



TECHNISCHE UNIVERSITÄT  
BERGAKADEMIE FREIBERG

Die Ressourcenuniversität. Seit 1765.

Institut für Bergbau und Spezialtiefbau  
Institut für Anorganische Chemie



Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

## Teilbericht zum Arbeitspaket 3

für das Verbundvorhaben

### Schachtverschlüsse für Endlager für hochradioaktive Abfälle (ELSA - Phase 2):

#### Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse und Test von Funktionselementen von Schachtverschlüssen

**Technische Universität Bergakademie  
Freiberg**

Institut für Bergbau und Spezialtiefbau  
Gustav-Zeuner-Str. 1a  
D-09596 Freiberg

Projektleiter: Prof. Dr.-Ing. Wolfram Kudla

**BGE TECHNOLOGY GmbH**

Eschenstraße 55  
D-31224 Peine

Projektleiter: Philipp Herold

Dieser Teilbericht ergänzt und vervollständigt die Ausführungen des Zusammenfassenden  
Abschlussberichts für das Vorhaben ELSA - Phase 2.

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für  
Wirtschaft und Energie unter dem Förderkennzeichen 02E11193A/B gefördert.

Die Verantwortung für den Inhalt liegt bei den Autoren.

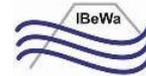
Freiberg - März 2021

Unter der Mitarbeit der folgenden FuE-Auftragnehmer:

Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig (IfG)



Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser und Deponietechnik,  
Wilsnack & Partner, Freiberg (IBeWa)



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)  
Kompetenzzentrum für Materialfeuchte (CMM)



TS Bau GmbH, Niederlassung Jena  
Geschäftsbereich Bergbau



Glückauf Sondershausen Entwicklungs- und  
Sicherungsgesellschaft mbH



GTS Grube Teutschenthal Sicherungs GmbH  
& Co. KG



# INHALTSVERZEICHNIS

<b>INHALTSVERZEICHNIS .....</b>	<b>3</b>
<b>ABBILDUNGSVERZEICHNIS .....</b>	<b>5</b>
<b>TABELLENVERZEICHNIS.....</b>	<b>9</b>
<b>ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS.....</b>	<b>11</b>
<b>VERZEICHNIS DER AUSFÜHRLICHEN TEILBERICHTE.....</b>	<b>13</b>
<b>VERZEICHNIS DER FORMELZEICHEN UND INDIZES.....</b>	<b>14</b>
<b>ZUSAMMENFASSUNG.....</b>	<b>15</b>
<b>1 VORBEMERKUNGEN.....</b>	<b>16</b>
1.1 ARBEITSSCHRITTE UND BETEILIGTE PERSONEN.....	16
1.2 VORBEMERKUNG ZU DEN EINIGEN BODENMECHANISCHEN PARAMETERN.....	17
<b>2 FÜLLSÄULEN AUS VERDICHTETEM STEINSALZ (AP 3.1).....</b>	<b>19</b>
2.1 EINLEITUNG.....	19
2.2 SALZGRUS-TON-GEMISCH .....	19
2.2.1 Grundlagen.....	19
2.2.2 Ausgangsmaterialien.....	20
2.2.3 Untersuchungsverfahren.....	25
2.2.4 Voruntersuchungen.....	27
2.2.5 Optimierung der Salzkomponenten.....	30
2.2.6 Optimierung des Ton- und Wassergehalts .....	33
2.2.7 Vergleich der neuentwickelten Salzgrus-Tongemische .....	37
2.2.8 Mischtechnik.....	38
2.2.9 Permeabilität von verdichteten Salzgrus-Tongemischen.....	42
2.3 SALZGRUSBRIKETS MIT FEINKORNFRAKTION .....	44
2.3.1 Grundlagen und Untersuchungsprogramm .....	44
2.3.2 Optimierung der Grobfraktion.....	44
2.3.3 Optimierung der Feinfraktion.....	48
2.3.4 Optimierung des Einbaus und Verdichtungsergebnisse.....	48
2.4 GEPRESSTE SALZFORMSTEINE.....	54
<b>3 KALOTTEN AUS BASALTSTEINEN ALS ZUSATZELEMENT IN SETZUNGSSTABILEN SCHOTTERSÄULEN (AP 3.2).....</b>	<b>57</b>
<b>4 ELEMENTE AUS MGO-BETON MIT DER 3-1-8-BINDEMITTELPHASE IN ORTBETONBAUWEISE (AP 3.3).....</b>	<b>61</b>
4.1 EINLEITUNG.....	61
4.2 PHASENBESTAND UND MECHANISCHE EIGENSCHAFTEN.....	61
4.2.1 Vorbetrachtungen.....	61
4.2.2 Versuchsbegleitende Festigkeitsuntersuchungen zum Großbohrlochversuch 2 .....	63
4.2.3 Entwicklung des Phasenbestands und des Expansionsdrucks.....	66
4.3 LABORVERSUCHE ZUR BESTIMMUNG DER HYDRAULISCHEN PARAMETER FÜR DEN C3-BETON.....	69

<b>5</b>	<b>VEGÜTUNG DURCH INJEKTIONEN (AP 3.4)</b> .....	<b>72</b>
<b>6</b>	<b>WEITERENTWICKLUNG VON ASPHALTDICHTUNGEN (AP 3.5)</b> .....	<b>74</b>
6.1	EINLEITUNG .....	74
6.1.1	Stand der Technik .....	74
6.2	MODIFIZIERTE BITUMENVERFÜLLTE SCHOTTERSÄULE.....	77
6.2.1	Auswahl des mineralischen Zuschlags .....	78
6.2.2	Untersuchungen an den ausgewählten Schottersorten.....	80
6.2.3	Schüttversuche an den ausgewählten Schottersorten.....	83
6.2.4	Druck-Setzungs-Verhalten ausgewählter Schottersorten.....	86
6.2.5	Optimierung des Einbauverfahrens.....	91
<b>7</b>	<b>UNTERSUCHUNGEN ZUM BENTONITDICHELEMENT IM TONSTEIN (AP 3.6)</b> ... <b>96</b>	
7.1	EINLEITUNG .....	96
7.2	MATERIALAUSWAHL FÜR ÄQUIPOTENZIALSEGMENTE (KIT-CMM).....	96
7.2.1	Steigversuche.....	96
7.2.2	M100 .....	97
7.2.3	M1000 .....	98
7.2.4	M1003 .....	99
7.2.5	Vergleich M1000 und M1003.....	99
7.3	LABORVERSUCHE FÜR DIE BESTIMMUNG HYDRAULISCHER PARAMETER FÜR BENTONIT (IBEWA).....	100
7.3.1	Motivation und Zielstellung zu Dichte, Porosität und Sättigung im Bentonit.....	100
7.3.2	Motivation und Zielstellung Porenwasserdruck in einem gequollenen Bentonit.....	101
7.3.3	Probenmaterial Calcigel.....	102
7.3.4	Beurteilungskonzept $X_s$ .....	103
7.3.5	Versuchsprogramm.....	104
7.3.6	Ergebnisse.....	110
7.3.7	Interpretation und Schlussfolgerungen .....	125
	<b>LITERATURVERZEICHNIS</b> .....	<b>129</b>

## ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 2-1: Verdichtungstest mit Rüttelplatte in der Grube Teutschenthal [Melzer 2011].....	20
Abbildung 2-2: Strukturelle Störungen im Bereich großer Salzkörner als Folge einer nachteiligen Korngrößenverteilung im Salzgrus-Ton-Gemisch [Melzer 2011].....	20
Abbildung 2-3: Verwendete Kornfraktionen und deren Korngrößenverteilung.....	21
Abbildung 2-4: Kornformen der Fraktion B8.....	22
Abbildung 2-5: Kornformen der Fraktion FS.....	22
Abbildung 2-6: Detail des Diffraktogramms im Bereich des Anhydrit-typischen Beugungswinkels ( $2\Theta=25,5$ ).....	23
Abbildung 2-7: Aufbau des Marshallverdichters mit dem Hammer und dem Fallgewicht (in der Hand gehalten).....	25
Abbildung 2-8: Zylinderförmige Form des Marshallverdichters.....	25
Abbildung 2-9: Abnahme der Porosität bei Verdichtung von verschiedenen Salzgrus-Materialien .....	29
Abbildung 2-10: Volumenanteile der Salzfraktionen in den Mischungen bzgl. der untersuchten FULLER-Verteilungsexponenten.....	31
Abbildung 2-11: Erzielte Porosität der Mischungen mit den verschiedenen FULLER- Verteilungsexponenten bei einer Verdichtungsenergie von $6 \text{ MJ/m}^3$ .....	31
Abbildung 2-12: Vergleich der Porosität von verschiedenen befeuchteten FULLER-optimierten Salzgrus-Gemischen bei verschiedenen Verdichtungsenergien .....	32
Abbildung 2-13: Untersuchte Salzgrus-Ton-Gemische.....	34
Abbildung 2-14: Typische Marshall-verdichtete Probe aus einem Salzgrus-Ton-Gemisch .....	34
Abbildung 2-15: Ergebnisse der Optimierung des Anteils an Ton und Wasser .....	35
Abbildung 2-16: Vergleich des Verdichtungsverhaltens der entwickelten Salzgrus-Ton-Gemische .....	37
Abbildung 2-17: Typische Anbackungen (links) und Granalien (rechts) bei konventionellen Zwangsmischern.....	38
Abbildung 2-18:Typisches Mischgut bei Nutzung eines Intensivmischers.....	38
Abbildung 2-19: Typische Schüttbilder der verschiedenen Rezepturen nach der Übergabe in Bigbags .....	40
Abbildung 2-20: Gegenüberstellung der erreichten Porosität und des Wassergehalts der im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-2 (vormals OBSM) ..	40
Abbildung 2-21: Gegenüberstellung der erreichten Porosität und des Wassergehalts der im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-3 (vormals mOBSM) .....	41
Abbildung 2-22: Gegenüberstellung der erreichten Porosität und des Wassergehalts der im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-1 (vormals EBSM) ..	42
Abbildung 2-23: Verwendete Stahlmatrize und Stempel zur Herstellung der gepressten Proben .....	45
Abbildung 2-24: Erreichte Porosität für verschiedene Salzgrusmischungen .....	45
Abbildung 2-25: Prinzip des Walzenpressens (modifiziert nach KÖPPER) .....	46
Abbildung 2-26: Geometrie der Presskörpers .....	46
Abbildung 2-27: Pressergebnis bei optimalen Pressbedingungen .....	47
Abbildung 2-28: Pressergebnis bei verbesserungswürdigen Pressbedingungen .....	47
Abbildung 2-29: schematischer Einbau von neuen Lagen im Schritt 1.....	49
Abbildung 2-30: Verdichtung der eingebauten Lage im Schritt 2.....	49
Abbildung 2-31: Eingebaute Lage der Grobkomponente (Salzbriketts).....	50

Abbildung 2-32: Probenahme des verdichteten binären Gemisches nach dem Ödometerversuch.....	50
Abbildung 2-33: Zeitabhängiges Druck-Setzungs-Verhalten des binären Gemisches .....	51
Abbildung 2-34: Steifemodul des binären Gemisches mit einer Anpassung durch die OHDE-Funktion .....	51
Abbildung 2-35: Zeitabhängiges Druck-Setzungsverhalten der Rezeptur STG-1.....	53
Abbildung 2-36: Steifemodul der Rezeptur STG-1 (OHDE-Funktion).....	53
Abbildung 2-37: Zeitabhängiges Druck-Setzungsverhalten der Rezeptur STG-2.....	53
Abbildung 2-38: Steifemodul der Rezeptur STG-2 (OHDE-Funktion).....	53
Abbildung 2-39: gepresste Salzblöcke der GSF [Salzer et al. 2007].....	55
Abbildung 3-1: Ergebnisse der Scherversuche zwischen Schmelzbasaltblöcken (Probe P1).....	58
Abbildung 3-2: Ergebnisse der Scherversuche zwischen Schmelzbasaltblöcken (Probe P2).....	58
Abbildung 3-3: Gewölbebogen aus Schmelzbasaltsteinen (Schnittdarstellung).....	59
Abbildung 4-1: Festigkeitswerte der Rückstellproben aus MgO-Ortbeton C3 der Chargen 10,12,16 und 27 .....	66
Abbildung 4-2: Zeitlicher Ablauf des begleitenden Laborprogramms zum Großbohrlochversuch mit MgO-Beton C3 .....	67
Abbildung 4-3: Ablauf der Probenahme des MgO-Betons C3 für die begleitenden Untersuchungen...	67
Abbildung 4-4: Druckverlauf und Phasenbestand der Laborproben bei 70 °C Abbinde­temperatur .....	68
Abbildung 4-5: Druckverlauf und Phasenbestand der Laborproben bei 40 °C Abbinde­temperatur .....	69
Abbildung 4-6: Übersicht der ermittelten totalen Porosität des MgO-Beton C3 (einschließlich Mittelwert und Konfidenzintervall).....	70
Abbildung 4-7: Übersicht zur ermittelten Gaspermeabilität des MgO-Beton C3 .....	70
Abbildung 4-8: Gaspermeabilität des MgO-Beton C3 (Probe 231-16/2 / TZF 40) in Abhängigkeit von der Versuchsdauer für unterschiedliche Manteldrücke f .....	71
Abbildung 6-1: Schematischer Aufbau einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule .....	76
Abbildung 6-2: Großversuch zur Optimierung der Einbautechnologie einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule .....	76
Abbildung 6-3: Schematischer modifizierter Einbau einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule .....	77
Abbildung 6-4: Untersuchte Schottersorten.....	80
Abbildung 6-5: Korngrößenverteilung des untersuchten Schotters .....	80
Abbildung 6-6: Vergleich der Korngrößenverteilung aus der Siebanalyse (RRSB) und der CPA-Analyse .....	81
Abbildung 6-7: Typische Kornformen des BK-32/63.....	82
Abbildung 6-8: Seitenverhältnisse der mittels CPA untersuchten Schotterkörner .....	82
Abbildung 6-9: Sphärizität nach WADELL der mittels CPA untersuchten Schotterkörner .....	82
Abbildung 6-10: Mit Schotter gefülltes Fallrohr.....	83
Abbildung 6-11: Ziehen des mit Schotter gefüllten Fallrohres .....	83
Abbildung 6-12: Erzeugter Schüttkegel des Schotters .....	83
Abbildung 6-13: Typischer Schüttkegel des Schotters RK-20/40 .....	84
Abbildung 6-14: „Binarisierung“ des fotografierten Schüttkegels.....	84
Abbildung 6-15: Gefilterte Konturlinie des fotografierten Schüttkegels.....	84
Abbildung 6-16: Mittlere Kontur der Schüttkegel .....	85
Abbildung 6-17: Mittlere Neigungswinkel der Schüttkegel.....	85

Abbildung 6-18: In den Ödometertopf eingebaute Schotterprobe BK-32/56.....	87
Abbildung 6-19: In den Ödometertopf eingebaute bitumentumhüllte Schotterprobe BK-32/56 .....	87
Abbildung 6-20: Vergleich der spannungsabhängigen Steifemoduli der untersuchten Proben .....	89
Abbildung 6-21: Vergleich der Drucksetzungsdaten der eigenen Versuche mit den Daten aus dem Salzdetfurth-Projekt [Breidung 2002] .....	89
Abbildung 6-22: Veränderung der Kornverteilung aus den Voruntersuchungen des Salzdetfurth-Projekts [Breidung 2002].....	90
Abbildung 6-23: Veränderung der Kornverteilung der untersuchten Schotter .....	90
Abbildung 6-24: Zu niedriger Bitumenspiegel bei zu niedrigem Bitumenanteil im Mischgut.....	92
Abbildung 6-25: Zu hoher Bitumenspiegel bei zu hohem Bitumenanteil im Mischgut .....	92
Abbildung 6-26: Optimaler Bitumenspiegel bei optimalem Bitumenanteil im Mischgut .....	92
Abbildung 6-27: Verwendete Versuchskisten aus Holz.....	93
Abbildung 6-28: Herstellung des Mischgutes in einem speziellen Mischer.....	93
Abbildung 6-29: Verstoß des Mischgutes .....	94
Abbildung 6-30: Querschnitt durch das eingebaute Mischgut .....	94
Abbildung 6-31: Oberfläche des Mischgutes mit einem optimalen Bitumengehalt direkt nach dem Einbau.....	95
Abbildung 6-32: Oberfläche des Mischgutes mit einem optimalen Bitumengehalt direkt nach dem Einbau und Abkühlung.....	95
Abbildung 7-1: Steigapparatur für die Materialuntersuchungen.....	97
Abbildung 7-2: Steighöhen und Liquidverbrauch der Probe M100 .....	98
Abbildung 7-3: Steighöhen und Liquidverbrauch der Probe M1000 .....	98
Abbildung 7-4: Steighöhen und Liquidverbrauch der Probe M1003 .....	99
Abbildung 7-5: Vergleich der Steiggeschwindigkeit mit destilliertem Wasser.....	100
Abbildung 7-6: Vergleich der Steiggeschwindigkeit mit Salzlösung .....	100
Abbildung 7-7: Mobiles und immobiles Wasser; verändert nach [Engelhardt 2004].....	101
Abbildung 7-8: Bentonitmaterialien.....	103
Abbildung 7-9: Quelldruckzellen IBeWa .....	107
Abbildung 7-10: Zelle für die Quelldruckversuche .....	108
Abbildung 7-11: Zerkleinerte Calcigel-Presslinge.....	108
Abbildung 7-12: Probenbezogener Wassergehalt des Calcigels in Abhängigkeit von der Trocknungsmethode .....	112
Abbildung 7-13: Reindichte und mittlerer Wassergehalt in Abhängigkeit von der Trocknungsmethode .....	114
Abbildung 7-14: Probenbezogene (x-Achse: Probennummer und Einbaufeuchtdichte) totale Porosität in Abhängigkeit von den Dichten aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt).....	115
Abbildung 7-15: Probenbezogene (x-Achse: Probennummer und Einbaufeuchtdichte) Sättigung in Abhängigkeit von den Dichten aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt).....	115
Abbildung 7-16: Totale Porosität in Abhängigkeit von den Trockenrohddichten aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt).....	116

---

Abbildung 7-17: Sättigung in Abhängigkeit von der totalen Porosität aus Abbildung 7-14 und den Wassergehalten aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt).....	116
Abbildung 7-18: Übersicht des zeitlichen Verlaufs der Quelldruckuntersuchungen.....	117
Abbildung 7-19: Flüssigkeitssättigung in den Quelldruckproben .....	119
Abbildung 7-20: Quelldruck Calcigel in Abhängigkeit von $X_s$ [Herbert et al. 2006], [IBeWa 2012], [IfBuS 2010], [MFPA 2009], [Miehe et al. 2003], [Rothfuchs et al. 2005] .....	120
Abbildung 7-21: Permeabilität der Proben in den Quelldruckuntersuchungen in Abhängigkeit vom Testdruck .....	121
Abbildung 7-22: Relative Permeabilität $k_{max}/k(p_L)$ der Proben der Quelldruckuntersuchungen in Abhängigkeit vom Testdruck.....	124
Abbildung 7-23: Lösungspermeabilität $k_L$ Calcigel in Abhängigkeit von $X_s$ [Herbert et al. 2006], [IBeWa 2012], [IfBuS 2010], [MFPA 2009], [Miehe et al. 2003], [Rothfuchs et al. 2005].....	125
Abbildung 7-24: Sättigung $S_w$ in Abhängigkeit von der totalen Porosität $n_t$ (Abbildung 7-14) und dem Wassergehalt $w$ bei den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt).....	126
Abbildung 7-25: Einfluss der initialen Sättigung auf den Kapillardruck und relative Phasenpermeabilität .....	127

## TABELLENVERZEICHNIS

Tabelle 2-1: Vergleich salzgrusbasierter Baustoffe .....	19
Tabelle 2-2: Korngrößen der verwendeten Materialien.....	21
Tabelle 2-3: Typische Wassergehalte und Korndichten der verwendeten Materialien .....	24
Tabelle 2-4: Optimale Mischungszusammensetzung nach BECKER und KNORR in Masse-% .....	28
Tabelle 2-5: Optimale Mischungszusammensetzung des Salzgrus nach dem Schlupfkornprinzip nach [Schulze 2014] in Ma% .....	29
Tabelle 2-6: Optimale Mischungszusammensetzung des Salzgrus mit einem FULLER-Exponenten $n = 0,5$ .....	32
Tabelle 2-7: Optimale Mischungszusammensetzung der Rezeptur STG-2 im Vergleich zur Rezeptur STG-1 .....	36
Tabelle 2-8: Verwendete Mischung mit und ohne Tonanteil der Rezeptur mOBSM (ohne Überkorn)..	36
Tabelle 2-9: Im Labor erreichte Porosität der neu entwickelten Rezepturen .....	37
Tabelle 2-10: Typische Wassergehalte und Korndichten der verwendeten Materialien für den Mischversuch im industriellen Maßstab .....	39
Tabelle 2-11: Vergleich der Soll- und Ist-Werte anhand der industriell gemischten Rezepturen .....	42
Tabelle 2-12: Vergleich der luftegefüllten Porosität der industriell gemischten Rezepturen.....	42
Tabelle 2-13: Randbedingungen und Ergebnisse der durchgeführten Permeabilitätsbestimmungen ..	43
Tabelle 2-14: Eigenschaften der hergestellten Salzgrusbriketts.....	47
Tabelle 2-15: Rezeptur und Eigenschaften der entwickelten Feinfraktion für ein binäres Salzgrus-Ton-Gemisch.....	48
Tabelle 2-16: Typische Eigenschaften des binären Salzgrus-Ton-Gemisches nach Vibrationsverdichtung im Vergleich nach der Ödometerbelastung bis 5 MPa.....	50
Tabelle 2-17: Parameter zur Beschreibung des spannungsabhängigen Steifemoduls des binären Gemisches mit der OHDE-Funktion.....	52
Tabelle 2-18: Parameter zur Beschreibung des spannungsabhängigen Steifemoduls des STG-1 der Ohde-Funktion .....	53
Tabelle 2-19: Parameter zur Beschreibung des spannungsabhängigen Steifemoduls des STG-2 der Ohde-Funktion .....	54
Tabelle 2-20: Vergleich der Salzgrus-Ton-Gemische STG-1 und STG-2 mit dem binären Gemisch aus Salzgrusbriketts und Salzgrus-Ton-Feinkornfraktion.....	54
Tabelle 2-21: Parameter der GSF-Salzformsteine [Salzer et al. 2007].....	55
Tabelle 3-1: Mechanische Eigenschaften von Schmelzbasalt [Fleiß 2003].....	57
Tabelle 4-1: Würfeldruckfestigkeit des C3-Ortbetons - Einzelwerte [Knabe 2019] .....	63
Tabelle 4-2: Würfeldruckfestigkeit des C3-Ortbeton Proben – Mittelwerte und Standardabweichung [Knabe 2019].....	63
Tabelle 4-3: Zylinderdruckfestigkeit des C3-Ortbetons [Knabe 2019] .....	64
Tabelle 4-4: Zylinderdruckfestigkeit des C3-Ortbetons – Mittelwerte und Standardabweichung [Knabe 2019].....	64
Tabelle 4-5: Spaltzugfestigkeit des C3-Ortbetons [Knabe 2019].....	65
Tabelle 4-6: Mittelwerte der Dichte und der Spaltzugfestigkeit sowie Standardabweichung der Spaltzugfestigkeit der C3-Ortbeton-Proben [Knabe 2019] .....	65
Tabelle 6-1: Untersuchte Basaltschotter.....	79
Tabelle 6-2: Parameter der RRSB-Funktion zur Beschreibung der Korngrößenverteilung.....	80

---

Tabelle 6-3: Parameter der RRSB-Funktion zur Beschreibung der Korngrößenverteilung aus der CPA .....	81
Tabelle 6-4: Ergebnisse der Schüttversuche.....	86
Tabelle 6-5: Einbaudaten der Ödometerversuche mit Schotter.....	88
Tabelle 6-6: Ergebnisse der Ödometerversuche mit Schotter .....	88
Tabelle 6-7: Ergebnisse der Einbauversuche für die untersuchten Materialien.....	95
Tabelle 7-1: Proben- und Versuchsübersicht.....	104
Tabelle 7-2: Einbauparameter aller 6 Quelldruckzellen.....	108
Tabelle 7-3: Übersicht ausgewählter geotechnischer und bodenmechanischer Eigenschaften für Calcigel .....	110
Tabelle 7-4: Mineralogische Zusammensetzung Calcigel .....	111
Tabelle 7-5: Zusammenfassung der Trocknungsergebnisse.....	112
Tabelle 7-6: Reindichte des Calcigels .....	113
Tabelle 7-7: Trockenrohdichten des Calcigels.....	115
Tabelle 7-8: Zusammenfassung ausgewählter Details und Versuchsergebnisse der Quelldruckversuch .....	118
Tabelle 7-9: Druckregime der Flüssigkeitspermeabilitätsversuche an den Proben der Quelldruckuntersuchungen .....	124

## ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

ALZ	Auflockerungszone (aufgelockerte Zone im kontumahren Gebirge)
AP	Arbeitspaket
B6	Band 6; Bezeichnung einer Korngrößenfraktion aus Steinsalz
B8	Band 8; Bezeichnung einer Korngrößenfraktion aus Steinsalz
B80	alte Bezeichnung der Bitumensorte 70/100
BGE	Bundesgesellschaft für Endlagerung
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Energie
C3	Bezeichnung für die Rezeptur eines MgO-Betons, in dem die 3-1-8-Bindemittelphase vorliegt
CPA	Computerized Particle Analyzer
DBE	Deutsche Gesellschaft zum Bau und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe
DS	Dichtsegment (bezieht sich auf Dichtsysteme nach dem SANDWICH-Prinzip)
EBSM	Empirisch bestimmte Salzgrus-Ton-Mischung; neue Bezeichnung STG-1
ELSA	Akronym für "Endlager-Schachtverschlüsse"
ES	Äquipotenzialsegment (bezieht sich auf Dichtsysteme nach dem SANDWICH-Prinzip)
ESCO	Schnittsalzfraktion aus dem Werk Grasleben
FKZ	Förderkennzeichen (im vorliegenden Fall Projektnummer eines vom BMWi geförderten FuE-Vorhabens)
FS	Feinsalz; Bezeichnung einer Korngrößenfraktion aus Steinsalz
FT	Friedländer Ton; Bezeichnung einer Korngrößenfraktion aus Tonmehl
FuE	Forschung und Entwicklung
GBL	Großbohrloch
GBLV	Großbohrlochversuch
h	Höhe, Entfernung
HTV	Halbtechnischer Versuch (Technikumsversuch)
HTV-4	Halbtechnischer Versuch 4; Bezeichnung für den vierten Versuch zur Untersuchung von Bentonitdichtelementen
HTV-5	Halbtechnischer Versuch 5; Bezeichnung für den fünften Versuch zur Untersuchung von Bentonitdichtelementen
Ma%	Masse %
OBSM	Optimiert bestimmte Salzgrus-Ton-Mischung; neue Bezeichnung STG-2
mOBSM	Modifiziert optimiert bestimmte Salzgrus-Ton-Mischung; neue Bezeichnung STG-3
PFC	Particle Flow Code
REPOPERM	Schnittsalzfraktion aus dem Bergwerk Asse
STG	Salzgrus-Ton-Gemisch
STG-1	Salzgrus-Ton-Gemisch 1; Bezeichnung für ein Gemisch aus Salzgrus und Ton, vormals als „EBSM“ bezeichnet

---

STG-2	Salzgrus-Ton-Gemisch 2; Bezeichnung für ein Gemisch aus Salzgrus und Ton, vormals als „OBSM“ bezeichnet
STG-3	Salzgrus-Ton-Gemisch 3; Bezeichnung für ein Gemisch aus Salzgrus und Ton, vormals als „mOBSM“ bezeichnet
STV	Salzgrus-Ton-Verdichtungsversuch
STV-1	Salzgrus-Ton-Versuch 1; Bezeichnung für den ersten Versuch zur Verdichtung von Salzgrus-Ton-Gemischen (AP 4.1)
STV-2	Salzgrus-Ton-Versuch 2; Bezeichnung für den zweiten Versuch zur Verdichtung von Salzgrus-Ton-Gemischen (AP 4.1)
STV-3	Salzgrus-Ton-Versuch 3; Bezeichnung für den dritten Versuch zur Verdichtung von Salzgrus-Ton-Gemischen (AP 4.1)
STV-4	Salzgrus-Ton-Versuch 4; Bezeichnung für den vierten Versuch zur Verdichtung von Salzgrus-Ton-Gemischen (AP 4.1)
TU	Technische Universität
TZF	Temperatur-Zeit-Fenster
ÜK	Überkorn; Bezeichnung einer Korngrößenfraktion aus Steinsalz
Vol%	Volumen %
ZT	Zitronensäuretest (Verfahren zur Bestimmung der Reaktivität von MgO)
ZTW	Zitronensäuretestwert

## VERZEICHNIS DER AUSFÜHRLICHEN TEILBERICHTE

Die Ergebnisse des Vorhabens "ELSA – Phase 2" sind in folgenden Teilberichten dokumentiert:

Teilbericht zum Arbeitspaket 1:	Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse im Ton- und Salzgestein
<b>Teilbericht zum Arbeitspaket 3:</b>	<b>Ergebnisse der Laborversuche</b>
Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.1:	Halbtechnische Feldversuche zu Füllsäulen aus verdichtetem Steinsalz
Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.3:	Halbtechnische Versuche zu Elementen aus MgO-Beton mit der 3-1-8-Bindemittelphase in Ortbetonbauweise
Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.5:	Halbtechnische Versuche zur Weiterentwicklung von Asphalt dichtungen
Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.6:	Halbtechnische Untersuchungen zum Bentonitdichtelement im Tongestein
Teilbericht zum Arbeitspaket 5:	Modellierung

Der vorliegende Teilbericht behandelt ausführlich die im Arbeitspaket 3 *Laborversuche zu den Arbeitsschritten 2.1 bis 2.6* erarbeiteten Ergebnisse. Der Bericht ergänzt den Abschnitt 3 des *Zusammenfassenden Abschlussberichts*. Die TU Bergakademie Freiberg, Institut für Bergbau und Spezialtiefbau war in diesem Arbeitspaket federführend.

Der AP 3 bildet die Grundlage für die halbtechnischen Versuche im AP 4. Die Ergebnisse zum AP 4 werden in eigenen Teilberichten erläutert. Auf einen gesonderten Teilbericht zum Arbeitspaket 2 „Planung für halbtechnische Versuche in situ“ wurde verzichtet. Wichtige Informationen aus dem AP 2 werden im Teilbericht zum AP 4 beschrieben. Die Teilberichte zum AP 1 und zum AP 5 wurden federführend von der BGE TECHNOLOGY GmbH erstellt.

## VERZEICHNIS DER FORMELZEICHEN UND INDIZES

$d$	Korndurchmesser
$d_{\max}$	maximaler Korndurchmesser
$d_5$	Korndurchmesser bei 5 % Siebdurchgang
$d_{50}$	Korndurchmesser bei 50 % Siebdurchgang
$d_{95}$	Korndurchmesser bei 95 % Siebdurchgang
$E_S(\sigma)$	spannungsabhängiger Steifemodul
$F(d)$	Korngrößensummenverteilung
$F_{RRSB}(d)$	Korngrößenverteilungsfunktion
$F_B$	Massenanteil Bentonit
$F_S$	Massenanteil Smektit im Bentonit
$F_Z$	Massenanteil Zuschlag
$m$	Gleichförmigkeitsexponent der Korngrößenverteilungsfunktion
$m_{tr}$	Masse Trockenrückstand
$m_{Press}$	Masse der Bentonitpresslinge
$m_w$	Masse Wasser
$n$	Porosität bzw. Exponent bei der Fullerverteilung
$n_t$	totale Porosität
$n_L$	luftefüllte Porosität
$p_F$	Flüssigkeitsdruck
$p_Q$	gemessener Quelldruck
$p_{Q,0}$	Quelldruck bei $p_F = 0$ (Initialwert)
$S_W$	Sättigung des Porenraumes
$V_{Press}$	Volumen der Bentonitpresslinge
$V_p$	Porenvolumen
$V_0$	Gesamtvolumen
$w$	Wassergehalt
$X_S$	Smektitmasse pro Porenvolumen
$v$	Steifebeiwert
$\rho$	Dichte
$\rho_{tr}$	Trockendichte des Materials, auch als Trockenrohndichte bezeichnet
$\rho_{SB}$	Reindichte Bentonit
$\rho_{SZ}$	Reindichte Zuschlag
$\rho_w$	Dichte der Porenraumflüssigkeit
$\rho_0$	Korndichte des Materials
$\sigma$	Spannung (bei spez. Laststufe)
$\sigma_{Ref}$	Vergleichsspannung (Referenzspannung)
$\varphi$	Volumenanteil
$\omega$	Steifeexponent

## ZUSAMMENFASSUNG

Im Teilbericht zum Arbeitspaket 3 „Laborversuche zu den Arbeitsschritten 2.1 bis 2.6“ werden die Ergebnisse zu Vorbetrachtungen und Versuche im Labor im Rahmen des Vorhabens ELSA - Phase 2 beschrieben. Aufbauend auf dem Stand von Wissenschaft und Technik wurden Baustoffe und Verfahren zur Errichtung und Validierung von Verschlussbauwerken für Schächte untersucht. Das AP3 diente dabei der Vorbereitung und Optimierung der im AP4 umgesetzten halbtechnischen Versuche.

