den vorausgegangenen Modellberechnungen 5 m. Die resultierenden Hauptspannungen nach Abteufen des Schachtes sind in Abbildung 3-18 zu sehen. Nach Abteufen des Schachtes bildet sich im unmittelbaren Gebirgsbereich um den Schacht eine Absenkung der kleinsten Hauptspannung. Es treten keine Zugspannungen auf, vgl. (Abbildung 3-18).

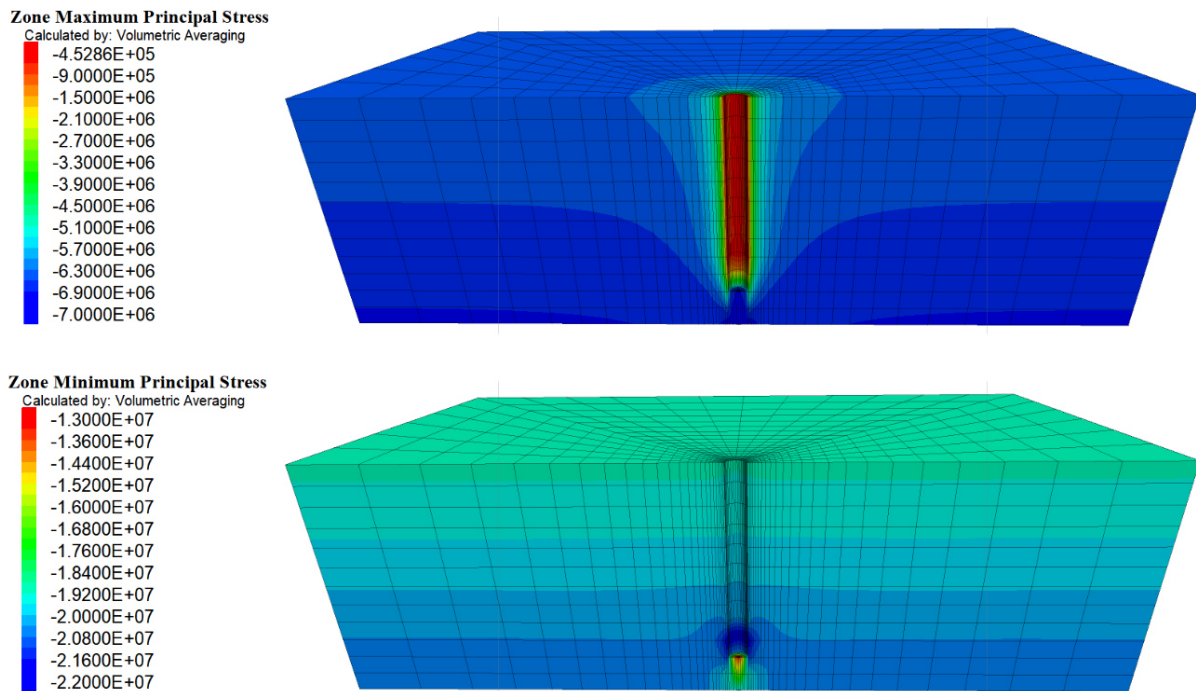


Abbildung 3-18: Kleinste (oben) und größte (unten) Hauptnormalspannung im Modell nach Abteufen des Schachtes

In einem weiteren Schritt muss eine Kopplung zwischen FLAC3D und PFC3D hergestellt werden. Die Grundidee dabei ist, dass PFC3D Wände in Übereinstimmung mit FLAC3D-Zonen erzeugt werden. Wände in PFC3D bestehen aus triangulierten Flächen, bei denen die Eckpunktgeschwindigkeiten und –positionen als Funktion der Zeit angegeben werden können. Die Kopplungslogik arbeitet, indem sie die Kontaktkräfte und –momente an den Wandflächen nimmt und ein äquivalentes Kräftesystem an den Flächengitterpunkten bestimmt. Diese Kräfte werden zusammen mit den Steifigkeitsbeträgen an die FLAC3D-Zonengitterpunkte weitergeleitet. Der Bereich, in der die Kopplungslogik arbeitet, ist im Modell mit Hilfe entsprechender Befehle zu definieren (Abbildung 3-19).

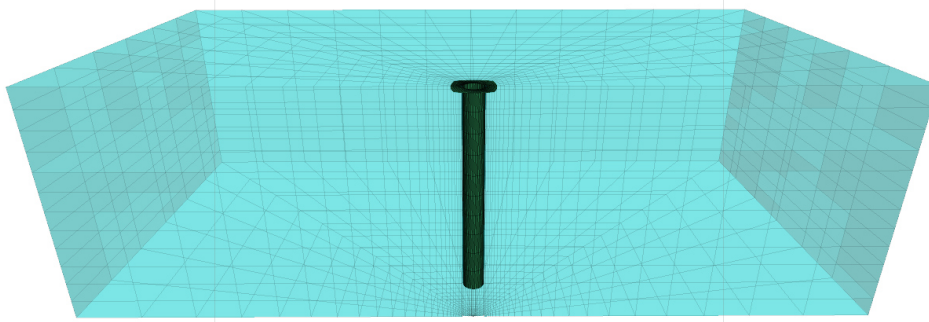


Abbildung 3-19: Darstellung des Modellbereiches, in dem die Kopplungslogik wirkt

Anschließend erfolgt das Einbringen der Schottersäule nach der in Abschnitt 3.1 beschriebenen Methode, d.h. kontinuierlich durch eine lose, zufällig orientierte Partikelmenge oberhalb der aktuellen Schütteebe.

Um eine einfache Plausibilitätsbetrachtung der Kopplungslogik in einem ersten Schritt vorzunehmen, wurden die Vertikalspannungen in den Zonen des FLAC3D-Modell im Bereich des Schachtsumpfes beim Einbringen der Schottersäule untersucht. Das Abteufen des Schachtes führt zu einer Hebung des Schachtsumpfes und damit Verringerung der Vertikalspannungen (Abbildung 3-20). Die Auflast des eingebrachten Materials (Partikel) führt zu einer Erhöhung der Vertikalspannungen in den entsprechenden FLAC3D-Zonen, die eine funktionierende Übertragung von Kräften bzw. Verschiebungen zwischen den beiden Programmcodes belegen.

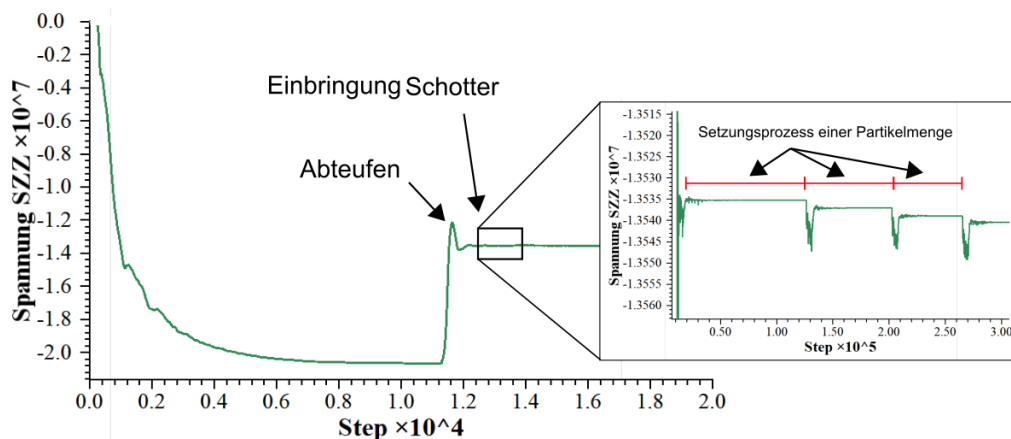


Abbildung 3-20: Auswertung der Vertikalspannungen in FLAC3D-Zonen im Bereich des Schachtsumpfes

Das vollständig gefüllte Schachtmodell und die berechneten Horizontal- und Vertikalspannungen innerhalb der Schottersäule sind in Abbildung 3-21 und Abbildung 3-22 dargestellt. Zum Vergleich wurden zusätzlich die Ergebnisse aus den reinen PFC3D-Modellierungen (vgl. Abbildung 3-12) mit aufgeführt. Die numerischen Ergebnisse zeigen, dass die Kopplungslogik keinen Einfluss auf die für den Siloeffekt verantwortlichen Prozesse hat und die Ergebnisse aus Abschnitt 3.1.3 reproduziert werden können. Da die Erstellung der in Abbildung 3-22 dargestellten beiden Schottersäulen auf einer zufälligen Generation von Partikeln beruht, ergeben

sich unterschiedliche räumliche Partikelanordnungen. Die daraus resultierenden Heterogenitäten führen zu geringen Spannungsunterschieden die jedoch mit maximal 0,01 MPa marginal ausfallen. Die Auswertung erfolgte über die bereits in Abschnitt 3.1.2 beschriebenen Messkugeln.

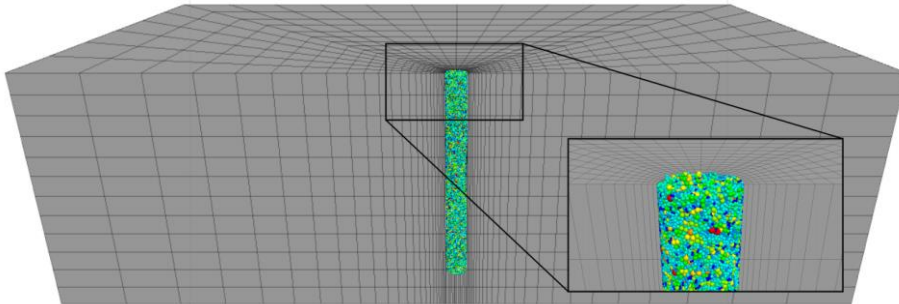


Abbildung 3-21: Darstellung des vollständig gefüllten Schachtmodells (vordere Hälfte des FLAC3D-Modells nicht dargestellt).

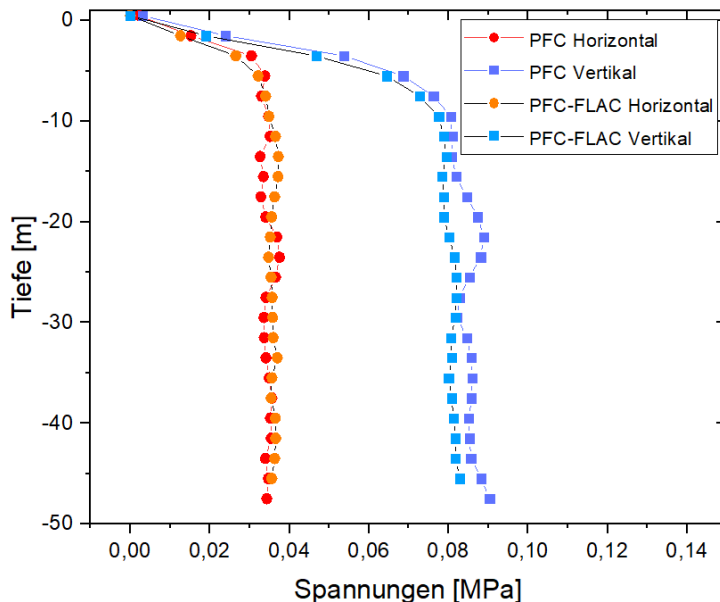


Abbildung 3-22: Auswertung der Vertikal- und Horizontalspannungen im reinen PFC3D-Modell und im FLAC3D-PFC3D-Modell.

3.3.2 Simulation der zusätzlichen Setzung einer Schottersäule unter Erbebenbelastung

Ziel ist es, die seismische Beanspruchung einer Schottersäule mit dem zuvor generierten FLAC3D-PFC3D-Modell unter Verwendung geeigneter Randbedingungen zu untersuchen. Die Wahl geeigneter Randbedingungen spielt bei dynamischen Berechnungen eine wesentliche Rolle, da Raumwellen an Grenzflächen gebrochen, reflektiert, gebeugt, gestreut und absorbiert werden können. Damit verbunden ist eine Überlagerung der Wellen hin zu komplexen Wellenformen, die die dynamische Belastungssituation maßgebend beeinflussen können.

An den üblicherweise im Rahmen von mechanischen numerischen Berechnungen verwendeten künstlichen Randbedingungen würden bei dynamischen Berechnungen unerwünschte Reflexionen der sich fortpflanzenden Welle auftreten. Eine mögliche Vergrößerung des Modells und damit Vermeidung der Beeinflussung des zu betrachtenden Auswertebereichs ist hingegen bei dynamischen Modellierungen aufgrund der hohen Fortpflanzungsgeschwindigkeit seismischer Wellen nur eingeschränkt möglich. Mittel der Wahl sind geeignete dynamische Randbedingungen, wie sie in FLAC3D durch sog. *Quiet-Boundaries* und *Free-Field-Boundaries* ermöglicht werden. Quiet-Boundaries stellen viskose Randbedingungen dar und verhindern durch Absorption die Reflexionen von Wellen an den Modellrändern. Die in FLAC3D verwendete Methode nutzt freie Dämpfer in Normalen- und Scherrichtung an den Modellrändern. Bei der Free-Field-Methode werden absorbierende Ränder durch ein zusätzliches Gitter entlang der Modellkanten ermöglicht. Dieses Gitter ist mit Hilfe viskoser Dämpfer mit dem Berechnungsmodell verbunden, um entsprechende Kräfte übertragen zu können. Das Free-Field-Gitter setzt sich aus vier Gittern entlang der seitlichen Modellkanten sowie vier Gittern an den Modellkanten zusammen. Letztere wirken als Free-Field-Ränder für die Gitter entlang der seitlichen Modellkanten. Herkömmliche FLAC3D-Zonen bilden das Free-Field-Gitter und übernehmen die aktuellen Zustandsbedingungen aus den zu den Free-Field-Gittern benachbarten Zonen des ursprünglichen Modells.

Seitens Itasca wird empfohlen, Quiet-Boundaries nur bei dynamischen Quellen innerhalb des Modells zu verwenden. Es wird daher eine gleichzeitige Verwendung beider dynamischer Randbedingungen angestrebt, indem am unteren und oberen Rand Quiet-Boundaries und an den seitlichen Rändern Free-Field-Boundaries eingesetzt werden. Aufgrund der gleichzeitigen Verwendung von Quiet-Boundaries wird die dynamische Anregung als zeitlich veränderliche Spannungsrandbedingung auf der Modellunterkante aufgebracht. Die horizontal wirkenden Scherwellen (S-Wellen) werden als Schubspannungen in x- und y-Richtung und der Kompressionsimpuls (P-Welle) wird als veränderliche Normalspannung in z-Richtung nach Folgenden Beziehungen aufgebracht:

$$\sigma_n = 2 \cdot \rho \cdot C_p \cdot v_n \quad (3-1)$$

$$\sigma_s = 2 \cdot \rho \cdot C_s \cdot v_s \quad (3-2)$$

Dabei sind C_p und C_s die Ausbreitungsgeschwindigkeit der entsprechenden dynamischen Wellen, ρ die Dichte des Materials und v die Geschwindigkeiten aus dem Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf. Um der Charakteristik von Scherwellen gerecht zu werden, werden für die Berechnung der Normalspannungen in z-Richtung (P-Wellen) die zugrundeliegenden Geschwindigkeiten aus dem Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf aus Abschnitt 2.4 halbiert. Abbildung 3-23 zeigt das numerische Modell mit den für die dynamischen Berechnungen verwendeten Randbedingungen.

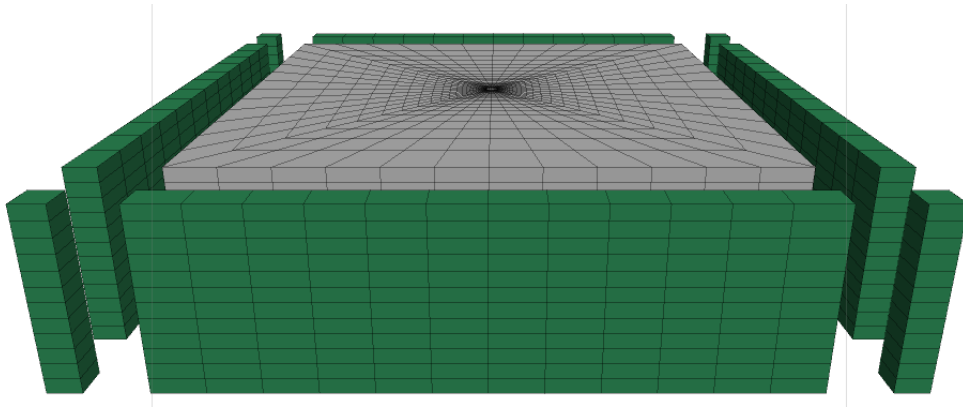


Abbildung 3-23: Darstellung des Berechnungsmodells mit den entsprechenden dynamischen Randbedingungen

Reibungseffekte zwischen Schotterpartikeln oder aber Reflexion- und Refraktionsprozesse an Inhomogenitäten, die zu einer Streuung und insbesondere Abmindern der seismischen Welle führen, sind in der Numerik mit geeigneten Dämpfungsparametern zu simulieren. Die Dämpfung im simulierten Lockergestein (Schotter) ist im Gegensatz zu Festgesteinen relativ hoch. Geeignete Dämpfungswerte für Schotter wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht ermittelt. Stattdessen wurde der Einfluss verschiedener Dämpfungswerte auf das Ergebnis im Rahmen einer Parameterstudie untersucht (vgl. Abschnitt 3.3.3). Da größere Dämpfungswerte geringere Schwingungen implizieren, wurden als konservative Startwerte für die viskosen Dämpfungsglieder eines Kontaktes geringe Werte angenommen (0,1 in Normalenrichtung und 0 in Scherichtung).

Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der dynamischen Wellen im Gebirge ergeben sich aus den oben genannten Materialparametern nach der folgenden Beziehungen:

$$c_p = \sqrt{\frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}} \cdot \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3-3)$$

$$c_s = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1 + \nu)}} \quad (3-4)$$

Für das Gebirge wurden unter Annahme der in Abschnitt 3.3.1 genannten Kennwerte entsprechende Kompressionsgeschwindigkeiten von 3.162 m/s und Scherwellengeschwindigkeiten von 1.826 m/s ermittelt. Für eine korrekte Wellenausbreitung sollte die maximal darstellbare Frequenz $f_{\max}$ über der größten Frequenzkomponente des aufgebrachten dynamischen Impulses liegen (Itasca 2020). Sie ist abhängig vom maximalen Kantenabstand $\Delta l_{\max}$ und den Wellengeschwindigkeiten und errechnet sich wie folgt:

$$f_{\max} = \frac{\min(c_p, c_s)}{10 \cdot \Delta l_{\max}} \quad (3-5)$$

Daraus errechnet sich eine maximal abbildbare Frequenz von 11 Hz, welche somit über der maximalen Frequenzkomponente von etwa 9 Hz des betrachteten dynamischen Impulses liegt (Neubert 2014).

Abbildung 3-24 zeigt den Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf in z-Richtung und y-Richtung für eine unterhalb der Schottersäule liegende FLAC3D -Zone sowie exemplarisch für zwei Clumppartikel, die sich im unteren sowie oberen Bereich der Schottersäule befinden. Die abgeleiteten und als Randbedingungen zeitlich veränderlich aufgebrachten Normal- und Scherspannungen bilden das Geschwindigkeits-Zeit-Profil des Erdbebenimpulses präzise ab. Die Verringerung der vertikal wirkenden Wellen (P-Wellen) um die Hälfte gegenüber den horizontal wirkenden Wellen (S-Wellen) wird wiedergegeben. Des Weiteren ist zu erkennen, dass die Clumppartikel den Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf des FLAC3D-Modells korrekt abbilden, d.h. die Weiterleitung des dynamischen Erbebenimpulses vom FLAC3D-Modell zum PFC3D-Modell mittels der Kopplungslogik greift. Aufgrund der größeren Entfernung zum unteren Modellrand erfährt der obere Bereich der Schottersäule im Vergleich zum unteren Bereich die Impulsänderung mit einer geringen zeitlichen Verzögerung. Eine Verringerung der Wellenamplituden mit zunehmender Entfernung zum unteren Modellrand ist nicht erkennbar.

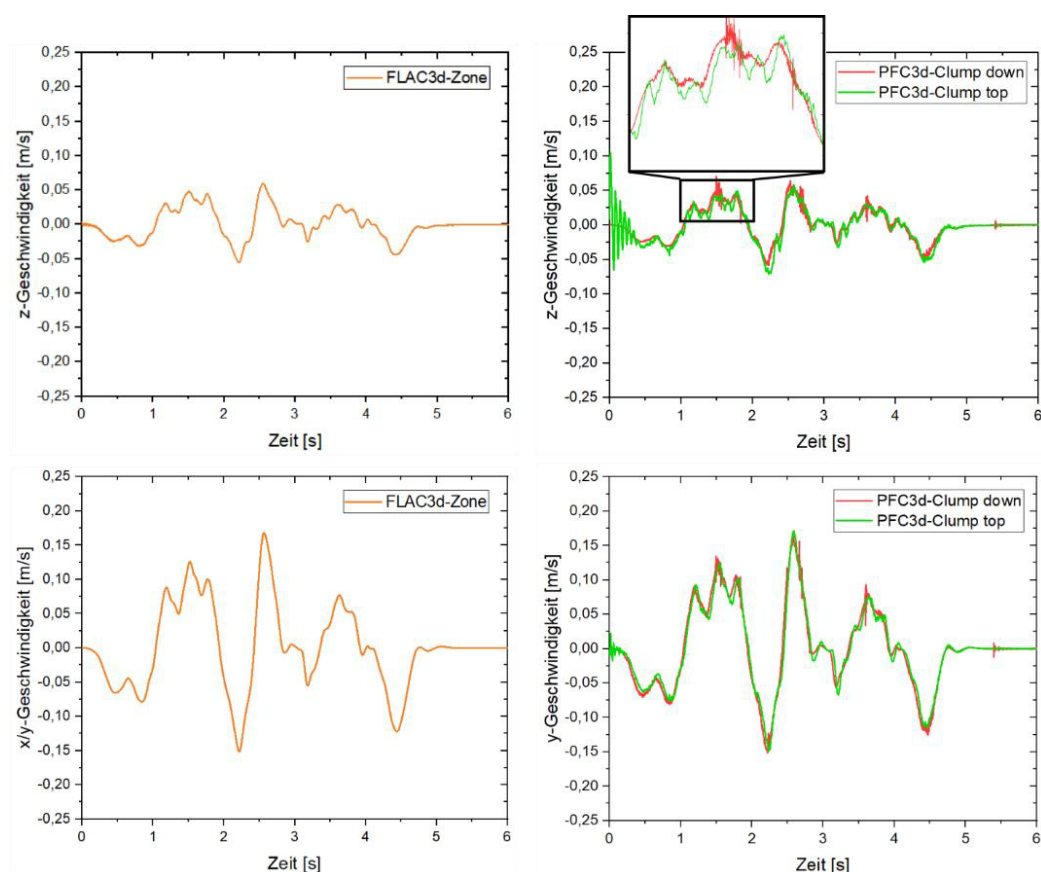


Abbildung 3-24: Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf für FLAC3D-Zonen unterhalb der Schottersäule (links) sowie exemplarisch für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule (rechts)

Um die Setzungen innerhalb der Schottersäule zu quantifizieren, wurden analog zu den Geschwindigkeiten die vertikalen und horizontalen Verschiebungen untersucht (Abbildung 3-25). Die maximalen horizontalen Verschiebungen (x/y-Richtung) im FLAC3D-Modell für Zonen unterhalb der Schottersäule betragen weniger als 4 cm (Abbildung 3-25, links). Die maximalen vertikalen Verschiebungen sind aufgrund der kleineren aufgetragenen Normalspannungen etwa halb so hoch. Aufgrund der Verwendung eines linear-elastischen Stoffmodells, erreichen die Verschiebungen nach Abklingen des dynamischen Impulses ihren Ausgangswert. Des Weiteren ist zu beobachten, dass die Verschiebungen aus dem FLAC3D-Modell in gleicher Größenordnung auf das PFC3d-Modell übertragen werden. Das PFC3D-Modell gestattet Plastizität aufgrund von räumlichen Partikelverschiebungen. Allerdings ist der aufgetragene dynamische Impuls zu gering, um größere Umordnungen oder Setzungen der Partikel hervorzurufen. In Abbildung 3-25 (rechts) ist die zeitliche Zunahme der Setzung erkennbar. Aufgrund der Nähe zum FLAC3D-Modellrand führen die untersten Partikel in der Schottersäule die induzierten Bewegungen direkt nach und erreichen nach Abklingen des dynamischen Impulses ihre Ausgangslage. In der obersten Schottersäule kommt es durch Partikelumordnungen in darunterliegenden Bereichen zu einer mit der Zeit zunehmenden Setzung. Der charakteristische Verschiebungs-Zeit-Verlauf ist leicht nach unten verschoben. Allerdings sind die Setzungen mit Werten von etwa 1 cm am Ende der Belastung als gering zu bezeichnen.

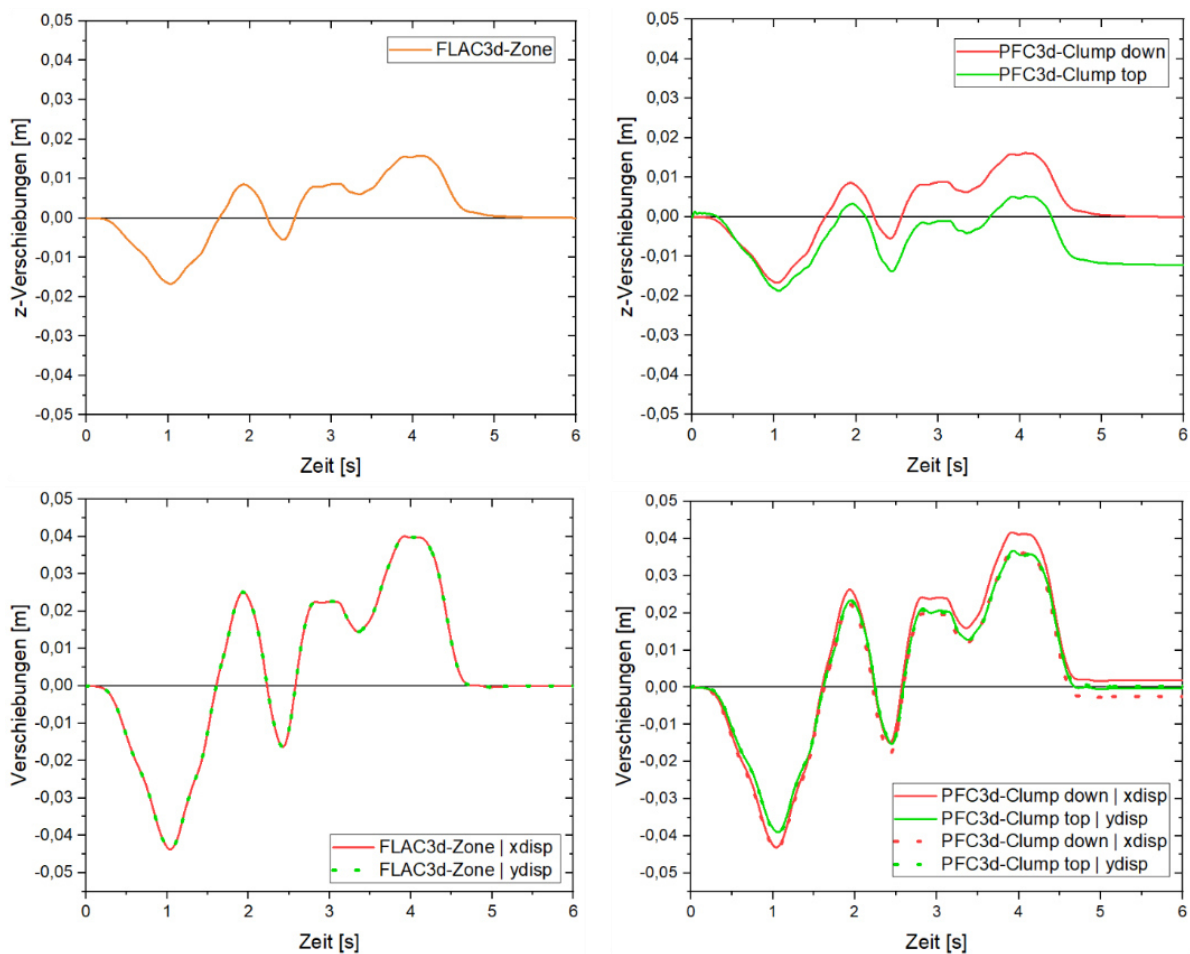


Abbildung 3-25: Setzungen für FLAC3D-Zonen unterhalb der Schottersäule (links) sowie exemplarisch für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule (rechts)

Im nächsten Schritt wurde eine korngößenabhängige Auswertung der vertikalen Partikelbewegungen vorgenommen. In Abbildung 3-26 sind die Verschiebungen in z-Richtung in verschiedenen Bereichen der Schottersäule für eine Auswahl an Clumps am unteren und oberen Ende der zu berücksichtigenden Korngrößenverteilung (d.h. kleinere und größere Partikel) dargestellt. Die Verschiebungs-Zeit-Verläufe der kleineren Partikel zeigen gegenüber den größeren Partikeln eine leicht größere Schwankungsbreite in den Verschiebungen. Allerdings füllen kleinere Partikel häufig Hohlräume zwischen großen Partikeln, in denen sie sich bei einem dynamischen Impuls gegenüber großen Partikeln „freier“ bewegen können. Um den Einfluss des Erbebens auf den Siloeffekt zu untersuchen, wurden die Spannungsverhältnisse innerhalb der Schottersäule vor und nach dem Erdbeben ausgewertet (Abbildung 3-27).

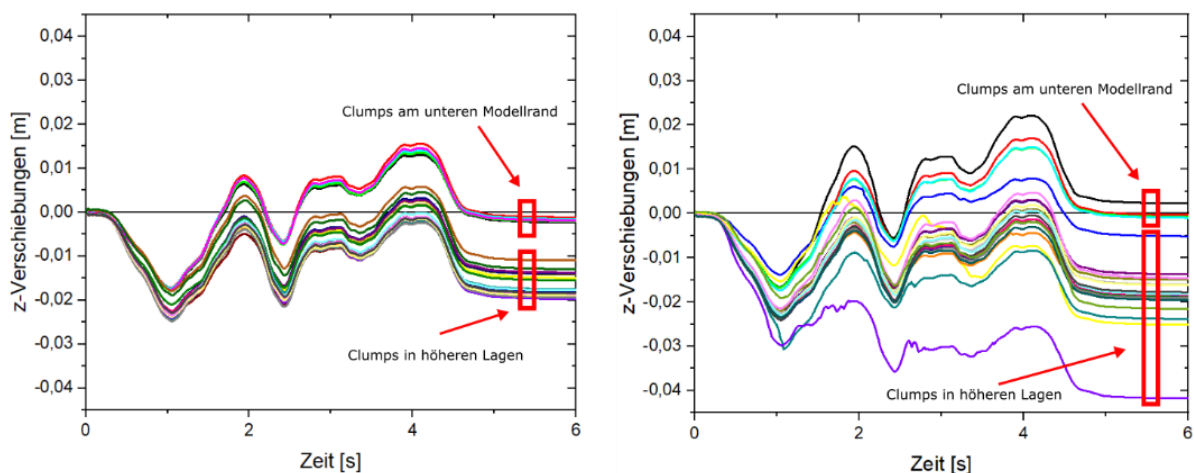


Abbildung 3-26: Verschiebungen in vertikaler Richtung für größere (links) und kleinere (rechts) Clumps in verschiedenen Bereichen der Schottersäule

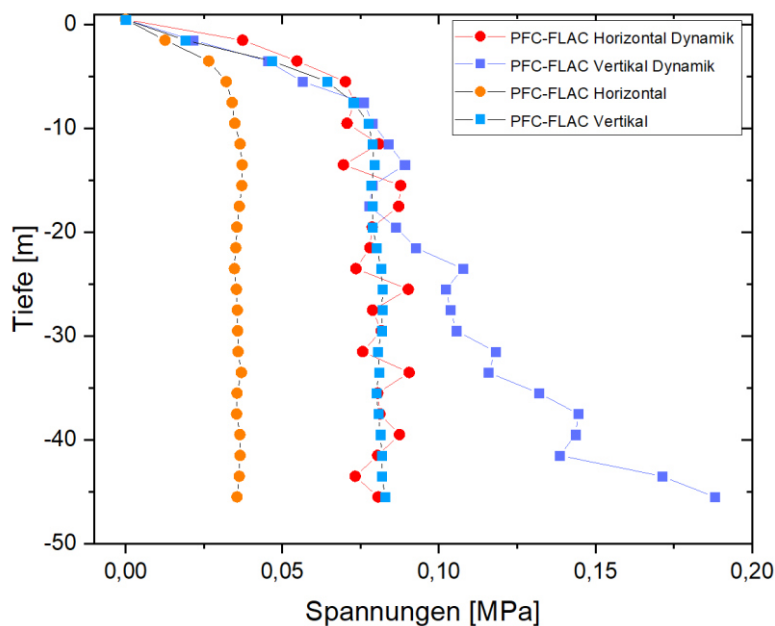


Abbildung 3-27: Spannungsverhältnisse in der Schottersäule vor und nach Aufbringung des Erdbebens

Zu erkennen ist, dass das Erdbeben unter Berücksichtigung der verwendeten Materialkennwerte einen Einfluss auf die Spannungsverhältnisse in der Schottersäule hat. Ein Siloeffekt ist weiterhin zu beobachten. Die horizontalen Spannungen nehmen allerdings zu und erreichen den Wert der Vertikalspannungen. Des Weiteren ist eine Zunahme der Vertikalspannungen in Richtung Modellunterkante zu erkennen. Der Einfluss des Erdbebens auf die Porosität ist vernachlässigbar gering, so dass nicht von einer Verdichtung des Materials oder größeren Partikelumordnungen ausgegangen werden kann (Abbildung 3-28).

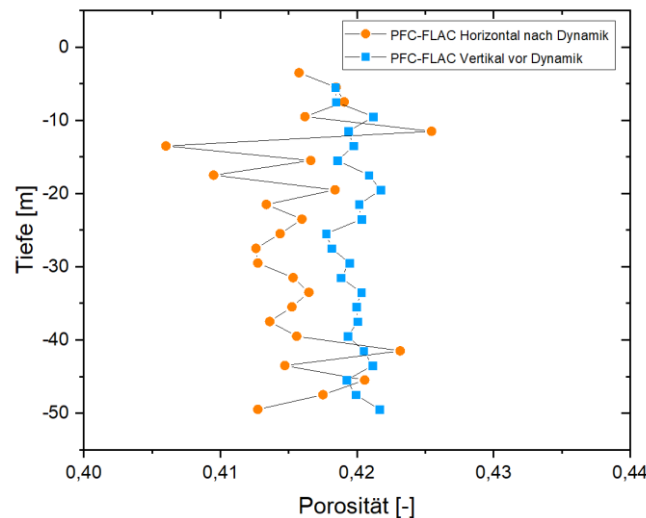


Abbildung 3-28: Porositäten in der Schottersäule vor und nach dem Erdbeben.

Um den Einfluss dynamischer Belastungen auf die Schottersäule weiter zu untersuchen, wurde im Anschluss an das erste dynamische Ereignis ein zweites, identisches Erdbeben eingebracht. Eine Auswertung der Verschiebungen in den Clumps zeigt, dass das zweite Erdbebenereignis am Top der Schottersäule erneut vergleichbare Setzungen mit Werten von etwa 1 cm hervorruft (Abbildung 3-29). Des Weiteren hat das zweite Erdbebenereignis einen weiteren Einfluss auf den Spannungszustand. Die Vertikalspannungen nehmen mit der Tiefe erneut zu (Abbildung 3-30). Der Einfluss des zweiten Erdbebens auf die Porosität ist zu vernachlässigen (Abbildung 3-30).

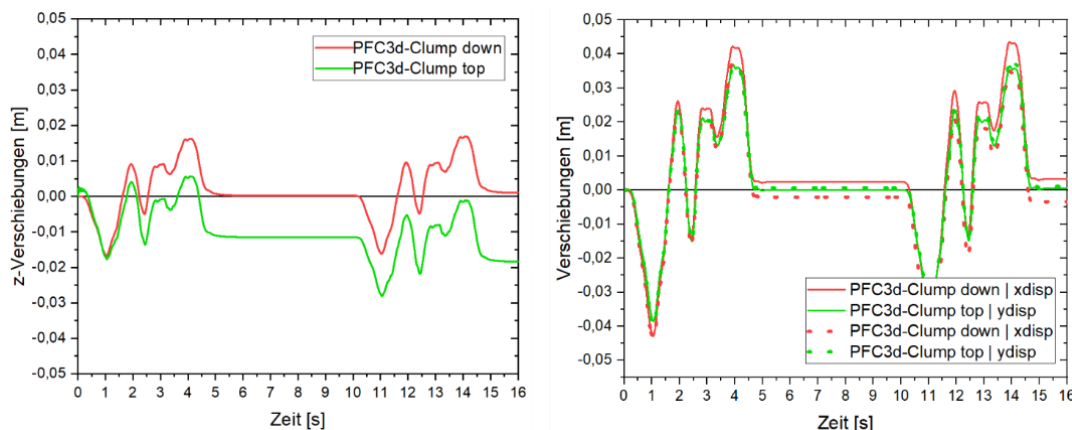


Abbildung 3-29: Setzungen im unteren und oberen Bereich der Schottersäule in z- (links) und x/y-Richtung (rechts) nach zwei Erdbebenereignissen.

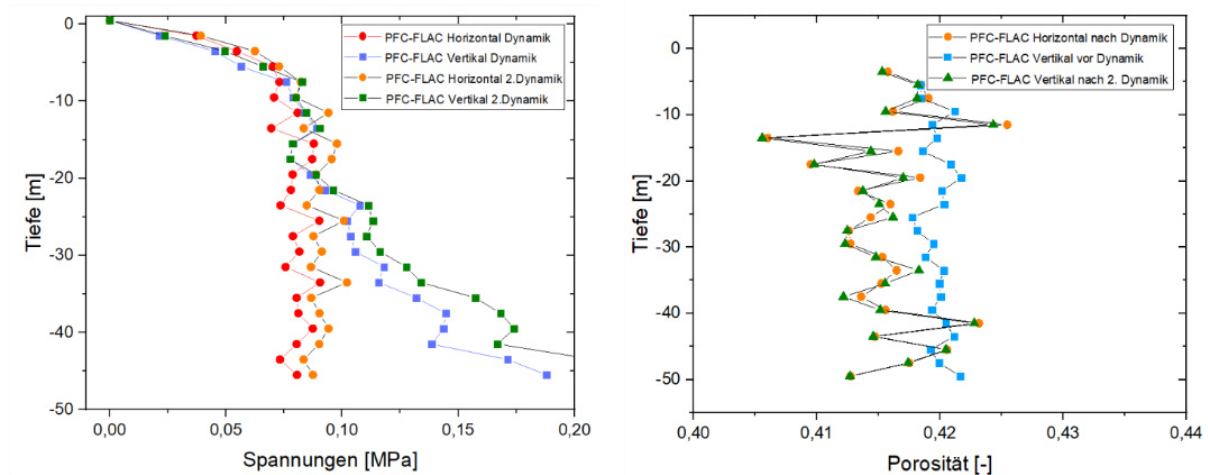


Abbildung 3-30: Spannungsverhältnisse in der Schottersäule nach Aufbringung der beiden dynamischen Ereignisse (links) sowie Porosität vor und nach den dynamischen Ereignissen (rechts).

3.3.3 Einfluss unterschiedlicher Dämpfungswerte

Das verwendete linear elastische Stoffgesetz wird über das Elastizitätsmodul eines Kontaktes, sowie einem Reibungskoeffizienten und parallel geschalteten Dämpfungsgliedern gesteuert. Da sich geeignete Dämpfungswerte nur schwer abschätzen lassen und entsprechende Laborversuche zur Kalibrierungszwecken nicht zur Verfügung standen, wurde der Einfluss unterschiedlicher Dämpfungswerte über eine Parameterstudie untersucht. Zusätzlich zu den gewählten konservativen Startwerten für die viskosen Dämpfungsglieder eines Kontaktes mit Werten von 0,1 in Normalen- und 0 in Scherrichtung, wurde eine dynamische Erdbebenberechnung mit deutlich erhöhten Werten von 0,5 in Normalen- und Scherrichtung durchgeführt. In Abbildung 3-31 sind die Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe für Clumps mit unterschiedlichen Dämpfungswerten dargestellt. Die deutlich höhere Dämpfung führt zu einer geringeren Oszillation in den Geschwindigkeiten, allerdings ist der Einfluss auf die Setzungen als gering einzustufen. Der Einfluss auf die horizontalen und vertikalen Verschiebungen ist ebenfalls zu vernachlässigen (Abbildung 3-32). Des Weiteren ist zu erkennen, dass auch unter größeren Dämpfungswerten das Erdbeben einen Einfluss auf die Spannungsverhältnisse hat (Abbildung 3-33). Allerdings ist die generelle Spannungszunahme sowie die Zunahme der Vertikalspannungen in Richtung Modellunterkante weniger stark ausgeprägt. Während sich unter geringen Dämpfungswerten leichte, aber vernachlässigbare Änderungen in der Porosität durch das Erdbeben ergeben (Abbildung 3-28), sind diese bei größeren Dämpfungswerten nicht zu beobachten (Abbildung 3-33).

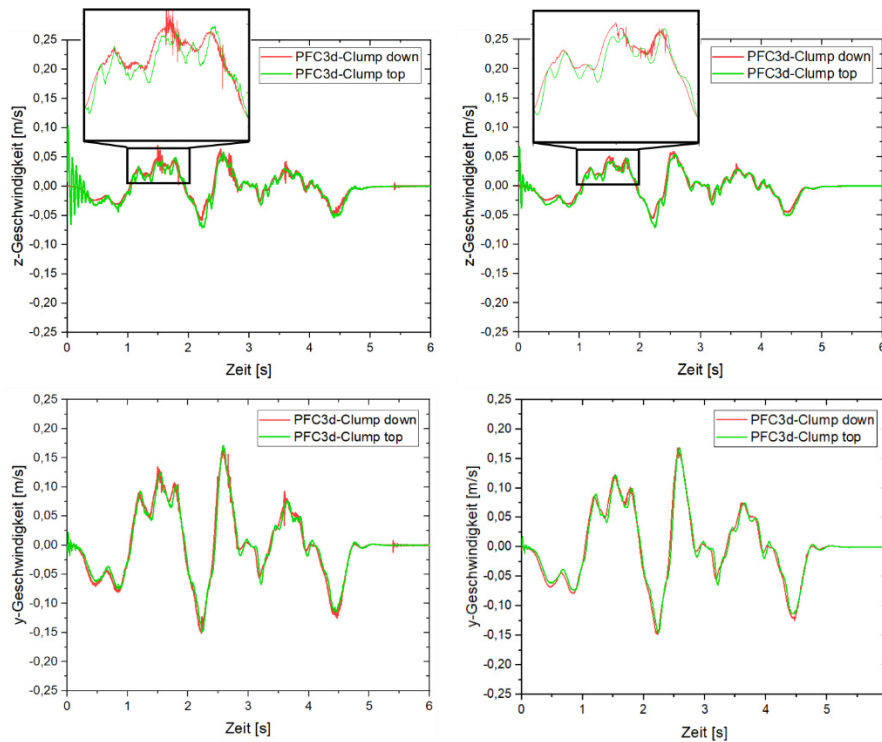


Abbildung 3-31: Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule mit Dämpfungswerten in Normalen- und Scherrichtung von 0,1 und 0 (links) und 0,5 und 0,5 (rechts).

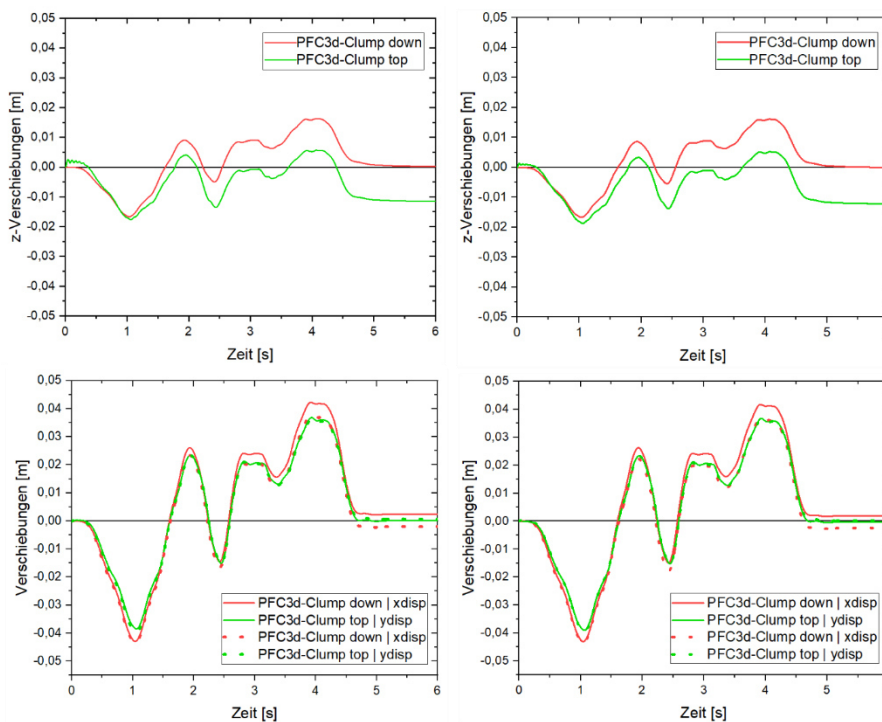


Abbildung 3-32: Verschiebungs-Zeit-Verlauf für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule mit Dämpfungswerten in Normalen- und Scherrichtung von 0,1 und 0 (links) und 0,5 und 0,5 (rechts).

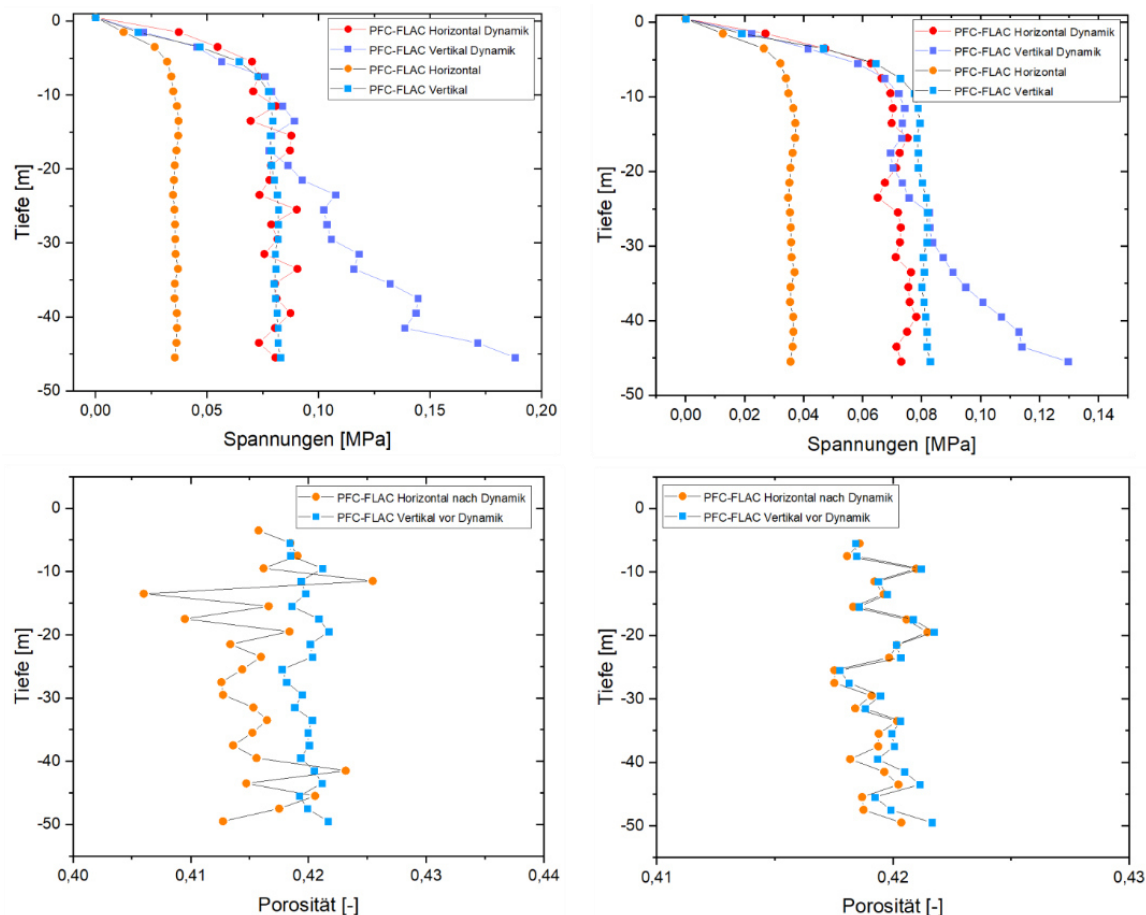


Abbildung 3-33: Spannungsverhältnisse (oben) und Porositäten (unten) in der Schottersäule mit Dämpfungswerten in Normalen- und Scherrichtung von 0,1 und 0 (links) und 0,5 und 0,5 (rechts).

3.4 Vergleichsrechnungen mit geringerer Partikelgröße

Um zeitlich handhabbare Modellierungen zu ermöglichen, wurde die im Modell verwendete Partikelanzahl durch eine Hochskalierung der Korngrößen mit einem definieren Faktor verringert (vgl. Abschnitt 3.1.3). Obwohl ein solches Vorgehen den charakteristischen Spannungsverlauf in der Schottersäule beeinflusst, konnten mit einem Skalierungsfaktor von 6 angemessene Ergebnisse simuliert werden. Die mit der Hochskalierung einhergehenden charakteristischen Spannungsverläufe wurden dabei mit der analytischen Lösung validiert. Allerdings kann der Einfluss der Korngrößenskalierung auf die dynamischen Berechnungen auf diese Weise nicht quantifiziert werden. Daher wurden zusätzlich zu den Berechnungsergebnissen mit einem Skalierungsfaktor von 6 auch dynamische Berechnungen mit einem geringeren Skalierungsfaktor von 3 durchgeführt. Die Generierung einer solchen Schottersäule beansprucht mit der beschriebenen Modellerstellung, d.h. kontinuierliche Einbringung einer Partikelmenge über der aktuellen Schütteebe, etwa sechs Monate auf einem 24-Kerne-Rechner (2x Xeon E5 2687W v4) und führt zudem zu einer 8-fach größeren Partikelanzahl (991014 Partikel). Die dynamischen Berechnungen für eine Simulationsdauer von 10 Sekunden benötigen etwa einen Monat. Abbildung 3-34 zeigt im Vergleich den oberen Teil der generierten Schottersäule für einen Skalierungsfaktor von 3 und 6.

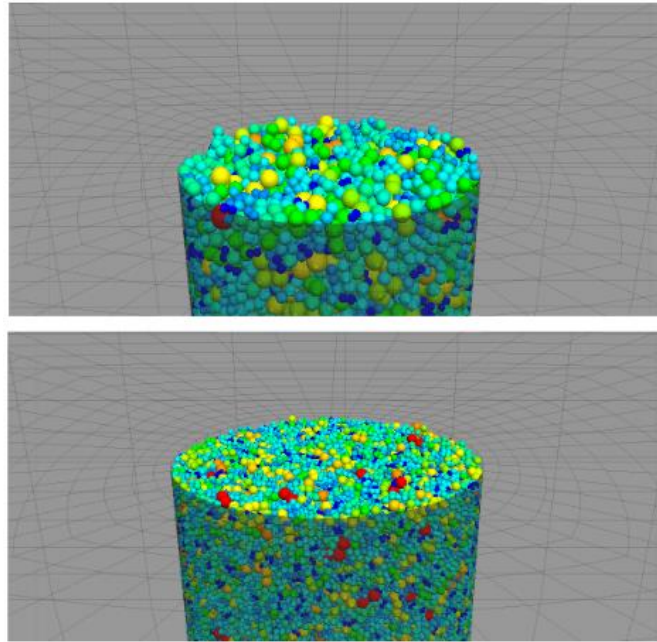


Abbildung 3-34: Oberer Teil der erstellten 50m-Schottersäule mit einer Korngrößenskalierung von 6 (oben) und 3 (unten).

Eine Auswertung der Spannungsverhältnisse innerhalb der Schottersäule nach Setzungssimulation lässt zwischen den beiden Korngrößenskalierungen mit einem Faktor von 3 und 6 keinen signifikanten Unterschied erkennen (Abbildung 3-35-links). Nach Simulation des beschriebenen Erdbebens gleicht das Verhalten der bereits durchgeführten Modellierungen mit einem Skalierungsfaktor von 6, d.h. die horizontalen Spannungen nehmen zu und erreichen den Wert der Vertikalspannungen. Des Weiteren ist auch hier eine Zunahme der Vertikalspannungen in Richtung Modellunterkante zu erkennen. Die Porosität erhöht sich durch die kleinere Korngrößenskalierung um etwa 0,5% und nimmt nach Erdbebensimulation nur unwesentlich ab (Abbildung 3-35-rechts).

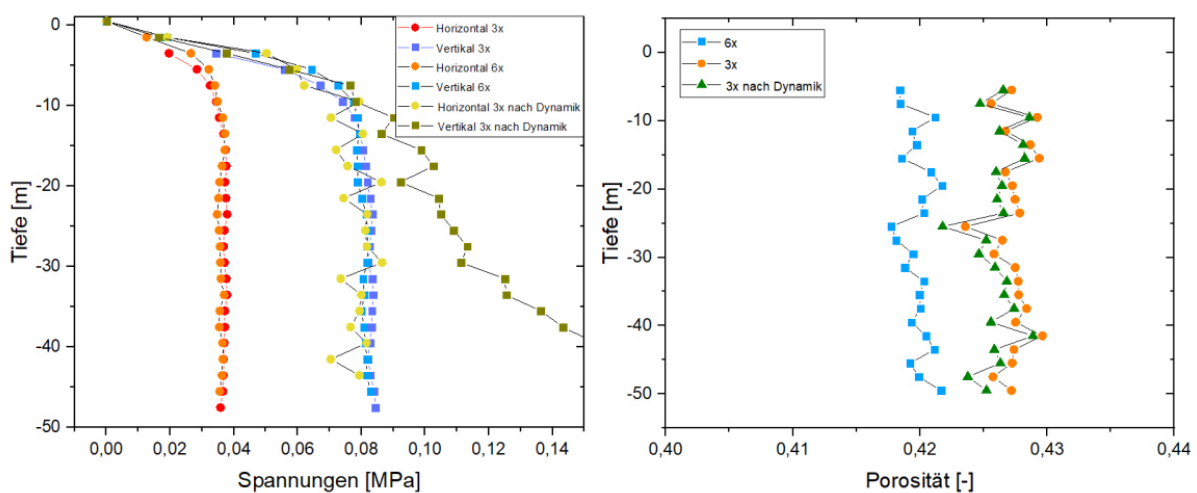


Abbildung 3-35: Spannungsverhältnisse (links) und Porosität (rechts) in der Schottersäule nach Setzungssimulation mit einer Korngrößenskalierung von 3 und 6 sowie nach Aufbringen des dynamischen Ereignisses für den Skalierungsfaktor von 3.

Weiterhin gleichen sich die Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe sowie die Verschiebungs-Zeit-Verläufe mit den bisherigen Modellierungsergebnissen (Abbildung 3-36). Der Einfluss der gewählten Korngrößenskalierung auf die Erstellung der Schottersäule sowie auf deren dynamische Anregung kann somit als vernachlässigbar beschrieben werden.

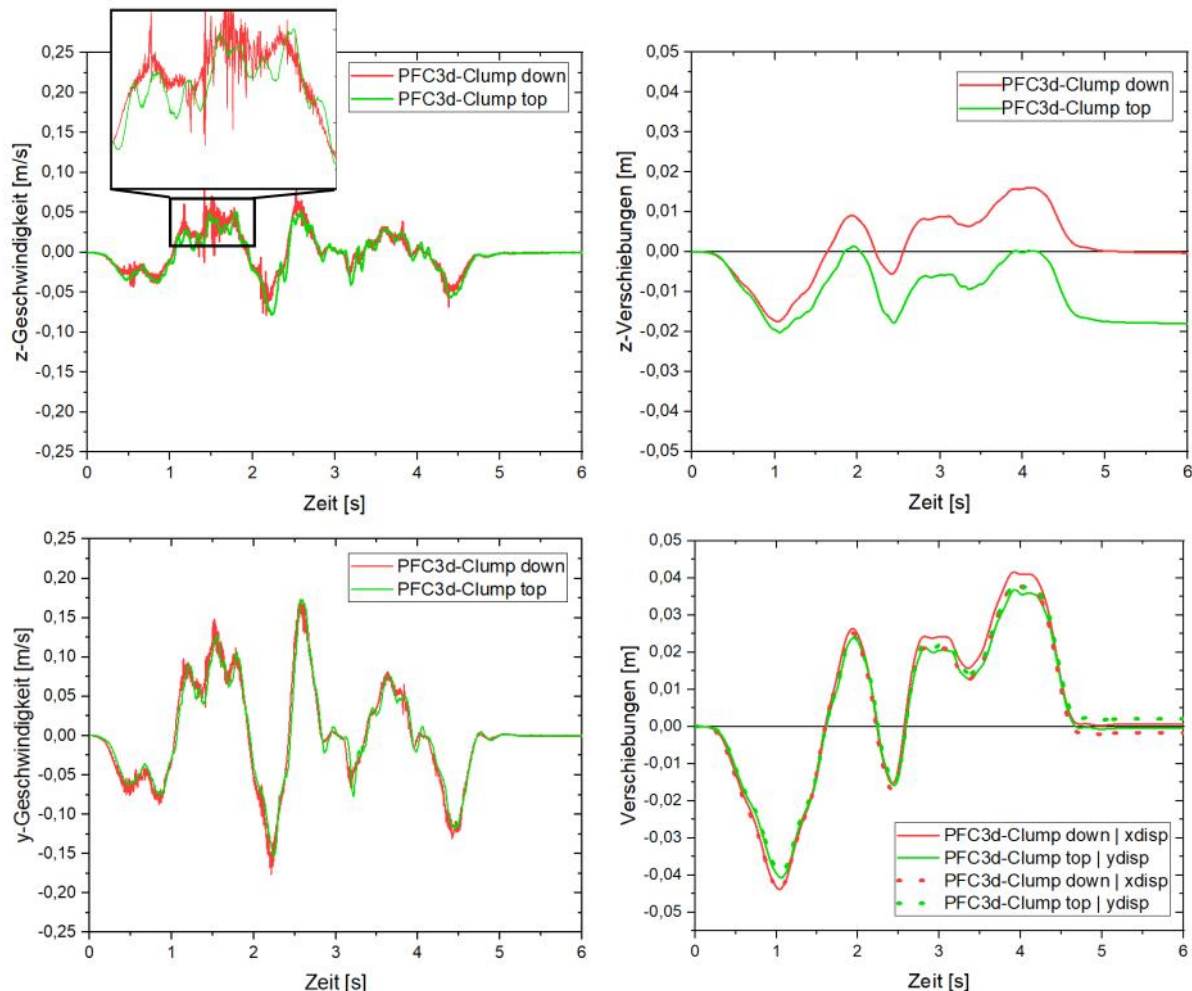


Abbildung 3-36: Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe (links) und Verschiebungs-Zeit-Verläufe (rechts) für unterschiedliche Raumrichtungen.

3.5 Fazit

Ziel dieser Arbeit war es, die bereits in Herold et al. (2016) durchgeführten Arbeiten an zweidimensionalen Partikelmodellen um dreidimensionale Rechenmodelle zu ergänzen. Insbesondere sollte erörtert werden, ob sich die mit den 2D-Modellen behafteten Nachteile (Reduzierung auf einen zweidimensionalen Verzerrungszustand) und daraus resultierenden zu hohen Spannungen mit 3D-Modellen korrigieren lassen. Um die Erstellung und praxistaugliche Berechnung realistischer 3D-Modelle mit Schotterpartikeln zu ermöglichen, war es in einem ersten Schritt notwendig, Modellierungsstrategien zu testen, mit denen die Partikelanzahl verringert werden konnte ohne das mechanische Verhalten negativ zu beeinflussen. Die Modellierungsstrategien zur Reduzierung der im Rechenmodell verwendeten Partikel unter Beibehaltung realistischer Modelldimensionen beschränkt sich auf eine Vereinfachung der Partikel-

bzw. Clumpform, auf der Ausnutzung von Symmetrieeffekten bei Betrachtung einer zylindrischen Form sowie auf eine Hochskalierung der Korngrößen durch einen definierten Faktor. Eine Bewertung der Modellierungsstrategien zur Reduzierung der im Rechenmodell verwendeten Partikel erfolgte durch einen Abgleich mit der analytischen Lösung sowie durch das Nachrechnen von Ergebnissen aus Laborversuchen. Insbesondere durch eine Korngrößenskalierung konnte die Partikelanzahl deutlich verringert werden. Ein Hochskalieren der Korngrößenverteilung mit einem Faktor von (maximal) 6 hat sich dabei als praxistauglich erwiesen und es konnten im Vergleich zur analytischen Lösung charakteristische Spannungsverläufe innerhalb der Schottersäule erzielt werden.

Eine weitere Validierung der Modelle erfolgte auf Grundlage von Vorversuchen aus dem Forschungsprojekt „Schachtverschluss Salzdetfurth“. Ziel des Forschungsprojektes im Schacht 1 war u.a. das Setzungsverhalten und die Spannungsverteilung einer unter realen Bedingungen eingebrachten Schottersäule zu untersuchen, um den Nachweis der Anwendung der Silotheorie auf eine Schottersäule zu erbringen. Die numerischen Berechnungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit der analytischen Lösung für die Vertikalspannungen bei gleichem Wand- und Schotterreibungswinkel. Im Vergleich zu den In-Situ-Messwerten sind die Berechnungsergebnisse jedoch tendenziell erhöht. Allerdings war kein direkter Abgleich mit dem Horizontallastverhältnis und dem Wandreibungswinkel möglich, so dass hier Annahmen getroffen wurden. Mit den In-Situ-Messwerten vergleichbare analytische Ergebnisse ließen sich erzielen, wenn das Horizontallastverhältnis von aktuell 0,4 auf deutlich höhere Werte von 0,5-0,7 angehoben wird. Auch eine Erhöhung des Wandreibungswinkels auf 50° führt zu Berechnungsergebnissen, die mit den In-Situ-Messwerten vergleichbar sind.

Bei den dynamischen Berechnungen zur Simulation des Setzungsverhaltens einer Schottersäule unter Erbebenbelastung konnte erfolgreich eine Kopplung zwischen PFC3D und FLAC3D implementiert werden. Auf diese Weise ist die Simulationen eines Gebirges mit FLAC3D, das den Schacht umgibt, möglich. Des Weiteren konnten auf die Problemstellung besser zugeschnittene dynamische Randbedingungen verwendet werden. Die Berechnungen zur Quantifizierung des Setzungsverhaltens zeigen, dass der aufgebrachte dynamische Impuls zu gering ist, um größere Partikelumordnungen bzw. -setzungen hervorzurufen. Die maximalen Verschiebungen in vertikaler Richtung liegen bei 2 cm; in horizontaler Richtung sind Verschiebungen von maximal 4 cm zu beobachten. Am Ende der Belastung zeigen sich Setzungen mit Werten von etwa 1 cm. Auch ein zweites identisches, zeitlich versetztes dynamisches Ereignis führt erneut nur zu Setzungen kleiner als 2 cm. Allerdings ist zu erkennen, dass das Erdbeben unter Berücksichtigung der verwendeten Materialkennwerte einen Einfluss auf die Spannungsverhältnisse in der Schottersäule hat. Ein Siloeffekt tritt weiterhin auf, die Horizontal- und Vertikalspannungen nehmen zu. Der Einfluss des Erdbebens auf die Porosität ist vernachlässigbar gering, so dass nicht von einer Verdichtung des Materials oder größeren Partikelumordnungen ausgegangen werden kann.

Geeignete Dämpfungswerte für Schotter wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht ermittelt. Stattdessen wurde der Einfluss verschiedener Dämpfungswerte auf das Ergebnis im Rahmen einer Parameterstudie untersucht. Zusätzlich zu den gewählten konservativen Startwerten für die viskosen Dämpfungsglieder eines Kontaktes mit Werten von 0,1 in Normalen- und 0 in Scherichtung, wurde eine dynamische Erdbebenberechnung mit deutlich erhöhten Werten von 0,5

in Normalen- und Scherrichtung durchgeführt. Der Einfluss der höheren Dämpfungswerte auf das Setzungsverhalten ist allerdings zu vernachlässigen.

Ein zusammenfassender Vergleich zwischen den 2D- und 3D-Modellierungen zeigt, dass sich insbesondere die im Vergleich zur analytischen Lösungen zu hohen Spannungsverhältnisse (Reduzierung auf einen zweidimensionalen Verzerrungszustand) im Anschluss an die Schüttungsphase durch einen Wechsel auf die 3D-Modellierungen eliminieren lassen. Des Weiteren konnten, insbesondere auch durch eine weiterführende Anpassung der Partikelform, eine realistischere Porosität der Schottersäule simuliert werden. Die 2D-Simulationen zum Einfluss des Erdbebens zeigen, dass sich das System insgesamt „dynamischer“ verhält und Partikelbewegungen auch nach Beendigung der dynamischen Anregung andauern können. Ein vergleichbares Ergebnis konnte mit den 3D-Modellierungen nicht reproduziert werden. Die sich hier einstellenden Setzungen fallen deutlich geringer aus und die Partikelbewegungen klingen nach Abschluss des Erdbebens direkt ab. Allerdings erscheinen die 2D-Modellierungen wesentlich sensibler auf die Wahl geeigneter Dämpfungswerte. Einen wesentlichen Einfluss verschiedener Dämpfungswerte auf das Ergebnis des Schüttungsprozesses oder der Erdberechnungen konnte mit den 3D-Modellierungen nicht festgestellt werden. Ein abschließender direkter Vergleich stellt sich aufgrund der grundverschiedenen Vorgehensweise und nicht vergleichbarer Randbedingungen allerdings als schwierig heraus.

4 Rheologisches Verhalten von Bitumen

4.1 Grundlagen

Neben Ton und Bentonit sind mögliche Dichtungsmaterialien für Schächte Bitumen und Asphalt. Beide Baustoffe - Bitumen und Asphalt - eignen sich auf Grund ihrer günstigen Dichtungseigenschaften zur Errichtung von Verschlusselementen. Als Bitumen werden die schwerflüssigen Rückstände der Erdöldestillation, als Asphalt Gemische aus Bitumen und Gesteinskörnungen bezeichnet. Die Eigenschaften dieser Baustoffe können entsprechend den geltenden Anforderungen über die Auswahl verschiedener Bitumensorten und Gesteinskörnungen eingestellt werden.

Die Konsistenz von Bitumen ist durch seine Temperatur bedingt. Bereits Temperaturänderungen um 10 bis 20° C führen zu erheblichen Eigenschaftsänderungen. Reines Bitumen besitzt bei Raumtemperatur (~25° C) eine niedrige Dichte von 1000 bis 1060 kg/m³ und ist im Allgemeinen fest. Mit zunehmender Temperatur sinkt die Viskosität und die Flüssigkeitseigenschaften des Materials treten in den Vordergrund. Bei Temperaturen höher als 100° C verhält sich Bitumen als ein newtonisches Fluid. Bei mittleren Temperaturen verhält sich Bitumen nicht nur viskos, sondern auch elastisch. Sinkt die Temperatur unter 0° C, ist das Materialverhalten vom Bitumen ähnlich dem Verhalten eines elastischen und spröden Festkörpers. (Cerni 2001) Dieses Materialverhalten resultiert aus dem kolloiddispersen Aufbau von Bitumen, der sich dann in einem komplexen thermo-rheologischen Verhalten des Bitumens äußert (Lesueur 2009).

Das Materialverhalten von Bitumen hängt nicht nur von der Temperatur und der Belastung, sondern auch von der Schergeschwindigkeit ab. (Behzadfar and Hatzikiriakos 2013) Aus diesem Grund haben viele Autoren unterschiedliche Ansätze zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von Bitumen vorgeschlagen (Siehe Abschnitt 4.2.2). Im Idealfall ist das rheologische Materialverhalten von Bitumens unter realen Druckbelastungen zu bestimmen. Für die Anwendung im Bergbau sind diese Ansätze an die Gegebenheiten anzupassen.

Der ausgeprägte Flüssigkeitscharakter vom Bitumen wird in vielen technischen Anwendungen ausgenutzt. Die Eigenschaften des Bitumens führen zu einer hohen Benetzungsfähigkeit und damit Haftfestigkeit an anderen Materialien, sofern die anderen Materialien trocken und staubfrei sind, und zu einer guten Abdichtwirkung von Klüften und Rissen (siehe Teilbericht AP1, Herold et al. (2020)). Der genannte Flüssigkeitscharakter unterscheidet sich je nach Bitumenart und -sorte deutlich. Während destilliertes Bitumen sich im Schubspannungsbereich kleiner 5.000 Pa überwiegend wie eine newtonische Flüssigkeit verhält, reagieren die Oxidationsbitumen sehr strukturviskos (Kudla, et al. 2009).

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines geeigneten Materialmodells zur adäquaten Beschreibung des Materialverhaltens von Bitumen für seine Anwendung bei bitumenbasierten Dichtelementen in Absperrbauwerken. Das bisher erarbeitete rheologische Modell zum Bitumen soll mittels numerischen Simulationen weiterentwickelt werden. Dazu soll der bereits eingebaute Ansatz zur Abbildung der Strukturviskosität mit Hilfe der durchgeführten Laborversuche (vgl. AP3) kalibriert werden. Als Eingangsparameter für die numerische Modellierung wurden Viskositätsmessungen an zwei Bitumensorten - Oxidationsbitumen STELOX 85/25 und Destillationsbitumen AZALT 70/100 - im Scherrheometer durchgeführt (siehe Kurzbericht

„Rheologische Untersuchung von Bitumen“). Im Vordergrund steht in einem ersten Teilschritt die Abbildung der temperaturabhängigen Eigenschaftsänderungen. Der zusätzliche Einfluss der Spannung bzw. Druck wird im zweiten Teil der Arbeit gesondert untersucht.

4.2 Rheologischer Ansatz zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von Bitumen

4.2.1 Burgers-Modell

Das Burgers-Modell ist geeignet, um das Verhalten von Asphalt, Bitumen und Polymeren zu beschreiben. Im Einzelnen besteht das Burgers-Modell aus einer Reihenschaltung eines Maxwell-Elementes und eines Kelvin-Voigt-Elementes (Siehe Abbildung 4-1). Das Maxwell-Element besteht aus einem in Serie geschaltetem linearen Feder-Dämpfer-System. Das Kelvin-Voigt-Element wiederum besteht aus einer Parallelschaltung einer Feder und eines Dämpfers. Das zeitabhängige Deformationsverhalten des Bitumens wird im Wesentlichen vom Kelvin-Voigt-Element und dem in Reihe geschalteten Dämpfer beschrieben. Die Gesamtdehnungsrate ergibt sich aus der Summe der in Reihe geschalteten Einzeldehnungsraten (Gleichung 4-1).

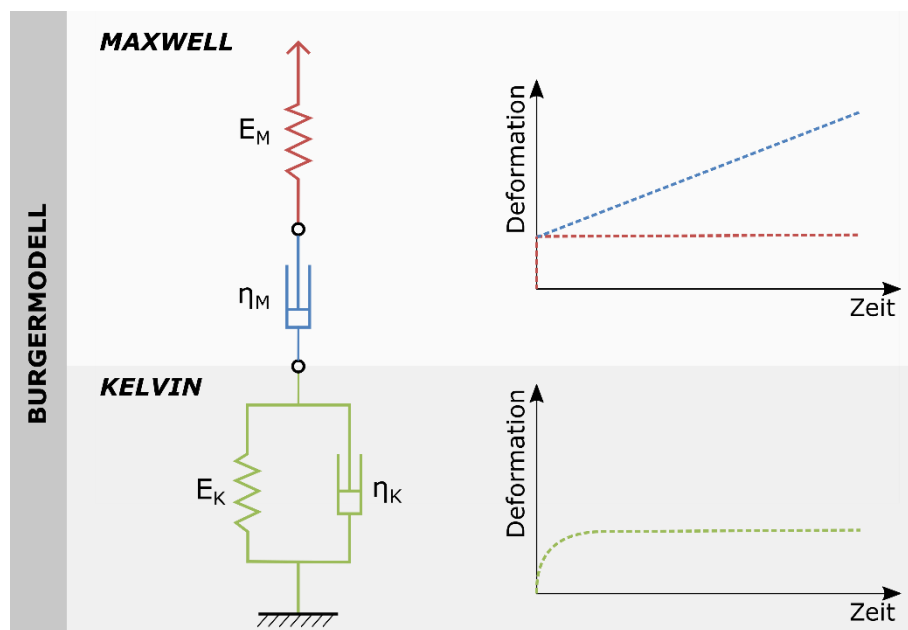


Abbildung 4-1: Aufgliederung der Elemente des physikalischen Modells nach Burgers und der jeweiligen Deformationsverlauf bei konstanter Belastung

$$\dot{\epsilon}_{\text{Burgers}} = \dot{\epsilon}_{el} + \dot{\epsilon}_{vis} + \dot{\epsilon}_{\text{Kelvin-Voigt}} = \frac{\dot{\sigma}}{E_M} + \frac{\sigma}{\eta_M} + \left(\frac{\sigma}{\eta_K} - \frac{E_K}{\eta_K} \cdot \epsilon_{\text{Kelvin-Voigt}} \right) \quad (4-1)$$

Die Temperaturabhängigkeit wird durch das Kelvin-Voigt-Element und den linearen Dämpfer des Maxwell-Elements bestimmt. Mit steigender Temperatur und auch über lange Belastungszeiträume hinweg, treten die Wirkung des Kelvin-Voigt-Elements und die spontane Verformung der einzelnen Federn in den Hintergrund. Die Eigenschaften des Bitumens werden mehr und mehr durch den newtonschen Dämpfer bestimmt und ähneln damit einer Flüssigkeit. Vom Bitumen ist ebenfalls bekannt, dass es eine Strukturviskosität besitzt (Lacher 1965, Arand

1998). Am Beispiel des Deformationsverlaufs im Rahmen eines Kriech-Erholungs-Versuchs unter konstanter Schubspannung τ_0 wird in der Abbildung 4-2 die Analogie des viskoelastischen Materialverhaltens nach dem Modell von Burgers dargestellt.

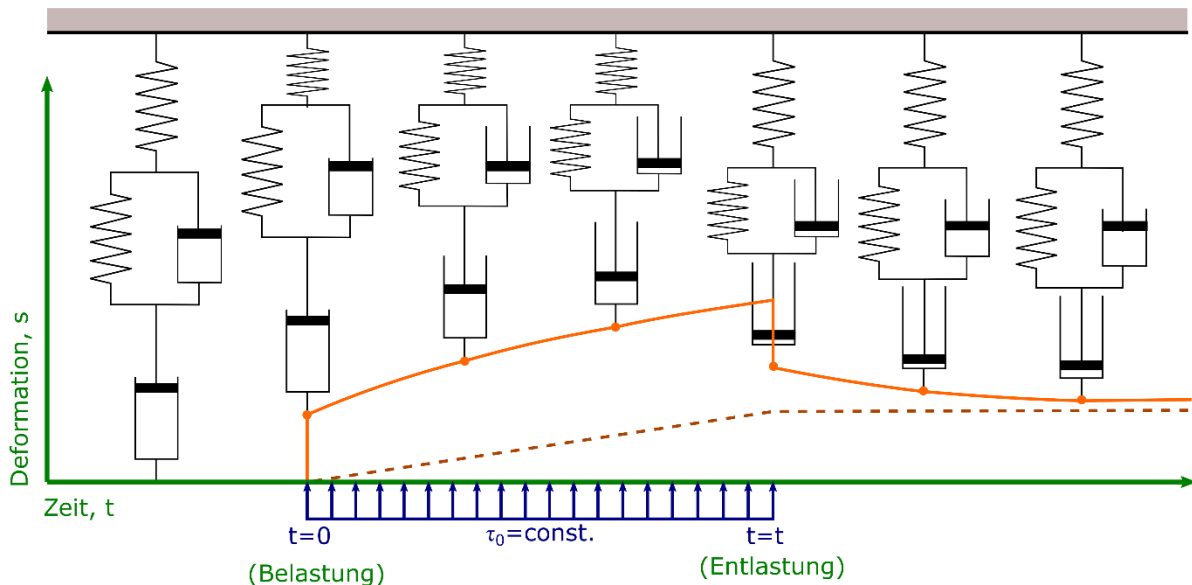


Abbildung 4-2: Grafische Darstellung eines Kriech-Erholungs-Versuchs und der mechanischen Analogie viskoelastischen Materialverhaltens nach dem Burgers-Modell (Lacher 1965)

Für die mathematische Abbildung des Verhaltens von Bitumen im Zusammenhang mit geotechnischen Verschlussbauwerken soll das rheologische Materialverhalten mit dem Ansatz von Burgers simuliert werden. Die modellhaften Vorstellungen müssen an reproduzierbaren Versuchen getestet und kalibriert werden.

4.2.2 Einfluss der Temperatur und der Belastung auf das rheologische Materialverhalten

Die Konsistenz von Bitumen ist stark von der Temperatur abhängig. Bitumen ist ein Gemisch aus verschiedenen Kohlenwasserstoffverbindungen. Daher ist die Feststellung eines Schmelzpunkts nicht möglich, sondern es ändert sich lediglich die Viskosität mit der Temperatur. Zur Abschätzung dieser temperaturabhängigen Viskosität haben mehrere Autoren mathematische Gleichungen entwickelt, um diese Abhängigkeit bestmöglich abzubilden.

Die Gleichung nach Williams, Landel und Ferry (WLF-Gleichung) ist eine wichtige mathematische Gleichung, die in erster Linie auf der Veränderung des molekularen freien Volumens infolge der temperaturabhängigen Brownschen Molekularbewegung basiert. Die WLF-Gleichung (siehe Gleichung 4-2) wurde für amorphe Polymere und andere glasbildende Flüssigkeiten entwickelt und wird deswegen nur für bestimmte Bitumensorten verwendet (Williams, et al. 1955).

$$\log \left[\frac{\eta(T)}{\eta_{ref}(T)} \right] = -C_1 \cdot \frac{T - T_{ref}}{C_2 + T - T_{ref}} \quad (4-2)$$

mit $T_{ref} \rightarrow$ Referenztemperatur
 $T \rightarrow$ Temperatur
 $\eta(T) \rightarrow$ Viskosität bei der aktuellen Temperatur
 $\eta_{ref} \rightarrow$ gemessene Viskosität bei der Referenztemperatur
 $C_1, C_2 \rightarrow$ Materialkonstanten

Jongpier & Kuilman (1974) schlugen eine zwei-Parameter-Gleichung vor, die die temperaturabhängige Viskosität als eine Funktion des reziproken Wertes der absoluten Temperatur und deren Quadrat beschreibt:

$$\log \left[\frac{\eta(T)}{\eta_{ref}(T)} \right] = B \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right) + C \cdot \left(\frac{1}{T^2} - \frac{1}{T_{ref}^2} \right) \quad (4-3)$$

mit $B; C \rightarrow$ Materialkonstanten

Die WLF- und Jongpier & Kuilman Gleichungen betrachten die Temperaturabhängigkeit der Viskosität eines Bitumens unter konstanter Belastung. Zwar hat die Temperatur eine signifikante Auswirkung auf der Fließfähigkeit von bitumenhaltigen Materialien, aber die Belastung spielt auch eine wichtige Rolle bei dem rheologischen Verhalten von bitumenhaltigen Materialien (Behzadfar & Hatzikiriakos, 2014). In Hase (1991) wurde ein Ansatz zur Berücksichtigung der Spannungsabhängigkeit der Burgers-Parameter ermittelt. Die kombinierte Abhängigkeit beider Einflussgrößen, Temperatur und - in diesem Fall - Scherspannung, wurde auf Grundlage dieses Ansatzes in Gleichung 4-4 und Gleichung 4-5 zusammengefasst.

$$\eta(T, \tau) = (a \cdot e^{b \cdot T}) \cdot e^{\left(\frac{c}{T-d}\right) \cdot \tau} \quad (4-4)$$

$$G(T, \tau) = (a \cdot e^{b \cdot T}) \cdot e^{\left(\frac{c}{T-d}\right) \cdot \tau} \quad (4-5)$$

mit $a; b; c; d \rightarrow$ Materialkonstanten

4.3 Simulation der Laborversuche

4.3.1 Platte-Platte-Rotationsversuch

Die Entwicklung des numerischen Modells ist an den im Labor durchgeführten Scherversuch mit einem Platte-Platte-Rheometer angelehnt. Diese zeitabhängigen Deformationsversuche wurden vom Institut für Bergbau und Spezialtiefbau der TU Bergakademie Freiberg bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt (siehe Kurzbericht „Rheologische Untersuchung von Bitumen“). Krafteintrag und Versuchsdauer wurden an die temperaturabhängige Viskosität des Bitumens angepasst. Untersucht wurden Destillations- und Oxidationsbitumen - AZALT 70/100 und STELOX 85/25 - wie sie auch für ein Dichtelement nach dem Prinzip "Harte Schale – weicher Kern" vorgesehen sind. (Kudla et al., 2009)

Der Scherversuch ist durch zwei parallele Platten gekennzeichnet, zwischen denen die Probe eingebaut ist (Abbildung 4-3). Im Versuchsaufbau ist die untere Platte typischer Weise feststehend. Die obere Platte ist drehbar gelagert und mit einem Antrieb verbunden. Aus dem Antrieb der oberen Platte durch ein Drehmoment M resultiert eine Scherspannung, die als Eingangsgröße des Versuchs gilt.

Als Ausgangsgröße wird die Scherrate bzw. die Scherdehnung gemessen. Die Scherrate $\dot{\gamma}$ hängt von der Antriebsgeschwindigkeit ω , von dem Radius R und der Höhe h der Probe zwischen den beiden Platten ab, siehe Gleichung 4-6. (Rudolph & Osswald 2015) Es wird angenommen, dass die Scherrate konstant über der Probenhöhe H ist, da die Versuchsbedingungen eine laminare Strömung voraussetzen. Für die Korrelation der Ergebnisse der Labormessungen und die Formulierung des Burgers-Modells werden die Gleichung 4-7 verwendet.

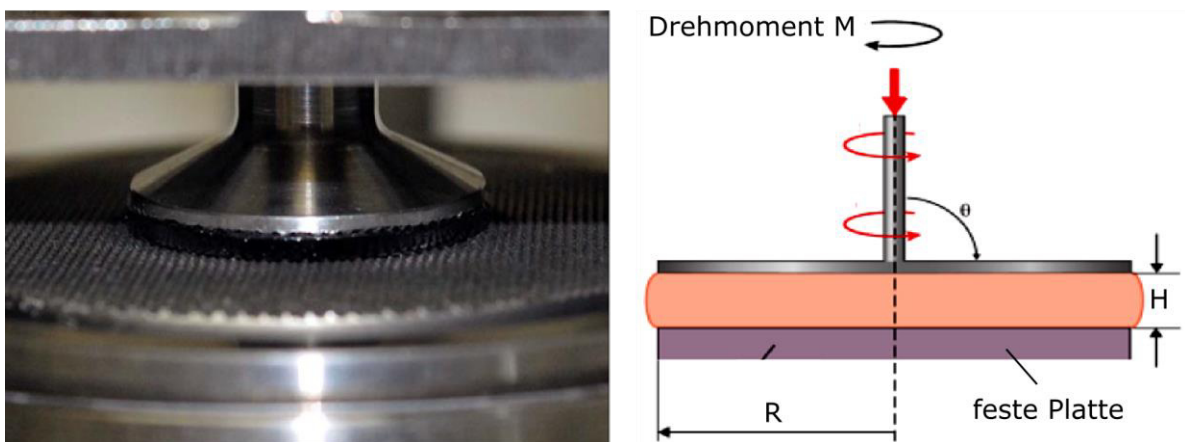


Abbildung 4-3: Versuchsaufbau (links) und schematische Darstellung eines Rotationsversuchs (rechts, nach (Rudolph & Osswald 2015))

$$\dot{\gamma}(R) = \frac{\omega \cdot R}{H} \quad (4-6)$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E & -\nu/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & 1/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & -\nu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (4-7)$$

mit $\varepsilon_{ii} \rightarrow$ Komponent des Verzerrungstensors
 $\gamma_{ij} \rightarrow$ Schubverzerrungskomponent
 $E \rightarrow$ Elastizitätsmodul
 $G \rightarrow$ Schubmodul
 $\nu \rightarrow$ Poissonzahl

Zusammenfassend korrespondieren zu den in der Abbildung 4-3 dargestellten labortechnischen Größen (Drehmoment $M \rightarrow$ Drehgeschwindigkeit ω) die rheologischen Größen (Scherspannung $\tau \rightarrow$ Scherdehnung γ bzw. Scherrate $\dot{\gamma}$). Die Eingangsgrößen (M , τ) sind mit den

Ausgangsgrößen (ω , γ bzw. $\dot{\gamma}$) durch die dynamische Viskosität des zu untersuchenden Bitumens verbunden.

Ziel der folgenden Simulation ist deshalb die mathematische Abbildung des viskosen Verhaltens von Bitumen, mit Berücksichtigung der Ergebnisse der Rotationsversuche zu realisieren. Hierfür werden die zeitabhängigen Dehnungskurven der Versuche mit der Gleichung angepasst.

$$\varepsilon(t) = \frac{\tau}{G_M} + \frac{\tau}{\eta_M} \cdot t + \frac{\tau}{G_K} \cdot \left(1 - e^{-\frac{G_K t}{\eta_K}}\right) \quad (4-8)$$

mit $\tau \rightarrow$ Scherspannung
 $G_M \rightarrow$ Schubmodul des Maxwellanteils
 $\eta_M \rightarrow$ Viskosität des Maxwellanteils
 $G_K \rightarrow$ Schubmodul des Kelvinanteils
 $\eta_K \rightarrow$ Viskosität des Kelvinanteils

$$\eta(T, \tau) = (a \cdot e^{b \cdot T}) \cdot e^{\left(\frac{c}{T-d}\right) \cdot \tau} \quad (4-9)$$

$$G(T, \tau) = (a \cdot e^{b \cdot T}) \cdot e^{\left(\frac{c}{T-d}\right) \cdot \tau} \quad (4-10)$$

mit $a; b; c; d \rightarrow$ Materialkonstanten

Die Temperaturabhängigkeit der Dichte wurde mit der Gleichung 4-11 berücksichtigt. Als Referenztemperatur wurden 25°C angenommen.

$$\rho_{Bit}(T) = \frac{\rho_{Bit, 25^\circ C}}{1 + \Delta T \cdot \alpha_{Bit, 25^\circ C}} \quad (4-11)$$

mit $\rho_{Bit, 25^\circ C} \rightarrow$ Dichte bestimmt bei einer Referenztemperatur $T = 25^\circ C$
 $\alpha_{Bit, 25^\circ C} \rightarrow$ Thermische Volumenausdehnungskoeffizient [1/K]
 $\Delta T \rightarrow$ Temperaturdifferenz zur Referenztemperatur

Ausgehend von den Eingangs- und Ausgangsgrößen des Versuchs können prinzipiell zwei Modellbildungen entwickelt werden. Bei Berücksichtigung der labortechnischen Größen muss allerdings der komplette Versuchsaufbau modelliert werden, da die Antriebsgeschwindigkeit während der Simulation berechnet werden muss. Für die Kalibrierung des Modells wurde ein numerisches Modell mit den realen Abmessungen der Laborprobe erstellt, wie in der Abbildung 4-4 illustriert ist.

Aufgrund des kreisförmigen Querschnitts der Probe und der Belastungsart können rotations-symmetrische Randbedingungen eingesetzt und die Modellierung auf einen Kreissektor reduziert werden und damit die Berechnungszeit beschleunigen. Deshalb wird der Keilwinkel des Kreissektors auf 3° festgelegt. Da das Modell in einem kartesischen Koordinatensystem ist,

hat diese Modellannahme zusätzlich den Vorteil, dass bei sehr kleinen Winkeln des Kreissektors die Rotationsscherspannung durch eine tangentielle Scherspannung angenähert werden kann. In der Abbildung 4-5 ist die diskretisierte Modellgeometrie dargestellt.

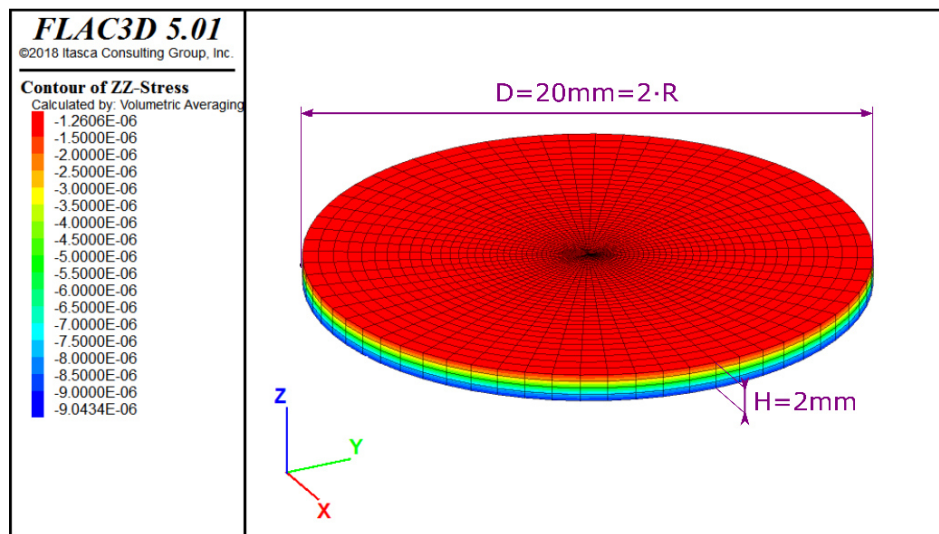


Abbildung 4-4: Geometrie des Modells der Bitumenprobe (ganz)

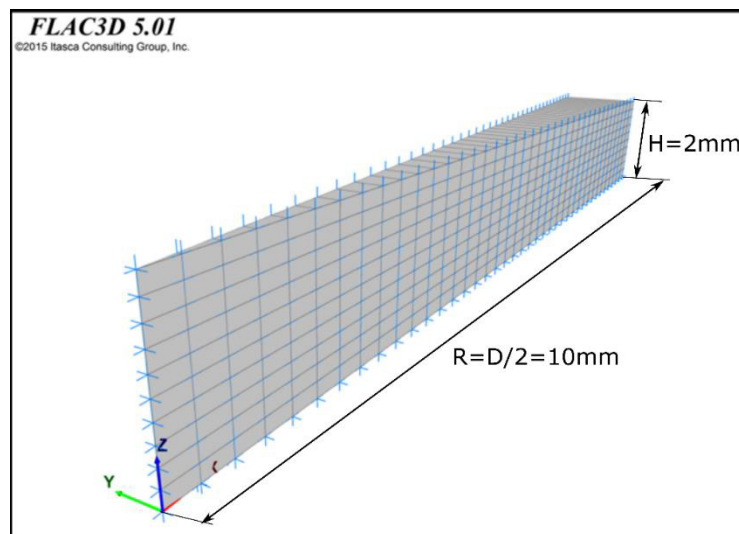


Abbildung 4-5: Abmessungen und Diskretisierung des Keilwinkel-Modell

Die Modellbildung auf Basis der rheologischen Größen stellt im Gegenteil dazu eine Vereinfachung dar. In der Probe wird die sich aus der Wirkung des Drehmoments einstellende Scherspannung aufgebracht. Die Probe wird danach entsprechend den Laborbedingungen auf der unteren Oberfläche starr gelagert. Die Scherspannung führt zu Scherdehnungen, die während der Simulation gemessen werden.

4.3.2 Modellierung der ersten Versuchsreihe

4.3.2.1 Eingangsparameter für die numerische Modellierung

Für die erste Versuchsreihe stehen die Ergebnisse von sechs Labormessungen zur Verfügung (Tabelle 4-1). Die Simulationsdauer ist an der Dauer des Laborversuches angelehnt und variiert je nach Versuch von 200 s bis 300.000 s.

Tabelle 4-1: Erstes Versuchsprogramm für Oxidationsbitumen STELOX 85/25

Temperatur [°C]	Scherspannung [Pa]	Versuchsdauer [s]
25	100	300.000
35	1.000	10.000
45	500	7.200
55	500	200
65	500	200
75	100	200

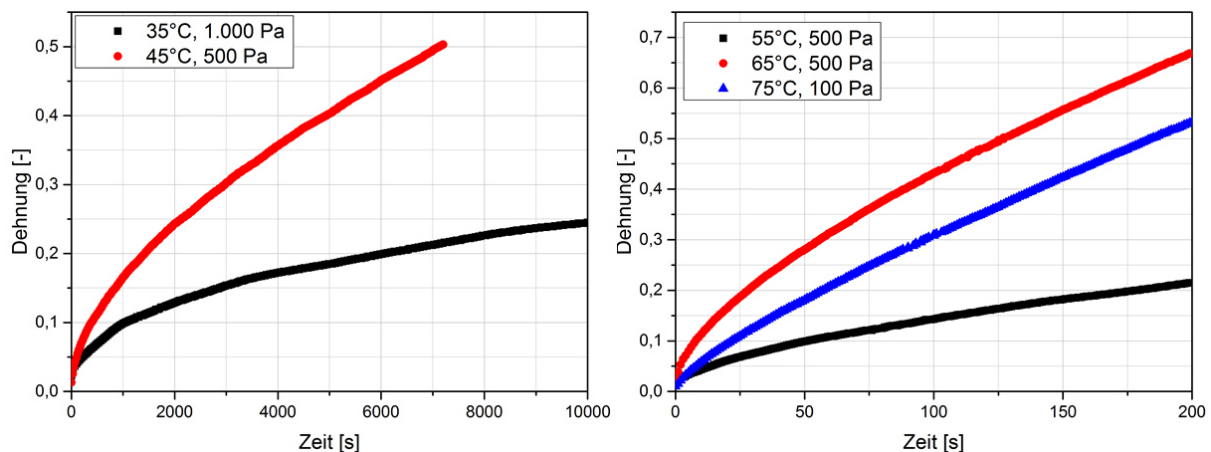


Abbildung 4-6: Zeitabhängige Dehnung beim Scherversuch unter verschiedenen Temperaturen

In allen Messkurven ist zum Zeitpunkt 0 bzw. der ersten Messung der Reihe bereits eine Anfangsdehnung verzeichnet. Diese Dehnung lässt sich nicht allein durch die elastische Sofortdeformation der Bitumenprobe bei Belastung erklären und kann somit nicht vom Burgers-Modell (Anteil G_M) abgebildet bzw. abgeleitet werden, vgl. Abbildung 4-1 und Abbildung 4-2. Die hohe Anfangsdehnung zum Zeitpunkt $t = 0$ resultiert vielmehr aus der Messfrequenz. Die erste Messung dieser Messreihe findet nach der Belastung der Probe statt, wodurch eine unrealistische Anfangsdehnung ausgewiesen wird. Aus diesem Grund werden die Messkurven auf der Zeitachse so extrapoliert und horizontal verschoben, dass die Anfangsdehnung zu null wird. Die Tabelle in der Abbildung 4-7 zeigt die sich bei den verschiedenen Temperaturen ergebende zeitliche Verschiebung.

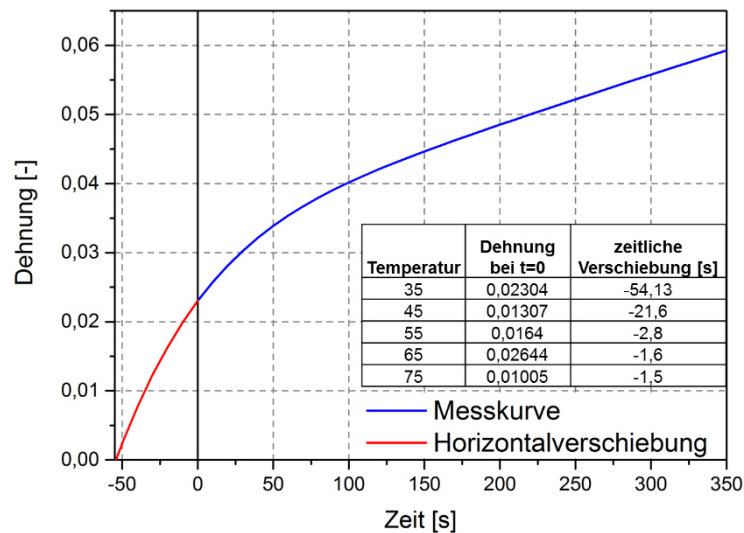


Abbildung 4-7: Korrektur des Dehnungsverlaufs der Labormessungen

4.3.2.2 Kurvenanpassung des Scherdehnungsverlaufs und numerische Simulation

Die aus den Laborversuchen ermittelten Burgers-Parameter werden als Eingangsgrößen für die Simulation benutzt. Diese Parameter sind in der Tabelle 4-2 zu finden. Damit wird ein erster Abgleich zwischen den Labormessungen und den numerischen Ergebnissen erzielt. Zur Abbildung des viskosen Verhaltens der Bitumenprobe wird das Burgers-Modell eingesetzt und mit Hilfe der Ergebnisse der Rotationsversuche aus Abschnitt 4.3.2.1 kalibriert. Die Berechnungen werden mit der Software FLAC3D v. 5.01 durchgeführt. Diese Ausführungen beschränken sich zunächst auf die Simulation des zeitabhängigen Materialverhaltens eines handelsüblichen Oxidationsbitumens, STELOX 85/25.

Tabelle 4-2: Burgers-Parameter der Bitumenprobe ermittelt aus Rotationsscherversuchen bei unterschiedlichen Temperaturen

Temperaturstufen [°C]	Maxwellanteil		Kelvinanteil	
	G_M [Pa]	η_M [Pa·s]	G_K [Pa]	η_K [Pa·s]
25	3,000e+9	8,584e+8	2,680e+4	1,730e+8
35	3,000e+9	7,255e+7	8,754e+3	6,343e+6
45	3,000e+9	1,011e+7	3,252e+3	2,109e+6
55	3,000e+9	6,460e+5	7,801e+3	1,166e+5
65	3,000e+9	1,974e+5	2,886e+3	5,320e+4
75	3,000e+9	4,331e+4	1,312e+3	2,679e+4
85	3,000e+9	1,140e+4	6,770e+2	1,641e+4
95	3,000e+9	2,940e+3	2,470e+2	3,394e+3
105	3,000e+9	7,800e+2	1,720e+2	2,768e+3

Die Ergebnisse der Simulation werden anhand des Versuchs bei einer Referenztemperatur von 25°C unter einer eingestellten Schubspannung von 100 Pa dargestellt. Die Abbildung 4-8 zeigt die aufgebrachte Schubspannung in der Probe. Es handelt sich um die Komponente σ_{yz}

des Spannungstensors. Alle anderen Komponenten sind näherungsweise null. Die Schubspannung steigt linear über den Radius und erreicht ein Maximum am Probenrand. Dieses Maximum entspricht der eingestellten Schubspannung während des Versuchs im Rheometer. Es existiert ein linearer Zusammenhang zwischen der Schubspannung und dem Abstand R vom Zentrum. In der Mitte der Probe beträgt die Spannung null. Dieses Ergebnis ist konsistent zu den Versuchsbedingungen, denn die Schubspannung, die sich während eines Scherversuchs in einem Platte-Platte-Rheometer einstellt, kann nach Gleichung 4-12 berechnet werden.

$$\tau = \eta \frac{\omega \cdot R}{H} \quad (4-12)$$

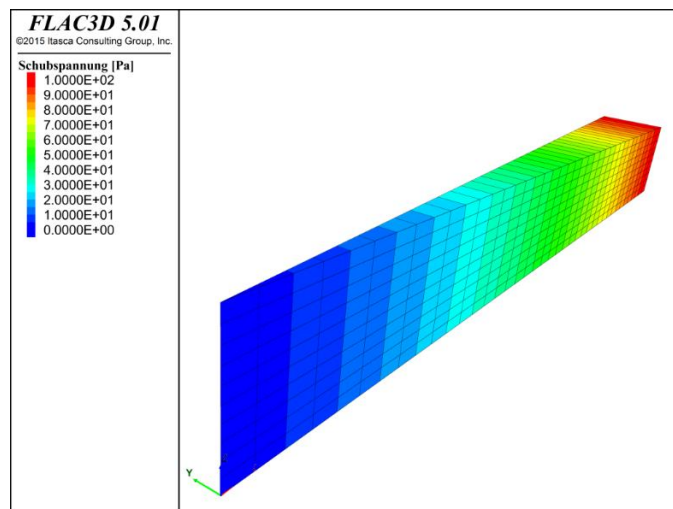


Abbildung 4-8: Schubspannungsverteilung in der Probe mit $\tau = 100\text{Pa}$ und $T=25^\circ\text{C}$

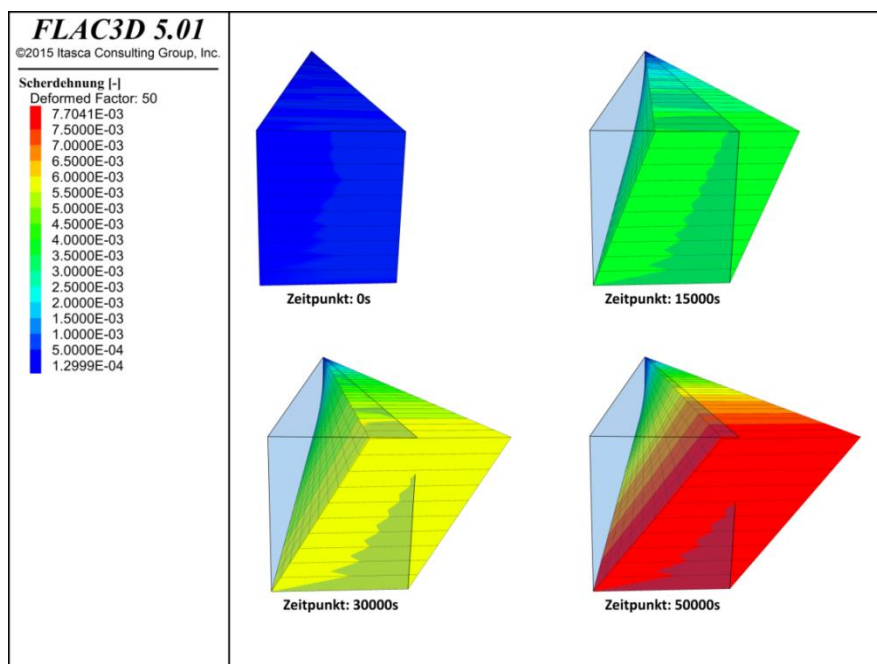


Abbildung 4-9: Scherdeformation und Scherdehnung in der Probe bei einer Temperatur von 25°C

Die Abbildung 4-9 zeigt überhöht die Scherdehnung und die Scherdeformation der Probe zu vier verschiedenen Zeitpunkten. Die aufgebrachte Schubspannung führt zu einer Kriechdeformation der Probe. Sie wird im nicht deformierten Zustand zu Vergleichszwecken transparent dargestellt. Die Abbildung zeigt, dass die Verformungen und Dehnungen über die Zeit bei konstanter Spannung anwachsen. Die Verformung der Probe entspricht der Wirkung der sich drehenden oberen Platte des Rheometers auf der Oberfläche der Probe. Dies kann in gleicher Weise auch im Versuch beobachtet werden.

Die maximale Dehnung am Rand des Modells wird für den Vergleich mit Labormessungen herangezogen. Die Abbildung 4-10-a zeigt den zeitlichen Verlauf der berechneten gegenüber der gemessenen Dehnung im Labor bei einer Temperatur von 25°C. Das erwartete rheologische Verhalten des Bitumens wird im Modell gut abgebildet. Die beiden Kurven haben qualitativ den gleichen Verlauf. Das numerische Modell unterschätzt die Dehnung allerdings deutlich. Die Diskrepanz zwischen den Messungs- und Simulationsergebnissen ist bei dem Versuch mit 35°C Temperatur im Vergleich zu 25°C gering, vgl. Abbildung 4-10-b. Diese beiden Versuche bilden das stationäre Verhalten von Bitumen ab. Dort ist die Steigung der Dehnung am Ende des Versuchs entscheidend. Sie wird bei dem Versuch mit 35°C gut abgebildet, während bei 25°C Verbesserungsbedarf besteht. Die Versuche, die bei höheren Temperaturen über eine kurze Zeit durchgeführt wurden, bilden das transiente Verhalten von Bitumen ab. Obwohl einige Berechnungsergebnisse (vgl. Abbildung 4-10-c und Abbildung 4-10-d) eine unbefriedigende Übereinstimmung zeigen, ist bei beiden Versuchen die Differenz zwischen simulierten und gemessenen Dehnungskurven gering.

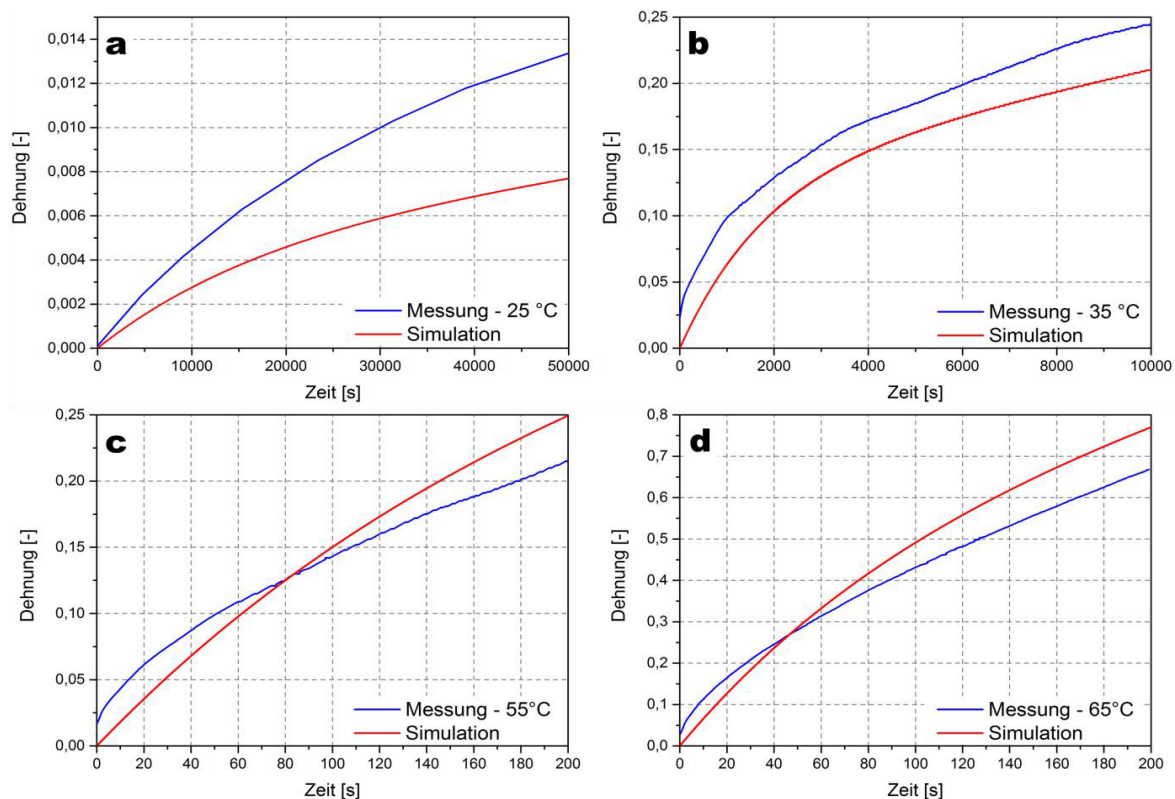


Abbildung 4-10: Vergleich der simulierten gegenüber der gemessenen Dehnungen über die Zeit für ausgewählte Versuche

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass nur eine befriedigende, modellbasierte Vorhersage der gemessenen Dehnungen auf Grundlage der ersten Versuchsreihe der Rotationsversuche möglich ist. Es bedarf weitere Anpassungen, damit eine quantitative Übereinstimmung mit den Labormessungen erzielt wird. Zur Kalibrierung der Simulation wurden deshalb weitere Laboruntersuchungen durchgeführt, die im folgenden Abschnitt vorgestellt werden.

4.3.3 Modellierung der zweiten Versuchsreihe

Mit den Ergebnissen einer zweiten Versuchsreihe wurden die numerischen Modellierungen weitergeführt und entsprechend modifiziert. Diese Versuche wurden am Oxidationsbitumen STELOX 85/25 und am Destillationsbitumen AZALT 70/100 durchgeführt.

4.3.3.1 Eingangsparameter für die numerische Modellierung

Die Laborversuche wurden diesmal nicht nur bei unterschiedlichen Temperaturstufen durchgeführt, sondern auch unter drei unterschiedlichen Scherbelastungsstufen 100 Pa, 1.000 Pa und 10.000 Pa (Siehe Tabelle 4-3). Die Versuchsdauer der Labormessungen wurde einheitlich bis zu 7.200 s durchgeführt. Ausnahme davon waren einige Versuchen mit der Scherspannung von 10.000 Pa, denn die Bitumenprobe ist frühzeitig aus den Messspalt gequollen und deswegen wurde der Versuch frühzeitig beendet.

Tabelle 4-3: Versuchsrandbedingungen für die zweite Versuchsreihe

Bitumen	Schubspannung [Pa]	Temperaturstufen [°C]					
		25	35	45	55	65	75
STELOX 85/25	100	7.200	7.200	7.200	7.200	7.200	7.200
	1.000	7.200	7.200	7.200	-	-	-
	10.000	7.200	235	3.661	-	-	-
AZALT 70/100	100	7.200	7.200	7.200	7.200	7.200	7.200
	1.000	7.200	7.200	7.200	-	-	-
	10.000	7.200	7.200	428	-	-	-

Ähnlich wie bei der ersten Versuchsreihe wiesen ein paar der Dehnungskurven eine hohe bzw. negative Anfangsdehnung zum Zeitpunkt $t = 0$ auf. Wie bereits in Abschnitt 4.3.2 beschrieben, wurde für die betroffenen Versuche eine Korrektur des Dehnungsverlaufs der Labormessungen durchgeführt (siehe Abbildung 4-7). Die korrigierten Scherdehnungsverläufe sind in der Abbildung 4-11 für das Oxidationsbitumen und der Abbildung 4-12 für das Destillationsbitumen dargestellt.

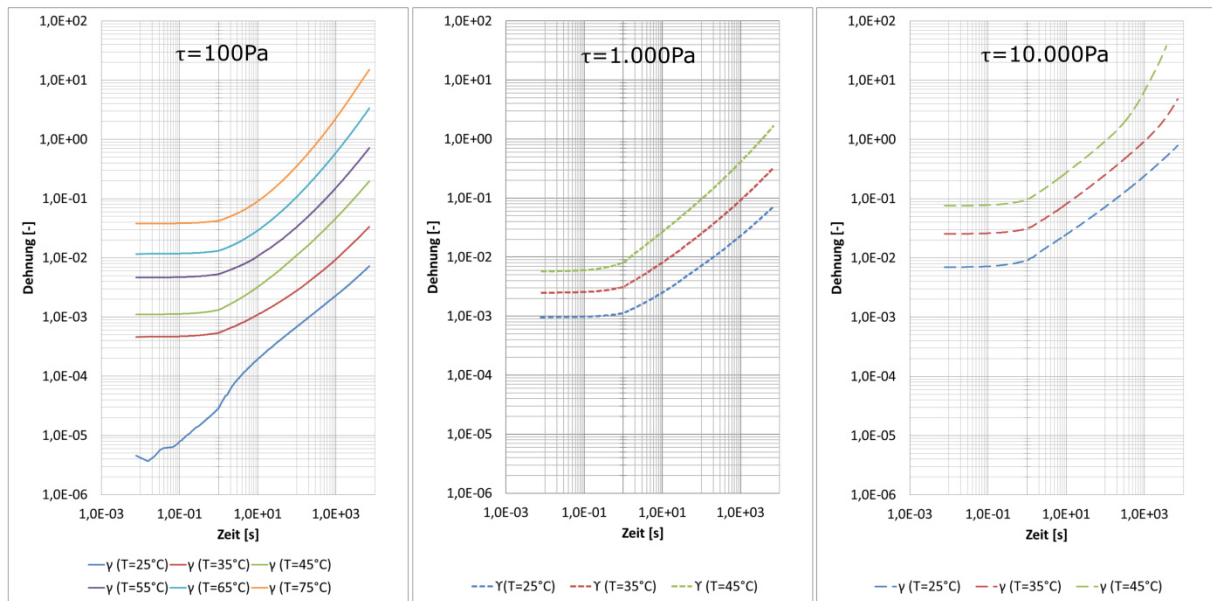


Abbildung 4-11: Gegenüberstellung des Scherdehnungsverlaufs über die Zeit für die zweite Versuchsreihe mit STELOX 85/25

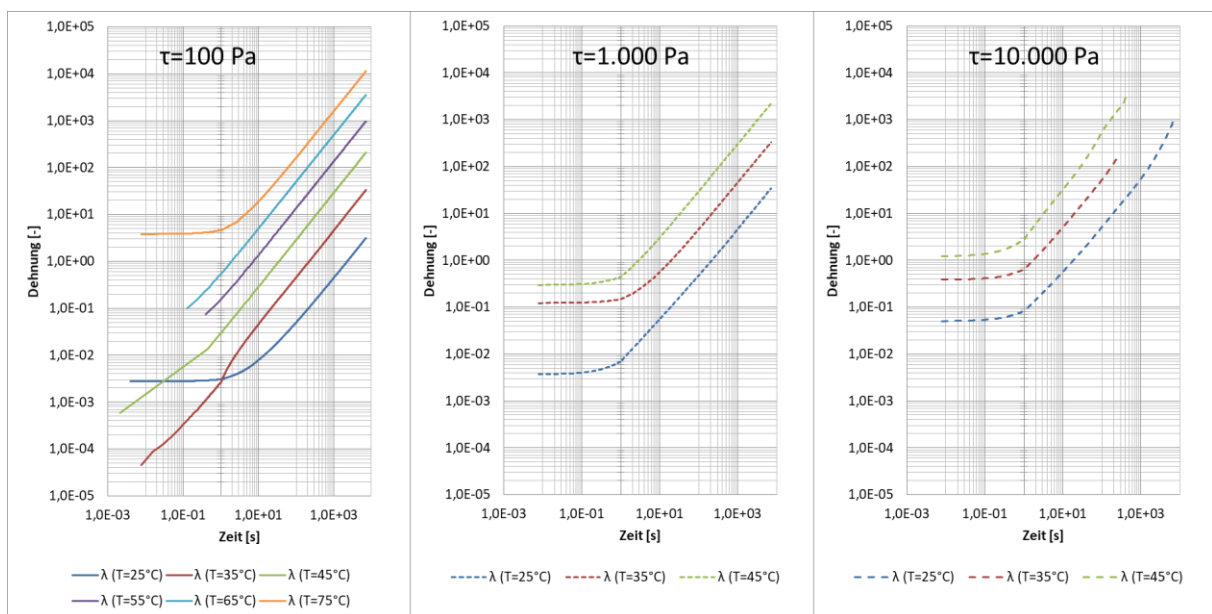


Abbildung 4-12: Gegenüberstellung der Scherdehnungsverlauf über die Zeit für die zweite Versuchsreihe mit AZALT 70/100

4.3.3.2 Kurvenanpassung des Scherdehnungsverlaufs und numerische Simulation

Basierend auf den Rotationsversuchen an dem Oxidationsbitumen STELOX 85/25 und Destillationsversuche AZALT 70/100, die im Abschnitt 4.3.2.1 und im Kurzbericht „Rheologische Untersuchung von Bitumen“, beschrieben wurden, erfolgte die Identifizierung der Burgers-Parameter. Zuerst wurde eine Kurvenanpassung mittels des Tools NL-Fit (Nicht Linearer Fit) des Computerprogramms Origin 2019b und der Add-In-Tool Solver von Excel durchgeführt. Die Ergebnisse der Kurvenanpassung wurden in der Tabelle 4-4 für STELOX 85/25 und in der Tabelle 4-5 für AZALT 70/100 zusammengefasst.

Tabelle 4-4: Eingangswerte für die numerischen Simulationen mit Bitumen STELOX 85/25 aus der Auswertung der Rotationsversuche

T [°C]	τ [MPa]	G_M [MPa]	η_M [MPa·s]	G_K [MPa]	η_K [MPa·s]
25	1E-04	2,3200E+01	1,2524E+02	5,5364E-02	1,8693E+01
	1E-03	9,6249E-01	1,2299E+02	5,9302E-02	2,2223E+01
	1E-02	1,2947E+00	1,1367E+02	5,5523E-02	2,0958E+01
35	1E-04	1,9728E-01	2,5945E+01	1,7161E+01	6,4034E+00
	1E-03	4,5247E-01	2,6394E+01	1,5904E-02	6,3653E+00
	1E-02	4,4499E-01	1,7071E+01	3,7528E-02	2,9294E+00
45	1E-04	8,5255E-02	4,0716E+00	3,7967E-03	1,5487E+00
	1E-03	1,6146E-01	4,7859E+00	4,1293E-03	1,6589E+00
	1E-02	2,8150E-01	1,1729E+00	1,0000E+00	4,8518E-01
55	1E-04	2,0310E-02	1,0621E+00	1,4456E-03	4,8535E-01
65	1E-04	8,4270E-03	2,2378E-01	5,9607E-04	3,1939E-01
75	1E-04	2,6390E-03	4,8044E-02	5,9722E-04	5,9380E-02

Tabelle 4-5: Eingangswerte für die numerischen Simulationen mit Bitumen AZALT 70/100 aus der Auswertung der Rotationsversuche

T [°C]	τ [MPa]	G_M [MPa]	η_M [MPa·s]	G_K [MPa]	η_K [MPa·s]
25	1E-04	3,6313E-02	2,2921E-01	1,0000E+00	1,0000E+00
	1E-03	2,7553E-01	2,1486E-01	1,0000E+00	1,0000E+00
	1E-02	1,9960E-01	2,1374E-01	1,0000E+00	1,0000E+00
35	1E-04	4,3478E+00	2,1900E-02	1,0000E+00	1,0000E+00
	1E-03	8,1566E-03	2,1536E-02	1,0000E+00	1,0000E+00
	1E-02	2,6199E-02	1,8028E-02	1,0000E+00	1,0000E+00
45	1E-04	1,7060E-01	3,4668E-03	1,0000E+00	1,0000E+00
	1E-03	3,3921E-03	3,3656E-03	1,0000E+00	1,0000E+00
	1E-02	8,4410E-03	2,8724E-03	1,0000E+00	1,0000E+00
55	1E-04	4,9930E-03	7,4578E-04	1,0000E+00	1,0000E+00
65	1E-04	2,5587E-03	2,0019E-04	1,0000E+00	1,0000E+00
75	1E-04	2,6333E-05	6,2500E-05	1,0000E+00	1,0000E+00

Im Gegensatz zu der ersten Versuchsreihe wurde die Kurvenanpassung bereits mit dem Ansatz von Hase (1991) durchgeführt (Siehe Abschnitt 4.2.2: Gleichung 4-4 und 4-5). Basierend auf diesem Ansatz wurde ebenso die Kurvenanpassung analytisch überprüft. Die Ergebnisse zeigen eine hervorragende Übereinstimmung mit den Laborwerte. Anders als bei den Analy-

sen der ersten Versuchsreihe wurde die Temperatur- und Belastungsabhängigkeit des Maxwell-Anteils (G_M) ebenso in der Analyse berücksichtigt, denn ist diesmal die Aufnahme der elastische Sofort-Deformation der Bitumenprobe erklären lässt. Dies hat sich positiv auf die Kurvenanpassung ausgewirkt, wie in der Abbildung 4-13 für das Oxidationsbitumen und der Abbildung 4-14 für das Destillationsvolumen zu sehen ist.