Untersucht wurden:

- Füllsäulen aus verdichtetem Steinsalz, wobei die Korngrößenverteilung und der Wassergehalt von Salzgrus-Ton-Gemischen optimiert und mit Referenzmaterialien aus dem Vorhaben REOPERM verglichen wurde. Weiterhin wurden verschiedene Verdichtungsverfahren evaluiert und ein binäres Gemisch aus Salzbricketts und Salzgrus erprobt. Die entwickelten Salzgrus-Ton-Gemische wurden anschließend im AP4 in halbtechnischen Versuchen eingesetzt.
- Kalotten aus Basaltsteinen als Zusatzelemente in setzungsstabilen Schottersäulen konnten nicht eingehend untersucht werden, da Formsteine mit passender Geometrie und Größe für ein Versuchsgewölbe nicht verfügbar waren. Die Laborversuche beschränken sich auf Messungen des Reibungswinkels zwischen Schmelzbasaltblöcken.
- Elemente aus MgO-Beton mit der thermodynamisch stabilen Rezeptur C3. Die Rezeptur wurde im Vorhaben „Zusammenhang von Chemismus und mechanischen Eigenschaften des MgO-Baustoffs“ entwickelt. Der Baustoff wurde im AP4 im halbtechnischen Maßstab in situ untersucht. Begleitend wurden Laboruntersuchungen zum mechanischen und zum hydraulischen Verhalten sowie zur zeitlichen Entwicklung des Phasenbestandes durchgeführt.
- Vergütungsmöglichkeiten der Auflockerungszone durch Injektionen, wobei über die Forschungsergebnisse anderer teilweise parallelaufender Vorhaben keine geeigneten Versuchsanordnungen gefunden wurden.
- Weiterentwicklung von Asphalt dichtungen. Im Labormaßstab wurden geeignete Bitumensorten identifiziert und gefüllte Bitumen untersucht. Weiterhin wurde ein dichter Steinasphalt auf Basis eines kantengerundeten Schotters und eines Destillationsbitumens 70/100 entwickelt und mit dem System bitumenverfüllte Schottersäule verglichen. Vergleichende Untersuchungen wurden in situ im Steinsalz und im Ton im AP4 fortgeführt. Die Ergebnisse fanden Eingang in Modellierungsarbeiten zum AP5.
- Bentonitdichtelemente, welche nach dem Sandwich-Prinzip aufgebaut sind. Dabei wurden anhand der Ergebnisse von Steigversuchen geeignete Materialien für die Äquipotenzialsegmente im Verschlusselement ausgewählt. Weiterhin wurden die hydraulischen Eigenschaften von Calciumbentonit (Caligel) untersucht. Die ermittelten Eigenschaften wurden bei der Planung der halbtechnischen Versuche (HTV 4 und HTV 5) im AP4 sowie für die hydraulische Modellierung eines Schachtverschlusses berücksichtigt.

Das Ziel des AP3 war, Funktionselemente bzw. Baustoffe für Schachtverschlüsse im Labor zur entwickeln und zu testen sowie Daten für die Kalibrierung von analytischen und numerischen Rechenmodellen zu generieren.

# 1 VORBEMERKUNGEN

## 1.1 Arbeitsschritte und beteiligte Personen

Im Teilbericht werden folgende Arbeitsschritte erläutert:

- Arbeitsschritt 3.1 Füllsäulen aus verdichtetem Steinsalz,
- Arbeitsschritt 3.2 Kalotten aus Basaltsteinen als Zusatzelemente in setzungsstabilen Schottersäulen,
- Arbeitsschritt 3.3 Elemente aus MgO-Beton mit der 3-1-8-Bindemittelphase in Ortbetonbauweise,
- Arbeitsschritt 3.4 Vergütung durch Injektionen,
- Arbeitsschritt 3.5 Weiterentwicklung von Asphalt dichtungen
- Arbeitsschritt 3.6 Untersuchungen zum Bentonitdichtelement im Tonstein

An der Bearbeitung des Vorhabens und der Erstellung der Berichte waren folgende Personen beteiligt:

BGE TECHNOLOGY GmbH  
(vormals DBE TECHNOLOGY GmbH)

Michael Jobmann  
Philipp Herold  
Dr. Christian Müller  
Paola Rocio Leon Vargas

Institut für Bergbau und Spezialtiefbau der  
TU Bergakademie Freiberg

Prof. Dr. Wolfram Kudla  
Dr. Uwe Glaubach (bis Mai 2016)  
Dr. Matthias Gruner  
Martin Hofmann  
Jan Aurich (seit Oktober 2016)  
Volker Beyer (seit November 2016)

Institut für Anorganische Chemie der  
TU Bergakademie Freiberg

Dr. Daniela Freyer  
Dr. Melanie Pannach  
Dr. Iris Paschke  
Regina Moßig

Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig (IfG)

Dr. Klaus Salzer  
Dr. Till Popp  
Christopher Rölke  
Michael Wiedemann

Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser  
und Deponietechnik,  
Wilsnack & Partner, Freiberg (IBeWa)

Dr. Thomas Wilsnack  
Dr. Friedemann Grafe (bis Juni 2019)  
Dr. Uwe Glaubach (seit Juni 2016)  
Thomas Viertel  
Constance Schrickel  
Anke Schieweg

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)  
Kompetenzzentrum für Materialfeuchte (CMM)

Dr. Katja Emmerich  
Dr. Rainer Schuhmann  
Franz Königer

TS Bau GmbH, Niederlassung Jena  
Geschäftsbereich Bergbau

Olaf Einicke  
Jürgen Schrade  
Toni Schmidt

Glückauf Sondershausen Entwicklungs- und  
Sicherungsgesellschaft mbH

Thomas Kießling  
Christian Baum  
Jens Sturm

GTS Grube Teutschenthal Sicherungs GmbH  
& Co. KG

Erik Fillinger  
Jens Biegler

Weiterhin haben an einzelnen Maßnahmen mitgewirkt:

TERRA-MIX Bodenstabilisierungs GmbH

Martin Müller

IBU-tec advanced materials AG

Dr. Steffen Römhild

Stephan Schmidt Meißen GmbH

Thomas Wolf

TU Bergakademie Freiberg im Rahmen studentischer  
Arbeiten

Robin Schulze  
Steve Lindner  
Robin Hoffmann  
Bastian Matzke  
Phillip Knabe

## 1.2 Vorbemerkung zu einigen bodenmechanischen Parametern

Das vorliegende FuE-Vorhaben ist eine interdisziplinäre Aufgabe, bei der Wissenschaftler unterschiedlicher Ingenieurdisziplinen zusammenarbeiten. Hierbei müssen einerseits die speziellen Begriffe und Normen zu den jeweiligen Materialien in der jeweiligen Ingenieurdisziplin berücksichtigt werden. Andererseits muss auf Widersprüche oder unterschiedliche Definitionen geachtet werden. In diesem Bericht wird versucht, den gleichen physikalischen Sachverhalt durch einen einzigen übergeordneten Begriff zu beschreiben, auch wenn der gleiche Sachverhalt in den verschiedenen Fachdisziplinen unterschiedlich definiert ist.

Bei DIN- oder EN-Normen wird auf den Gültigkeitsbereich geachtet und dieser nicht auf andere Materialien / Bereiche übertragen, wenn dies zu unterschiedlichen Betrachtungsweisen führen kann.

Der Wassergehalt wird einheitlich nach DIN EN ISO 17892-1 definiert:

$$w = \left( \frac{m_w}{m_{tr}} \right) \cdot 100 \quad \text{Formel 1-1}$$

$m_w$  Masse des bei einer Temperatur von 105 °C (Trocknung bis Massekonstanz) verdampften Wassers (Differenz aus der Masse vor und nach der Trocknung) [g], [kg]

$m_{tr}$  Masse des getrockneten Rückstandes [g], [kg]

Bei Bentonit werden auch abweichende Trocknungstemperaturen verwendet, jedoch der Wassergehalt nach Formel 1-1 berechnet.

Der für Beton oder andere Baustoffe verwendete Begriff "Feuchtegehalt" wird nicht verwendet, auch nicht für MgO-Beton. Der Begriff "Feuchtemessung" wird, wenn es notwendig ist, beibehalten, weil er in der Technik umgangssprachlich bekannt ist. Es wird jedoch nicht bei jeder Feuchtemessung oder Feuchtedetektion der Wassergehalt bestimmt.

Der in der Bodenmechanik übliche Parameter "Porenanteil" wird als ein für alle Materialien in der Modellierung verwendeter Parameter einheitlich und übergeordnet als Porosität bezeichnet. Sie ist übereinstimmend wie folgt definiert:

$$n = \left( \frac{V_p}{V_0} \right) \cdot 100 = 1 - \left( \frac{\rho_{tr}}{\rho_0} \right) \cdot 100 \quad \text{Formel 1-2}$$

n	Porosität	[%]
$V_p$	Porenvolumen	[m <sup>3</sup> ], [cm <sup>3</sup> ]
$V_0$	Gesamtvolumen	[m <sup>3</sup> ], [cm <sup>3</sup> ]
$\rho_{tr}$	Trockendichte des Materials	[kg/m <sup>3</sup> ], [g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_0$	Korndichte des Materials	[kg/m <sup>3</sup> ], [g/cm <sup>3</sup> ]

Bei Asphalt ist der Begriff Hohlraumgehalt üblich. Es ist aber de facto eine Porosität.

Die Korndichte ist die Dichte des trockenen Partikels (Kornes).

Wenn als Porenvolumen nur die mit Luft gefüllten Poren betrachtet werden, wird die so errechnete Porosität als luftegefüllter Porenanteil bezeichnet.

Die Begriffe "Dichtheit" oder "dicht" werden nach Möglichkeit vermieden und nur dort verwendet, wenn sie Bezug zu einem Kriterium (Dichtheitskriterium – siehe [Kudla et al. 2013]) haben.

## 2 FÜLLSÄULEN AUS VERDICHTETEM STEINSALZ (AP 3.1)

### 2.1 Einleitung

Salzgrus ist als Verfüll- und Abdichtungsmaterial bei der Verwahrung von Schächten im Salzgebirge vorteilhaft. Der arteigene Charakter des Salzgruses garantiert dabei ein Höchstmaß an Kompatibilität mit dem Wirtsgestein. Durch die gezielte Kombination von Salzgrus mit Tonfraktionen, wobei der arteigene Charakter weitestgehend erhalten bleibt, können salzgrusbasierte Baustoffe zusätzlich optimiert werden.

Eine minimale Porosität nach dem Einbau (=Verdichtungsziel) kann durch Optimierung an den Baustoffen sowie an den Einbauverfahren erreicht werden. In Tabelle 2-1 werden drei verschiedene salzgrusbasierte Baustoffgruppen und deren Einbauverfahren unterschieden.

Tabelle 2-1: Vergleich salzgrusbasierter Baustoffe

Nr.	Baustoffsystem	Einbauverfahren
1	Salzgrus-Ton-Gemisch mit optimierter Korngrößenverteilung und optimalem Wassergehalt	Schüttung mit anschließender in-situ-Verdichtung
2	Mehrkomponentensysteme aus Salzgrusbriketts und Salzgrus-Ton-Feinkornfraktion	
3	Gepresste Salzformsteine	fugenarmes Mauerwerk

Des Weiteren existieren Verfahren, bei denen anstelle von gepressten Salzformsteinen aus natürlichem Steinsalz geschnittene Formsteine als fugenarmes Mauerwerk eingesetzt werden [Düsterloh & Lux 2012].

Im Rahmen von Laboruntersuchungen wurden die in der Tabelle 2-1 genannten Baustoffsysteme optimiert und charakterisiert.

### 2.2 Salzgrus-Ton-Gemisch

#### 2.2.1 Grundlagen

In [Butcher et al. 1991], [Stührenberg 2007] und [Stührenberg 2012] wurde gezeigt, dass bei verdichteten Salzgrus-Ton-Gemischen eine geringere Porosität und Permeabilität als bei verdichtetem reinem Salzgrus erreicht werden kann. Für das Verwahrungskonzept des Schachtes Saale (Grube Teutschenthal) wurde eine Widerlager-Füllsäule aus einem in situ kompaktierten Salzgrus-Ton-Gemisch entwickelt. Laboruntersuchungen ergaben ein optimales Mischungsverhältnis von 85 Ma% Salzgrus und 15 Ma% Friedländer Ton, wobei der Mischung 4,5 Ma% Wasser zugegeben wurde. Bei diesem Salzgrus-Ton-Gemisch wurde eine Restporosität von ca. 15 Vol% bei einer Verdichtungsenergie von ca. 2,65 MJ/m<sup>3</sup> gemessen. In [Popp et al. 2013] wird dargestellt, dass diese verdichteten Salzgrus-Ton-Gemische eine Permeabilität gegenüber Salzlösungen von ca. 6·10<sup>-17</sup> m<sup>2</sup> aufweisen.

Nachfolgend wurden erste Feldversuche mit konventioneller Verdichtungstechnik in der Grube *Teutschenthal* durchgeführt (siehe Abbildung 2-1), wobei unbehandeltes Schnittsalz verwendet wurde. Die Ergebnisse sind in der Diplomarbeit [Melzer 2011] beschrieben. Im Ergebnis der Untersuchung besaß das verwendete Salzgrus-Ton-Gemisch keine optimale Korngrößenverteilung. Dadurch kam es bei der Verdichtung infolge von zu hohen Punktlasten zu

Kornbrüchen am Größtkorn. Dieser Kornbruch führte zu Störungen im Korngefüge und damit letztlich zu einer Verminderung der Dichte (siehe Abbildung 2-2).

Auf Grundlage dieser vorangegangenen Betrachtungen wurden umfassendere Untersuchungen zur Optimierung von Salzgrus-Ton-Gemischen durchgeführt.



Abbildung 2-1: Verdichtungstest mit Rüttelplatte in der Grube Teutschenthal [Melzer 2011]



Abbildung 2-2: Strukturelle Störungen im Bereich großer Salzkörner als Folge einer nachteiligen Korngrößenverteilung im Salzgrus-Ton-Gemisch [Melzer 2011]

Die Verdichtung wurde anschließend mit dem Ziel optimiert, den Porenanteil und damit die Permeabilität weiter zu reduzieren. Neben dem Anteil an zugegebenem Wasser und Tonfraktionen wurde auch die Verteilung der Korngrößen des Salzgruses angepasst, in dem Salzgrus mit verschiedenen Kornbändern verwendet wurde.

Des Weiteren wurde REPOPERM-Schnittsalz [Kröhn et al. 2009] aus dem Bergwerk Asse und ESCO-Schnittsalz aus dem Werk Grasleben untersucht. Diese Schnittsalze besitzen eine gewinnungstechnologisch bedingte und damit nahezu unbeeinflusste Korngrößenverteilung, lediglich das Größtkorn wurde limitiert.

## 2.2.2 Ausgangsmaterialien

Im Rahmen der Optimierungen wurden vier verschiedene Salzfraktionen verwendet, welche bei der Tausalzproduktion der GSES mbH in Sondershausen anfallen. Zur Verbesserung der Eigenschaften des Salzgruses wurde Friedländer Ton, ein Bentonitmehl der Marke *FIMONIT* von der Firma FIM Friedland Industrial Minerals GmbH, als Feinkornzuschlag zugegeben.

In den Untersuchungen von [Wimelius & Pusch 2008] ist der Einsatz von Friedländer Ton als ein Material für die Nahfeldbarriere und als Versatzmaterial (Streckenverschluss) im kristallinen Hartgestein im schwedischen Endlagerungskonzept der SKB (Svensk Kärnbränslehantering AB) in Labor- und in-situ-Versuchen erprobt worden.

### 2.2.2.1 Korngrößenverteilungen

Für die Bestimmung der Korngrößenverteilungen wurden in Abhängigkeit von der Korngröße verschiedene Verfahren kombiniert. Der Korngrößenbereich größer 0,25 mm wurde mittels Trockensiebung und der Größenbereich kleiner 0,25 mm mittels Laserbeugung (System *HELOS*, Fa. Sympatec) klassiert. Dazu wurden die Salzproben mittels Druckluft trocken und die Tonproben mit Ultraschall nass dispergiert. Eine trockene Dispergierung der Tonproben ergab eine Korngrößenverteilung, welche um Faktor 10 größer war.

Die Kornbänder der untersuchten Kornfraktionen sind in Tabelle 2-2 angegeben.

Tabelle 2-2: Korngrößen der verwendeten Materialien

Material	Korngrößenverteilung $d_5 - d_{95}$ [mm]	$d_{50}$ [mm]	m
Überkorn (ÜK)	3 – 10	6,03	3,44
Band 6 (B6)	0,4 – 4	1,90	2,06
Band 8 (B8)	0,1 – 1	0,49	1,58
Feinsalz (FS)	0,03 – 0,3	0,14	2,01
Friedländer Ton (FT)	0,001 – 0,08	0,009	0,98
Vergleichsmaterial			
REPOPERM	0,1 – 30	2,35	0,81
ESCO	0,1 – 8	1,48	1,02

In der Abbildung 2-3 sind die verwendeten Kornfraktionen und deren bestimmte Korngrößenverteilung dargestellt<sup>1</sup>.

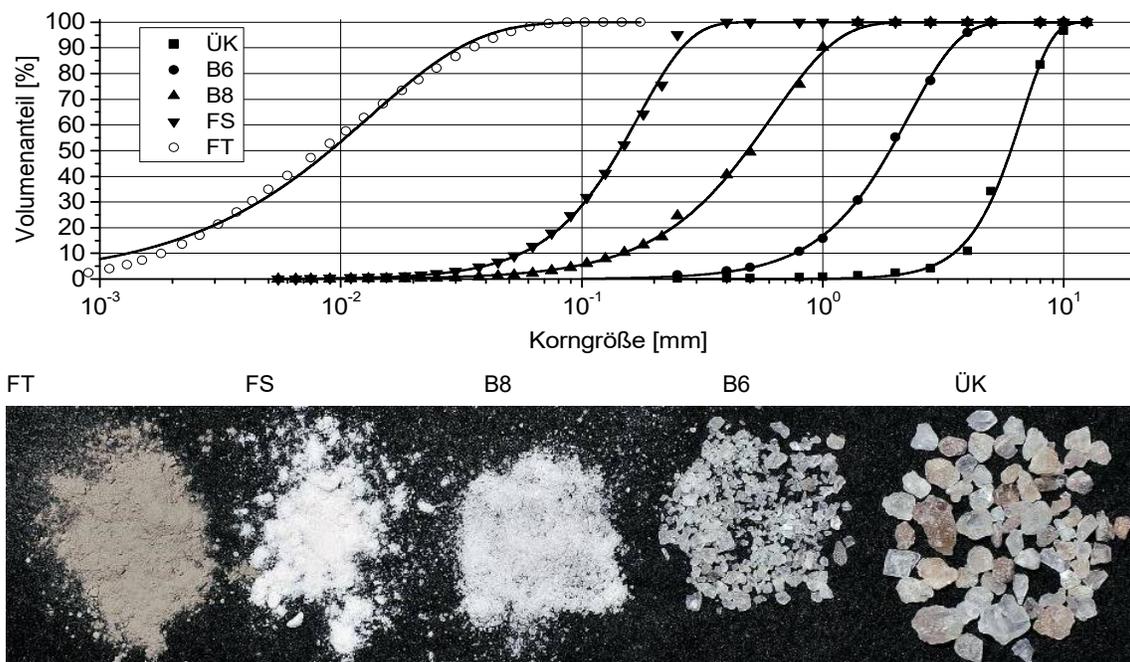


Abbildung 2-3: Verwendete Kornfraktionen und deren Korngrößenverteilung

Für die weiteren Untersuchungen war es notwendig, die bestimmten Korngrößenverteilungen mit einer Verteilsummen-Funktion zu beschreiben. Dazu wurde die RRSB-Funktion nach ROSIN, RAMMLER, SPERLING und BENNET verwendet, welche seit über 80 Jahren in der Aufbereitungstechnik verwendet wird [Rosin & Rammler 1933], [Stoyan 2013]. Nach [Latham et al. 2002] wird die RRSB-Funktion wie in Formel 2-1 angegeben beschrieben.

<sup>1</sup> Üblicherweise werden bei der Korngrößenverteilung Massenanteile angegeben. Ziel der Untersuchung war es jedoch die Porosität zu verringern. Die Porosität wird als Volumenanteil angegeben, weshalb an dieser Stelle auch bei der Korngrößenverteilung Volumenanteile verwendet wurden.

$$F_{RRSB}(d) = 1 - \exp\left\{\ln(0,5)\left(\frac{d}{d_{50}}\right)^m\right\} \quad \text{Formel 2-1}$$

d	Korndurchmesser	[mm]
d <sub>50</sub>	charakteristischer Korndurchmesser bei 50 % Siebdurchgang	[mm]
m	Gleichförmigkeitsexponent der Korngrößenverteilungsfunktion	[-]

Der Parameter d<sub>50</sub> entspricht dabei dem charakteristischen Korndurchmesser bei theoretisch 50 % Siebdurchgang und der Parameter m ist charakteristisch für die Gleichförmigkeit der Körnung bzw. die Steilheit der Verteilsummenkurve bei 50 % Siebdurchgang.

Die bestimmten Verteilsummen der verwendeten Kornfraktionen und Vergleichsmaterialien wurden mittels der RRSB-Funktion mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate angepasst. Die bestimmten Parameter d<sub>50</sub> und m sind ebenfalls in der Tabelle 2-2 angegeben.

### 2.2.2.2 Kornform

Neben der augenscheinlichen Betrachtung wurden auch rasterelektronische Aufnahmen zur Beurteilung der Kornform angefertigt.

Die Körner der Fraktionen ÜK und B6 bestehen überwiegend aus einzelnen Kristallen und Kristallaggregationen mit einer eher gedrungenen bis würfelförmigen Form. Im Gegensatz dazu bestehen die feineren Salzfraktionen B8 und FS aus überwiegend gebrochenen Kristalliten mit einer nadelförmigen bis spitzwinkligen Form (siehe Abbildung 2-4 bzw. Abbildung 2-5). Die nadelförmigen und spitzwinkligen Formen sind eher unvorteilhaft für eine effektive Verdichtung.

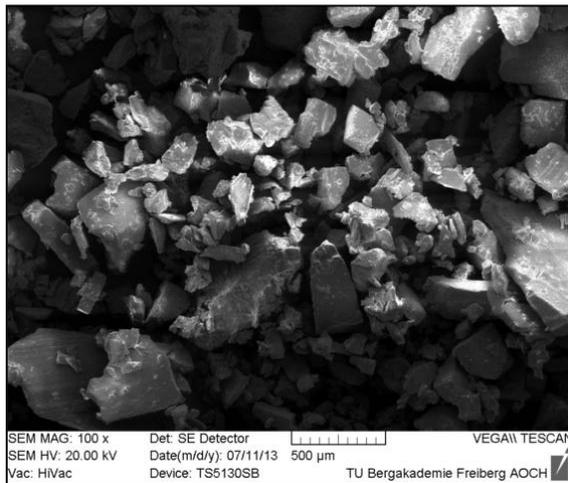


Abbildung 2-4: Kornformen der Fraktion B8

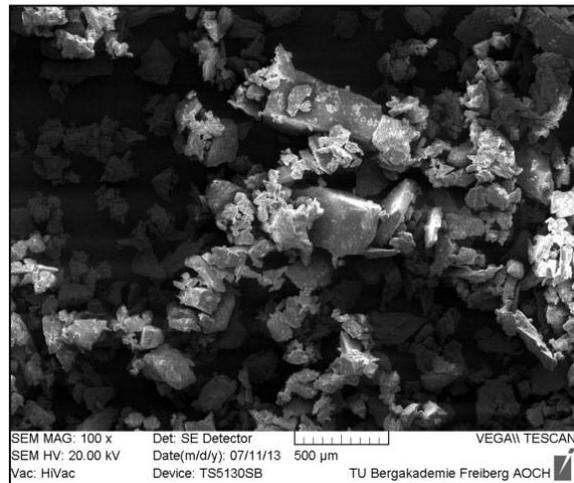


Abbildung 2-5: Kornformen der Fraktion FS

### 2.2.2.3 XRD

Die verwendeten Salzfraktionen der GSES wurden mittels Röntgenbeugung (Pulverdiffraktometrie) untersucht. Im Ergebnis zeigte sich, dass das Salz relativ rein ist und ≤ 5 % Anhydrit enthält. Im Vergleich zwischen den Salzfraktionen untereinander fiel auf, dass die feinste Salzfraktion FS den deutlich höchsten Anteil der Anhydritbeimengungen beinhaltet, während die mittleren Salzfraktionen B6 und B8 Anhydritanteile von ≤ 1 % aufweisen (vgl.

Abbildung 2-6). Bei der größten Fraktion ÜK, welche überwiegend aus Kristallaggregationen besteht, liegt der Anhydritanteil zwischen 1 % und 5 %.

Es wird davon ausgegangen, dass sich durch die Aufbereitung (Brechen und Klassieren) der Anhydritanteil des Ausgangssalzes in der Feinstkornfraktion FS akkumuliert.

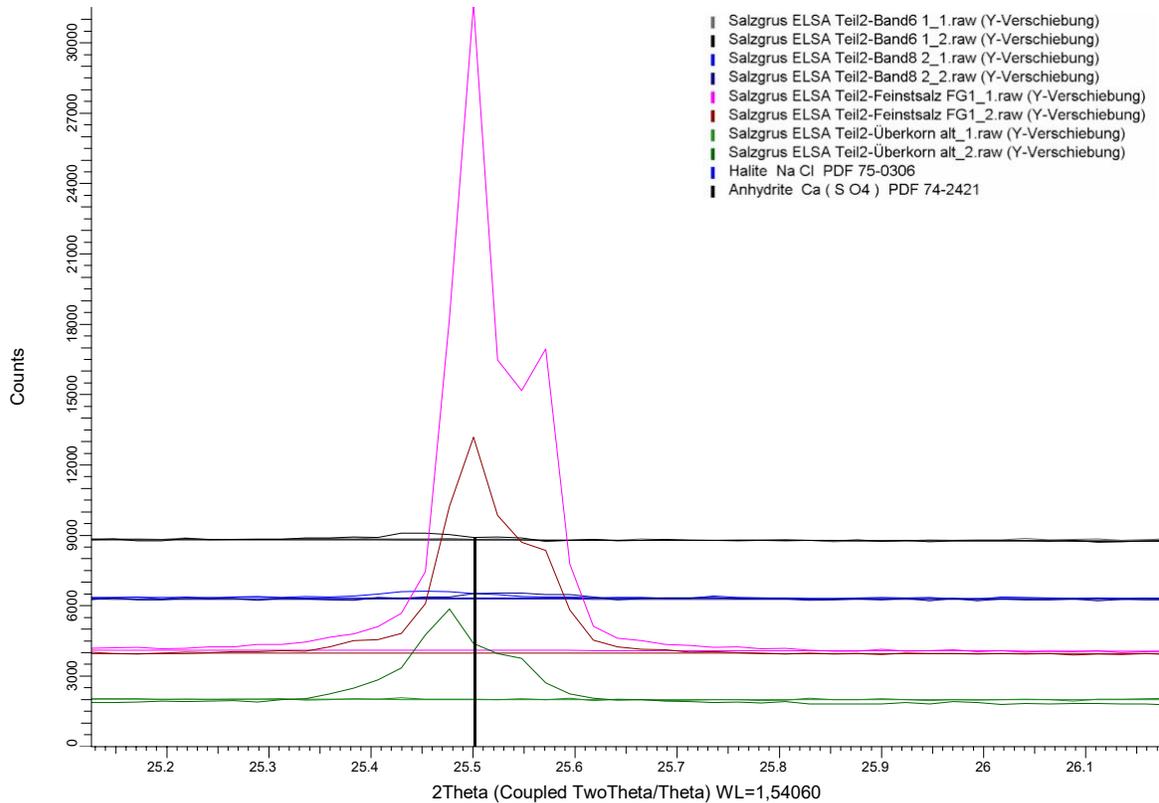


Abbildung 2-6: Detail des Diffraktogramms im Bereich des Anhydrit-typischen Beugungswinkels ( $2\Theta=25,5$ )

#### 2.2.2.4 Korndichte und Wassergehalt

Für die Bestimmung des Wassergehalts wurden die Proben bei 105 °C bis zur Massenkonstanz getrocknet. An den getrockneten Proben wurde anschließend die Korndichte bestimmt, wobei besonders im Bereich der sehr feinen Salzfraktionen, welche unterhalb der Kristallitgröße aufgeschlossen sind, auch von einer Reindichte gesprochen werden kann. Die Dichte wurde mit der Gasverdrängungsmethode mit dem Gerät *AccuPyc 1340* der Fa. Micromeritics bestimmt. Von jedem Material (außer der Fraktion ÜK) wurden 2 Proben genommen und diese jeweils wieder in 2 Proben geteilt. An jeder dieser 4 Proben wurde dann jeweils mit 10 Helium-Spülzyklen das Kornvolumen gemessen. Die hohe Zahl an Wiederholungsmessungen dient der statistischen Sicherheit, da der Fehler bei der Korndichtebestimmung der Hauptunsicherheitsfaktor bei der Berechnung der Porosität in verdichteten Salzgrus-Proben ist [Kröhn et al. 2009].

In der Tabelle 2-3 sind die typischen Wassergehalte und Korn- bzw. Reindichten der in den Voruntersuchungen verwendeten Materialien angegeben.

Tabelle 2-3: Typische Wassergehalte und Korndichten der verwendeten Materialien

Material	Wassergehalt [%]	Korndichte [kg/m <sup>3</sup> ]
Überkorn (ÜK)	0,06 ± 0,02	n.b. (=B6)
Band 6 (B6)	0,07 ± 0,02	2165,2 ± 0,5
Band 8 (B8)	0,10 ± 0,07	2165,8 ± 0,7
Feinsalz (FS)	0,18 ± 0,08	2173,4 ± 0,4
Friedländer Ton (FT)	3,22 ± 0,49	2733,2 ± 4,2
Vergleichsmaterial		
REPOPERM	0,07	2172,2 ± 1,0
ESCO	0,18	2168,4 ± 0,9

Vor allem der Wassergehalt des Friedländer Tones reagiert sensitiv auf die Umgebungsbedingungen und kann damit zwischen 3 % und 7 % variieren. Diese Sensitivität erschwert auch die Bestimmung der Korndichte des Friedländer Tones, da während der Messung in Folge der Heliumspülungen im *AccuPyc 1340* eine stetige Abnahme der gemessenen Dichte (gemessenes Volumen nimmt bei konstant betrachteter Masse zu) beobachtet wurde. Diese Änderungen liegen im Bereich von 1 kg/m<sup>3</sup> bis 5 kg/m<sup>3</sup>.

Die Dichte von reinem Steinsalz (Halit, NaCl) kann theoretisch aus den chemischen Komponenten und deren kristallografischen Gitteraufbau berechnet werden. Für die kubische Kristallform des Halit sind die Gitterkonstanten zur Beschreibung der Elementarzelle in allen drei Raumrichtungen gleich groß und betragen 5,6404 Å bzw. 5,6404·10<sup>-10</sup> m. Damit ergibt sich ein Volumen der kubischen Elementarzelle zu 1,7944·10<sup>-28</sup> m<sup>3</sup>. Die Elementarzelle des Halit beinhaltet 4 Natrium- und 4 Chloratome, womit sich anhand der einzelnen Molmassen ein Molgewicht der Elementarzelle zu 0,233771 kg·mol<sup>-1</sup> ergibt. Durch Division mit der AVOGADRO-Konstante (6,02214·10<sup>23</sup> mol<sup>-1</sup>) ergibt sich das Gewicht der Elementarzelle zu 3,8819·10<sup>-25</sup> kg. Mit dem bereits berechneten Volumen der Elementarzelle (1,7944·10<sup>-28</sup> m<sup>3</sup>) ergibt sich damit eine theoretische Reindichte der Kristallstruktur des Halit zu 2163,3 kg/m<sup>3</sup> [Anthony et al. 1997].

Da in der Natur das Steinsalz als Evaporitmineral immer mit Beimengungen anderer Minerale mit überwiegend höheren Reindichten (z.B. Anhydrit ~ 2980 kg/m<sup>3</sup>) vorkommt, werden meistens höhere Reindichten an natürlichem Steinsalz gemessen.

Der Vergleich der theoretischen Reindichte mit den gemessenen Korndichten bestätigt diesen Trend und deckt sich auch mit den Ergebnissen der Pulverdifraktometrie (siehe Abschnitt 2.2.2.3). Die feineren Kornfraktionen des Salzgruses zeigen eine etwas höhere Korndichte, was gemäß der Pulverdifraktometrie auf Beimengungen von Anhydrit zurückzuführen ist. Die Korndichte der Salzfraktion *Band 6* liegt nahe an der theoretischen Reindichte und bestätigt damit auch die Ergebnisse der Pulverdifraktometrie, welche einen vergleichsweise geringen Anteil Anhydrit vermuten ließ.

Die Korndichte der Fraktion *Überkorn* wurde nicht bestimmt. Diese wird gleich der Korndichte der Fraktion *Band 6* angenommen.

### 2.2.3 Untersuchungsverfahren

Um den Einfluss der Korngrößenverteilung auf den Verdichtungsprozess zu beurteilen, wurden verschiedene Mischungen mit einem Marshallverdichter verdichtet. Dieser Verdichter wird üblicherweise zur Herstellung von verdichteten Proben aus Walzasphalt verwendet und ist nach DIN EN 12697-30 standardisiert.

Der Marshallverdichter besteht aus einem Hammer mit einer flachen kreisrunden Schlagfläche (Durchmesser 98,4 mm) und einer Führungsstange für das Fallgewicht. Das Fallgewicht hat ein Gewicht von 4,536 kg bei einer Fallhöhe von 0,457 m und wird von einem Motor angetrieben (siehe Abbildung 2-7).



Abbildung 2-7: Aufbau des Marshallverdichters mit dem Hammer und dem Fallgewicht (in der Hand gehalten)



Abbildung 2-8: Zylinderförmige Form des Marshallverdichters

Die Proben wurden in einer standardisierten Marshallform mit einem Durchmesser von 101 mm und einer Höhe von 77 mm verdichtet (siehe Abbildung 2-8). Der Marshallverdichter hat in der beschriebenen Konfiguration eine Schlagenergie von 20,5 J pro Schlag.

Aus Gründen der Vergleichbarkeit wurden alle Proben mit dem gleichen Feststoffvolumen von ca. 270 cm<sup>3</sup> eingebaut und mit einer kumulativen spezifischen Verdichtungsenergie von ca. 15,4 MJ/m<sup>3</sup> verdichtet. Daraus resultieren 200 Verdichtungsschläge auf die Oberseite der von Hand gemischten Proben. Während der Verdichtung wurde die Dicke der Probe nach verschiedenen Schlagzahlen bzw. Verdichtungsenergien gemessen. Durch diese Vorgehensweise konnte der Fortschritt der Verdichtung und damit die Abnahme der Porosität aufgezeichnet werden. In Abhängigkeit von den verschiedenen Materialien und der Anzahl der Verdichtungsschläge variierte die resultierende Probenhöhe nach der Verdichtung zwischen 36 und 40 mm, während die Durchmesser der Proben gleich dem Durchmesser der Form war.

Als Bewertungskriterium für die Optimierung können verschiedene Materialeigenschaften genutzt werden. Hinsichtlich der angedachten Hauptfunktion als setzungsarme Füllsäule und Abdichtelement sind die Porosität (Gesamtporosität und luftgefüllte Porosität) und auch die Permeabilität nach der Verdichtung maßgeblich, wobei der Feststoffgehalt bzw. die Porosität das maßgebliche Kriterium für das lastabhängige Kompaktionsverhalten einer Füllsäule ist [Kröhn et al. 2009]. Da die Permeabilität nur aufwendig zu bestimmen ist, wurde für die Optimierung die Porosität  $n$  verwendet.

Zunächst wird aus der Dichte der Probe und dem Wassergehalt des Salzgrus-Ton-Gemischs die Trockendichte nach Formel 2-2 berechnet.

$$\rho_{tr} = \frac{\rho}{1 + \left(\frac{w}{100}\right)} \quad \text{Formel 2-2}$$

$\rho$	Dichte der Probe	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_{tr}$	Trockendichte der Probe	[g/cm <sup>3</sup> ]
w	Wassergehalt der Probe	[%]

Aus der Trockendichte und der laborativ bestimmten mittleren Korndichte des Salzgrus-Ton-Gemischs wurde anschließend die Porosität der Probe nach Formel 2-3 berechnet.

$$n = \left(1 - \frac{\rho_{tr}}{\rho_0}\right) \cdot 100 \quad \text{Formel 2-3}$$

n	Porosität	[%]
$\rho_0$	mittlere Korndichte des Gemischs (auch Reindichte)	[g/cm <sup>3</sup> ]

Die Porosität n enthält die Volumenanteile der in der Probe enthaltenen flüssigen und gasförmigen Phasen. Die Dichte wurde durch verschiedene Verfahren bestimmt, wobei das Volumen der Proben durch Ausmessen der Geometrie und zum anderen mittels Tauchwägewerfahren nach DIN EN ISO 17892-2 in Silikonöl bestimmt wurde.

Des Weiteren kann der Anteil der verbliebenen Luftporen (luftegefüllte Porosität  $n_L$ ) nach Formel 2-4 berechnet werden.

$$n_L = \left(1 - \frac{\rho}{\rho_0}\right) \cdot 100 \quad \text{Formel 2-4}$$

$n_L$	luftegefüllte Porosität	[%]
-------	-------------------------	-----

Die Trockendichte  $\rho_{tr}$  der Salzgrus-Ton-Gemische wurde anhand der Wassergehalte der Mischungskomponenten und dem Anteil des zugegebenen Wasseranteils berechnet. Die Dichte von Wasser wurde als temperaturunabhängig mit 1000 kg/m<sup>3</sup> angenommen.

Da es sich bei Salzgrus-Ton-Gemischen um Mischungen von Feststoffen mit unterschiedlicher Korndichte  $\rho_{i,0}$  handelt, muss die Korndichte der Mischung  $\rho_{\Sigma,0}$  anhand der Volumenanteile  $\varphi_i$  der Mischungskomponenten nach Formel 2-5 berechnet werden.

$$\rho_{\Sigma,0} = \frac{\sum_{i=1}^n (\varphi_i \cdot \rho_{i,0})}{100\%} = \frac{\sum_{i=1}^n m_{i,d}}{\sum_{i=1}^n V_{i,d}} \quad \text{Formel 2-5}$$

$\varphi$	Volumenanteil	[-]
-----------	---------------	-----

In den Voruntersuchungen wurde der Ausgangswassergehalt der Mischungskomponenten nicht mit in die Auswertung einbezogen, da deren Einfluss als konstant und damit irrelevant für die vergleichenden Optimierungsuntersuchungen angesehen wurde. Im Verlauf der Untersuchungen zeigte sich jedoch, dass gerade der Wassergehalt des Friedländer Tons und des Feinsalzes sehr sensitiv auf Änderungen der Umgebungsbedingungen reagierte. Daraus resultieren im Vergleich zu den früheren Veröffentlichungen [Glaubach 2014], [Glaubach 2015], [Glaubach et al. 2014b], [Glaubach et al. 2014c], [Kudla et al. 2014] eine abweichende Porosität und Rezepturangabe. An den vergleichenden Bewertungen zu den untersuchten Mischungsrezepturen änderte dies jedoch nichts.

## 2.2.4 Voruntersuchungen

Der Einfluss der Korngrößenverteilung auf die maximale Packungsdichte ist bekannt, wobei die empirische Verteilung nach FULLER [Fuller & Thomson 1907] in vielen technischen Anwendungen als optimale Korngrößenverteilung für ein zu verdichtendes Korngemisch angesehen wird. Diese „Idealverteilung“ wird durch eine GAUDIN-SCHUHMANN Potenzfunktion beschrieben und ist als FULLER-Verteilung (Formel 8) bekannt.

$$F_F(d) = \left( \frac{d}{d_{\max}} \right)^n \quad \text{Formel 2-6}$$

d	Korndurchmesser	[mm]
d <sub>max</sub>	maximaler Korndurchmesser	[mm]
n	FULLER-Exponent	[-]

Der Verteilungskoeffizient (FULLER-Exponent n) beschreibt die Steilheit der Verteilungsfunktion und hat den größten Einfluss auf die Packungsdichte eines granularen Materials. In der Literatur ist dieser Verteilungskoeffizient auch als ANDREASEN-Koeffizient nach der Publikation [Andreasen 1930] bekannt.

Ein System aus polydispersen idealen Kugeln erreicht eine maximale Packungsdichte bei einer FULLER-Verteilung mit einem FULLER-Exponenten von  $n = 0,5$ , während für kantige bzw. gebrochene Körner ein optimaler FULLER-Exponent von  $n \sim 0,4$  genannt wird [Fuller & Thomson 1907].

Es existiert für alle natürlichen und gebrochenen Körnungen eine spezifische optimale Korngrößenverteilung, wobei deren Kenntnis das Ziel vieler Untersuchungen in der Literatur ist. Optimale Korngrößenverteilungen werden häufig in der Betonentwicklung und in der die Pulvermetallurgie gesucht.

In erster Linie kann die optimale Korngrößenverteilung durch aufwendige Untersuchungsprogramme im Labor identifiziert werden, wobei jedoch Verteilungsmodelle, wie das Modell von FULLER, sehr hilfreich sind.

Im Falle der FULLER-Verteilung wird für ein spezifisches Material der optimale FULLER-Exponent  $n$  benötigt. Dessen Bestimmung für ein polydisperses Material mit nicht-kugeliger Kornform ist nach wie vor ein wichtiges Untersuchungsgebiet in der Wissenschaft [Latham et al. 2002], [Yu & Standish 1993].

Die Arbeit [Yu & Standish 1993] zeigt dabei, dass der optimale FULLER-Exponent  $n$  für verschiedene Kornpackungen zwischen 0,25 und 1,0 variieren kann und a priori unbekannt ist. Einen anderen Standpunkt beschreibt die Veröffentlichung [Peronius & Sweeting 1985], welche generell einen optimalen FULLER-Exponenten  $n = 0,5$  für alle Kornformen unterstellt.

Generell ist in der Literatur sehr wenig über die optimale Korngrößenverteilung von Salzgrus bekannt. Die Diplomarbeit [Becker 2013], welche die empirische Optimierung eines gefügestabilisierten Versatzmaterials auf der Basis von Salzgrus beschreibt, nennt einen optimalen FULLER-Exponenten  $n = 0,3$  für eine dabei entwickelte Salzgrus-Mischung (2. Spalte in Tabelle 2-4).

Tabelle 2-4: Optimale Mischungszusammensetzung nach BECKER und KNORR in Ma%

Mischungskomponenten	Rezeptur nach BECKER [Becker 2013]	Rezeptur nach KNORR [Knorr 2013]
Überkorn (ÜK)	29 Ma%	24,8 Ma%
Band 6 (B6)	27 Ma%	23,1 Ma%
Band 8 (B8)	44 Ma%	37,6 Ma%
Feinsalz (FS)	--	--
Friedländer Ton (FT)	--	14,6 Ma%
Wasser (bzgl. Trockengemisch)	--	4,6 Ma%

Obwohl die BECKER-Mischung für eine abweichende Zielstellung entwickelt wurde, kam diese bei den weiteren Untersuchungen in der Diplomarbeit [Knorr 2013] zum Einsatz. Dabei wurde durch Zugabe von 15 Ma% Friedländer Ton und 4 Ma% Wasser (bzgl. der Trockenmischung) ein Salzgrus-Ton-Gemisch (siehe Spalte 3 in Tabelle 2-4) entwickelt, welches eine Weiterentwicklung auf Basis der beschriebenen Erkenntnisse von MELZER [Melzer 2011] ist. Die Arbeit von KNORR beschreibt weiterhin die Übertragung der Laborergebnisse zur Verdichtung von Salzgrus-Ton-Gemischen auf den in-situ-Maßstab. Des Weiteren haben die Untersuchungen von BECKER gezeigt, dass für die Befeuchtung des Salzgruses eine Salzlösung nicht zwingend verwendet werden muss. Es zeigte sich anhand der Laborversuche, dass ein trockenes Vormischen der Salz- und Tonkomponenten vor der Befeuchtung das beste Mischungsergebnis ergibt. Die Rezeptur von KNORR wurde als Basis für den weiteren Optimierungsprozess herangezogen und wurde als Rezeptur STG-1 (zwischenzeitlich auch als EBSM bezeichnet) weiterentwickelt.

Der erste Großversuch zur Verdichtung von Salzgrus wurde von Sandia National Laboratories (1996) mittels dynamischer Intensivverdichtung durchgeführt [Ahrens & Hansen 1996]. Dabei wurden 40 m<sup>3</sup> Salzgrus von der *WIPP-site* in 3 Lagen (Lagenmächtigkeit 1,2 m) durch ein 9144 kg schweres Fallgewicht (Fallhöhe 15 m) systematisch mit einer Verdichtungsenergie von 8,1 MJ/m<sup>3</sup> verdichtet. Um die Verdichtung zu verbessern, wurden ca. 1 % Süßwasser dem ansonsten unbehandelten Schnittsalz zugegeben. Nach der Verdichtung wurde eine berechnete Porosität von ca. 10 % (angegebene Reindichte 2160 kg/m<sup>3</sup>) und eine Gaspermeabilität von 9·10<sup>-14</sup> m<sup>2</sup> bestimmt [Ahrens & Hansen 1996].

Die Salzgrus-Ton-Gemische wurden im Vorhaben ELSA-Phase 2 in situ mittels Impulsverdichtung, welche z.B. von der Firma Terra-Mix (Österreich) angeboten wird, verdichtet (vgl. Teilbericht zum AP 4.1). Ein großer Vorteil dieser Methode ist die genaue Führung des Fallgewichts (9000 kg) in Kombination mit einer relativ hohen Schlagfrequenz (~0,5 Hz). Dabei werden pro Schlag je nach Fallhöhe zwischen 60 kJ und 144 kJ an Verdichtungsenergie freigesetzt [Adam et al. 2011]. Der erste Feldversuch mit dieser Verdichtungstechnologie wurde im Sommer 2013 in Zusammenarbeit mit den Nachauftragnehmern Terra-Mix und TS-Bau durchgeführt (siehe AP 4).

Eine sehr umfangreiche Untersuchung von Salzgrus-Ton-Gemischen wurde im Rahmen der Studienarbeit [Schulze 2014] durchgeführt. Dabei wurden die Salzfraktionen der GSES nach dem in der Betontechnologie angewandten Schlupfkornprinzip hinsichtlich einer optimalen Kornverteilung empirisch optimiert. Dabei wurden die in der Tabelle 2-5 angegebenen Rezepturen für ein optimales Salzgrusgemisch gefunden. In der Auswertung zeigte sich, dass die Kornverteilungen der Mischungen deutlich mit einer FULLER-Verteilung mit einem FULLER-

Exponenten von  $n = 0,5$  korrelieren. Dieses Ergebnis war etwas überraschend und war die Grundlage für die weiteren Untersuchungen.

Tabelle 2-5: Optimale Mischungszusammensetzung des Salzgrus nach dem Schlupfkornprinzip nach [Schulze 2014] in Ma%

Mischungskomponenten	Rezeptur 1 nach SCHULZE	Rezeptur 2 nach SCHULZE
Überkorn (ÜK)	43,5 Ma%	58,0 Ma%
Band 6 (B6)	16,5 Ma%	22,0 Ma%
Band 8 (B8)	40,0 Ma%	--
Feinsalz (FS)	--	20,0 Ma%

Weiterhin wurde der Einfluss der Einwirkzeit des zugegebenen Wassers auf die Tonfraktion der Salzgrus-Ton-Gemische untersucht. Tendenziell verringerte sich dabei die Porosität der Probenkörper in den ersten zwei Stunden nach der Verdichtung um 0,1 % bis 0,2 %. Eine längere Lagerung beeinflusste das Verdichtungsergebnis nicht maßgeblich.

In Abbildung 2-9 ist die Entwicklung der Porosität während der Marshall-Verdichtung von verschiedenen Salzgrusmaterialien mit 4 % Wassergehalt gegenübergestellt.

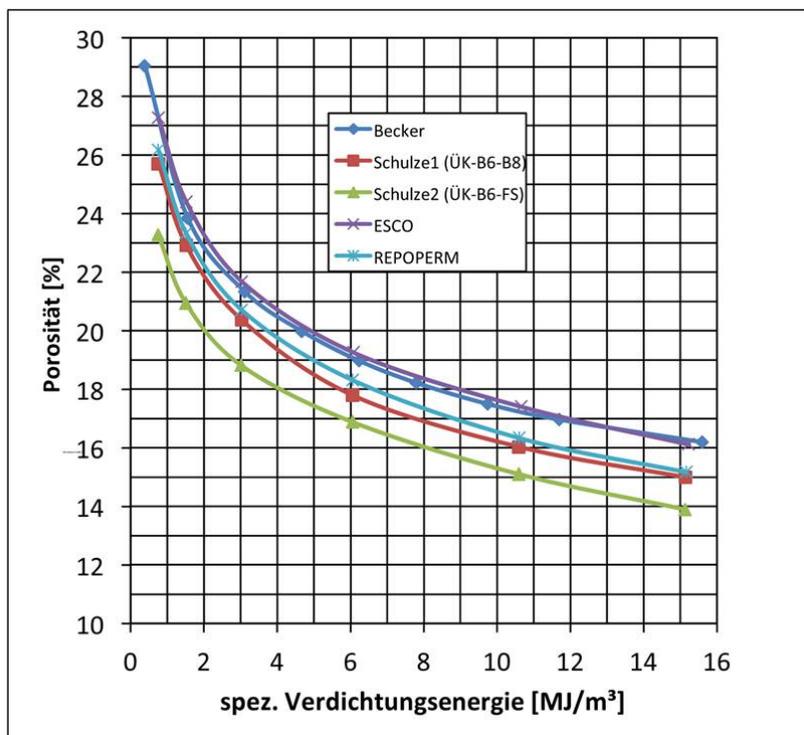


Abbildung 2-9: Abnahme der Porosität bei Verdichtung von verschiedenen Salzgrus-Materialien

Deutlich erkennbar ist, dass sich das Verdichtungsergebnis des Salzgrus der Rezeptur nach BECKER und das Material von ESCO kaum unterscheiden. Nach 200 Verdichtungsschlägen wurde eine Porosität von ca. 16 % in den Proben nachgewiesen. Das REPOPERM-Material zeigte ein vergleichbares Verdichtungsverhalten wie die Rezeptur 1 nach SCHULZE, wobei die Porosität ca. 15 % betrug. Die Rezeptur 2 nach SCHULZE erreichte nach 200 Verdichtungsschlägen eine Porosität von 14 %. Im Mittel wurde an diesen Rezepturen ohne

zugegebenen Ton nach 200 Verdichtungsschlägen eine Porosität von ca. 15,3 %  $\pm$  0,9 % bestimmt.

In den Voruntersuchungen in [Schulze 2014] wurde festgestellt, dass Salzgrus-Ton-Gemische mit Tonanteilen zwischen 13% und 20 % die geringste Permeabilität aufweisen. Die niedrigste Porosität wird jedoch nur mit geringeren Tonanteilen erreicht.

Salzgrus-Ton-Gemische können so weit verdichtet werden, bis eine luftegefüllte Porosität  $n_L$  von 1 % bis 2 % erreicht ist. Die verbleibenden 1 % bis 2 % Luft können nicht mehr durch Verdichtung des Gemisches reduziert werden, da die luftegefüllten Poren keine geschlossenen Porenkanäle mehr bilden, damit die Luft bei Verdichtung entweichen kann. Die Permeabilität ist in diesem Zustand am geringsten und nicht weiter durch Verdichtung reduzierbar.

Die Untersuchungen von SCHULZE zeigen außerdem, dass der Tonanteil zugleich mit dem Wassergehalt optimiert werden muss und beide Anteile von der applizierten Verdichtungsenergie abhängig sind. Ein Sättigungswassergehalt des Friedländer Tones von 60 % bis 80 % stellt dabei ein Optimum dar.

Des Weiteren wurden durch SCHULZE, der in der Bodenmechanik übliche Proctorverdichter (mit Ausgleichsplatte) mit dem im Asphaltbau üblichen Marshallverdichter verglichen. Dabei zeigte sich, dass bei theoretisch gleicher Verdichtungsenergie im Proctorverdichter eine deutlich höhere Porosität im Verdichtungsversuch erzielt wurde. Die Verdichtungsergebnisse beider Verdichter sind also in der Praxis nicht vergleichbar. Die Ursachen liegen sehr wahrscheinlich an dem unterschiedlichen mechanischen Aufbau der beiden Verdichter und den daraus resultierenden unterschiedlichen Schlagdynamiken sowie dem unterschiedlichen Durchmesser-Länge-Verhältnis der Proben.

Der Vorteil des Proctorverdichters ist, dass verschiedene genormte Fallgewichte (2,5 kg, 4,5 kg und 15 kg) und genormte Fallhöhen (300 mm, 455 mm und 600 mm) verwendet werden können. Durch die Kombination der verschiedenen Fallgewichte und Fallhöhen können bis zu 9 verschiedene Schlagenergien zwischen 7,4 J und 88,3 J erzeugt werden. In den Versuchen von SCHULZE zeigte sich, dass das Verdichtungsergebnis bei Salzgrus-Ton-Gemischen nicht nur von der kumulativen Verdichtungsenergie, sondern auch von der Energie der Einzelschläge abhängt. Bis zu einer Schlagenergie von ca. 25 J kommt es bei den untersuchten Salzgrus-Ton-Gemischen im Proctor-Verdichter zu einer stetigen Verringerung der Porosität. Bei weiterer Erhöhung der Schlagenergie kommt es zu Kornbruch. Erst bei Steigerungen der Schlagenergie über 70 J wird eine weitere Verringerung der Porosität erreicht.

## 2.2.5 Optimierung der Salzgruskomponenten

### 2.2.5.1 Optimierungsansatz

Nach [Yu & Standish 1993] wird eine granulare Mischung als Mischung von einzelnen Partikelmischungen betrachtet. Demnach ist die Korngrößensummenverteilung der granularen Mischung das Ergebnis einer Mischung der jeweiligen Korngrößensummenverteilungen der einzelnen Partikelmischungen. Dieser Betrachtung folgend ergibt sich nach Formel 2-7 die Korngrößensummenverteilung der Mischung  $F_{mix}$  als volumetrisch gewichtete Summe der jeweiligen Korngrößensummenverteilungen  $F_i$  der  $n$  Mischungskomponenten.

$$F_{\text{mix}}(d) = \sum_{i=1}^n \frac{\varphi_i \cdot F_i(d)}{100 \%}$$

Formel 2-7

wobei  $0 < \varphi_i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ )  $< 100 \text{ Vol. \%}$  und  $\sum_{i=1}^n \varphi_i = 100 \text{ Vol. \%}$

F(d)	Korngrößensummenverteilung	
n	Anzahl der Mischungskomponenten	[-]
$\varphi$	Volumenanteil	[-]

Während einer numerischen Optimierungsprozedur wurden die Volumenanteile  $\varphi_i$  der Mischungskomponenten mit Hilfe einer Minimierung der Fehlerquadrate derartig optimiert, dass eine beste Anpassung an eine vorgegebene Zielfunktion (z.B. FULLER-Verteilungsfunktion) erreicht wurde. Zur Beschreibung der Korngrößensummenverteilung der Mischungskomponenten wurde, wie bereits beschrieben, die RRSB-Funktion verwendet.

### 2.2.5.2 Bestimmung des optimalen Verteilungsexponenten

Als ersten Schritt zur Optimierung von Salzgrus-Ton-Gemischen galt es, den optimalen FULLER-Verteilungsexponenten  $n$  zu bestimmen. Da im Ergebnis von umfangreichen Voruntersuchungen (siehe Abschnitt 2.2.4) ein FULLER-Verteilungsexponent  $n = 0,5$  vermutet wurde, wurden in einer ersten Versuchsreihe 10 verschiedene Salzgrus-Gemische mit FULLER-Verteilungsexponenten im Bereich  $n = 0,333$  bis  $n = 0,633$  untersucht.

Dazu wurden mit Hilfe des im vorangegangenen Kapitel beschriebenen Optimierungsansatzes, die 4 verfügbaren Salzgrusfraktionen derartig miteinander kombiniert, dass die gewünschten FULLER-Verteilungen bestmöglich angenähert wurden. Die daraus resultierenden Volumenanteile der Salzfraktionen in den Mischungen sind in Abbildung 2-10 dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die größte Fraktion (ÜK) und die feinste Fraktion (FS) den maßgeblichen Einfluss auf den FULLER-Verteilungsexponenten  $n$  haben.

Die 10 verschiedenen Salzgrus-Gemische wurden mittels Marshall-Verdichter (vgl. Abschnitt 2.2.3) verdichtet. Dabei wurde ein Wassergehalt von 2 % eingestellt und eine spezifische Verdichtungsenergie von  $6 \text{ MJ/m}^3$  (entspricht 80 Verdichtungsschlägen) angewendet.

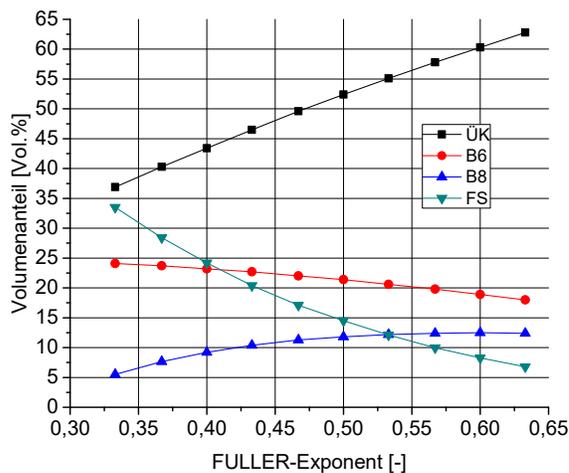


Abbildung 2-10: Volumenanteile der Salzfraktionen in den Mischungen bzgl. der untersuchten FULLER-Verteilungsexponenten

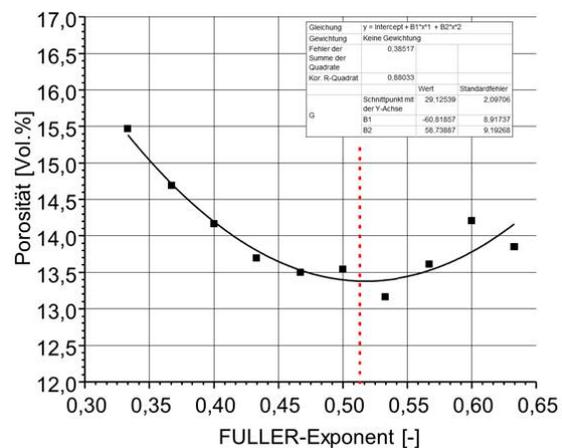


Abbildung 2-11: Erzielte Porosität der Mischungen mit den verschiedenen FULLER-Verteilungsexponenten bei einer Verdichtungsenergie von  $6 \text{ MJ/m}^3$

Die nach Formel 2-3 bestimmte Porosität nach der Verdichtung ist in Abhängigkeit des FULLER-Verteilungsexponenten der Mischungen in Abbildung 2-11 dargestellt. Die Ergebnisse wurden mit einer quadratischen Fitfunktion angenähert und deren Minimum bei  $n \sim 0,51$  bestimmt. Damit wurde die Vermutung aus den Voruntersuchungen bestätigt und die These aus [Peronius & Sweeting 1985] gestützt, welche generell einen optimalen FULLER-Exponenten  $n = 0,5$  für alle Kornformen unterstellt.

Da im Ergebnis der Versuchsreihe ein relativ „breites“ Minimum gefunden wurde, sprach nichts dagegen, der These von PERONIUS und SWEETING zu folgen. Dadurch wurde für alle weiteren Untersuchungen ein optimaler FULLER-Verteilungsexponent  $n = 0,5$  angenommen, womit sich die in Tabelle 2-6 angegebene Rezeptur für ein optimales Salzgrusgemisch ergab.

Tabelle 2-6: Optimale Mischungszusammensetzung des Salzgrus mit einem FULLER-Exponenten  $n = 0,5$

Mischungskomponenten	Anteile in Ma%
Überkorn (ÜK)	52,3 Ma%
Band 6 (B6)	21,4 Ma%
Band 8 (B8)	11,8 Ma%
Feinsalz (FS)	14,5 Ma%

### 2.2.5.3 Optimaler Wassergehalt

Nach der Optimierung der Korngrößenverteilung von Salzgrus-Ton-Gemischen wurde in einer Versuchsreihe anhand der gefundenen optimalen Salzgrus-Mischung (Tabelle 2-6) der Einfluss des Wassergehalts untersucht. Dazu wurde der Wassergehalt der Salzgrus-Mischung in Tabelle 2-6 zwischen 0,5 % und 4,0 % variiert und die Proben gemäß Abschnitt 2.2.3 verdichtet. Während der Verdichtung wurde die Porosität bei 4 verschiedenen spezifischen Verdichtungsenergien gemessen. In der Abbildung 2-12 ist die erreichte Porosität bei den 4 verschiedenen Verdichtungsenergien in Abhängigkeit des Wassergehalts dargestellt.

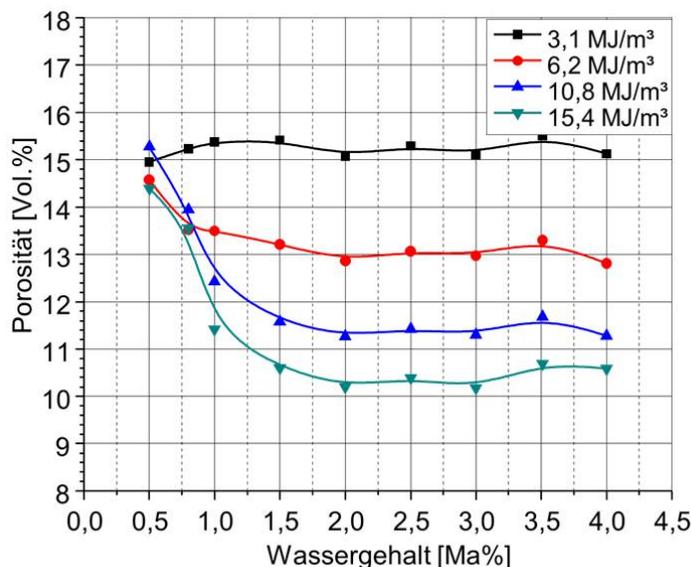


Abbildung 2-12: Vergleich der Porosität von verschiedenen befeuchteten FULLER-optimierten Salzgrus-Gemischen bei verschiedenen Verdichtungsenergien

Im Bereich des Ausgangswassergehalts des Salzgrus (0,5 %) zeigte sich, dass mit zunehmender Verdichtungsenergie kaum eine Verringerung der Porosität erreicht wird. Weiterhin wurde deutlich, dass bei geringer Verdichtungsenergie ( $\sim 3 \text{ MJ/m}^3$ ) der Wassergehalt des Salzgrus keinen maßgeblichen Einfluss auf die Verdichtung hat. Erst mit höheren spezifischen Verdichtungsenergien spielt der Wassergehalt eine zunehmende Rolle.

Die Ursache liegt wahrscheinlich darin, dass mit zunehmender Verdichtung die Reibung zwischen den Körnern und damit die „Schmierwirkung“ des anhaftenden Wassers deutlich stärker an Einfluss gewinnt. Eine Steigerung des Wassergehalts über 2,0 % bewirkt jedoch bei der Verdichtung von Salzgrus keine weitere Verringerung der Porosität (bei gleicher Verdichtungsenergie). Diese Erkenntnis deckt sich auch mit den Erfahrungen der dynamischen Intensivverdichtung von Salzgrus [Ahrens & Hansen 1995], [Ahrens & Hansen 1996].

#### **2.2.5.4 Vergleich mit konventionellem Schnittsalz**

Wie im vorangegangenen Kapitel beschrieben, wurde in dem FULLER-optimierten Salzgrus-Gemisch mit einem Wassergehalt zwischen 1,5 % und 4,0 % und mit einer spezifischen Verdichtungsenergie von  $15,4 \text{ MJ/m}^3$  eine Porosität von  $10,4 \% \pm 0,2 \%$  erreicht. Im Vergleich zu den konventionellen Schnittsalzen (vgl. Abschnitt 2.2.4) wurde durch die FULLER-Optimierung eine deutliche Verringerung der Porosität erreicht.

Dies hat auch zur Folge, dass sich die bereits hoch verdichteten Salzgrus-Gemische unter petrostatischem Druck nicht mehr so stark kompaktieren, da sie bereits hoch verdichtet sind. Die stützende und auch abdichtende Funktion von Füllsäulen aus Salzgrus tritt damit schneller ein. Dadurch werden z. B. nach der Verdichtung eine schnellere Übertragung des Gebirgsdruckes auf die Füllsäule erwartet.

#### **2.2.6 Optimierung des Ton- und Wassergehalts**

Vergleichbar mit den Erfahrungen aus der Betontechnologie dominiert die feinste Fraktion (Ton) die Partikelinteraktionen mit dem zugegebenen Wasser (bindiges Verhalten des Tons). Dadurch wurde der Ton nicht mit in die numerische FULLER-Optimierung der Korngrößensummenverteilung einbezogen. Stattdessen wurde der Anteil des Friedländer Tons und auch der Anteil des zuzugebenden Wassers durch vergleichende Versuchsreihen optimiert.

In dieser Versuchsreihe wurde das im Abschnitt 2.2.3 beschriebene Verdichtungsverfahren angewendet und die Proben bei 4 verschiedenen spezifischen Verdichtungsenergien ( $3,1$ ;  $6,2$ ;  $10,8$  und  $15,4 \text{ MJ/m}^3$ ) verdichtet.

##### **2.2.6.1 Rezeptur mit Überkorn STG-2**

Insgesamt wurden 34 Proben, basierend auf der FULLER-optimierten Salzgrusrezeptur, mit verschiedenen Anteilen an Friedländer Ton und Wasser verdichtet. Der Wassergehalt lag zwischen 1,1 und 11,0 Vol% (bzgl. trockener Feststoffanteil), während der Tonanteil in den trockenen Feststoffen zwischen 0,0 und 11,9 Vol% variiert wurde. Die Abbildung 2-13 zeigt die Verteilung der Proben in dem beschriebenen Untersuchungsbereich.

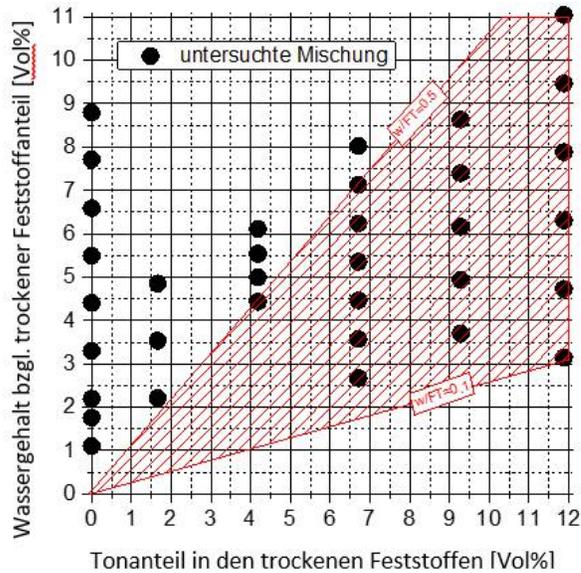


Abbildung 2-13: Untersuchte Salzgrus-Ton-Gemische



Abbildung 2-14: Typische Marshall-verdichtete Probe aus einem Salzgrus-Ton-Gemisch

Um die Sättigung des Tons zu limitieren, wurde anfangs ein Wasser-Tonmehl-Masseverhältnis ( $w/FT$ ) zwischen 0,1 und 0,5 gewählt (rot schraffierter Bereich in Abbildung 2-13).

Während der Untersuchungen wurde versucht, den Tonanteil auf ein Minimum zu reduzieren. Dabei war es jedoch nicht möglich, innerhalb des gewünschten Wasser-Tonmehl-Masseverhältnisses zu bleiben, da auch der Feinanteil der Salzfraktionen auf Grund der hohen Oberfläche einen gewissen Wasseranspruch besaß. Dadurch stieg das Wasser-Tonmehl-Masseverhältnis auf bis zu 1,1 an, sodass derartige Mischungen einen vermeintlich nahezu mit Wasser gesättigten Tonanteil aufwiesen.

Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in der Abbildung 2-15 für 4 verschiedene spezifische Verdichtungsenergien in dreidimensionalen Diagrammen angegeben. Dabei bilden der Wassergehalt und der Tonanteil die Diagrammbasis (x- und y-Richtung) und die erreichte Porosität ist in z-Richtung angegeben.

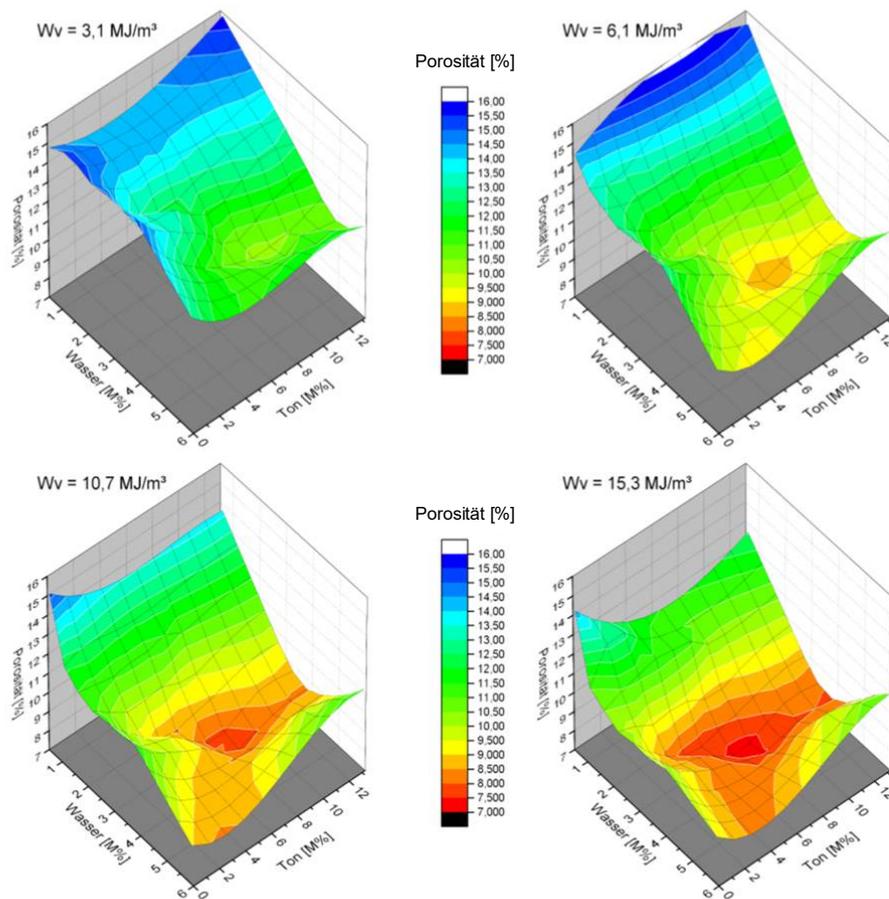


Abbildung 2-15: Ergebnisse der Optimierung des Anteils an Ton und Wasser

Der optimale Tonanteil im trockenen Salzgrus-Ton-Gemisch liegt bei ca. 7,8 Ma%, während der optimale Wassergehalt von der Verdichtungsenergie abhängig ist. Je höher die Verdichtungsenergie ist, desto geringer muss tendenziell der optimale Wassergehalt sein. Bei einer Verdichtungsenergie oberhalb von 10 MJ/m<sup>3</sup> liegt der optimale Wassergehalt bei ca. 3,4 % (bzgl. der Trockenmasse). In Abhängigkeit von der Eigenfeuchte der Ausgangsmaterialien ergibt sich damit eine typische Wasserzugabe bei der Herstellung des Salzgrus-Ton-Gemisches von ca. 2,7 % bis 2,9 %. Das Wasser/Tonmehl-Verhältnis liegt damit bei ca. 0,35.