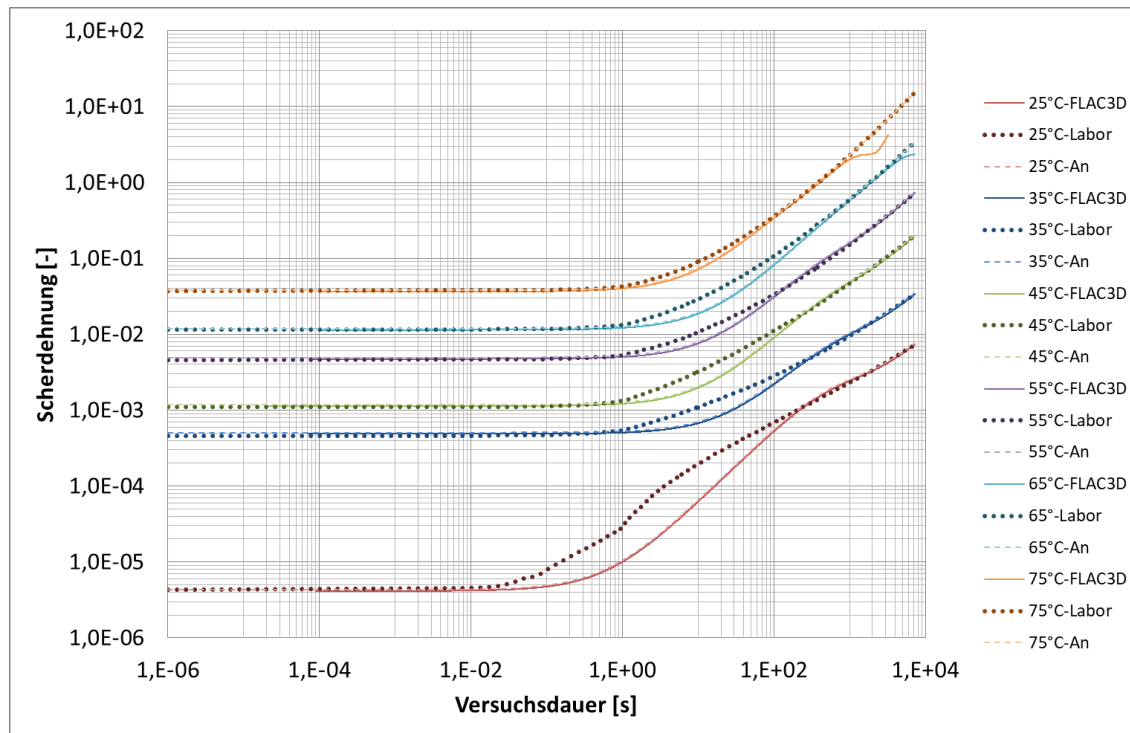


Abbildung 4-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse aus den Labormessungen mit der analytischen Lösung und den Berechnungsergebnissen mit FLAC3D, für STELOX 85/25 mit $\tau=100$ Pa

Die leichten Abweichungen am Ende der mit FLAC3D simulierten Scherdehnungsverlaufskurven können auf den Kelvin-Anteil zurückgeführt werden. Die numerischen Simulationen zeigen im Allgemeinen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Dehnungsverläufen mit FLAC3D und der Dehnungsverläufe der Labormessungen. Bei der Simulation mit $T = 65^\circ\text{C}$ und $T = 75^\circ\text{C}$ ist am Ende der Berechnungszeit tertiären Scherdehnungen zu erkennen. Außerdem brach frühzeitig die Berechnung für den Fall $T = 75^\circ\text{C}$ bei $t = 3.207$ s ab.

Bei den numerischen Simulationen mit dem Destillationsbitumen AZALT 70/100 wurde ebenso der Maxwell-Anteil (G_M) berücksichtigt. Aufgrund des ausgeprägten Flüssigkeitscharakters des Destillationsbitumens zeigt die zeitabhängige Scherdehnungskurve einen konstant ansteigenden Verlauf, was typisch für ein Newtonsches Verhalten ist. Dieser Scherdehnungsverlauf aus den Labormessungen deutet darauf hin, dass der Kelvin-Anteil des rheologischen Modells wenig ausgeprägt bis nicht existent ist. Daraus lässt sich ableiten, dass der Kelvin-Voigt-Anteil für diese Art von Bitumen nicht relevant ist, zumindest nicht für den untersuchten Spannungsbereich.

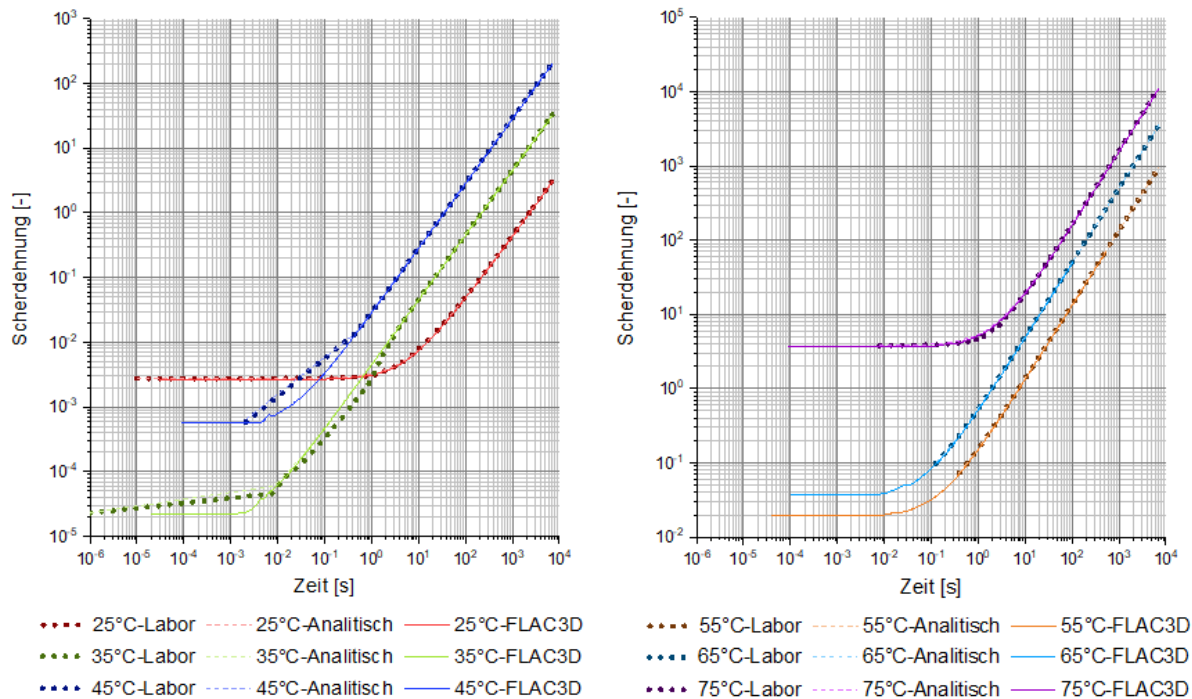


Abbildung 4-14: Gegenüberstellung der Ergebnisse aus den Labormessungen mit der analytischen Lösung und den Berechnungsergebnissen mit FLAC3D, für AZALT 70/100 mit $\tau=100\text{Pa}$

4.4 Parameteridentifikation

4.4.1 Parameteridentifikation der ersten Versuchsreihe für STELOX 85/25

Mit den Ergebnissen vom Abschnitt 4.3.2 wurde noch eine Identifizierung der Burgers-Parameter für die numerische Modellierung durchgeführt. Dies erfolgte unter Anwendung der Software Optislang von Dynardo, um einen besseren quantitativen Abgleich mit den Laborergebnissen zu erzielen. Als Inputparameter werden die Kelvin-Schersteifigkeit (Anteil G_K) sowie die Maxwell- und Kelvin-Viskositäten (Anteil η_M und η_K) des Burgers-Modells gewählt. Die Maxwell-Schersteifigkeit ist für das elastische Verhalten bzw. die sofortige Dehnung der Bitumenprobe verantwortlich und hat somit keinen Einfluss auf das zeitabhängige Dehnungsverhalten der Probe. Als Referenzwerte für die Inputparameter werden die aus den Laborversuchen ermittelten Werte von Tabelle 4-2 genommen. Die Variationsbereiche wurden so gewählt, dass die Temperaturabhängigkeit der optimierten Parameter durch eine physikalisch plausible Gesetzmäßigkeit beschrieben werden kann. Diese gewählten Variationsbereiche für die Optimierung sind in der Tabelle 4-6 zusammengefasst. Die Temperatur-Viskositätsbeziehung von Bitumen als amorphes Stoffsystem wird durch zahlreiche Näherungsgleichung, wie die WLF-Beziehung, approximiert, die auf der temperaturabhängigen Brownschen Bewegung auf Molekularebene basiert. (Kudla et al., 2009)

Tabelle 4-6: Ausgewählte Variationsbereiche für die Parameteridentifikation

T [° C]	η_M [Pa·s]		G_K [Pa]		η_K [Pa·s]	
	Untere Schranke	Obere Schranke	Untere Schranke	Obere Schranke	Untere Schranke	Obere Schranke
25	6,53E+08	1,05E+09	3,50E+03	1,95E+04	5,57E+07	2,50E+08
35	3,67E+07	8,93E+07	1,34E+03	6,08E+03	3,86E+06	8,86E+06
45	1,97E+06	1,73E+07	5,00E+02	4,00E+03	1,84E+05	1,84E+06
55	2,50E+05	2,03E+06	1,00E+02	4,00E+03	2,50E+04	5,00E+05
65	5,02E+04	2,84E+05	5,00E+01	8,00E+02	1,13E+04	8,04E+05
75	5,66E+03	8,09E+04	3,00E+01	6,00E+02	5,95E+03	4,05E+04

Die Zielfunktion der Optimierung ist die arithmetische Differenz der simulierten und gemessenen Dehnungen über die Zeit. Ein Optimum wird dann erreicht, wenn diese Wertdifferenz so klein wie möglich ist, im Idealfall gleich null. Die Software Optislang stellt verschiedene Optimierungsalgorithmen zur Verfügung. Für diese Analyse wurde überwiegend ein evolutionärer Algorithmus verwendet, der sich als effizientester Ansatz für diese Optimierungsaufgabe erwies. Zusätzlich wurde auch die Lösung mit Hilfe des Simplex-Verfahrens erprobt. Die Ergebnisse der Optimierung sind für die Versuche mit den Temperaturen 25°C, 35°C, 55°C und 65°C in Abbildung 4-15 dargestellt. Bei der Darstellung der Ergebnisse der Optimierungsanalyse von Optislang werden alle simulierten Kurven in Grau, die simulierte Kurve mit der besten Übereinstimmung in Grün und die Labormesskurve in Rot dargestellt. Im Prinzip zeigen die optimalen Kurven zu jeder Temperatur eine gute Übereinstimmung mit den Labormesskurven. Die beste Übereinstimmung mit den Zielfunktionen ist mit den in Tabelle 4-7 zusammengefassten Parametern erreicht worden. Je niedriger der Wert der Zielfunktion ist, umso genauer ist die Kurveanpassung-

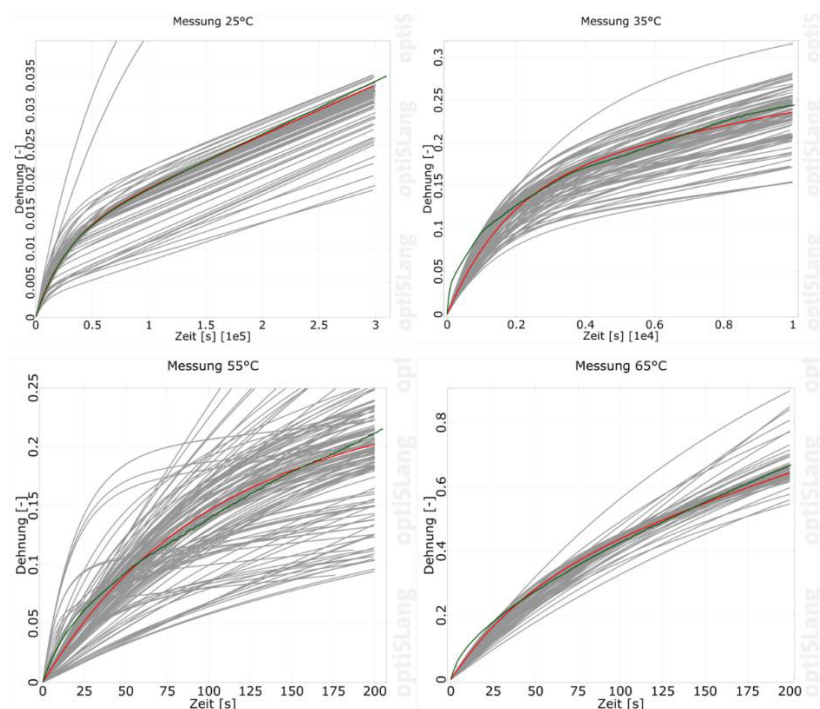


Abbildung 4-15: Ausgewählte Ergebnisse der Optimierungsanalyse mittels Optislang

Tabelle 4-7: Optimierte Burgers-Parameter

T [°C]	G_M [Pa]	η_M [Pa·s]	G_K [Pa]	η_K [Pa·s]	Zielfunktion
25	3,0E+09	7,370E+08	3,961E+03	1,190E+08	0,0097
35	3,0E+09	6,670E+07	3,021E+03	5,550E+06	0,7276
45	3,0E+09	5,270E+06	1,656E+03	8,903E+05	1,8676
55	3,0E+09	1,730E+06	1,279E+03	1,110E+05	0,2352
65	3,0E+09	1,447E+05	7,999E+02	3,936E+04	0,7036
75	3,0E+09	2,198E+04	5,996E+02	1,633E+04	0,1538

Zusätzlich zu der Parameteridentifikation wurde eine Sensitivitätsanalyse bei einigen Versuchen durchgeführt. Die Auswertung dieser Analyse erfolgt mittels einer erweiterten Korrelationsmatrix. Die Matrix zeigt in dem oberen Dreieck die linearen Korrelationskoeffizienten zwischen Parametern und der Zielfunktion. Die Diagonale ist belegt mit den Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen der Parameter. Das untere Dreieck zeigt die sogenannten Anthill-Plots aller paarweisen Parameterkombinationen.

Die Sensitivitätsanalyse wurde für zwei Versuche durchgeführt, die das Verhalten der Bitumenprobe in unterschiedlichen Temperaturbereichen charakterisieren soll. Es handelt sich um die Versuche bei 35°C und bei 75°C, vgl. dazu Abbildung 4-16. Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass mit steigender Temperatur der Flüssigkeitscharakter des Bitumens das rheologische Verhalten dominiert.

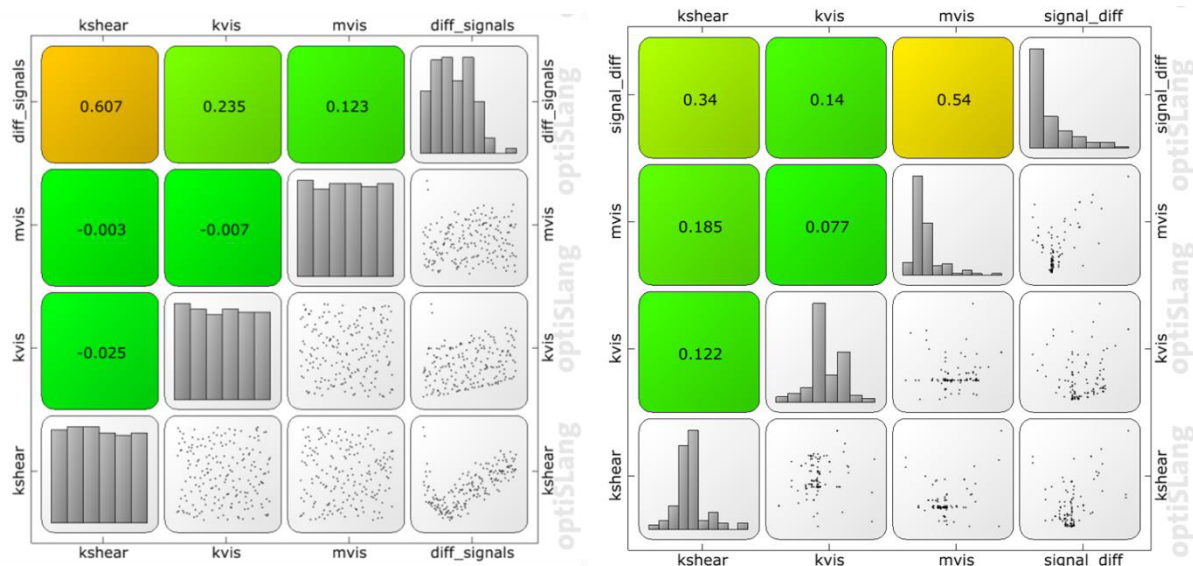


Abbildung 4-16: Ergebnis der Sensitivitätsanalyse für die Versuche 35°C (links) und 75°C (rechts)

Die Temperaturabhängigkeit der drei Parameter G_K , η_M und η_K wurde mit Hilfe zwei verschiedener Näherungsfunktionen beschrieben. Die Bestimmung der Näherungen erfolgte analog der zuvor beschriebenen Optimierung. Zielfunktion war auch hier die arithmetische Differenz der optimierten Parameter und des Funktionswertes der Näherung. Ein Optimum wird dann erreicht, wenn diese Differenz einen minimalen Wert - meist in der Nähe von null - erreicht.

Aus Kudla et al. (2009) und Williams et al. (1955) ist bereits die WLF-Funktion zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit bekannt, vgl. Abschnitt 4.2.2. Alternativ dazu sollte die Eignung einer Zwei-Parameter Gleichung nach Jongpier & Kuilmann (1974) überprüft werden. Die Parameteridentifikation für beide Näherungen berücksichtigt eine Wichtung der Funktionswerte nach Gleichung 4-13.

$$w = \frac{1}{\eta(T)^2} \quad (4-13)$$

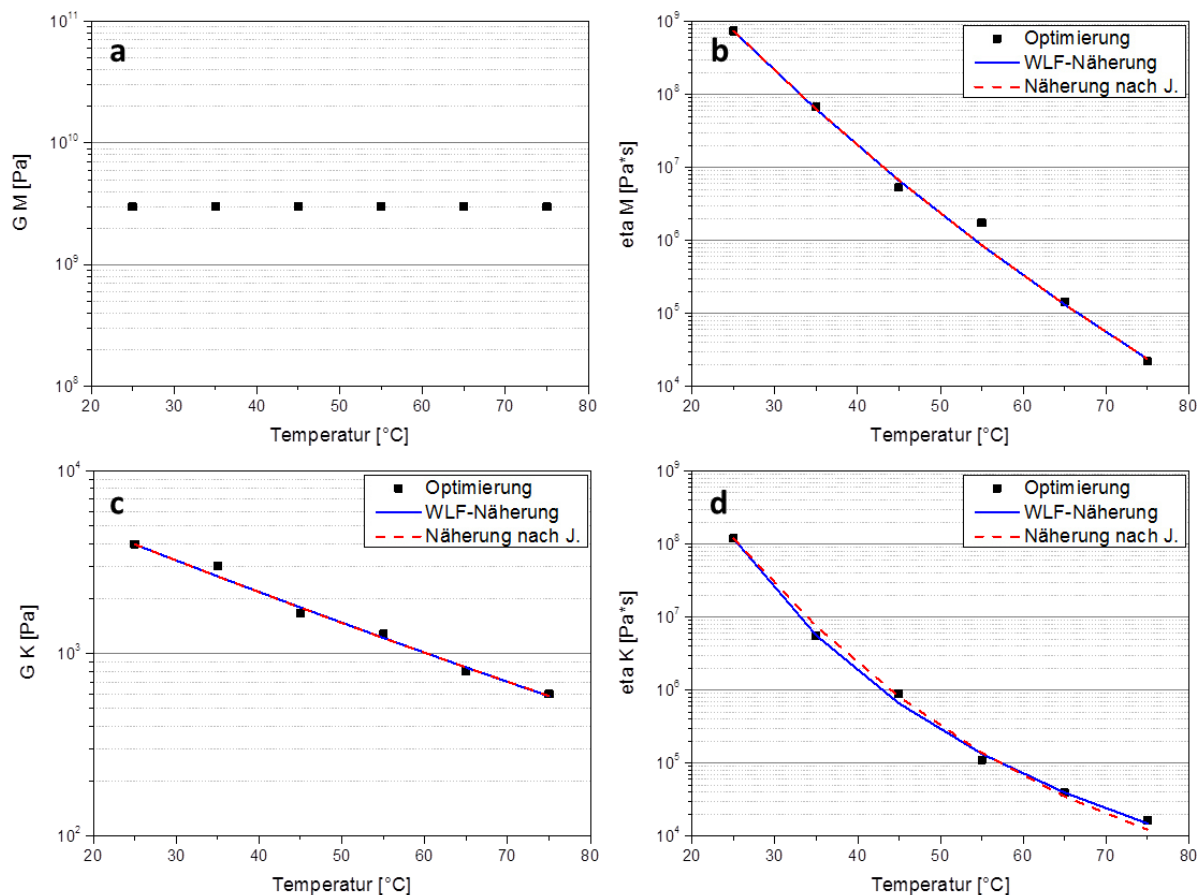


Abbildung 4-17: Übersicht über optimierte Burgers-Parameter und Näherungen

Auch für η_K existieren für beide Näherungen bzw. Lösungen, die im Temperaturbereich 25°C bis 75°C einen ähnlich geringen Zielwert aufweisen, siehe Abbildung 4-17-d. Bei der Extrapolation der Näherungsfunktionen über den für einen Heißeinbau relevanten Temperaturbereich zeigt die Näherung nach Jongpier & Kuilmann (1974) aber einen Funktionsverlauf, der nicht dem erwarteten Materialverhalten entspricht, siehe Abbildung 4-18. Die Funktion erreicht bei ca. 120°C ein Minimum und steigt dann wieder an. Das rheologische Verhalten des Bitumens führt bei steigender Temperatur zu einer weiter sinkenden bzw. sich asymptotisch einer Grenzwerte annähernden Viskosität. Dies gilt auch für die Modellgröße η_K . Eine Viskositätssteigerung darf nicht auftreten.

Durch das Setzen zusätzlicher Randbedingungen können für die Näherungsfunktion Parameter identifiziert werden, die dem erwarteten Verhalten entsprechen. Die damit verbundenen Annahmen sind aber nicht durch Versuchswerte gestützt. Ohne zusätzliche Versuchswerte kann für den Parameter η_K keine zuverlässige Näherung nach Jongpier & Kuilman (1974) gefunden werden.

Der Verlauf der WLF-Funktion entspricht dem erwarteten Verhalten. Die Temperaturabhängigkeit der Parameter G_K , η_M und η_K wird in der Simulation somit über die WLF-Gleichung beschrieben. Die optimierten Parameter der drei Näherungsfunktionen sind in Tabelle 4-8 zu finden.

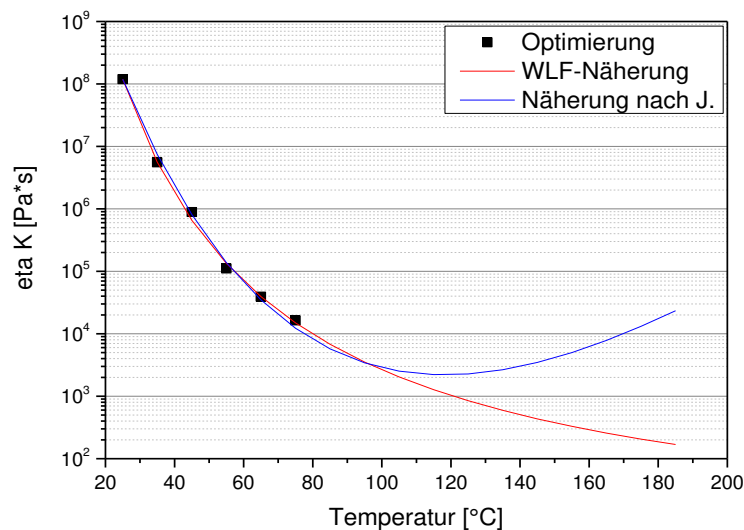


Abbildung 4-18: Vergleich der Näherungsfunktionen für η_K über den beim Heißeinbau relevanten Temperaturbereich

Tabelle 4-8: Optimierte Burgers-Parameter

Parameter	Referenztemperatur [° C]	Referenzwert	C1	C2
G_K	25	3.960,6	13,41	756,14
η_M	25	7,37E+08	21,86	193,47
η_K	25	1,19E+08	7,57	46,96

4.4.2 Parameteridentifikation der zweiten Versuchsreihe

Mit den Eingangsparametern der Tabelle 4-4 und der Tabelle 4-5 wurden auf Grundlage des Ansatzes von Hase (1991) für jede Bitumensorte eine allgemeine Formulierung erstellt. Dafür wurden die Materialkonstanten Gleichung 4-6 und Gleichung 4-7 ermittelt. Diese Werte sind in der Tabelle 4-9 für STELOX 85/25 und der Tabelle 4-10 für AZALT 70/100 angegeben. Abschließend wurde die allgemeinen Formulierungen in FLAC3D als FISH-Routine programmiert und mit unterschiedlichen Temperaturen als Eingangsparameter durchgerechnet.

Tabelle 4-9: Werte der Materialkonstanten nach Gleichung 4-6 und Gleichung 4-7 für das Oxidationsbitumen STELOX 85/25

Faktor	G_M [MPa]	η_M [MPa·s]	G_K [MPa]	η_K [MPa·s]
a	1,755E+01	8,189E+03	1,474E+00	5,591E+02
b	-1,219E-01	-1,672E-01	-1,312E-01	-1,278E-01
c	1,396E+07	-2,582E+02	6,017E+03	-6,156E+07
d	-2,967E+05	9,994E-02	-6,360E+01	-8,413E+05
Bestimmtheitsmaß	96,41%	99,77%	81,78%	87,48%

Die Bestimmtheitsmaß der Werte der Burgers-Parameter mit den berechneten Materialkonstanten nach dem Ansatz von Hase ist relativ hoch für die Maxwell-Anteile und etwas niedriger für die Kelvin-Voigt-Anteile. Die Ergebnisse sind plausibel und eine geringere Abhängigkeit von der Belastung ist zu erkennen. Ausnahme hiervon ist die Viskosität der Kelvin-Voigt-Anteile. Je höher die Belastung, desto niedriger ist der Anteil η_K . Ebenfalls ist deutlich zu erkennen, dass je höher die Scherspannung ist, desto höher sind die elastischen Anteile G_M und G_K .

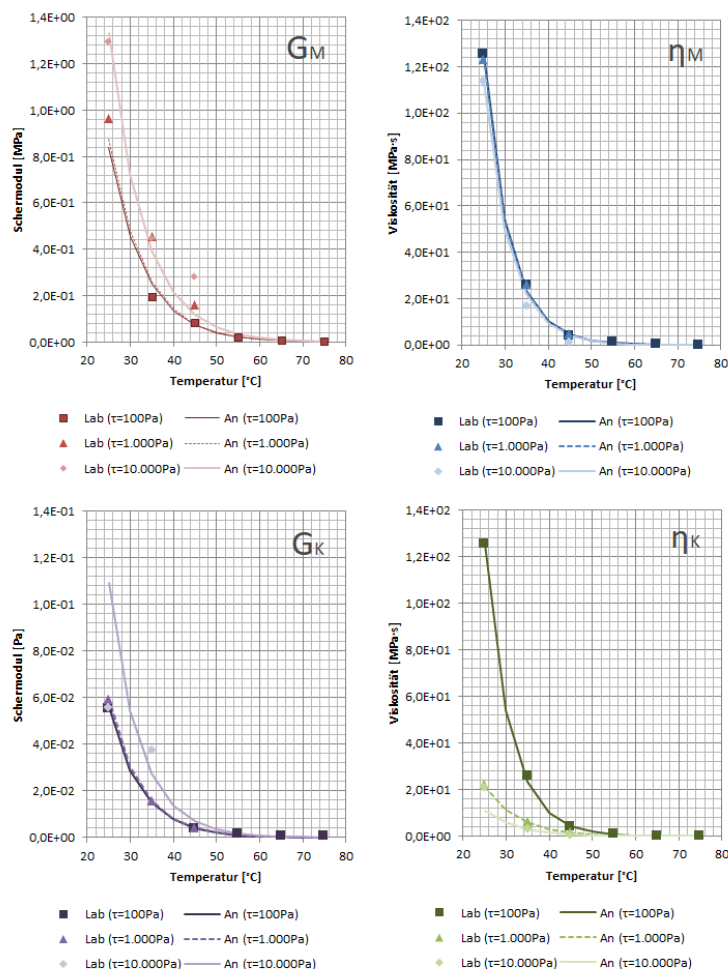


Abbildung 4-19: Gegenüberstellung der ermittelten (Lab) und der berechnete (An) Burgers-Parameter für das Oxidationsbitumen STELOX 85/25

Die Burgers-Parameter für das Destillationsbitumen AZALT 70/100 wurden mit der gleichen Vorgehensweise wie beim Oxidationsbitumen ermittelt. Die Konstanten a , b , c , und d für AZALT 70/100 sind der Tabelle 4-10 zu entnehmen. Mit den Parametersätzen ist eine sehr gute Beziehung zwischen den Simulationen und den Ergebnissen der Laborversuche erreicht, dies gibt besonders für den viskosen Anteil (η_M). Der etwas niedrige Wert des Bestimmtheitsmaßes kann auf der Korrektur der elastische Sofortdeformation (Siehe 4.3.3) zurückgeführt werden. Wie bereits erwähnt, ist der Kelvin-Voigt-Parameter abgeschaltet.

Tabelle 4-10: Werte der Materialkonstanten nach Gleichung 4-6 und Gleichung 4-7 für das Oxidationsbitumen AZALT 70/100

Faktor	G_M [MPa]	η_M [MPa·s]	G_K [MPa]	η_K [MPa·s]
a	1,522E+02	8,215E+01	1,000E+00	1,000E+00
b	-2,585E-01	-2,364E-01	1,000E+00	1,000E+00
c	-2,692E-01	-1,155E+02	1,000E+00	1,000E+00
d	2,498E+01	8,997E-03	1,000E+00	1,000E+00
Bestimmtheitsmaß	96,41%	99,77%	-	-

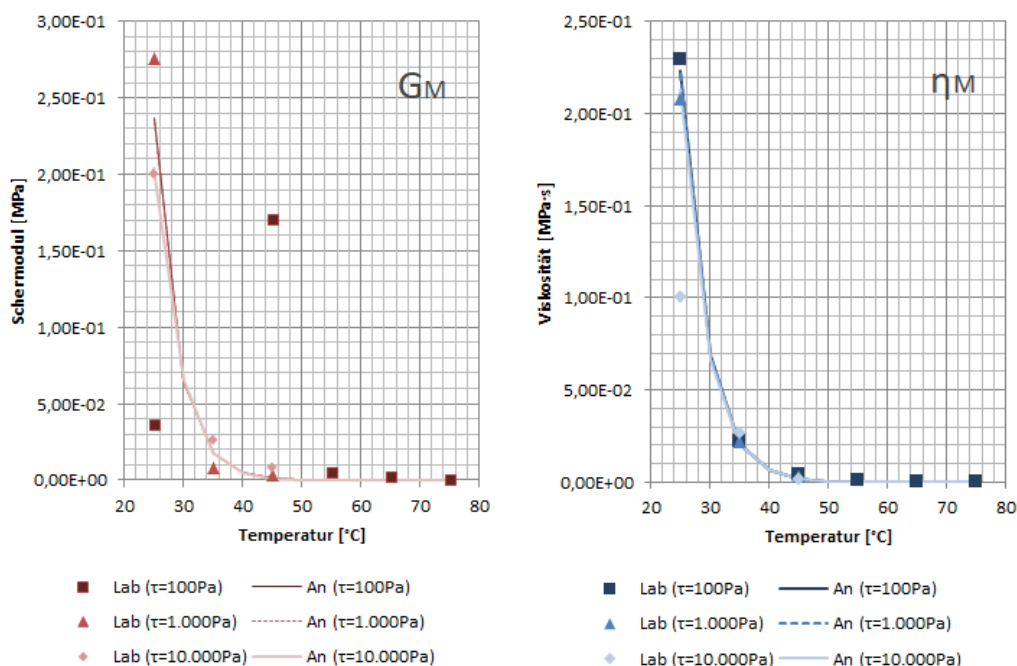


Abbildung 4-20: Gegenüberstellung der ermittelten (Lab) und der berechnete (An) Burgers-Parameter für das Destillationsvolumen AZALT 70/100

4.5 Fazit

Ziel dieser Arbeit war, mit Hilfe numerischer Berechnungsprogramme ein geeignetes Materialmodell zur adäquaten Beschreibung des Materialverhaltens von Bitumen zu entwickeln. Dieses Modell soll bei bitumenbasierten Dichtelementen angewendet werden. Dafür wurden Platte-Platte-Rotationsversuche an zwei Bitumensorten, dem Oxidationsbitumen STELOX

85/25 und dem Destillationsbitumen AZALT 70/100, durchgeführt. Für die mathematische Abbildung des Verhaltens von Bitumen wurde das rheologische Materialverhalten mit dem Ansatz von Burgers simuliert. Dafür wurden die Burgers-Parameter mit Hilfe der Kurvenanpassung der zeitabhängigen Scherdehnungsentwicklung der Laborproben identifiziert. Außerdem wurden in dieser Analyse die Temperatur und die Spannungsabhängigkeit des Materialverhalten von Bitumen berücksichtigt.

Im Rahmen der Modellierung der Rotationsversuche wurden die wesentlichen physikalischen Eigenschaften vom Bitumen realitätsnah abgebildet. Dies gilt besonders für die Temperatur- und die Spannungsabhängigkeit. Das temperaturabhängige Materialverhalten vom Bitumen wurde mit der Gleichung nach Williams, Landel und Ferry (WLF-Gleichung) und der Jongpier & Kuilmann Parameter-Gleichung näher betrachtet. Das temperatur- und das spannungsabhängige Materialverhalten von Bitumen wurde mit dem Ansatz von Hase näher untersucht. Es ließ sich beobachten, dass sich die Berücksichtigung dieser Abhängigkeiten im Materialmodell positiv auf die Ergebnisse der numerischen Simulationen auswirkte. Die Strukturviskosität des Bitumens ist in den Laborversuchen nur bedingt erkennbar und wird durch die stärkeren Eigenschaftsänderungen in Folge des Temperaturanstiegs überlagert.

Für die erste Versuchsreihe an Oxidationsbitumen STELOX 85/25 wurden Rotationsversuche mit unterschiedlicher Dauer, Temperaturstufen und beliebigen Schubspannungen durchgeführt. Hier konnten mit der WLF-Beziehung mittel bis gute Übereinstimmung und eine Approximation der Versuchsdaten über den betrachteten Temperaturbereich erzielt werden. Zwar konnte man eine Erkenntnis über die Temperaturabhängigkeit des Materialverhaltens vom Bitumen ableiten, aber die Ergebnisse der Simulation waren nicht aussagekräftig.

Zur Berücksichtigung lastabhängiger Effekte - zusätzlich zu den temperaturabhängigen Effekten - wurde eine zweite Laborversuchsreihe am Oxidationsbitumen STELOX 85/25 und diesmal auch am Destillationsbitumen AZALT 70/100 durchgeführt. Die Anwendung dieser Bitumensorten ist für ein Dichtelement nach dem Prinzip "Harte Schale – weicher Kern" vorgesehen. Die Einheitlichkeit in der Dauer und der Belastungsstufe der Laborproben hat positiv auf die Untersuchungen gewirkt. Die Parameteridentifizierung erfolgte diesmal mit dem Ansatz von Hase. Dieser berücksichtigt die Spannungs- und Temperaturabhängigkeit des Materialverhaltens von Bitumen. Die Übereinstimmung zwischen den Laborversuchen und der analytischen Lösung zeigen, sowohl für das Oxidationsbitumen als auch für das Destillationsbitumen, eine sehr gute Übereinstimmung mit einer Bestimmtheitsmaß von über 95%. Die identifizierte Parameter wurden im numerischen Berechnungsprogramm FLAC3D auf Grundlage des Burgersmodells implementiert und getestet. Die Ergebnisse dieser numerischen Simulationen zeigen ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung für das Oxidationsvolumen und eine gute bis sehr gute Übereinstimmung für das Destillationsbitumen. Dieses hat eine flüssige Konsistenz im Vergleich zu dem Oxidationsbitumen. Ein Temperaturanstieg erhöht diese flüssige Konsistenz, was typisch für ein Newtonsches Verhalten ist. Deshalb konnte man aus dem Scherdehnungsverlauf erkennen, dass der Kelvin-Anteil des rheologischen Modells wenig ausgeprägt bis nicht existent ist. Trotzdem zeigen die Ergebnisse des implementierten Materialmodells, dass mit den identifizierten Parametern für beiden Bitumensorten, gute bis sehr gute Ergebnisse erzielt werden können.

Der gewählte Modellierungsansatz eignet sich für die Simulation des rheologischen Verhaltens von Bitumen. Im Rahmen der Modellierung wurden die wesentlichen Eigenschaften sowie temperatur- und spannungsabhängigen Eigenschaftsänderungen wiedergegeben. Das gewählte Stoffmodell bildet die Eigenschaften des Bitumens hinreichend ab.

5 Hydraulische Modellierung für Untersuchungen am Bentonitelement

5.1 Veranlassung/Motivation/Prämissen

Die Strömungsprozesse in einem Schachtverschlussystem mit einem oder mehreren Dichtelementen und den damit kombinierten Widerlagern und Verfüllabschnitten sind ein komplexer Vorgang. Dies resultiert zum einen aus den unterschiedlichen Permeabilitätsniveaus der umgebenden Gebirgsformationen und der Segmente des Verschlussystems. Und zum anderen sind die unterschiedlichen Sättigungsbedingungen im Gebirge und dem Dichtsystem sowie die zeitabhängige Veränderung der Permeabilitätsbedingungen in Folge der Sättigungsänderung und gegebenenfalls auftretender Quellprozesse in tonbasierten Elementen bedeutsam. Die genannten Aspekte führen, bestimmt durch die hydrodynamischen Standortbedingungen, zu einem räumlich und zeitlich differenzierten Strömungsprozess in den einzelnen Abschnitten des Verschlussystems und in der Folge zu einer entsprechend differenzierten Druckbeanspruchung der einzelnen Dichtelemente. Das geringe Permeabilitätsniveau des Gebirges und der Dichtelemente führt dazu, dass die Prognose der Strömungsprozesse schnell den Maßstab von hundert bis tausenden Jahren erreicht. Eine Übersicht der Strömungsprozesse in einem Bentonitdichtelement im Tonstein wird im Teilbericht zum Arbeitspaket 3.6 „Zusatzuntersuchungen zum Bentonitdichtelement im Tonstein“ (IBeWa, 2016b) gegeben.

Ausgehend von dieser kurzen Prozessübersicht ergibt sich die Notwendigkeit der Prognose der Strömungsprozesse in einem Schachtverschlussystem als Ausgangspunkt der Beurteilung zur Dichtheitsentwicklung des Bentonitelementes, insbesondere zur Abschätzung der Zeitdauer bis zum Erreichen der vollen Dichtwirkung durch den Quellprozess. Für eine prinzipielle Beurteilung des Verlaufes und des Zeithorizontes der Strömungsprozesse in einem gesamten Schachtverschlussystem erfolgt die Entwicklung numerischer Modelle für die Simulation der Strömungsprozesse.

Grundlage der Modellrechnungen bildet die Recherche und Abstimmung der verfügbaren Material- und Standortparameter für ein Schachtverschlussystem im Wirtsgestein Tonstein für das Endlagerstandortmodell NORD (Nowak & Maßmann, 2013) und (Reinhold, et al., 2013).

In einem ersten Schritt erfolgt die Simulation des Prozesses für die einphasige Strömung von Flüssigkeit im Gesamtsystem – Abschnitt 6.2. Die zu Grunde liegende Annahme einer Porenraumsättigung und der Ansatz der daraus resultierenden Einphasenströmung ermöglicht eine konservative Abschätzung des Zeithorizontes der Strömungsprozesse. Dies resultiert aus der Kenntnis, dass die absolute Flüssigkeitspermeabilität für eine Einphasenströmung die maximale Permeabilität eines Gesteins darstellt.

In einem zweiten Modellansatz erfolgt die Abbildung der Zweiphasenströmung von Gas und Flüssigkeit in dem initial ungesättigten System aus Verschlusselementen und Gebirge – Abschnitt 6.4. Diese Modellrechnungen berücksichtigen darüber hinaus den Einfluss des Quellprozesses von hoch quellfähigen Bentoniten in den vorgesehenen Dichtelementen. Neben der Recherche der erforderlichen Parameterfunktionen zur Beschreibung des sättigungsabhängi-

gen Kapillardruckes und der relativen Permeabilitäten erfolgt dafür zusätzlich die Berücksichtigung von im Rahmen des Vorhabens ermittelten Untersuchungsergebnissen zum Zusammenhang von Bentonitquellung und Durchströmungsprozess (IBeWa, 2016b).

Der dritte Modellansatz konzentriert sich auf die Beurteilung des Einflusses der heterogenen Eigenschaftsverteilung in einem Bentonitdichteelement. Die Erfahrungen aus dem Einbau von Bentonitdichteelementen aus Formsteinen und binärem Gemisch zeigen eine räumliche Streuung der strömungstechnisch relevanten Eigenschaften. Ausgangspunkt für die Beurteilung der Auswirkungen dieser Heterogenität auf den Aufsättigungsvorgang, den Strömungsprozess sowie die sich ergebenden Qualitätsanforderungen an die Materialien und den Einbau sind Schwerpunkt des Abschnittes 6.5.

Den Modellrechnungen zu Strömungsprozessen in einem Schachtverschlusssystem liegen folgende Prämissen und Abstimmungen zu Grunde:

- Schachtverschlusssystem im Wirtsgestein Tonstein,
- Endlagerstandortmodell NORD (Projekt ANSICHT),
- Verschlusssystem mit zwei Bentonit-Dichteelementen,
- keine Berücksichtigung von Kompaktions- und Auflockerungsprozessen in den Dichteelementen über den betrachteten Zeitraum.

5.2 Kenntnisse über den Modellstandort

5.2.1 Geologische Situation und Prämissen der Modellbildung

Grundlage der Modellrechnungen ist das Endlagerstandortmodell NORD aus dem ANSICHT-Vorhaben nach (Nowak & Maßmann, 2013) und (Reinhold, et al., 2013). Das Endlagerstandortmodell NORD liegt im östlichen Niedersächsischen Becken. Als Wirtsgestein werden die Formationen Barremium und Hauterivium (Ton - Tonmergelgestein) angegeben. Die stratigraphische Situation für einen potentiellen Schachtstandort und die Lage eines Dichtsystems mit zwei Bentonitdichteelementen mit jeweils oberhalb angeordneten Asphalt-Schotter Elementen sind in Abbildung 5-1 schematisch dargestellt. Eine kurze Beschreibung der stratigraphischen Schichten wird in Tabelle 5-1 gegeben.

Es werden zwei übereinander liegende, gebirgsverbundene Dichteelemente betrachtet (siehe Abbildung 5-1). Der Ausbau bzw. die strömungstechnische Wirkung eines Ausbaus oberhalb, unterhalb und/oder zwischen den Dichteelementen wird für die Modellrechnungen nicht berücksichtigt.

In den erstellten Modellen wurde die Lage des oberen Bentonitdichteelementes, entgegen der Darstellung in Abbildung 5-1, verschoben und das obere Dichteelement aus Asphalt zunächst vernachlässigt. Zur Gewährleistung einer hydraulischen Dichtwirkung wurde die Oberkante des Bentonitdichteelementes in die Formation Aptium verlegt.

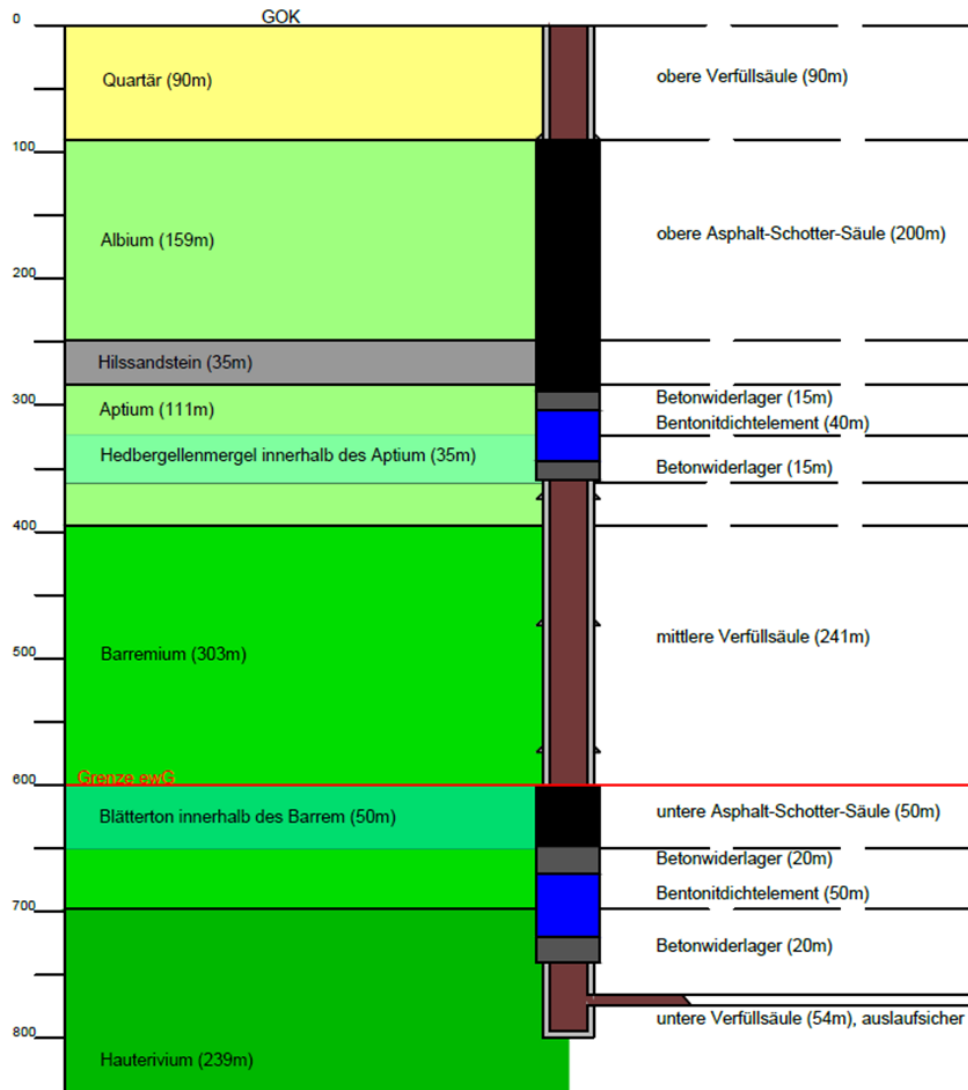


Abbildung 5-1: vorläufiges Verschlusskonzept nach (Herold et al., 2016)

Tabelle 5-1: Stratigraphischer Aufbau Referenzregion NORD und Zuordnung geologisches Zeitalter (siehe Abbildung 5-1), nach (Reinhold, et al., 2013)

Quartär	q: fluviatile, glazifluviatile und glaziale Lockersedimente
Albium (Unterkreide)	krl: Wechselfolge von Ton- und Mergelgesteinen. 25 m bis 35 m mächtige Flammenmergel im Topbereich, bestehend aus schluffigen bis feinsandigen Mergel- und Mergeltonsteinen.
Hilssandstein (Unterkreide)	Sandstein
Aptium (Unterkreide)	krp: Schichtfolge von Ton- und Mergelgesteinen krpo: karbonatarmer Tongesteine dominieren. Teilweise smektitreiche tuffitische Lagen krpm: Anteil an helleren Mergeln nimmt zu krpu: Tongesteine, z.T. als blättrige Fischechiefer, dominieren

Fortsetzung Tabelle 5-1: Stratigraphischer Aufbau Referenzregion NORD und Zuordnung geologisches Zeitalter (siehe Abbildung 5-1), nach Reinhold, et al. (2013)

Barremium (Unterkreide)	krbo: Lagen von Ton- bis zu Tonmergelsteinen, können schluffig ausgebildet sein. Schwarze, bituminöse Blättertone = „dunkle Tonstein-Folge“ (DTF), gekennzeichnet durch Karbonatkonkretionen (teils Calcit, teils Siderit, teils Mischformen). Es können Kalkmergelbänke eingeschaltet sein. krbu: teilweise schwach bituminöse Ton- bis Tonmergelsteinen mit lagenweise auftretenden Schalenresten und gelegentlich Fischschuppen. Große Teile des Unter-Barremium werden durch den Hauptblättertton, einen laminierten bituminösen Tonstein, eingenommen. Am Top des Unter-Barremium finden sich, vereinzelt und linsenartig, geringmächtige Feinsandlagen. Lagen von Ton- bis zu Tonmergelsteinen. Im gesamten Barremium ist Pyrit in Form kleiner Kristalle sowie in Konkretionen und Knollen vorhanden. Charakteristisch sind ferner Schalenreste, Fischschuppen, Ammoniten und Belemniten sowie oftmals pyritisierte Grabgänge.
Hauterivium (Unterkreide)	krh: tonige Sedimente krho: Wechselfolgen von schwach pyritischen Tonstein- und schwach bituminösen Tonmergelsteinlagen mit gelegentlich auftretenden mikritischen Kalkmergelbänken krhu: Wechsellagerungen von Kalk- und Kalkmergelbänken mit Illit- und Kaolinit-führenden Tonstein- und Tonmergelsteinbänken mit Pyrit- und Sideritkonkretionen

5.2.2 Strömungstechnische Parameter

5.2.2.1 Wirtsgestein

Für die Parametrisierung des Wirtsgesteins im Modell werden die standortbezogenen Daten nach (Nowak & Maßmann, 2013) und (Reinhold, et al., 2013) verwendet.

Abgesehen von diesen Parametern aus dem Projekt ANSICHT-Vorhaben liegen für die strömungstechnische Charakterisierung der Tonsteine der Formationen Barremium und Hauterivium (s. Abbildung 5-1) keine Kenntnisse zur Beschreibung der strömungstechnischen Ausgangssituation hinsichtlich von Kenntnissen zur räumlichen Verteilung der Porosität, Sättigung und Permeabilität sowie der für die Abbildung der Zweiphasenströmung erforderlichen Funktionen zum Zusammenhang von Sättigung, Kapillardruck und relativer Permeabilität vor. In dieser Situation wurde geprüft, inwiefern in der Literatur material- und standortbezogene Parameter und Funktionen für Tonstein nachgewiesen werden können. Zu der Recherche können folgende Sachverhalte zusammengefasst werden:

Es liegen zum Teil sehr umfassende Quellen zur Charakterisierung der Geologie, Mineralogie sowie der gebirgsmechanischen und strömungstechnischen Eigenschaften vor. Besonders umfassende Daten können für die Untertagelabore Mont Terri, Bure, Tournemire und Mol wie z.B. in (Souley et al., 2007), (Matray et al., 2007), (Bossart et al., 2004), (Baechler et al., 2011), (Klinkenberg et al., 2008) und (Shao et al., 2008) nachgewiesen werden. Die Untersuchungen konzentrieren sich vielfach auf die generelle Charakteristik der Gesteine in ihren unterschiedlichen Faziesausbildungen. Die Datensätze zur Parametrisierung von Standorten mit einer

räumlichen Auflösung der Parameter beschränken sich vielfach auf Porositäts- und Permeabilitätsuntersuchungen sowie Wassergehaltsbestimmungen. Dies wurde zum Teil in sehr aufwendigen und komplexen Untersuchungsprogrammen zum Teil für unterschiedliche Zeitpunkte in einem Auffahrungsprozess (z.B. (Souley, et al., 2007)) ermittelt. Die standortbezogen ebenfalls erforderlichen Kenntnisse zum Kapillardruck und zur relativen Permeabilität sowie der zu Grunde liegenden Porengrößenverteilung und Sättigung liegen in der Regel nicht räumlich aufgelöst vor.

Die wesentliche Ursache für diese Ausgangssituation wird in den besonderen Eigenschaften der Tonsteine mit komplexen mineralogisch, geochemischen Eigenschaften, geringen Permeabilitäten und sättigungsabhängigen Eigenschaftsveränderungen gesehen. Auf Grund dieser Komplexität wurden die Untersuchungen vielfach auf die Porosität, die Permeabilität und den Wasser- bzw. Lösungsgehalt beschränkt. Für eine generelle Material- und Standortbeurteilung ist diese Herangehensweise ausreichend. Die absolute Permeabilität für Flüssigkeit in einem flüssigkeitsgesättigten Tonstein wird mit großer Wahrscheinlichkeit immer der maximal möglichen Permeabilität des Tonsteins entsprechen. Dies ermöglicht in der Regel eine konservative Beurteilung der Strömungsprozesse.

Die Beurteilung der Strömungsprozesse zwischen dem in der Auflockerungszone ungesättigten Tonstein und dem Bentonit macht jedoch zusätzlich die Kenntnisse zur Kapillardrucksituation und der relativen Permeabilität im Gebirge erforderlich. An dieser Stelle ergibt sich bereits für die einfache Ermittlung einer Porenraumsättigung im Tonstein (wie im Bentonit) eine Herausforderung. Sowohl die erforderlichen Dichtebestimmungen als auch die Flüssigkeitsgehalte sind für Tongesteine abhängig von der Bestimmungsmethode. Wie die Erläuterungen im Teilbericht (IBeWa, 2016b) zeigen, ist für Bentonit in Abhängigkeit von der Trocknungsmethodik eine Variabilität der ermittelten Sättigung in der Größenordnung von 15 Vol.-%¹ möglich. Da sowohl der Kapillardruck als auch die relativen Permeabilitäten sättigungsabhängige Größen sind, stellt die repräsentative Ermittlung der Porenraumsättigung eine wesentliche Eingangsgröße für die Parametrisierung des Gesteins dar. Die repräsentative Ermittlung zur Verwendung der Daten für Modellrechnungen setzt die Abstimmung einer geeigneten Methodik, beginnend bei der Probenahme, der Probenpräparation und Lagerung sowie den Versuchsmethoden und der Ergebnisdokumentation voraus.

Die Erfahrungen aus den Parameterrecherchen haben gezeigt, dass konsistente, repräsentative Datensätze zur Beschreibung der räumlichen Porositäts-, Sättigungs- und Permeabilitätsverteilung für reale Standorte sowie zu den funktionalen Zusammenhängen von Kapillardruck, Sättigung und relativer Permeabilität nicht oder nur teilweise vorliegen. Dazu ist zusätzlich zu berücksichtigen, dass die versuchstechnisch anspruchsvolle Methodik für die Ermittlung der Parameter und Funktionen zwischen den Literaturquellen differieren (z.B. Probennahmen, Trocknungsmethoden und -temperaturen, Dichtemessung, Kapillardruck- und Permeabilitätsmessungen) und daher von einem Einfluss auf die ermittelten Werte auszugehen ist. Die versuchstechnischen Herausforderungen resultieren u. a. aus der geringen Permeabilität, den Schwierigkeiten bei der Definition der Porosität eines Tonsteins, den unterschiedlichen Bindungsformen des Wassers in einem Tonstein, dem Quellverhalten eines Tons bzw. Bentonites

¹ für Trocknungstemperaturen $\leq 105^{\circ}\text{C}$

und der methodischen Vielfalt an Versuchskonzepten für die Ermittlung einzelner Materialparameter.

Grundlage der Schaffung eines konsistenten, repräsentativen Datensatzes für die Beschreibung der Prozesse ist die Zusammenstellung des vorliegenden Kenntnisstandes zu den genannten Parametern des Tonsteins und des Bentonites. Im Ergebnis der bisherigen Analyse der Prozesse ist eine Fortsetzung der Recherche mit Schwerpunkt auf der Auswertung von durchgeführten, laufenden und/oder geplanten Forschungsvorhaben zur Erkundung von Tonsteininformationen sowie zur Planung und halb- oder großtechnischen Erprobung von Bentonitdichteelementen (u.a. Felslabor Mont Terri, Underground Research Facility Mol, Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory Bure, Tournemire) erforderlich.

Neben der Recherche der im Zusammenhang mit der Endlagerforschung vorliegenden Quellen zur Charakterisierung der Zweiphasenströmungsprozesse im Bentonit und Tonstein wurde auch, zumindest teilweise, in Quellen der Erdöl-/Erdgasindustrie recherchiert. Trotz des in der Regel höheren Permeabilitätsniveaus in diesem Fachgebiet werden im Zusammenhang mit geringpermeablen Lagerstätten komplexe Parameterstudien zur Ermittlung der für Modellrechnungen erforderlichen Parameter und Funktionen durchgeführt. Im Wesentlichen ist im Ergebnis dieses Rechercheteils die Untersuchung von (Bennion & Bachu, 2005) und (Bennion & Bachu, 2006) an unterschiedlichen, teils geringpermeablen Lagerstättengesteinen zu nennen. In diesen zwei Quellen werden unterschiedliche Lagerstättengesteine umfassend charakterisiert und die beschreibenden Funktionen zum Kapillardruck, den relativen Permeabilitäten und bestimmenden Sättigungen dokumentiert. Im Rahmen der Modellierungsbemühungen wurden die Funktionen der Karbonate aus den Formationen Wabamun und Cooking Lake (beides Alberta, Kanada) für die Abbildung der Strömungsprozesse im Tonstein und im Bentonit verwendet. Hauptmotivation für die Verwendung dieser Daten war die sich aus der Quellenlage ableitende standortbezogene Konsistenz der Daten. Das Hauptkriterium für die Auswahl der zwei genannten Formationen aus den insgesamt 9 charakterisierten Formationen war das Permeabilitätsniveau.

Für die Parametrisierung des Tonsteins wurden folgende Parameterquellen genutzt:

1. Sättigungsverteilung in Abhängigkeit von der Kontur berechnet aus Permeabilitätsverteilung → Erläuterung nach Tabelle 5-2

Im Ergebnis der Parameterrecherche wurde in (Matray, et al., 2007) für den Standort Tournemire Massiv (Frankreich) die in Abbildung 5-2 dargestellte Sättigungsverteilung um einen ca. hundert Jahre alten Tunnel im Tonstein (Toarcian Argillites, Mergel) nachgewiesen. Auf Grund des fehlenden Zusammenhangs von Permeabilität und Porosität für den Standort wurde die Verwendung der ermittelten Regression (Abbildung 5-2) für die Modellbelegung zurückgestellt.