Die FULLER-optimierte Rezeptur STG-2 mit einem optimalen Anteil an Friedländer Ton und Zugabewasser und die empirische Rezeptur STG-1 als Weiterentwicklung der Rezeptur nach KNORR (Tabelle 2-4) sind in Tabelle 2-7 angegeben.

Tabelle 2-7: Optimale Mischungszusammensetzung der Rezeptur STG-2 im Vergleich zur Rezeptur STG-1

Mischungskomponenten	Anteile STG-2 in Ma%	Anteile STG-1 in Ma%
Überkorn (ÜK)	48,1 Ma%	24,8 Ma%
Band 6 (B6)	19,8 Ma%	23,1 Ma%
Band 8 (B8)	10,9 Ma%	37,6 Ma%
Feinsalz (FS)	13,4 Ma%	-
Friedländer Ton	7,8 Ma%	14,6 Ma%
Summe	100,0 Ma%	100,0 Ma%
opt. Wassergehalt bzgl. Trockenmasse	3,4 Ma%	5,1 Ma%

### 2.2.6.2 Rezeptur ohne Überkorn (STG-3)

Durch die Verwendung der Fraktion *Überkorn* wurde zwar hinsichtlich der Verdichtbarkeit und einer minimalen Porosität eine optimale Kornabstufung in der Salzgrus-Fraktion erreicht, aber es ergaben sich daraus auch Nachteile. Diese zeigten sich erst bei der Anwendung der Rezeptur STG-2 im halbtechnischen Maßstab (siehe folgender Abschnitt und Teilbericht zum AP 4). So neigte die Grobfraction der Rezeptur deutlich zum Entmischen während der Handhabung des Materials bei der Herstellung und beim Einbau. Des Weiteren zeigten Dünnschliffuntersuchungen an hochverdichteten Proben die Tendenz, dass die Fraktion *Überkorn* in der Rezeptur STG-2 zum Kornbruch neigt [Jobmann 2016].

Um diese Nachteile zu minimieren, wurde eine FULLER-optimierte Rezeptur STG-3 entwickelt, welche ohne die Fraktion *Überkorn* zusammengesetzt ist und damit ein Größtkorn von 4 mm besitzt. Der Anteil an Friedländer Ton und Wasser wurde nicht optimiert, sondern als Mittel aus den Rezepturen STG-1 und STG-2 abgeleitet.

Die verwendete Mischungszusammensetzung der Rezeptur ohne *Überkorn* (STG-3) ist in Tabelle 2-8 angegeben.

Tabelle 2-8: Verwendete Mischung mit und ohne Tonanteil der Rezeptur mOBSM (ohne Überkorn)

Mischungskomponenten	Anteile ohne Ton und ohne Wasser in Ma%	Anteile STG-3 in Ma%
Überkorn (ÜK)	-	-
Band 6 (B6)	65,6 Ma%	58,5 Ma%
Band 8 (B8)	20,2 Ma%	17,5 Ma%
Feinsalz (FS)	14,2 Ma%	13,5 Ma%
Friedländer Ton (FT)	-	10,5 Ma%
Summe	100,0 Ma%	100,0 Ma%
opt. Wassergehalt bzgl. Trockenmasse	-	4,16 Ma%

### 2.2.7 Vergleich der neu entwickelten Salzgrus-Ton-Gemische

In der Abbildung 2-16 sind die Verdichtungskurven aus den Verdichtungsversuchen mit den 3 Salzgrus-Ton-Gemischen gegenübergestellt.

In den Verdichtungsversuchen zeigte sich, dass die Rezeptur STG-3 ein ähnlich gutes Verdichtungsverhalten hat, wie die Rezeptur STG-2 mit der Fraktion *Überkorn*. Die Proben der Rezeptur STG-3 hatten eine Porosität von ca. 9,5 % nach dem beschriebenen Marshallverdichtungsverfahren. Die Verdichtungskurven laufen parallel zur Rezeptur STG-2, deren Proben nach dem beschriebenen Marshallverdichtungsverfahren eine Porosität von ca. 7,7 % aufwiesen.

Das Verdichtungsverhalten der empirischen Mischung STG-1 weicht vom Verdichtungsverhalten der optimierten Mischungen STG-2 und STG-3 ab. Bei einer spez. Verdichtungsenergie von ca. 7 MJ/m<sup>3</sup> wird eine Porosität von ca. 10,5 % erreicht, welche durch eine weitere Steigerung der Verdichtungsenergie kaum verringert werden kann.

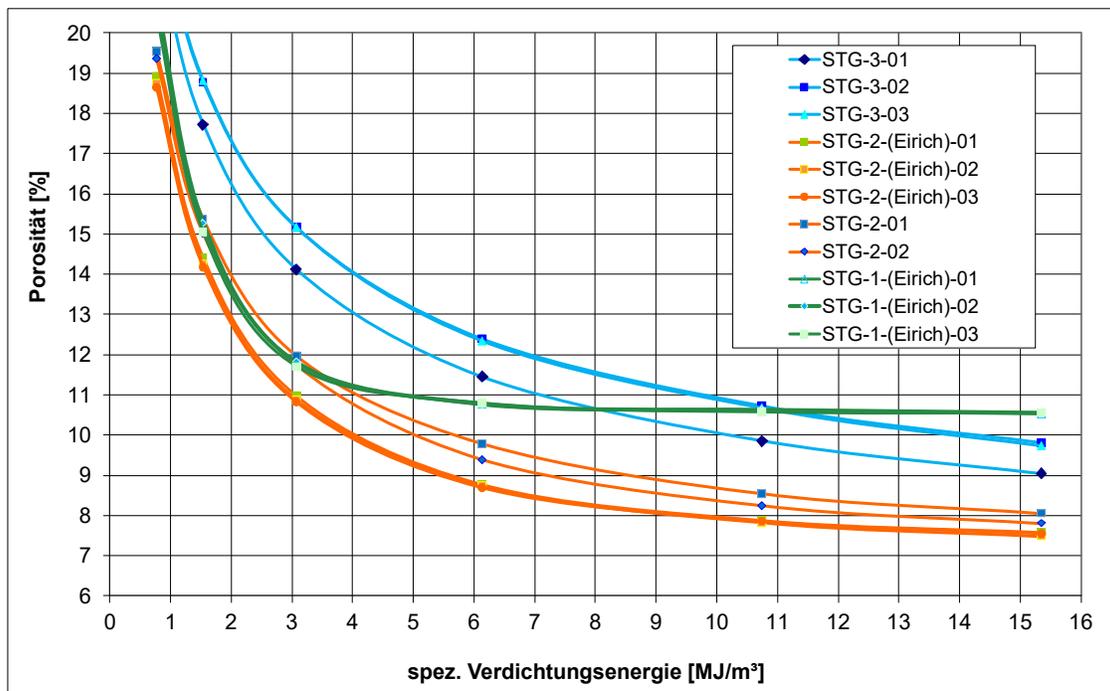


Abbildung 2-16: Vergleich des Verdichtungsverhaltens der entwickelten Salzgrus-Ton-Gemische

In der Tabelle 2-9 ist die im Labor erreichte Porosität in den Marshallverdichtungsversuchen gegenübergestellt.

Tabelle 2-9: Im Labor erreichte Porosität der neu entwickelten Rezepturen

Rezeptur	Mittlere Porosität bei einer spez. Verdichtungsenergie von 15,2 MJ/m <sup>3</sup>
STG-1	10,5 %
STG-2	7,8 %
STG-3	9,5 %

## 2.2.8 Mischtechnik

Für die großmaßstäbliche Verdichtung in halbtechnischen Versuchen müssen die im Labor gewonnenen Erfahrungen zur Verdichtung und auch zur Mischtechnologie bei den Salzgrus-Ton-Gemischen in den Feldmaßstab übertragen werden.

Im Rahmen der Versuche mit der Marshallverdichtung wurden die Kornfraktionen immer von Hand nach Augenmaß gemischt. Dabei hat sich bewährt, dass die granularen Komponenten trocken vorgemischt werden und danach das benötigte Wasser in einem zweiten Mischungsprozess hinzugefügt wurde.

Im Rahmen der halbtechnischen Untersuchungen an den verschiedenen Salzgrus-Ton-Gemischen wurde auch der Einfluss der jeweiligen Mischtechnik untersucht. Es zeigte sich dabei, dass konventionelle Zwangsmischer, wie sie bspw. bei der Betonherstellung angewendet werden, nicht geeignet sind. Die Mischenergie konventioneller Zwangsmischer ist wahrscheinlich zu niedrig um die feuchten Salzgrus-Ton-Gemische ausreichend zu homogenisieren. Durch das bindige Verhalten, welches aus dem Anteil an Ton und Wasser resultiert, kam es zu relativ starken Anbackungen der Feinanteile an den Mischwerkzeugen und in den Behälterbereichen, welche nicht von Abstreifern erreicht wurden (Abbildung 2-17). Des Weiteren bildeten sich kugelförmige Granalien aus dem Feinanteil des Salzgrus-Ton-Gemischs mit bis zu 30 mm Durchmesser, welche einen Entmischungsprozess verstärkten. Für das trockene Vormischen der granularen Komponenten erschienen konventionelle Zwangsmischer aber geeignet.



Abbildung 2-17: Typische Anbackungen (links) und Granalien (rechts) bei konventionellen Zwangsmischern



Abbildung 2-18: Typisches Mischgut bei Nutzung eines Intensivmischers

Deutlich bessere Ergebnisse wurden bei der Nutzung eines schnelllaufenden Intensivmischers mit einem schrägstehenden und ebenfalls drehenden Mischbehälter erreicht (Fa. Maschinenfabrik Gustav Eirich GmbH & Co KG). Derartige Geräte gibt es in Laborgröße mit 1 dm<sup>3</sup> bis 50 dm<sup>3</sup> Behältervolumen bis hin zur Industriegröße mit einem Behältervolumen von mehreren Kubikmetern.

Für Vorversuche wurde ein Labormischer *EIRICH R05T* mit 40 dm<sup>3</sup> verwendet und damit an Testmischungen die optimalen Parameter zur Mischzeit und zur Drehzahl des Werkzeugs identifiziert. In der Abbildung 2-18 ist das Mischgut der Rezeptur STG-2 nach dem Mischvorgang

in einem Intensivmischer abgebildet. Die dabei im Labor gewonnenen optimalen Mischparameter konnten direkt in den Industriemaßstab skaliert werden.

Mit Hilfe eines EIRICH-Mischers *R11*, welcher 250 dm<sup>3</sup> Mischvolumen hat, wurden zusammen mit der Fa. *IBUtec* in Weimar jeweils ~ 5300 kg Mischgut der drei Rezepturen STG-1, STG-2 und STG-3 für einen Großversuch zur Erprobung der Impulsverdichtung (STV-3, vgl. Abschnitt 3.3 im Teilbericht zum AP 4) hergestellt. Dabei wurden jeweils 24 Mischchargen von je 210 kg gemischt und jede dieser 24 Mischchargen vor dem Austrag aus dem Mischbehälter repräsentativ beprobt.

Während des Mischvorganges hat es sich als praktikabler erwiesen, die zuletzt entwickelte Rezeptur *STG-3* hinsichtlich des Wassergehaltes anzupassen und damit den optimalen Wassergehalt um 0,2 % auf 4,4 % zu erhöhen.

Für den industriellen Mischversuch wurden komplett neue Chargen an Salzgrusfraktionen und Friedländer Tonmehl angeliefert. Diese wurden hinsichtlich ihres Wassergehalts und der Trockenkorndichte untersucht. Die Ergebnisse sind Tabelle 2-10 angegeben.

Im Vergleich zu den im Labor verwendeten Materialien (siehe Tabelle 2-3) waren die gelieferten Salzfraktionen etwas trockener. Die Salzfraktionen waren offensichtlich etwas nachgetrocknet, da diese teilweise über viele Wochen unter Tage gelagert wurden. Gerade die Fraktion FS war in den Bigbags zu massiven Blöcken verklumpt und musste für die Dosierung zu den Mischungen aufwendig zerkleinert werden. Hinsichtlich der Korndichte zeigte die Fraktion B8 etwas erhöhte Werte, was wahrscheinlich aber eine Folge des Zeitpunktes der Materialgewinnung und damit des Lagerstättenteils in der Grube Sondershausen war.

Tabelle 2-10: Typische Wassergehalte und Korndichten der verwendeten Materialien für den Mischversuch im industriellen Maßstab

Material	Wassergehalt [Ma%]	Korndichte [kg/m <sup>3</sup> ]
Überkorn (ÜK)	0,04	n.b. (=B6)
Band 6 (B6)	0,06	2168,1 ± 2,0
Band 8 (B8)	0,05	2176,7 ± 7,2
Feinsalz (FS)	0,08	2178,2 ± 2,7
Friedländer Ton (FT)	2,86	2739,8 ± 3,3

Direkt nach dem Mischen wurde das Mischgut in Bigbags verstürzt, wobei sich zeigte, dass die Austragstechnik einen wichtigen Einfluss auf etwaige Entmischungsvorgänge der verschiedenen Rezepturen hat.

STG-2

STG-3

STG-1



Abbildung 2-19: Typische Schüttbilder der verschiedenen Rezepturen nach der Übergabe in Bigbags

Die Rezepturen mit der Fraktion ÜK (STG-1 und STG-2) neigten deutlich stärker zum Entmischen als die Rezeptur STG-3 ohne die Fraktion ÜK (vgl. Abbildung 2-19). Gerade bei der weiteren Verwendung des teilweise entmischten Mischgutes im Großversuch STV-3 (siehe Teilbericht zum AP 4) konnte kein optimales Einbauergebnis erreicht werden. Durch Modifizierungen des Austragswegs aus dem Mischer könnten die beobachteten Entmischungserscheinungen zukünftig minimiert werden.

Die Proben aus den einzelnen Mischchargen der 3 Rezepturen wurden hinsichtlich des Wassergehaltes und der Verdichtbarkeit mit dem beschriebenen Marshall-Verdichtungsverfahren mit einer Verdichtungsenergie von 15,4 MJ/m<sup>3</sup> untersucht.

In der Abbildung 2-20 sind die Ergebnisse an den im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-2 gegenübergestellt. Da bei der industriellen Mischung der 3 Rezepturen mit der Rezeptur STG-2 (Probe OBSM-1-1<sup>2</sup>) angefangen wurde, schwankte der Wassergehalt am Anfang des Mischablaufes etwas stärker.

Eine Ausnahme stellte die Probe OBSM-7-1 dar, welche durch einen Dosierungsfehler einen zu geringen Ton- und Wasseranteil enthielt. Bei der Mittelung der Ergebnisse wurde diese Probe nicht berücksichtigt.

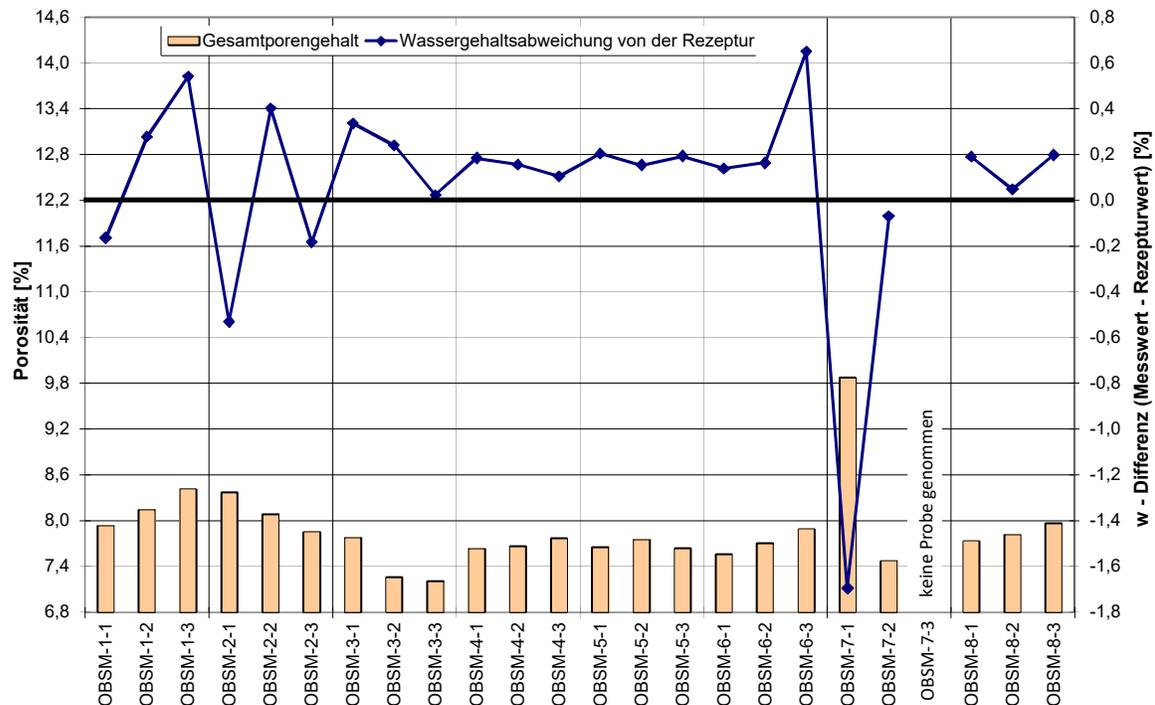


Abbildung 2-20: Gegenüberstellung der erreichten Porosität und des Wassergehalts der im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-2 (vormals OBSM)

In der Abbildung 2-21 sind die Ergebnisse an den im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-3 gegenübergestellt. Auch dabei zeigte sich bei den ersten

<sup>2</sup> Die alte Bezeichnung der Rezeptur STG-2 lautete OBSM. Auf eine nachträgliche Umbenennung der einzelnen Proben wurde an dieser Stelle verzichtet.

Mischchargen eine etwas höhere Schwankung des Wassergehaltes am Anfang des Mischablaufes. Nach ca. 5 Mischchargen wurde eine nahezu konstante Mischqualität erreicht.

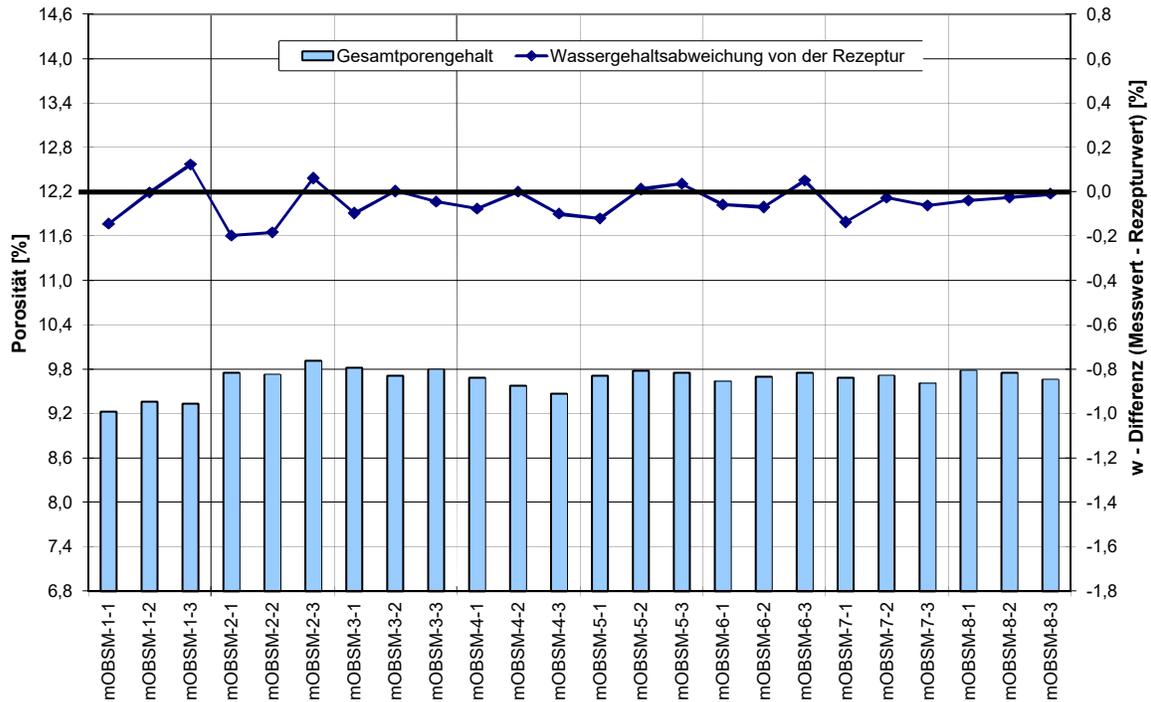


Abbildung 2-21: Gegenüberstellung der erreichten Porosität und des Wassergehaltes der im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-3 (vormals mOBSM)

In der Abbildung 2-22 sind die Ergebnisse an den im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-1 gegenübergestellt. Insgesamt wurde bei der Rezeptur eine nahezu konstante Mischqualität erreicht.

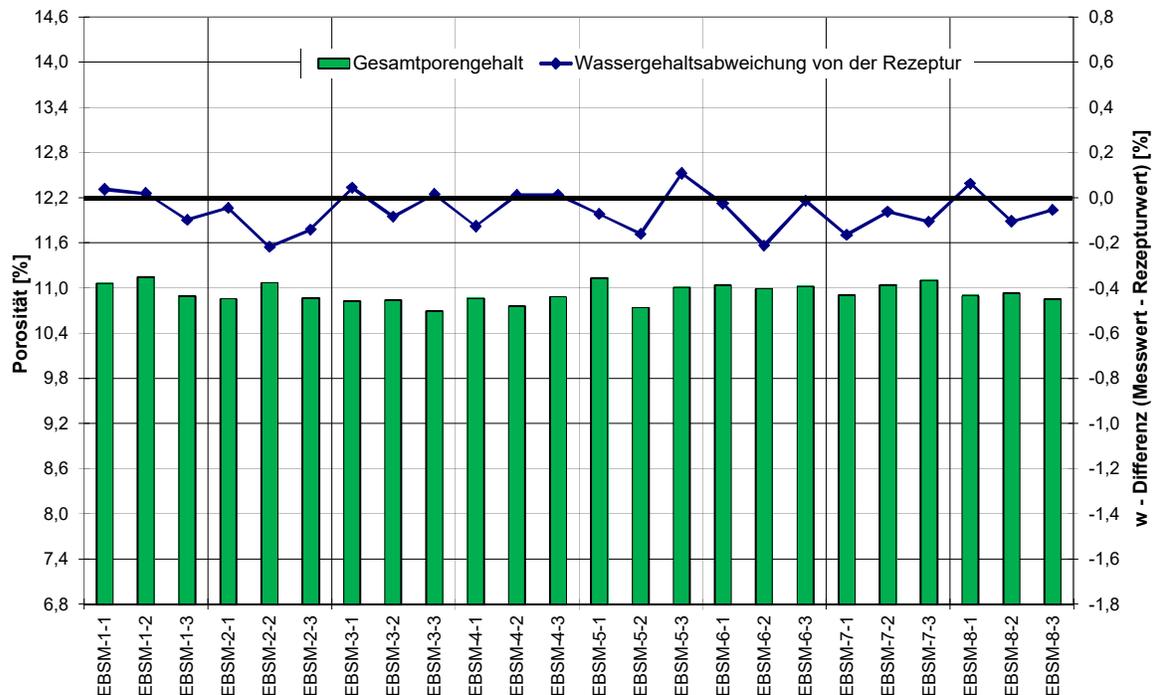


Abbildung 2-22: Gegenüberstellung der erreichten Porosität und des Wassergehalts der im Labor untersuchten Proben der industriell gemischten Rezeptur STG-1 (vormals EBSM)  
 Zusammenfassend zeigte sich, dass durch den angewendeten Herstellungsablauf kontinuierlich ein homogenes Mischgut hergestellt werden konnte. An den jeweils 3 Rezepturen wurden die in der Tabelle 2-11 angegebenen mittleren Wassergehalte und die angegebene Porosität nach der Marshall-Verdichtung gemessen.

Tabelle 2-11: Vergleich der Soll- und Ist-Werte anhand der industriell gemischten Rezepturen

Reihenfolge	Rezeptur	Soll-Wassergehalt	mittl. Ist-Wassergehalt	Soll-Porosität	mittl. Ist-Porosität
1	STG-2	3,40 Ma%	3,47 Ma% ± 0,23 Ma%	7,8 %	7,49 % ± 0,36 %
2	STG-3	4,37 Ma%	4,25 Ma% ± 0,13 Ma%	9,5 %	9,36 % ± 0,16 %
3	STG-1	5,11 Ma%	4,98 Ma% ± 0,09 Ma%	10,5 %	10,58 % ± 0,17 %

Generell zeigt sich, dass die im industriellen Maßstab hergestellten Salzgrus-Ton-Gemische STG-2 und STG-3 eine etwas geringere Porosität erreichten, was wahrscheinlich auf den besseren Aufschluss der Mischungskomponenten durch den verwendeten Intensivmischer zurückzuführen ist. Die Rezeptur STG-1 unterlag insgesamt etwas geringeren Schwankungen und Abweichungen im Vergleich zu den Zielwerten aus dem Labor, was aber auch eine Folge der Reihenfolge der hergestellten Mischungen und damit des Erfahrungszuwachs (Lerneffekt) des Personals sein kann. Insgesamt wurde tendenziell im industriellen Mischprozess ein qualitativ hochwertigeres Mischprodukt als bei den händischen Mischungen im Labor erhalten.

Neben der berechneten Porosität wurden die Marshall-verdichteten Proben auch hinsichtlich der luftgefüllten Porosität ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 2-12 angegeben.

Tabelle 2-12: Vergleich der luftgefüllten Porosität der industriell gemischten Rezepturen

Rezeptur	luftgefüllte Porosität
STG-1 (EBSM)	0,40 % ± 0,19 %
STG-2 (OBSM)	0,55 % ± 0,39 %
STG-3 (mOBSM)	0,62 % ± 0,09 %

Im Ergebnis zeigte sich, dass bei allen 3 Rezepturen eine rechnerisch verbliebene luftgefüllte Porosität von deutlich unter 1 % erreicht wurde. Hinsichtlich der Verdichtung wurde damit ein optimales Ergebnis erreicht.

Die industriell gemischten Rezepturen wurden im Rahmen des Großversuchs STV-3 zur Erprobung der Impulsverdichtung verwendet. Die Ergebnisse sind im Teilbericht zum AP 4 beschrieben.

### 2.2.9 Permeabilität von verdichteten Salzgrus-Ton-Gemischen

Während der Untersuchungen und Optimierung an verschiedenen Salzgrus-Ton-Gemischen, wurden auch die Permeabilität einzelner Proben durch das Institut für Bohrtechnik und Fluidbergbau gemessen (Tabelle 2-13).

Tabelle 2-13: Randbedingungen und Ergebnisse der durchgeführten Permeabilitätsbestimmungen

Material /Rezeptur	Porosität [%]	Prüffluid	Messregime	Manteldruck [MPa]	Permeabilität [m <sup>2</sup> ]
STG-1 (Terra-Mix-Vorversuch) TM2.5	11,2	Gas	Instationär nach $1 \cdot 10^3$ s	1,5	$1,0 \cdot 10^{-16}$
STG-1 (Terra-Mix-Vorversuch) TM2.1	15,3	Gas	stationär	0,6	$2,4 \cdot 10^{-14}$
STG-2 mit einem FULLER-Exponenten von 0,3; ohne Ton	13,6	Gas	stationär	0,6	$(4 - 7) \cdot 10^{-14}$
STG-2 mit einem FULLER-Exponenten von 0,3; modifiziert mit 16 % Ton	8,6	Gas	instationär	1,5	$< 1 \cdot 10^{-22}$
STG-2 (M1-K1-L1) aus Muldenversuchen STV-1 und STV-2	11,9	Gas	instationär	0,6	$2,4 \cdot 10^{-14}$
		Salzlösung	stationär am Anfang		$6,0 \cdot 10^{-16}$
			stationär am Ende		$1,8 \cdot 10^{-19}$
STG-2 (M1-K1-L2) aus Muldenversuchen STV-1 und STV-2	14,7	Gas	instationär	0,6	$4,1 \cdot 10^{-14}$
		Salzlösung	stationär am Anfang		$1,0 \cdot 10^{-15}$
			stationär am Ende		--
STG-2 (M1-K4-L3) aus Muldenversuchen STV-1 und STV-2	17,6	Gas	instationär	0,6	$8,8 \cdot 10^{-13}$
		Salzlösung	stationär am Anfang		$1,0 \cdot 10^{-13}$
			stationär am Ende		$8,0 \cdot 10^{-15}$
STG-2 (Eirich-Vortest)	7,7	Gas	Instationär nach $1 \cdot 10^3$ s	1,5	$3,6 \cdot 10^{-18}$
			Instationär nach $2,6 \cdot 10^5$ s		$7,0 \cdot 10^{-20}$
		Salzlösung	Stationär nach $6,6 \cdot 10^5$ s	0,8	$4,5 \cdot 10^{-18}$

Die Ergebnisse gelten streng genommen nur für die Versuchsrandbedingungen, wobei z.B. der Manteldruck einen maßgeblichen Einfluss hat. Bei einigen Messungen wurde deshalb die Messung zum Beginn des Versuches und zum Ende des Versuchs ausgewertet. In allen Fällen wurde zum Ende des Versuchs eine bis zu 2 Größenordnungen kleinere Permeabilität gemessen als am Anfang des Versuchs. Die Ursache liegt in der Kompaktion der Probe infolge des angelegten isostatisch wirkenden Manteldruckes.

Da im in situ zu erwartendem Spannungsfeld höhere Drücke (bis zum petrostatischen Druck) auf das Material einwirken können und es mit der Zeit weiter kompaktiert, sind die Ergebnisse als konservativ zu betrachten.

## 2.3 Salzgrusbriketts mit Feinkornfraktion

Eine Alternative zur Verwendung von Salzgrus-Ton-Gemischen sind binäre Gemische aus vorgepressten Salzgrusbriketts mit einer darauf abgestimmten Feinkornfraktion aus Salzgrus und Friedländer Ton. Sowohl die Salzgrus-Ton-Gemische als auch die binären Gemische müssen intensiv verdichtet werden.

### 2.3.1 Grundlagen und Untersuchungsprogramm

Im Rahmen des FuE-Vorhabens "Schachtverschluss Salzdetfurth" [Breidung 2002] wurde für den lufttrockenen Einbau eines Bentonitdichtelements für Schachtverschlüsse im Salinar ein binäres Gemisch aus Bentonitbriketts und Bentonitgranulat entwickelt. Dadurch konnten die Vorgaben einer hohen Einbautrockendichte ohne Zugabe von Wasser erreicht werden. Dieses Prinzip soll nachfolgend auf Steinsalz als arteigenes Verschlussmaterial im Salinar übertragen werden.

Bei Mehrkomponentensystemen aus Briketts unterschiedlicher Größe und Salzgrus wurde ein binäres Gemisch aus NaCl-Briketts und aus einer Salzgrus-Ton-Feinkornfraktion untersucht.

Dazu muss zwischen den beiden Komponenten des binären Salzgrus-Ton-Gemisches (Grob- und Feinfraktion) unterschieden werden.

- Grobfraktion: Kissenförmige Briketts ca. 60 - 70 % Anteil, mittlerer Korndurchmesser  $d_1 = 40$  mm,
- Feinfraktion: Salzgrus-Tongemisch, mittlerer Korndurchmesser  $d_2 = 0,1 \cdot d_1$  und Anteil ca. 30 – 40 %.

Die Briketts müssen eine Trockendichte  $> 2000$  kg/m<sup>3</sup> aufweisen. Dies ist eine Voraussetzung, um eine hohe Einbautrockendichte des Gemisches zu erreichen.

Das Ziel dieses Untersuchungsprogramms war es, alle Komponenten eines binären Salzgrus-Ton-Gemisches zu untersuchen und zu optimieren, die Ergebnisse auf ein industrielles Herstellungsverfahren (Walzenpressen) zu übertragen und den Einbau im Labormaßstab zu untersuchen.

Als Ausgangsstoffe wurden weiterhin die Salzfraktionen der GSES mbH und Friedländer Ton verwendet.

### 2.3.2 Optimierung der Grobfraktion

Die gepressten Briketts des binären Salzgrus-Ton-Gemisches werden durch eine Walzenpresse im industriellen Maßstab hergestellt. Dadurch ergeben sich zwei wichtige Randbedingungen für die Entwicklung einer optimalen Ausgangsrezeptur des zu verwendenden Salzgruses:

1. maximales Größtkorn ca. 5 mm
2. kein Wasserzusatz

Eine optimale Salzgrusmischung soll die Herstellung hochverdichteter Briketts mit einer minimalen Porosität bei optimaler Auslastung der Walzenpresse ermöglichen.

#### 2.3.2.1 Mischungszusammensetzung und Pressversuche

Gemäß den Vorgaben musste in den Untersuchungen auf die Verwendung der Fraktion *ÜK* verzichtet werden. Anhand der bisherigen Erfahrungen galt es die Ausgangskörnung so grob wie möglich zu halten bzw. die Größtkorngrenze ( $\leq 5$ mm) auszunutzen.