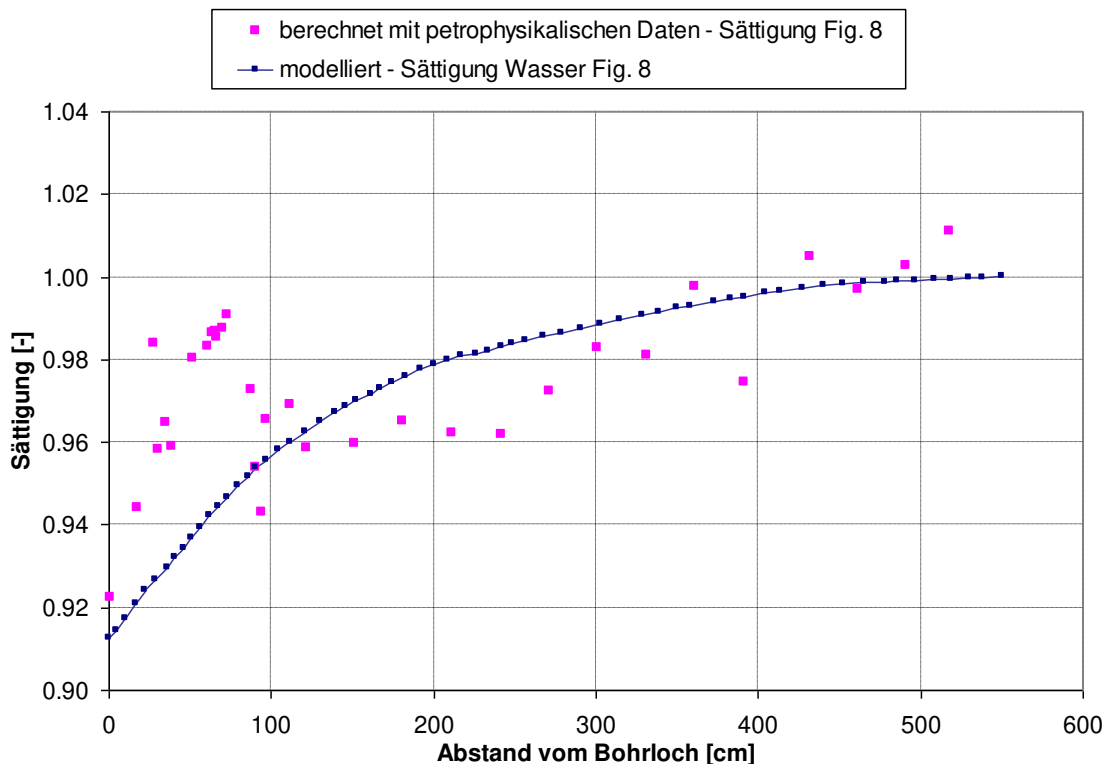


Abbildung 5-2: Sättigungsverteilung Tunnel Tournemire – Messwerte und Regression (Matray, et al., 2007)

Für die Vorgabe der Porositätsverteilung in der Auflockerungszone wurde der theoretische Zusammenhang zwischen effektiv durchströmbarer Porosität und Permeabilität zu Grunde gelegt. Mit zunehmender effektiver Porosität ist von einer höheren Permeabilität auszugehen. Um diesen Zusammenhang in der Parametrisierung des Modells realistisch abzubilden, wurde die Permeabilitätsänderung in Abhängigkeit vom Konturabstand nach (Zhang, et al., 2004) über Gl. (5-14) in eine Porosität umgerechnet.

$$k = k_0 \frac{\Phi^3}{(1 - \Phi)^2} \frac{(1 - \Phi_0)^2}{\Phi_0^3} \quad (5-14)$$

k	Permeabilität [m ²]
k ₀	initiale Permeabilität [m ²]
Φ	effektive Porosität [-]
Φ ₀	initiale effektive Porosität [-]

Der Porositätsverteilung in der Auflockerungszone des Tonsteins wurde die laut Abbildung 5-10 vorgegebene Permeabilitätsverteilung zu Grunde gelegt. Im Ergebnis der Gl. (5-14) ergibt sich für die Permeabilitätsbedingungen ein Porositätsbereich von 6,1 bis 11,8 Vol.-% Porosität. Die initiale Sättigungsverteilung in der Auflockerungszone des Tonsteins wurde zur Gewährleistung plausibler strömungstechnischer Bedingungen an diese Porositätsverteilung geknüpft. Für die minimale Porosität ergibt sich für den Sättigungszustand ein erforderlicher Wassergehalt von 16 Ma.-% im Barremium und 11 Ma.-% im Hauterivium. Dieser Sättigungswassergehalt wurde als maximaler Wassergehalt des Gebirges vorgegeben. Als minimaler Wassergehalt des Gebirges für

die schachtnächsten Modellelemente wurde ein Wassergehalt von 5 Ma.-% abgeschätzt. Die sich damit ergebende Spanne des Wassergehaltes von 5 Ma.-% bis 16 Ma.-% bzw. 5 Ma.-% bis 11 Ma.-% wurde in der Auflockerungszone linear verteilt und die Sättigung berechnet (Abbildung 5-3). Inwiefern die lineare Funktion für die Wassergehaltsänderung für reale Bedingungen repräsentativ ist, kann nicht beurteilt werden.

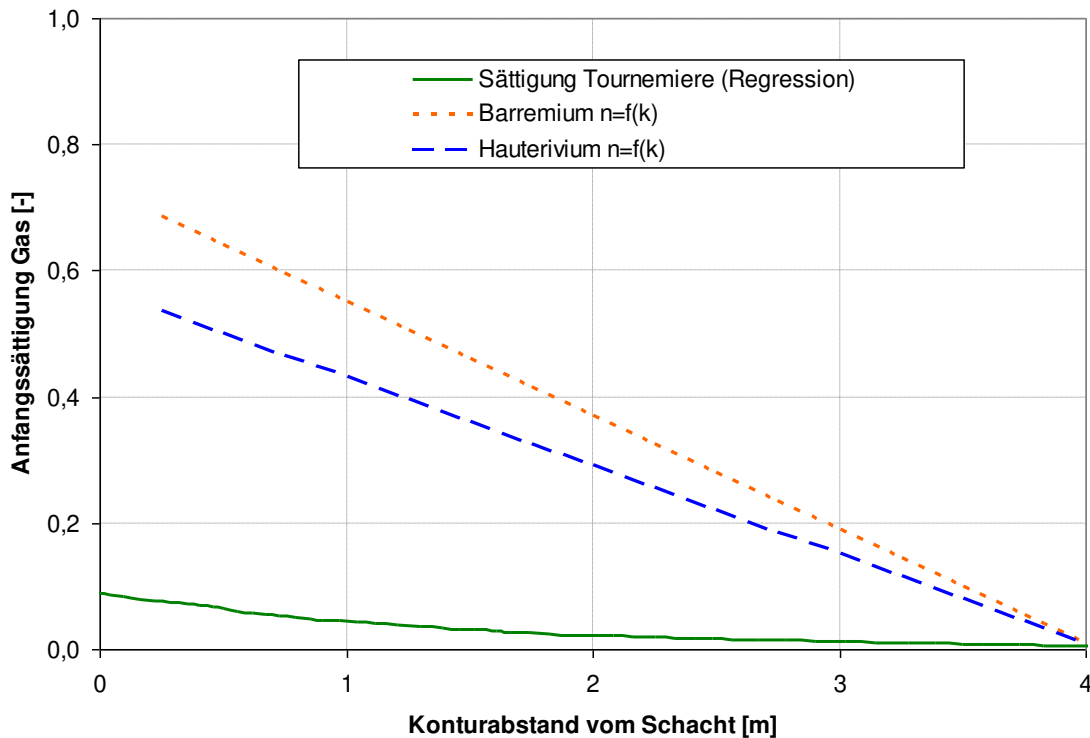


Abbildung 5-3: Gassättigung Tonstein in Abhängigkeit vom Abstand zur Schachtkontur – Vergleich

Kapillardruckfunktion → siehe

2. Tabelle 5-4

absolute Permeabilität → siehe

3. Tabelle 5-5

Die Auswahl der verwendeten Funktion zur Beschreibung der Änderung der absoluten Permeabilität der Auflockerungszone des Tonsteins basiert auf einer vorangegangenen Parameterrecherche. Der in

Tabelle 5-5 gewählte funktionale Zusammenhang wird als geeignete Näherung für die Abbildung der Permeabilitätssituation angesehen. Die Einordnung der sich für das Barremium und das Hauterivium ergebenden Parameterverteilung in die Ergebnisse weiterer Erfahrungswerte in Abbildung 5-11 zeigt zumindest eine Ähnlichkeit zu dem bisher nachgewiesenen Kenntnisstand. Es wird auch deutlich, dass beide Formationen ein geringes Permeabilitätsniveau im Vergleich zu dem überwiegenden Teil der recherchierten Daten besitzen.

In jedem Fall stellt die Recherche und Beurteilung der absoluten Permeabilität eines Tonsteins eine Herausforderung dar. Es handelt sich in der Regel um in-situ ermittelte Parameter. Der überwiegende Teil wurde mit dem Prüfmedium Gas ermittelt und ist daher als effektive Gaspermeabilität anzusehen. Ein Vergleich und eine Beurteilung setzt damit eine Kenntnis der Flüssigkeitssättigung im Porenraum voraus. Diese ist, sofern in der Quelle dokumentiert, abhängig von der Methode der Trocknung und dem Trocknungszustand der Probe für die Dichtebestimmung. Entsprechend den in (IBeWa, 2016b) zu diesem Punkt für Bentonit dargestellten Ergebnissen ist dies auch für Tonstein zu berücksichtigen.

Für in-situ Permeabilitätsuntersuchungen mit Flüssigkeit ist u.a. von Wechselwirkungen der Flüssigkeit mit dem Tonstein, einer langwierigen Aufsättigung des Porenraumes und einem Einfluss der Restgassättigung auf den Strömungsprozess auszugehen. Die genannten Vorgänge haben Einfluss auf die Versuchsmethodik der Permeabilitätstests und die Versuchsinterpretation.

Der Einfluss der Sättigung, der Methoden der Permeabilitätsmessung und der Wechselwirkungen zwischen Fluid und Tonstein sind, neben den geologischen Bedingungen, bei der Beurteilung der Parameterstreuung in Abbildung 5-11 zu berücksichtigen. Sie werden als eine wesentliche Ursache für die Streuung der Permeabilitäten angesehen.

4. relative Permeabilität → siehe Tabelle 5-3

In den Tabellen sind die recherchierten Parameter und Funktionen und die im Modell verwendeten Funktionen zusammengestellt. Die im Modell verwendeten Funktionen weichen teilweise von den Originaldaten ab. Dies ist überwiegend der Umsetzung der verfügbaren Daten und Funktionen auf die modelltechnischen Ansätze (z.B. van Genuchten, Brooks-Corey) geschuldet. Für die modelltechnische Umsetzung wurde immer die relative Permeabilität für Flüssigkeit so gut wie möglich in die Modelleingaben übernommen, da diese bestimmend für die Strömungsprozesse ist.

Für die Modellrechnungen wurden unterschiedliche Funktionen für die relative Permeabilität und den Kapillardruck verwendet. Die nachfolgenden Tabellen fassen alle verwendeten Funktionen und ausgewählte Informationen dazu zusammen.

Tabelle 5-2: Parameter Wirtsgestein

	Quartär	Albium	Hilssandstein	Aptium incl. Hedbergellenmergel	Barremium incl. Blätterton	Hauterivium	Quelle
	QUART	ALB	SANDS	APT	BARRE	HAUTE	
Parameter							
Korndichte [kg/m ³]	2620	2620	2640	2650	2670	2700	(Nowak & Maßmann, 2013)
Porosität effektiv [-]	0,2	0,05	0,1	0,05	0,05	0,05	(Nowak & Maßmann, 2013)
Permeabilität horizontal [m ²] ²	7E-12	1E-18	1E-12	1E-18	1E-17	1E-19	(Nowak & Maßmann, 2013)
Permeabilität vertikal [m ²] ³	7E-13	1E-19	1E-13	1E-19	1E-18	1E-20	(Nowak & Maßmann, 2013))
Kompressibilität [Pa ⁻¹]	5E-09	5E-09	5E-09	5E-09	5E-09	5E-09	(IBeWa, 2016)
Speicherkoeffizient [m ⁻¹] ⁴	1,1E-05	2,7E-06	5,4E-05	2,7E-06	2,7E-06	2,7E-06	
Anfangssättigung [-]	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	(Nowak & Maßmann, 2013)
initialer Wassergehalt [-] ⁵					0,16	0,11	abgeschätzt für Sättigungszustand Porenraum

Aus den gegebenen Erläuterungen zu den unterschiedlichen Parametern wird nochmals deutlich, dass für eine standortbezogene Prognose der Strömungsprozesse zwischen Wirtsgestein und Dichtelement die Ermittlung von standortbezogenen, beschreibenden Parametern und Funktionen erforderlich ist. Die Versuchsmethodik für diese Untersuchungen sollte auf die Verwendung der Ergebnisse in Modellrechnungen abgestimmt sein.

² berechnet aus Durchlässigkeitsbeiwerten nach (Häfner, et al., 1992)

³ Festlegung für Projekt: Die Permeabilität vertikal um eine Größenordnung kleiner als die jeweils horizontalen, um die Anisotropie der Permeabilitäten abzubilden.

⁴ berechnet aus Lösungsdichte, Kompressibilität, Erdbeschleunigung und totaler Porosität nach (Häfner, et al., 1992)

⁵ berechnet aus Anfangssättigung, Trocken- und Lösungsdichte und totaler Porosität

Tabelle 5-3: Funktionen relative Permeabilität – Sättigung

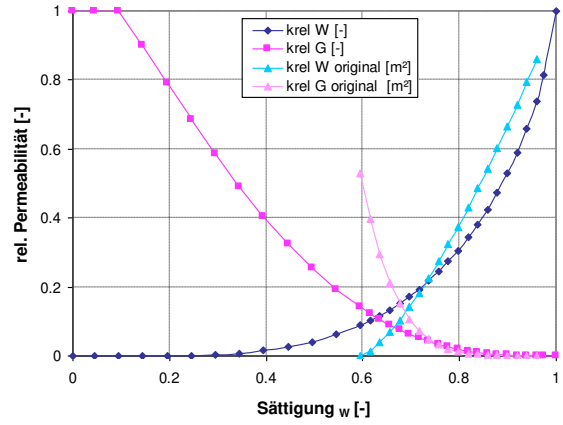
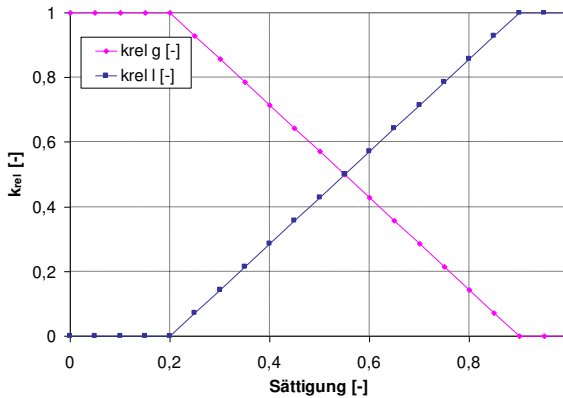
Quelle / Material / Standort	Relative Permeabilität k_{rel}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(Bennion & Bachu, 2005) Karbonat aus der Formation Wabamun, Alberta, Kanada	 Abbildung 5-4: Relative Permeabilität – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasst	Porosität (MW): 0,079 absolute Permeabilität: $1,8E-17 \text{ m}^2$ max. eff. Gaspermeabilität: $9,6E-18 \text{ m}^2$ ($S_{G,max} = 0,405$), $k_{rel,G} = 0,529$	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,73$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,999$ $S_{Gr} = 0,001$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	 Abbildung 5-5: Relative Permeabilität – Sättigung		Lineare Funktion $k_{rel,W}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_w \leq 0,8$ an. $k_{rel,G}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_G \leq 0,8$ an

Tabelle 5-4: Funktionen Kapillardruck – Sättigung

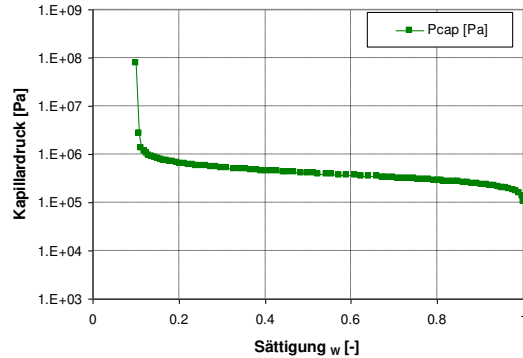
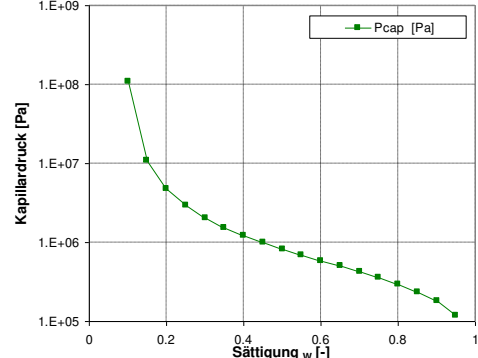
Quelle / Material / Standort	Kapillardruck P_{cap}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
Bennion & Bachu, 2006 Karbonat aus der Formation Wabamun Alberta, Kanada	 Abbildung 5-6: Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	Porosität: 0,079	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,780$ $p_0 = 3,5E+05 \text{ Pa}$ $p_{max} = 7,66E+07 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,999$ $\gamma = 0$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	 Abbildung 5-7: Kapillardruck – Sättigung nach (ELSA-II, 2013)		van Genuchten Parameter: $\lambda = 0,457$ $p_0 = 3,5E+05 \text{ Pa}$ $p_{max} = 1,08E+08 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 1$ $\gamma = 0$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	$p_{cap}=0 \text{ Pa}$		$p_{cap}=0 \text{ Pa}$

Tabelle 5-5: Permeabilitätsverteilung in der Kontakt- bzw. Auflockerungszone

Quelle / Material / Standort	Standort / Material	Permeabilitätsverteilung	verwendete Parameter / Funktionen
(Souley, et al., 2007)	Meuse/Haute-Marne URL (Frankreich) – Callovo-Oxfordian Argillite (a) Abbildung 5-8: Layout des REP-Experimentes	(b) Abbildung 5-9: Entwicklung der Permeabilität in Abhängigkeit der Kontur	$\frac{k}{k_0} = 13.6 * 10^{-0.2323 * d}$ Abbildung 5-10: Entwicklung der Permeabilität in Abhängigkeit der Kontur

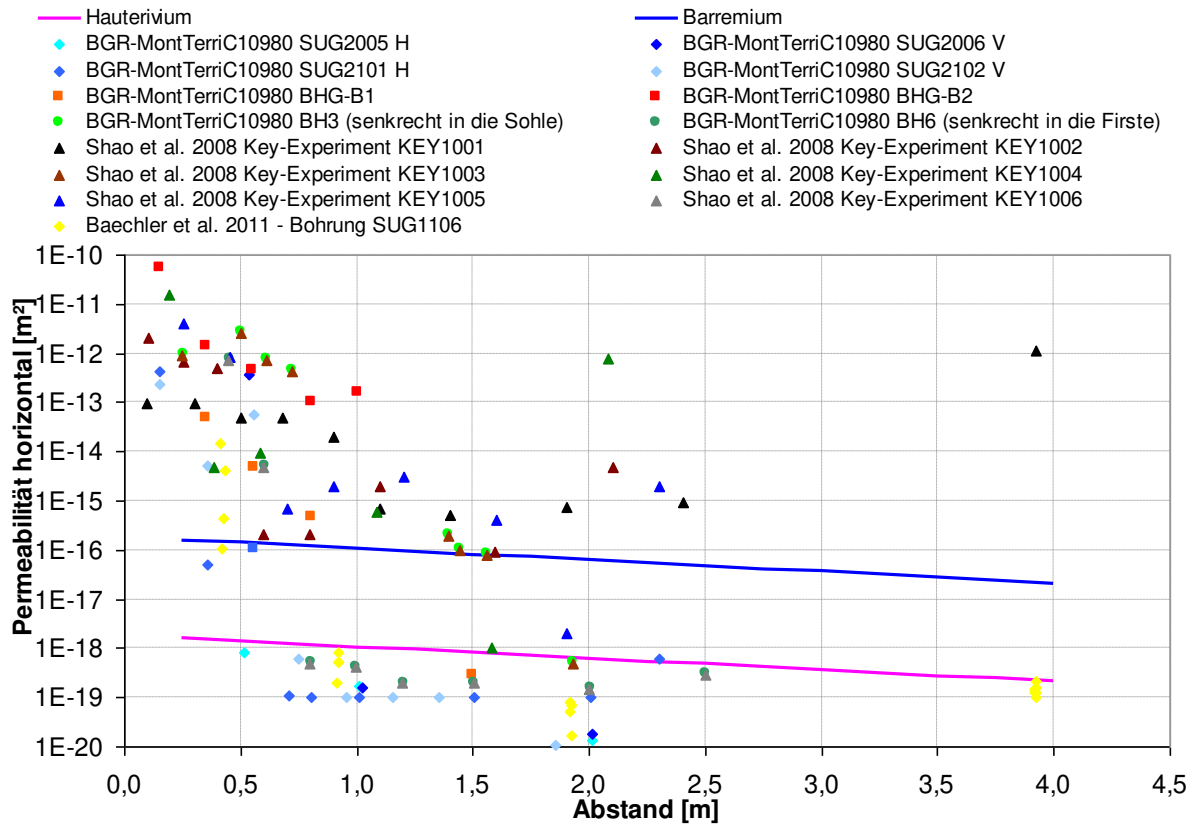


Abbildung 5-11: Permeabilitätsänderung in Abhängigkeit vom Konturabstand – Einordnung der modelltechnisch für Barremium und Hauterivium berücksichtigten Permeabilitätsänderungen in der Auflockerungszone (Baechler, et al., 2011) (Klinkenberg, et al., 2008) (Shao, et al., 2008)

5.2.2.2 Dichtelement

Als Dichtmaterial wird Bentonit der Markenbezeichnung Calcigel vorgesehen. Es wird die Verwendung von binärem Gemisch aus Granulat und Presslingen zu Grunde gelegt. Die Parameter für das Material wurden sowohl auf der Grundlage eigener Untersuchungen an Bentonit als auch aus Literaturrecherchen zusammengetragen.

Tabelle 5-6: Parameter Dichtelement

Parameter	Einheit	Wert	Quelle
Korndichte ⁶	[kg/m ³]	2684	(Rothfuchs, et al., 2005)
Porosität total ⁷	[-]	0,357	(IBeWa, 2016a)
Porosität effektiv	[-]	0,250	(MFPA, 2004)
Permeabilität k_0 ($S_w=0,35$) Permeabilität im Einbauszustand	[m ²]	7E-14	Auswertung IBeWa auf der Grundlage XS (IBeWa, 2016b)
Permeabilität nach Aufsättigung / Quellen	[m ²]	1,3E-18	(IBeWa, 2016b)
Kompressibilität	[Pa ⁻¹]	3E-11 / 5E-09	(Häfner, et al., 1985)/ Annahme
Speicherkoeffizient ⁸	[m ⁻¹]	8,1E-08	
Montmorillonitfeststoffgehalt ⁹	[Ma.-%]	66,7	(IBeWa, 2016a)
Bentonitfeststoffgehalt	[Ma.-%]	100	(IBeWa, 2016a)
Anfangssättigung ¹⁰	[-]	0,35	(IBeWa, 2016a)
initialer Wassergehalt	[-]	0,08	(K+S, 2013) (K+S, 2008)

⁶ Mittelwert aus (Rothfuchs, et al., 2005)

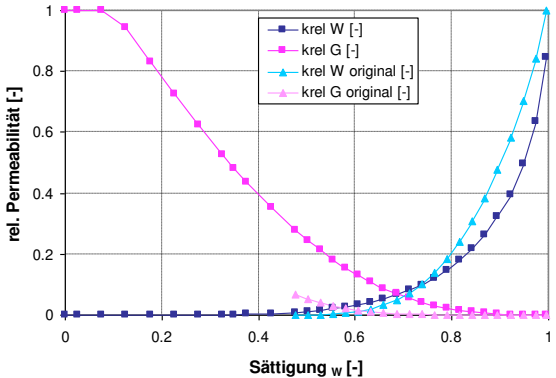
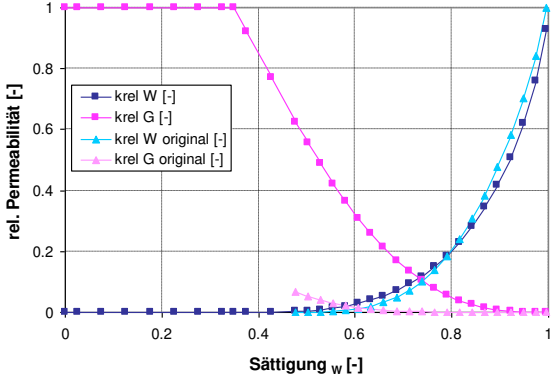
⁷ berechnet aus Trocken- und Korndichte⁸ berechnet aus Lösungsdichte, Kompressibilität, Erdbeschleunigung und totaler Porosität nach (Häfner, et al., 1992)

⁸ berechnet aus Lösungsdichte, Kompressibilität, Erdbeschleunigung und totaler Porosität nach (Häfner, et al., 1992)

⁹ Mittelwert aus (Herbert, et al., 2006) (IfBuS, 2008) (MFPA, 2004) (MFPA, 2009) (Rothfuchs, et al., 2005)

¹⁰ berechnet aus Wassergehalt, Trocken- und Lösungsdichte und totaler Porosität

Tabelle 5-7: Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung

Quelle / Material / Standort	Relative Permeabilität k_{rel}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(Bennion & Bachu, 2005) Karbonat aus der Formation Cooking Lake, Alberta, Kanada	 Abbildung 5-12: Relative Permeabilität – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasste Variante	Porosität: 0,099 Absolute Permeabilität: $6,5E-14 \text{ m}^2$ max. eff. Gaspermeabilität: $4,5E-15 \text{ m}^2$ bei einer Sättigung $S_{G,max} = 0,524$ rel. Gaspermeabilität: 0,069	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,55$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,999$ $S_{Gr} = 0,001$
	 Abbildung 5-13: Relative Permeabilität – Sättigung – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasste Variante 2		van Genuchten Parameter: $\lambda = 0,73$ $S_{Wr} = 0,35$ $S_{Ws} = 0,999$ $S_{Gr} = 0,001$

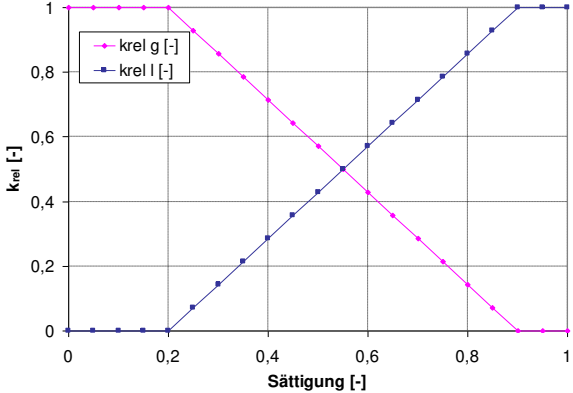
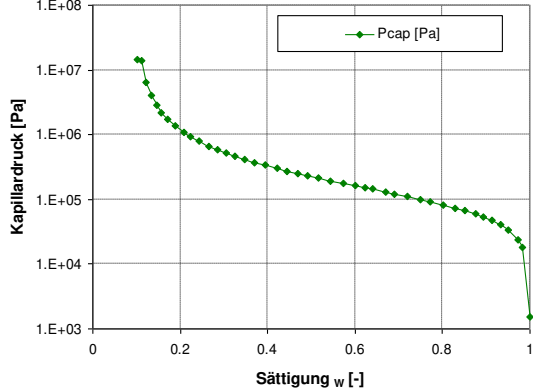
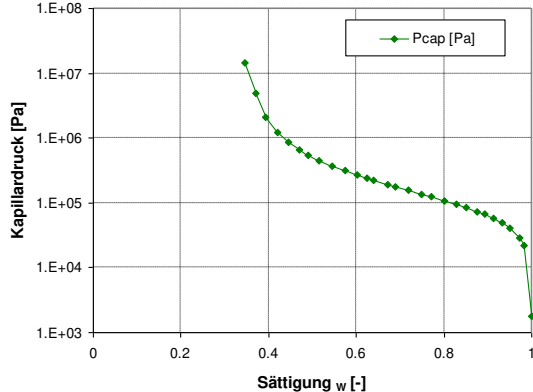
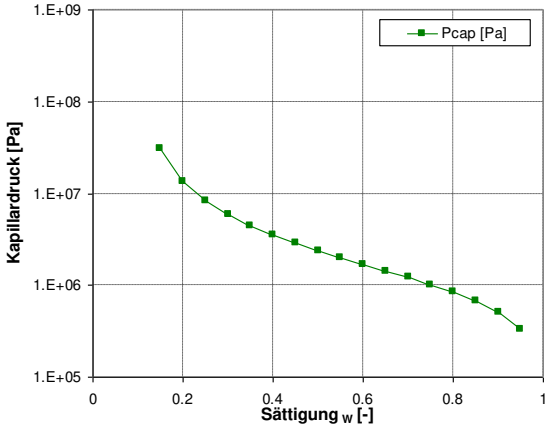
Quelle / Material / Standort	Relative Permeabilität k_{rel}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(ELSA-II, 2013) theoretisch	 Abbildung 5-14: Relative Permeabilität – Sättigung		Lineare Funktion $k_{rel,W}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_w \leq 0,9$ an. $k_{rel,G}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_G \leq 0,9$ an

Tabelle 5-8: Parameter Kapillardruck – Sättigung

Quelle / Material / Standort	Kapillardruck p_{cap}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(Bennion & Bachu, 2006) Karbonat aus der Formation Cooking Lake, Alberta, Kanada	 Abbildung 5-15 Kapillardruck – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasste Variante 1	Porosität: 0,099	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,47$ $p_0 = 1E+05 \text{ Pa}$ $p_{max} = 1,5E+07 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,999$ $\gamma = 0$
	DICHT  Abbildung 5-16 Kapillardruck – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasste Variante 2		van Genuchten Parameter: $\lambda = 0,47$ $P_0 = 1E+05 \text{ Pa}$ $P_{max} = 1,46E+07 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,35$ $S_{Ws} = 0,999$ $\gamma = 0$

Quelle / Material / Standort	Kapillardruck p_{cap}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(ELSA-II, 2013) theoretisch	 Abbildung 5-17 Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006)		van Genuchten Parameter: $\lambda = 0,457$ $p_0 = 1E+06 \text{ Pa}$ $p_{max} = 3,10E+07 \text{ Pa}$ $S_{wr} = 0,1$ $S_{ws} = 1$ $\gamma = 0$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	$p_{cap}=0 \text{ Pa}$		$p_{cap}=0 \text{ Pa}$

5.2.2.3 Füllmaterial

Die Parameter für das Füllmaterial wurden auf der Grundlage eigener Untersuchungen als auch aus Literaturrecherchen zusammengetragen.

Tabelle 5-9: Parameter Füllmaterial

Parameter	Einheit	Wert	Quelle
Korndichte	[kg/m ³]	2890	(Breidung, 2002)
Trockendichte	[kg/m ³]	1800	(Breidung, 2002)
initialer Wassergehalt	[-]	0,01	(Teichmann, et al., 2002)
Anfangssättigung ¹¹	[-]	0,043	
Porosität ¹²	[-]	0,377	Annahme
Permeabilität ¹³	[m ²]	1E-09	Annahme
Permeabilität vertikal	[m ²]	1E-09	Annahme
Kompressibilität	[Pa ⁻¹]	5E-08	(Domenico & Mifflin, 1965)
Speicherkoeffizient ¹⁴	[m ⁻¹]	2E-04	(Breidung, 2002)

¹¹ berechnet aus Wassergehalt, Trocken-, Lösungsdichte und totaler Porosität

¹² berechnet aus Korndichte=2890 kg/m³ und Dichte=1800 kg/m³ nach (Breidung, 2002)

¹³ berechnet aus Durchlässigkeitsbeiwerten nach (Häfner, et al., 1992)

¹⁴ berechnet aus Lösungsdichte, Kompressibilität, Erdbeschleunigung und effektiver Porosität nach (Häfner, et al., 1992)

Tabelle 5-10 Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung

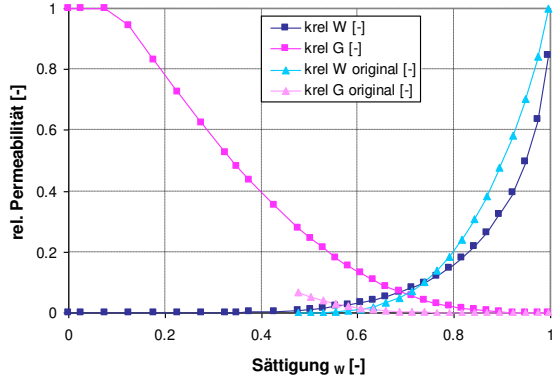
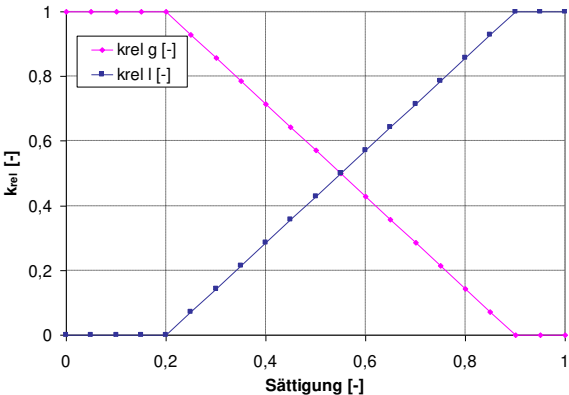
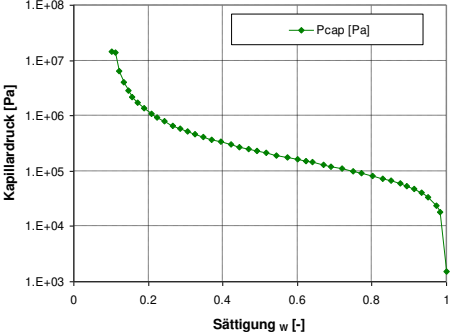
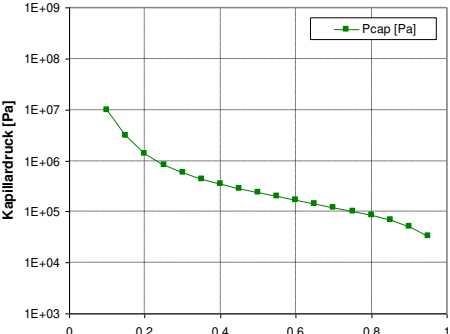
Quelle / Material / Standort	Relative Permeabilität k_{rel}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(Bennion & Bachu, 2005) Karbonat aus der Formation Cooking Lake, Alberta, Kanada	 Abbildung 5-18 Relative Permeabilität – Sättigung - nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasst	Porosität: 0,099 absolute Permeabilität: $6,5E-14 \text{ m}^2$ max. eff. Gaspermeabilität: $4,5E-15 \text{ m}^2$ bei einer Sättigung $S_{G,max} = 0,524$ rel. Gaspermeabilität: 0,069	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,55$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,999$ $S_{Gr} = 0,001$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	 Abbildung 5-19: Relative Permeabilität – Sättigung		Lineare Funktion $k_{rel,W}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_w \leq 0,9$ an. $k_{rel,G}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_g \leq 0,9$ an.

Tabelle 5-11: Funktionen Kapillardruck - Sättigung

Quelle / Material / Standort	Kapillardruck p_{cap}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(Bennion & Bachu, 2006) Karbonat aus der Formation Cooking Lake Alberta, Kanada	 Abbildung 5-20 Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	Porosität: 0,099	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,47$ $p_0 = 1E+05 \text{ Pa}$ $p_{max} = 1,46E+07 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,9$ $\gamma = 0$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	 Abbildung 5-21 Kapillardruck – Sättigung nach (ELSA-II, 2013)		Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,457$ $P_0 = 1E+05 \text{ Pa}$ $P_{max} = 1E+07 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 1$ $\gamma = 0$
(ELSA-II, 2013) theoretisch			$p_{cap}=0 \text{ Pa}$

5.2.2.4 Widerlager

Die Parameter für die Widerlager wurden auf der Grundlage eigener Untersuchungen an Salzbeton M2 zusammengetragen.

Tabelle 5-12: Parameter Widerlager

Parameter	Einheit	Wert	Quelle
Korndichte	[kg/m ³]	2080	(IBeWa, 2001) (IBeWa, 2008) (IBeWa, 2013)
Trockendichte	[kg/m ³]	1670	(IBeWa, 2001) (IBeWa, 2008) (IBeWa, 2013)
initialer Wassergehalt	[-]	0,08	Annahme
Anfangssättigung ¹⁵	[-]	0,7 gerechnet wurde mit $S_{0,w}=0,35$	
Porosität total	[-]	0,19	(IBeWa, 2001) (IBeWa, 2008) (IBeWa, 2013)
Porosität effektiv	[-]	0,02	(IBeWa, 2001) (IBeWa, 2008) (IBeWa, 2013)
Kompressibilität	[Pa ⁻¹]	7,9E-11	(IFG, 2002) (IFG, 2003)
Speicherkoeffizient ¹⁶	[m ⁻¹]	1,7E-08	
Permeabilität	[m ²]	4E-20	(IBeWa, 2001) (IBeWa, 2008) (IBeWa, 2013)
Permeabilität vertikal	[m ²]	4E-20	(IBeWa, 2001) (IBeWa, 2008) (IBeWa, 2013)

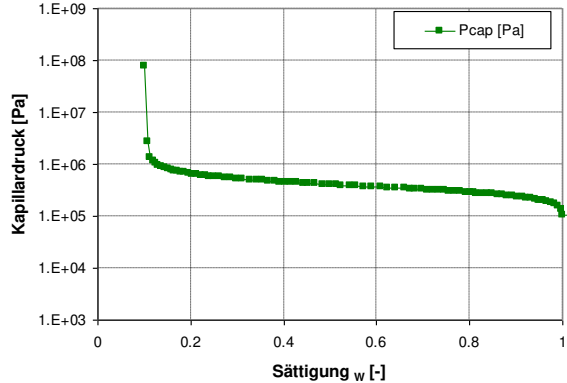
¹⁵ berechnet aus Wassergehalt, Trocken-, Lösungsdichte und totaler Porosität

¹⁶ berechnet aus Lösungsdichte, Kompressibilität, Erdbeschleunigung und totaler Porosität nach (Häfner, et al., 1992)

Tabelle 5-13: Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung

Quelle / Material / Standort	Relative Permeabilität k_{rel}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(ELSA-II, 2013) theoretisch	Abbildung 5-22: Relative Permeabilität – Sättigung		Lineare Funktion $k_{rel,W}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_W \leq 0,9$ an. $k_{rel,G}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_G \leq 0,9$ an.

Tabelle 5-14: Funktionen Kapillardruck – Sättigung

Quelle / Material / Standort	Kapillardruck p_{cap}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(Bennion & Bachu, 2006) Karbonat aus der Formation Wabamun Alberta, Kanada	 Abbildung 5-23 Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	Porosität: 0,079	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,78$ $p_0 = 3,5E+05 \text{ Pa}$ $p_{max} = 7,7E+07 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,999$ $\gamma = 0$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	$P_{cap}=0 \text{ Pa}$		$P_{cap}=0 \text{ Pa}$

5.2.2.5 Asphalt-Schotter

Die Parameter für den Asphalt-Schotter wurden aus (Gallacher, 1989) und (Renner, 1999) zusammengetragen, teilweise aus Beobachtungen abgeschätzt oder angenommen. Dieser scheinbar oberflächliche Umgang mit der Parametrisierung des Asphalt-Schotter-Elementes resultiert aus dem geringen Permeabilitätsniveau des Materials. Das Element hat auf die im Rahmen des Arbeitspaketes betrachtete strömungstechnische Situation in einem Schachtverschlussystem einen vernachlässigbar geringen Einfluss. Dies ändert sich bei der Erweiterung der Fragestellung auf die Betrachtung der Gasströmung im Gesamtsystem und der Analyse der Strömungsprozesse im Kontakt Asphalt / Gebirge.

Tabelle 5-15: Parameter Asphalt-Schotter

Parameter	Einheit	Wert	Quelle
Korndichte	[kg/m ³]	1500	Annahme
Trockendichte	[kg/m ³]	1400	geschätzt
Anfangssättigung ¹⁷	[-]	-	Asphalt wird im Ausgangszustand als wasserfrei angesehen
initialer Wassergehalt	[-]	-	
Porosität total ¹⁸	[-]	0,015	(Gallacher, 1989) (Renner, 1999)
Porosität effektiv	[-]	0,01	Annahme
Kompressibilität	[Pa ⁻¹]	7,9E-11	Annahme
Speicherkoeffizient ¹⁹	[m ⁻¹]	8,5E-9	
Permeabilität	[m ²]	10 ⁻²³	Annahme
Permeabilität vertikal	[m ²]	10 ⁻²³	

¹⁷ berechnet aus Wassergehalt, Trocken-, Lösungsdichte und totaler Porosität

¹⁸ Mittelwert aus (Gallacher, 1989) und (Renner, 1999)

¹⁹ berechnet aus Lösungsdichte, Kompressibilität, Erdbeschleunigung und totaler Porosität

Tabelle 5-16: Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung

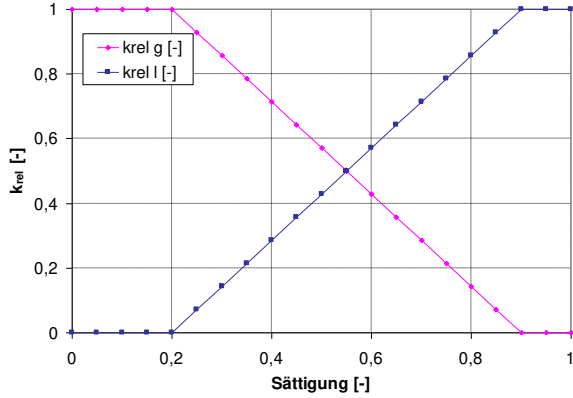
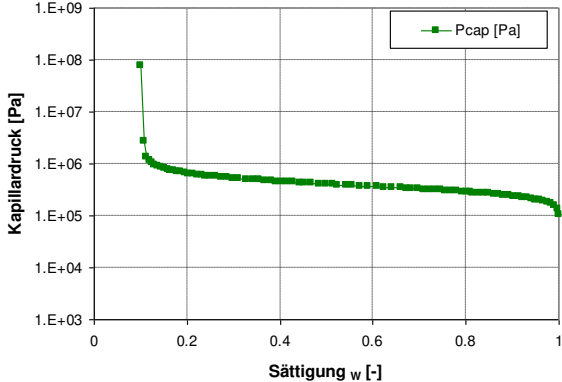
Quelle / Material / Standort	Relative Permeabilität k_{rel}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(ELSA-II, 2013) theoretisch	 Abbildung 5-24: Relative Permeabilität – Sättigung		Lineare Funktion $k_{rel,W}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_W \leq 0,9$ an. $k_{rel,G}$ steigt linear von 0 nach 1 im Bereich $0,2 \leq S_G \leq 0,9$ an.

Tabelle 5-17: Funktionen Kapillardruck – Sättigung

Quelle / Material / Standort	Kapillardruck p_{cap}	sonstige Eigenschaften	verwendete Parameter
(Bennion & Bachu, 2006) Karbonat aus der Formation Wabamun Alberta, Kanada	 Abbildung 5-25 Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	Porosität: 0,079	Anpassung mittels van Genuchten Modell: $\lambda = 0,78$ $p_0 = 3,5E+05 \text{ Pa}$ $p_{max} = 7,66E+07 \text{ Pa}$ $S_{Wr} = 0,1$ $S_{Ws} = 0,999$ $\gamma = 0$
(ELSA-II, 2013) theoretisch	$p_{cap}=0 \text{ Pa}$		$p_{cap}=0 \text{ Pa}$

5.2.3 Strömende Fluide

Grundlage der in den Modellrechnungen abgebildeten Flüssigkeitsströmung sind die Flüssigkeitsparameter aus dem Vorhaben „Endlagerstandortmodell NORD (AnSichT)“ (Nowak & Maßmann, 2013) (Reinhold, et al., 2013), vgl. dazu Tabelle 5-18.

Tabelle 5-18: Parameter des strömenden Fluides

Parameter	Einheit	Wert	Quelle
Temperatur GOK	[°C]	8	(Reinhold, et al., 2013)
Temperaturgradient	[K/100 m]	4	(Reinhold, et al., 2013)
Dichte (bei 25°C)	[kg/m³]	1095	(Nowak & Maßmann, 2013)
Mineralisation in Teufe des Endlagerhorizontes (775 m)	[kg/m³]	150	(Nowak & Maßmann, 2013)
Viskosität (bei 25°C)	[mPa s]	1,28	(Nowak & Maßmann, 2013)
Kompressibilität	[Pa ⁻¹]	3,2E-10	(Chierici, 1994)

Von (Nowak & Maßmann, 2013) wird auf eine tiefenabhängige Veränderung der Mineralisation der Porenwässer hingewiesen (Salinitätsgradient 10 – 13 g/L/100 m).

Für die Berechnungen der Einphasenströmung für die Modellvariante 1 (Abschnitt 6.2) wurde der Einfluss der mit der Teufe steigenden Mineralisation auf die Dichte und die dynamische Viskosität unter Berücksichtigung des genannten Salinitätsgradienten über einen linearen Ansatz berücksichtigt. Gl. (5-15) gibt ein Beispiel für den für die Dichte verwendeten Ansatz.

$$\rho(p, C) = \rho_o [1 + \chi_f (p - p_o) + \beta_c C],$$

$$\beta_c = \frac{\rho(p_o, C_{\max}) - \rho(p_o, 0)}{\rho_o C_{\max}} \quad (\text{Häfner \& Boy, 2005}) \quad (5-15)$$

ρ	-	Dichte [kg/m³]
p	-	Druck [Pa]
χ	-	Kompressibilität [Pa ⁻¹]
C	-	Konzentration [kg m ⁻³]

Für die Modellrechnungen zur Zweiphasenströmung (Modellvarianten 2 und 3, Abschnitte 6.4 und 6.5) wurden die Dichte und die Viskosität als konstant, entsprechend Tabelle 5-18, verwendet.

Für die geringe Mineralisation und die geringen Strömungsgeschwindigkeiten ist von einem vernachlässigbaren Einfluss der Temperatur und der Mineralisation auf die Dichte (Druck) und die Viskosität auszugehen. Es erfolgt keine Berücksichtigung des Wärmetransportes.

Wechselwirkungen zwischen dem strömenden Fluid und dem Feststoff werden nicht berücksichtigt.

6 Modellvarianten

6.1 Einleitung

Ausgehend von den Erläuterungen zur geologischen und bergtechnischen Situation im Abschnitt 5.2 ergeben sich für ein Dichtsystem im Tongestein (Berücksichtigung der Kombination mehrerer Dichtelemente in einem Verschlusskonzept) ohne Betrachtung der zeitlichen Dauer und Reihenfolge, die in Abbildung 6-1 dargestellten Szenarien einer Fluiddruckbeaufschlagung.

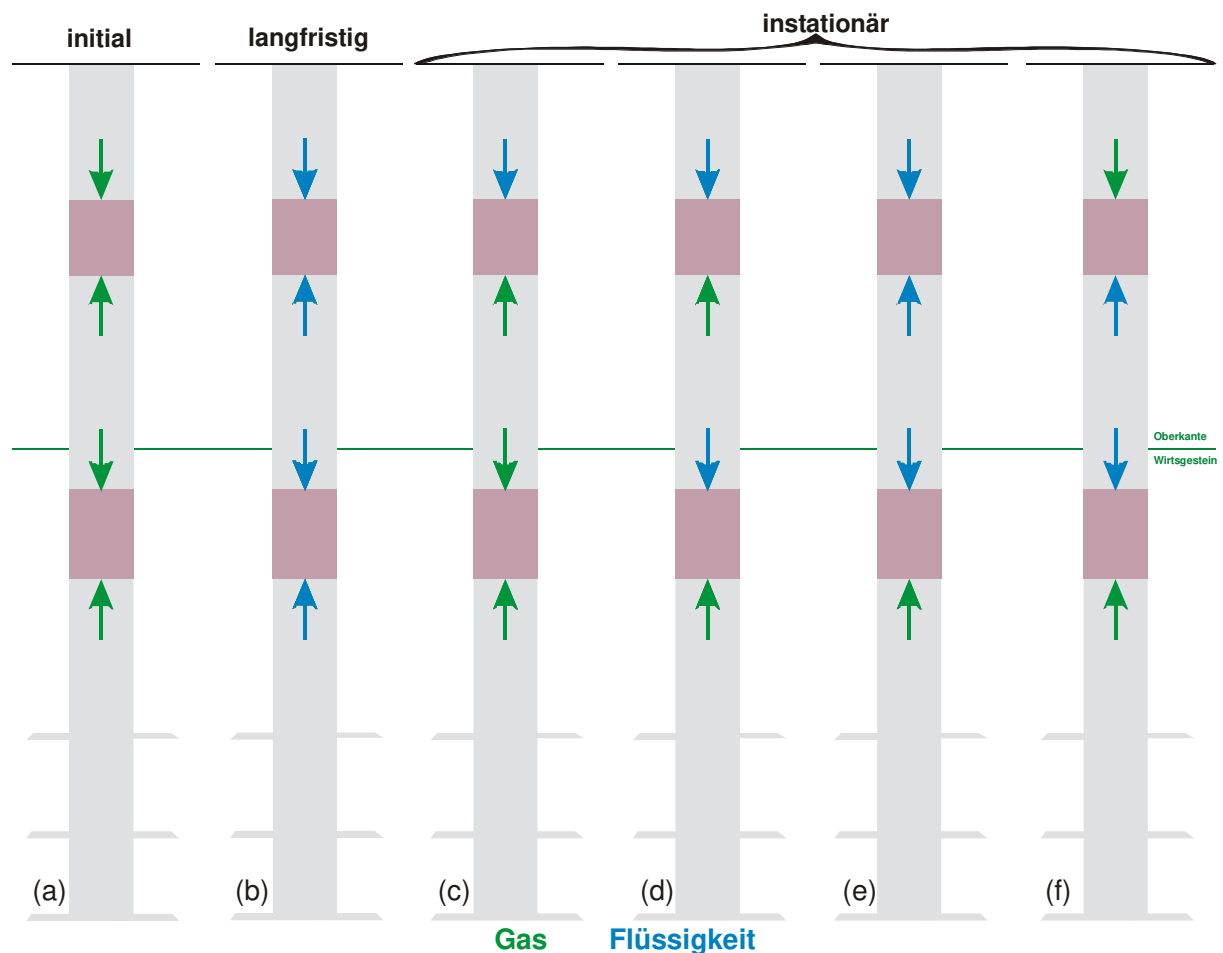


Abbildung 6-1: Situationen der Fluiddruckbeaufschlagung für Schachtdichtungen

Die genannten Szenarien konzentrieren sich auf die Berücksichtigung der prinzipiell möglichen strömungstechnischen Situation in einem Dichtsystem mit zwei Bentonitdichtelementen. Es erfolgt keine Betrachtung von strömungstechnischen Besonderheiten, wie wechselnden Druckbelastungen und Sättigungsbedingungen, Versagen von Dichtelementen oder Teilbereichen eines Dichtelementes oder eines konstruktiv differenzierten Aufbaus eines Dichtelementes. Die Beurteilung entsprechender Prozesse wird durch die sich aus dem Verschlusskonzept und den Standortbedingungen ergebenden Verhältnisse bestimmt und muss im Zusammenhang damit analysiert und berücksichtigt werden.

Mit dem Ziel der Prognose des Verlaufes der Strömungsprozesse in einem Dichtsystem für ausgewählte Szenarien wurden Berechnungen für 2 Modellvarianten beispielhaft durchgeführt. Zusätzlich wurde in einer dritten Modellvariante der Einfluss einer heterogenen Parameterverteilung in einem Bentonitdichtelement auf die Strömungsprozesse illustriert.

1. Modellvariante - Situationen a, c, d und e in Abbildung 6-1

Flüssigkeitsdruckbelastung des oberen Dichtelementes und Prognose der Druckentwicklung und Strömungsprozesse in Dichtsystemen mit einem und zwei Bentonitdichtelementen

Für diese Modellvariante wurde von der Annahme einer gesättigten Strömung im gesamten Modellgebiet ausgegangen. Die Berechnungen wurden für drei unterschiedliche, zweidimensionale Modellkonfigurationen und strömungstechnische Randbedingungen durchgeführt (Abschnitt 6.2.4 bis Abschnitt 6.2.6).

Zielsetzung war die Beurteilung des Zeithorizontes der Strömungsprozesse im Dichtsystem für das Endlagerstandortmodell NORD unter der konservativen Annahme einer gesättigten Strömung.

Die Modellrechnungen für die gesättigte Strömung wurden mit dem Programmsystem MODMST (Häfner & Boy, 2005) (siehe Abschnitt 6.2.1) durchgeführt.

2. Modellvariante – entspricht in Teilen den Situationen c, d, e und f in Abbildung 6-1 für das untere Dichtelement

Strömungsprozesse in einem initial ungesättigten Dichtsystem aus einem Bentonitdichtelement und dem umgebenden Wirtsgestein Ton

In dieser Modellvariante wurde die Strömung in einem zweidimensionalen Strömungsraum aus

- initial gesättigtem Tonstein
- initial ungesättigter Auflockerungszone des Tonsteins und einem
- initial ungesättigten Bentonitdichtelement

abgebildet. Für das Bentonitdichtelement wurde zusätzlich der mit der beginnenden Aufsättigung einsetzende Quellvorgang simuliert.

3. Modellvariante

Strömungsprozesse in einem initial ungesättigten Dichtsystem aus einem Bentonitdichtelement mit heterogener, anisotroper Permeabilitätsverteilung

In der Modellvariante wurde für ein synthetisches, zweidimensionales Modell eines Bentonitformsteinmauerwerkes mit heterogener, anisotroper Permeabilitätsbelegung die Aufsättigung und der Strömungsprozess für drei unterschiedliche Ansätze zur Berücksichtigung des Quellens (Abschnitt 6.4.2.2) über 20 Tage prognostiziert.

Zielsetzung war die Beurteilung der Auswirkungen der räumlichen Parameterverteilung auf den Aufsättigungs- und Strömungsprozess für die drei Quellfunktionen. Die Modellrechnungen zu den Modellvarianten 2 und 3 wurden mit dem Programmsystem TOUGHREACT (Pruess, et al., 1990) (Pruess, et al., 2012) durchgeführt (s. Abschnitt 6.4.1).

In Tabelle 6-1 wird eine Übersicht der im Rahmen des Teilvorhabens simulierten Varianten gegeben. Details zu den einzelnen Modellvarianten werden in den angegebenen Abschnitten erläutert.

Tabelle 6-1: Übersicht der simulierten Modellvarianten

Modell-variante	Bezeichnung	Abschnitt	Erläuterungen
Modellvariante 1 (Einphasen-Strömung)	Szenario 1.1	6.2.4	Prognose des Zuflussverlaufes in einem Bentonitverschlusssystem mit zwei Dichtelementen für die Annahme einer Einphasenströmung
	Szenario 1.2	6.2.5	Prognose des Zuflussverlaufes in einem Bentonitverschlusssystem mit einem Dichtelement für die Annahme einer Einphasenströmung
	Szenario 1.3	6.2.6	Prognose des Zuflussverlaufes in einem Bentonitverschlusssystem mit zwei Dichtelementen für die Annahme einer Einphasenströmung
Modellvariante 2 (Zweiphasen-Strömung)	Szenario 2.3 Modell 7a	6.4.3	Prognose der Zweiphasenströmung in einem Bentonitverschlusssystem mit einem Dichtelement
	Szenario 2.3 Modell 6	6.4.4	Abbildung der Auswirkungen unterschiedlicher Funktionen zur Beschreibung der Permeabilitätsänderung in Abhängigkeit von der Quellung des Bentonites zur Beurteilung der Auswirkungen auf die Dauer bis zur vollständigen Durchströmung eines Bentonitdichtelementes
	Szenario 2.3 Modell 6	6.4.5	vergleichende Modellrechnungen für unterschiedliche initiale Sättigungsbedingungen für den Beginn der Flüssigkeitsströmung ($k_{rel,W} > 0$) im ungesättigten Bentonit
Modellvariante 3 (Zweiphasen-Strömung)	Modell 8 – ohne Quellen	6.5	Beurteilung des Einflusses einer räumlich variablen Parameterbelegung auf den Strömungs- und Aufsättigungsprozess für 3 Quellfunktionen (Abschnitt 6.4.2.2)
	Modell 8 - Quellfunktion 2		
	Modell 8 - Quellfunktion 3		
	Modell 8 - Quellfunktion 4		

6.2 Modellvariante 1 – Einphasenströmung

6.2.1 Programmsystem MODMST (Häfner & Boy, 2008)

Der von der TU BAF / IBeWa entwickelte Code MODMST ist ein Programmsystem für die Simulation von dichte- und temperaturbeeinflussten Strömungs- und Stofftransportprozessen für mehrere Komponenten in zwei- und dreidimensionalen Strömungsräumen. Die numerische Lösung der partiellen Differentialgleichungen erfolgt auf der Basis der Finite-Differenzen-Methoden.

Für die modelltechnische Umsetzung der Prozesse stehen folgende Optionen zur Verfügung:

- variable Druckbedingungen in den abgebildeten Aquiferen eines Modells: gespannt, ungespannt oder teils gespannt, teils ungespannt; Wechsel zwischen gespannten und ungespannten Druckbedingungen im simulierten Zeitraum möglich,
- stationäre und instationäre Randbedingungen,
- vielfältige Randbedingungen, z. B. Grundwasserentnahmen bzw. -einspeisungen, Grundwasserneubildung, Evapotranspiration, Drainagen, Dichtwände, Oberflächengewässer (Fließgewässer, Seen),
- Berücksichtigung der Auswirkungen von Lösungsprozessen auf die Porosität und Permeabilität,

Simulation von durch Konzentrations- und/oder Temperaturdifferenzen bezüglich Dichte und Viskosität beeinflussten Strömungsvorgängen, optional: Kopplung Phreeqc zur Berücksichtigung heterogener geochemischer Prozesse.

6.2.2 Modellkonzept

Zur Abbildung der großräumigen Grundwasserdynamik wird im Modell der Modellvariante 1 die gesamte stratigraphische Formation von der Geländeoberkante bis zur Teufe der 1. Sohle bei ca. 775 m abgebildet. Horizontal hat das Modell eine Ausdehnung von 1000 m, wobei der rechte Modellrand den Schachtmittelpunkt kennzeichnet. Die vertikale Diskretisierung richtet sich im Wesentlichen nach dem stratigraphischen Aufbau in Abbildung 5-1. Die horizontale Diskretisierung löst den Schachtbereich und die schachtnahe Auflockerungszone mit Elementgrößen bis 0,2 m auf. Mit zunehmendem Abstand vom Schacht vergrößert sich die Elementgröße und erreicht am linken Modellrand Elementbreiten von 200 m.

Der Modellaufbau und die Diskretisierung der Modellvariante 1 bilden die Grundlage für die Modelle der Modellvarianten 1.2 und 1.3. Für die Modellvariante 1.3 erfolgt eine Reduzierung der im Modell abgebildeten Gesamtmächtigkeit.

Die Parameterbelegung der einzelnen Strömungsräume erfolgte auf der Basis der segmentbezogenen Zusammenstellung im Abschnitt 5.2.2.

Die im Rahmen der Modellvariante 1 simulierten Szenarien sind in Tabelle 6-2 hinsichtlich der strömungstechnischen Situation kurz beschrieben.

Tabelle 6-2: Modellvariante 1 - Kurzbeschreibung der Modellszenarien in Abbildung 6-2

Szenario	Erläuterung
1.1	Luftdruck an den Ober- und Unterkanten beider Dichtelemente, Zustrom von Wasser oberhalb und zwischen den Dichtelementen aus dem Gestein
1.2	Luftdruck an der Ober- und Unterkante des unteren Dichtelementes, oberes Dichtelement wird nicht betrachtet, Zustrom von Wasser oberhalb des Dichtelementes aus dem Gestein
1.3	Luftdruck an den Ober- und Unterkanten beider Dichtelemente, Zustrom von Wasser zwischen den Dichtelementen aus dem Gestein

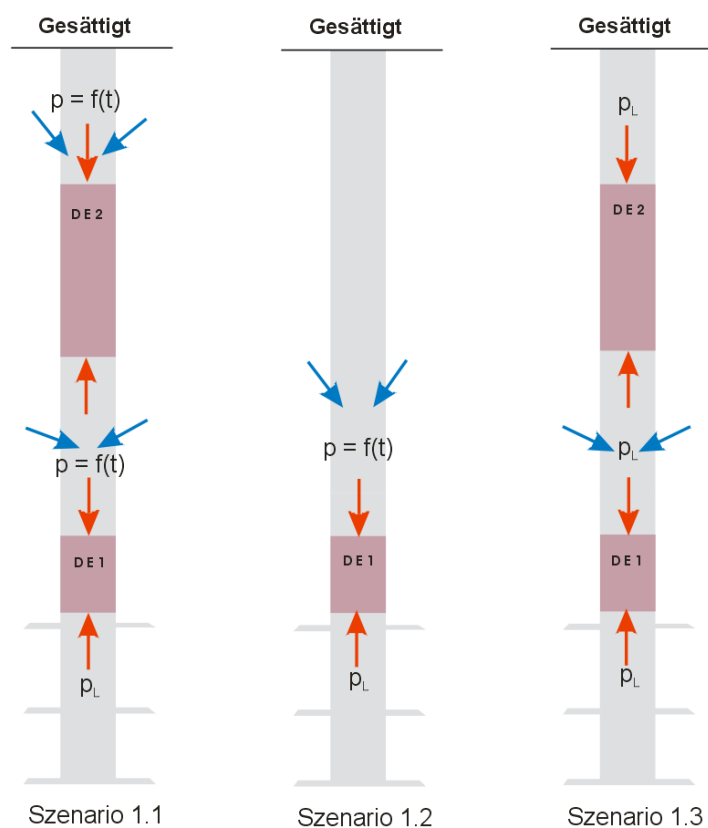


Abbildung 6-2: Modellvariante 1 – Modellszenarien

Basierend auf dem Endlagerstandortmodell NORD (Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1) ist in Tabelle 6-3 der berücksichtigte stratigraphische Aufbau und in Tabelle 6-4 die Geometrie der Segmente des Schachtverschlusssystems zusammengestellt. Der Durchmesser des Schachtes wurde mit 7 m angenommen. Die Diskretisierung der Modelle für die Simulation der drei Modellszenarien, werden in den nachfolgenden Abschnitten 6.2.4.1, 6.2.5.1 und 6.2.6.1 im Zusammenhang mit der Permeabilitätsbelegung dargestellt. Die Parameterbelegung der drei Modelle erfolgte auf der Grundlage der Erläuterungen im Abschnitt 5.2.2.

Tabelle 6-3: Stratigraphischer Aufbau Modellvariante 1 – Ober- und Unterkanten der Formationen – s. Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Quartär	0	-90
Albium	-90	-249
Hilssandstein	-249	-284
Aptium incl. Hedbergel- lenmergel	-284	-395
Barremium incl. Blätter- ton	-395	-698
Hauterivium	-698	-794

Tabelle 6-4: Geometrie des Schachtverschlusssystems Modellvariante 1 – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht - Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Verfüllsäule 3	0	-90
obere Asphalt-Schotter- Säule	-90	-290
Widerlager	-290	-305
Dichtelement DE2	-305	-345
Widerlager	-345	-360
Verfüllsäule 2	-360	-601
untere Asphalt-Schotter- Säule	-601	-651
Widerlager	-651	-671
Dichtelement DE1	-671	-721
Widerlager	-721	-741
Verfüllsäule 1	-741	-794

6.2.3 Anfangs- und Randbedingungen

Die nachfolgenden Anfangs- und Randbedingungen wurden für die 3 Szenarien 1.1 bis 1.3 laut Abbildung 6-2 einheitlich gewählt.

Anfangsbedingungen (t=0)

- Luftdruck im Schacht / Verfüllsäule
- Wasser steht im Gebirge mit Spiegelhöhe = Oberkante Modell
- isotherm, $T=25^{\circ}\text{C}$

Randbedingungen

Am oberen Modellrand wurde konstanter Luftdruck (Randbedingung 1. Art) vorgegeben.

Im Abstand von 1000 m zum Schacht wird auf dem linken Modellrand eine konstante Spiegelhöhe (konstanter Druck, Randbedingung 1. Art) vorgegeben. Der rechte Modellrand (Schachtmittellinie) und die Unterkante des Modells (außerhalb des Schachtes) sind strömungstechnisch dicht.

Im Schachtbereich wurde unterhalb des Dichtelementes dauerhaft Luftdruck vorgegeben (Verfüllmaterial trocken).

6.2.4 Szenario 1.1

6.2.4.1 Modellaufbau / Permeabilitätsbelegung

Die schachtnahe Diskretisierung des Modells mit zwei Dichtelementen und die Permeabilitätsbelegung auf der Basis der Erläuterungen im Abschnitt 5.2.2 sind in Abbildung 6-3 dargestellt. Oberhalb des Verschlussystems wird keine strömungstechnische Abdichtung durch einen Schachtausbau berücksichtigt.

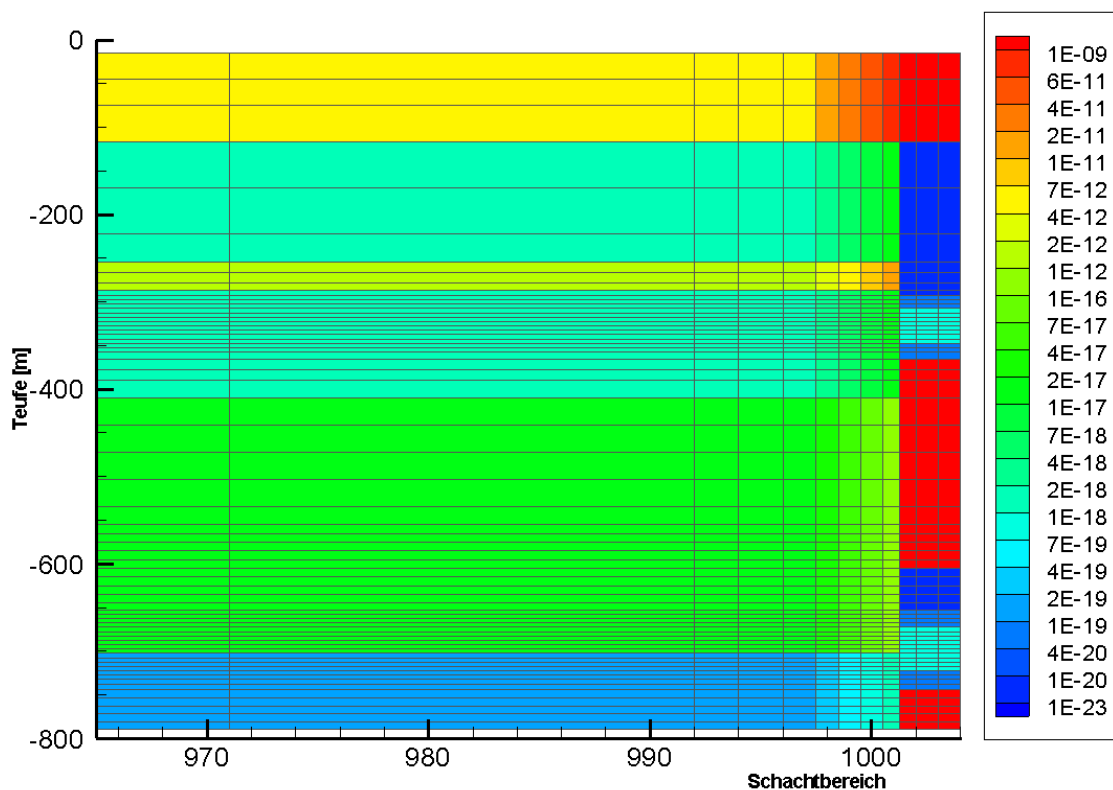


Abbildung 6-3: Modellgeometrie und Permeabilitäten für Modellvariante 1.1

6.2.4.2 Ergebnisse

Die Druckganglinien der in der Mitte der simulierten Schachthälfte vertikal angeordneten Beobachtungspunkte sind in Abbildung 6-4 dargestellt. Die Schriftfarbe der Beobachtungspunkte entspricht der Farbe der Ganglinien in der Grafik.

Die Schachtsäule oberhalb des oberen Dichtelementes (DE2) ist bereits nach ca. 30 Tagen wassergefüllt (Beobachtungspunkt 3).

Oberhalb des unteren Dichtelementes (DE1) setzt, beginnend im 1. Jahr, ein Druckanstieg ein. Im Bereich zwischen den Dichtelementen steigt innerhalb von 200 Jahren der Wasserspiegel um ca. 185 m (Beobachtungspunkt 37). Der Bereich mit einer Gesamtlänge von 326 m ist auch über den Beobachtungspunkt 33 und damit zu ca. 60 % geflutet. Mit Abnahme des Druckgradienten reduziert sich über die Zeit der Zustrom, so dass im prognostizierten Modellzeitraum der Bereich zwischen den Dichtelementen nicht vollständig geflutet ist.

Im unteren Dichtelement (Beobachtungspunkt 52) tritt Wasser nach ca. 600 Jahren ein.

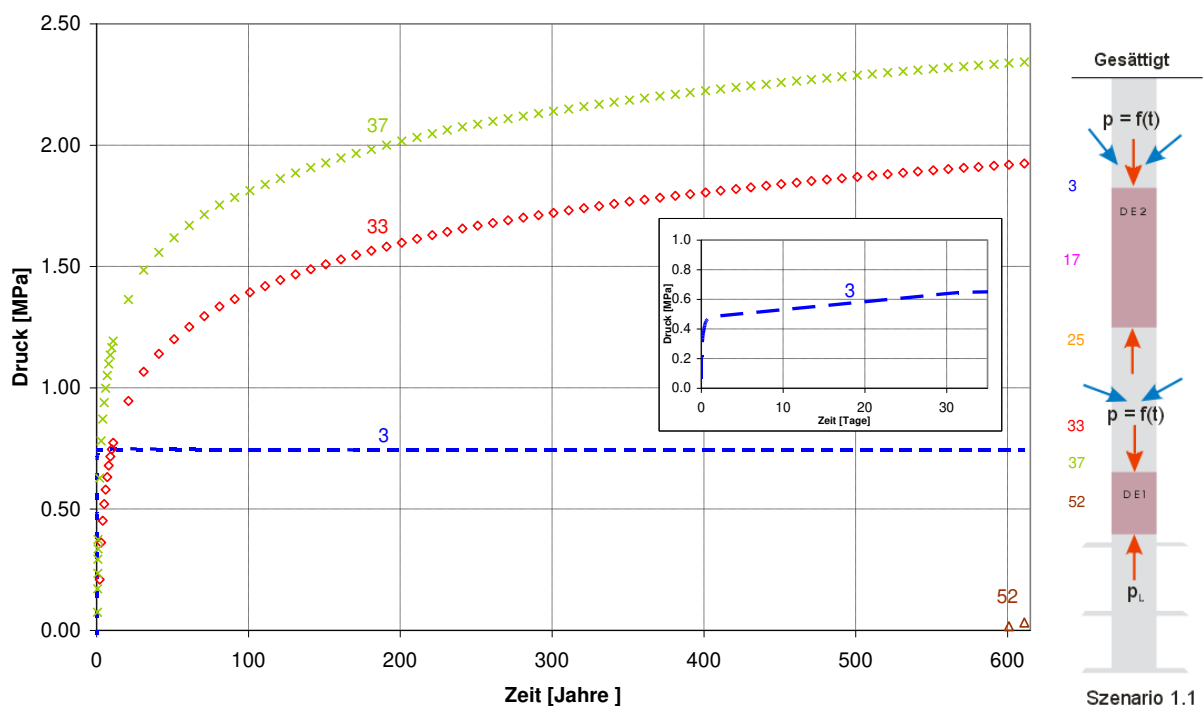


Abbildung 6-4: Druckganglinien Modellvariante 1.1

6.2.5 Szenario 1.2

6.2.5.1 Modellaufbau / Permeabilitätsbelegung

Die schachtnahe Diskretisierung und die Permeabilitätsbelegung des Modells auf der Basis der Erläuterungen im Abschnitt 5.2.2 sind in Abbildung 6-5 dargestellt. Das Modell berücksichtigt nur das untere Dichtelement. Wie für die Modellvariante 1.1 (Abbildung 6-3) wird oberhalb des Verschlussystems keine strömungstechnische Abdichtung durch einen Schachtausbau berücksichtigt.

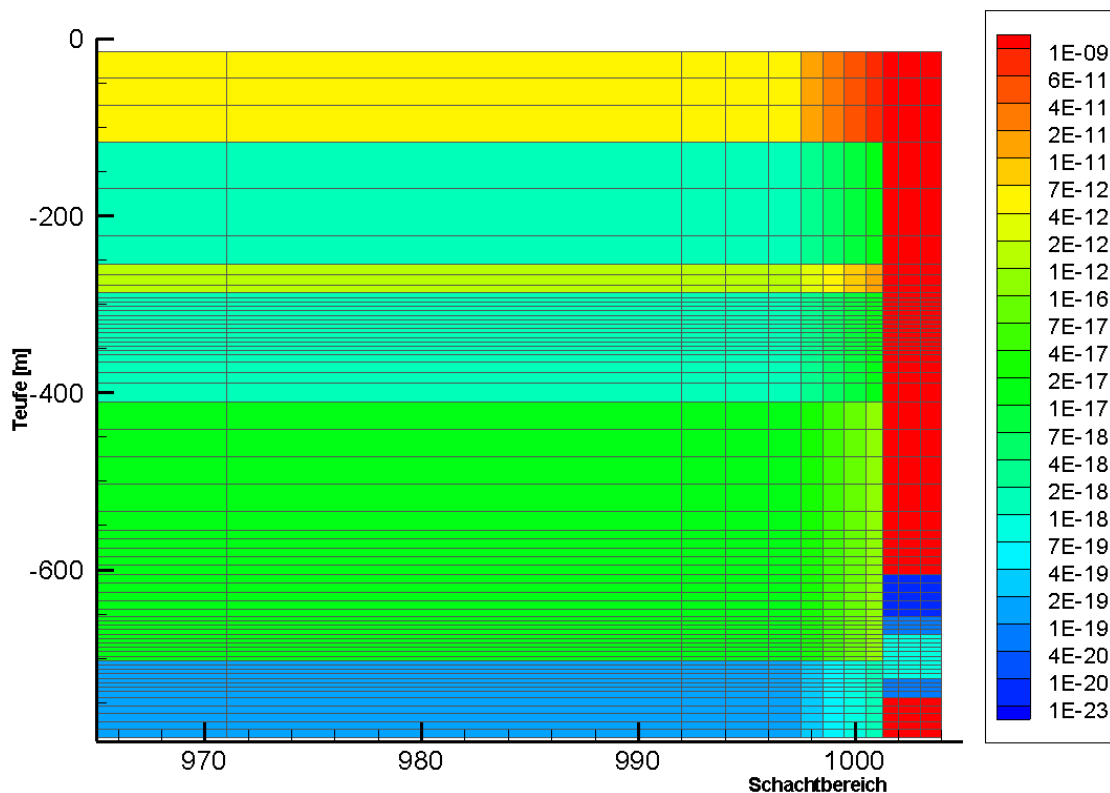


Abbildung 6-5: Modellgeometrie und Permeabilitäten für Modellvariante 1.2

6.2.5.2 Ergebnisse

Die Druckganglinien der in der Mitte der simulierten Schachthälfte vertikal angeordneten Beobachtungspunkte sind in Abbildung 6-6 dargestellt. Die Schriftfarbe der Beobachtungspunkte entspricht der Farbe der Ganglinien in der Grafik.

Die Verfüllsäule oberhalb des Dichtelementes zeigt, bedingt durch den wesentlich größeren Druckgradienten zwischen Gebirge und Schacht, bereits nach ca. 1 Tag eine Druckreaktion. Der Wasserspiegel im Schacht steigt innerhalb eines Monats auf bis ca. 100 m unter Geländeoberkante (Beobachtungspunkt 3). Wie für das Szenario 1.1 (Abbildung 6-6) setzt der Druckanstieg auf halber Höhe des Dichtelementes nach ca. 600 a ein (Beobachtungspunkt 52).

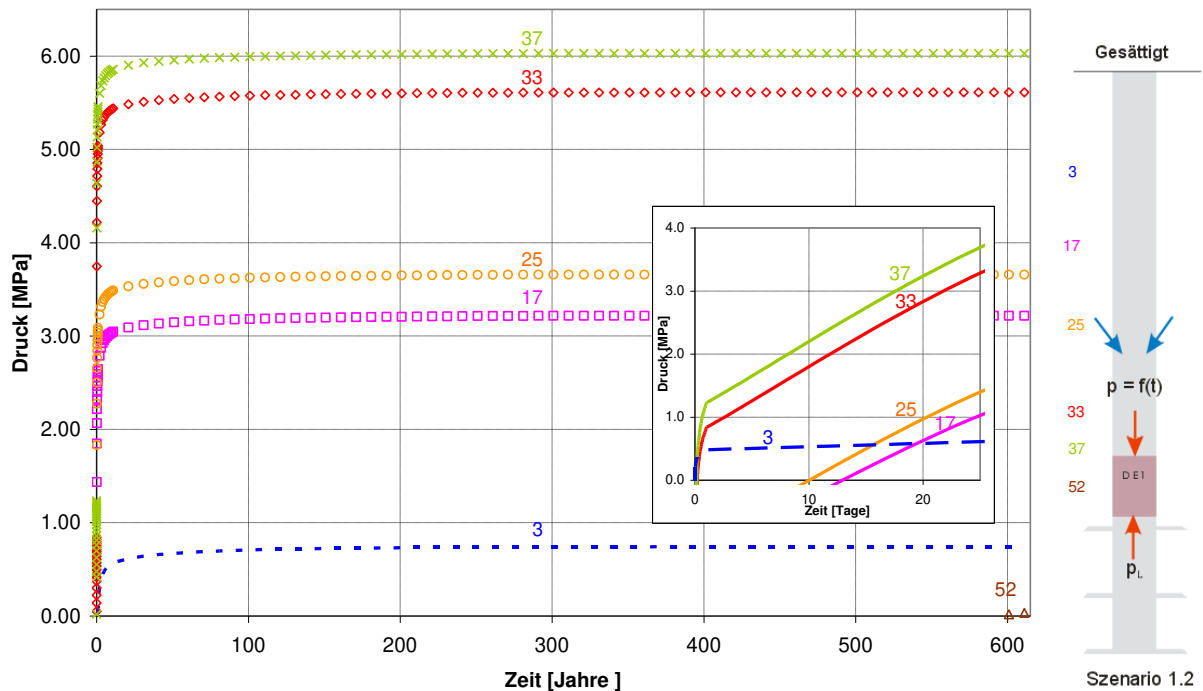


Abbildung 6-6: Druckganglinien Modellvariante 1.2

6.2.6 Szenario 1.3

6.2.6.1 Modellaufbau / Permeabilitätsbelegung

Die schachtnahe Diskretisierung des Modells mit zwei Dichtelementen und die Permeabilitätsbelegung auf der Basis der Erläuterungen im Abschnitt 5.2.2 sind in Abbildung 6-7 dargestellt. In Abweichung zum Szenario 1.1 (Abbildung 6-3) und 1.2 (Abbildung 6-5) wurde der Schachtausbaubereich oberhalb der Dichtelemente durch die Vorgabe einer Permeabilität von $1\text{E-}22\text{ m}^2$ abgedichtet.

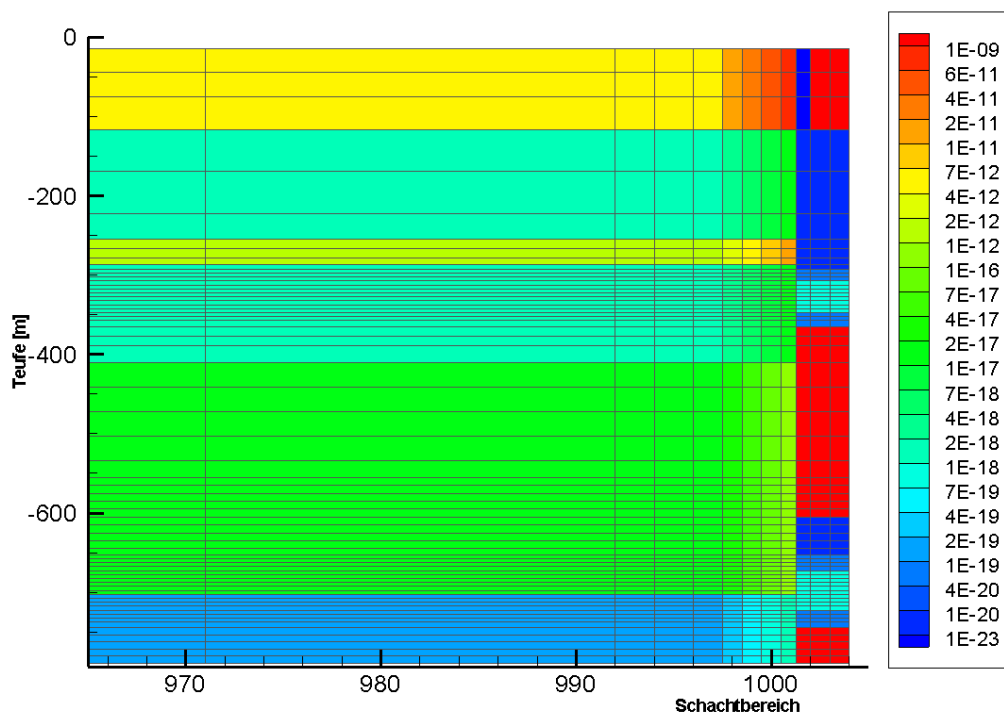


Abbildung 6-7: Modellgeometrie und Permeabilitäten für Modellvariante 1.3

6.2.6.2 Ergebnisse

In die Verfüllsäule oberhalb des oberen Dichtelementes (DE2) tritt kein Wasser ein (siehe Abbildung 6-4 - Beobachtungspunkt 3).

Die Druckentwicklung oberhalb des unteren Dichtelements (DE1, Beobachtungspunkt 37) ist vergleichbar mit den Ergebnissen für die Modellvariante 1.1 (Abschnitt 6.2.4.2). Es setzt beginnend im 1. Jahr ein Druckanstieg ein und der Spiegel steigt innerhalb von 200 Jahren um ca. 185 m (Beobachtungspunkt 37). Mit Abnahme des Druckgradienten reduziert sich über die Zeit der Zustrom, so dass im prognostizierten Modellzeitraum der Bereich zwischen den Dichtelementen nicht vollständig geflutet ist (Beobachtungspunkt 33).

Im unteren Dichtelement (Beobachtungspunkt 52) tritt Wasser nach ca. 600 Jahren ein.

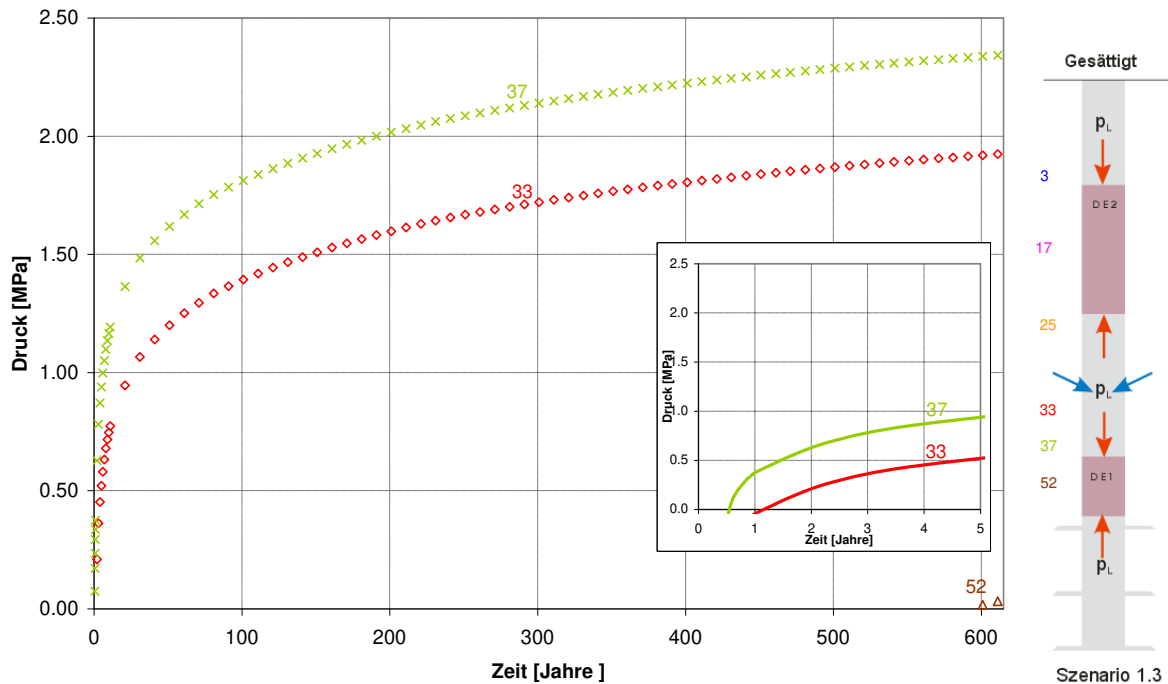


Abbildung 6-8: Druckganglinien Modellvariante 1.3

6.3 Schlussfolgerungen zu den Modellvarianten 1.1 bis 1.3

Zur Beurteilung der Strömungsprozesse in einem Schachtverschlussystem für das Endlagerstandortmodell NORD wurden unter Annahme einer Einphasenströmung Modellrechnungen für drei Varianten durchgeführt. Mit Bezug auf Abbildung 6-4 bis Abbildung 6-8 können folgende Schlussfolgerungen abgeleitet werden:

- Für die Annahme eines offenen Zuflusses über den Schachtbereich oberhalb des oberen Dichtelementes (DE2) in Szenario 1.1 und 1.2 ergibt sich eine Zeitdauer von ca. 1 Jahr bis zum Erreichen einer nahezu konstanten hydrostatischen Druckhöhe auf dem Dichtelement. Der Zustrom wird maßgeblich bestimmt durch die Permeabilität und die Lage der Formation Hilssandstein (Abbildung 5-1).
- Die Permeabilitätsbedingungen für die Referenzformation bewirken für die Szenarien 1.1 und 1.3 mit zwei Dichtelementen das Erreichen der maximalen Druckhöhe auf dem unteren Dichtelement (DE1) in einem Zeitraum von mehreren hundert Jahren. Auf Grund der geringen Permeabilität des Asphaltchotters (10^{-23} m^2) oberhalb der Dichtelemente ist kein vertikaler Zustrom nachweisbar. Der Druckanstieg über dem unteren Dichtelement (DE1) wird bestimmt durch den Zustrom aus den Formationen Aptium und Barremium (Abbildung 5-1).
- Für die Beurteilung der für die Verfüllsäule und die Dichtelemente berechneten Druckganglinien sind die Einstellung der Druckbedingungen zwischen Formation und Flüssigkeitsspiegel im Schacht (bzw. den Schachtabschnitten) für die vorgegebenen Permeabilitäten (Referenzformation Wirtsgestein Ton / Dichtelemente) und die Breite der Auflockerungszone entscheidend.

6.4 Modellvariante 2 – Zweiphasenströmung

6.4.1 Programmsystem TOUGHREACT

Die Modellierung erfolgt mit dem international angewendeten und verifizierten Programmsystem TOUGHREACT. Das Programm ermöglicht für ein Mehrphasen- und Mehrkomponentensystem die Simulation von Strömungs- und Stofftransportprozessen unter Berücksichtigung variabler thermodynamischer Randbedingungen, heterogener geochemischer Reaktionsprozesse und Phasenwechsel im ein-, zwei- und dreidimensionalen Strömungsraum (Pruess, et al., 1990) (Pruess, et al., 2012).

Das verwendete Modul EOS3, TOUGHREACT Version 1.2, für gesättigte und ungesättigte Strömungssimulation wurde für die Modellrechnungen in folgenden Aspekten angepasst:

- Berücksichtigung des Quellens des Bentonits durch Verringerung der absoluten Permeabilität in Abhängigkeit von der Sättigung (siehe Abschnitt 6.4.2.2)
- Anpassung der Datenausgabe der Ergebnisse für das Visualisierungsprogramm TECPLOT.

Ansonsten wurden alle Funktionen des TOUGHREACT-Codes für das Modul EOS3 beibehalten.

6.4.2 Modellkonzept

6.4.2.1 Übersicht

Für die numerische Simulation des Fortschreitens einer Feuchtigkeitsfront in einem Bentonitdichtelement sind folgende Prozesse relevant:

- Zweiphasenströmung im teilgesättigten Porenraum / Einphasenströmung im gesättigten Porenraum (siehe Abschnitt 6.4.2.3),
- Veränderung der Porengrößenverteilung und der daran gekoppelten Sättigungsverteilung in Folge der Quellung des Bentonits. In der Folge kommt es zu einer Änderung des Kapillardruckverhaltens und der relativen Phasenpermeabilitäten.
- Veränderung der abs. Permeabilität des Bentonites in Folge der Veränderung des Porengefüges durch den Quellvorgang ($n_{\text{mobil}} \rightarrow n_{\text{immobil}}$) (siehe Abschnitt 6.4.2.2),
- Veränderung der Dichteverteilung im Bentonitdichtelement in Folge der Verdichtung des Bentonits im ungesättigten Bereich des Dichtelementes unter dem Einfluss des Flüssigkeitsdruckes im geringpermeablen, gesättigten Bereich der Dichtung.

Die Veränderung des Porengefüges in Folge des Quellvorganges und der Dichteveränderung macht theoretisch die Ermittlung von effektiven Phasenpermeabilitäten für jeden Materialzustand erforderlich. Entsprechende Versuchsdaten und/oder empirische Ansätze zur Ableitung der effektiven Permeabilität aus Kapillardruck-Sättigungsfunktionen liegen gegenwärtig nicht vor.

Für die modellgestützte Abbildung der Strömungsprozesse in dem initial ungesättigten, höher permeablen Bentonit wurde eine Kapillardruck-Sättigungsfunktion für ein Material mit einer vergleichbaren absoluten Permeabilität gewählt (s. Abschnitt 5.2.2.2, Tabelle 5-8). Diese Kapillardruckfunktion bildet die Grundlage für die Funktion der relativen Permeabilität in dem ungesättigten Bentonit.

Neben diesem Konzept zur Beschreibung der Zweiphasenhydraulik wurde die mit dem Quellprozess einhergehende Reduzierung der absoluten Permeabilität über 3 variable Quellfunktionen berücksichtigt. Diese werden im Abschnitt 6.4.2.2 erläutert.

Langfristig wird die Flüssigkeitsströmung in einem Bentonitdichtelement und der sich einstellende maximale Volumenstrom durch den Dichtkörper durch die absolute Permeabilität des gesättigten Bentonits definiert. Die im Abschnitt 6.4.2.3 beschriebene modelltechnische Abbildung der Zweiphasenströmung nimmt Einfluss auf die Sättigungsänderung in der ungesättigten Zone des Dichtelementes.

Grundlage der angewendeten Modellansätze für die Abbildung der Aufsättigung des Bentonits resultieren aus der Auswertung und modelltechnischen Begleitung von Durchströmungs- bzw. Aufsättigungsversuchen von Bentonitkörpern im Technikumsmaßstab (MFPA, 2004) (MFPA, 2009). Die nachfolgend beschriebenen Modellansätze wurden für die Prozessbeschreibung entwickelt und für die Kalibrierung der versuchsbezogen aufgestellten Modelle an den gemessenen Prozessen und Eigenschaften angewendet. Diese Modellansätze wurden in angepasster Form in das Programmsystem TOUGHREACT (Abschnitt 6.4.1) implementiert und für die Simulation der Strömungsprozesse in dem Bentonitdichtsystem im Tonstein angewendet.

Das Modellkonzept für die Berücksichtigung der Auswirkungen des Quellvorgangs auf die absolute Permeabilität und in der Folge auf die relative Permeabilität ist in Abbildung 6-9 in einer Übersicht dargestellt. Die einzelnen Teilansätze werden in den in Abbildung 6-9 genannten Abschnitten erläutert.

Zweiphasen-Strömung

$$k_P = k_{\text{abs_korr}} \cdot k_{\text{rel_P}} \quad \leftarrow \quad k_{\text{rel_P}} = f(p_{\text{cap}}, S_W) \quad (\text{s. Abschnitt 6.4.2.3})$$

$$k_{\text{abs_korr}} = k_{\text{abs,Q}}$$

Quellen

$$k_{\text{abs,Q}} = f(a, b, S_W, k_{\text{abs,0}})$$

Fit-Funktion (s. Abschnitt 6.4.2.2)

Abbildung 6-9 Modellkonzept (Detailerläuterungen in den angegebenen Querverweisen)

Für die modelltechnische Realisierung muss berücksichtigt werden, dass für die sich überlagernden Prozesse aus Wasserzustrom, Änderung der Porenstruktur in Folge der Bentonitquellung und sättigungsabhängige Änderung der Kapillardruckbedingungen sowie der effektiven

Phasenpermeabilitäten in der Regel keine orts- und zeitaufgelösten Messungen vorliegen. Vielmehr stehen aus der messtechnischen Überwachung die zeitabhängigen Messungen der Druck- und Volumenstromganglinien an ortsdiskreten Punkten und die Materialparameter aus dem räumlich differenzierten Rückbau des Bentonites zur Verfügung. Örtlich und zeitlich aufgelöste Messwerte entlang des Strömungs- bzw. Aufsättigungswegs liegen messtechnisch bedingt nicht vor.

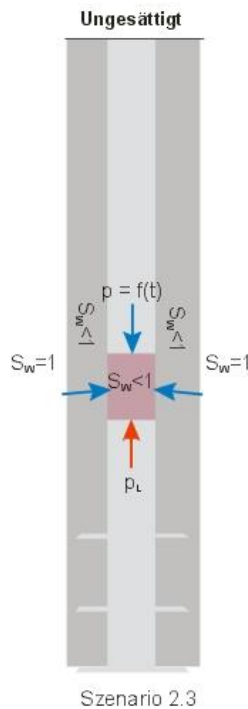


Abbildung 6-10: Szenarien 2.3 (ungesättigt) - initial

Aus dieser Kenntnislage erfolgte die Ableitung von Annahmen, Parametern und Funktionen zur Kalibrierung der Modellergebnisse an den genannten Versuchskenntnissen. Die sich mit den Eigenschaften des Tones (maßgeblich der Änderung der Porengrößenverteilung in Folge der Quellung) ändernden Parameter der Zweiphasenströmung (Kapillardruck-Sättigungsfunktion, relative Permeabilitäten) bleiben für die Modellrechnungen unverändert (siehe Abschnitt 6.4.2.3).

Der geometrische Aufbau des für die Modellrechnungen verwendeten Modells und die wesentlichen Anfangs- und Randbedingungen sind in Abbildung 6-10 schematisch dargestellt. Das Modell basiert im Wesentlichen auf der Modellkonfiguration für die Modellvariante 1 entsprechend den Abschnitten 6.2.2 und 6.2.3. Für die maßgeblich auf die Prozessbeurteilung orientierten Modellrechnungen wurde jedoch die Gesamtmächtigkeit des Modells auf das untere Bentonitdichtelement und eine reduzierte Modellhöhe begrenzt. Die Details und Unterschiede des Modellaufbaus für die simulierten Szenarien werden in den nachfolgenden Abschnitten 6.4.3.1, 6.4.4.1 und 6.4.5.2 dargestellt.

Für alle Modellszenarien wurden entsprechend der schematischen Darstellung in Abbildung 6-10 folgende Anfangs- und Randbedingungen vorgegeben:

- Luftdruck an der Ober- und Unterkante des Dichtelementes

- im Ausgangszustand ist die Auflockerungszone des Gebirges teilgesättigt $S_{w,0} < 1$; das schachtferne Gebirge wurde als vollständig wassergesättigt $S_{w,0} = 1$ vorgegeben,
- das Dichtelement wird mit einer Anfangssättigung von $S_{w,0} = 0,35$ als teilgesättigt vorgegeben,
- der Zustrom von Wasser zum Dichtelement erfolgt aus dem Schacht und über die Schachtkontur.

Die Parameterbelegung der einzelnen Strömungsräume erfolgte auf der Basis der materialbezogenen Zusammenstellung im Abschnitt 5.2.2.

6.4.2.2 Abbildung des Quellens von Ton – Korrektur absolute Permeabilität

Für die Berücksichtigung des Quellens des Bentonits wurde die empirische Funktion (Gl.6-1) zur Beschreibung der Verringerung der absoluten Permeabilität in Abhängigkeit von der Sättigung aufgestellt. Die Koeffizienten a und b sind Fitparameter, die anhand der Feuchteverteilung im gequollenen Bentonit der halbtechnischen Versuche angepasst wurden (MFPA, 2004) (MFPA, 2009).

$$k_{abs_Q} = k_{abs,0} e^{-b (S(t) - S_{wr})^a} \quad (6-1)$$

k_{abs_Q}	-	absolute Permeabilität unter Berücksichtigung des Quellens von Bentonit [m ²]
$k_{abs,0}$	-	absolute Permeabilität im Einbauzustand (s. Abschnitt 5.2.2.2 Tabelle 5-6) [m ²]
S	-	berechnete Sättigung zum Zeitpunkt t [-]
S_{wr}	-	Restwassersättigung (s. Abschnitt 5.2.2.2, Tabelle 5-6) [-]
a, b	-	Fitparameter [-]
t	-	Zeit [s, d, a]

Eine Prognose unter Berücksichtigung der sich überlagernden Vorgänge – Veränderung der Porengrößenverteilung, des Kapillardruckes, der Sättigung, der relativen Permeabilität – in Folge des Quellens ist auf der Grundlage einer modelltechnischen Abbildung der realen Teilprozesse nicht möglich. Diese sind abhängig vom Smektitgehalt, der Einbaudichte, der Einbauporosität, der Anfangssättigung und der initialen Permeabilität. Für eine Zusammenfassung der Auswirkungen dieser Variabilität wurden die in Abbildung 6-12 dargestellten Funktionen (nachfolgend Quellfunktionen) definiert.

- Funktion 1 kein Quellen, $k(t) = k_0$
- Funktion 2 geringer Einfluss des Quellens in der Anfangsphase; deutliche Reduzierung der Permeabilität für höhere Flüssigkeitssättigungen ($S_w > 0,6$)
- Funktion 3 deutliche Permeabilitätsreduzierung bereits bei geringer Erhöhung der Flüssigkeitssättigung ($S_w < 0,5$) im Porenraum.
- Die qualitative Interpretation von Eindringraten aus Quelldruck- und Permeabilitätsversuchen (s. Abbildung 6-11) deutet darauf hin, dass diese Funktion am ehesten den zu erwartenden Prozessen entspricht. Die Volumenstromganglinien zeigen eine deutliche Abnahme mit fortschreitender Versuchsdauer, wobei bereits die ersten erfassten Volumenströme sehr gering sind. Dies und die in der Anfangsphase fehlenden Volumenstromdaten lassen darauf schließen, dass zu Beginn der Anströmung weit höhere Volumenströme wirksam waren, die sich durch die einsetzende Permeabilitätsverringering schnell reduziert haben. Dies entspricht auch den Erfahrungen und Beobachtungen von Aufsättigungsversuchen in durchsichtigen Testrohren. Bereits nach kurzen Versuchsdauern und dem Eintritt geringer Flüssigkeitsmengen in die Probenkörper kommt es zu einer signifikanten Reduzierung der Eindringrate, was auf eine deutliche Reduzierung der Permeabilität im gesättigten Bentonit schließen lässt. Unter Berücksichtigung dieser Beobachtungen wird für die Modellrechnungen für die Modellvariante 2, Szenario 2.3, Modell 7a, s. Abschnitt 6.4.3 der Schwerpunkt auf die Quellfunktion 3 gelegt.
- Funktion 4 nahezu gleichmäßige Reduzierung des Permeabilitätsniveaus mit steigender Flüssigkeitssättigung im Porenraum

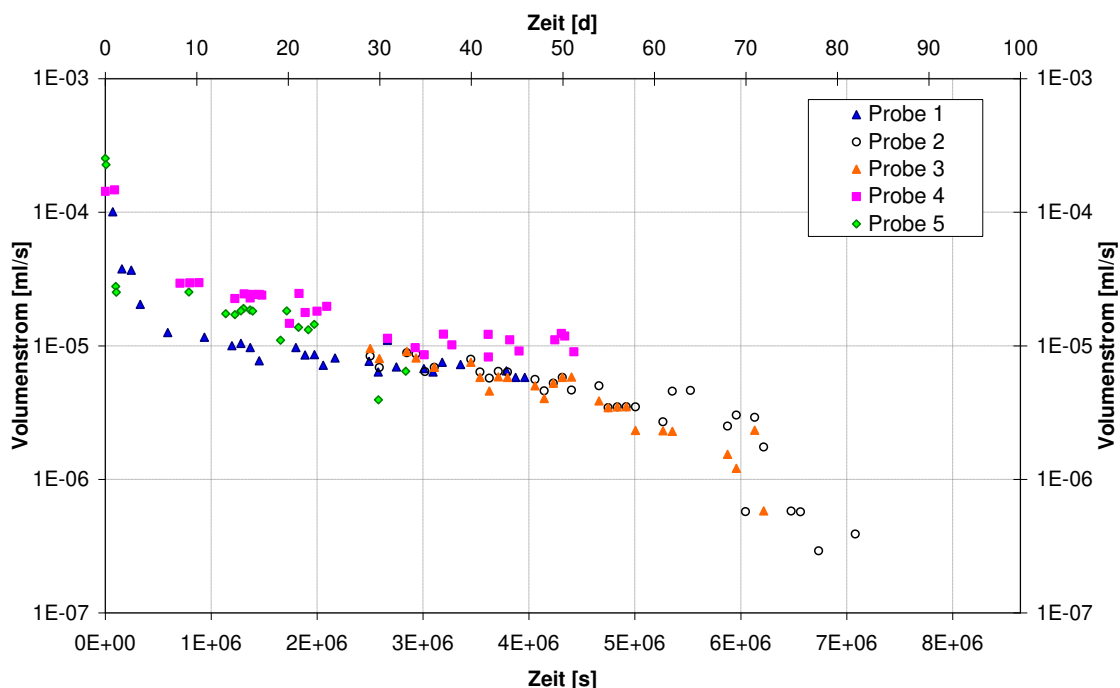


Abbildung 6-11: Beispiele für Eindringraten von Quelldruck- und Permeabilitätsversuchen für unterschiedliche Bentonittrockendichten

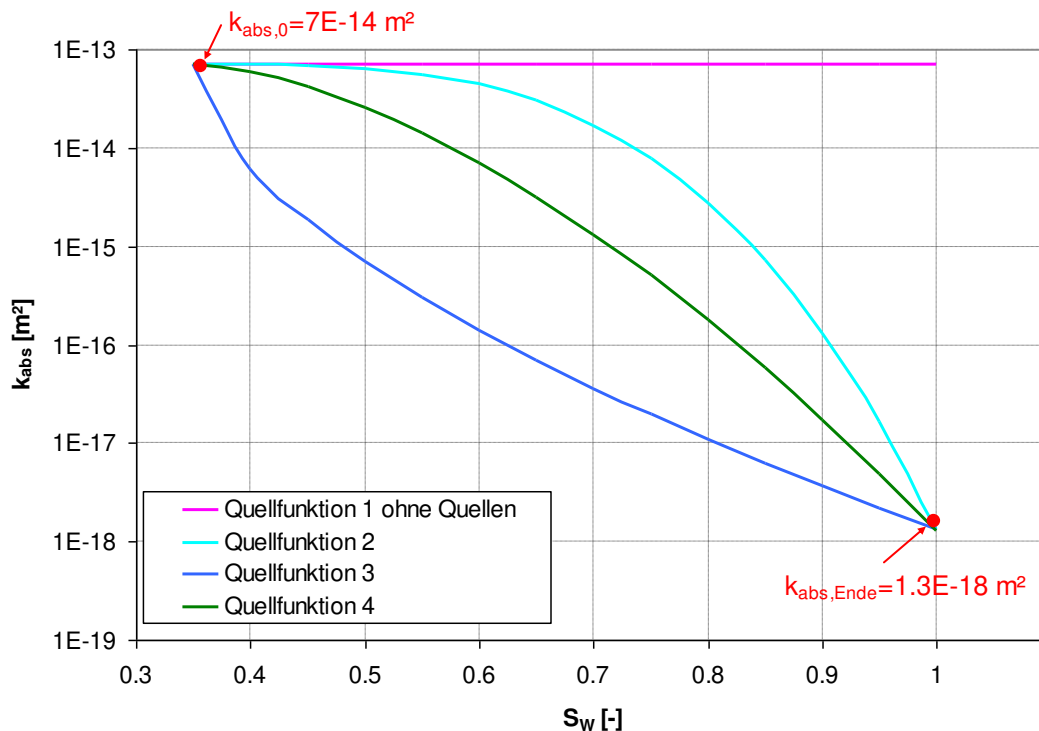


Abbildung 6-12: Schematische Darstellung möglicher empirischer Funktionen der Veränderung der abs. Permeabilität in Abhängigkeit von der Flüssigkeitssättigung (k_{abs} – s. Tabelle 5-6)

6.4.2.3 Zweiphasenströmung

Der Strömungsprozess einer flüssigen oder gasförmigen Phase⁽²⁰⁾ (Fluid) in einem Porenraum wird bestimmt:

- vom Porengefüge (Porenform, Porenverbindungen, Tortuosität, Porengrößenverteilung),
- dem Gehalt flüssiger und/oder gasförmiger Phasen im Porenraum,
- der dynamischen Viskosität und den Benetzungseigenschaften (Grenzflächenspannung, Benetzungswinkel) des oder der strömenden Phasen sowie
- dem aus Porengefüge und Phasenverteilung resultierenden Kapillardruckverhalten des Porengefüges,
- dem Druck der strömenden Phasen.

Auf der Grundlage der Flüssigkeitssättigung im Porenraum werden folgende Permeabilitäten unterschieden:

- absolute Permeabilität k_{abs} bei einer Flüssigkeitssättigung im Porenraum von $S_w=0$ (absolute Gaspermeabilität $k_{abs,G}$) oder $S_w=1$ (absolute Flüssigkeitspermeabilität $k_{abs,W}$)⁽²¹⁾,

⁽²⁰⁾ mit anderen Fluiden nicht mischbares Fluid – Wasser, Öl, Gas

⁽²¹⁾ theoretisch $k_{G, abs} = k_{L, abs}$; praktisch durch vielfältige Einflüsse $k_{G, abs} \neq k_{L, abs}$

- effektive Gas- und Flüssigkeitspermeabilität $k_{\text{eff,G}}$ bzw. $k_{\text{eff,W}}$ im Porenraum in Abhängigkeit von der Flüssigkeitssättigung $0 < S_w < 1$ und
- relative Permeabilität $k_{\text{rel,G}}$ bzw. $k_{\text{rel,W}}$.

Die relative Permeabilität beschreibt den Zusammenhang von effektiver Phasenpermeabilität und Flüssigkeitssättigung⁽²²⁾ und wird durch folgende Gleichung beschrieben:

$$k_{\text{rel,P}} = \frac{k_{\text{eff,P}} \cdot (S_w = x)}{k_{\text{abs,P}}} \quad (6-2)$$

$k_{\text{rel,P}}$	-	relative Permeabilität der Fluidphase [-]
$k_{\text{eff,P}}$	-	effektive Permeabilität der Fluidphase [m ²]
$k_{\text{abs,P}}$	-	absolute Permeabilität der Fluidphase [m ²]
S_w	-	volumetrische Sättigung des Porenraumes mit Flüssigkeit [-]
x	-	Wertebereich S_w ($0 \leq x \leq 1$) [-]

Die Abbildung 6-13 zeigt schematisch den Zusammenhang von relativer Permeabilität der Fluidphasen und der Flüssigkeitssättigung (Luckner & Schestakow, 1986)

Die effektive Permeabilität einer Fluidphase gilt damit immer für den jeweiligen Sättigungszustand. Die Beurteilung setzt die Kenntnis der totalen Porosität und des Flüssigkeitsgehaltes sowie die daraus resultierende Flüssigkeitssättigung des Porenraumes voraus.

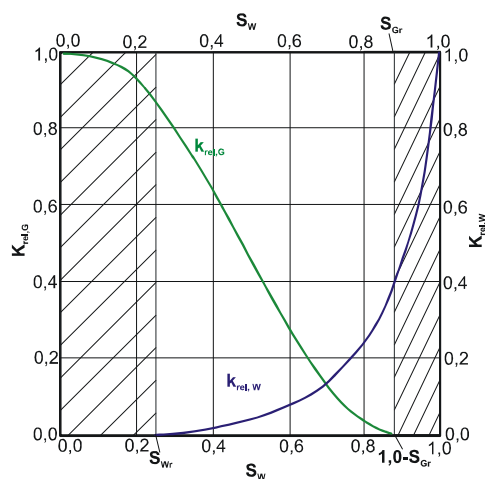


Abbildung 6-13: Relative Permeabilität in Abhängigkeit von der Sättigung des Porenraumes mit Flüssigkeit nach (Luckner & Schestakow, 1986)

[Erläuterung: S_w – Wassersättigung, S_{wr} – Restwassersättigung, S_G – Gassättigung, S_{Gr} – Restgassättigung]

Die modelltechnische Abbildung der Zweiphasenströmung in einem initial trockenen, hoch quellfähigen Bentonit setzt theoretisch folgende Kenntnisse und modelltechnischen Ansätze voraus:

1. Prozessverständnis und die erforderlichen Parameter zur Beschreibung der wassergehaltsabhängigen Änderung der Porengrößenverteilung des quellenden Bentonits sowie der daraus resultierenden Änderung der Sättigung und des Kapillardruckes.

⁽²²⁾ i.d.R. in Abhängigkeit von der Flüssigkeitssättigung betrachtet, da die Flüssigkeit als die benetzende Phase angesehen wird

2. Prozessverständnis und Quantifizierung des sich sättigungsabhängig ergebenden Druckgleichgewichtes aus Quelldruck, Kapillardruck, Fluiddruck (Druck der Gas- und Flüssigkeitsphase) und gegebenenfalls dem Gebirgsdruck sowie dem resultierenden strömungstechnischen Druckgradienten und dem thermodynamischen Verhalten der Phasen (z. B. Kapillarkondensation).
3. Prozessverständnis und Parametrisierung der Flüssigkeitsbindung in dem Bentonit und dem mit großer Wahrscheinlichkeit von der Porengrößenverteilung abhängigen Anteil von immobil gebundener und mobiler Porenflüssigkeit. Dies ist gleichbedeutend mit der Beurteilung des effektiv strömungswirksamen Porenraumes.
4. Auswirkung der unter 1. bis 3. genannten Prozesse auf die Sättigungsverteilung und die für die Strömung der zwei Phasen verbleibende effektive Permeabilität.
5. Quantifizierung des für den finalen Sättigungszustand verbleibenden Porendruckes in der Flüssigkeit und der absoluten Flüssigkeitspermeabilität.
6. Prozessverständnis und Quantifizierung der räumlich differenzierten Dichteveränderung entlang des sich aufsättigenden Bentonitkörpers und der daraus resultierenden Permeabilitätsänderung.

Beim Fortschreiten einer Flüssigkeits- bzw. Sättigungsfront in einem quellenden Bentonit überlagern sich die beschriebenen Vorgänge zeit- und ortsabhängig. Sie werden maßgeblich bestimmt von den Einbauparametern (u. a. Zusammensetzung, Einbaudichte, initialer Flüssigkeitsgehalt), den Eigenschaften des Bentonits (u. a. mineralogische Zusammensetzung, Smektitgehalt) und den strömungstechnischen Randbedingungen im Schacht und dem umgebenden Gebirge.

Die Untersuchung, Parametrisierung sowie die programm- und modelltechnische Umsetzung in hydraulisch-mechanisch-chemisch gekoppelten Modellen ist Gegenstand der internationalen Forschung. Da die Aufarbeitung dieses Sachstandes nicht im Vordergrund dieses Arbeitspaketes stand, soll hier nur pauschal auf die im zweijährigen Rhythmus stattfindende Clay Conference²³ hingewiesen werden. Ein wichtiger Teil dieser Veranstaltungsreihe beschäftigt sich mit der umrissenen Themenstellung.

Der Schwerpunkt der im Rahmen des Arbeitspaketes durchzuführenden Modellrechnungen liegt auf der prinzipiellen Beurteilung der Strömungsprozesse in einem bentonitbasierten Schachtverschlussystem und des Zeitmaßstabs bis zur vollständigen Durchströmung eines solchen Dichtbauwerkes. Vor diesem Hintergrund wurden für die Abbildung der Zweiphasenströmung im Bentonit Kapillardruck-Sättigungsfunktionen und Funktionen zur relativen Permeabilität aus der Literatur ausgewählt oder synthetisch, in starker Vereinfachung angenommen (Abschnitt 5.2.2.2, Tabelle 5-7 und Tabelle 5-8).

²³ Proceedings der Veranstaltungsreihe Clays in Natural and Engineering Barriers for Radioactive Waste Confinement

Quellen von Literaturdaten waren in erster Linie die zwei Publikationen von (Bennion & Bachu, 2005) und (Bennion & Bachu, 2006). Unter Annahme einer Anfangspermeabilität des Bentonits in der Größenordnung von 10^{-14} m^2 wurden die Funktionen eines Karbonatgesteins mit vergleichbarer Permeabilität ausgewählt (Tabelle 5-7 und Tabelle 5-8).

Es wird angenommen, dass für das vergleichbare Permeabilitätsniveau auch eine ähnliche Porengrößenverteilung vorliegt, so dass für die beginnende Aufsättigung nicht zu hohe Kapillardrücke wirksam werden. Die Funktionen wurden über den gesamten Aufsättigungs- und Strömungszeitraum als konstant vorgegeben. Dies wird als zulässig angesehen, da mit fortschreitender Sättigung und abnehmender absoluter Permeabilität der Einfluss deutlich zurückgeht.

Für die Berücksichtigung des Einflusses des Quellens auf die Permeabilität erfolgte unter Berücksichtigung der Quellfunktionen aus Abschnitt 6.4.2.2 eine Verringerung der absoluten Permeabilität über die Gl. (6-3).

$$k_{\text{eff},P} = k_{\text{abs,korr}} \cdot k_{\text{rel},P} \quad (6-3)$$

$k_{\text{eff},P}$	-	effektive Phasenpermeabilität [m^2]
$k_{\text{abs,korr}}$	-	absolute Permeabilität unter Berücksichtigung des Quellens von Bentonit [m^2]
$k_{\text{rel},P}$	-	relative Permeabilität für die Phase = f (S_w) [-]

Neben den Funktionen von Bennion & Bechu (2005; 2006) wurden ebenfalls die synthetischen Funktionen laut Tabelle 5-7 und Tabelle 5-8 verwendet. Die Erfahrungen haben gezeigt, dass diese vereinfachten Funktionen und Zusammenhänge zu einer höheren Stabilität der Gleichungslöser und zu geringeren Rechenzeiten führen. Daher wurden die Funktionen für Vergleichsrechnungen zur Beurteilung ausgewählter Einflussprozesse verwendet.

6.4.3 Prognose der Zweiphasenströmung in einem Bentonitverschlusssystem mit einem Dichtelement (Modell 7a)

6.4.3.1 Modellaufbau - Diskretisierung

Entsprechend den Erläuterungen im Abschnitt 6.2.2 wurde das Modell mit einer horizontalen Abmessung von 1000 m aufgebaut. Die maximale Teufe beträgt 794 m. Der Durchmesser des Schachtes wurde mit 7 m angenommen. Die Diskretisierung erfolgte entsprechend den Erläuterungen im Abschnitt 6.2.2.

Die Modellgeometrie und die schachtnahe Permeabilitätsbelegung sind in Abbildung 6-14 dargestellt.

Abweichend vom stratigraphischen Aufbau in Abbildung 5-1 wurde das Gebirge oberhalb des Hauteriviums bis an die Geländeoberkante mit den Eigenschaften des Barremiums parametrisiert. Dies führt zu einem geringen Zustrom von Grundwasser über die Schachtkontur, so dass ein langsamer Anstieg des Flüssigkeitsspiegels und damit des hydrostatischen Druckes im Schacht bewirkt wird.

Die Teufen der in der Schachtsäule berücksichtigten Segmente sind in Tabelle 6-6 dokumentiert.

Tabelle 6-5: Stratigraphischer Aufbau – Ober- und Unterkanten der Formationen – s. Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Barremium incl. Blätterton	0	-700
Hauterivium	-700	-794

Tabelle 6-6: Geometrie des Schachtverschlusssystems – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht - Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Verfüllsäule (oben)	0	-600
Asphalt-Schotter-Säule	-600	-668
Filterschicht	-668	-670
Dichtelement	-670	-720
Widerlager	-720	-740
Verfüllsäule (unten)	-740	-794

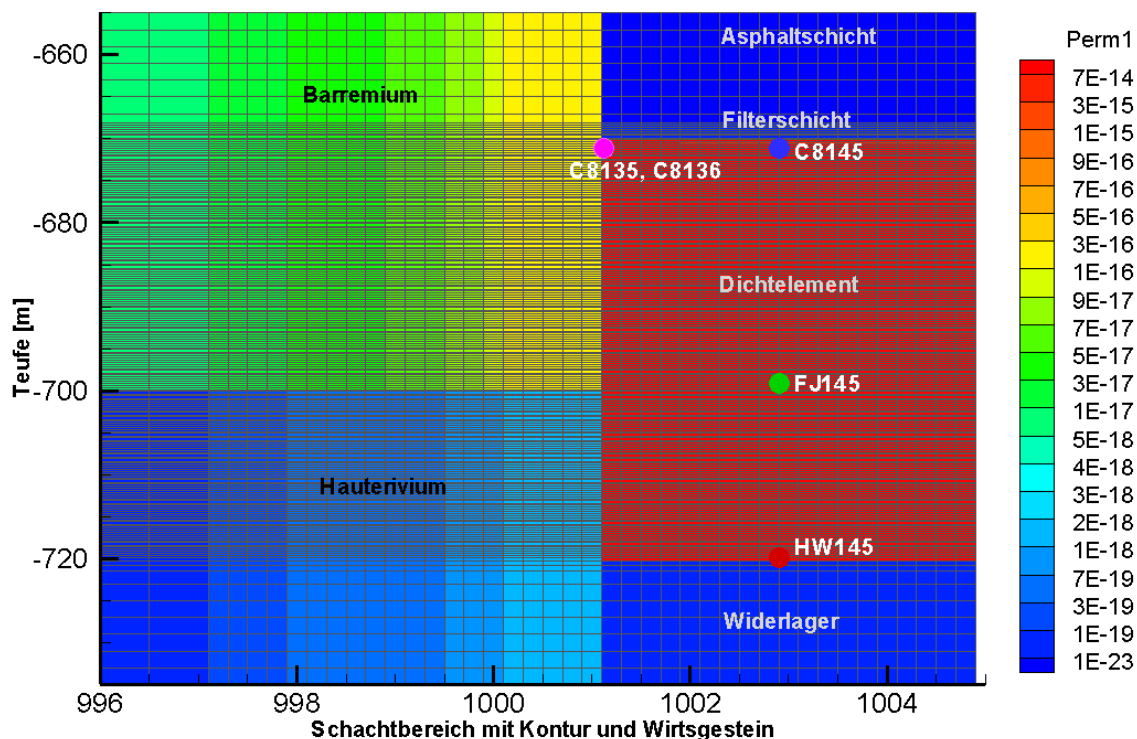


Abbildung 6-14: Modellgeometrie und Permeabilitäten im Bereich des Dichtelementes (Modellausschnitt)

Ein kurze Erläuterung zu den Beobachtungspunkten und eine Begründung der Auswahl wird in Tabelle 6-7 gegeben.