Deshalb wurde die Fraktion *B6* mit einem Kornband zwischen 0,4 mm und 4 mm (siehe Tabelle 2-2) ausgewählt. Um die Verdichtbarkeit nach dem Schlupfkornprinzip<sup>3</sup> [Eden 2010] weiter zu steigern, wurde eine Fraktion mit einem feineren Kornband hinzugemischt. Dazu wurde die Fraktion *FS* mit dem Kornband zwischen 0,03 mm und 0,3 mm (siehe Tabelle 2-2) gewählt. Die mittleren Korndurchmesser  $d_{50}$  der Fraktionen *B6* und *FS* betragen 1,9 mm bzw. 0,14 mm, womit sich ein Korngrößenverhältnis von  $> 10$  ergibt, was eine optimale Voraussetzung für das Schlupfkornprinzip darstellt [Eden 2010].

Um das optimale Mischungsverhältnis der beiden Fraktionen *B6* und *FS* mit dem Ziel einer minimalen Porosität zu identifizieren, wurden Kurzzeit-Pressversuche durchgeführt und die erreichte Porosität gemäß Formel 2-3 berechnet und verglichen. Da das Ausgangsmaterial vorher bis zur Massekonstanz bei 105 °C getrocknet wurde, entspricht die berechnete luftgefüllte Porosität auch der Porosität.

Für die Kurzzeit-Pressversuche wurde eine zylinderförmige Stahlmatrize mit einem Durchmesser von ca. 51 mm zusammen mit einem leicht untermaßigen Stahlstempel verwendet (Abbildung 2-23). Zur besseren Entlüftung während des Pressvorganges besaß das Unterteil der Pressmatrize eine Filterplatte aus Sinterbronze.

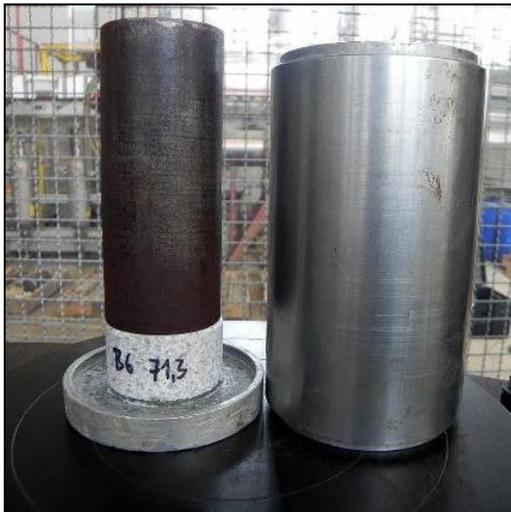


Abbildung 2-23: Verwendete Stahlmatrize und Stempel zur Herstellung der gepressten Proben

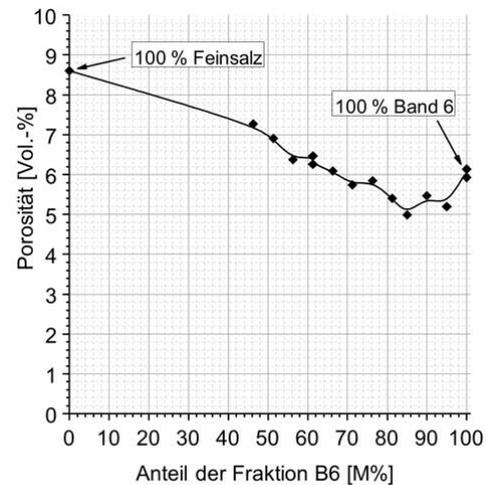


Abbildung 2-24: Erreichte Porosität für verschiedene Salzgrusmischungen

In einer Versuchsreihe wurden Proben mit verschiedenen Mischungsverhältnissen aus den Fraktionen *B6* und *FS* mit einer Presskraft von 200 kN (entspricht 100 MPa auf den Proben) verdichtet. Die Probenmasse wurde mit jeweils 120 g nahezu konstant gehalten. Die Presskraft wurde innerhalb von ca. 30 s eingeregelt und danach für ca. 60 s gehalten. Die Entlastung erfolgte schlagartig. Danach wurden die Proben mit Hilfe des Stempels vorsichtig aus der Matrize gepresst und das Volumen mit einem Messschieber ausgemessen.

<sup>3</sup> Begrenzt man ein Gemisch auf genau zwei Partikelgrößen (binäres Gemisch), so zeigt sich, dass ein minimaler Hohlraumgehalt erreicht wird, umso mehr die mittleren Korngrößen der beiden Komponenten voneinander abweichen (auch für von der sphärischen Kornform abweichende Korngeometrie). Damit können die feinen Partikel umso leichter in den freien Porenraum gelangen. Bei einer Übertragung auf Kornbänder bedeutet dies, dass nicht überlappende Korngrößenverteilungen optimal für ein binäres Gemisch sind. Der Größtkorndurchmesser des kleineren Kornbandes darf nicht größer sein als der Kleinstkorndurchmesser des größeren Kornbandes. Der kleinste Korndurchmesser des Grobkorns wird als „Schlupfkorndurchmesser“ bezeichnet. Der porenraumreduzierende Effekt wird durch etwas getrennt voneinander liegende Kornbänder verstärkt.

In der Abbildung 2-24 ist die gemessene Porosität der untersuchten Salzgrusgemische dargestellt. Dabei wird deutlich, dass eine Mischung der Fraktionen B6 und FS eine geringere Porosität nach dem beschriebenen Pressversuch erreichen kann, als es mit den reinen Einzelfraktionen möglich ist. Als Optimum wurde ein Mischungsverhältnis von 85 % der Fraktion B6 und 15 % der Fraktion FS identifiziert. Diese Mischung wurde bei umfangreichen Brikettierungsversuchen mit einer Walzenpresse verwendet.

### 2.3.2.2 Industrielle Herstellung der Briketts

Die Herstellung geeigneter Steinsalzbriketts wurden in Versuchsanlagen der Firma Köppern Aufbereitungstechnik GmbH & Co.KG (KAT) in Freiberg untersucht. Das Prinzip des Walzenpressens ist in der Abbildung 2-25 dargestellt. Dabei ist das Ergebnis des kontinuierlichen Pressvorganges maßgeblich von folgenden Parametern abhängig:

- Art der Aufgabe des Ausgangsmaterials
- Umfangsgeschwindigkeit der Walzen
- Abstand der Walzen
- Pressdruck der Loswalze
- Geometrie der gewünschten Briketts

Von der Firma Köppern wurde aus Sicht der Presstechnologie und für das Design der Mischung ein optimales Nennvolumen der Briketts von 20 cm<sup>3</sup> empfohlen. Die Mindestabmessungen der damit herstellbaren Salzgrusbriketts sind in Abbildung 2-26 angegeben. Die für Schachtverschlussdichtelemente eingesetzten Bentonitbriketts haben ein Nennvolumen von 10 cm<sup>3</sup>. Die Größe 60 cm<sup>3</sup> ist auch möglich. Sie ist jedoch weniger verfügbar in der üblichen Belegung der Walzenpressen.

Innerhalb von 3 Durchgängen wurden die Pressenparameter, ausgehend von den Erfahrungswerten der Bedienmannschaft, optimiert und schlussendlich ca. 250 kg Salzgrusbriketts hergestellt.

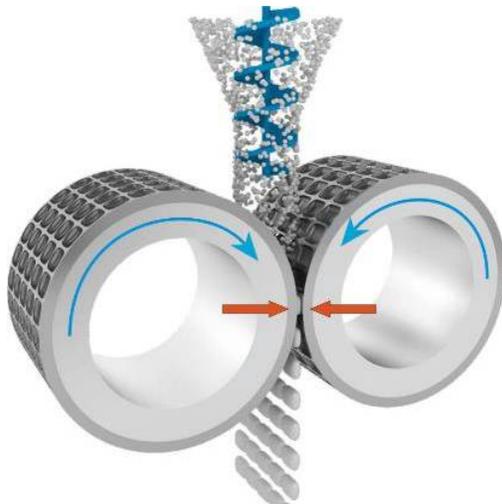


Abbildung 2-25: Prinzip des Walzenpressens (modifiziert nach KÖPPER)

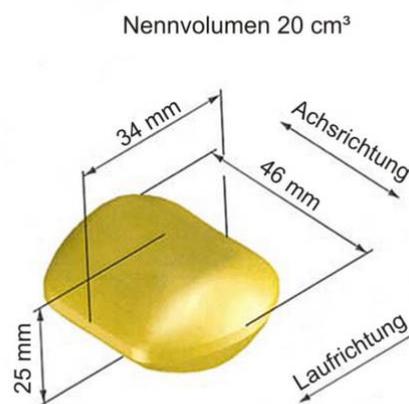


Abbildung 2-26: Geometrie der Presskörper

Das trockene und vorgemischte Ausgangsmaterial wurde auf 115 °C vorgeheizt und auch bei dieser Temperatur gepresst. Nach Aussage der Fa. Köppern ist ein Vorwärmen effektiver als die

Zugabe von Wasser als Presshilfsmittel. Weiterhin verschlechtert sich durch die Wasserzugabe die Rieselfähigkeit, was zu einer weniger reproduzierbaren Beschickung der Walzenpresse und damit zu einer ungleichmäßigen Qualität der Briketts führen kann. In der Abbildung 2-27 sind die gepressten Salzgrusbriketts dargestellt. Je nach Abstand der Walzen und dem Pressdruck der Loswalze bestehen zwischen den Briketts mehr oder weniger dünne Stege. Diese Stege zerbrechen mehr oder weniger durch die mechanische Einwirkung beim Ausfördern des Pressgutes.

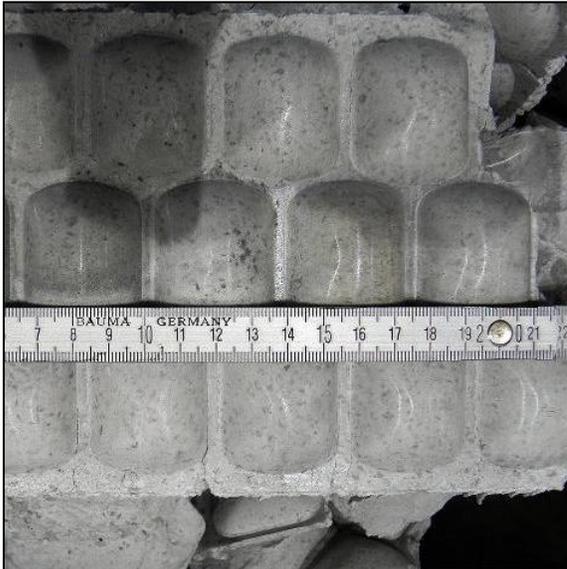


Abbildung 2-27: Pressergebnis bei optimalen Pressbedingungen

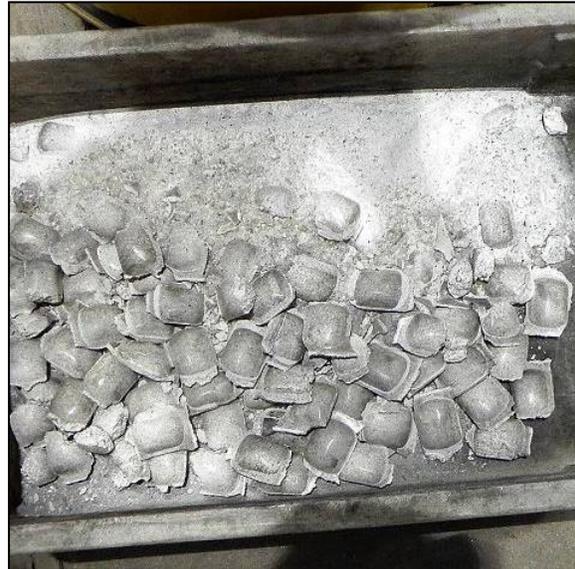


Abbildung 2-28: Pressergebnis bei verbesserungswürdigen Pressbedingungen

Wie in der Abbildung 2-27 ersichtlich, besitzen die gepressten Salzgrusbriketts einen oberflächigen Glanz, welcher ein sicheres Indiz für eine glatte und damit hochverdichtete Oberfläche ist. Bei schlecht eingestellten Pressparametern ist der Austrag an qualitativ einwandfreien Briketts im Vergleich zum Aufgabematerial deutlich schlechter. Ein Beispiel dafür in der Abbildung 2-28 angegeben.

Im industriellen Maßstab ergab sich unter optimalen Bedingungen ein Mengendurchsatz von ca. 7 t/h. Die Ausbeute an geeigneten Briketts gegenüber der Menge des Ausgangsmaterials beträgt beim Walzenpressen max. 80 %. Die Eigenschaften der hergestellten Salzgrusbriketts sind in Tabelle 2-14 angegeben.

Tabelle 2-14: Eigenschaften der hergestellten Salzgrusbriketts

Eigenschaft	typischer Wert
Trockendichte	2090,4 kg/m <sup>3</sup>
mittlere Reindichte	2166,4 kg/m <sup>3</sup>
Porosität	3,5 %
Schüttdichte	1330 kg/m <sup>3</sup>
Punktdruckfestigkeit	1900 N

Mit der angegebenen Mischung aus den Salzgrusfraktionen *B6* und *FS* konnten durch Walzenpressen hochverdichtete Salzgrusbriketts mit einer Porosität von ca. 3,5 % hergestellt werden.

Die Sturzfestigkeit wurde in einem Fallrohr ( $\varnothing$  0,2 m) bei 2 Metern Länge bestimmt. Es zeigte sich, dass nach 2 Stürzen 92 % und nach 4 Stürzen 87 % der Briketts intakt blieben. Die Salzbricketts haben eine Punktdruckfestigkeit von 1,9 kN. Sie neigen zum Spröbruch und lassen sich allein durch Rütteln nicht verdichten.

### 2.3.3 Optimierung der Feinfraktion

Als Feinkornfraktion des binären Gemisches wird ein Gemisch aus Salzgrus und Friedländer Ton eingesetzt. Da für den Einbauprozess erfahrungsgemäß eine hohe Rieselfähigkeit benötigt wird [Braidung 2002], wird auf eine Wasserzugabe verzichtet. Gleichzeitig wird dadurch der Wassereintrag in das Gebirge beim Einbau und der nachfolgenden Konsolidierung minimiert und es bleibt das Quellvermögen der Bentonitfraktion vollständig erhalten, was sich positiv auf das Abdichtvermögen gegenüber Lösungszutritten auswirkt. Nachteilig ist jedoch eine arbeitsschutzrelevante Staubentwicklung beim Einbau des binären Salzgrus-Ton-Gemisches, was jedoch auch beim Einbau binärer Bentonitgemische relevant ist.

Auf Basis einer FULLER-Verteilung mit einem FULLER-Verteilungsexponent  $n = 0,5$  wurde eine Mischung aus Salzgrus und Friedländer Ton optimiert. Die Rezeptur dieser Mischung und deren Eigenschaften sind in Tabelle 2-15 angegeben.

Tabelle 2-15: Rezeptur und Eigenschaften der entwickelten Feinfraktion für ein binäres Salzgrus-Ton-Gemisch

Mischungskomponenten bzw. Parameter	Anteile bzw. Messwert der Parameter
Band 6 (B6)	67,7 Ma%
Band 8 (B8)	6,9 Ma%
Feinsalz (FS)	14,7 Ma%
Friedländer Ton (FT)	10,6 Ma%
Summe	100,0 Ma%
mittl. Korndichte	2215,3 kg/m <sup>3</sup>
Schüttdichte	1280 kg/m <sup>3</sup>
d <sub>90</sub>	3,0 mm

Das trockene Salzgrus-Ton-Gemisch ist annähernd stabil gegenüber Entmischungen und sehr gut rieselfähig. Prinzipiell ist diese Mischung mit der Rezeptur *STG-3* vergleichbar, zeichnet sich aber, abgesehen vom fehlenden Wasseranteil, durch einen höheren Anteil der Fraktion *B6* und einen geringeren Anteil der Fraktion *B8* aus. Dadurch wird das Komband etwas „gröber“, was sich positiv auf die Rieselfähigkeit des Salzgrus-Ton-Gemisches auswirkt.

### 2.3.4 Optimierung des Einbaus und Verdichtungsergebnisse

Ein binäres Gemisch neigt auf Grund des großen Unterschieds der charakteristischen Korngröße stark zu Entmischungerscheinungen. Deshalb empfiehlt sich ein getrennter Einbau der beiden Komponenten.

Im Falle des bereits bekannten binären Bentonitgemisches erfolgt dies durch den primären Einbau von ca. 10 cm bis 20 cm Bentonitbriketts, denen während der Rüttelverdichtung die Feinkomponente durch Aufstreuen auf die Oberfläche zugegeben wird. Durch Vibration rieselt die Feinkomponente in die Zwischenräume der Bentonitbriketts und füllt diese dabei auf. Diese Vorgehensweise erfolgt bis der Porenraum zwischen den Bentonitbriketts nach visueller Betrachtung aufgefüllt ist. Auf Grund der Neigung zum Sprödbruch sollte diese Einbaumethode bei den Salzbriketts nicht angewendet werden.

In den Einbauuntersuchungen hat es sich als praktikabel erwiesen, die Salzbriketts lagenweise zusammen mit der feinen Komponente (Salzgrus-Ton-Gemisch) zu kombinieren bzw. einzubauen und danach mittels konventioneller Rüttler zu verdichten. Für einen optimalen Einbau nach diesem Prinzip ist es ebenfalls erforderlich, dass die feine Komponente eine maximale Rieselfähigkeit bzw. eine hohe Mobilität besitzt. Feuchtigkeit wäre in diesem Falle eher nachteilig, da dann in Folge kohäsiver Haftkräfte eine optimale Umlagerung der Fraktionen durch eine Rüttelverdichtung deutlich erschwert wird. Schematisch ist diese Vorgehensweise in der Abbildung 2-29 und der Abbildung 2-30 dargestellt.

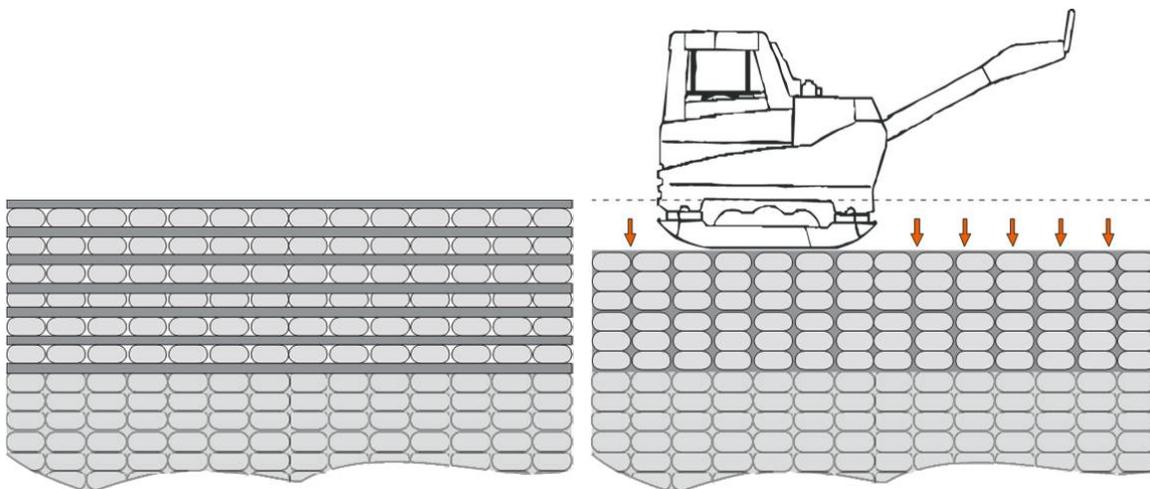


Abbildung 2-29: schematischer Einbau von neuen Lagen im Schritt 1

Abbildung 2-30: Verdichtung der eingebauten Lage im Schritt 2

In einem ersten Schritt werden abwechselnd die Salzbriketts und die Feinfraktion eingebaut, wobei als Richtgröße 6 Lagen Salzbriketts und 7 Lagen Feinkomponente angesetzt werden können (Abbildung 2-29). Dieses Schichtenpaket aus Grob- und Feinkomponenten wird danach mittels einer konventionellen Rüttelplatte verdichtet (Abbildung 2-30). Die dabei entstehende Staubentwicklung könnte durch ein temporäres Auflegen dünner überlappender Geotextilbahnen reduziert werden. Nach der Verdichtung werden die nächsten Schichten aufgebaut.

Die optimale Lagenanzahl, die Masse des Verdichtungsgerätes und die Anzahl der Verdichtungsübergänge muss noch im großen Versuchsmaßstab optimiert werden. Im Labormaßstab hat sich diese Einbaumethode bewährt, wobei jedoch hinsichtlich des optimalen Mengenverhältnisses zwischen der Grobkomponente (Salzbriketts) und der Feinkomponente (Salzgrus-Ton-Gemisch) auch noch Optimierungspotential vorhanden ist.

Im Labor wurde dieses Verfahren bspw. beim Einbau des binären Gemisches in den Stahlzylinder des Großödometers ( $\varnothing$  32 cm) verwendet. Dabei betrug der Anteil der Grobkomponente ca. 61 Ma% und der Anteil der Feinkomponente ca. 39 Ma%, woraus ein Einbaumassenverhältnis von ca. 1,6 resultiert.



Abbildung 2-31: Eingebaute Lage der Grobkomponente (Salzbricketts)



Abbildung 2-32: Probenahme des verdichteten binären Gemisches nach dem Ödometerversuch

In der Abbildung 2-31 sind die eingebauten Salzbricketts mit der darunter liegenden Schicht aus dem Salzgrus-Tongemisch abgebildet.

Insgesamt wurden typischerweise 6 Lagen Salzbricketts zwischen 7 Lagen Salzgrus-Tongemisch eingebaut. Dabei wurde jeweils nach 3 Lagen Salzbricketts mit einer Laborvibrationsplatte bei 80 Hz Anregung verdichtet. Mit dem beschriebenen Verfahren wurde im Labormaßstab in einem Ödometertopf (Ø 32 cm) das in Tabelle 2-16 angegebene typische Verdichtungsergebnis erreicht.

Tabelle 2-16: Typische Eigenschaften des binären Salzgrus-Ton-Gemisches nach Vibrationsverdichtung im Vergleich nach der Ödometerbelastung bis 5 MPa

Eigenschaft	bei bzw. nach Vibrationsverdichtung	bei bzw. nach Ödometerversuch
mittl. Korndichte des Salzes	2186,9 kg/m <sup>3</sup>	2186,9 kg/m <sup>3</sup>
Trockendichte von des Gesamtgemisches (Salzbricketts und Salzgrus-Ton-Mischung)	1904 kg/m <sup>3</sup> bis 1907 kg/m <sup>3</sup>	2009 kg/m <sup>3</sup> bis 2012 kg/m <sup>3</sup>
Einbaudichte der Grobkomponente (Salzbricketts)	1096,3 kg/m <sup>3</sup>	1156,6 kg/m <sup>3</sup>
Einbaudichte des Salzgrus-Tongemischs (im Porenraum zwischen den Salzbricketts)	1711,4 kg/m <sup>3</sup>	1922,3 kg/m <sup>3</sup>
Porosität	12,8 % bis 12,9 %	8,0 % bis 8,1 %
Porosität innerhalb des Salzgrus-Ton-Gemischs (im Porenraum zwischen den Salzbricketts)	23,0 % bis 23,3 %	13,5 % bis 13,9 %

Damit wurde mit konventioneller Vibrationsverdichtung eine Porosität von ca. 13 % beim Einbau eines binären Gemisches (Briketts und Salzgrus-Ton-Gemisch) erreicht, dem kein Wasser zugegeben wurde (der Tonanteil hat jedoch einen geringen Ausgangswassergehalt). Hinsichtlich des Verdichtungsaufwandes stellt dies ein gutes Ergebnis dar. Die Wertespanne bei der Gesamttrockendichte und der Porosität ergibt sich infolge unterschiedlicher Ausgangswassergehalte des Tones.

Die Porosität der Feinkomponente im Porenraum der Grobkomponente (Salzbriketts) ist mit 13,5 % bis 13,9 % nach der Belastung mit bis zu 5 MPa immer noch sehr hoch. Im Vergleich dazu beträgt die Porosität der Salzbriketts lediglich 3,5 %. Während für das Setzungs- bzw. Kompaktionsverhalten die Einbaudichte der Salzbriketts und des Salzgrus-Ton-Gemisches maßgeblich sein wird, ist für die Permeabilität eines binären Gemisches die Einbaudichte bzw. Porosität der Feinkomponente (Salzgrus-Ton-Gemisch) maßgeblich.

Während der Verdichtung der Wechsellagerung aus Salzgrusbriketts und dem Salzgrus-Ton-Gemisch wird die meiste Verdichtungsenergie für die Verdichtung des Salzgrus-Ton-Gemisches umgesetzt, da die Salzbriketts durch ihre Kornform verbunden mit der sehr hohen Gleichförmigkeit der Körner vergleichsweise verdichtungsunwillig sind.

Auf Untersuchungen zur Frequenzabhängigkeit der erreichbaren Einbaudichte musste verzichtet werden, da die dafür vorgesehene Anlage am Institut für Keramik, Glas- und Baustofftechnik an der TU Bergakademie Freiberg nicht einsatzbereit war. Ein weiterer Aspekt war, dass aufgrund einer veränderten Marktsituation nun keine Rüttelplatten in Laborgröße mit verstellbarer Rüttelfrequenz zur Verfügung standen.

Der Einbauprozess und das Mengenverhältnis eines binären Gemisches aus Salzgrusbriketts und einem Salzgrus-Tongemisches kann zukünftig im halbertechnischen Maßstab weiter optimiert werden.

Im Ödometerversuch zeigte das binäre Salzgrus-Ton-Gemisch mit den in Tabelle 2-16 angegebenen Einbauparametern ein ausgeprägtes Kriechverhalten. In einer Versuchszeit von 56 Tagen wurden Laststufen bis 5 MPa aufgebracht und die volumetrische Verformung aufgezeichnet (Abbildung 2-33).

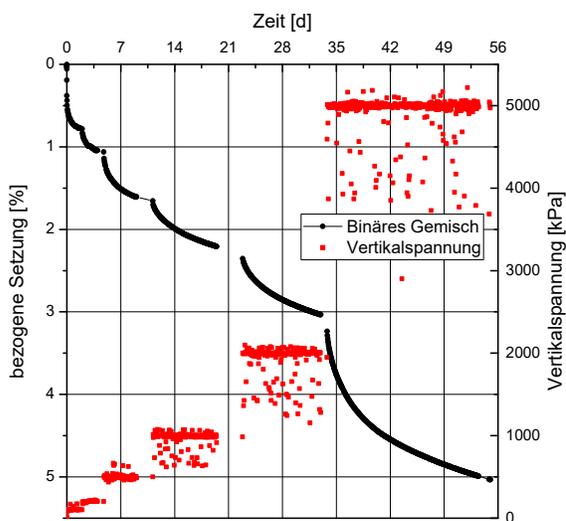


Abbildung 2-33: Zeitabhängiges Druck-Setzungsverhalten des binären Gemisches

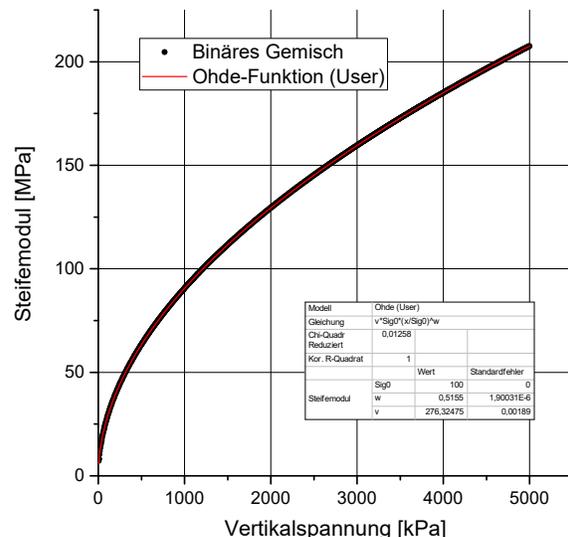


Abbildung 2-34: Steifemodul des binären Gemisches mit einer Anpassung durch die OHDE-Funktion

Auf Grund des Kriechverhaltens musste die Versuchszeit limitiert werden. Die nächste Laststufe wurde eingeleitet, wenn eine Setzungsrate von 0,03 %/d unterschritten wurde. Anhand der Setzung am Ende der Laststufen wurde der spannungsabhängige Steifemodul  $E_S(\sigma)$  berechnet und mit dem Ansatz nach OHDE (Formel 2-8) beschrieben.

$$E_S(\sigma) = v \cdot \sigma_{\text{Ref}} \cdot \left( \frac{\sigma}{\sigma_{\text{Ref}}} \right)^\omega \quad \text{Formel 2-8}$$

$E_S(\sigma)$	spannungsabhängiges Steifemodul	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$v$	Steifebeiwert	[-]
$\sigma$	Spannung (bei spez. Laststufe)	[N·mm <sup>-2</sup> ]
$\sigma_{\text{Ref}}$	Vergleichsspannung (Referenzspannung) = 100 N·mm <sup>-2</sup>	
$\omega$	Steifeexponent	[-]

Die bestimmten Parameter der OHDE-Funktion sind in Tabelle 2-17 angegeben.

Tabelle 2-17: Parameter zur Beschreibung des spannungsabhängigen Steifemoduls des binären Gemisches mit der OHDE-Funktion

Parameter	Wert
$v$	276,3
$w$	0,516

Aus der mittels Ödometerversuch kompaktierten Probe wurde ein Bohrkern gewonnen. Daran wurde die Gaspermeabilität an der Originalprobe (Länge ca. 79 mm) und einer eingekürzten Probe (Länge ca. 38 mm) durch den Projektpartner IBeWa bestimmt. An der Probe wurde eine Porosität von 8,2 % und ein Sättigungsgrad mit Wasser von 1,7 % ermittelt. Dieser Sättigungsgrad kommt ausschließlich durch den Ausgangswassergehalt des Tones zustande. Mit der eingekürzten Probe wurde unter stationären Bedingungen eine Permeabilität von  $3 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2$  bestimmt. Die instationär gemessene Permeabilität der Probe lag bei  $1 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2$ .

Für einen Vergleich des binären Gemisches aus Salzgrusbriketts und der Salzgrus-Ton-Feinkornfraktion wurde mit dem Salzgrus-Ton-Gemisch im Großödometer der TU Bergakademie ein Langzeitversuch über 54 Tage mit Vertikalspannungen bis 2000 kPa durchgeführt. Die Probe mit der Rezeptur STG-1 wurde vorher im Proctorversuch mit einer Verdichtungsenergie von  $15,2 \text{ MJ} \cdot \text{m}^{-3}$  in 2 Lagen verdichtet. Dabei wurde eine Auflageplatte und ein 15 kg-Fallgewicht bei 600 mm Fallhöhe verwendet. Nach der Verdichtung hatte die Probe eine Porosität von ca. 11,5 %.

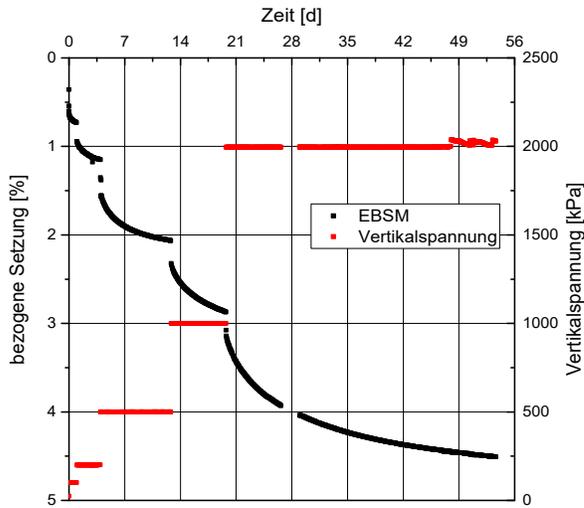


Abbildung 2-35: Zeitabhängiges Druck-Setzungsverhalten der Rezeptur STG-1

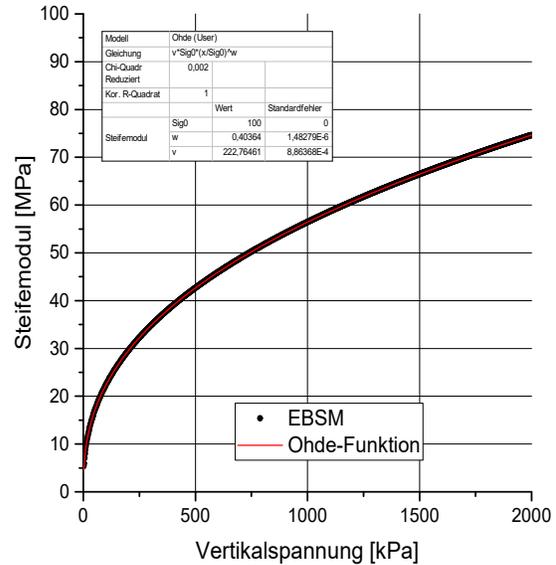


Abbildung 2-36: Steifemodul der Rezeptur STG-1 (OHDE-Funktion)

Im Verlauf des Ödometerversuchs wurde die Porosität bei einer Vertikalspannung von 2 MPa auf ca. 8,1 % verringert. Dabei wurden ca. 70 ml Salzlösung abgepresst. Infolgedessen hatte sich der Wassergehalt der Probe am Ende des Versuches entsprechend verringert.

Die für das Gemisch STG-1 bestimmten Parameter der OHDE-Funktion nach Formel 10 sind in Tabelle 2-18 angegeben.

Tabelle 2-18: Parameter zur Beschreibung des spannungsabhängigen Steifemoduls des STG-1 der Ohde-Funktion

Parameter	typischer Wert
v	222,8
w	0,404

Mit der Rezeptur für das STG-2 wurden unter gleichen Versuchsbedingungen die in Abbildung 2-37 und Abbildung 2-38 dargestellten Ergebnisse im Ödometerversuch ermittelt.