Tabelle 6-7: Beobachtungspunkte und ihre Lage (siehe Abbildung 6-14)

Punkt	Farbe	horizontale Lage	vertikale Lage im Dichtelement	Begründung / Erläuterung
C8135	rosa gestrichelt	im Wirtsgestein, direkt neben dem Schacht	oben	Beurteilung der Parameterveränderung im schachtnahen Gebirge (ALZ) im Vergleich zu C8136
C8136	rosa	im Schacht, direkt neben Schachtkontur (ALZ)	oben	Beurteilung der Parameterveränderung im Dichtelement nahe der Schachtkontur im Vergleich zu C8135
C8145	blau	Mitte Dichtelement im Modell ²⁴	oben	Beurteilung der Parameterentwicklung am Kontakt zur Filterschicht und zur Beurteilung der räumlichen und zeitlichen Unterschiede im Vergleich zu FJ145 und HW145
FJ145	grün	Mitte Dichtelement im Modell	mittig	Beurteilung der Parameterentwicklung am Kontakt zur Filterschicht und zur Beurteilung der räumlichen und zeitlichen Unterschiede im Vergleich zu C8145 und HW145
HW145	rot	Mitte Dichtelement im Modell	unten	Beurteilung der Parameterentwicklung am Kontakt zum unteren Widerlager und zur Beurteilung der räumlichen und zeitlichen Unterschiede im Vergleich zu FJ145 und C8145

6.4.3.2 Anfangs- und Randbedingungen

Das Modell wurde nach dem in Abschnitt 6.4.2.1 und Abbildung 6-10 beschriebenen Szenario 2.3 aufgebaut.

Anfangsbedingung (t=0)

- oberes Dichtelement wird nicht betrachtet

²⁴ entspricht dem Abstand zur Schachtkontur von 0,25 * Schachtdurchmesser

- Druckverteilung im Gebirge entsprechend Abbildung 6-15
- Luftdruck im Schacht / Verfüllsäule
- Gebirge teilgesättigt im schachtnahen Raum (ALZ) $S_w < 1$
- Gebirge vollständig wassergesättigt $S_w = 1$
- Dichtelement teilgesättigt $S_w < 1$ (Abbildung 6-16)
- isotherm, $T = 20^\circ\text{C}$
-

Randbedingungen

Im Abstand von 1000 m zum Schacht wird auf dem Modellrand ein konstanter hydrostatischer Druck (Randbedingung 1. Art) entsprechend Abbildung 6-15 vorgegeben.

An der Oberkante des Modells wird Luftdruck gehalten.

Der rechte Modellrand (Mittellinie Schacht) und die Unterkante des Modells im Bereich des Gebirges sind strömungstechnisch dicht.

Der Schachtbereich unterhalb des unteren Dichtelementes wird langfristig als gaserfüllt angesetzt (Verfüllmaterial trocken). Für die Berechnungen wird Luftdruck vorgegeben.

6.4.3.3 Parametrisierung Modell

Die Anfangsbelegung des Modells für Druck und Flüssigkeitssättigung sind in Abbildung 6-15 und Abbildung 6-16 dargestellt. Die für Kapillardruck und relative Permeabilität angewendeten Funktionen sind in

Tabelle 6-8 zusammengestellt. Für die einzelnen Gesteine und Segmente der Schachtsäule wurden die Parameter laut Abschnitt 5.2.2 verwendet.

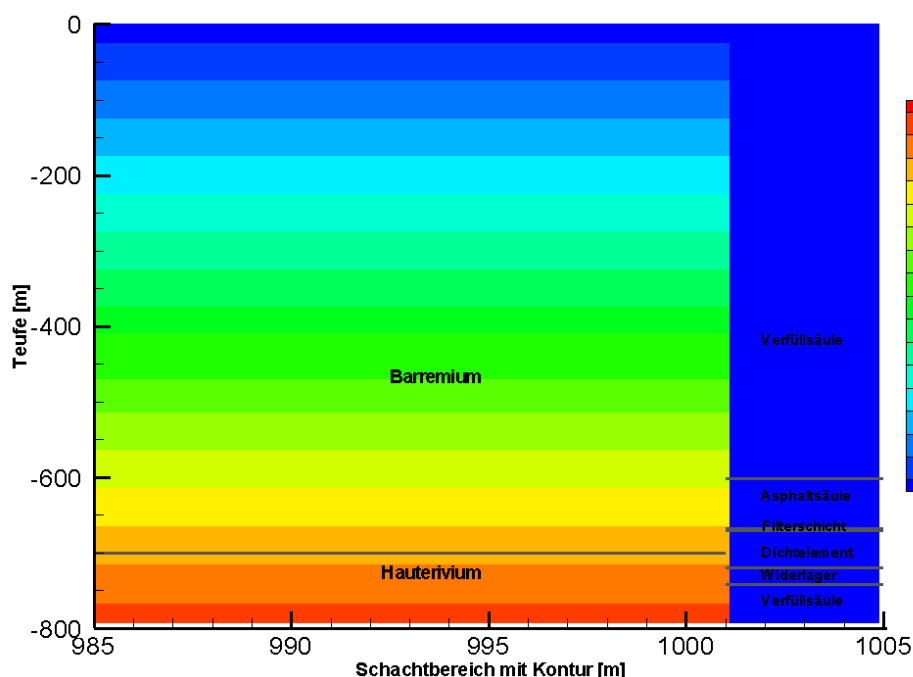


Abbildung 6-15: Anfangsbedingung Druck ($t=0$)

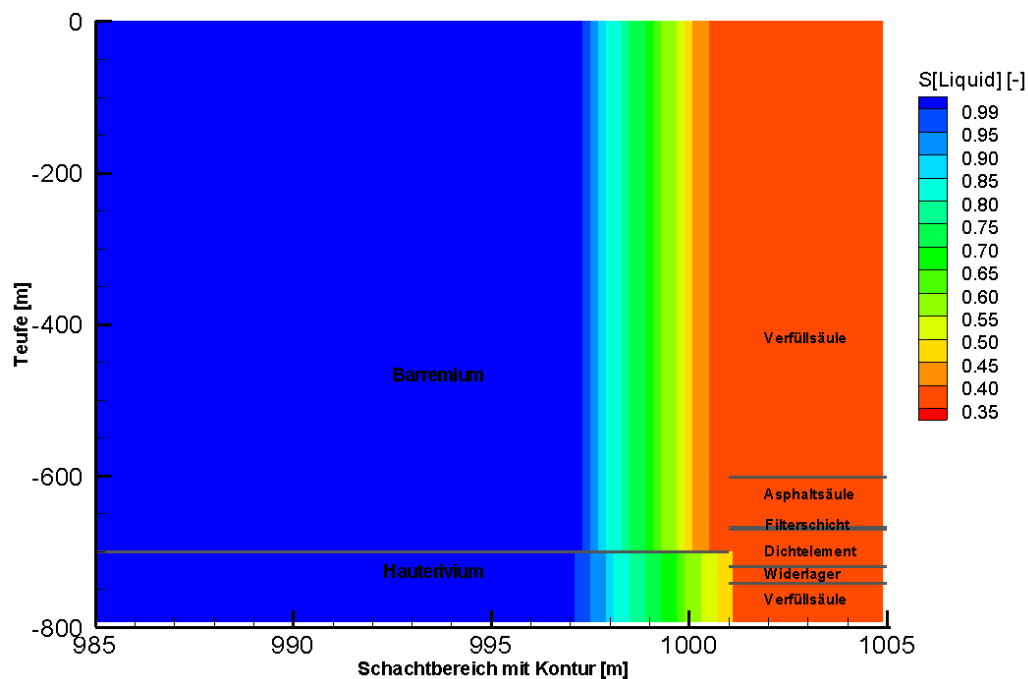


Abbildung 6-16: Anfangsbedingung Wassersättigung (t=0)

Tabelle 6-8: Funktionen der 2-Phasenströmung

	Rel. Permeabilität k_{rel}	Kapillardruck P_{cap} – Sättigung S
Wirtsgestein	(Bennion & Bachu, 2005) (siehe Tabelle 5-3 - angepasst)	(Bennion & Bachu, 2006) (siehe Tabelle 5-4 - angepasst)
Dichtelement	(Bennion & Bachu, 2005) (siehe Tabelle 5-7 – angepasste Variante 1)	(Bennion & Bachu, 2006) (siehe Tabelle 5-8 – angepasste Variante 1)
Füllmaterial	(Bennion & Bachu, 2005) (siehe Tabelle 5-10 - angepasst)	(Bennion & Bachu, 2006) (siehe Tabelle 5-11 - angepasst)
Widerlager	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-13 - Lineare Funktion)	(Bennion & Bachu, 2006) (siehe Tabelle 5-13 - angepasst)
Asphalt-Schotter	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-16 - Lineare Funktion)	(Bennion & Bachu, 2006) (siehe Tabelle 5-17 - angepasst)

Für die Modellrechnung wurde nur die Quellfunktion 3 entsprechend Abbildung 6-12 und den Erläuterungen im Abschnitt 6.4.2.2 angewendet.

Eine Reduzierung des Restgases durch Diffusion wurde berücksichtigt.

6.4.3.4 Ergebnisse

In Auswertung der Modellrechnung für das Szenario 2.3 können folgende Schlussfolgerungen abgeleitet werden:

- Die maximale Prognosezeit der Modellrechnung von 160 Jahren resultiert aus numerischen Stabilitätsproblemen im Gleichungslöser des verwendeten Programmsystems TOUGHREACT.
- Oberhalb des Dichtsystems läuft dem Schacht Wasser zu. Dies führt zu einem langsamen Anstieg des hydrostatischen Druckes auf dem Dichtelement. Die Verfüllsäule oberhalb des Dichtsystems ist nach 160 Jahren bis ca. 400 m Teufe wassergefüllt (ca. 200 m Spiegelhöhe, siehe Abbildung 6-19). Dies entspricht einem hydrostatischen Druck von ca. 2 MPa an der Oberkante des Asphaltelementes. Für eine geschätzte Dichte des Asphaltelementes von 1400 kg/m^3 ergibt sich im Schacht theoretisch an der Oberkante des Dichtelementes ein hydrostatischer Druck von ca. 3,2 MPa. In der Schachtkontur ist von einem hydrostatischen Druck des Porenwassers von ca. 3,0 MPa in Höhe der Oberkante des Bentonitdichtelementes auszugehen.
- Der Zustrom zum Schacht führt zu einer großräumigen Beeinflussung der Druckverteilung um den Schacht (siehe Abbildung 6-17). Aus der Darstellung wird deutlich, dass der Druck im Teufenbereich des Dichtelementes von der großräumigen hydrostatischen Situation und weniger von der Flüssigkeitssäule im Schacht bestimmt wird. Dies führt zu einem Druckniveau im Bereich des Dichtelementes von ca. 4 MPa (siehe Abbildung 6-18).

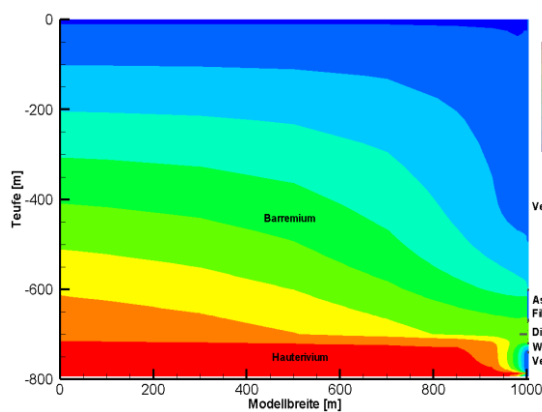


Abbildung 6-17: Druckverteilung Gesamtmodell (Prognosezeitraum 160 Jahre)

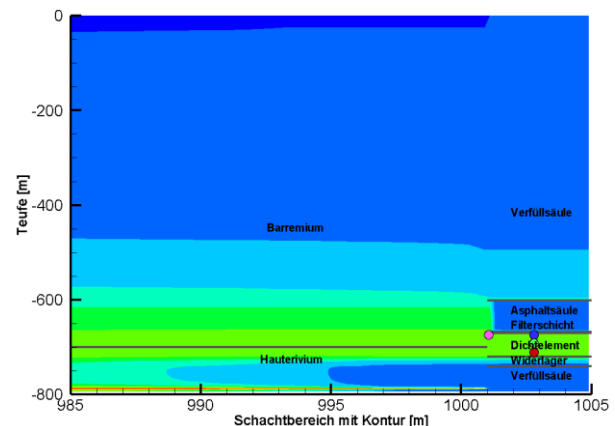


Abbildung 6-18: Druckverteilung Modellausschnitt Dichtelement (Prognosezeitraum 160 Jahre)

- Zur Beurteilung der Sättigungsveränderung im Dichtelement sind in Abbildung 6-20 die Ganglinien der Flüssigkeitssättigungen für die Beobachtungspunkte laut Tabelle 6-7 dargestellt. Die Ganglinien zeigen, abgesehen von den Beobachtungspunkten C8135 und HW145, anfänglich eine geringfügige Reduzierung der Sättigung. Dies lässt darauf schließen, dass die vorgegebene Anfangssättigung des Bentonits nicht zu den Kapillardruckbedingungen passt. Es kommt in geringem Maße zu einer gravitativ bestimmten Strömung von im Bentonit initial vorhandenen Wasser. Am Beobachtungspunkt HW145, oberhalb des geringpermeablen Widerlagerelementes, sammelt sich dieses Wasser und führt zu einer Erhöhung der Sättigung.

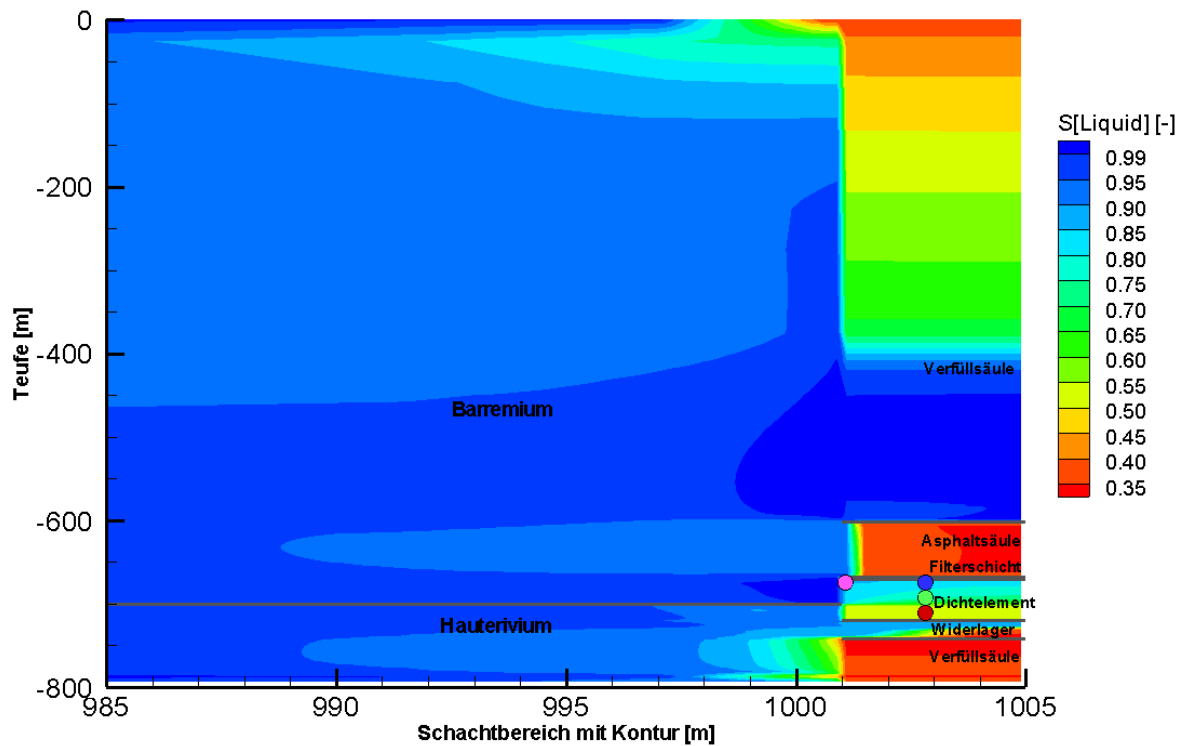


Abbildung 6-19: Sättigung Liquid (Prognosezeitraum 160 Jahre)

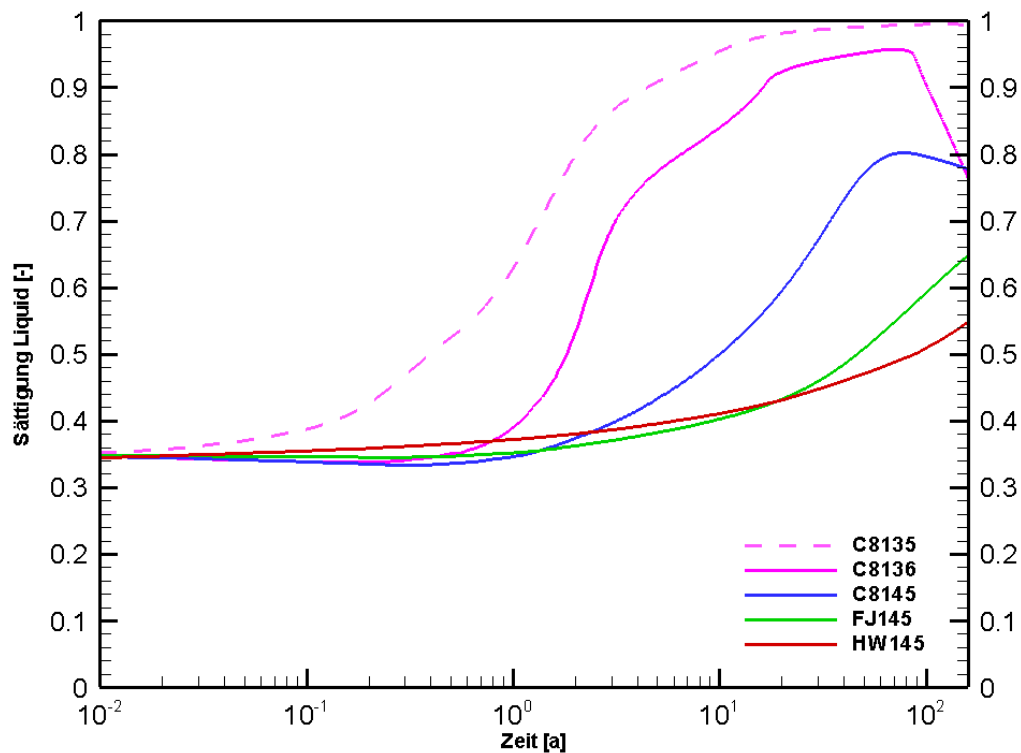
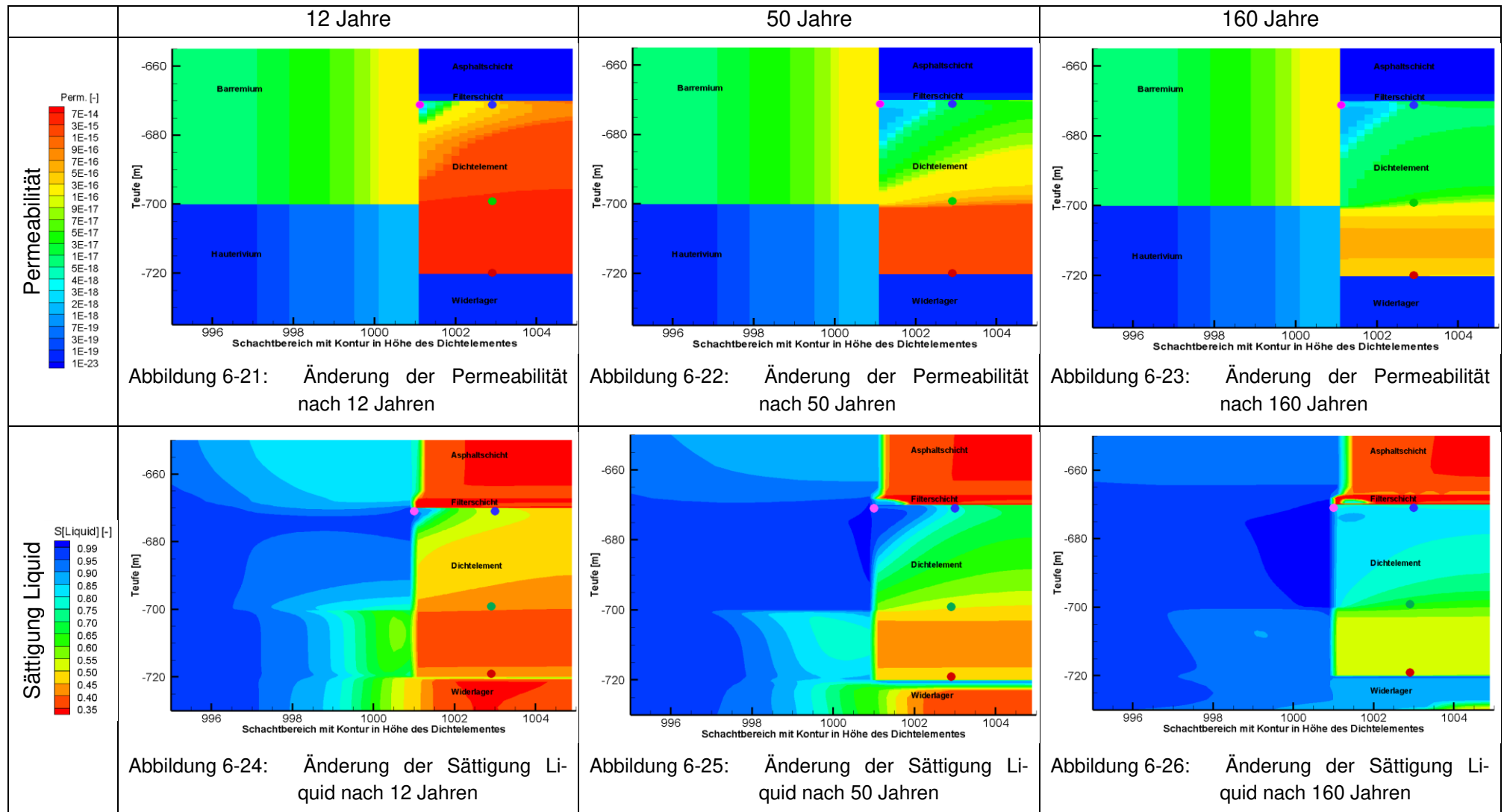


Abbildung 6-20: Ganglinien Sättigung Liquid (Prognosezeitraum 160 Jahre)

- Der Beobachtungspunkt im Gebirge (C8135) zeigt, bedingt durch den Zustrom aus dem umgebenden Gebirgskörper und die erhöhte Permeabilität der ALZ, einen schnellen Anstieg der Sättigung. Eine annähernd vollständige Sättigung wird erst nach Jahrzehnten erreicht.
- Die Beobachtungspunkte im Dichtelement zeigen bereits nach ca. 1 Jahr einen Anstieg der Sättigung, beginnend an der Schachtkontur (C8136). Die Sättigungsänderung der Beobachtungspunkte in der Mitte des Modellausschnittes des Dichtelementes reagieren, bedingt durch die Reduzierung der sättigungsabhängigen Permeabilität (Quellfunktion 3 entsprechend Abbildung 6-12), mit deutlicher zeitlicher Verzögerung.
- Aus der Darstellung der sich für drei Zeitstufen in Abhängigkeit von der Quellfunktion einstellenden Permeabilitätsverteilung im Dichtelement in den Abbildungen in Tabelle 6-9 wird der Ablauf des Aufsättigungsprozesses der gesamten Dichtung deutlich (Abb. 6-21 bis 6-26). Auf Grund der im Vergleich zum Hauterivium um zwei Zehnerpotenzen höheren Permeabilität des Barremium (auch in der ALZ) erfolgt der Zustrom maßgeblich in der oberen Hälfte des Dichtelementes. Im Bereich des Hauteriviums ist die vertikale Strömung bestimmend für die Sättigungsänderung. Die sich ergebende zeitabhängige Permeabilitätsverteilung im Dichtelement und die Verteilung der Permeabilität im Gebirge führen zu einer langsameren Aufsättigung für die unteren Beobachtungspunkte.
- Für die Beobachtungspunkte C8136 im Dichtelement an der Schachtkontur und C8145 an der Oberkante des DE kommt es nach ca. 90 Jahren und ca. 80 Jahren zu einer Reduzierung der Sättigung. Dies wird auf die Permeabilitätsverteilung im Dichtelement zurückgeführt. Im unmittelbaren Kontakt zum Gebirge ist die Permeabilität des Bentonits minimal ($3 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$). Mit zunehmendem Abstand zur Schachtkontur in das Dichtelement hinein liegt eine höhere Permeabilität vor. Es wird vermutet, dass die fortschreitende Aufsättigung des Dichtelementes bei höheren Permeabilitäten bei konstantem Zustrom aus dem Gebirge die Reduzierung der Sättigung in den Beobachtungspunkten C8136 und C8145 bewirkt.

Ausgehend von den Ergebnissen und Schlussfolgerungen zu dem Modellszenario wird deutlich, dass, neben den bestimmenden Zustrombedingungen aus dem Gebirge, auch die Quellfunktion einen Einfluss auf den Aufsättigungsprozess des Dichtelementes nimmt. Zur Beurteilung des Einflusses der unterschiedlichen Quellfunktionen (Abschnitt 6.4.2.2) wurden für ein reduziertes Modell Vergleichssimulationen durchgeführt. Diese sind im nachfolgenden Abschnitt 6.4.4 erläutert.

Tabelle 6-9: Änderung der Permeabilität und der Flüssigkeitssättigung im Dichtelement durch Quellen für 3 Prognosezeitpunkte



6.4.4 Vergleichssimulationen Quellen (Modell 6)

6.4.4.1 Modellaufbau - Diskretisierung

Das Modell wurde mit einer horizontalen Abmessung von 1000 m aufgebaut. Der Durchmesser des Schachtes wird mit 7 m angenommen. Die Modellhöhe beträgt 244 m. Im Vergleich zum Modell 7 (Abschnitt 6.4.3) wurde das Teilmodell auf den Teufenbereich -550 m bis -794 m beschränkt. Die Reduzierung der Modellhöhe erfolgte in erster Linie für eine Verkürzung der Rechenzeiten für die vergleichenden Simulationen zur Beurteilung der Wirkung der unterschiedlichen Quellfunktionen laut Abbildung 6-12. Das Gesamtmodell ist in Abbildung 6-27 dargestellt. Abbildung 6-28 gibt eine Übersicht der Diskretisierung (entspricht der Erläuterung im Abschnitt 6.2.2) und Permeabilitätsbelegung in dem Modellausschnitt mit dem Dichtelement. Der berücksichtigte stratigraphischen Aufbau im Gebirge ist in Tabelle 6-10, der Aufbau der Schachtsäule in Tabelle 6-11 zusammengestellt. Die Lage der Beobachtungspunkte im Modell wird in Tabelle 6-12 kurz erläutert.

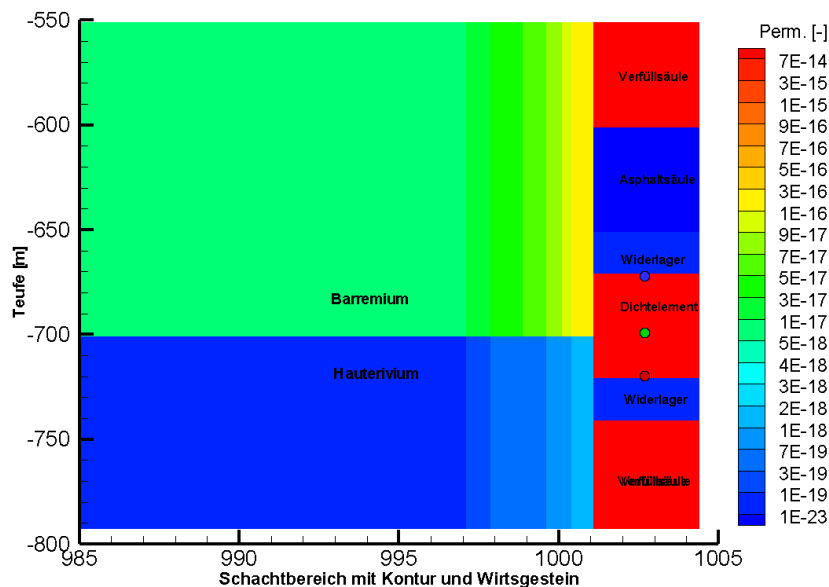


Abbildung 6-27: Modellgeometrie und Permeabilitäten Modellausschnitt (vertikal Gesamtmächtigkeit)

Tabelle 6-10: Stratigraphischer Aufbau – Ober- und Unterkanten der Formationen – s. Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Barremium incl. Blätterton	-550	-700
Hauterivium	-700	-794

Tabelle 6-11: Geometrie des Schachtverschlusssystems – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht - Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Verfüllsäule (oben)	-550	-600
Asphalt-Schotter-Säule	-600	-650
Widerlager	-650	-670
Dichtelement	-670	-720
Widerlager	-720	-740
Verfüllsäule (unten)	-740	-794

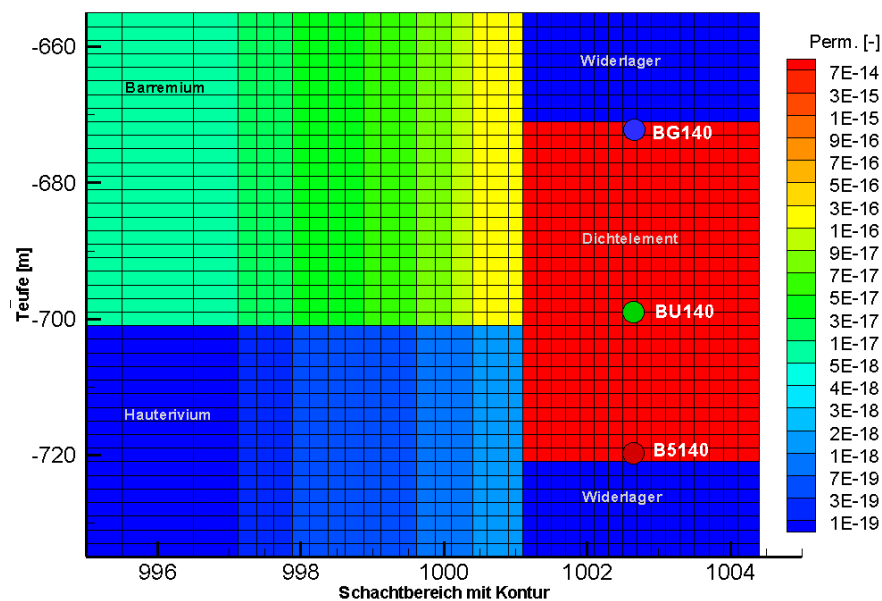


Abbildung 6-28: Modellgeometrie und Permeabilitäten im Bereich des Dichtelementes (Modellausschnitt)

Tabelle 6-12: Beobachtungspunkte und ihre Lage (siehe Abbildung 6-28)

Punkt	Farbe	horizontale Lage	vertikale Lage im Dichte- element	Begründung / Erläuterung
BG140	blau	Mitte Dichte- element im Modell ²⁵	oben	Beurteilung der Parameterentwick- lung am Kontakt zum Widerlager und zur Beurteilung der räumlichen und zeitlichen Unterschiede im Ver- gleich zu BU140 und C5140
BU140	grün	Mitte Dichte- element im Modell ²⁵	mittig	Beurteilung der Parameterentwick- lung am Kontakt zum Widerlager und zur Beurteilung der räumlichen und zeitlichen Unterschiede im Ver- gleich zu BG140 und C5140
C5140	rot	Mitte Dichte- element im Modell ²⁵	unten	Beurteilung der Parameterentwick- lung am Kontakt zum Widerlager und zur Beurteilung der räumlichen und zeitlichen Unterschiede im Ver- gleich zu BG140 und BU140

6.4.4.2 Anfangs- und Randbedingungen

Das Modell wurde, wie Modell 7a, nach dem in Abschnitt 6.4.2.1 und Abbildung 6-10 beschriebenen Szenario 2.3 aufgebaut. Die Anfangsbedingungen ($t = 0$) entsprechen denen von Modell 7a (siehe Abschnitt 6.4.3.2).

Randbedingungen

Im Abstand von 1000 m zum Schacht wird auf dem Modellrand ein konstanter hydrostatischer Druck (Randbedingung 1. Art) entsprechend vorgegeben.

Die Oberkante des Modells, der rechte Modellrand (Mittellinie Schacht) und die Unterkante des Modells im Bereich des Gebirges sind strömungstechnisch dicht.

Der Schachtbereich unterhalb des Dichteelementes wird langfristig als gasgefüllt angesetzt (Verfüllmaterial trocken). Für die Berechnungen wird Luftdruck vorgegeben.

Eine Reduzierung des Restgases durch Diffusion wurde nicht berücksichtigt.

6.4.4.3 Parameterbelegung Modell

Die Modellbelegung erfolgte wie in Modell 7a entsprechend der Darstellung in Abbildung 6-15 und Abbildung 6-16. Die verwendeten Funktionen für den Kapillardruck und die relative Permeabilität sind in Tabelle 6-13 zusammengestellt.

²⁵ entspricht dem Abstand zur Schachtkontur von $0,25 \cdot \text{Schachtdurchmesser}$

Tabelle 6-13: Funktionen der 2-Phasenströmung

	Rel. Permeabilität k_{rel}	Kapillardruck – Sättigung p_{cap}
Wirtsgestein	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-3 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-4 - lineare Funktion $p_{cap} = 0$)
Dichtelement	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-7 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-8 - lineare Funktion $p_{cap} = 0$)
Füllmaterial	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-10 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-8 - lineare Funktion $p_{cap} = 0$)
Widerlager	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-13 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-11- lineare Funktion $p_{cap} = 0$)
Asphalt-Schotter	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-16 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-12- lineare Funktion $p_{cap} = 0$)

In der Ergebnisdarstellung für die unterschiedlichen Quellfunktionen in den folgenden Abschnitten werden die Ganglinien ab einem Zeitpunkt von 0,01 Jahren (ca. 4 Tage) dargestellt. Dadurch wird in den Ganglinien die Ausgangssättigung des Bentonits von 0,35 teilweise nicht sichtbar.

6.4.4.4 Ergebnisse Quellfunktion 1 (ohne Quellen)

In die Verfüllsäule oberhalb des Dichtelementes tritt Wasser ein (siehe Abbildung 6-29).

In der Anfangsphase ist aus der Ganglinie für den Beobachtungspunkt BH140 eine Reduzierung der Sättigung abzulesen. Dies wird durch den fehlenden Kapillardruck hervorgerufen. Es kommt gravitativ zu einer Umverteilung des bei initial 35 % Sättigung enthaltenen Wassers und der Einstellung einer Sättigung von 20 % im Porenraum. Diese entspricht der Sättigung für $k_{rel,W} < 0$. Dieser Prozess ist zeitversetzt auch im Beobachtungspunkt BU140 zu sehen. Diese Verzögerung der Sättigungsänderung resultiert aus dem Strömungsprozess in dem Dichtelement in Folge der Entwässerung.

An der Unterkante des Dichtelementes, oberhalb des Widerlagers am Beobachtungspunkt C4140, steigt die Sättigung im Zeitraum von ca. 20 Jahren kontinuierlich auf fast 100 %.

Das Dichtelement ist nach ca. 100 Jahren fast vollständig gesättigt.

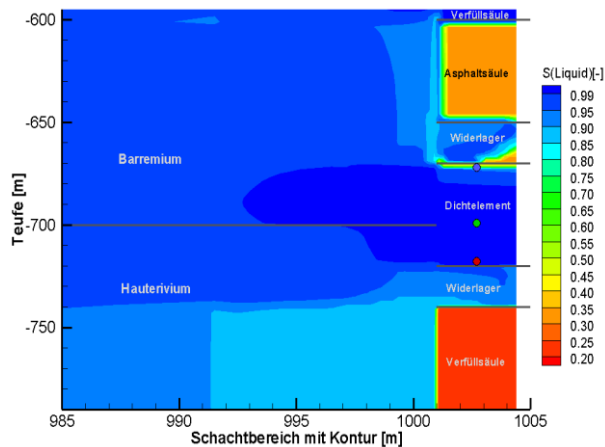


Abbildung 6-29: Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Progn85lose-zeitraum 100 Jahre)

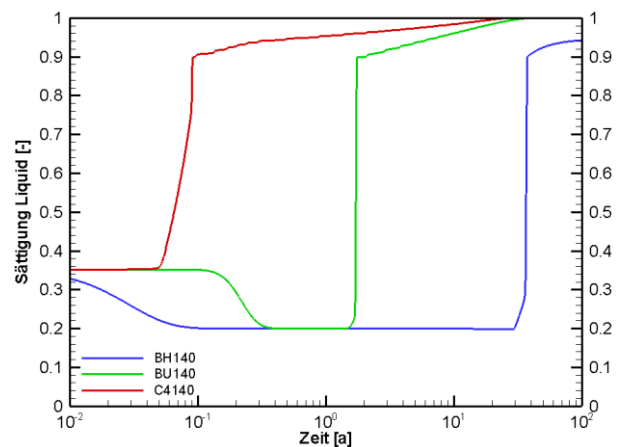


Abbildung 6-30: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement

6.4.4.5 Ergebnisse Quelfunktion 2

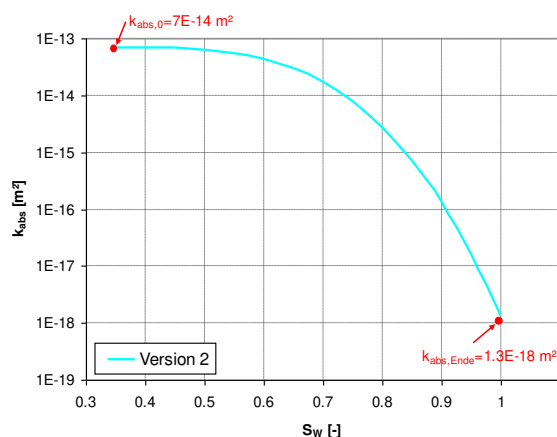


Abbildung 6-31: Darstellung Verlauf der Quelfunktion 2

Auf Grund der vergleichsweise geringen Permeabilitätsreduzierung mit steigender Sättigung für die Quelfunktion 2 ähnelt die Sättungsverteilung in Abbildung 6-32 und die Sättigungsganglinien in Abbildung 6-33 den Ergebnissen für die Berechnungen ohne Quellen im vorangegangenen Abschnitt. Es kommt zur Entwässerung des Dichtelementes von der Anfangssättigung von 35 % bis auf eine Sättigung von 20 % für die oberen beiden Beobachtungspunkte, bevor zeitlich verzögert der Sättigungsanstieg einsetzt. Nach ca. 50 Jahren erreicht die Sättigung an der Unterkante des Dichtelementes, oberhalb des Widerlagers am Beobachtungspunkt C4140, die vollständige Sättigung mit 100 %.

Das Dichtelement ist, abgesehen von einem geringen Restvolumen rechts unter dem oberen Widerlager (Abbildung 6-32), nach ca. 100 Jahren fast vollständig gesättigt. Der ungesättigte

Bereich ist gaserfüllt und steht unter hydrostatischem Druck. Die Entstehung dieses ungesättigten Bereiches resultiert aus der von der Schachtkontur voranschreitenden Sättigung und der sich daraus ergebenden Quellung (Abschnitt 6.4.2.2).

Für die Quelfunktion 2 setzen die Quellung und damit die strömungstechnische Dichtung maßgeblich im unteren Bereich des Dichtelementes ein. Dies resultiert aus der, trotz Sättigungserhöhung und Quellprozess, hohen absoluten Permeabilität für die Quelfunktion 2. Die zeitabhängige Aufsättigung erfolgt damit, neben dem lateralen Zufluss aus dem Gebirge, durch den Anstieg der Sättigungsfront von unten.

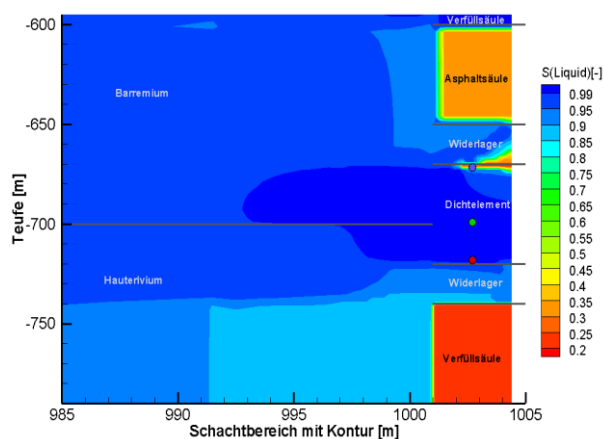


Abbildung 6-32: Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Prognosezeitraum 100 Jahre)

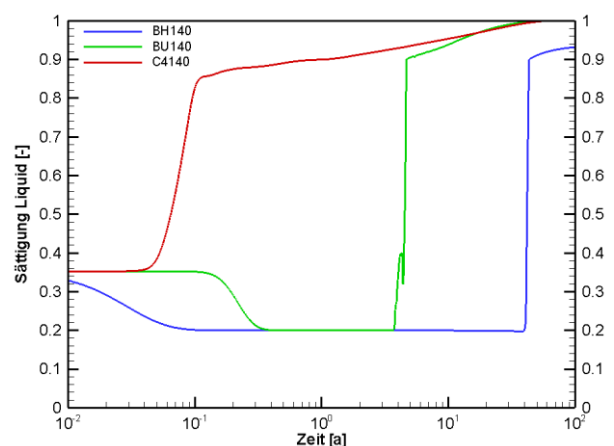


Abbildung 6-33: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement

6.4.4.6 Ergebnisse Quelfunktion 3

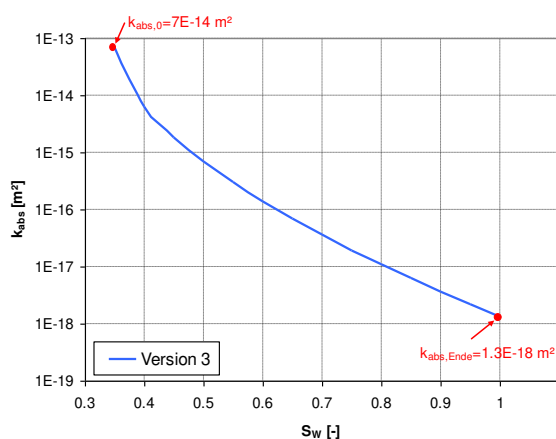


Abbildung 6-34: Darstellung Verlauf der Quelfunktion 3

Für die Quelfunktion 3 kommt es bereits für kleine Sättigungsänderungen zur deutlichen Verringerung der absoluten Permeabilität des Bentonits.

Dies führt zu einem abweichenden Aufsättigungsverhalten im Vergleich zu den Ergebnissen für die Berechnungen ohne Quellen und für die Quelfunktion 2 in den vorangegangenen Abschnitten. Die Ganglinien der Beobachtungspunkte in Abbildung 6-36 werden in folgender Weise interpretiert:

- | | |
|------------------|--|
| BH140
(oben) | <ul style="list-style-type: none"> – temporärer, geringfügiger Anstieg der Sättigung durch den maßgeblich in der oberen, linken Ecke des Dichtelementes einsetzenden Zufluss aus der ALZ; der Zufluss resultiert aus der höheren hydraulischen Leistungsfähigkeit der hangenden ALZ im Vergleich zum lateralen Zustrom aus dem Gebirge – das räumliche Fortschreiten von Aufsättigung, Quellung und Permeabilitätsreduzierung bewirken für den ohne Kapillardruck simulierten Strömungsprozess eine Umverteilung des Wassers bis hin zur gravitativen Entwässerung auf 20 % Sättigung (für $k_{rel,W} < 0$) – nach ca. 2 Jahren Anstieg der Sättigung auf Restgassättigung von ca. 90 % – nachfolgend langsamer Anstieg der Sättigung bis zum Erreichen der vollständigen Sättigung nach ca. 20 Jahren |
| BU140
(Mitte) | <ul style="list-style-type: none"> – kurzzeitig nach Beginn des Strömungsprozesses Anstieg der Sättigung bis in die Größenordnung der Restgassättigung durch Wasserzufluss aus der ALZ des Gebirges und die gravitative Entwässerung des darüber liegenden Bentonits – nach ca. 30 Jahren vollständige Sättigung des Bentonits |
| C4140
(unten) | <ul style="list-style-type: none"> – Reduzierung der Sättigung durch gravitative Entwässerung auf Grund der Vernachlässigung des Kapillardruckes (die vergleichsweise geringen Wasservolumina werden durch das Widerlager und die ALZ des Gebirges aufgenommen) – nach ca. 2 Jahren Beginn der Erhöhung der Sättigung durch Zufluss von Wasser aus dem Dichtelement (maßgeblich gravitative Entwässerung) – nach ca. 30 Jahren Einsetzen einer etwas schnelleren Sättigungserhöhung in Folge der fortschreitenden Sättigungsfront aus dem darüber liegenden Dichtelement – Der Zufluss aus der ALZ des Gebirges im unteren Bereich des Dichtelementes (Hauterivium) ist, im Vergleich zum Abschnitt des Dichtelementes im Barremium, deutlich geringer. Die Aufsättigung des unteren Abschnittes wird maßgeblich durch die vertikale Wasserströmung im Dichtelement bestimmt. – Im Prognosezeitraum von 100 Jahren wird die vollständige Sättigung des Bentonits im Bereich des Beobachtungspunktes nur knapp erreicht. |

In großen Bereichen des Dichtelementes auf Höhe des Barremiums ist der Bentonit vollständig gesättigt und die minimale Permeabilität erreicht.

Im unteren Bereich des Dichtelementes (unterhalb der Formationsgrenze Barremium / Hauterivium) sind lokal ebenfalls größere Bereiche nahezu vollständig gesättigt. In diesem Abschnitt der Dichtung und lokal auch in der Schachtmitte des oberen Dichtelementabschnittes sind Bereiche ungesättigt. Es wird davon ausgegangen, dass die Bildung und Verteilung dieser ungesättigten Bereiche durch die sich zeitabhängig anisotrop herausbildenden Sättigungs- und Permeabilitätsverteilungen hervorgerufen werden, die eine Isolierung eines ungesättigten Bereiches bewirken ($k_{rel,G} = 0$). In diesen ungesättigten Bereichen steht das Restgas unter hydrostatischem Druck und die Sättigungs- und Permeabilitätssituation wird quasi konserviert. Eine Reduzierung des Restgases ist nur über Einlösung in einen Wasserfluss und/oder Diffusion (wurde nicht berücksichtigt; für künftige Modellrechnungen erforderlich) möglich.

Für die Beurteilung der ungesättigten Bereiche ist zusätzlich zu berücksichtigen, dass die numerische Lösung der zu Grunde liegenden Gleichungssysteme entsprechende Unstetigkeiten theoretisch nicht zulässt. Es ist davon auszugehen, dass die Entstehung dieser Bereiche mit durch die voreingestellten Iterationsschranken des Gleichungslösers und die zu Grunde liegenden Geltungsbereiche der verwendeten physikalischen Ansätze hervorgerufen wird. Unabhängig davon ist die Entstehung ungesättigter Bereiche im realen Prozess auf Grund der heterogenen, anisotropen Eigenschaftsverteilung in einem Dichtelement nicht unwahrscheinlich.

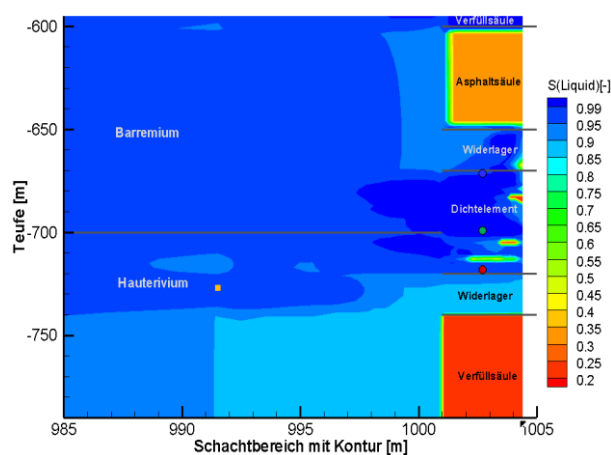


Abbildung 6-35: Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Prognosezeitraum 100 Jahre)

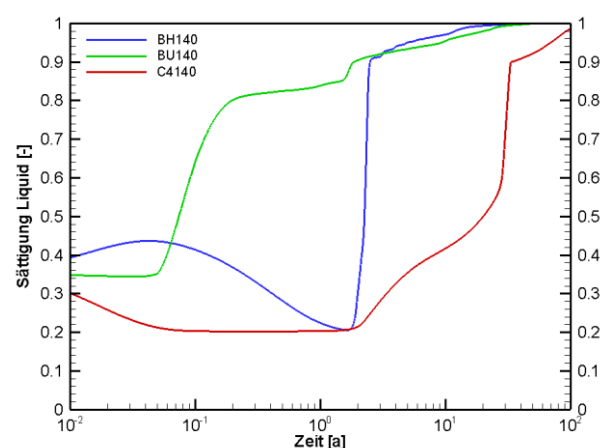


Abbildung 6-36: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement

6.4.4.7 Ergebnisse Quelfunktion 4

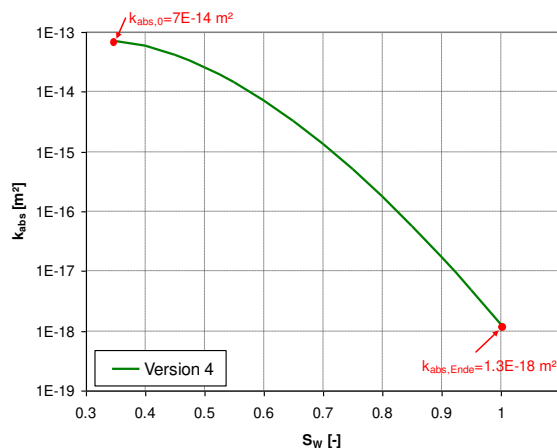


Abbildung 6-37: Darstellung Verlauf der Quelfunktion 4

Die in Abbildung 6-38 und Abbildung 6-39 dargestellten Ergebnisse für die Quelfunktion 4 zeigen einen vergleichbaren Verlauf zu den Ergebnissen für die Quelfunktion 2 (Abschnitt 6.4.4.5).

In einem Zeithorizont von <10 Jahren stellt sich an allen Beobachtungspunkten nahezu Restgassättigung ein. Diese reduziert sich im weiteren Verlauf. Die vollständige Sättigung des Dichtelementes im Bereich der Beobachtungspunkte ist nach ca. 60 Jahren erreicht.

Wie für die Quelfunktion 2, kommt es zu einem Beginn der Quellung maßgeblich im unteren Bereich des Dichtelementes. Die zeitabhängige Aufsättigung erfolgt damit, neben dem lateralen Zufluss aus dem Gebirge, durch den Anstieg der Sättigungsfront von unten.

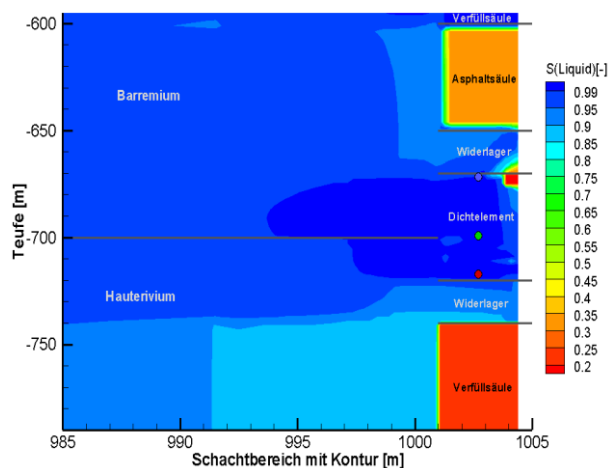


Abbildung 6-38: Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Prognosezeitraum 100 Jahre)

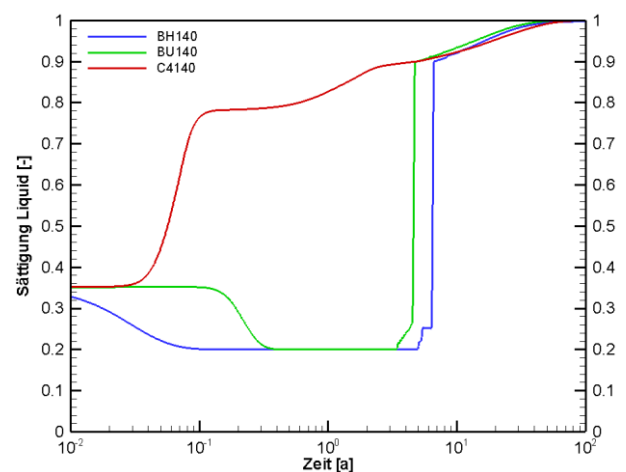


Abbildung 6-39: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement

Dies führt in der rechten oberen Ecke des Dichtelementes zu einem verbleibenden ungesättigten Bereich im Dichtelement. Theoretisch ist von einem Abtransport des Gases durch Einlösen in den Wasserstrom und/oder durch Diffusion über sehr lange Zeiten auszugehen. Entsprechende Prognosehorizonte wurden im Rahmen der hier dokumentierten Vergleichsrechnungen zum Quellen nicht betrachtet. Gleichzeitig ist für die Fortsetzung entsprechender Prozessprognosen von einem hohen Rechenzeitaufwand und, mit großer Wahrscheinlichkeit, von intensiven Bemühungen um die Stabilisierung des verwendeten Gleichungslösers auszugehen.

6.4.4.8 Vergleich der Ergebnisse der Quellfunktionen

Aus den vergleichenden Modellrechnungen für die unterschiedlichen Quellfunktionen können folgende Schlussfolgerungen abgeleitet werden:

- In Abhängigkeit von den gewählten Quellfunktionen variiert für die betrachteten Beobachtungspunkte die Zeitdauer für die Aufsättigung des 50 m langen Dichtelementes für die vorgegebenen Randbedingungen, Parameter und vereinfachten Funktionen in einer Spanne von ca. 20 bis ca. 100 Jahren.
- Die vergleichende Darstellung der Sättigungsganglinien der vier Quellfunktionen für den mittleren Beobachtungspunkt in Abbildung 6-40 veranschaulicht zwei unterschiedliche zeitliche Abläufe des Aufsättigungsprozesses in der Dichtung. Die schnelle Permeabilitätsreduzierung bei vergleichsweise geringen Sättigungsänderungen für die Quellfunktion 3 führt zu einer bestimmenden Reduzierung des Permeabilitätsniveaus im oberen Bereich des Dichtelementes. Die weitere Aufsättigung erfolgt durch die fortschreitende Sättigungsfront von oben. Für die Funktionen 2 und 4, mit einer anfänglich geringeren Reduzierung der Permeabilität bei Sättigungsänderung, kann auf eine Durchströmung der Dichtung und eine maßgebliche Aufsättigung durch eine von unten aufsteigende Sättigungsfront geschlossen werden.

Der Zufluss- und Aufsättigungsprozess wird von der Permeabilität des umgebenden Gebirges bzw. der Auflockerungszone des Gebirges und den Permeabilitätsunterschieden bestimmt. Für die im Modell vorgegebene Permeabilitätsverteilung im Gebirge (Hangendformation Barremium 10^{-17} m^2 , Liegendformation Hauterivium 10^{-19} m^2) ergibt sich der Zufluss zum Dichtelement maßgeblich an der Oberkante des Dichtelementes aus der ALZ des Barremiums. Dies bestimmt den Aufsättigungsprozess und führt zu der Schlussfolgerung, dass eine standortbezogene Berücksichtigung dieser hydraulischen Rahmenbedingungen erforderlich ist.

- Aus dem Vergleich der Ergebnisse für die unterschiedlichen Quellfunktionen empfiehlt sich für standortbezogene Modellrechnungen in jedem Fall die vergleichende Betrachtung für unterschiedliche Funktionen. Dies ermöglicht eine konservative Beurteilung des möglichen Schwankungsbereiches der zu erwartenden Prozesse trotz der fehlenden und wahrscheinlich nicht umfassend durch Parameter und Funktionen zu beschreibenden, sich überlagernden Prozesse Quellung und Porenraumveränderung mit Auswirkung auf die Zweiphasenströmung.
- Für die weiteren Modellrechnungen wird empfohlen die Quellfunktion 3 anzuwenden.

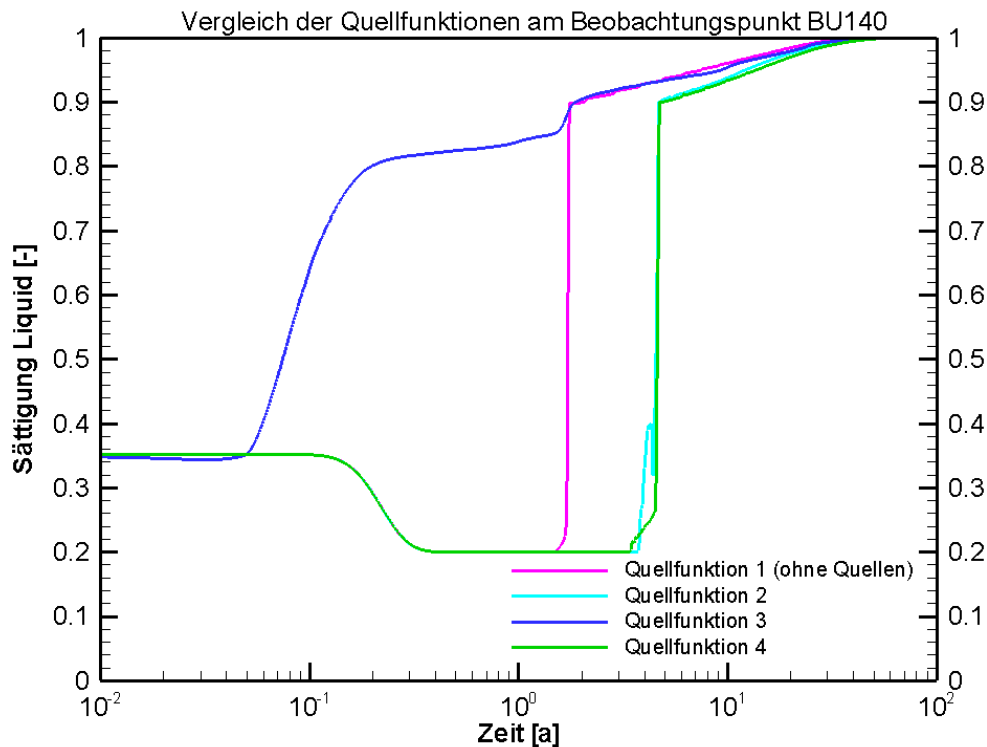


Abbildung 6-40: Vergleich der Quellfunktionen anhand der Gassättigung im Beobachtungspunkt BU140 (Prognosezeitraum 100 Jahre)

6.4.5 Einfluss der Sättigung für $k_{rel,W} > 0$ – Modell 6

6.4.5.1 Grundlagen / Motivation

Das Prozessverständnis und das Modellkonzept zur Abbildung der Zweiphasenströmung im Bentonit gehen vom Einsetzen einer Flüssigkeitsströmung nach dem Erreichen einer kohärenten Flüssigkeitsphase im Porenraum aus. Für eine Quantifizierung dieses Sättigungszustandes ($S_w(k_{rel,W} > 0)$), bei dem die relative Flüssigkeitspermeabilität größer Null ist, konnten bisher für quellenden Bentonit keine Parameter nachgewiesen werden. Da dieser Parameter als eine bestimmende Größe für die Strömungsprozesse im Dichtelement angesehen wird, wurden vergleichend Modellszenarien mit schrittweise geänderten Sättigungsbedingungen für $k_{rel,W} > 0$ berechnet. Für diese Modellrechnungen zum Prozessverständnis wurden die theoretischen Funktionen für die relative Permeabilität in Abhängigkeit von der Sättigung entsprechend Tabelle 5-7, Abbildung 5-14, verwendet und hinsichtlich der variierten Sättigung für $k_{rel,W} > 0$ angepasst. Die Kapillardruckkurven entsprechend Tabelle 5-8 bleiben unbeeinflusst. Den Berechnungen wurden ansonsten die in Abschnitt 5.2.2 zusammengestellten Parameter und die in Abschnitt 6.4.4.2 benannten Randbedingungen zu Grunde gelegt.