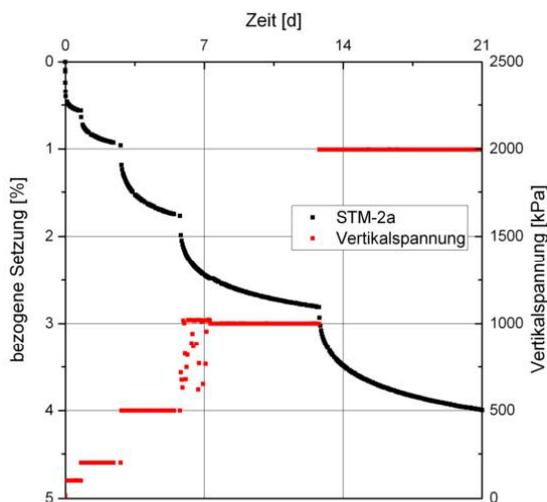


Abbildung 2-37: Zeitabhängiges Druck-Setzungsverhalten der Rezeptur STG-2

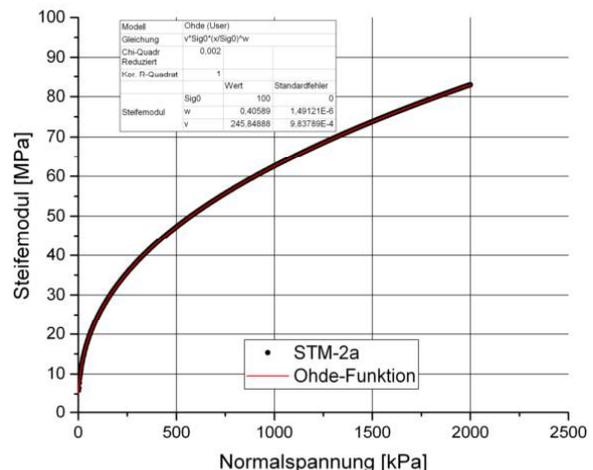


Abbildung 2-38: Steifemodul der Rezeptur STG-2 (OHDE-Funktion)

Die für das STG-2 bestimmten Parameter der OHDE-Funktion nach Formel 10 sind in Tabelle 2-19 angegeben.

Tabelle 2-19: Parameter zur Beschreibung des spannungsabhängigen Steifemoduls des STG-2 der Ohde-Funktion

Parameter	Wert
v	245,8
w	0,406

Einen Vergleich der drei Einbauvarianten zeigt Tabelle 2-20. Trotz der unterschiedlichen Ton- und Wassergehalte unterscheiden sich die beiden Salzgrus-Ton-Gemische STG-1 und STG-2 hinsichtlich des Verformungsverhaltens nicht wesentlich. Die Mischungen erreichen sowohl beim Einbau und damit auch nach Belastung eine geringere Porosität. Aufgrund des höheren Tongehaltes ist aber beim STG-1 bei gleicher Porosität eine geringere Permeabilität zu erwarten. Das binäre Gemisch mit Salzgrusbriketts erreicht eine höhere Steifigkeit als die körnigen Gemische STG-1 und STG-2. Allerdings wird für das binäre Gemisch aufgrund der niedrigen effektiven Tontrockendichte des Gemisches (Ton ist nur in der Feinkornfraktion, nicht in den Briketts enthalten) eine höhere Permeabilität erwartet.

Tabelle 2-20: Vergleich der Salzgrus-Ton-Gemische STG-1 und STG-2 mit dem binären Gemisch aus Salzgrusbriketts und Salzgrus-Ton-Feinkornfraktion

	STG-1	STG-2	binäres Gemisch
Tongehalt im Trockengemisch	14,6 %	7,8 %	4,5 %
Wasserzugabe	5,1 %	3,4 %	-
Massenverhältnis Zugabewasser/Ton	0,35	0,44	-
Porosität nach der Verdichtung	abhängig von der Verdichtungsenergie	abhängig von der Verdichtungsenergie	12,8 bis 12,9 %
Porosität nach Belastung	7,23 % (nach 2 MPa)	5,33 % (nach 2 MPa)	8,0 bis 8,1 % (nach 5 MPa)
Steifemodul bei 2 MPa Belastung	75 MPa	83 MPa	130 MPa

## 2.4 Gepresste Salzformsteine

Gepresste Salzblöcke wurden bereits im Rahmen des in-situ-Großversuches *Streckenverschluss Sondershausen* untersucht. Ursprünglich wurden diese Salzblöcke für das Langzeitdichtelement des geplanten in-situ-Versuchs *Asse-Versuchsdamm* von der GSF entwickelt. In Sondershausen wurde aus vorhandenen Blöcken ein statisches Widerlager in Trockenmauerwerksbauweise errichtet und getestet [Sitz 2003].

Die Zusammensetzung und Herstellung der gepressten Salzblöcke ist in der Patentschrift DE 4130658 [Stockmann et al. 1993] beschrieben. Für die Herstellung wird ein Gemisch aus folgenden Körnungen verwendet:

- > 0,500 mm: 1 %
- (0,500 – 0,315) mm: 16 %
- (0,315 – 0,160) mm: 38 %
- < 0,160 mm: 45 %

Der  $d_{50}$ -Wert des Gemisches sollte  $< 0,2$  mm sein. Zusätzliches Wasser wurde nicht zugegeben ( $w < 0,2$  %). Die Blöcke wurden bei Umgebungstemperatur bei einem Pressdruck von ca. 130 MPa und einer Haltezeit von  $\leq 2$  s gepresst.

Als weitere Entwicklungen ist ein Fugenmörtel nach [Stockmann et al. 1995], eine Verringerung der Permeabilität durch die Zugabe eines Hydrophobierungsmittels von 0,5 % – 2 % Montanwachs (Romonta RN, R55 oder RH60) und eine nachträgliche Erwärmung auf 160 °C bis 200 °C nach [Stockmann et al. 1996] bekannt. Des Weiteren gibt es den patentierten Vorschlag [Stockmann et al., 1999], das aufgebaute Mauerwerk aus Salzblöcken und das angrenzende saline Wirtsgestein mittels Infrarot-, Mikrowellenstrahlung oder mit konventionellen Heizelementen auf mindestens 420 K (ca. 147 °C) zu erhitzen, um einen besseren Verbund durch eine verstärkte Gebirgskonvergenz zu erreichen.

Gepressten Salzblöcke der GSF (siehe Abbildung 2-39) wurden auch im Rahmen des NF-PRO-Projektes untersucht [Salzer et al. 2007]. Dabei wurden die in der Tabelle 2-21 dargestellten Parameter bestimmt.

Tabelle 2-21: Parameter der GSF-Salzformsteine [Salzer et al. 2007]

Eigenschaft	typ. Wert
Abmessungen	240 x 115 x 71 mm
Trockenrohdichte	1950 kg/m <sup>3</sup> ± 1 %
Porosität	9 % ± 1 %
Feuchtegehalt	0,2 %
Gaspermeabilität	0,9 * 10 <sup>-15</sup> bis 11 * 10 <sup>-15</sup> m <sup>2</sup>
Druckfestigkeit	60 MPa
Schubmodul	11 GPa
Elastizitätsmodul	28 GPa
Kompressionsmodul	19 GPa



Abbildung 2-39: gepresste Salzblöcke der GSF [Salzer et al. 2007]

Nachteilig ist die trotz der hohen Pressdrücke vorhandene Porosität von ca. 9 %. Durch eine geringere Porosität könnte eine niedrigere Permeabilität und eine höhere Festigkeit erreicht werden. Deshalb besteht das Ziel, gepresste Salzblöcke mit einer niedrigeren Porosität ( $< 9$  %) herzustellen. Dieses Ziel erscheint durch folgende Maßnahmen erreichbar:

- Optimierung der Zusammensetzung der Ausgangsmischung hinsichtlich der Korngrößenverteilung,
- Zugabe von Wasser oder anderen Fluiden als Presshilfsmittel,
- Verbesserung der Presstechnologie (Anwendung höherer Temperaturen, höherer Pressdrücke, längerer Haltezeiten).

Dazu wurden Laborversuche am Institut für Bergbau und Spezialtiefbau und am IfG Leipzig durchgeführt.

Ausgangsmischungen mit großen Körnungen erreichen bei gleichem Pressdruck eine niedrige Porosität. Allerdings führt das resultierende Gefüge zu einer höheren Permeabilität. Weiterhin ist mit dem Grobkorn die Rieselfähigkeit schlechter. Sie ist für die reproduzierbare Beschickung der Pressform ein wichtiger Parameter. Für die Herstellung von Blöcken aus reinem Steinsalz wurde

deshalb ein Gemisch aus 85 % *B6* (mit einem Kornband bis ca. 4 mm) und 15 % *FS* verwendet. Eine weitere Verbesserung kann durch ein Gemisch aus *B6+B8+FS* erreicht werden.

Auf die Zugabe von Wasser wurde verzichtet, da der Einfluss des Pressdruckes dominanter ist. Mit zunehmenden Pressdruck verringert sich die Porosität. Pressdrücke > 100 MPa sind nicht erforderlich, da in diesem Bereich die Porosität nur noch geringfügig verringert.

In den Vorversuchen zeigte sich, dass eine Temperatur von 80 °C bereits zu einer Porositätsverringering führt. Bei einer weiteren Temperaturerhöhung bis auf 130 °C verringerte sich die Porosität nur noch gering. Temperaturen > 130 °C versprachen daher keine signifikante Verbesserung. Unter diesen Bedingungen (optimales Gemisch aus der Fraktion *B6* und *FS* oder *B6*, *B8* und *FS*, Pressdruck ca. 100 MPa, Temperatur 80 °C) ist eine Porosität von 6 % bis 7 % möglich.

Bei den Untersuchungen des IfG wurde mit dem Gemisch aus 85 % *B6* (mit einem Kornband bis 4 mm) und 15 % Feinsalz (*FS*) bei einer Temperatur von 150 °C eine mittlere Porosität der Proben von 2 % bis 3 % erreicht. Bei der vorliegenden Geometrie (Höhe : Durchmesser = 1) traten entsprechende Dichtegradienten auf, die zu einer Porosität zwischen nahe "0" (am Pressstempel) und 4 % (unten) führten. Pressversuche mit Salzgrus-Ton-Gemischen zeigten vergleichbare Ergebnisse. Bei diesen Gemischen war der Temperatureinfluss beim Pressen geringer ausgeprägt.

Eine Fortsetzung der Untersuchungen erfordert die Berücksichtigung technologischer Randbedingungen bei einem Produzenten. Erforderlich wären die Entwicklung einer bis ca. 200 °C heizbaren Pressform für Pressdrücke von 100 MPa in den vorgesehenen Formaten und die Anpassung der Beschickung der Pressform mit dem Ausgangsgemisch. Dabei kann es noch zu einer weiteren Optimierung der Gemischzusammensetzung kommen. Es wird von einem reinen Salzgrusgemisch ohne Zusatz von Tonmehl oder Wasser ausgegangen.

### 3 KALOTTEN AUS BASALTSTEINEN ALS ZUSATZELEMENTE IN SETZUNGSSTABILEN SCHOTTERSÄULEN (AP 3.2)

Werden zusätzliche Widerlager (z.B. Kalotten aus Naturstein) in eine Schotterssäule integriert, kann eine erhöhte Setzungsstabilität der gesamten Widerlagerkonstruktion erreicht werden. Einfach zu realisieren sind Kalotten oder Bogenelemente aus Formsteinen. Als Material kann Basalt oder Diabas eingesetzt werden. Geschnittene Werksteine aus Naturbasalt sind aufgrund des Zuschnitts kostenintensiv. Ein weiterer Nachteil ist, dass die Größe der Werksteine durch die Abmessungen der natürlich vorkommenden Basaltsäulen limitiert ist.

Formsteine aus Schmelzbasalt sind eine Alternative zu geschnittenen Basaltwerksteinen. Blöcke aus Schmelzbasalt sind potenziell einfacher und kostengünstiger herzustellen als Werksteine aus Naturbasalt, wenn die technischen Möglichkeiten der Produktion von Schmelzbasaltsteinen bestehen.

Aus früheren Untersuchungen von FLIß sind folgende mechanischen Eigenschaften von Schmelzbasalt bekannt [Fliß 2003]:

Tabelle 3-1: Mechanische Eigenschaften von Schmelzbasalt [Fliß 2003]

Kompressionsmodul	K	48,1 GPa
E-Modul	E	99,0 GPa
Schubmodul	G	42,8 GPa
Querdehnzahl	$\nu$	0,16
einaxiale Druckfestigkeit	$\sigma_d$	430 MPa
Zugfestigkeit	$\sigma_T$	14,5 MPa
innerer Reibungswinkel	$\varphi$	64,4°
Kohäsion	c	30,2 MPa
Scherfestigkeit (bei $\sigma_3 = 0$ MPa)	$\tau$	93,0 MPa
Scherfestigkeit (bei $\sigma_3 = 20$ MPa)	$\tau$	159,0 MPa

Hinsichtlich der Festigkeit bestehen keine Zweifel an der Eignung von Schmelzbasaltblöcken für eine Widerlagerkonstruktion. Wissensdefizite bestehen hinsichtlich der Kontakteigenschaften zwischen Schmelzbasaltblöcken untereinander.

Ein europäischer Hersteller ist die Firma EUTIT aus Stara Voda bei Marienbad in der Tschechischen Republik. Ein direkter Bezug von Schmelzbasaltsteinen dieser Firma ist allerdings nicht möglich, da in Deutschland der Vertrieb nur über die Firma Th. Scholten GmbH & Co. KG aus Wülfrath erfolgen darf.

Da die Schmelzbasaltblöcke meist für Auskleidungen (Verschleißschutz, Korrosionsschutz) verwendet werden, sind die produzierten Formate in der Regel flache Platten. Ein großes Format ist (70 x 500 x 50) mm. Obwohl diese Abmessungen für ein Kalotten- oder Bogenelement zu klein sind, wurde über die Firma Scholten Probematerial bezogen und hinsichtlich seiner Kontakteigenschaften untersucht.

Am Gesteinsmechanischen Labor des Institutes für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg wurden an einem Großrahmenschergerät zwei Versuche durchgeführt. Die Scherfläche betrug ca. 201 mm · 100 mm. Die Normalspannung wurde mit 1 MPa, 2,5 MPa, 5 MPa, 7,5 MPa und 10 MPa (nur Versuch P1) gewählt. Dabei wurde ein Stick-Slip-Effekt (auch Haftgleiteffekt) beobachtet, dessen Unregelmäßigkeiten mit zunehmender Normalspannung größer wurden. Die Auswertung beider Versuche zeigen Abbildung 3-1 und Abbildung 3-2.

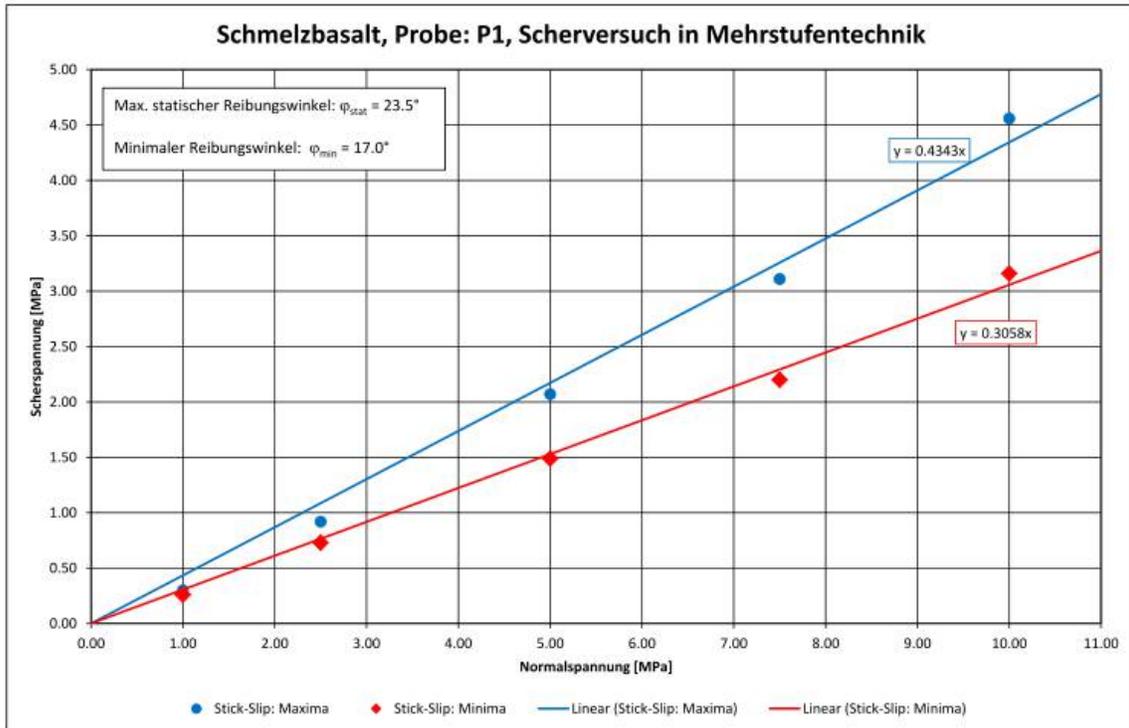


Abbildung 3-1: Ergebnisse der Scherversuche zwischen Schmelzbasaltblöcken (Probe P1)

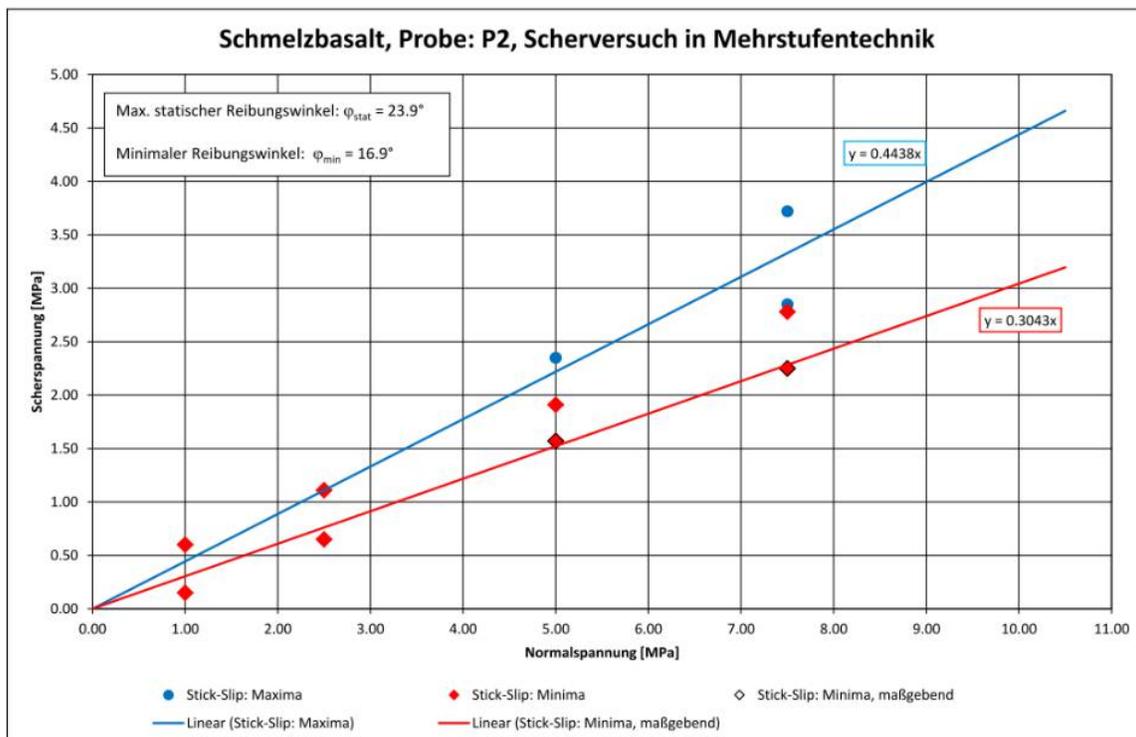


Abbildung 3-2: Ergebnisse der Scherversuche zwischen Schmelzbasaltblöcken (Probe P2)



Für weiterführende Labor- und halbtechnische Untersuchungen müssen Schmelzbasaltsteinen dieser Abmessungen durch einen Hersteller bereitgestellt werden. Da diese nicht verfügbar waren, wurden die Arbeiten hierzu nicht fortgeführt.

## 4 ELEMENTE AUS MGO-BETON MIT DER 3-1-8-BINDEMittel-PHASE IN ORTBETONBAUWEISE (AP 3.3)

### 4.1 Einleitung

Im Rahmen des Vorhabens 02E10880 (Laufzeit bis 30.9.2014) [Freyer et al. 2015] wurde ein langzeitstabiler MgO-Baustoff mit der 3-1-8-Bindemittelphase entwickelt. Die für eine Anwendung in halbtechnischen Versuchen erforderlichen Materialdaten wurden im Rahmen dieses Vorhabens untersucht. Mit dem daraus abgeleiteten MgO-Beton C3 wurden zwei halbtechnische Versuche im Steinsalz durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche werden im Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.3 beschrieben.

### 4.2 Phasenbestand und mechanische Eigenschaften

#### 4.2.1 Vorbetrachtungen

Bei der Untersuchung der Materialeigenschaften wurde beachtet, dass aufgrund des längeren Abbindeprozesses die entsprechenden Materialeigenschaften erst bestimmt werden, wenn die gesamte Porenlösung umgesetzt ist und die Kristallisation der 3-1-8-Phase erreicht ist [Freyer et al., 2015]. Dieser Prozess ist wiederum vom Temperaturverlauf beim Abbinden abhängig. Je nach Temperaturfenster dauert der Abbindeprozess ca. 90 Tage (bei 90 °C) bis ca. 130 Tage (bei 60 °C) [Freyer et al. 2015]. In Laboruntersuchungen wurden die Materialparameter nach einer Abbindezeit von 28 Tagen (wie im Betonbau üblich) und auch zu späteren Zeitpunkten bestimmt.

Der Nachweis der Langzeitstabilität des MgO-Betons mit der 3-1-8-Bindemittelphase (bei Temperaturen bis 80 °C) erfolgt anhand des thermodynamischen Gleichgewichtes zwischen Bindemittelphase und umgebender Lösung. Die 3-1-8 Bindemittelphase  $[3\text{Mg}(\text{OH})_2 \cdot \text{MgCl}_2 \cdot 8\text{H}_2\text{O}]$  ist bis zu einer Temperatur von 80°C in Gegenwart von  $\text{MgCl}_2$ -haltiger Lösung thermodynamisch stabil. Bei Sättigung an NaCl, d.h. unter den typischen relevanten Bedingungen eines HAW-Endlagers im Steinsalz, nimmt die Korrosionsbeständigkeit des Magnesiabaustoffs noch zu, da die 3-1-8 Phase dann bereits in Gegenwart von Salzlösungen mit nur relativ geringen  $\text{Mg}^{2+}$ -Lösungskonzentration (0,5 mol  $\text{Mg}^{2+}$  bzw. 0,5 mol  $\text{MgCl}_2$  / kg  $\text{H}_2\text{O}$  im System  $\text{Na}^+$ ,  $\text{Mg}^{2+}$ /  $\text{Cl}^-$ ,  $\text{OH}^-$  -  $\text{H}_2\text{O}$ ) chemisch beständig ist.

Wenn beim Abbinden des Baustoffes ein hinreichend langer Zeitraum oberhalb von 80°C durchlaufen wird, wird auch die 9-1-4-Phase als Bindemittelphase ausgebildet. Ob dieser Fall eintritt, hängt von den Randbedingungen bei der Ausbreitung der Hydratationswärme des MgO-Betons ab. Für die Betonrezeptur C3 beträgt die maximale Temperaturerhöhung unter adiabatischen Bedingungen  $dT_{\text{Max}} = 54,7$  K [Freyer et al. 2015]. Bei einer Ausgangstemperatur (Gebirgstemperatur) von ca. 30 °C ist also mit einer Maximaltemperatur von ca. 85 °C zu rechnen. In der Realität werden aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Steinsalz (ca. 5,0 W/(m·K)) geringere Temperaturen beim Abbinden erwartet.

Neben den bereits bekannten Rezepturen DBM2 und A1 wird in den vorliegenden Untersuchungen auf die neue Rezeptur C3 orientiert, bei der sichergestellt ist, dass das Bindemittel ausschließlich aus der 3-1-8 Phase  $[3\text{Mg}(\text{OH})_2 \cdot \text{MgCl}_2 \cdot 8\text{H}_2\text{O}]$  besteht. Dazu ist in der Rezeptur folgender Ansatz erforderlich:

Molarer Ansatz  $\text{MgO} : \text{MgCl}_2 : \text{H}_2\text{O} = 3 : 1 : 11$

Ansatz nach Masse-%  $\text{MgO} : \text{MgCl}_2 : \text{H}_2\text{O} = 29,18 : 22,98 : 47,84$  (Summe 100 %).

Als Anmachlösung soll eine NaCl-gesättigte, mindestens 4 – 5 molale  $MgCl_2$ -Lösung (4 – 5 mol  $MgCl_2$  / kg Wasser) verwendet werden.

Für eine stabile Bindemittelsuspension (Sedimentationsstabilität, Mindestviskosität) ist die Zugabe inerter Füllstoffe, vorzugsweise von Quarzmehl, erforderlich. Als Zuschlag wird Hartgesteinskörnung (Quarz) bevorzugt. Das Masseverhältnis Zuschlag :  $MgO$  wird entsprechend der gewünschten Konsistenz ausgewählt.

Für die weiteren Untersuchungen im ELSA-Projekt wurde folgender Rezepturansatz verwendet:

MgO (Lehmann & Voss L4/200)	6,75 Ma%
Quarzmehl M300	21,51 Ma%
Zuschlag 0-8 mm (Quarz)	55,91 Ma%
$MgCl_2$ -Lösung (5 - molal)	15,83 Ma%

Das  $MgO$  soll nach dem Zitronensäuretest einen Reaktivitätswert von 200 – 300 s haben. Die Reinheit des technischen  $MgO$  soll mindestens 94 M.-% betragen [Freyer et al. 2015]. Das Quarzmehl wurde von der Firma Euroquarz bezogen. Der Zuschlag (Quarzgestein mit einer Korngrößenverteilung nach der Fullerkurve) wurde von der Firma QuickMix gemischt. Die Zusammensetzung der Anmachlösung entspricht 5 mol  $MgCl_2$  je kg  $H_2O$ . Die Rohdichte des  $MgO$ -Betrags liegt zwischen 2,24  $g/cm^3$  und 2,27  $g/cm^3$ .

Die mechanischen Eigenschaften des  $MgO$ -Betrags sind von der Bindemittelphasen-Gefüge-Entwicklung abhängig. Die geringeren Festigkeiten von 3-1-8 Rezepturen (im Vergleich mit dem klassischen  $MgO$ -Beton) resultieren aus dem zweiphasigen Weg der Gefügebildung [Freyer et al. 2015]. Primär wird auch bei diesen Ansätzen die metastabile 5-1-8-Phase gebildet. Nachfolgend wird unter Beteiligung eingeschlossener Porenlösung die stabile 3-1-8-Phase gebildet und amorphe Bestandteile werden abgebaut. Die Kristallinität nimmt zu.

Durch die Sekundärkristallisation der 3-1-8 Phase entwickelt sich ein Expansionsdruck, wenn der Baustoff eingespannt ist. Über den im Verlauf dieser Abbinde- bzw. Bindemittelphasenkristallisation gebildeten Porenraum kann der Baustoff jedoch gleichermaßen dem so eigens aufgebauten Kristallisationsdruck wieder ausweichen. Die Kristallisationsdruckentwicklung wird so von einer Gefügerelaxation überlagert und der nach außen hin wirksame Druckaufbau zeigt sich rückläufig. Eine Expansionsdruckentwicklung im Anschluss an die Verfestigung eines 3-1-8 Betrags ist daher ein temporärer Effekt [Freyer et al. 2015]. Ein Schrumpfen des Baustoffs findet dabei jedoch nicht statt. Es besteht generell ein kraftschlüssiger Verbund zur einspannenden Umgebung.

Im Rahmen unterschiedlicher Abbinde-temperatur-Zeitfenster lag der gemessene Kristallisationsdruck bei einem 3-1-8 Beton im Bereich von  $\sigma_{1-uniaxial} = 30$  MPa bis 38 MPa. Im oberen Wertebereich lagen Proben mit den höheren Abbinde-temperaturen (Temp.-Maximum bei 90°C) [Freyer et al. 2015].

Bezüglich des Relaxationsverhaltens (Messung der axialen Spannungskomponente nach deviatorischer Verformung bis auf ca. 80 % der Festigkeit) zeigt ein 3-1-8 Beton eine große Spannungsrelaxation. Für in situ relevante Belastungsraten weist der Baustoff nur eine geringe Deviatorspannung auf, womit sich der Baustoff eher als „weicher Einschluss“ im Gebirge verhält.

Bei einem 3-1-8 ist je nach Lösungszugänglichkeit des vorhandenen Porenraums und dementsprechender Lösungsaufnahme ein geringer Festigkeitsverlust zu verzeichnen. Der Bereich wird jedoch lokal dadurch begrenzt, dass eine Kristallisation des amorphen Bindemittelphasenanteils wie auch eine Umkristallisation der 3-1-8 Phase im Lösungskontaktbereich Wegsamkeiten für einen weiteren Lösungszutritt verschließen. Bei

diesem Vorgang entwickelt sich anteilig auch ein Kristallisationsdruck, wenn der Baukörper eingespannt ist [Freyer et al. 2015].

#### 4.2.2 Versuchsbegleitende Festigkeitsuntersuchungen zum Großbohrlochversuch 2

Begleitend zu den Betonarbeiten am zweiten Großbohrlochversuch mit dem MgO-Beton C3 wurde das Ausbreitmaß des Frischbetons bestimmt und Probekörper für die Ermittlung der Spaltzugfestigkeit und der einaxialen Druckfestigkeit (Würfel und Zylinder) hergestellt. Das Ausbreitmaß liegt, bis auf einzelne Ausnahmen, im gewünschten Bereich für fließfähigen Beton (meist im Zielbereich 56 ... 62 cm). Die Ergebnisse der Festigkeitsuntersuchungen sind wie folgt:

##### Einaxiale Druckfestigkeit (Würfel) nach DIN EN 12390-3:

Die Untersuchungen wurden im Rahmen einer Studienarbeit [Knabe 2019] durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den nachfolgenden Tabellen zusammengefasst.

Tabelle 4-1: Würfeldruckfestigkeit des C3-Ortbetons - Einzelwerte [Knabe 2019]

Charge <sup>4</sup>	Alter (Tage)	Ermittelte Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]			Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ] Höchstlast bei Bruch [kN]		
		Prüfkörper Würfel			Prüfkörper Würfel		
		1	2	3	1	2	3
Unterbeton	30	2,20	2,20	2,21	48,1 1120	46,1 1099	50,1 1165
Stampfbeton	28	2,21	2,21	2,20	44,0 1023	44,7 1036	36,6 853
Hauptbeton 1. Charge	28	2,20	2,19	2,20	42,7 987	46,2 1075	48,5 1121
Hauptbeton 3. Charge	28	2,21	2,18	2,19	30,3 694	32,8 757	33,6 776
Hauptbeton 10. Charge	28	2,19	2,14	2,18	27,9 643	27,0 621	25,3 583
Hauptbeton 16. Charge	28	2,18	2,18	2,17	46,3 1068	47,6 1101	53,0 1213

Tabelle 4-2: Würfeldruckfestigkeit des C3-Ortbeton Proben – Mittelwerte und Standardabweichung [Knabe 2019]

Charge	Mittelwert Rohdichte [g/cm <sup>3</sup> ]	Mittelwert Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Standardabweichung der Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]
Unterbeton	2,20	48,1	2,00
Stampfbeton	2,21	41,8	4,49
Hauptbeton 1. Charge	2,20	45,8	2,92
Hauptbeton 3. Charge	2,19	32,2	1,72
Hauptbeton 10. Charge	2,17	26,7	1,32
Hauptbeton 16. Charge	2,18	49,0	3,55

<sup>4</sup> Der Unterbeton wurde als Ausgleichsschicht im Bohrloch tiefsten, unterhalb einer fest installierten Druckkammer eingebaut. Über der Druckkammer wurde eine Schicht aus Stampfbeton mit leicht modifizierter Rezeptur eingebracht, um die Steifigkeit des Betons während des Einbaus zu erhöhen. Damit wurde verhindert, dass Anmachlösung oder Beton in die Druckkammer eindringt. Der Hauptbeton wurde nach der oben angegebenen Rezeptur angemischt. Der Aufbau des Versuchs ist im Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.3 beschrieben.

Die gemessenen Würfeldruckfestigkeiten sind ausreichend. Die Streuung der Würfeldruckfestigkeit ist gering. Der Variationskoeffizient liegt immer unter 10%.

Es wird auch vermutet, dass die Dauer der Einschalung in der Prüfkörperform einen Einfluss auf die Druckfestigkeit der Prüfkörper hat. Unbeabsichtigt betrug bei der Charge HB 16 die Ausschaltzeit sechs Tage. Alle anderen Proben wurden nach einem Tag oder nach zwei Tagen ausgeschalt.

Einaxiale Druckfestigkeit (Zylinder) nach DIN EN 12390-3:

Tabelle 4-3: Zylinderdruckfestigkeit des C3-Ortbetons [Knabe 2019]

Charge	Alter (Tage)	Ermittelte Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]				Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ] Höchstlast bei Bruch [kN]			
		Prüfkörper Zylinder				Prüfkörper Zylinder			
		1	2	3	4	1	2	3	4
Hauptbeton 1. Charge	28	2,22	2,21	2,19	2,21	36,93 292,4	35,11 278,0	37,88 299,3	40,89 323,7
Hauptbeton 10. Charge	28	2,18	2,17	2,18	-	23,63 189,0	23,89 191,8	23,34 186,3	-
Hauptbeton 21. Charge	28	2,19	2,19	2,18	-	38,35 302,2	41,33 350,4	40,10 338,0	-
Hauptbeton 27. Charge	28	2,18	2,17	2,18	-	40,00 339,8	39,69 336,5	42,85 363,3	-

Tabelle 4-4: Zylinderdruckfestigkeit des C3-Ortbetons – Mittelwerte und Standardabweichung [Knabe 2019]

Charge	Mittelwert Rohdichte [g/cm <sup>3</sup> ]	Mittelwert Zylinderdruckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Standardabweichung Zylinderdruckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]
Hauptbeton 1. Charge	2,21	37,7	2,42
Hauptbeton 10. Charge	2,18	23,6	0,28
Hauptbeton 21. Charge	2,19	39,9	1,50
Hauptbeton 27. Charge	2,18	40,9	1,74

Die Streuung der Zylinderdruckfestigkeit ist geringer als die Streuung der Würfeldruckfestigkeit. Auch hier hat die 10. Charge des Hauptbetons die geringste Druckfestigkeit. Die 1. und die 10. Charge wurden nach einem Tag ausgeschalt, die 21. und die 27. Charge erst nach 27 Tagen. Die Rohdichte der Probekörper variiert im Mittel zwischen 2,18 g/cm<sup>3</sup> und 2,21 g/cm<sup>3</sup>.

Insgesamt nimmt mit zunehmender Dichte der Proben die Festigkeit zu. Auch anhand unterschiedlicher Ausschaltungszeiten der Prüfkörper ist eine leichte Tendenz erkennbar, dass sich die Festigkeit der Prüfkörper erhöht, umso länger der Beton im Prüfkörperbehälter eingespannt ist. Die Volumenzunahme bei der Zweiphasenbildung des C3-Betons ist auf Grund der steifen Schalung behindert. Damit verringert sich der Porenraum des Prüfkörpers, da die Kristallisation in die Poren hinein erfolgt. Damit erhöht sich die Dichte, und in Folge dessen auch die Festigkeit. [Knabe 2019].

Spaltzugfestigkeit nach DIN EN 12390-6:

Die Untersuchungen zur Spaltzugfestigkeit wurden ebenfalls im Rahmen der Studienarbeit [Knabe 2019] durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den nachfolgenden Tabellen zusammengefasst.

Tabelle 4-5: Spaltzugfestigkeit des C3-Ortbetons [Knabe 2019]

Charge	Alter (Tage)	Ermittelte Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]				Spaltzugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ] Höchstlast bei Bruch [kN]			
		Prüfkörper Zylinder				Prüfkörper Zylinder			
		1	2	3	4	1	2	3	4
Unterbeton	30	2,20	2,20	2,21	-	4,11 131,9	3,64 116,9	3,59 114,9	-
Stampfbeton	28	2,22	2,23	2,23	2,22	3,13 99,6	3,39 107,8	3,70 117,3	2,97 94,2
Hauptbeton 1. Charge	28	2,22	2,23	2,21	-	3,85 122,5	3,35 106,3	3,20 101,8	-
Hauptbeton 3. Charge	28	2,20	2,22	2,21	-	2,24 71,5	2,82 89,6	2,32 73,6	-
Hauptbeton 10. Charge	28	2,19	2,18	2,19	-	1,91 58,4	2,00 61,6	2,05 62,7	-
Hauptbeton 16. Charge	28	2,20	2,20	2,19	-	2,91 88,1	2,56 78,5	2,14 65,4	-
Hauptbeton 21. Charge	28	2,19	2,18	2,19	-	2,09 63,6	2,26 72,0	2,39 73,1	-
Hauptbeton 27. Charge	28	2,18	2,18	2,17	-	2,42 78,2	2,35 75,9	2,39 76,9	-

Tabelle 4-6: Mittelwerte der Dichte und der Spaltzugfestigkeit sowie Standardabweichung der Spaltzugfestigkeit der C3-Ortbeton-Proben [Knabe 2019]

Charge	Mittelwert Rohdichte [g/cm <sup>3</sup> ]	Mittelwert Spaltzugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Standardabweichung Spaltzugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]
Unterbeton	2,20	3,78	0,29
Stampfbeton	2,23	3,30	0,32
Hauptbeton 1. Charge	2,22	3,47	0,34
Hauptbeton 3. Charge	2,21	2,46	0,31
Hauptbeton 10. Charge	2,19	1,99	0,07
Hauptbeton 16. Charge	2,20	2,54	0,39
Hauptbeton 21. Charge	2,19	2,25	0,15
Hauptbeton 27. Charge	2,18	2,39	0,04

Die Standardabweichung der Spaltzugfestigkeit ist gering. Hier konnte kein Einfluss der Ausschalzeiten erkannt werden, jedoch ein Einfluss der Dichte. Je höher die Dichte der Prüfkörper war, desto höher war im Mittel die Spaltzugfestigkeit [Knabe 2019].

Festigkeitsuntersuchungen in Triaxialversuchen:

Am IfG wurden Triaxialversuche mit zylindrischen Rückstellproben der Betonage durchgeführt. Die Ergebnisse zeigt Abbildung 4-1.

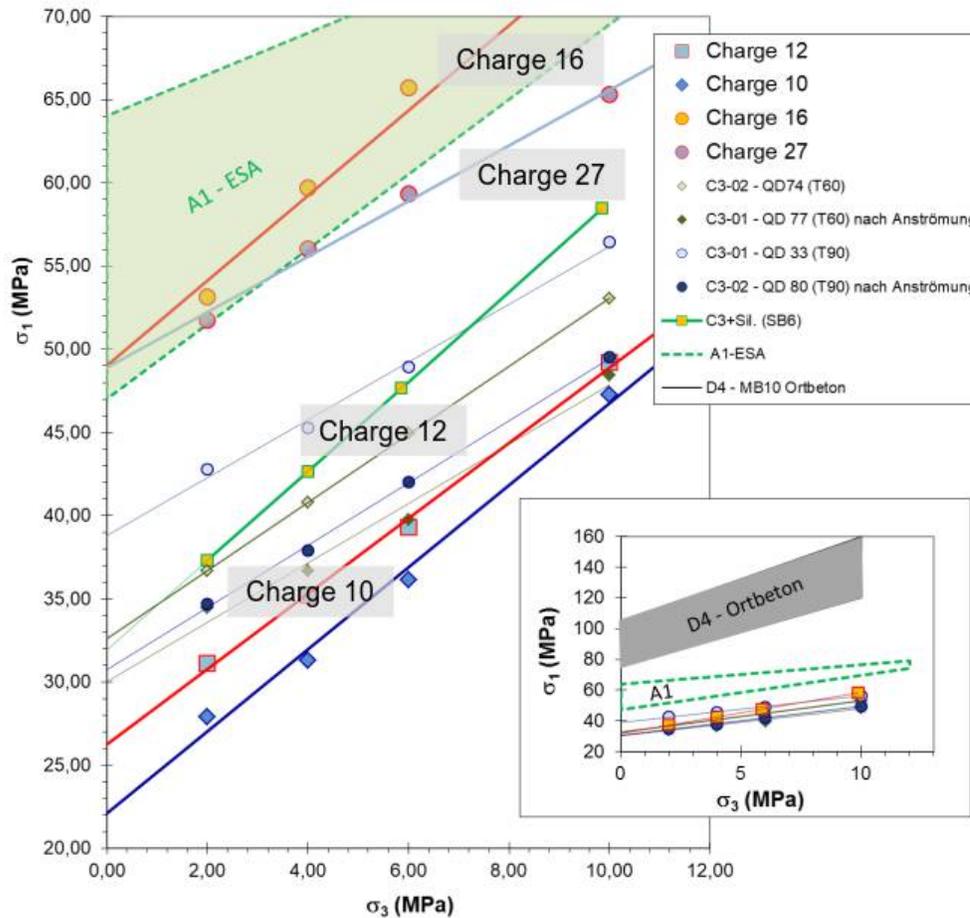


Abbildung 4-1: Festigkeitswerte der Rückstellproben aus MgO-Ortbeton C3 der Chargen 10,12,16 und 27

Trotz der erheblichen Festigkeitsunterschiede zwischen Charge 10 und Charge 16 liegen alle Proben im Bereich der bisher bekannten Werte für die MgO-Baustoff C3. Die Festigkeiten der Chargen 10 und 12 liegt an der unteren Grenze des Wertebereiches. Die Festigkeit der Chargen 16 und 27 liegt an der oberen Grenze des bekannten Spektrums. Letztere liegen im Bereich der Festigkeiten des in der Asse verwendeten MgO-Baustoffs A1.

#### 4.2.3 Entwicklung des Phasenbestands und des Expansionsdrucks

Parallel zum Großbohrlochversuch mit MgO-Beton C3 wurde im Labor die Phasenentwicklung an Proben des MgO-Betons C3 nachvollzogen. Da dieses Untersuchungsprogramm versuchsbegleitend erfolgte, sind die Ergebnisse im Folgenden aufgeführt und werden nicht noch einmal im Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.3 erläutert.

Die entstehenden Phasen sind von der Temperatur und der Dauer der Temperatureinwirkung abhängig. Um die Phasenentwicklung nachzuvollziehen, wurden die Proben in einem Klimaschrank gelagert und im Klimaschrank der gleiche Temperaturverlauf nachgefahren, wie er im Großbohrlochversuch 2 vorab gemessen wurde. Dabei wurden zwei typische Temperatur-Zeit-Fenster (TZF) nachgebildet: TZF-1 mit einer Maximaltemperatur von 70°C (TZF70) und TZF-2 mit einer Maximaltemperatur von 40°C (TZF40). Das TZF-1 ist charakteristisch für eine Probe aus dem Inneren des Großbohrlochversuches und das TZF-2 für eine Probe aus dem

Randbereich des Großbohrlochversuches. Für den Verlauf der Temperatur bei der Betonage wird auf den Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.3 verwiesen. Nach jeweils 5 Tagen sinkt die Temperatur auf 30°C. Die angenommene Umgebungstemperatur beträgt 28°C. Der zeitliche Ablauf und das Schema der Probenherstellung sind in der nachfolgenden Abbildung 4-2 dargestellt.

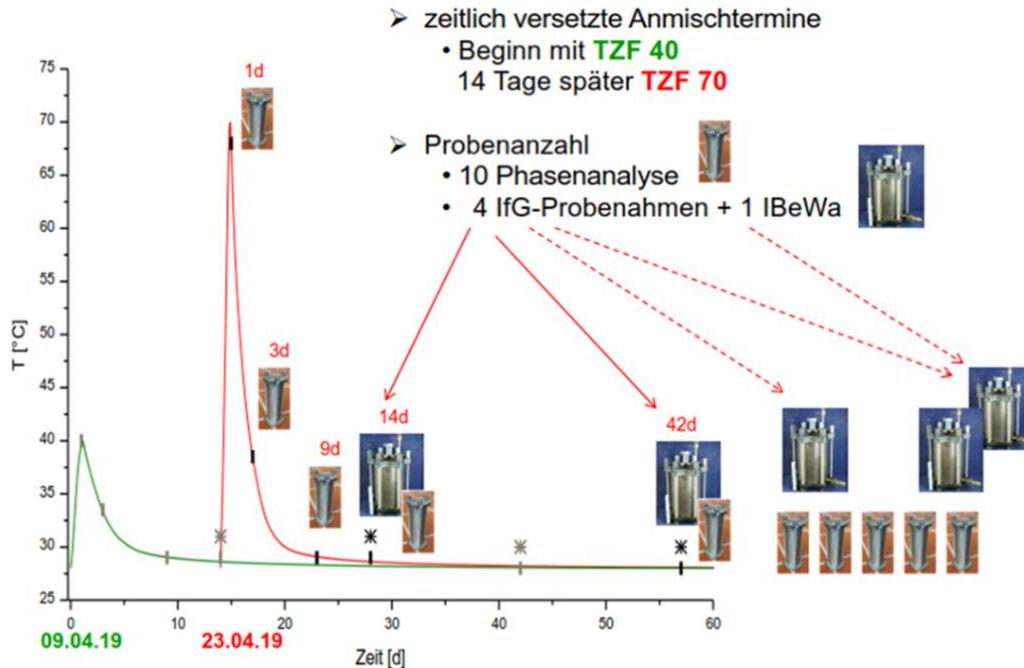


Abbildung 4-2: Zeitlicher Ablauf des begleitenden Laborprogramms zum Großbohrlochversuch mit MgO-Beton C3

Die Probenahme und die Untersuchungen (Phasenbestand, mechanische Eigenschaften, Permeabilität) erfolgten nach folgendem Schema (Abbildung 4-3):

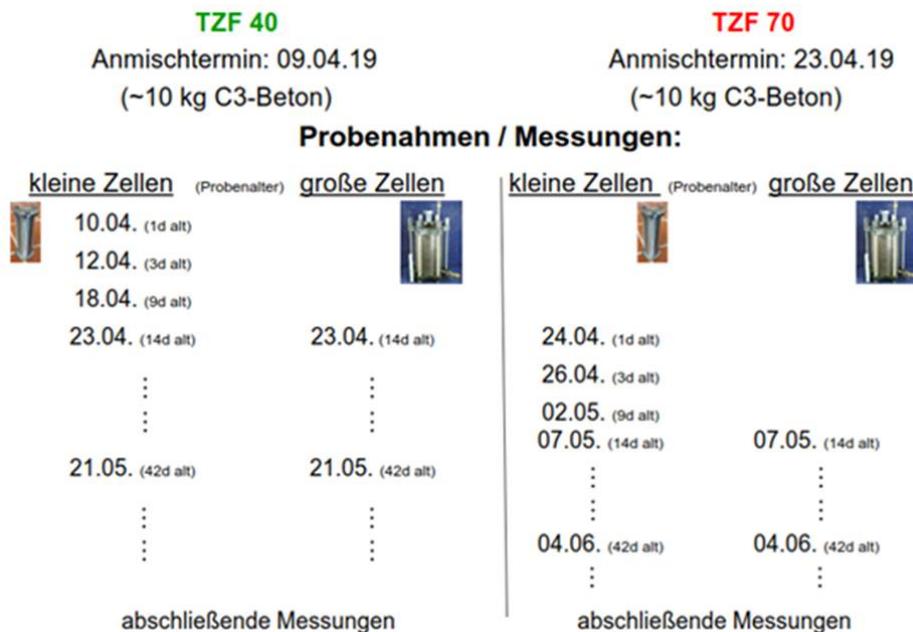


Abbildung 4-3: Ablauf der Probenahme des MgO-Betons C3 für die begleitenden Untersuchungen

Der Phasenbestand bei den Proben, die mit dem Temperatur-Zeit-Fenstern 70°C (typisch für Kern) und 40°C (typisch für Randbereich zur Steinsalzkontur) temperiert wurden, entwickelte sich wie folgt: Bei der Abbindetemperatur 70°C und nachfolgender Abkühlung ist nach 14 Tagen die 3-1-8-Bindemittelphase schon nachweisbar. Die primär gebildete 5-1-8-Bindemittelphase ist auch nach 173 Tagen noch vorhanden. Die gesamte Phasenentwicklung in Abhängigkeit der Temperatur ist in Abbildung 4-4 und Abbildung 4-5 dargestellt.

Bei der Abbindetemperatur 40°C und nachfolgender Abkühlung war ab etwa 9 Tagen die 3-1-8-Bindemittelphase deutlich nachweisbar und nahm mit der Zeit zu. Die primär gebildete 5-1-8-Bindemittelphase nahm kontinuierlich ab und war auch nach 183 Tagen noch vorhanden. In der nachfolgenden Zeit nahm in beiden Zeit-Fenstern der Anteil der primär gebildeten 5-1-8-Bindemittelphase weiter ab und der Anteil der 3-1-8-Bindemittelphase weiter zu.

Im Großbohrlochversuch und in den Laborversuchen wurde der Expansionsdruck gemessen (siehe Abbildung 4-4 und Abbildung 4-5). In den begleitenden Laborversuchen wurden geringere Expansionsdrücke (2,2 bis 2,5 MPa) gemessen als nach der gleichen Standzeit im in-situ-Großbohrlochversuch (hier zur gleichen Laufzeit ca. 5 MPa). Ein Abfall des Expansionsdrucks ist im Großversuch auch ca. 600 Tage nach der Betonage nicht beobachtet worden.

Bei der Ausbildung der 3-1-8-Bindemittelphase überlagern sich folgende Prozesse:

- Thermische Expansion/Kontraktion (in der Anfangsphase),
- Porenraumbildung (durch Lösungsverbrauch aus Suspension und verfestigendem Gefüge aufgrund der Bildung der 3-1-8-Phase),
- Kristallisation der 3-1-8-Phase unter Abbau der 5-1-8-Phase (und MgO),
- Gefügerelaxation.

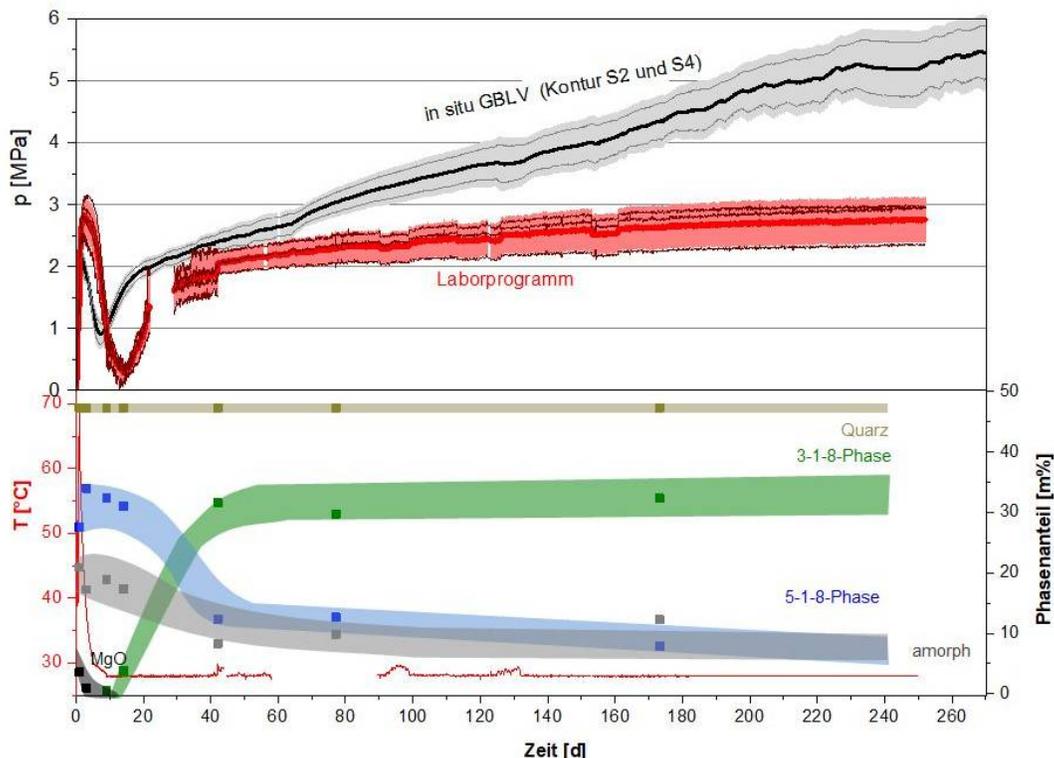


Abbildung 4-4: Druckverlauf und Phasenbestand der Laborproben bei 70 °C Abbindetemperatur

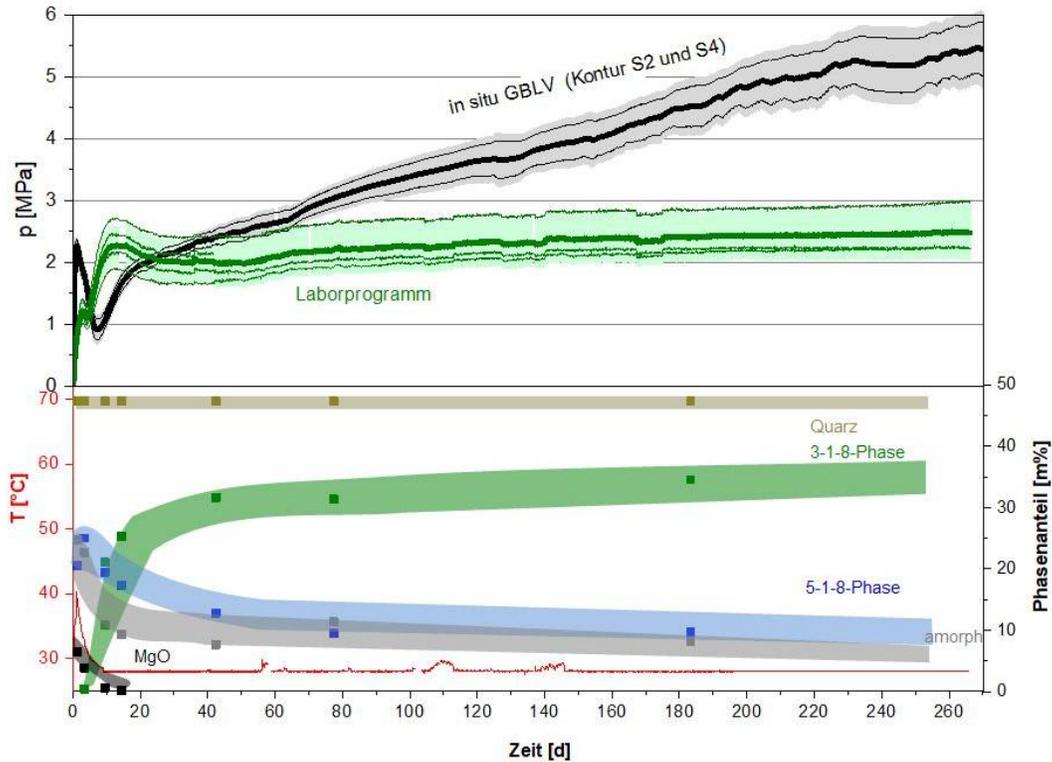


Abbildung 4-5: Druckverlauf und Phasenbestand der Laborproben bei 40 °C Abbinde­temperatur

### 4.3 Laborversuche zur Bestimmung der hydraulischen Parameter für den C3-Beton

An Rückstellproben des Baustoffes aus dem Herstellungsprozess des Bauwerkes (Großbohrlochversuch 2) wurde die Porosität und Permeabilität des MgO-Betons C3 ermittelt. Im Ergebnis der Untersuchungen wurde für den Baustoff an schonend getrockneten Proben (40 °C) eine mittlere totale Porosität von  $0,128 \pm 0,007$  (0,114-0,140, N=16) ermittelt. Abbildung 4-6 gibt eine Übersicht zur ermittelten Porosität.

An bergfeuchten Proben des Materials (Durchmesser 50 mm, Länge ca. 50 mm) wurde die effektive Gaspermeabilität an drei Proben mit  $1,3 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ ,  $2,1 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$  und  $3,4 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$  ermittelt. In Abbildung 4-7 wird eine Übersicht zur ermittelten Gaspermeabilität gegeben. Die nur geringe Streuung der Gaspermeabilität lässt auf ein einheitliches strömungstechnisches Verhalten des Materials schließen.

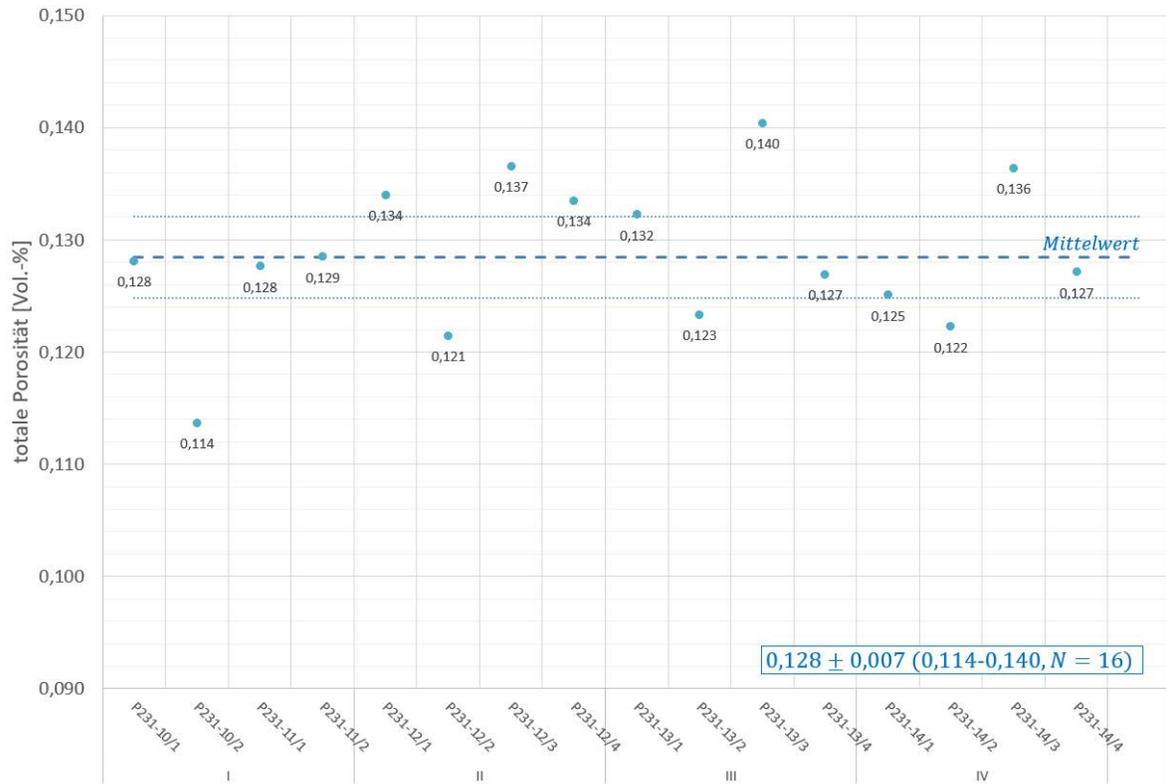


Abbildung 4-6: Übersicht der ermittelten totalen Porosität des MgO-Beton C3 (einschließlich Mittelwert und Konfidenzintervall)

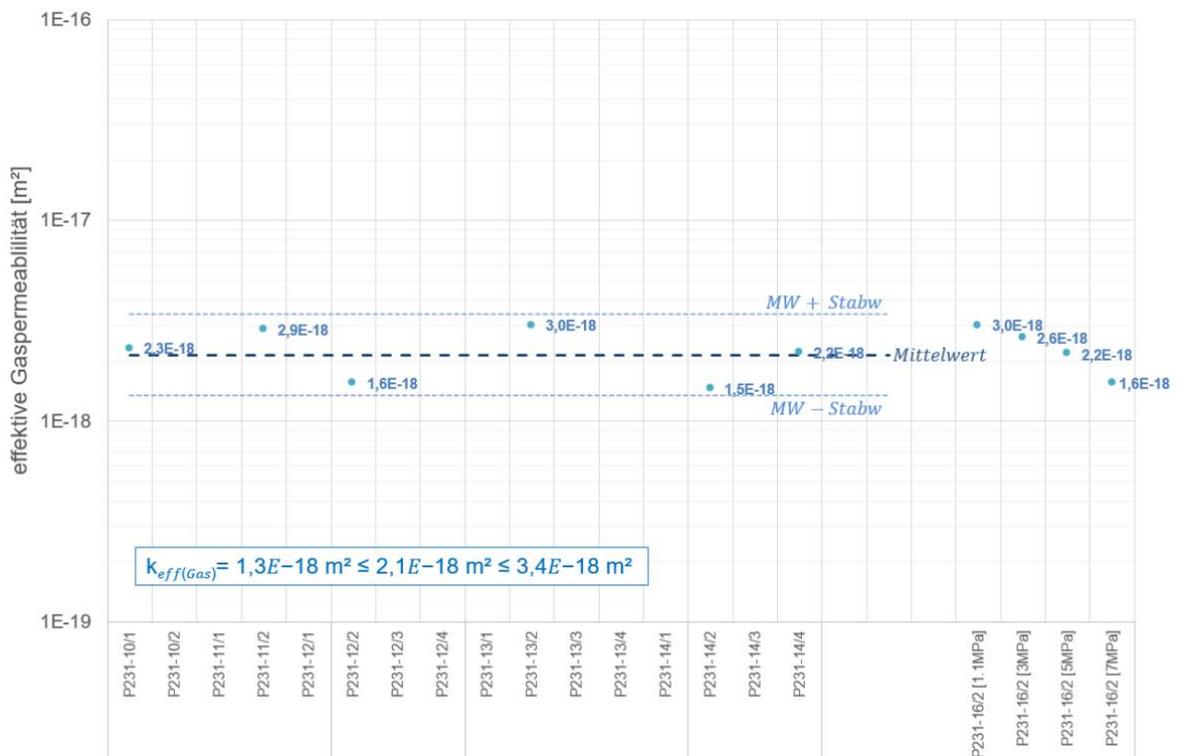


Abbildung 4-7: Übersicht zur ermittelten Gaspermeabilität des MgO-Beton C3

An einer einzelnen Probe nach Abschluss der temperierten Lagerung des Baustoffes wurde die effektive Gaspermeabilität unter dem Einfluss der mechanischen Einspannung (bei unterschiedlichen Manteldrücken) gemessen. Die Ergebnisse für diese Probe sind ebenfalls in Abbildung 4-7 (auf der rechten Seite) dargestellt. Das Permeabilitätsniveau ordnet sich gut in die Ergebnisse der bei 1,1 MPa Manteldruck untersuchten Proben ein. Eine detailliertere Übersicht der Entwicklung der effektiven Gaspermeabilität in Abhängigkeit von der Versuchsdauer und dem veränderlichen Manteldruck wird in Abbildung 4-8 gegeben. Über die Versuchsdauer von ca. 750 h kommt es, infolge der Erhöhung des Manteldruckes von 1,0 MPa auf 7,0 MPa, zu einer Halbierung der effektiven Gaspermeabilität von  $3,0 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$  auf ca.  $1,5 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ . Aus Erfahrungen aus vergleichbaren Untersuchungen kann geschlussfolgert werden, dass neben dem Manteldruck auch die Einspanndauer Einfluss auf die Permeabilität des MgO-Baustoffes hat.

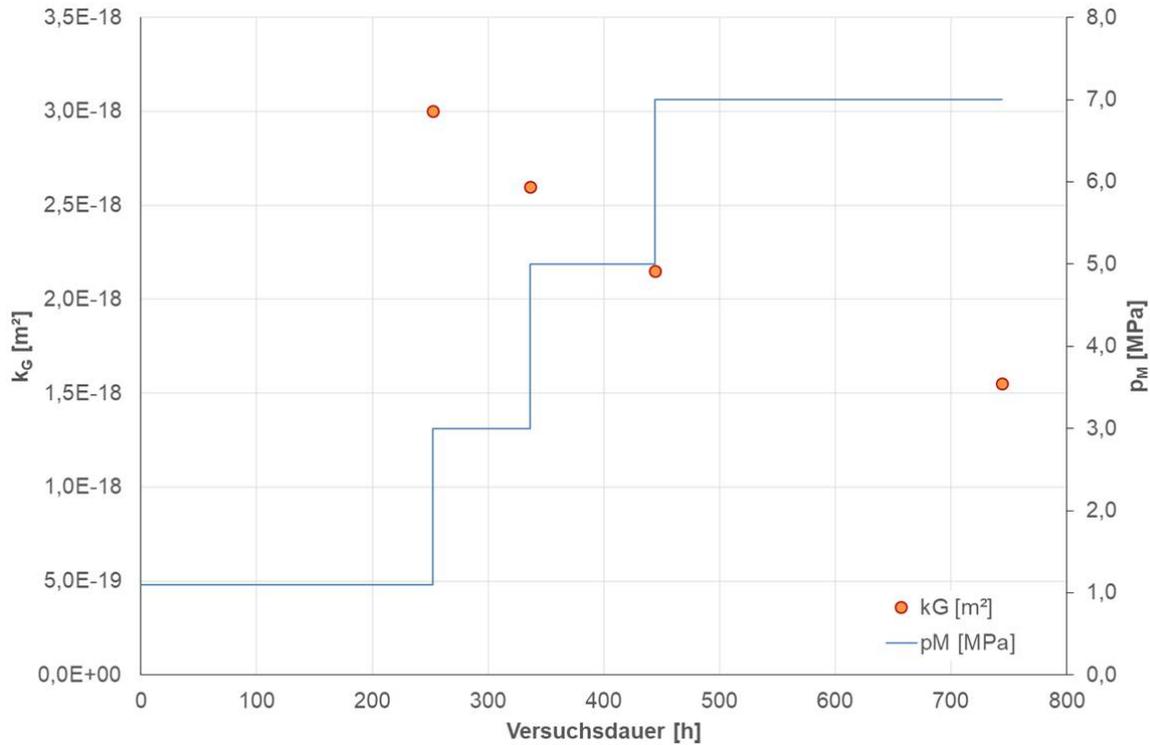


Abbildung 4-8: Gaspermeabilität des MgO-Beton C3 (Probe 231-16/2 / TZF 40) in Abhängigkeit von der Versuchsdauer für unterschiedliche Manteldrücke f

## 5 VEGÜTUNG DURCH INJEKTIONEN (AP 3.4)

Bei der Auffahrung von Hohlräumen unter Tage bildet sich aufgrund von Spannungsumlagerungen zwangsläufig eine Auflockerungszone (ALZ) von der Hohlraumkontur in das umgebende Gebirge aus. Die ALZ zeichnet sich im konturnahen Bereich i.d.R. durch mechanisch entspannte Bereiche mit erhöhter hydraulischer Leitfähigkeit bzw. erhöhter Permeabilität aus. Zum Teil entstehen mikroskopische und makroskopische Risse im Gebirge, die potenzielle Fließwege darstellen. Beim Einbau eines Verschlusselementes in einen Grubenraum (z.B. einen Schacht) kann die ALZ durch Injektionen vergütet werden, um die hydraulischen Eigenschaften in diesem Bereich wieder zu verbessern.

Als Injektionsmittel kommen grundsätzlich mehrere Baustoffe in Frage:

- Injektionsmörtel auf Zementbasis bzw. Zementsuspensionen
- Kunststoffe und Kunstharze
- Bitumen
- Wasserglas

Injektionen auf Zementbasis sind für die Anwendung im Salinar und Tonstein kritisch zu sehen. Zum einen ist der injizierbare Porenraum im Gestein stark begrenzt, was hohe Injektionsdrücke erfordert. Dabei besteht die Gefahr, das Gebirge durch neuerliche FRACs weiter zu schädigen und die hydraulischen Eigenschaften der ALZ zu verschlechtern. Ungeklärt ist zudem die geochemische Wechselwirkung mit dem Wirtsgestein, was die Langzeitbeständigkeit des zementbasierten Injektionsmittels in Frage stellt. Als Antwort darauf wurde im Vorhaben CARLA (FKZ 02C1204) eine MgO-Bindersuspension für den Einsatz im Salinar untersucht, welche für die lokalen Bedingungen (Anwesenheit von Tachhydrit) jedoch keine zufriedenstellenden Ergebnisse lieferte. Daher wurde in diesem Vorhaben auf inerte Injektionsmaterialien zurückgegriffen [Kudla et al. 2010b]. Eine Anwendung in Verbindung mit einem Verschlussbauwerk aus MgO-Beton im Salinar ist hingegen vorstellbar (geochemische Kompatibilität). Da die Versuche mit MgO-Beton der Rezeptur C3 sehr hohe Expansionsdrücke zeigten (zumindest bis zu 600 Tage; eine längere Beobachtungszeit war auf Grund des Projektabschlusses nicht möglich) (vgl. Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.3), ist eine zusätzliche Vergütung der ALZ in diesem Falle aber nicht notwendig. Eine Anwendung von zementbasierten Injektionsmitteln im Kristallingestein zum Verschluss vorhandener Klüfte ist hingegen denkbar.

In [Kaledin 2008] wurden verschiedene Kunststoffinjektionen für die Verwendung im Carnallitgestein untersucht. Dabei wurden mehrere Injektionsmittel auf Polymerbasis identifiziert, die eine wirksame Verbindung mit dem Salzgestein eingegangen sind. Diese Injektionen sind jedoch auch eine Option für Vergütungen im Steinsalz und Tonstein. Einige Kunststoffe und Kunstharze verhalten sich chemisch inert gegenüber dem Wirtsgestein und penetrieren aufgrund ihrer niedrigen dynamischen Viskosität leicht in vorhandene Risse mit geringer Spaltöffnungsweite. Dies begünstigt zudem eine hohe Eindringtiefe in das Gebirge, sodass die Umläufigkeit über die ALZ minimiert wird.