Die vergleichenden Modellrechnungen erfolgten für die drei im Abschnitt 6.4.2.2 beschriebenen Quellfunktionen 2 bis 4.

Als Kriterium für die vergleichende Beurteilung der Modellergebnisse wurde die Überschreitung der jeweiligen Sättigung in den in Abbildung 6-41 gekennzeichneten Modellpunkten verwendet. Die Auswahl der Beobachtungspunkte erfolgte für eine Beurteilung der Strömungs- und Aufsättigungsprozesse im gesamten Dichtbauwerk. Ausschlaggebend für den möglichen Flüssigkeitsaustritt an der Unterkante eines Dichtelementes, als Kriterium für die Beurteilung einer vollständigen Durchströmung, sind die drei Beobachtungspunkte an der Unterkante der Dichtung (Tabelle 6-16, Beobachtungspunkte C5140, C5132, C5148).

In Tabelle 6-21 ist der Sättigungsverlauf für die Beobachtungspunkte für jede Quelfunktion dargestellt. Die Zeitdauer bis zum Erreichen des relevanten Sättigungszustandes für die unterschiedlichen Quelldruckfunktionen ist in Abbildung 6-51, Abbildung 6-52 und Abbildung 6-53 vergleichend dargestellt.

6.4.5.2 Modellaufbau – Diskretisierung

Das Modell wurde mit einer horizontalen Abmessung von 1000 m aufgebaut. Die Modellhöhe beträgt 244 m. Der Durchmesser des Schachtes wird mit 7 m angenommen. Die Modellgeometrie entspricht Abbildung 6-27.

Tabelle 6-14: Stratigraphischer Aufbau – Ober- und Unterkanten der Formationen – s. Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Barremium incl. Blätterson	-550	-700
Hauterivium	-700	-794

Tabelle 6-15: Geometrie des Schachtverschlusssystems – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht - Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1

	Oberkante Modellschicht [m]	Unterkante Modellschicht [m]
Verfüllsäule (oben)	-550	-600
Asphalt-Schotter-Säule	-600	-650
Widerlager	-650	-670
Dichtelement	-670	-720
Widerlager	-720	-740
Verfüllsäule (unten)	-740	-794

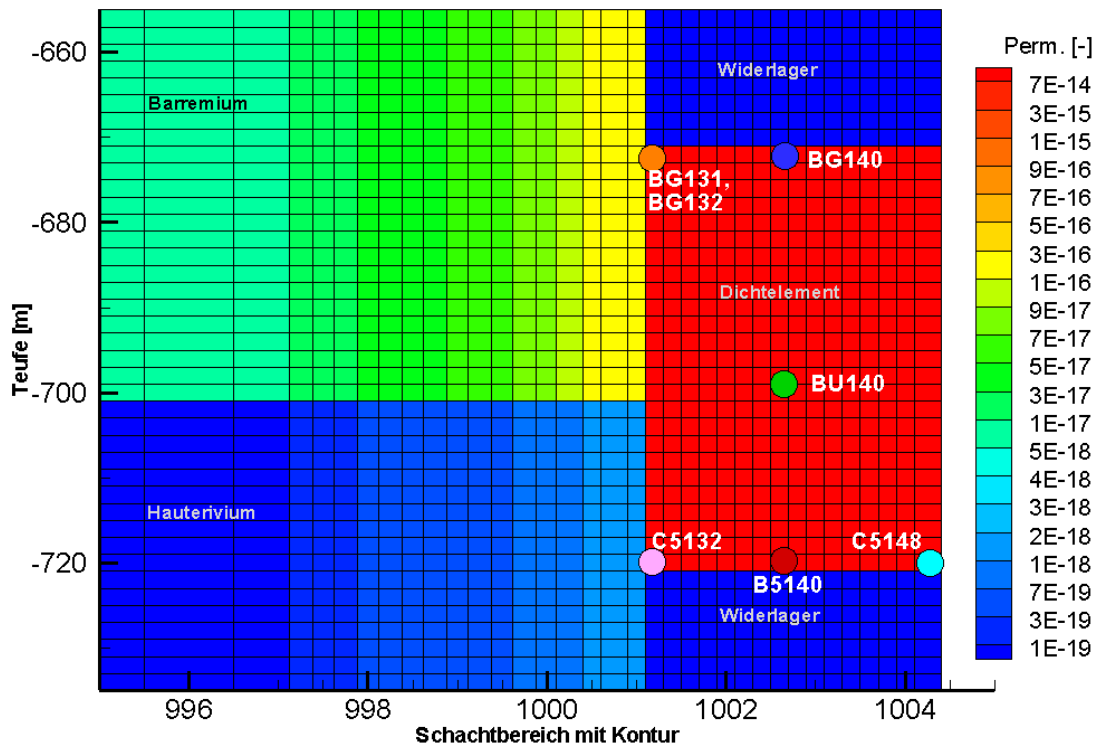


Abbildung 6-41: Modellgeometrie und Permeabilitäten im Bereich des Dichtelementes

Tabelle 6-16: Beobachtungspunkte und ihre Lage (siehe Abbildung 6-41)

Punkt	Farbe	horizontale Lage im Dichtelement	vertikale Lage im Dichtelement	Erläuterung
BG140	blau	Mitte Dichte- element im Modell ²⁶	oben	Beurteilung der Parameterent- wicklung am Kontakt zum Widerla- ger und zur Beurteilung der räum- lichen und zeitlichen Unterschiede im Vergleich zu BU140 und C5140
BU140	grün	Mitte Dichte- element im Modell ²⁶	mittig	Beurteilung der Parameterent- wicklung am Kontakt zum Widerla- ger und zur Beurteilung der räum- lichen und zeitlichen Unterschiede im Vergleich zu BG140 und C5140
C5140	rot	Mitte Dichte- element im Modell ²⁶	unten	Beurteilung der Parameterent- wicklung am Kontakt zum Widerla- ger und zur Beurteilung der räum- lichen und zeitlichen Unterschiede im Vergleich zu BG140, BU140, C5132 und C5148

²⁶ entspricht dem Abstand zur Schachtkontur von 0,25 * Schachtdurchmesser

Punkt	Farbe	horizontale Lage im Dichtelement	vertikale Lage im Dichtelement	Erläuterung
BG131	orange gestrichelt	im Wirtsgestein direkt neben dem Schacht	oben	Beurteilung der Parameterveränderung im schachtnahen Gebirge ALZ im Vergleich zu BG132
BG132	orange	im Schacht, direkt neben Schachtkontur (ALZ)	oben	Beurteilung der Parameterveränderung im Dichtelement nahe der Schachtkontur im Vergleich zu BG131
C5132	rosa	im Schacht, direkt neben Kontur	unten	Beurteilung der Parameterveränderung im Dichtelement nahe der Schachtkontur im Vergleich zu BG132 und C5140
C5148	türkis	Modellrand	unten	Beurteilung der Parameterveränderung im Dichtelement nahe Modellrand im Vergleich zu C5132 und C5140

6.4.5.3 Anfangs- und Randbedingungen

Das Modell wurde, wie Modell 7a, nach dem in Abschnitt 6.4.2.1 und Abbildung 6-10 beschriebenen Szenario 2.3 aufgebaut. Die Anfangsbedingungen ($t = 0$) entsprechen denen von Modell 7a (siehe Abschnitt 6.4.3.2).

Die Randbedingungen entsprechen denen im Modell 6 (siehe Abschnitt 6.4.4.2).

Eine Reduzierung des Restgases durch Diffusion wurde nicht berücksichtigt.

6.4.5.4 Parameterbelegung Modell

Die Modellbelegung erfolgt wie in Abbildung 6-15 und Abbildung 6-16 dargestellt.

Tabelle 6-17: benutzte Funktionen für 2-Phasenströmung

	Rel. Permeabilität k_{rel}	Kapillardruck – Sättigung p_{cap}
Wirtsgestein	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-3 -lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-4 - van Genuchten)
Dichtelement	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-7 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-8 - van Genuchten)
Füllmaterial	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-10 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-8 - van Genuchten)
Widerlager	(ELSA-II, 2013)	(ELSA-II, 2013)

	Rel. Permeabilität k_{rel}	Kapillardruck – Sättigung p_{cap}
	(siehe Tabelle 5-13 - lineare Funktion)	(siehe Tabelle 5-11 - lineare Funktion $p_{cap} = 0$)
Asphalt-Schotter	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-16 - lineare Funktion)	(ELSA-II, 2013) (siehe Tabelle 5-14 - lineare Funktion $p_{cap} = 0$)

6.4.5.5 Ergebnisse

Die Ergebnisse der vergleichenden Modellrechnungen zur Beurteilung des Einflusses der minimalen Flüssigkeitssättigung bei Einsetzen der Flüssigkeitsströmung ($S_w(k_{rel,w} > 0)$) sind in Tabelle 6-18 und

Tabelle 6-19 dargestellt. Die Berechnungen wurden für die drei Quellfunktionen entsprechend Abbildung 6-12 durchgeführt.

In Tabelle 6-18 sind die Ergebnisse für die drei Quellfunktionen 2 – 4 als Sättigungsganglinien für jeweils drei Beobachtungspunkte dargestellt. Alle drei Beobachtungspunkte liegen an der Unterkante des Dichteletes und beschreiben die Sättigungsänderung in unmittelbarer Nähe zur Schachtkontur (C5132), in der Mitte des Modelldichteletes (C5140) und am Modellrand (entspricht der Schachtmitte, C5148). In

Tabelle 6-19 sind für die drei Quellfunktionen und die o. g. drei Beobachtungspunkte die Zeitdauer bis zum Erreichen des Sättigungszustandes für den Beginn der Flüssigkeitsströmung dargestellt. In Auswertung der Ergebnisse der Modellrechnungen können folgende Schlussfolgerungen formuliert werden:

In Abhängigkeit von der Lage der Beobachtungspunkte ergeben sich vergleichbare Verläufe der Sättigungsganglinien für die unterschiedlichen Quellfunktionen (siehe Tabelle 6-18). Für die Beobachtungspunkte ergeben sich folgende Interpretationen:

- C5132
Die Darstellung der Ganglinien in Abbildung 6-42, Abbildung 6-44 und Abbildung 6-47 zeigen Auswirkungen der unterschiedlichen Anfangssättigungen für den Beginn der Flüssigkeitsströmung in dem Element an der Schachtkontur. Für eine geringe Flüssigkeitssättigung von 0,35 (entspricht der Anfangssättigung des Bentonits), setzt eine Flüssigkeitsströmung sofort ein und es kommt zum Abstrom des über die Schachtkontur zutretenden Wassers in die benachbarten Elemente. In Abhängigkeit von der Quellfunktion variiert der Sättigungsanstieg für die unterschiedlichen Sättigungsstufen ($S_W(k_{rel,W} > 0)$). Nach dem Erreichen der jeweiligen Sättigungsstufe und dem Einsetzen der Flüssigkeitsströmung in die benachbarten Elemente bleibt die Sättigung im betrachteten Beobachtungspunkt nahezu konstant und steigt erst weiter an, wenn auch die Nachbarelemente diese Sättigung erreicht haben.
- C5140
Die Sättigungsganglinien (Abbildung 6-43, Abbildung 6-46 und Abbildung 6-49) zeigen einen ähnlichen Verlauf, wie für den Beobachtungspunkt C5132. Bedingt durch die unterschiedliche Permeabilitätsänderung der Quellfunktion setzen die Sättigungsänderungen zeitlich verzögert ein und die Zeitabschnitte nahezu konstanter Sättigung sind unterschiedlich deutlich zu erkennen.
- C5148
Für den Beobachtungspunkt am Modellrand (entspricht der Schachtmitte) sind in den Ganglinien (Abbildung 6-44, Abbildung 6-47 und Abbildung 6-50) keine Phasen konstanter Sättigung zu identifizieren. Es kommt zeitabhängig zu einem kontinuierlichen Anstieg der Sättigung, wobei der Beginn der Sättigungsänderung in Abhängigkeit von der Quellfunktion zeitlich verzögert einsetzt.

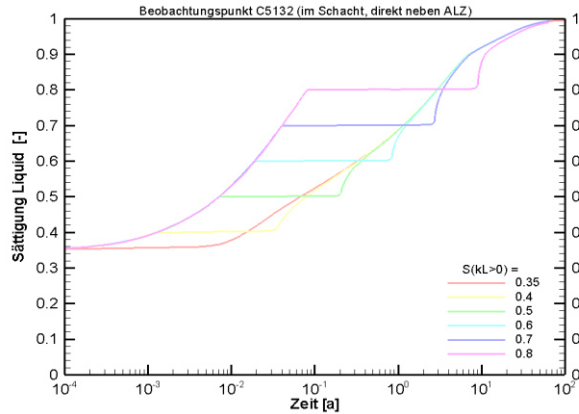
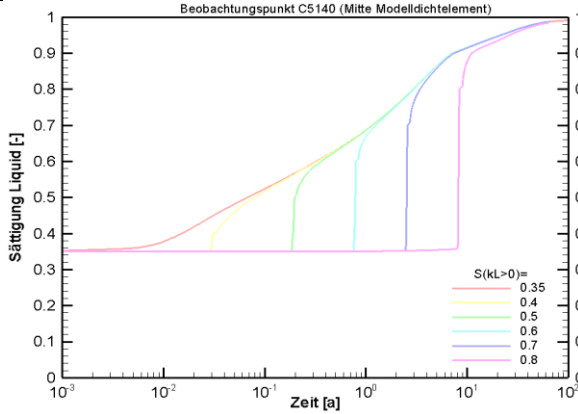
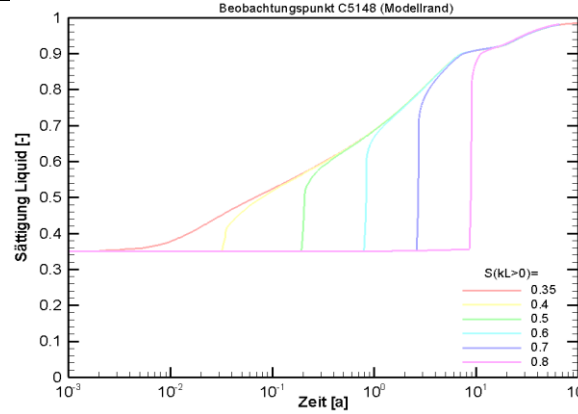
In Abhängigkeit von der Quellfunktion wird die vollständige Sättigung des Porenraumes im betrachteten Prognosezeitraum von 100 Jahren nur für die Quellfunktion 2 für die Beobachtungspunkte an der Schachtkontur und in der Mitte des Modelldichteelementes nachgewiesen. Für die Quellfunktionen 3 und 4 werden im Modellzeitraum Sättigungen zwischen 0,95 und 1,00 erreicht.

In

Tabelle 6-19 ist für die drei Quellfunktionen die erforderliche Zeitdauer bis zum Erreichen des Sättigungszustandes für den Beginn der Flüssigkeitsströmung vergleichend dargestellt. Es wird deutlich, dass sich je Quellfunktion und in Abhängigkeit von der Sättigung, deutliche Unterschiede in den Zeiträumen bis zum Beginn der Flüssigkeitsströmung in den betrachteten Modellelementen ergeben. Für die Quellfunktionen 3 und 4 liegen diese im Zeitmaßstab von Jahrzehnten. Für die Beurteilung und Prognose von standortbezogenen Strömungsprozessen in einem Dichtelement ergibt sich daraus, abgesehen von einer Beschreibung der Quellfunktion, die Notwendigkeit der Beurteilung der erforderlichen Sättigung für das Einsetzen der Flüssigkeitsströmung.

Theoretisch entspricht diese Sättigung dem Kapillardruck des Bentonites bei Luftdruckbedingungen. Da dieser Punkt für den ungesättigten, quellenden Bentonit versuchstechnisch nur bedingt ermittelt werden kann, empfehlen sich für die Beurteilung des zeitabhängigen Verlaufes des Prozesses Szenarienbetrachtungen entsprechend den hier durchgeführten Modellrechnungen für die Standort- und Bauwerksgegebenheiten, zur Geometrie und dem Kapillardruck des Bentonites beim Einsetzen der Flüssigkeitsströmung.

Tabelle 6-18: Ergebnisse an der Unterseite des Dichtelementes

Quellfunktion	C5132 (im Schacht, direkt neben ALZ) ²⁷	C5140 (Mitte Modelldichtelement) ²⁷	C5148 (Modellrand-Schachtmitte) ²⁷
2	 Abbildung 6-42: Ganglinien C5132 Sättigung Liquid Quellfunktion 2	 Abbildung 6-43: Ganglinien C5140 Sättigung Liquid Quellfunktion 2	 Abbildung 6-44: Ganglinien C5148 Sättigung Liquid Quellfunktion 2

²⁷ Lage der Beobachtungspunkte siehe Abbildung 6-41

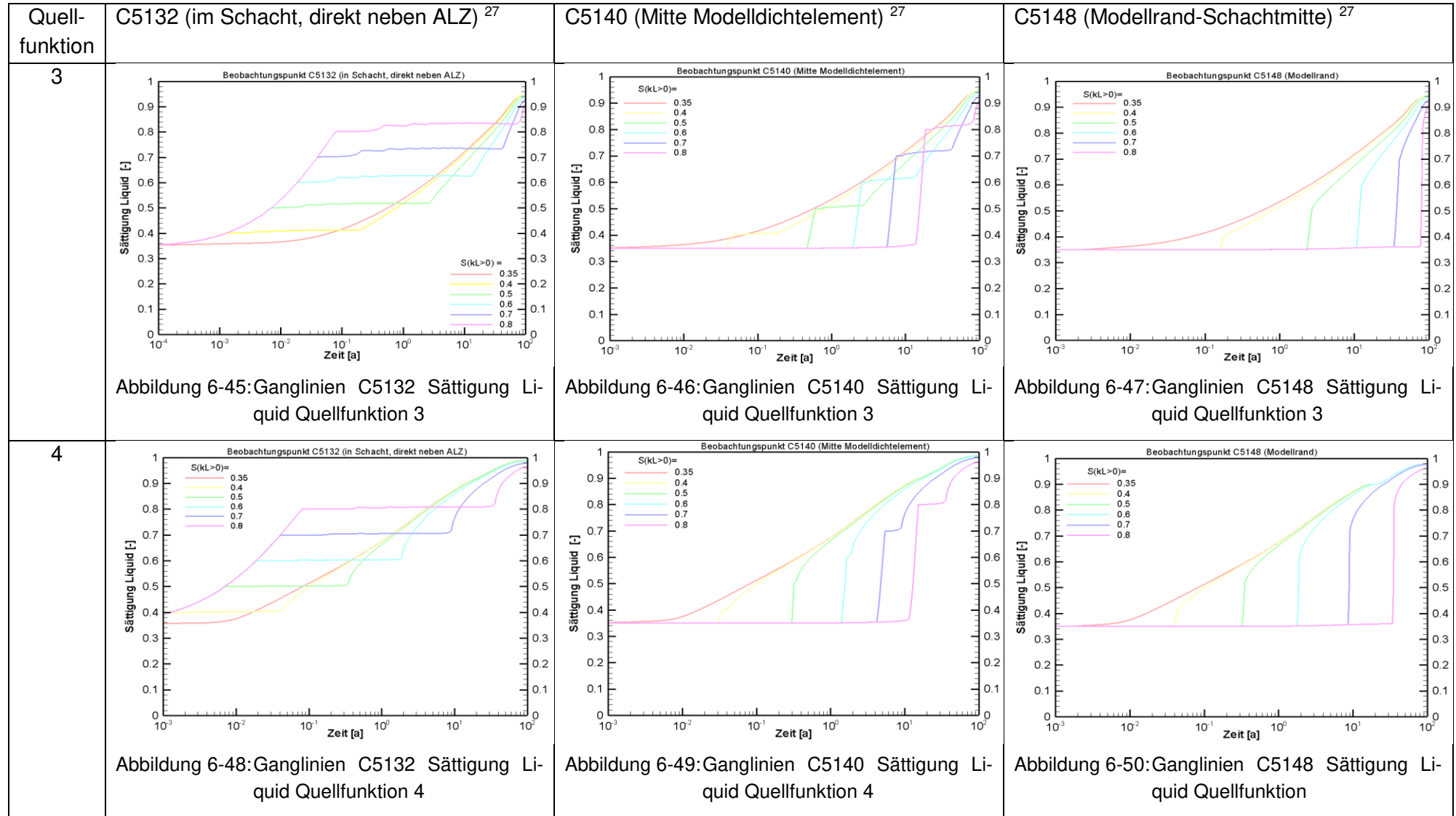
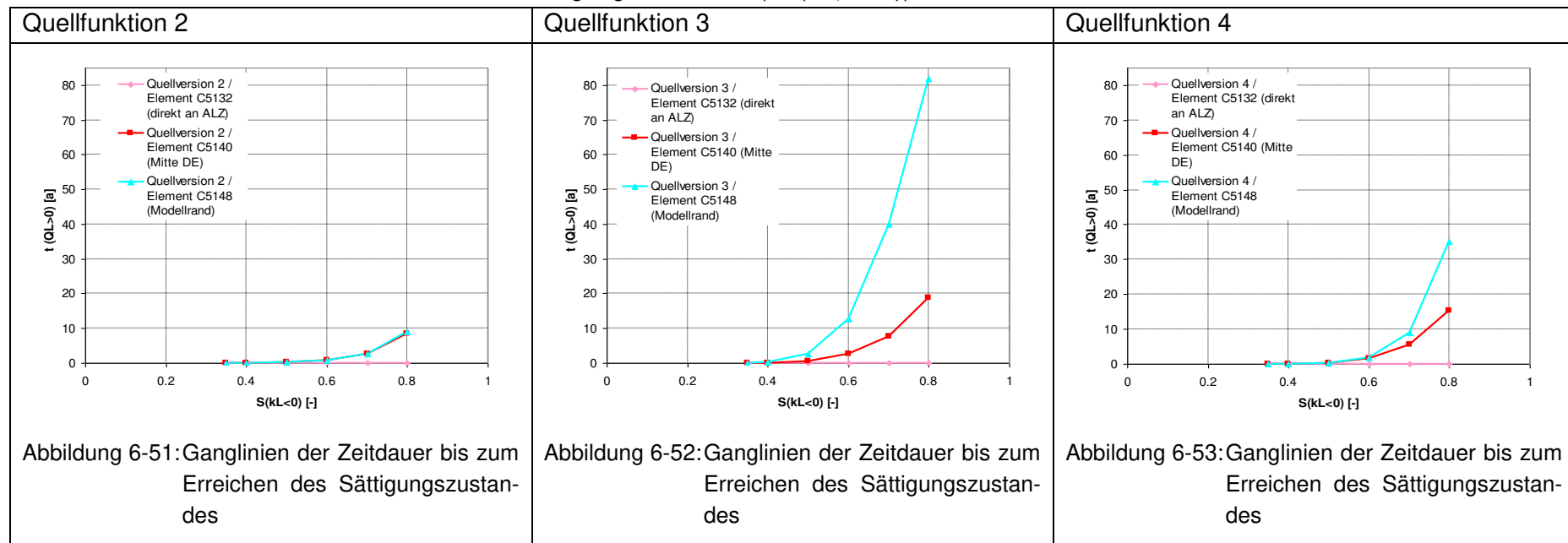


Tabelle 6-19: Zeitdauer bis zum Erreichen des Sättigungszustandes ($S_W(k_{rel,W} > 0)$)

6.5 Modellvariante 3 - Beurteilung Einfluss räumliche Parametervariabilität

6.5.1 Motivation

Für die Dichtelemente wird im Einbauzustand von einer räumlich heterogenen Eigenschaftsverteilung – initiale Sättigung, Einbaudichte, Bentonitgehalt, Permeabilität, Porosität - in einem beschränkten Schwankungsbereich ausgegangen. Diese resultiert aus der Einbautechnologie und der Schwankung der Materialeigenschaften (z. B. Montmorillonitgehalt, Wassergehalt). Zur Veranschaulichung der in jedem Dichtelement zu unterstellenden räumlichen Heterogenität in der Eigenschaftsverteilung ist in Abbildung 6-54 beispielhaft die Schwankung der totalen Porosität in einem halbtechnischen Durchströmungsversuch (Durchmesser 0,325 m; Länge ca. 0,75 m) sowie die räumliche Verteilung dargestellt (MFPA, 2009).

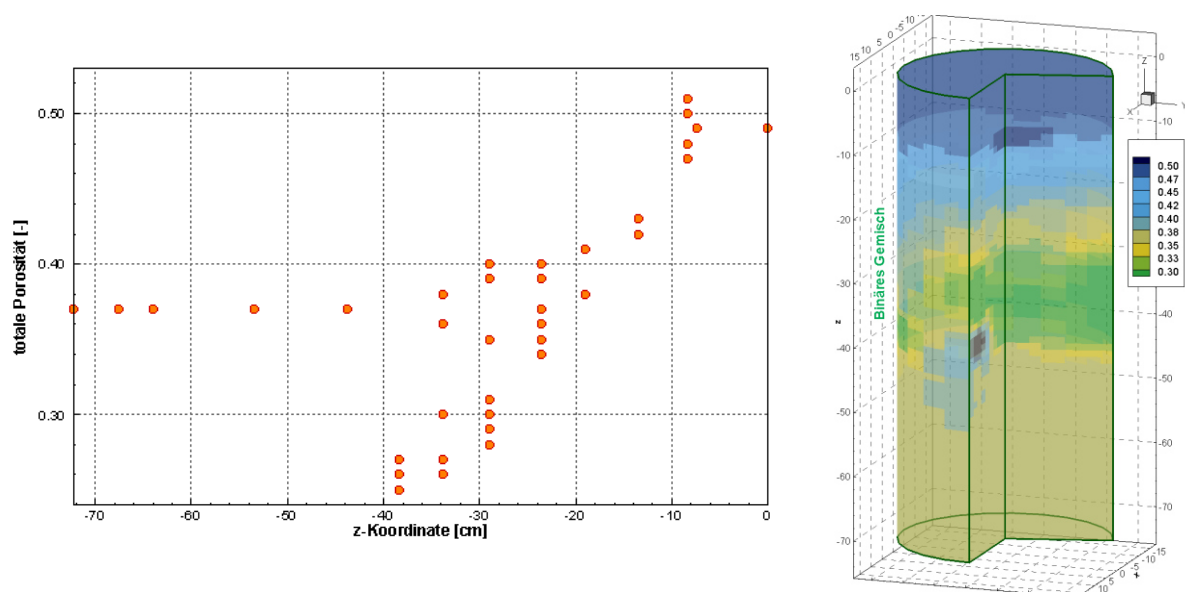


Abbildung 6-54: Totale Porosität in einem Dichtelement und mögliche räumliche Verteilung (IBeWa, 2016a)

Diese Heterogenität in der Eigenschaftsverteilung stellt für die Beurteilung der Strömungsprozesse im Dichtsystem einen wichtigen Sachverhalt dar. Lokale Schwankungen in der Eigenschaftsverteilung können zu bevorzugten Wegsamkeiten führen, die für die integrale strömungstechnische Wirkung und den Stofftransport sowie die daraus resultierende Beeinflussung der Dichtmaterialien und der Dichtfunktion des Bauwerkes bestimmend sein können. Neben dem für Bentonitmaterialien diskutierten Vorlaufen der Flüssigkeitsfront im lokalen Bereich geringer Einbaudichten, höherer Porositäten und Permeabilitäten „fingering“ ist dies das klassische Szenario einer lokal höheren Permeabilität im Kontakt zwischen Dichtmaterial und Gebirge sowie in der Auflockerungszone des Gebirges.

Zur Beurteilung der Auswirkungen der im Dichtelement auftretenden Heterogenität wurden Modellrechnung zur Zweiphasenströmung in einem vereinfachten Modell eines Dichtelementausschnittes für die Quellfunktionen 2 bis 4 (Abbildung 6-12) durchgeführt. Grundlage der Parameterbelegung des Modells bilden die Ergebnisse und Erfahrungen des Bentonitverschluss-

bauwerkes (Abbildung 6-55) in der Grube Sondershausen im Rahmen des Forschungsvorhabens „Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeitstabile Streckenverschlussbauwerke für UTD im Salinar, Bau und Test eines Verschlussbauwerkes unter realen Bedingungen“ (Sitz, et al., 2003)

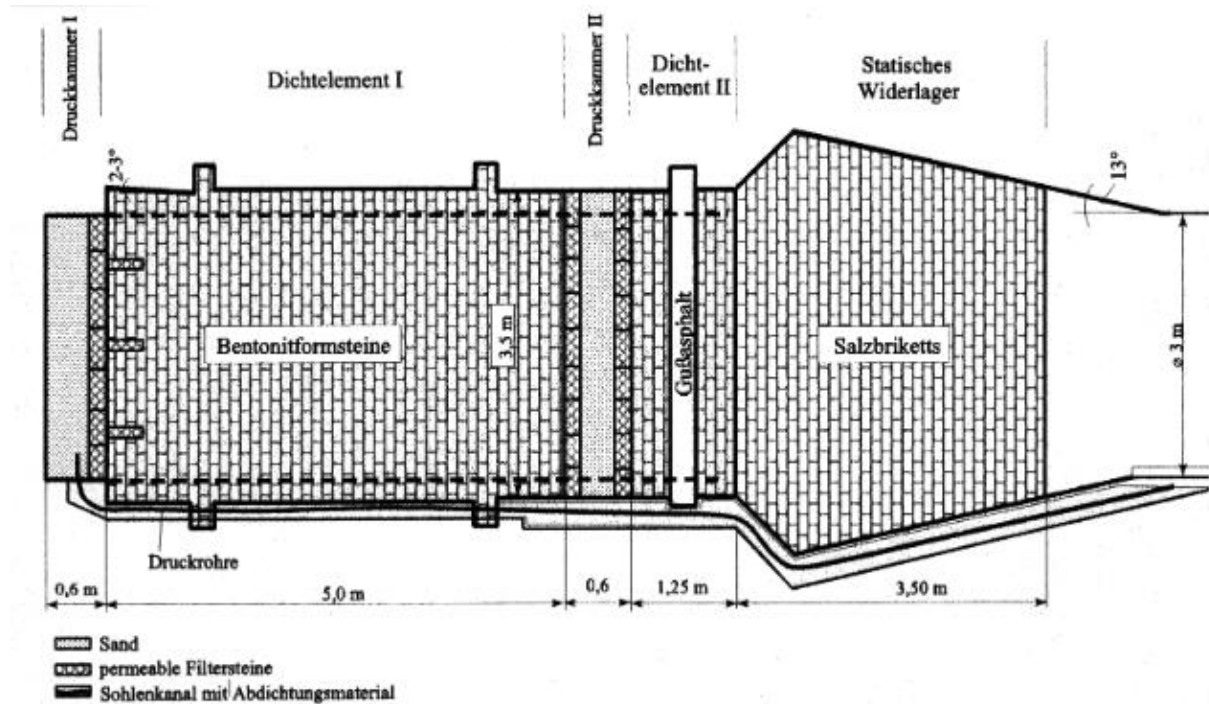


Abbildung 6-55: Schematische Darstellung des Verschlussbauwerkes Sondershausen (Sitz, et al., 2003)

6.5.2 Modellaufbau - Diskretisierung

Grundlage der Modellbildung ist eine Schalungsmauer von Bentonitformsteinen mit einer Höhe von 2,1 m (35 Formsteine mit einer Höhe von 0,06 m) und einer Breite von 5,0 m (20 Formsteine mit einer Kantenlänge von 0,25 m). Die Tiefe des Modells beträgt 0,12 m. Die Diskretisierung entspricht damit der realen Geometrie der Formsteine im Mauerwerk. Eine Übersicht des Modellaufbaus und der Permeabilitätsbelegung (Anfangsbelegung) ist in Abbildung 6-56 dargestellt.

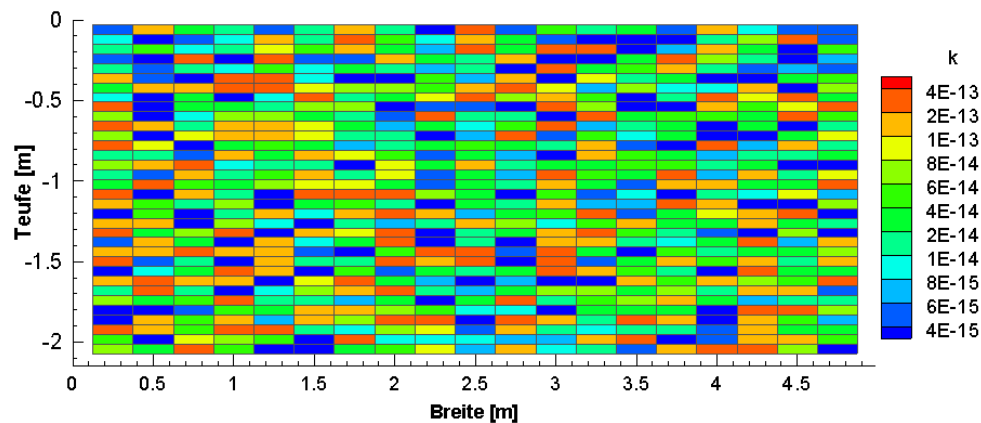


Abbildung 6-56: Modellgeometrie und initiale Permeabilitäten

Auf der Grundlage der Erläuterungen zu den Funktionen zur Beschreibung der Zweiphasenströmung im Dichtelement im Abschnitt 5.2.2.2 erfolgte die Modellbelegung mit den in Tabelle 6-21 genannten Funktionsansätzen.

6.5.3 Anfangs- und Randbedingungen

Anfangsbedingung

- Luftdruck im gesamten Modell
- Modell teilgesättigt $S_w = 0,35$
- isotherm, $T = 10^\circ\text{C}$

Randbedingungen

Das Modell ist an den Rändern strömungstechnisch dicht.

In den obersten Modellschichten erfolgt der Eintrag eines Volumenstroms von $0,4 \text{ l}/(\text{m}^2 \cdot \text{d})$.

Tabelle 6-20: benutzte Funktionen für Zweiphasenströmung

	Rel. Permeabilität k_{rel}	Kapillardruck – Sättigung p_{cap}
Dichtelement	(Bennion & Bachu, 2005) (siehe Tabelle 5-7 – angepasste Variante 2)	(Bennion & Bachu, 2006) (siehe Tabelle 5-8 – angepasste Variante 2)

6.5.4 Parameterbelegung Modell

Im Rahmen des o. g. Forschungsvorhabens wurde das in Abbildung 6-55 in einer Übersicht dargestellte Dichtsystem errichtet und mit Druck beaufschlagt. Das Bentonitdichtelement in dem Versuchsbauwerk wurde aus vorkompaktierten, hoch quellfähigen Bentonitformsteinen mit der Bezeichnung FS50²⁸ hergestellt. Durch das Institut für Bergbau und Spezialtiefbau der TU Bergakademie Freiberg wurden für einen kleinen Teilabschnitt des schalenweise aufgebauten Dichtelementes Materialparameter zu den eingebauten Formsteinen – Massen, Dich-

²⁸ 50 % Silikatsand, 50 % Bentonit (Calcigel)

ten, Wassergehalte, Bentonitgehalte – und die sich daraus ergebenden Bentonittrockendichten – steinbezogen erfasst. Daten zur Beschreibung der räumlichen Position der einzelnen Steine im Mauerwerk liegen leider nicht vor. Als Grundlage einer Beurteilung der Streuung von Materialparametern im Bauwerk wurden durch das Institut für Bergbau und Spezialtiefbau der TU Bergakademie Freiberg die verfügbaren Daten zur Verfügung gestellt.

Die Daten weisen folgende Wertebereiche auf:

- Wassergehalt von 0,044 bis 0,091 (20 – 30 % Luftfeuchte)
- Anfangssättigungsgrad von 0,58 bis 0,93
- Bentonittrockendichte von 1560 bis 1900 kg/m³

Um die Daten mit statistischen Verfahren weiter verarbeiten zu können, wurde am Beispiel der Bentonittrockendichte das Vorliegen einer Normalverteilung geprüft. Die dafür berechnete Häufigkeitsverteilung in Abbildung 6-57 und die Prüfung über die 3 σ -Regel weisen eine Normalverteilung der Bentonittrockendichten nach.

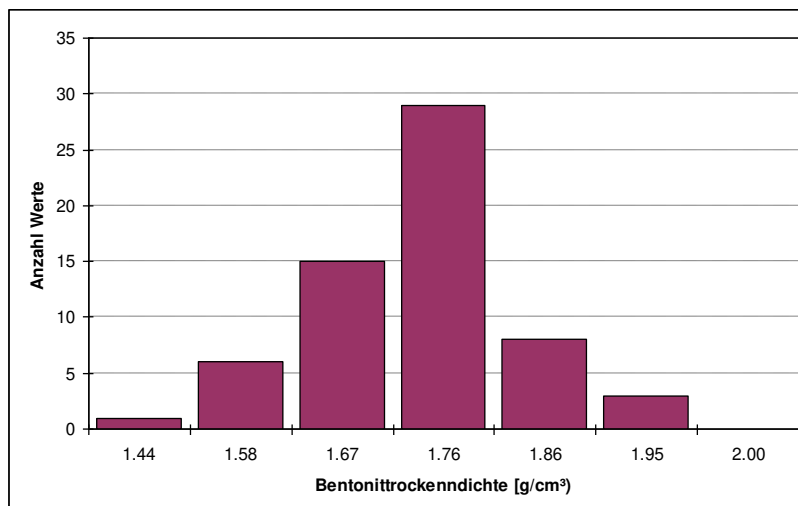


Abbildung 6-57: Häufigkeitsverteilung der ermittelten Bentonittrockendichten

6.5.5 Methodik zur Übertragung der Daten auf ein Modellgrid

Zur Beurteilung der Auswirkungen der Heterogenität der Materialparameter auf den Strömungsprozess in einem Bentonitdichtelement ist eine räumliche Verteilung der Daten in den Modellabmessungen erforderlich. In Kenntnis der räumlichen Koordinaten der Parameter erfolgt dies in der Regel in Auswertung von Variogramm-Analysen für die Daten. Da für die hier vorliegenden Informationen und Parameter keine räumliche Zuordnung möglich war, wurde auf die Monte-Carlo-Methode zurückgegriffen, die die Wertebereiche der Messdaten nutzt und mit einer Zufallsverteilung kombiniert. Unter den möglichen Erzeugungsalgorithmen von Zufallszahlen aus (Kinderman & Ramage, 1976) und (Theis & Kernbichler, 2002) wurde die Normalverteilung gewählt und die Daten auf das Modellgitter mittels Box-Muller-Methode übertragen. Die Gittergröße im Modell entspricht dabei den Abmaßen der für das beprobte Verschlussbauwerk verwendeten Formsteine (Abbildung 6-58).

Durch dieses Vorgehen wurde gewährleistet, dass die Parameterlegung des Modells in ihrer Schwankungsbreite von in der Praxis realisierten Werten ausgeht und diese im Modell normal verteilt sind.

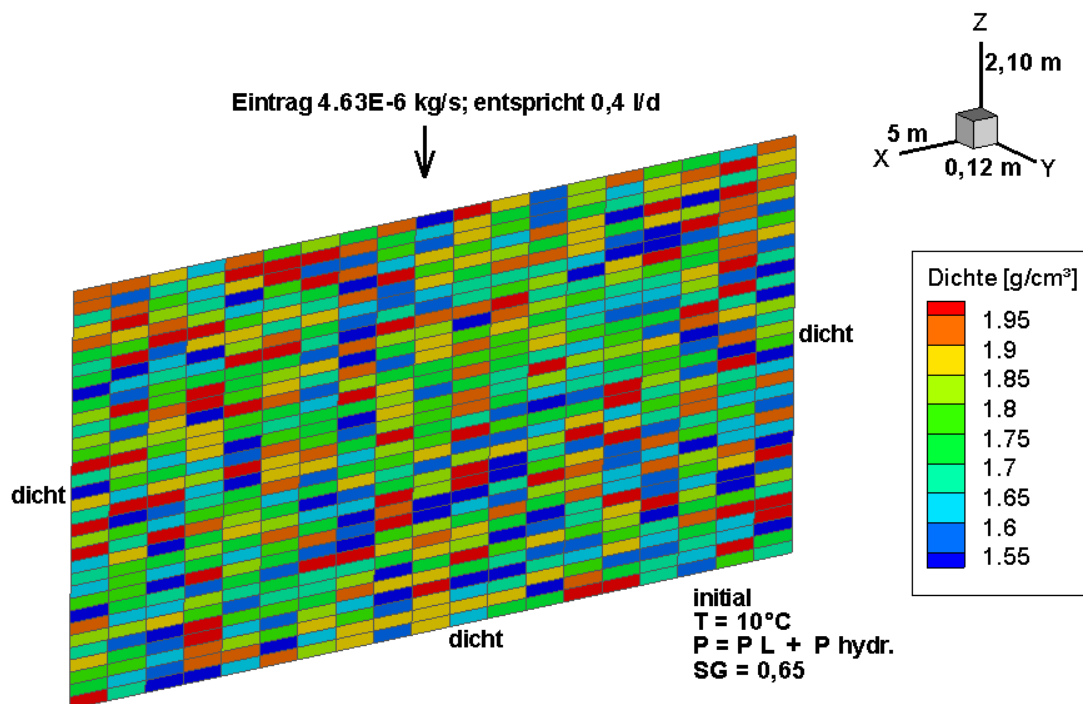


Abbildung 6-58: Erzeugung normalverteilter Werte aus gleichverteilten Zufallszahlen (MONTE-CARLO-Methode / Box-Müller-Verfahren) für das numerische Modell

6.5.6 Ergebnisse

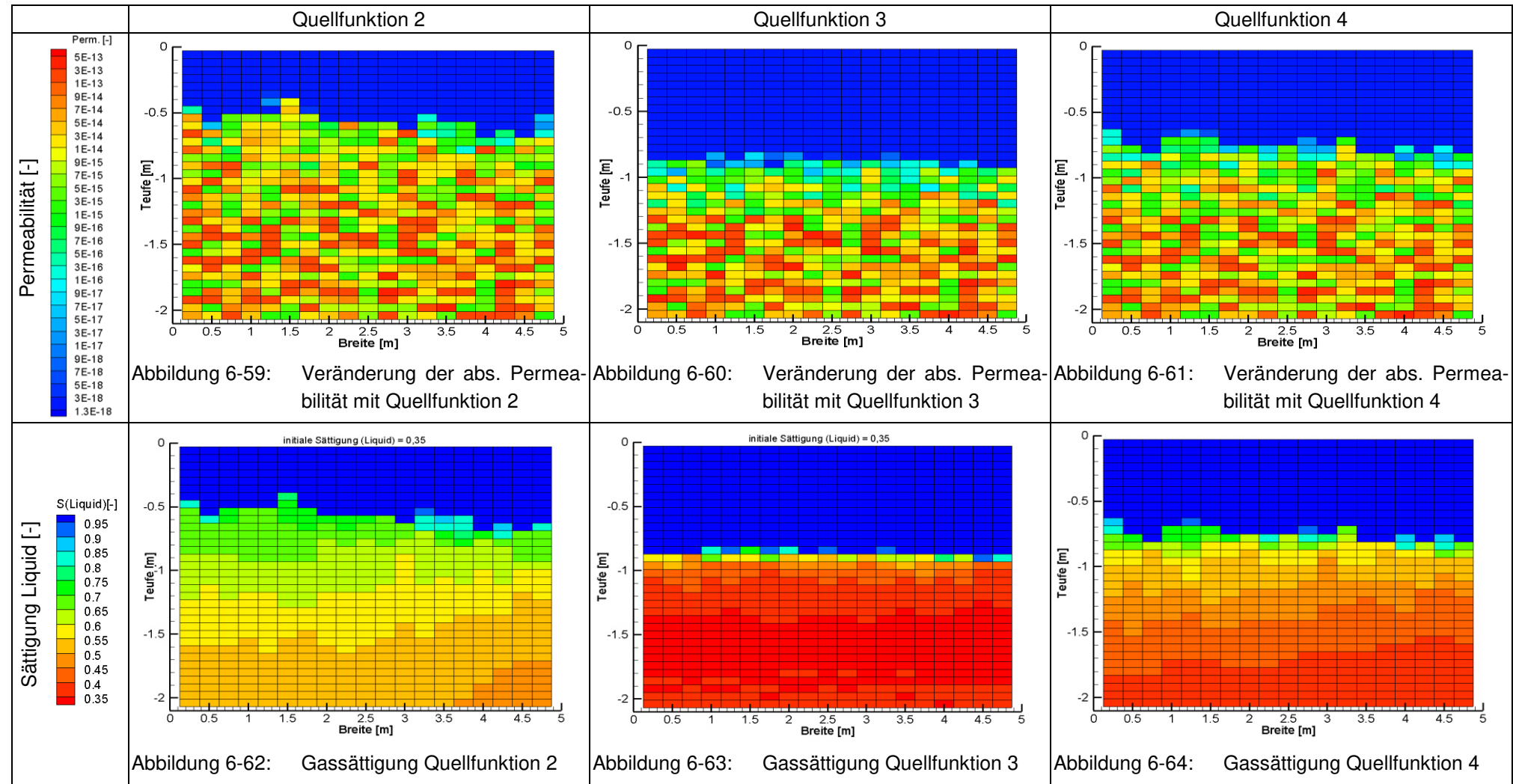
Die Ergebnisse der für die drei Quellfunktionen (Abbildung 6-12) durchgeführten Modellrechnungen zum Einfluss der Heterogenität der Parameterverteilung in einem vereinfachten Modell eines Bentonitsteinmauerwerkes sind in Tabelle 6-21 zusammengestellt. Zur Veranschaulichung sind für jede Quellfunktion die sich im Ergebnis des Quellprozesses ergebende Permeabilitätsverteilung am Ende der Simulationsdauer von 20 Tagen und die Sättigungsverteilung für diesen Zeitpunkt dargestellt. Zusätzlich sind die Sättigungsganglinien für 7 Beobachtungspunkte, vertikal angeordnet in der Modellmitte, in Tabelle 6-21 dokumentiert.

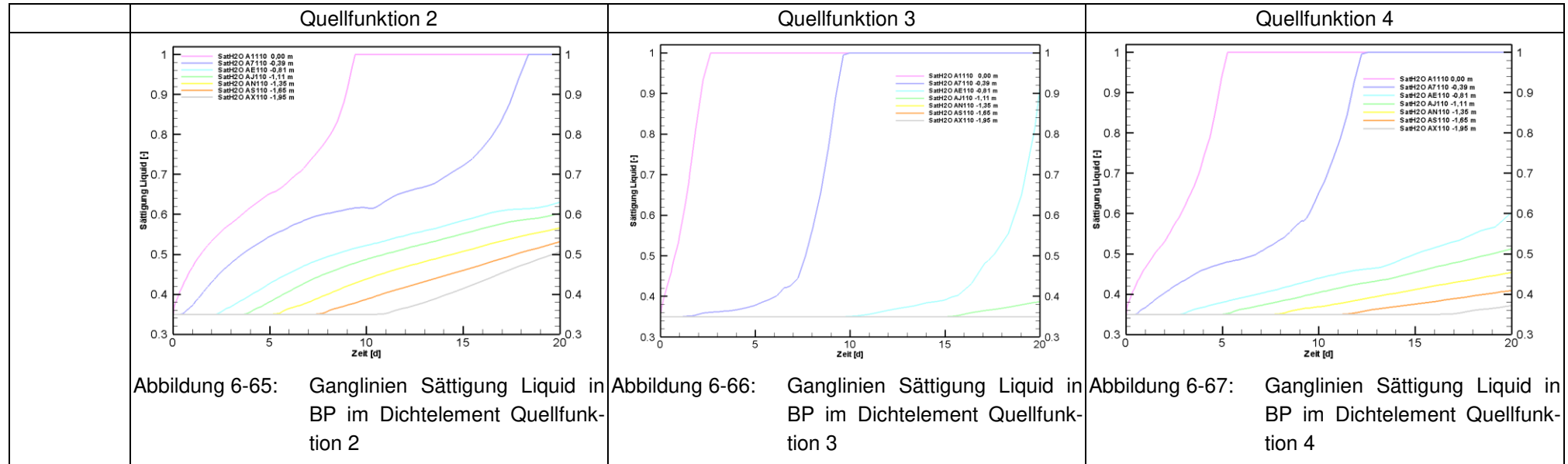
Die sich aus den Quellfunktionen ergebenden sättigungsabhängigen Permeabilitäten bestimmen maßgeblich die Sättigungs- und Permeabilitätsverteilung am Ende der Modellrechnung und die zeitabhängige Sättigungsänderung in dem simulierten Profil der Beobachtungspunkte. Dies wird an folgenden Aspekten deutlich:

- Die höchsten Sättigungen bei einer maximalen Eindringtiefe in den Modellkörper werden für die Quellfunktion 3 ermittelt. Dies erklärt sich aus den schon bei kleinen Sättigungsänderungen ergebenden geringen Permeabilitäten und der daraus resultierenden steilen Auf-sättigungsfront. Die Abbildung 6-63 verdeutlicht dies durch die relativ scharfe Übergangsfront zwischen gesättigtem und ungesättigtem Modellbereich.

- Augenscheinlich ist die Sättigungsfront $S_w = 1$ für die Quelfunktion 2 deutlich geringer als für die Funktionen 3 und 4 in den Modellkörper eingedrungen. Für die Quelfunktion 2 kommt es durch die verzögerte Änderung der Permeabilität erst später zu höheren Porenraumsättigungen. Die geringe Eindringtiefe der Sättigungsfront $S_w=1$ resultiert damit aus der Verteilung des zugeströmten Wassers im gesamten Porenraum des Modellkörpers.
- Die Sättigungsfront für die Quelfunktion 4 liegt erwartungsgemäß zwischen den Ergebnissen für die Funktionen 2 und 3.
- Ein lokales Vorlaufen der Sättigungsfront (fingering) kann aus den Modellergebnissen nicht abgeleitet werden. Der unregelmäßige Verlauf der Sättigungsverteilung für die Quelfunktion 2 (Abbildung 6-62) verdeutlicht den Einfluss der heterogen verteilten höheren Permeabilitäten (s. Abbildung 6-59).
- Die sich aus den Permeabilitätsverteilungen und -änderungen ergebenden Unterschiede im Aufsättigungsprozess können möglicherweise für die gezielte Steuerung der Quelldruckausbildung und Permeabilitätsreduzierung genutzt werden.
- Die für die Modellrechnungen gewählten Randbedingungen (hydraulisch dicht) entsprechen nur bedingt den realen Gegebenheiten in einem Verschlusssegment. Für die orientierenden Modellrechnungen zum Prozessverständnis wurde diese Randbedingung als ausreichend angesehen.
- Die strömungstechnisch dichten Ränder führen zu einer Umverteilung der Fluide im Porenraum. Unterhalb der Sättigungsfront kommt es im ungesättigten Porenraum zum Anstieg des Gasdruckes. Für die Beurteilung der Auswirkungen offener Modellgrenzen wurden zusätzlich einzelne Modellrechnungen mit strömungstechnisch offenem unteren Modellrand durchgeführt. Diese Modellrechnungen bestätigten das hier dokumentierte Ergebnis zum Fortschreiten der Sättigungsfront.
- Eine Vergleichsrechnung zwischen den durchgeführten Modellrechnungen und einer homogenen Permeabilität (integrale Permeabilität aus der Ausgangspermeabilitätsverteilung) des Modellkörpers steht noch aus. Aus den jetzt vorliegenden Ergebnissen und Schlussfolgerungen empfiehlt sich standortbezogen die Prüfung des Einflusses der Heterogenität unter Berücksichtigung der Parameterschwankung, der Geometrie der Dichtung und gegebenenfalls der Ausnutzung der Effekte für eine gezielte Steuerung der Aufsättigung.

Tabelle 6-21: Modellergebnisse: 2. Zeile: Verteilung abs. Permeabilität; 3. Zeile: Sättigungsverteilung; 4. Zeile: Sättigungsganglinien Liquid für Beobachtungspunkte (Prognosezeitraum 20 Tage)





6.6 Fazit

Im Rahmen des Arbeitspaketes 5.4 „Hydraulische Modellierung der Strömungsprozesse in einem Schachtverschluss“ wurden die Arbeiten zur Simulation der Strömungsprozesse in einem Schachtverschlusssystem mit Bentonitdichtelementen im Tonstein fortgesetzt. Für das Endlagerstandortmodell NORD aus dem ANSICHT Vorhaben wurden drei Modellvarianten zu folgenden Aspekten simuliert:

- Modellvariante 1: – Prognose des Zuflussverlaufes in ein Bentonitverschlusssystem mit einem und zwei Dichtelementen für die Annahme einer Einphasenströmung
- Modellvariante 2: – Prognose des Zweiphasenströmungsprozesses in einem Bentonitverschlusssystem mit einem Dichtelement
 - Abbildung der Auswirkungen unterschiedlicher Funktionen zur Beschreibung der Permeabilitätsänderung in Abhängigkeit von der Quellung des Bentonites zur Beurteilung der Auswirkungen auf die Dauer bis zur vollständigen Durchströmung eines Bentonitdichtelementes
 - vergleichende Modellrechnungen für unterschiedliche Sättigungsbedingungen für den Beginn der Flüssigkeitsströmung im ungesättigten Bentonit
- Modellvariante 3: – Beurteilung des Einflusses der räumlichen Parameterheterogenität auf die Aufsättigung und Strömung in einem Bentonitdichtelement.

Im Ergebnis der durchgeführten Modellrechnungen ergeben sich folgende generellen Schlussfolgerungen:

- Im Ergebnis der Recherche zu Parametern und Funktionen zur modellgestützten, standortbezogenen Abbildung der Zweiphasenströmung im Tonstein konnten bisher keine umfassenden, repräsentativen Datensätze nachgewiesen werden. Für die Prognose der Strömungsprozesse zwischen Wirtsgestein und Bentonitdichtelement ergibt sich die Notwendigkeit der Ermittlung entsprechender Parameter und Funktionen (Sättigungs-, Porositäts-, Kapillardruck- und Permeabilitätsverteilung). Die Versuchsmethodik für diese Untersuchungen sollte auf die Verwendung der Ergebnisse in Modellrechnungen abgestimmt sein.
- Für die Beurteilung der Strömungsprozesse in einem Schachtverschlusssystem ist der Anstieg des Fluiddruckes an der Unterkante des Dichtsystems in Folge der Konvergenz, des Zulaufs von Wasser in das Streckensystem und/oder gasbildenden Prozessen im Grubengebäude zu berücksichtigen. Die Entwicklung dieses Belastungsszenarios ist im zeitlichen Verlauf und der Höhe des Fluiddruckes sowohl vom Standort abhängig als auch vom Einlagerungskonzept. Für das Dichtsystems und der sich daraus ergebenden Sättigungs-, Kapillardruck- (Gaseindringdruck) und Permeabilitätsbedingungen ($k_{\text{eff,G}}$) ist eine Beurteilung und modellgestützte Prognose der Auswirkungen des Fluiddruckes erforderlich. Dies

setzt die im vorangegangenen Anstrich benannten Kenntnisse und eine Prognose des Fluiddruckregimes als Eingangsgrößen für ein Prozessmodell voraus.

- Die Erfahrungen aus halbtechnischen Versuchen mit unterschiedlichen Bentonitmaterien weisen eine räumlich differenzierte Dichteveränderung im Bentonitkörper im Verlauf des Durchströmungsprozesses nach. Diese führt temporär druckseitig zu einer Erhöhung und luftseitig zu einer Reduzierung der absoluten Permeabilität. Für die modellgestützte Abbildung der Feuchtigkeitsausbreitung in einem Dichtelement ist für die Prognose des zeitlichen Verlaufes die Berücksichtigung des Einflusses dieser Dichteänderung erforderlich.

Zustrom Schacht – Einphasenströmung (Modellvariante 1)

- Für die Annahme eines offenen Zuflusses über den Schachtbereich oberhalb des oberen Dichtelementes ergibt sich eine Zeitdauer von ca. 1 Jahr bis zum Erreichen einer nahezu konstanten hydrostatischen Druckhöhe auf dem Dichtelement.
- Die Permeabilitätsbedingungen für die ausgewählte Tonformation bewirken für die Szenarien 1.1 und 1.3 mit zwei Dichtelementen das Erreichen der maximalen Druckhöhe auf dem unteren Dichtelement in einen Zeitraum von mehreren hundert Jahren. Auf Grund der geringen Permeabilität des Asphalttschotters (10^{-23} m^2) oberhalb der Dichtelemente ist kein vertikaler Zustrom nachweisbar. Der Druckanstieg über dem unteren Dichtelement wird bestimmt durch den Zustrom aus den Formationen Aptium und Barremium.
- Für die Beurteilung der für die Verfüllsäule und die Dichtelemente berechneten Druckganglinien sind die Einstellung der Druckbedingungen zwischen Formation und Flüssigkeitsspiegel im Schacht (bzw. den Schachtabschnitten) für die vorgegebenen Permeabilitäten (Wirtsgestein Ton / Dichtelemente) und die Breite der Auflockerungszone entscheidend.

Strömungsprozesse im Bentonitdichtsystem – Zweiphasenströmung (Modellvariante 2) Zweiphasenströmung in einem Bentonitverschlusssystem mit einem Dichtelement

- Für die modelltechnische Annahme eines Schachtausbaus mit der Permeabilität des Gebirges steigt der Flüssigkeitsspiegel im Schacht oberhalb des Dichtsystems in 160 Jahren bis auf ca. 200 m (ca. 2 MPa). In der Schachtkontur ist von einem hydrostatischen Druck des Porenwassers von ca. 3 MPa in Höhe der Oberkante des Bentonitdichtelementes auszugehen.
- Im Teufenbereich des Dichtelementes von -670 m bis -720 m bestimmen langfristig die großräumig wirkenden hydrostatischen Druckbedingungen im Gebirge die Druckbedingungen im Dichtelement (nicht die Flüssigkeitssäule im Schacht).
- Die Permeabilitätssituation in den umgebenden Gebirgsformationen bestimmt den Verlauf der Aufsättigung im Dichtelement. Auf Grund der im Vergleich zum Hauterivium um zwei Zehnerpotenzen höheren Permeabilität im Barremium (auch in der ALZ) erfolgt der Zustrom maßgeblich in der oberen Hälfte des Dichtelementes. Im Bereich des Hauteriviums ist die vertikale Strömung im Dichtelement bestimmend für die Sättigungsänderung. Die sich in Abhängigkeit von der Quelfunktion ergebende zeitabhängige Permeabilitätsverteilung im Dichtelement und die räumlich unterschiedliche Permeabilität im Gebirge führen zu einer langsameren Aufsättigung für den unteren Bereich des Dichtelementes.

- Die maximale Prognosezeit der Modellrechnung von 160 Jahren resultiert aus numerischen Stabilitätsproblemen im Gleichungslöser des verwendeten Programmsystems TOUGHREACT.

Auswirkungen unterschiedlicher Quellfunktionen in einem Bentonitverschlusssystem mit einem Dichtelement

Aus den vergleichenden Modellrechnungen für die unterschiedlichen Quellfunktionen können folgende Schlussfolgerungen abgeleitet werden:

- In Abhängigkeit von den gewählten Quellfunktionen variiert für die betrachteten Beobachtungspunkte die Zeitdauer für die Aufsättigung des 50 m langen Dichtelementes für die vorgegebenen Randbedingungen, Parameter und vereinfachten Funktionen in einer Spanne von ca. 20 bis ca. 100 Jahren.
- Die vergleichende Darstellung der Sättigungsganglinien der vier Quellfunktionen für den mittleren Beobachtungspunkt in Abbildung 6-40 veranschaulicht zwei unterschiedliche zeitliche Abläufe des Aufsättigungsprozesses in der Dichtung. Die schnelle Permeabilitätsreduzierung bei vergleichsweise geringen Sättigungsänderungen für die Quellfunktion 3 führen zu einer bestimmenden Reduzierung des Permeabilitätsniveaus im oberen Bereich des Dichtelementes. Die weitere Aufsättigung erfolgt durch die fortschreitende Sättigungsfront von oben. Für die Quellfunktionen 2 und 4, mit einer anfänglich geringeren Reduzierung der Permeabilität bei Sättigungsänderung, kann auf eine Durchströmung der Dichtung und eine maßgebliche Aufsättigung durch eine von unten nach oben fortschreitende Aufsättigungsfront geschlossen werden.
- Der Zufluss- und Aufsättigungsprozess wird von der Permeabilität des umgebenden Gebirges bzw. der Auflockerungszone des Gebirges und den Permeabilitätsunterschieden bestimmt.

Für die im Modell vorgegebene Permeabilitätsverteilung im Gebirge (Hangendformation Barremium 10^{-17} m^2 , Liegendformation Hauterivium 10^{-19} m^2) ergibt sich der Zufluss zum Dichtelement maßgeblich an der Oberkante des Dichtelementes aus der ALZ des Barremiums. Dies bestimmt den Aufsättigungsprozess und bestätigt die Notwendigkeit der standortbezogenen erforderlichen Berücksichtigung dieser hydraulischen Rahmenbedingungen.

- Aus dem Vergleich der Ergebnisse für die unterschiedlichen Quellfunktionen empfiehlt sich für standortbezogene Modellrechnungen in jedem Fall die vergleichende Betrachtung für unterschiedliche Funktionen. Dies ermöglicht eine konservative Beurteilung des möglichen Schwankungsbereiches der zu erwartenden Prozesse trotz der fehlenden und wahrscheinlich nicht umfassend durch Parameter und Funktionen zu beschreibenden, sich überlagernden Prozesse Quellung und Porenraumveränderung mit Auswirkung auf die Zweiphasenströmung.
- Für die weiteren Modellrechnungen wird empfohlen die Quellfunktion 3 anzuwenden.

Beurteilung des Einflusses der räumlichen Parameterheterogenität (Modellvariante 3)

- Die sich aus den Quellfunktionen ergebenden sättigungsabhängigen Permeabilitäten bestimmen maßgeblich die Sättigungs- und Permeabilitätsveränderung und -verteilung in dem heterogen parametrisierten Strömungsraum. Große Änderungen der Permeabilität bei geringen Sättigungsänderungen führen zu „scharfen“, horizontal gleichmäßigen Sättigungsfronten
- Ein lokales Vorlaufen der Sättigungsfront (fingering) kann aus den Modellergebnissen nicht abgeleitet werden.
- Die sich aus den Permeabilitätsverteilungen und -änderungen ergebenden Unterschiede im Aufsättigungsprozess können möglicherweise für die gezielte Steuerung der Quelldruckausbildung und Permeabilitätsreduzierung genutzt werden.

7 Zusammenfassung

Die Labor- und halbtechnischen Versuche des Forschungs- und Entwicklungsvorhabens ELSA Phase 2 wurden im Rahmen des Arbeitspakets 5 – Modellierung - durch modelltheoretische Analysen begleitet. Diese umfassen die Simulation einer Erdbeben-induzierten Setzung innerhalb einer Schottersäule, die Simulation von Bauzuständen bei dem Einbau von Bitumendichtsystemen in einem Schacht und die hydraulische Modellierung in Bezug zu den Untersuchungen am Bentonitdichtelement.

Die Simulation einer Erdbeben-induzierten Setzung innerhalb einer Schottersäule wurde im ersten Schritt an zweidimensionalen Partikelmodellen durchgeführt und im Weiteren um dreidimensionale Rechenmodelle ergänzt. Insbesondere sollte erörtert werden, ob sich die mit den 2D-Modellen behafteten Nachteile (Reduzierung auf einen zweidimensionalen Verzerrungszustand) und daraus resultierenden zu hohen Spannungen mit 3D Modellen korrigieren lassen. Die Modellierungsstrategien zur Reduzierung der im Rechenmodell verwendeten Partikel unter Beibehaltung realistischer Modelldimensionen beschränkt sich auf eine Vereinfachung der Partikel- bzw. Clumpform, auf der Ausnutzung von Symmetrieeffekten bei Betrachtung einer zylindrischen Form sowie auf eine Hochskalierung der Korngrößen durch einen definierten Faktor. Eine Bewertung der Modellierungsstrategien zur Reduzierung der im Rechenmodell verwendeten Partikel erfolgte durch einen Abgleich mit der analytischen Lösung sowie durch das Nachrechnen nach Laborversuchen. Eine weitere Validierung der Modelle erfolgte auf Grundlage von Vorversuchen aus dem Forschungsprojekt „Schachtverschluss Salzdetfurth“. Ziel des Forschungsprojektes im Schacht 1 war u.a. das Setzungsverhalten und die Spannungsverteilung einer unter realen Bedingungen eingebrachten Schottersäule zu untersuchen, um den Nachweis der Anwendung der Silotheorie auf eine Schottersäule zu erbringen. Insbesondere durch eine Korngrößenskalierung konnte die Partikelanzahl deutlich verringert werden. Ein Hochskalieren der Korngrößenverteilung mit einem Faktor von (maximal) 6 hat sich dabei als praxistauglich erwiesen und es konnten im Vergleich zur analytischen Lösung charakteristische Spannungsverläufe innerhalb der Schottersäule erzielt werden.

Bei den dynamischen Simulationen zur Simulation des Setzungsverhaltens einer Schottersäule unter Erdbebenbelastung konnte erfolgreich eine Kopplung zwischen PFC3D und FLAC3D implementiert werden. Auf diese Weise ist die Simulationen eines Gebirges mit FLAC3D, das den Schacht umgibt, möglich. Des Weiteren konnten auf die Problemstellung besser zugeschnittene dynamische Randbedingungen verwendet werden. Die Berechnungen zur Quantifizierung des Setzungsverhaltens zeigen, dass der aufgebrachte dynamische Impuls zu gering ist, um größere Partikelumordnungen bzw. -setzungen hervorzurufen. Die maximalen Verschiebungen in vertikaler Richtung liegen bei 2 cm; in horizontaler Richtung sind Verschiebungen von maximal 4 cm zu beobachten. Am Ende der Belastung zeigen sich Setzungen mit Werten von etwa 1 cm. Auch ein zweites identisches, zeitlich versetztes dynamisches Ereignis führt erneut nur zu Setzungen kleiner als 2 cm. Allerdings ist zu erkennen, dass das Erdbeben unter Berücksichtigung der verwendeten Materialkennwerte einen Einfluss auf die Spannungsverhältnisse in der Schottersäule hat. Ein Siloeffekt tritt weiterhin auf, die Horizontal- und Vertikalspannungen nehmen zu. Der Einfluss des Erdbebens auf die Porosität ist vernachlässigbar gering, so dass nicht von einer Verdichtung des Materials oder größeren Partikelumordnungen ausgegangen werden kann.

Ein zusammenfassender Vergleich zwischen den 2D- und 3D-Modellierungen zeigt, dass sich insbesondere die im Vergleich zur analytischen Lösungen zu hohen Spannungsverhältnisse (Reduzierung auf einen zweidimensionalen Verzerrungszustand) im Anschluss an die Schüttungsphase durch einen Wechsel auf die 3D-Modellierungen eliminieren lassen. Des Weiteren konnten, insbesondere auch durch eine weiterführende Anpassung der Partikelform, eine realistischere Porosität der Schottersäule simuliert werden. Die 2D-Simulationen zum Einfluss des Erdbebens zeigen, dass sich das System insgesamt „dynamischer“ verhält und Partikelbewegungen auch nach Beendigung der dynamischen Anregung andauern können. Ein vergleichbares Ergebnis konnte mit den 3D-Modellierungen nicht reproduziert werden. Die sich hier einstellenden Setzungen fallen deutlich geringer aus und die Partikelbewegungen klingen nach Abschluss des Erdbebens direkt ab. Allerdings erscheinen die 2D-Modellierungen wesentlich sensibler auf die Wahl geeigneter Dämpfungswerte. Einen wesentlichen Einfluss verschiedener Dämpfungswerte auf das Ergebnis des Schüttungsprozesses oder der Erdbebenberechnungen konnte mit den 3D-Modellierungen nicht festgestellt werden.

Die Entwicklung eines Materialmodells für die Anwendung bei bitumenbasierten Dichtelementen war ein weiteres Teilziel des Vorhabens. Dafür wurden Laborversuche an zwei Bitumensorten, das Oxidationsbitumen STELOX 85/25 und das Destillationsbitumen AZALT 70/100, durchgeführt. Im Rahmen der Modellierung wurden die wesentlichen physikalischen Eigenschaften realitätsnah abgebildet. Dies gilt besonders für die Temperaturabhängigkeit. Hier konnten mit der WLF-Beziehung gute Übereinstimmungen erzielt werden und eine Approximation der Versuchsdaten über den betrachteten Temperaturbereich erzielt werden. Zur Berücksichtigung lastabhängiger Effekte, wie der Strukturviskosität konnten mit einem erweiterten Ansatz die durchgeführten Laboruntersuchungen ebenso mit guter Übereinstimmung simuliert werden. Die Strukturviskosität des Bitumens ist in den Laborversuchen nur bedingt erkennbar und wird durch die stärkeren Eigenschaftsänderungen in Folge des Temperaturanstiegs überlagert. Der gewählte Modellierungsansatz ist für die Simulation des rheologischen Verhaltens von Bitumen geeignet. Im Rahmen der Modellierung wurden die wesentlichen Eigenschaften und temperatur- und spannungsabhängigen Eigenschaftsänderungen abgebildet. Das gewählte Stoffmodell bildet die Eigenschaften des Bitumens hinreichend ab.

Für die Modellierung von Bentonitdichtelementen konnten bei der Recherche zu Parametern und Funktionen zur modellgestützten, standortbezogenen Abbildung der Zweiphasenströmung im Tonstein bisher keine umfassenden, repräsentativen Datensätze nachgewiesen werden. Für die Beurteilung der Strömungsprozesse in einem Schachtverschlussystem ist der Anstieg des Fluiddruckes an der Unterkante des Dichtsystems in Folge der Konvergenz, des Zulaufens von Wasser in das Streckensystem und/oder gasbildender Prozesse im Grubengebäude zu berücksichtigen. Die Erfahrungen aus halbtechnischen Versuchen mit unterschiedlichen Bentonitmaterialien weisen eine räumlich differenzierte Dichteänderung im Bentonitkörper im Verlauf des Durchströmungsprozesses nach. Diese führt temporär druckseitig zu einer Erhöhung und luftseitig zu einer Reduzierung der absoluten Permeabilität. Für die modellgestützte Abbildung der Feuchtheitsausbreitung in einem Dichtelement ist für die Prognose des zeitlichen Verlaufes die Berücksichtigung des Einflusses dieser Dichteänderung erforderlich.

Es zeigte sich, dass je nach verwendeten Funktionsansätzen die Zeitdauer bis zur vollständigen Sättigung des Bentonit-Dichtelementes mehrere Jahrzehnte (durchaus 100 Jahre oder mehr) betragen kann. Während dieses Zeitraumes kann von der vollen Dichtwirkung des Elementes kein Kredit genommen werden. Dieser Zeitraum muss durch andere Dichtelemente, z.B. einer Bitumen-verfüllten Schottersäule, abgedeckt werden.

Die Modellierungsergebnisse zeigen auch, dass je nach Geschwindigkeit des allseitigen Wasserzutritts und der Art des Aufsättigungsprozesses ggf. damit zu rechnen ist, dass Restgassättigungen in einem Bentonit-Dichtelement eingeschlossen werden können. Je nach Druckbedingungen geht nicht alles Gas in Lösung und kann über lange Zeiträume im Dichtelement verbleiben. Es wäre zu prüfen, ob dies bei einem zu führenden Nachweis der Integrität geotechnischer Barrieren relevant ist.

Abbildungsverzeichnis

	Blatt
Abbildung 2-1: Summenverteilung der gemessenen maximalen Länge und Breite der Körner	4
Abbildung 2-2: Verteilungskurven zum Länge-zu-Breite-Verhältnis für die Gesamtprobe der Körnung 32/63 sowie für verschiedene Kornklassen der maximalen Länge	5
Abbildung 2-3: Verwendung der Clump-Logik in Kombination mit dem in PFC implementierten Bubble-Pack Algorithmus zur realistischen Abbildung beliebiger Volumenkörper (Itasca, 2014)	6
Abbildung 2-4: Einteilung des Länge-zu-Breite-Verhältnis in fünf verschiedene Kornform-klassen	7
Abbildung 2-5: Darstellung der generierten Partikelformen	8
Abbildung 2-6: Ausschnitt aus einer Partikelprobe unter Berücksichtigung der fünf Partikelformen und der Korngrößenverteilung	9
Abbildung 2-7: Kompressionsversuch unter behinderter Seitendehnung zur Bestimmung des Steife-moduls einer Schotterprobe	10
Abbildung 2-8: Schematische Darstellung der halb-technischen Versuche zur Bestimmung des Schüttkegels	11
Abbildung 2-9: Geglättete Außenkonturen der Schüttkegel aus den Laborversuchen (Versuche 100-1 bis 100-6) und daraus gemittelte Konturlinie	11
Abbildung 2-10: Simulierter Schüttversuch mittels PFC2D	12
Abbildung 2-11: Außenkonturlinien der simulierten Schüttkegel aus der Sensitivitätsanalyse (links) im Vergleich zu einem Versuchsergebnis (rechts oben) und eines simulierten Schüttkegels (rechts unten)	13
Abbildung 2-12: Verteilung der Vertikalspannung (a), Horizontalspannung (b) sowie der Porosität (c) über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,25) für drei Vergleichsrechnungen (DOE 143 bis 145) mit unterschiedlichen, zufällig generierten Partikelanordnungen	15
Abbildung 2-13: Verteilung der Vertikalspannung über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,25) für Dämpfungswerte von 0,1 bis 0,5	16
Abbildung 2-14: Verteilung der Vertikal- und Horizontalspannung über die Höhe der Schottersäule für drei Vergleichs-rechnungen (DOE 160 bis 162) mit verschiedenen, zufällig generierten Partikelanordnungen	17
Abbildung 2-15: Verteilung der Vertikal- und Horizontalspannung über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,1) für drei Vergleichsrechnungen (DOE (170 bis 172) für verschiedene, zufällig generierte Partikelanordnungen	17

Abbildung 2-16:	Dynamische Anregung einer 25 m langen, aus verkitteten Bällen bestehenden Festgesteinssäule. Die Anregung erfolgt am unteren Rand in Form einer sinusförmigen Welle. Für verschiedene Messpunkte innerhalb des Modells sind die Geschwindigkeiten entlang der Längsachse aufgetragen	20
Abbildung 2-17:	zeitabhängiger Geschwindigkeitsverlauf des verwendeten Erdbebenimpulses (Neubert, 2014)	21
Abbildung 2-18:	Die für die dynamischen Berechnungen verwendeten Schottersäule und Aufbringung des Erdbebenimpulses am unteren Rand der Schottersäule in Längs- und Querrichtung zur Simulation von P- und S-Wellen.	22
Abbildung 2-19	Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe für verschiedene Messpunkte innerhalb der Schottersäule in y-Richtung (oben links) und x-Richtung (oben rechts)	23
Abbildung 2-20:	Fast-Fourier-Transformation (FFT) des Erdbebenimpulses sowie der Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe der einzelnen Messpunkte	24
Abbildung 2-21:	Setzungen in y-Richtung (links) und Verschiebungen in x-Richtung (rechts) innerhalb der Schottersäule für verschiedene Messpunkte	25
Abbildung 2-22:	Verteilung der Vertikalspannungen (a), Horizontalspannung (b) sowie der Porosität (c) über die Höhe der Schottersäule (Wandreibungskoeffizient 0,25) vor und nach einem Erdbeben	26
Abbildung 3-1:	Geometrieparameter eines Clumps mit einem Einheitsradius von 1.	30
Abbildung 3-2:	Generierte Partikelprobe mit einer Korngrößenbegrenzung auf 0,02 m und Korngrößenverteilung aus dem Labor und der Numerik.	31
Abbildung 3-3:	Berechnete Außenkonturlinie für unterschiedliche inter-partikel Reibungskoeffizienten.	32
Abbildung 3-4:	a) Im Labor bestimmte und numerisch berechnete Außenkonturlinie des Schüttkegels (grün und blau) bei seitlichem Blick und die entsprechende Steigung der beiden Kegelflanken (rot und schwarz), b) Aufsicht auf Schüttkegel in Labor und Numerik	32
Abbildung 3-5:	Berechnung der Spannungen über Messkugeln und über Wandkräfte am Beispiel eines Modells unter Ausnutzung der Symmetrieeffekte	33
Abbildung 3-6:	Vergleich des Spannungszustands in einem vollständig gefüllten Schacht unter Ausnutzung von Symmetrieeffekten. Die Spannungen wurden zum Vergleich über Messkugeln und über die Wandkräfte ermittelt.	34
Abbildung 3-7:	Skalierte Partikelverteilungen im Vergleich zur tatsächlichen Korngrößenverteilung (links)	35
Abbildung 3-8:	Numerische berechnete Vertikalspannungen für verschiedene Skalierungsfaktoren im Vergleich zur analytischen Lösung.	35

Abbildung 3-9:	Numerisch berechnete Horizontalspannungen für verschiedene Skalierungsfaktoren im Vergleich zur analytischen Lösung.	36
Abbildung 3-10:	Numerisch berechnetes Horizontalspannungsverhältnis für verschiedene k_n/k_s -Verhältnisse bei einem Skalierungsfaktor der Partikel von 6 im Vergleich zur analytischen Lösung.	37
Abbildung 3-11:	Numerisch berechnetes Horizontalspannungsverhältnis für verschiedene Skalierungsfaktoren im Vergleich zur analytischen Lösung.	38
Abbildung 3-12:	Numerisch berechnete Vertikal- und Horizontalspannungen bei einem Skalierungsfaktor von 6 im Vergleich zur analytischen Lösung.	39
Abbildung 3-13:	Numerisch berechnete Vertikal- und Horizontalspannungen mit unterschiedlichen Dämpfungskoeffizienten.	40
Abbildung 3-14:	Numerisches Modell bei Ausnutzung von Symmetrieeffekten mit Blick vom a) Füllort auf den Schacht und b)	41
Abbildung 3-15:	Berechnete Vertikalspannungen des simulierten Schachtes Salzdetfurth 1 im Vergleich zu analytischen Lösung und In-Situ-Messergebnissen	42
Abbildung 3-16:	Analytische Lösung für die Vertikalspannungen für verschiedene a) Horizontallastverhältnisse und b) Wandreibungswerte im Vergleich zu In-Situ-Messergebnissen	42
Abbildung 3-17:	Konzeptioneller Modellaufbau zur Kopplung zwischen FLAC3D und PFC3D für die Simulation der Erdbebenbelastung für eine Schottersäule	43
Abbildung 3-18:	Kleinste (oben) und größte (unten) Hauptnormalspannung im Modell nach Abteufen des Schachtes	44
Abbildung 3-19:	Darstellung des Modellbereiches, in dem die Kopplungslogik wirkt	45
Abbildung 3-20:	Auswertung der Vertikalspannungen in FLAC3D-Zonen im Bereich des Schacht-sumpfes	45
Abbildung 3-21:	Darstellung des vollständig gefüllten Schachtmodells (vordere Hälfte des FLAC3D-Modells nicht dargestellt).	46
Abbildung 3-22:	Auswertung der Vertikal- und Horizontalspannungen im reinen PFC3D-Modell und im FLAC3D-PFC3D-Modell.	46
Abbildung 3-23:	Darstellung des Berechnungsmodells mit den entsprechenden dynamischen Randbedingungen	48
Abbildung 3-24:	Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf für FLAC3D-Zonen unterhalb der Schottersäule (links) sowie exemplarisch für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule (rechts)	49

Abbildung 3-25: Setzungen für FLAC3D-Zonen unterhalb der Schottersäule (links) sowie exemplarisch für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule (rechts)	50
Abbildung 3-26: Verschiebungen in vertikaler Richtung für größere (links) und kleinere (rechts) Clumps in verschiedenen Bereichen der Schottersäule	51
Abbildung 3-27: Spannungsverhältnisse in der Schottersäule vor und nach Aufbringung des Erdbebens	51
Abbildung 3-28: Porositäten in der Schottersäule vor und nach dem Erdbeben.	52
Abbildung 3-29: Setzungen im unteren und oberen Bereich der Schottersäule in z- (links) und x/y-Richtung (rechts) nach zwei Erdbebenereignissen.	52
Abbildung 3-30: Spannungsverhältnisse in der Schottersäule nach Aufbringung der beiden dynamischen Ereignisse (links) sowie Porosität vor und nach den dynamischen Ereignissen (rechts).	53
Abbildung 3-31: Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule mit Dämpfungswerten in Normalen- und Scherrichtung von 0,1 und 0 (links) und 0,5 und 0,5 (rechts).	54
Abbildung 3-32: Verschiebungs-Zeit-Verlauf für PFC3D-Clumps im unteren und oberen Bereich der Schottersäule mit Dämpfungswerten in Normalen- und Scherrichtung von 0,1 und 0 (links) und 0,5 und 0,5 (rechts).	54
Abbildung 3-33: Spannungsverhältnisse (oben) und Porositäten (unten) in der Schottersäule mit Dämpfungswerten in Normalen- und Scherrichtung von 0,1 und 0 (links) und 0,5 und 0,5 (rechts).	55
Abbildung 3-34: Oberer Teil der erstellten 50m-Schottersäule mit einer Korngrößenskalierung von 6 (oben) und 3 (unten).	56
Abbildung 3-35: Spannungsverhältnisse (links) und Porosität (rechts) in der Schottersäule nach Setzungssimulation mit einer Korngrößenskalierung von 3 und 6 sowie nach Aufbringung des dynamischen Ereignisses für den Skalierungsfaktor von 3.	56
Abbildung 3-36: Geschwindigkeits-Zeit-Verläufe (links) und Verschiebungs-Zeit-Verläufe (rechts) für unterschiedliche Raumrichtungen.	57
Abbildung 4-1: Aufgliederung der Elemente des physikalischen Modells nach Burgers und der jeweilige Deformationsverlauf bei konstanter Belastung	62
Abbildung 4-2: Grafische Darstellung eines Kriech-Erholungs-Versuchs und der mechanischen Analogie viskoelastischen Materialverhaltens nach dem Burgers-Modell (Lacher 1965)	63
Abbildung 4-3: Versuchsaufbau (links) und schematische Darstellung eines Rotationsversuchs (rechts, nach (Rudolph & Osswald 2015))	65
Abbildung 4-4: Geometrie des Modells der Bitumenprobe (ganz)	67
Abbildung 4-5: Abmessungen und Diskretisierung des Keilwinkel-Modell	67

Abbildung 4-6:	Zeitabhängige Dehnung beim Scherversuch unter verschiedenen Temperaturen	68
Abbildung 4-7:	Korrektur des Dehnungsverlaufs der Labormessungen	69
Abbildung 4-8:	Schubspannungsverteilung in der Probe mit $\tau = 100\text{Pa}$ und $T=25^\circ\text{C}$	70
Abbildung 4-9:	Scherdeformation und Scherdehnung in der Probe bei einer Temperatur von 25°C	70
Abbildung 4-10:	Vergleich der simulierten gegenüber der gemessenen Dehnungen über die Zeit für ausgewählte Versuche	71
Abbildung 4-11:	Gegenüberstellung des Scherdehnungsverlaufs über die Zeit für die zweite Versuchsreihe mit STELOX 85/25	73
Abbildung 4-12:	Gegenüberstellung der Scherdehnungsverlauf über die Zeit für die zweite Versuchsreihe mit AZALT 70/100	73
Abbildung 4-13:	Gegenüberstellung der Ergebnisse aus den Labormessungen mit der analytischen Lösung und den Berechnungsergebnissen mit FLAC3D, für STELOX 85/25 mit $\tau=100\text{ Pa}$	75
Abbildung 4-14:	Gegenüberstellung der Ergebnisse aus den Labormessungen mit der analytischen Lösung und den Berechnungsergebnissen mit FLAC3D, für AZALT 70/100 mit $\tau=100\text{Pa}$	76
Abbildung 4-15:	Ausgewählte Ergebnisse der Optimierungsanalyse mittels Optislang	77
Abbildung 4-16:	Ergebnis der Sensitivitätsanalyse für die Versuche 35°C (links) und 75°C (rechts)	78
Abbildung 4-17:	Übersicht über optimierte Burgers-Parameter und Näherungen	79
Abbildung 4-18:	Vergleich der Näherungsfunktionen für η_K über den beim Heißeinbau relevanten Temperaturbereich	80
Abbildung 4-19:	Gegenüberstellung der ermittelten (Lab) und der berechnete (An) Burgers-Parameter für das Oxidationsbitumen STELOX 85/25	81
Abbildung 4-20:	Gegenüberstellung der ermittelten (Lab) und der berechnete (An) Burgers-Parameter für das Destillationsvolumen AZALT 70/100	82
Abbildung 5-1:	vorläufiges Verschlusskonzept nach (Herold et al., 2016)	87
Abbildung 5-2:	Sättigungsverteilung Tunnel Tournemire – Messwerte und Regression	91
Abbildung 5-3:	Gassättigung Tonstein in Abhängigkeit vom Abstand zur Schachtkontur – Vergleich	92
Abbildung 5-4:	Relative Permeabilität – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasst	95
Abbildung 5-5:	Relative Permeabilität – Sättigung	95
Abbildung 5-6:	Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	96

Abbildung 5-7:	Kapillardruck – Sättigung nach (ELSA-II, 2013)	96
Abbildung 5-8:	Layout des REP-Experimentes	97
Abbildung 5-9:	Entwicklung der Permeabilität in Abhängigkeit der Kontur	97
Abbildung 5-10:	Entwicklung der Permeabilität in Abhängigkeit der Kontur	97
Abbildung 5-11:	Permeabilitätsänderung in Abhängigkeit vom Konturabstand – Einordnung der modelltechnisch für Barremium und Hauterivium berücksichtigten Permeabilitätsänderungen in der Auflockerungszone	98
Abbildung 5-12:	Relative Permeabilität – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasste Variante	100
Abbildung 5-13:	Relative Permeabilität – Sättigung – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasste Variante 2	100
Abbildung 5-14:	Relative Permeabilität – Sättigung	101
Abbildung 5-15:	Kapillardruck – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasste Variante 1	102
Abbildung 5-16:	Kapillardruck – Sättigung – nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasste Variante 2	102
Abbildung 5-17:	Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006)	103
Abbildung 5-18:	Relative Permeabilität – Sättigung - nach (Bennion & Bachu, 2005) und angepasst	105
Abbildung 5-19:	Relative Permeabilität – Sättigung	105
Abbildung 5-20:	Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	106
Abbildung 5-21:	Kapillardruck – Sättigung nach (ELSA-II, 2013)	106
Abbildung 5-22:	Relative Permeabilität – Sättigung	108
Abbildung 5-23:	Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	109
Abbildung 5-24:	Relative Permeabilität – Sättigung	111
Abbildung 5-25:	Kapillardruck – Sättigung nach (Bennion & Bachu, 2006) und angepasst	112
Abbildung 6-1:	Situationen der Fluidruckbeaufschlagung für Schachtdichtungen	115
Abbildung 6-2:	Modellvariante 1 – Modellszenarien	119
Abbildung 6-3:	Modellgeometrie und Permeabilitäten für Modellvariante 1.1	121
Abbildung 6-4:	Druckganglinien Modellvariante 1.1	122
Abbildung 6-5:	Modellgeometrie und Permeabilitäten für Modellvariante 1.2	123
Abbildung 6-6:	Druckganglinien Modellvariante 1.2	124
Abbildung 6-7:	Modellgeometrie und Permeabilitäten für Modellvariante 1.3	125

Abbildung 6-8:	Druckganglinien Modellvariante 1.3	126
Abbildung 6-9	Modellkonzept (Detailerläuterungen in den angegebenen Querverweisen)	128
Abbildung 6-10:	Szenarien 2.3 (ungesättigt) - initial	129
Abbildung 6-11:	Beispiele für Eindringraten von Quelldruck- und Permeabilitätsversuchen für unterschiedliche Bentonittrockendichten	131
Abbildung 6-12:	Schematische Darstellung möglicher empirischer Funktionen der Veränderung der abs. Permeabilität in Abhängigkeit von der Flüssigkeitssättigung (k_{abs} – s. Tabelle 5-6)	132
Abbildung 6-13:	Relative Permeabilität in Abhängigkeit von der Sättigung des Porenraumes mit Flüssigkeit nach (Luckner & Schestakow, 1986)	133
Abbildung 6-14:	Modellgeometrie und Permeabilitäten im Bereich des Dichtelementes (Modellausschnitt)	136
Abbildung 6-15:	Anfangsbedingung Druck ($t=0$)	138
Abbildung 6-16:	Anfangsbedingung Wassersättigung ($t=0$)	139
Abbildung 6-17:	Druckverteilung Gesamtmodell (Prognosezeitraum 160 Jahre)	140
Abbildung 6-18:	Druckverteilung Modellausschnitt Dichtelement (Prognosezeitraum 160 Jahre)	140
Abbildung 6-19:	Sättigung Liquid (Prognosezeitraum 160 Jahre)	141
Abbildung 6-20:	Ganglinien Sättigung Liquid (Prognosezeitraum 160 Jahre)	141
Abbildung 6-21:	Änderung der Permeabilität nach 12 Jahren	143
Abbildung 6-22:	Änderung der Permeabilität nach 50 Jahren	143
Abbildung 6-23:	Änderung der Permeabilität nach 160 Jahren	143
Abbildung 6-24:	Änderung der Sättigung Liquid nach 12 Jahren	143
Abbildung 6-25:	Änderung der Sättigung Liquid nach 50 Jahren	143
Abbildung 6-26:	Änderung der Sättigung Liquid nach 160 Jahren	143
Abbildung 6-27:	Modellgeometrie und Permeabilitäten Modellausschnitt (vertikal Gesamtmächtigkeit)	144
Abbildung 6-28:	Modellgeometrie und Permeabilitäten im Bereich des Dichtelementes (Modellausschnitt)	145
Abbildung 6-29:	Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Prognosezeitraum 100 Jahre)	148
Abbildung 6-30:	Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement	148
Abbildung 6-31:	Darstellung Verlauf der Quellfunktion 2	148
Abbildung 6-32:	Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Prognosezeitraum 100 Jahre)	149

Abbildung 6-33: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement	149
Abbildung 6-34: Darstellung Verlauf der Quelfunktion 3	149
Abbildung 6-35: Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Prognosezeitraum 100 Jahre)	151
Abbildung 6-36: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement	151
Abbildung 6-37: Darstellung Verlauf der Quelfunktion 4	152
Abbildung 6-38: Sättigung Liquid im Bereich des Schachtes (Prognosezeitraum 100 Jahre)	152
Abbildung 6-39: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement	152
Abbildung 6-40: Vergleich der Quelfunktionen anhand der Gassättigung im Beobachtungspunkt BU140 (Prognosezeitraum 100 Jahre)	154
Abbildung 6-41: Modellgeometrie und Permeabilitäten im Bereich des Dichtelementes	156
Abbildung 6-42: Ganglinien C5132 Sättigung Liquid Quelfunktion 2	162
Abbildung 6-43: Ganglinien C5140 Sättigung Liquid Quelfunktion 2	162
Abbildung 6-44: Ganglinien C5148 Sättigung Liquid Quelfunktion 2	162
Abbildung 6-45: Ganglinien C5132 Sättigung Liquid Quelfunktion 3	163
Abbildung 6-46: Ganglinien C5140 Sättigung Liquid Quelfunktion 3	163
Abbildung 6-47: Ganglinien C5148 Sättigung Liquid Quelfunktion 3	163
Abbildung 6-48: Ganglinien C5132 Sättigung Liquid Quelfunktion 4	163
Abbildung 6-49: Ganglinien C5140 Sättigung Liquid Quelfunktion 4	163
Abbildung 6-50: Ganglinien C5148 Sättigung Liquid Quelfunktion	163
Abbildung 6-51: Ganglinien der Zeitdauer bis zum Erreichen des Sättigungszustandes	164
Abbildung 6-52: Ganglinien der Zeitdauer bis zum Erreichen des Sättigungszustandes	164
Abbildung 6-53: Ganglinien der Zeitdauer bis zum Erreichen des Sättigungszustandes	164
Abbildung 6-54: Totale Porosität in einem Dichtelement und mögliche räumliche Verteilung (IBeWa, 2016a)	165
Abbildung 6-55: Schematische Darstellung des Verschlussbauwerkes Sondershausen (Sitz, et al., 2003)	166
Abbildung 6-56: Modellgeometrie und initiale Permeabilitäten	167
Abbildung 6-57: Häufigkeitsverteilung der ermittelten Bentonittrockendichten	168
Abbildung 6-58: Erzeugung normalverteilter Werte aus gleichverteilten Zufallszahlen (MONTE-CARLO-Methode / Box-Muller-Verfahren) für das numerische Modell	169
Abbildung 6-59: Veränderung der abs. Permeabilität mit Quelfunktion 2	171
Abbildung 6-60: Veränderung der abs. Permeabilität mit Quelfunktion 3	171

Abbildung 6-61: Veränderung der abs. Permeabilität mit Quellfunktion 4	171
Abbildung 6-62: Gassättigung Quellfunktion 2	171
Abbildung 6-63: Gassättigung Quellfunktion 3	171
Abbildung 6-64: Gassättigung Quellfunktion 4	171
Abbildung 6-65: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement Quellfunktion 2	172
Abbildung 6-66: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement Quellfunktion 3	172
Abbildung 6-67: Ganglinien Sättigung Liquid in BP im Dichtelement Quellfunktion 4	172

Tabellenverzeichnis

	Blatt
Tabelle 3-1: Startkennwerte der Stoffmodellparameter	31
Tabelle 4-1: Erstes Versuchsprogramm für Oxidationsbitumen STELOX 85/25	68
Tabelle 4-2: Burgers-Parameter der Bitumenprobe ermittelt aus Rotationsscherversuchen bei unterschiedlichen Temperaturen	69
Tabelle 4-3: Versuchsrandbedingungen für die zweite Versuchsreihe	72
Tabelle 4-4: Eingangswerte für die numerischen Simulationen mit Bitumen STELOX 85/25 aus der Auswertung der Rotationsversuche	74
Tabelle 4-5: Eingangswerte für die numerischen Simulationen mit Bitumen AZALT 70/100 aus der Auswertung der Rotationsversuche	74
Tabelle 4-6: Ausgewählte Variationsbereiche für die Parameteridentifikation	77
Tabelle 4-7: Optimierte Burgers-Parameter	78
Tabelle 4-8: Optimierte Burgers-Parameter	80
Tabelle 4-9: Werte der Materialkonstanten nach Gleichung 4-6 und Gleichung 4-7 für das Oxidationsbitumen STELOX 85/25	81
Tabelle 4-10: Werte der Materialkonstanten nach Gleichung 4-6 und Gleichung 4-7 für das Oxidationsbitumen AZALT 70/100	82
Tabelle 5-1: Stratigraphischer Aufbau Referenzregion NORD und Zuordnung geologisches Zeitalter (siehe Abbildung 5-1), nach (Reinhold, et al., 2013)	87
Tabelle 5-2: Parameter Wirtsgestein	94
Tabelle 5-3: Funktionen relative Permeabilität – Sättigung	95
Tabelle 5-4: Funktionen Kapillardruck – Sättigung	96
Tabelle 5-5: Permeabilitätsverteilung in der Kontakt- bzw. Auflockerungszone	97
Tabelle 5-6: Parameter Dichtelement	99
Tabelle 5-7: Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung	100
Tabelle 5-8: Parameter Kapillardruck – Sättigung	102
Tabelle 5-9: Parameter Füllmaterial	104
Tabelle 5-10: Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung	105
Tabelle 5-11: Funktionen Kapillardruck - Sättigung	105
Tabelle 5-12: Parameter Widerlager	107
Tabelle 5-13: Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung	108
Tabelle 5-14: Funktionen Kapillardruck – Sättigung	109
Tabelle 5-15: Parameter Asphalt-Schotter	110

Tabelle 5-16:	Funktionen Relative Permeabilität – Sättigung	111
Tabelle 5-17:	Funktionen Kapillardruck – Sättigung	112
Tabelle 5-18:	Parameter des strömenden Fluides	113
Tabelle 6-1:	Übersicht der simulierten Modellvarianten	117
Tabelle 6-2:	Modellvariante 1 - Kurzbeschreibung der Modellszenarien in Abbildung 6-2	119
Tabelle 6-3:	Stratigraphischer Aufbau Modellvariante 1 – Ober- und Unterkanten der Formationen – s. Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1	120
Tabelle 6-4:	Geometrie des Schachtverschlusssystems Modellvariante 1 – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht - Abschnitt 5.2.1, Abbildung 5-1	120
Tabelle 6-5:	Stratigraphischer Aufbau – Ober- und Unterkanten der Formationen	136
Tabelle 6-6:	Geometrie des Schachtverschlusssystems – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht	136
Tabelle 6-7:	Beobachtungspunkte und ihre Lage	137
Tabelle 6-8:	Funktionen der 2-Phasenströmung	139
Tabelle 6-9:	Änderung der Permeabilität und der Flüssigkeitssättigung im Dichtelement durch Quellen für 3 Prognosezeitpunkte	143
Tabelle 6-10:	Stratigraphischer Aufbau – Ober- und Unterkanten der Formationen	145
Tabelle 6-11:	Geometrie des Schachtverschlusssystems – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht	145
Tabelle 6-12:	Beobachtungspunkte und ihre Lage	146
Tabelle 6-13:	Funktionen der 2-Phasenströmung	147
Tabelle 6-14:	Stratigraphischer Aufbau – Ober- und Unterkanten der Formationen	155
Tabelle 6-15:	Geometrie des Schachtverschlusssystems – Ober- und Unterkanten der Segmente im Schacht	155
Tabelle 6-16:	Beobachtungspunkte und ihre Lage	156
Tabelle 6-17:	benutzte Funktionen für 2-Phasenströmung	157
Tabelle 6-18:	Ergebnisse an der Unterkante des Dichtelementes	162
Tabelle 6-19:	Zeitdauer bis zum Erreichen des Sättigungszustandes ($S_w(k_{rel,W} > 0)$)	164
Tabelle 6-20:	benutzte Funktionen für Zweiphasenströmung	167
Tabelle 6-21:	Modellergebnisse: 2. Zeile: Verteilung abs.l Permeabilität; 3. Zeile: Sättigungsverteilung; 4. Zeile: Sättigungsganglinien Liquid für Beobachtungspunkte (Prognosezeitraum 20 Tage)	171

Formelzeichen

A	Flächeninhalt	[m ²]
a, b	Fitparameter	[-]
B	Fitparameter	[-]
C	Fitparameter	[-]
C	Ausbreitungsgeschwindigkeit	[m/s]
c	Geschwindigkeit	[m/s]
E	Elastizitätsmodul	[Pa]
F	- Feststoffgehalt	[-]
G	Schubmodul	[Pa]
g	Erdbeschleunigung	[m/s ²]
h	Höhe	[m]
k	Federsteifigkeit	[kg/s ²]
K	- Permeabilität	[m ²]
l	- Abstand	[cm]
m	- Masse	[kg]
n	- Porosität	[-]
p	- Druck	[Pa]
Q	Gütefaktor	[-]
r	Radius	[m]
S	- Sättigung	[-]
T	Temperatur	[°C, K]
t	- Zeit	[s, d, a]
U	- Umfang	[m]
V	- Volumen	[m ³]
v	- Poissonzahl	[-]
w	Funktionswert Wichtung	[-]
X	- Gehalt/Porenvolumen	[-]
xb	- maximalen Breite	[m]
z	- Tiefe	[m]
α	Dämpfungskoeffizient	[-]
β	Dämpfungskonstante	[-]
λ	Horizontallastverhältnis	[-]
γ	Schubverzerrung	[%]
$\dot{\gamma}$	Scherrate	[1/s]
ε	Dehnung	[%]
η	dynamische Viskosität	[Pa*s]
ρ	Dichte	[kg/m ³]
μ	Reibungskoeffizient	[-]
σ	Spannung	[Pa]
ν	Querdehnungszahl	[-]
τ	Schubspannung	[Pa]
Φ	Porosität	[-]
φ	Reibungswinkel	[°]
χ	Kompressibilität	[1/Pa]
ω	Winkelgeschwindigkeit	[s]

Indizes

0	initial
1	Fitparameter
2	Fitparameter
abs	absolut
B	Bentonit
b	Schüttgut
cap	Kapillar
cl	Clump
d	Korn
F	Fluid
G	Gas
ges	Gesamt
K	Kelvin
korr	korrigiert
L	Luft
N	Normalrichtung
M	Maxwell
max	maximal
P	Phase
p	P-Welle
Q	Quellen
r	Rest
REF	Referenzwert
rel	relativ
S	Smektit, Scherrichtung
s	gesättigt, S-Welle
T	Temperatur
t	total
V	Vertikal
W	Wasser
x	Wand
*	am Kontakt

Abkürzungsverzeichnis

ALZ	Auflockerungszone
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Energie
CPA	Computerized Particle Analyzer
DE	Dichtelement
DEM	Diskrete Elemente Methode
EL	Endlager
EOS	equation of state
FKZ	Förderkennzeichen
FS	Formstein
Gl.	Gleichung
PFC	Particle Flow Code
PTKA-WTE	Projektträger Karlsruhe – Bereich Wassertechnologie und Entsorgung
TU BAF	Technische Universität Bergakademie Freiberg
UTD	Untertagedeponie
WLF	Williams-Landel-Ferry

Quellenverzeichnis

- Arand, W. (1998) Zur Strukturviskosität von Bitumen. Bitumen-Magazin, Band 3, pp. 82-90.
- Baechler, S., Lavanchy, J., Armand, G. & Cruchaudet, M. (2011) Characterisation of the hydraulic properties within the EDZ around drifts at level -490m of the Meuse/Haute-Marne URL: A methodology for consistent interpretation of hydraulic tests. Physics and Chemistry of the Earth, Band 36, pp. 1922-1931.
- Behzadfar, E.; Hatzikiriakos, S. G. (2013) "Viscoelastic properties and constitutive modelling of bitumen." Fuel 108: 391-399.
- Behzadfar, E.; Hatzikiriakos, S. G. (2014) "Rheology of bitumen: Effects of temperature, pressure, CO₂ concentration and shear rate." Fuel 116: 578-587.
- Beisel, S. (1999) Vermessung, Modellierung und Bewertung des Erdreichwärmeübertragers beim Passiv-Solarhaus Cölbe
- Bennion, B.; Bachu, S. (2005) Relative Permeability Characteristics for Supercritical CO₂ Displacing Water in a Variety of Potential Sequestration Zones in Western Canada Sedimentary Basin (SPE 95547), Dallas, Texas: Society of Petroleum Engineers.
- Bennion, B.; Bachu, S. (2006) The impact of Interfacial Tension and Pore-Size Distribution/Capillary Pressure Character on CO₂ Relative Permeability at Reservoir Conditions and CO₂-Brine Systems (SPE99325), Tulsa, Oklahoma: Society of Petroleum Engineers.
- Bossart, P., Trick, T., Meier, P.; Mayor, J.-C. (2004) Structural and hydrogeological characterisation of the excavated-disturbed zone in the Opalinus Clay (Mont Terri Project, Switzerland). Applied Clay Science, Band 26, pp. 429-448.
- Breidung, K. P. (2002): Schachtverschlüsse für untertägige Deponien in Salzbergwerken. Forschungsvorhaben Schachtverschluss Salzdethfurth. Abschlussbericht FKZ: 02C0516. K+S AG. Kassel
- Burkhardt, G. & Egloffstein, T. (1995) Asphaltdichtungen im Deponiebau - Eine Standortbestimmung. Renningen-Malmsheim: Expert Verlag.
- Cerni, G. (2001) "Influence of the Conditioning Time on the Rheological Properties of Bitumens at Intermediate Temperatures: Loading Time—Temperature—Conditioning Time Superposition Principle." Road Materials and Pavement Design 2(4): 379-401.
- Chierici, G. L. (1994) Principles of Petroleum Reservoir Engineering, Band 1. s.l.:Springer Verlag Berlin.
- Clauser, C. (2014) Einführung in die Geophysik. Springer Verlag
- Domenico, P. & Mifflin, M. D. (1965) Water from low permeability sediments and land subsidence. Water Resources Research, Band Volume 1, Issue 4, pp. 563-576.
- Dynardo (2010) OptiSLang - The Optimizing Structural Language. Weimar: Dynardo.
- ELSA-II (2013) Projektgespräch Modellierung
- Gallacher, D. (1989). Der Asphaltbetonkern des Megget-Dammes in Schottland. In: Asphalt Wasserbau
- Haas, H. (1995) Deponieabdichtungssysteme mit Asphalt - Anmerkungen zum Forschungsbericht 201 der Bundesanstalt für Materialforschung und Materialprüfung. Bitumen-Magazin, 1, pp. 16 - 19.
- Häfner, F.; Boy, S. (2005) Simulation des dichteabhängigen Stofftransportes im Grundwasser und Verifizierung am Beispiel der Saltpool-Experimente. Zeitschrift Grundwasser, Band 2.
- Häfner, F., Sames, D.; Voigt, H.-D. (1992) Wärme- und Stofftransport - Mathematische Methoden. s.l.:Springer Verlag.
- Häfner, F., Voigt, H.-D., Bamberg, H.-F.; Lauterbach, M. (1985) Geohydrodynamische Erkundung von Erdöl-, Erdgas- und Grundwasser-lagerstätten.
- Hase, M. (1991) Zur Zugviskosität von Asphalten bei hohen und tiefen Temperaturen. Schriftenreihe Straßenwesen. I. f. Straßenwesen, Technische Universität Braunschweig: 177.
- Hazzard, J. & Damjanac, B. (2013) Further investigations of microseismicity in bonded particle models. pp. 22-24.

- Herbert, H.-J., Moog, H. C., Meyer, L.; Reichelt, C. (2006) Modellentwicklung zur Quellung hochkompaktierter Bentonite - Bentonite im Kontakt mit Lösungen unterschiedlicher Salinität im Temperaturbereich von 25 - 120°C
- Herold, P.; M. Gruner (2011). "Asphalt- und Bitumendichtungen für Schachtverschlüsse im Salinar – Stand der Technik und Optimierungsansätze." Bergbau – Zeitschrift für Rohstoffgewinnung, Energie, Umwelt 9(9/2011): 8.
- Herold, P. (2011) Auswertung der Bauausführung bisheriger Asphalt- und Bitumendichtungen in Schachtverschlüssen im Salinar und Schlussfolgerungen für zukünftige Dichtsysteme auf Basis von Asphalt und Bitumen, Diplomarbeit, TU Bergakademie Freiberg
- Herold, P., Gruner, M., Jobmann, M. & Kudla, W. (2016) Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse im Ton- und Salzgestein, Teilbericht zum AP1 ELSA Phase 2
- Herold, P., Simo, E. K., Müller, C., Wilsnack, T. & Schieweg, A. (2016) ELSA Phase II, Zwischenbericht zum Arbeitspaket 5 – Modellierung. DBE TECHNOLOGY GmbH
- Herold, P.; Gruner, M.; Kudla, W.; Jobmann, M. (2020) ELSA Phase 2 Teilbericht zum AP 1 – Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse im Ton- und Salzgestein, Technischer Bericht, BGE TEC 2020-11, Peine
- IBeWa (2001) ERA Morsleben - Verfüllen von Strecken mit hohen Anforderungen, Konzeptplanung und Nachweisführung, Zusätzliche Untersuchungen zur Permeabilität von Solebeton M2 und Magnesiabinder
- IBeWa (2008) Untersuchung des Kontaktbereiches am ASSE Vordamm, Bestimmung der hydraulischen Kennwerte. Bestellungen 45067248 (15.09.2005)
- IBeWa (2013) ERAM, in situ-Versuch „Abdichtbauwerk im Steinsalz“ – Planung und Durchführung von Messungen zur Bestimmung von Permeabilitäten, Bestellung-Nr. 45096788 vom 11.03.2010
- IBeWa (2016a) Ergebnisse aus Labor- und in situ-Untersuchungen
- IBeWa (2016b) Schachtverschlüsse für Endlager für hochradioaktive Abfälle, ELSA – Phase 2: Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse und Test von Funktionselementen von Schachtverschlüssen (FKZ: 02E11193A). Teilbericht zum Arbeitspaket 3.6: Zusatzuntersuchungen zum Bentonitdichtelement im Tonstein
- IfBuS (2008) Ergebnisse und Mitteilungen des Institutes für Bergbau und Spezialtiefbau der TU Bergakademie Freiberg
- IFG (2002) Dreiaxiale Druckversuche an zylindrischen Prüfkörpern aus Salzbeton. 03/2002
- IFG (2003) Druckversuche an zylindrischen Prüfkörpern aus Salzbeton. 09/2003, IFG GmbH, Auftraggeber DBE GmbH, 2003
- Itasca (2020): FLAC3D Manuals. Itasca
- Itasca (2005) FLAC3D Manuals
- Itasca (2014) PFC 5.0 Online Documentation
- Janssen, H. A. (1895): Versuche über Getreidedruck in Silozellen. Zeitschr. d. Vereines deutscher Ingenieure, Bd. 39, S. 1045-1049
- Jongpier, R. & Kuilmann, B., 1974. Zwei-Parameter-Viskosität-Temperatur-Gleichung für Bitumen in einem weitem Anwendungsbereich. Bitumen-Magazin, Band 3, pp. 78-81.
- K+S, 2008. Verwahrung Schacht SA2 des Bergwerkes Salzdetfurth, K+S, Abschlussbericht
- K+S, 2013. Verwahrung Schacht SA1 und SA3 des Bergwerkes Salzdetfurth, K+S, Abschlussbericht
- Kezdi (1962): Erddrucktheorien. Springer-Verlag
- Kinderman, A. J. & Ramage, J. G., 1976. Computer Generation of Normal Random Numbers. Journal of the American Statistical Association, Band Heft 356, pp. 893-896.
- Klinkenberg, M., Dohrmann, R. & Siegesmund, S., 2008. Laboratory Testing of Opalinus Clay (LT) Experiment: Comparison of Opalinus Clay and Callovo-Oxfordian clay-stone with respect to mechanical strength and carbonate microfabric
- Kudla, W., Dahlhaus, F.; Glaubach, U.; Gruner, M.; Haucke, J.; Hofmann, M.; Wasowiecz, B. (2009). Diversitäre und redundante Dichtelemente für langzeitstabile Verschlussbauwerke, TU-Freiberg.

- Lacher, H. (1965). "Über die viskoelastischen Eigenschaften von destilliertem Bitumen." Bitumen-Magazin(5): 125-131.
- Lesueur, D. (2009). "The Colloidal Structure of Bitumen: Consequences on the Rheology and on the Mechanisms of Bitumen Modification." Advances in colloid and interface science 145(1-2): 83.
- Luckner, L. & Schestakow, W. (1986) Migrationsprozesse im Boden- und Grundwasserbereich. s.l.:Verlag für Grundstoffindustrie.
- Matray, J., Savoye, S.; Cabrera, J. (2007) Desaturation and structure relationships around drifts excavated in the well-compacted Tournemire's argillite (Aveyron, France). Engineering Geology, Band 90, pp. 1-16.
- Meskouris, K., Hinzen, K.-G., Butenweg, C.; Mistler, M. (2011) Bauwerke und Erdbeben, Springer.
- MFPA (2004) Entwicklung eines Messsystems zur Wassergehaltsbestimmung von Bentonit in salina- rer Umgebung. AP 6 Test der Kabelsensoren in halbtechnischen Versuchen unter realitätsnahen Bedingungen; AP 7: Prognosemodell zur Feuchteausbreitung im Dichtelement, Unter Mitarbeit von IBeWa-Ingenieurpartnerschaft
- MFPA (2009) Quantifizierung räumlich und zeitlich variabler Feuchte- und Dichteverteilung in Ver- schlussbauwerken mittels Time-Domain-Reflectometry (TDR). AP 8: Numerische Simulation der Feuchteausbreitung auf der Grundlage der messtechnisch ermittelten Feuchteverteilungen. Unter Mitarbeit von IBeWa-Ingenieurpartnerschaft
- Mühlbauer, J.; Minkely, W. (1999) Forschungsprojekt Schachtverschluss Salzdetfurth II - Sachstands- bericht - Modellüberprüfung und Modelladaption Vorversuch Schottersäule Schacht I. Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig
- Müller-Hoepe, N.; Buhmann, D.; Czaikowski, O.; Engelhardt, J.; Herbert, H.-J.; Lerch, C.; Linkamp, M.; Wieczorek, K.; Xie, M. (2012) Integrität geotechnischer Barrieren - Teil 1 Vorbemessung, Peine, Braunschweig
- Neubert, N. (2014): Standsicherheit und Integrität von geotechnischen Barrieren unter Erdbebenein- wirkung, Diplomarbeit, TU Bergakademie Freiberg
- Nguyen, Q. T. (2016): Shafts backfilled with ballast: Stability and settlement predictions via DEM simu- lations, Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg,
- Nowak, T.; Maßmann, J. (2013) Endlagerstandortmodell Nord - Teil III: Auswahl von Gesteins- und Fluideigenschaften für numerische Modellberechnungen im Rahmen des Langzeitsicherheits- nachweises. Projekt AnSichT - Methodik und Anwendungsbezug eines Sicherheits- und Nach- weiskonzeptes für ein HAW-Endlager im Tonstein
- Osswald, T.; Rudolph, N. (2015) Polymer Rheology - Fundamentals and Applications. s.l.:Hanser Ver- lag.
- Pieper, K.;Wenzel, F. (1964): Druckverhältnisse in Silozellen. W. Ernst
- Pruess, K.; Xu, T.; Spycher, N.; Sonnenthal, E.; Zheng, L (2012) TOUGHREACT User's Guide: A Sim- ulation Program for Non-isothermal Multiphase Reactive geochemical Transport in Variable Satu- rated Geologic Media
- Pruess, K.; Oldenburg, C.; Moridis, G. (1990) Tough2 user's guide, University of California, Berkeley, California, USA
- Reinhold, K.; Jahn, S.; Kühnlenz, T.; Ptock, L.; Sönke, J. (2013) Endlagerstandortmodell Nord (An- SichT) - Teil I: Beschreibung des geologischen Endlagerstandortmodells. Projekt AnSichT - Me- thodik und Anwendungsbezug eines Sicherheits- und Nachweiskonzeptes für ein HAW-Endlager im Tonstein, Hannover
- Renner, J. (1999) Wupper-Talsperre, STRABAG – Schriftreihe: Asphalt und Wasserbau, Asphaltbe- ton-Kerndichtungen für Erd- und Felsschüttdämme
- Rothfuchs, T., Jockwer, N., Mieke, R.; Zhang, C.-L. (2005) Self-sealing Barriers of Clay/Mineral Mix- tures in a Clay Repository - SB Experiment in the Mont Terri Rock Laboratory Final Report of the Pre-Project

- Rudolph, N.; T. Osswald (2015). Polymer rheology : fundamentals and applications. München, Carl Hanser Verlag.
- Schneider, K.-J.; Bertig, R. (1994). Bautabellen für Ingenieure. s.l.:Werner-Verlag.
- Shao, H., Schuster, K., Sönnke, J. & Bräuer, V. (2008) EDZ development in indurated clay formations - In-situ borehole measurements and coupled HM modelling. Physics and Chemistry of the Earth, Band 33, pp. 5388-5395.
- Sitz, P.; Koch, G.; Gruner, M.; Lippmann, G.; Mikulitsch, V.; Ehrhardt, K.; Gaßner, W.; Wasowiecz, B.; Kawka, A.; Ufer, M. (2003) Forschungsvorhaben: Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeit-stabile Streckenverschlussbauwerke für UTD im Salinar, Bau und Test eines Versuchsverschlussbauwerkes unter realen Bedingungen FKZ: 02 C 05472
- Smolczyk, U. (1988) Grundbau-Taschenbuch. 3 Hrsg. München: Ernst & Sohn.
- Souley, M., Armand, G., Su, K. & Wileveau, Y. (2007) Poromechanical behaviour of deep claystone and permeability changes around shaft
- Stahl, M. (2011) Interaktion Geogitter-Boden: Numerische Simulation und experimentelle Analyse, TU Bergakademie Freiberg,
- Teichmann, L., Neydek, J.; Manthee, F. (2002) FuE-Vorhaben Schachtverschluss Salzdetfurth; Geotechnische Messungen; Untersuchungen zur Schotterssäule Schacht 1
- Theis, C.; Kernbichler, W.(2002) Grundlagen der Monte Carlo Methoden
- Tuan, N. Q.; Konietzky, H. (2015) Simulation of shaft backfilling using DEM
- Wagner, K. (2005) Beitrag zur Bewertung der Sicherheit untertägiger Verschlussbauwerke im Salinar-gebirge
- Williams, M. L., Landel, R. F.; Ferry, J. D. (1955) The Temperature Dependence of Mechanisms in Amorphous Polymer and Other Glass-forming Liquids. Journal of the American Chemical Society, Band 77, pp. 3701-3707.
- Zhang, C.-L.; Rothfuchs, T.; Moog, H.; Dittrich, J.; Müller, J. (2004) Thermo-Hydro-Mechanical and Geochemical Behaviour of the Callovo-Oxfordian Argillite and the Opalinus Clay - Final Report

BGE TECHNOLOGY GmbH

Eschenstraße 55

31224 Peine – Germany

T + 49 5171 43-1520

F + 49 5171 43-1506

info@bge-technology.de

www.bge-technology.de

BGE TECHNOLOGY GmbH
Eschenstraße 55

31224 Peine – Germany

T + 49 5171 43-1520

F + 49 5171 43-1506

info@bge-technology.de

www.bge-technology.de