Im Vorhaben CARLA entschied man sich für die Erprobung einer Kombination aus dem Polymerinjektionsmittel Denepox 40 der Fa. DeNeef und 2K-Bitumen, welches abwechselnd über Injektionsschläuche an der Kontur eines Streckenverschlusses verpresst wurde. Die positiven Eigenschaften eines niedrigviskosen Bitumens werden in Abschnitt 6 erläutert. Das im Vorhaben CARLA verwendete 2K-Bitumen (2-Komponenten-Bitumen) besteht aus einem aufgemahlenden Hartbitumenpulver (H 165/175) und einem entaromatisierten Kohlenwasserstoff (Hydroseal G232H). Es zeichnet sich durch eine geringe Anfangsviskosität aus und lässt sich dadurch gut

verpressen. Mit der Zeit verfestigt sich das Bitumen und verbleibt dauerhaft ortsfest. Mit beiden Injektionsmitteln wurden im Vorhaben CARLA gute Erfahrungen gemacht [Kudla et al. 2010b].

Ein weiteres Injektionsmittel ist Wasserglas, welches durch Verkieselung Alkalimetallsilikate bildet. Der Verkieselungsprozess ist dabei irreversibel. In [Weber 2018] wurde Natronwasserglas für den Einsatz im Steinsalz untersucht. Dabei bildete sich während des Gelierungs- und Erhärtungsprozesses Synäreselösung, die entlang der Korngrenzen des Steinsalzes migrierte und später als Lösungseinschlüsse im Salz ortsfest verblieb.

In-situ-Untersuchungen zum Einsatz von Wasserglas im Bergwerk Niedersachsen-Riedel werden in [Bollingerfehr et al. 2011] beschrieben. Hierbei wurde Wasserglas oberflächennah in die ALZ einer Steinsalzstrecke injiziert und die Permeabilität vor und nach der Injektion gemessen. Die Permeabilität konnte durch die Vergütungsmaßnahmen von  $1,0 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2$  bis  $9,5 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$  auf  $6,4 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$  bis  $8,0 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$  verringert werden. Das Permeabilitätsniveau wurde somit lokal signifikant gesenkt. Eignungsnachweise von Wasserglas in anderen Wirtsgesteinen fehlen.

Labor- und halbtechnische Versuche zur Entwicklung oder Optimierung von Injektionen wurden im Rahmen des Projektes ELSA-Phase-2 nicht durchgeführt, da keine erfolgsversprechende Versuchsanordnung über die Ergebnisse des Vorhabens CARLA hinaus, gefunden wurde.

## **6 WEITERENTWICKLUNG VON ASPHALTDICHTUNGEN (AP 3.5)**

### **6.1 Einleitung**

Neben Salzgrus, Bentonit und Magnesiabaustoffen steht mit Bitumen ein weiteres Dicht- und Bindemittel für untertägige Abdichtelemente in Schächten zur Verfügung. Gerade um dem Grundsatz zu genügen, dass Schachtverschlüsse redundant und hinsichtlich der verwendeten Materialien und Konstruktionen diversitär ausgebildet sein sollen, spielt Bitumen durch seinen Flüssigkeitscharakter eine wichtige Rolle [Kudla et al. 2010].

Das primäre Abdichtvermögen des Bitumens beruht auf dessen Flüssigkeitsverhalten. Bitumen ist eine zähe Flüssigkeit und kein Feststoff. Dabei muss durch eine gezielte Steuerung der Dichte des Bitumens eine Orts- und Lagestabilität gegenüber den angreifenden Salzlösungen sichergestellt werden.

#### **6.1.1 Stand der Technik**

##### **6.1.1.1 Bitumendichtung**

Im Falle eines Flüssigkeitsangriffes entgegen der Gravitation (von unten her) muss die Dichte des Bitumens geringer als die Dichte der angreifenden Salzlösung sein. Dadurch wird sichergestellt, dass das Bitumen auf den schwereren Salzlösungen aufschwimmt, denn die Dichte reiner Bitumen liegt im Bereich zwischen  $950 \text{ kg/m}^3$  und  $1050 \text{ kg/m}^3$  [Kudla et al. 2010].

Bitumendichtungen, welche einen Flüssigkeitscharakter besitzen sind jedoch nicht in der Lage dauerhaft Lasten abzutragen. Unter andauernden Belastungen neigt das Bitumen dazu in permeable Wegsamkeiten zu penetrieren. Dies kann gewünscht sein, da dadurch diese permeablen Wegsamkeiten abgedichtet werden. Diese können aber auch dazu führen, dass das Bitumen dauerhaft und unaufhaltsam abströmt. Durch eine gezielte Steuerung der Viskosität des Bitumens über die Auswahl der Bitumensorte und durch die Kombination von Bitumensorten mit verschiedenen Viskositäten kann das Abströmen minimiert werden. Dabei wird das Bitumendichtelement aus aufeinanderfolgenden Schichten unterschiedlicher Bitumen nach dem Prinzip „Harte Schale – Weicher Kern“ aufgebaut. Des Weiteren kann durch eine bautechnische Optimierung der Auflager einer Bitumendichtung (Einbau möglichst geringpermeabler Materialien) das Abströmen minimiert werden.

##### **6.1.1.2 Gefüllerte Bitumina**

Bei Flüssigkeitszutritten in Richtung der Gravitation (von oben her) auf eine Bitumendichtung in einem Schacht muss die Dichte des Bitumens höher sein als die Dichte der im Vergleich zur angreifenden Flüssigkeit (Wasser) sein.

Die Steuerung der Dichte des Bitumens erfolgt durch das Hinzumischen mineralischer Gesteinsmehle (Füller). Aus Sicht der Langzeitsicherheit muss jedoch gewährleistet sein, dass Separationseffekte infolge von Sedimentation ausgeschlossen werden können [Kudla et al. 2010], sodass eine homogene Dichteverteilung erhalten bleibt. Durch eine gezielte Auswahl des mineralischen Füllers und durch eine Optimierung der Rezeptur des gefüllerten Bitumens kann dies erreicht werden. Dabei muss jedoch grundlegend der Flüssigkeitscharakter des Bitumens erhalten bleiben, damit das hydrostatische Abdichtprinzip nutzbar bleibt.

Wie auch bei einer Abdichtung aus einem reinen Bitumen muss das Abströmen des gefüllten Bitumens in permeable Wegsamkeiten limitiert werden. Dies erfolgt nach den gleichen Ansätzen wie für Abdichtungen aus reinem Bitumen.

### 6.1.1.3 Gussasphalt und Asphaltbeton

Herkömmliche Asphaltmischungen mit einer Abdichtfunktion wie Gussasphalt oder Asphaltbeton werden üblicherweise im Wasserbau eingesetzt. Am weitesten verbreitet sind dabei Asphaltbetone, welche eine weitgestufte (FULLER-artige) Korngrößenverteilung des mineralischen Zuschlages (Gesteinskörnungen) von bis zu 22 mm Größtkorn besitzen. Derartige Asphalte haben ein ausgeprägtes Korngerüst und die Abdichtwirkung beruht auf deren Impermeabilität, welche bei Hohlraumgehalten  $< 3\%$  erreicht wird. Voraussetzung ist jedoch ein lagenweiser Einbau des Heißmischgutes mit einer intensiven Verdichtung.

Das Bindemittel Bitumen (Bindemittelgehalt zwischen 3 und 5 Ma%) ist bei Asphaltbeton sehr stark an das weitgestufte Mineralkorngemisch gebunden und ist damit kein mobiles Porenfluid. Das Bitumen kann damit nicht aus dem Korngerüst unter Druck speziellen Untersuchungen wurde nachgewiesen, dass dieser Versagensfall z.B. für Asphaltbetoninnendichtungen im Staudambau nicht relevant ist [Haas 1983a], [Haas 1983b].

Für einen Abdichtasphalt mit einer hydrostatischen Abdichtwirkung sind Asphaltbetone aus dem Wasserbau nicht einsetzbar. Das Bindemittel Bitumen muss im Asphalt mobil bleiben, um erfolgreich als hydrostatische Abdichtung in Schächten eingesetzt werden zu können.

Bei Gussasphalt handelt es sich um eine Mischung aus Bitumen und einem mineralischen Zuschlag mit einer weit abgestuften Korngrößenverteilung sowie mit einem Größtkorn von bis zu 16 mm [DIN EN 12970]. Der Gehalt des Bindemittels Bitumen liegt zwischen 6 Ma% und 10 Ma% und ist derartig bemessen, dass der Hohlraum zwischen den Körnern der weitabgestuften Zuschlagsmischung etwas „überfüllt“ ist (Bindemittelüberschuss). Dadurch ist sichergestellt, dass keine Verdichtung des Mischgutes erfolgen muss, weil das heiße Mischgut mit einer breiigen Konsistenz fließfähig ist. Des Weiteren ist Gussasphalt auf Grund des hohen Bitumenanteils aus technischer Sicht vollkommen wasser- und gasdicht.

Herkömmliche Gussasphalte werden überwiegend im Straßenbau eingesetzt und sind dahingehend optimiert, dass eine möglichst hohe Standfestigkeit gegenüber dem Verkehr gewährleistet ist. Durch den Einsatz von Bitumen mit einer hohen Viskosität kann die Standfestigkeit so weit verbessert werden, dass Gussasphalt auch als standfester Estrich im Hochbau eingesetzt wird.

Die Vorteile des verdichtungsfreien Einbaus wurde auch für viele realisierte Schachtabdichtungen des deutschen Kali- und Salzbergbaus genutzt [Herold 2011]. Dabei wurden leicht modifizierte Gussasphalte aus dem Straßenbau als Zwischenschicht mit ca. 1 m Mächtigkeit mit einer Bentonitabdichtung kombiniert.

Derartige Bauweisen genügen jedoch nicht dem hydrostatischen Abdichtprinzip, da das Bitumen als mobile Phase nur bedingt vorliegt bzw. das Verformungsverhalten des Gussasphaltes eher einem visko-elastischen Festkörper entspricht. Um trotzdem eine Abdichtwirkung zu erzielen, muss sichergestellt sein, dass ein dauerhafter Verbund zwischen Wirtsgestein und Gussasphalt vorhanden ist. Im Falle des Gussasphalts ist für den Verbund, die Benetzung des Bindemittels Bitumen mit dem Wirtsgestein maßgeblich.

Problematisch ist beim Gussasphalt der auftretende Bitumenüberschuss. Dadurch kann der Kornkontakt in der Zuschlagskörnung nicht garantiert werden. Unter statischen Belastungen wird daher keine Stützwirkung des Korngerüsts mobilisiert. Hierdurch kann der Gussasphalt neben

seiner limitierten Abdichtfunktion in einer Querschnittsabdichtung auch keine Widerlagerfunktion übernehmen.

#### 6.1.1.4 Bitumenverfüllte Schottersäule

Um die Nachteile einer hydrostatisch wirkenden Bitumendichtung (limitierte Widerlagerfunktion) zu minimieren, wurde für das Planfestellungsverfahren der Verwahrung der Schächte *Marie* und *Bartensleben* des *ERAM* ein kombiniertes Widerlager-Abdichtelement entwickelt [Rauche et al. 2003], [Rauche et al. 2004].

Dabei wird der Porenraum einer setzungsarmen Verfüllsäule aus vergleichsweise grobem Schotter abschnittsweise mit Bitumen bzw. gefülltem Bitumen (Asphalt) heiß vergossen (Abbildung 6-1). Aufgrund der Möglichkeit des Einsatzes von reinen oder gefüllten Bitumen können derartige Widerlager-Abdichtelemente gegen Flüssigkeitszutritte in Richtung oder entgegen der Richtung der Gravitation eingesetzt werden.

Der Einbau einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule gliedert sich in 2 Einbauschritte:

Lagenweiser Einbau und Verdichten des Schottergerüsts

Lagenweiser Verguss des Schotters mit heißflüssigem Bitumen.

Dadurch, dass das reine Bitumen und auch ein speziell entwickeltes gefülltes Bitumen im Porenraum des Schotters relativ frei beweglich ist, konnte nachgewiesen werden, dass das Bitumen bzw. das gefüllte Bitumen dem hydrostatischen Abdichtprinzip genügt [Glaubach et al. 2014a].

Die Einbautechnologie für eine mit Bitumen verfüllte Schottersäule wurde in den letzten Jahren durch die TU Bergakademie untersucht und optimiert. Im Sommer 2012 wurde im Rahmen eines Großversuchs die großtechnische Realisierbarkeit im Rahmen des BiSETO-Versuchs nachgewiesen [Glaubach et al. 2013]. In der Abbildung 6-2 ist der sukzessive Verguss einer 60 cm mächtigen Schotterlage mit einem gefüllten Bitumen bei 170 °C dargestellt.

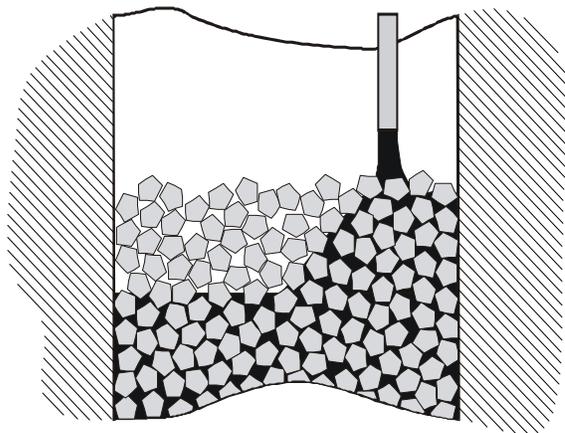


Abbildung 6-1: Schematischer Aufbau einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule



Abbildung 6-2: Großversuch zur Optimierung der Einbautechnologie einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule

Grundvoraussetzungen für die Funktionstüchtigkeit einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule sind ein setzungsarmes Schottergerüst und ein ausreichend hohlraumfreier Verguss der Schotterporen mit Bitumen. Gerade der letzte Aspekt ist anspruchsvoll in der Realisierung. Da der Schotter grundsätzlich Umgebungstemperatur besitzt, kühlt das heiße Bitumen schnell

während des Eingießens in den kalten Schotter ab. Die damit verbundene überproportional steigende Viskosität des Bitumens führt zu einer raschen Stagnation des Bitumens.

Im Rahmen des BiSETO-Versuchs konnten die Kriterien zur Einhaltung der genannten Grundvoraussetzungen identifiziert werden. Diese lauten:

1. Limitierung des Feuchtegehalts des Schotters auf 0,5 Masse-%
2. Limitierung des Staubgehalts des Schotters auf 0,5 Masse-%
3. Limitierung der zu vergießenden Schotterlagenstärke auf 0,6 m
4. möglichst kontinuierlicher Einguss des Bitumens mit einer Dichte der Eingießpunkte (EGP) auf der Schotteroberfläche von min. 0,7 EGP/m<sup>2</sup>
5. Einguss des Bitumens möglichst „heiß an heiß“ mit mindestens 170 °C
6. Volumenstrom des Bitumens an den Eingießpunkten von max. 2 l/s.
7. Hohlraumgehalt der mit Bitumen verfüllten Schottersäule kleiner 3 %

Die Einbautechnologie einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule ist aufwendig und der Verguss ist eine vergleichsweise stark vom subjektiven Eindruck des Ausführenden geprägte Vorgehensweise. Deshalb bestehen die Bestrebung seitens der TU Bergakademie die beiden einzelnen Einbauschritte (Einbau des Schotters + Verguss des Schotters) gemeinsam auszuführen, woraus sich mehrere Vorteile ergeben.

## 6.2 Modifizierte Bitumenverfüllte Schottersäule

Gemäß der Abbildung 6-3 sollen das Stützkorn des Schottergerüsts und das verfüllende Bitumen gemeinsam verstürzt werden. Dazu muss das Stützkorn und das Bitumen bzw. gefüllerte Bitumen bei Temperaturen von mehr als 140 °C (Temperatur ist abhängig von der Bitumensorte) wie bei der Asphaltherstellung konventionell vorgemischt werden. Dies hat den Vorteil, dass das Stützkorn mit dem heißen Bitumen optimal benetzt wird. Der Schotter wird vorab wie in einer konventionellen Asphaltmischanlage entstaubt. Da bei der konventionellen Asphaltherstellung eine Trocknung der Zuschläge stattfindet, spielt auch eventuell anhaftende Feuchtigkeit keine Rolle. Des Weiteren fällt der stark subjektiv beeinflusste, händische Verguss des Bitumens in das Schottergerüst weg. Zudem spielt die begrenzte Schotterlagenstärke beim Einbau keine Rolle.

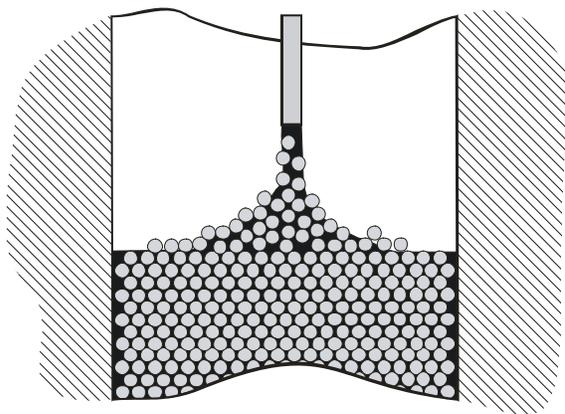


Abbildung 6-3: Schematischer modifizierter Einbau einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule

Einbaufertige Gemische aus gefülltertem Bitumen (Asphaltmastix) und einer groben Einzelkörnung sind im Wasserbau schon seit längerem als „*Dichter Steinasphalt*“ (dense stone

asphalt) bekannt [Schönian 1999], [Van de Velde et al. 1985] und wurden größtenteils im niederländischen Küstenschutz eingesetzt.

*Dichte Steinaspalte* werden direkt durch Verstürzen eingebaut, brauchen nicht verdichtet werden und sind aufgrund des hohen Bitumengehalts (Sättigung der Steinszwischenräume) wasserdicht (Hohlraumgehalte zwischen 0 – 3 %) [Schönian 1999]. Ausgehend von diesen Eigenschaften ist damit ein *Dichter Steinaspalt* sehr interessant für ein Widerlager-Abdichtelement aus Bitumen und Schotter und soll damit im Rahmen dieses Forschungsprojektes für die untertägige Nutzung in einem Schachtabdichtungselement weiterentwickelt und untersucht werden.

Dazu wurden verschiedene Schotter hinsichtlich ihrer Eignung für einen *Dichten Steinaspalt* untersucht. Dieser Baustoff wird ohne Verdichtung durch Schütten eingebaut. Folgende Parameter müssen dabei bestimmt bzw. folgende Punkte beachtet werden:

- Korndichte
- Korngrößenverteilung
- Schüttdichte beim Schütten aus 1 bis 2 m Fallhöhe in ein Rohr  $\varnothing$  0,4 m
- kritischer Reibungswinkel (= Schüttwinkel am Schüttkegel)
- Drucksetzungsverhalten der Körnung
- Einfluss des Drucksetzungsverhaltens auf die Kornverteilung (Stabilität)
- Einfluss des Bitumens auf das Drucksetzungsverhalten

### 6.2.1 Auswahl des mineralischen Zuschlags

Die Grundvoraussetzung für eine sichere Widerlagerfunktion ist auch bei einem (*dichten*) *Steinaspalt* ein setzungsarmes Schottergerüst. Durch den Siloeffekt im Schacht sind die Vertikalspannungen im Schotter begrenzt und damit ab einem gewissen Durchmesser-Längen-Verhältnis der Schottersäule von der absoluten Länge der Schottersäule bzw. der Steinaspalt-Säule unabhängig. Die Steinaspaltsäule verspannt sich auf Grund es damit unter der maßgeblichen Wirkung des Wandreibungswinkels zwischen den Schotterkörnern und der Oberfläche des Wirtsgesteins und des inneren Reibungswinkel zwischen den Schotterkörnern.

Der Stand von Wissenschaft und Technik für eine setzungsarme Schottersäule ist maßgeblich im Abschlussbericht des Forschungsprojektes Schachtverschluss Salzdetfurth Schacht II beschrieben [Bredung 2002]. Gemäß den Ergebnissen aus den Untersuchungen in Salzdetfurth gelten als Voraussetzung für eine über lange Zeiträume setzungsstabile Schottersäule folgende Kriterien:

1. Auswahl eines langzeitstabilen Grundmaterials, d. h. Basalt oder Diabas.
2. Kornkennlinie 32/80 mm.
3. Bei Alternativmaterial ist der Eignungsnachweis des ausgewählten Schotters durch Untersuchung des Drucksetzungsverhaltens und der eingetretenen Veränderung der Kornverteilung infolge Druckbelastung zu führen. Die Untersuchungsergebnisse sind mit den Eigenschaften des „Referenzschotters“ 32/80 mm zu vergleichen.

Bis auf die Vorgabe zur Auswahl eines langzeitstabilen Grundmaterials, wird das dritte Kriterium im vorliegenden Bericht als maßgeblich für die Auswahl eines geeigneten Grundmaterials angesehen. Deshalb wurden für die Auswahl eines geeigneten Schotters für einen Steinaspalt

Druck-Setzungsversuche in einem Großödometer unter Vertikalspannungen bis 1,4 MPa durchgeführt.

Für den Einbau einer setzungsarmen Schottersäule werden aus dem Salzdetfurth-Projekt in [Breidung 2002] folgende Randbedingungen empfohlen:

1. Angestrebte Einbaudichte des Schotters 1,80 t/m<sup>3</sup>.
2. Keine großen Dichteunterschiede in der Schotterverfüllung.

Die angestrebte Einbaudichte von 1800 kg/m<sup>3</sup> gilt strenggenommen nur für den damals in Salzdetfurth verwendeten Diabasschotter. Um die Ergebnisse aus Salzdetfurth mit anderen Schottersorten (mit einer anderen Korndichte) vergleichen zu können, empfiehlt es sich, die Dichte und Porosität des Schotters im Einbauzustand zu ermitteln. Im Salzdetfurth-Projekt war eine Porosität unterhalb von 40 % das maßgebliche Kriterium für einen setzungsarm eingebauten Schotter.

Für die Auswahl einer optimalen Gesteinskörnung für einen *Dichten Steinaspalt* sollen aus Gründen der Langzeitstabilität ausschließlich Basalte verwendet werden. Dazu wurden 3 gebrochene Basaltschotter aus Pechbrunn in Bayern und Adelebsen bei Göttingen und ein vergleichsweise stark kantengerundeter Basaltschotter aus Tschechien verwendet. Der kantengerundete Basaltschotter wurde ein großtechnisches Trommeln hergestellt, wodurch eine rundkornartige Kornform erreicht wird. Der Schotter aus Adelebsen ist ein Gleisschotter gemäß DIN EN 13450 und wurde auch in den umfangreichen Untersuchungen zur Optimierung der Einbautechnologie der mit Bitumen verfüllten Schottersäulen verwendet [Glaubach et al. 2013].

Eine Übersicht zum verwendeten Schotter findet sich in Tabelle 6-1.

Tabelle 6-1: Untersuchte Basaltschotter

Nr.	Bezeichnung	Kornband	Korndichte	Herkunft	Kornform
1	BK-20/32	20 – 32 mm	3046 kg/m <sup>3</sup>	Pechbrunn /Bayern	Brechkom
2	BK-32/56	32 – 56 mm	3046 kg/m <sup>3</sup>	Pechbrunn /Bayern	Brechkom
3	BK-32/63	32 – 63 mm	2888 kg/m <sup>3</sup>	Adelebsen	Brechkom
4	RK-20/40	20 – 40 mm	2965 kg/m <sup>3</sup>	Tschechien	stark kantengerundetes Brechkom
5	RK-40/80	40 – 80 mm	2965 kg/m <sup>3</sup>	Tschechien	stark kantengerundetes Brechkom

In der Abbildung 6-4 sind die Schottersorten gegenübergestellt. Die Rundkornsorte RK-40/80 (Nr. 5) wurde jedoch bei den Untersuchungen nicht verwendet, da im Labormaßstab Asphaltmischgut mit so grober Gesteinskörnung nicht hergestellt werden konnte.



Abbildung 6-4: Untersuchte Schottersorten

### 6.2.2 Untersuchungen an den ausgewählten Schottersorten

Die Korngrößenverteilung der verschiedenen Schottersorten wurde durch Siebung an repräsentativen Probemengen von ca. 40 kg ermittelt.

Die ermittelten Korngrößenverteilungen und deren Anpassungen mit der RRSB-Funktion (siehe Abschnitt 2.2.2 nach Formel 2-1) sind in Abbildung 6-5 dargestellt. Die bestimmten Parameter der RRSB-Funktion für die verschiedenen Schottersorten sind in Tabelle 6-2 angegeben.

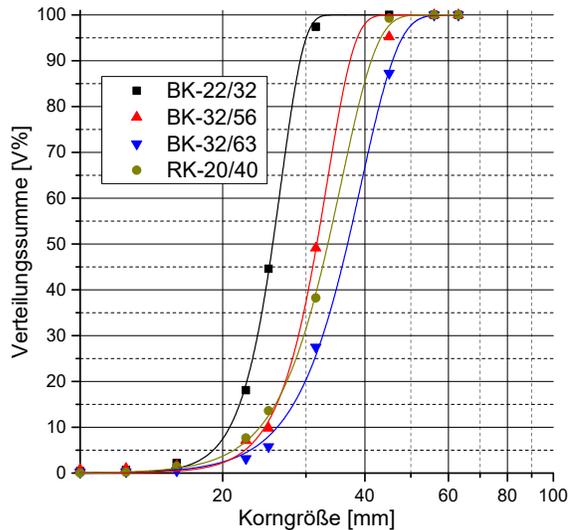


Tabelle 6-2: Parameter der RRSB-Funktion zur Beschreibung der Korngrößenverteilung

Schotter	$d_{50}$ [mm]	$m$ [-]	$C_u$ [-]
BK-20/32	25,5	8,99	1,2
BK-32/56	31,6	7,43	1,3
BK-32/63	36,7	5,5	1,4
RK-20/40	33,4	5,69	1,4

Abbildung 6-5: Korngrößenverteilung des untersuchten Schotters

Alle Schottersorten zeichnen sich durch eine hohe Gleichförmigkeit in ihren Korngrößenverteilungen aus, wobei im Vergleich untereinander das Brechkorn aus Adelebsen

(BK-32/63) und der kantengerundete Schotter aus Tschechien eine geringere Gleichförmigkeit als die beiden Schotter aus Pechbrunn (BK-20/32 und BK-32/56) haben.

Zusätzlich zu den Siebanalysen wurde eine CPA-Analyse (*Computerized Particle Analyser*) der Brechkorn-Schotter am Institut für Aufbereitungsmaschinen der TU Bergakademie Freiberg durchgeführt. Eine Analyse des Schotters RK-20/40 wurde nicht durchgeführt, da diese Schottersorte zum Untersuchungszeitpunkt nicht verfügbar war.

Die Untersuchungen wurden mit einem Gerät des Typs *CPA 4-2* der Firma *HAYER & BOECKER* durchgeführt, wobei die zufälligen Projektionsflächen der einzelnen Schotterkörner im freien Fall digital erfasst und ausgewertet wurden. Da es sich dabei um eine zweidimensionale Erfassung der Kornformen handelt, können mit Hilfe der Statistik und meistens proprietären Algorithmen der jeweiligen Gerätehersteller die Daten der Kornformen für verschiedene Verteilungen klassiert werden.

Für die Klassierung der gemessenen Kornformen wurde im vorliegenden Bericht der minimale Feret-Durchmesser verwendet, welcher dem minimalen Maß entspricht, welches man mit einem Messschieber (mit linienförmigen Messflächen) an der jeweiligen Kornform messen kann. In erster Näherung entspricht der minimale Feret-Durchmesser, der Maschenweite eines imaginären Siebes, durch welches das entsprechende Korn hindurchfallen würde.

In der Abbildung 6-6 sind die Korngrößenverteilungen, basierend auf dem minimalen Feret-Durchmesser aus der CPA-Analyse den angepassten Daten aus der Siebanalyse gegenübergestellt. Auch die Korngrößenverteilungen der CPA-Analyse wurden mit der RRSB-Funktion angepasst. Die entsprechenden Parameter sind in Tabelle 6-3 angegeben.

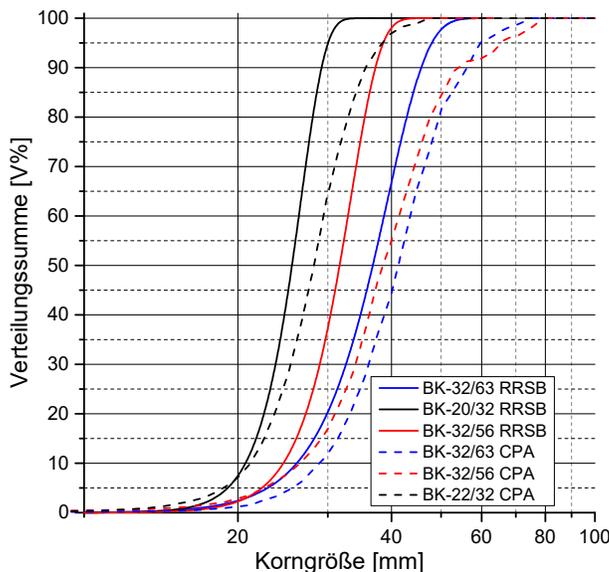


Tabelle 6-3: Parameter der RRSB-Funktion zur Beschreibung der Korngrößenverteilung aus der CPA

Schotter	$d_{50}$ [mm]	$m$ [-]
BK-20/32	28,4	5,88
BK-32/56	39,4	4,34
BK-32/63	41,6	4,76

Abbildung 6-6: Vergleich der Korngrößenverteilung aus der Siebanalyse (RRSB) und der CPA-Analyse

Wie aus den Daten im Vergleich ersichtlich, wird durch die CPA-Analyse generell ein gröberes Korn mit einem weiter abgestuften Komband für alle drei Brechkornschotter ermittelt. Die Ursachen liegen in den oftmals vereinfachenden und standardmäßig eingestellten Annahmen, welche bei der Auswertung von CPA-Analysen hinsichtlich der Auswertung einer Korngrößenverteilung in der Software der Gerätehersteller verwendet werden. Prinzipiell kann durch eine entsprechende Anpassung der Gerätesoftware durch den Anwender, die Vergleichbarkeit der CPA-Analyse zur konventionellen Siebanalyse gesteigert werden.

Die größte Stärke der CPA-Analyse liegt jedoch in der statistisch abgesicherten Beschreibung der Kornform, weshalb diese Analyse auch durchgeführt wurde. Die CPA-Daten des Schotters BK-32/63 wurden durch den Projektpartner BGE Technology GmbH als Datengrundlage verwendet, um repräsentative Partikelcluster für ein DEM-Modell (Pfc2d) zu generieren. Mit Hilfe dieses Modells wurde unter anderem das Verhalten des Schotters unter den Randbedingungen einer Schottersäule mit einer erdbebeninduzierten dynamischen Belastung simuliert (siehe Teilbericht zum AP 5).

In der Abbildung 6-7 sind die typischen Kornformen (so wie sie von der CPA-Analyse erfasst wurden) einer zufälligen Stichprobe von 49 Einzelkörnern des Schotters BK-32/63 abgebildet.

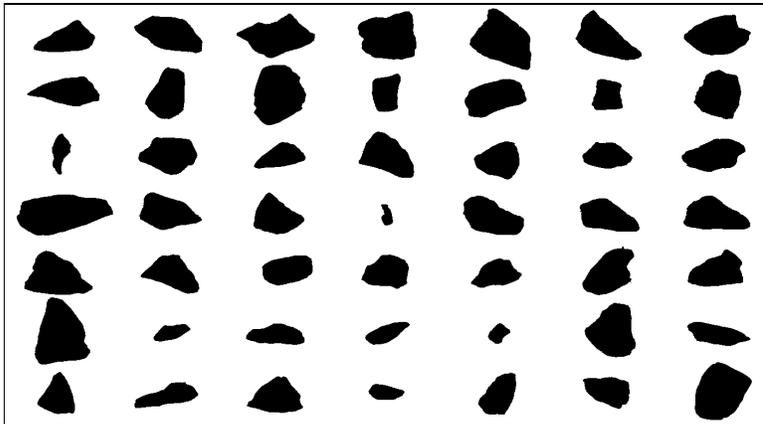


Abbildung 6-7: Typische Kornformen des BK-32/63

Die CPA-Daten wurden des Weiteren hinsichtlich des Länge-Breiten-Verhältnisses aus max. Länge und max. Breite (Abbildung 6-8) und der Sphärizität (Abbildung 6-9) klassiert. Die Sphärizität nach WADELL entspricht dabei dem Verhältnis aus dem Durchmesser eines projektionsflächengleichen Kreises und dem Durchmesser eines Kreises, der die Kornprojektion umschließt [Zlatev 2005].

Entspricht das Korn in der zweidimensionalen Projektion einem idealen Kreis, so ist die Sphärizität 1,0, im Falle eines Quadrates gleich 0,866 und bei einem Rechteck mit einem Seitenverhältnis von 1:5 gleich 0,661.

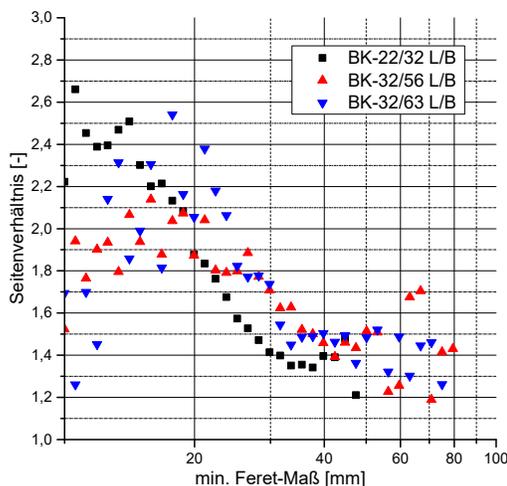


Abbildung 6-8: Seitenverhältnisse der mittels CPA untersuchten Schotterkörner

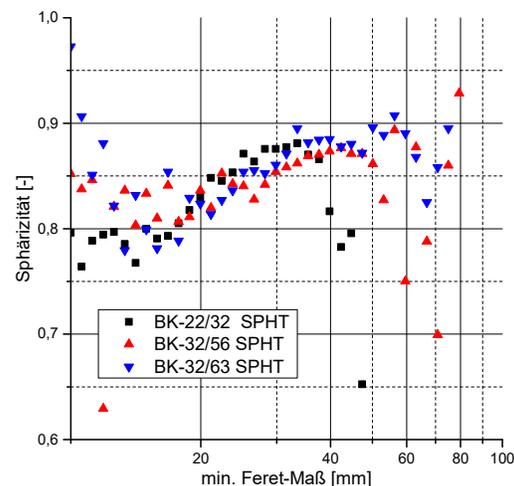


Abbildung 6-9: Sphärizität nach WADELL der mittels CPA untersuchten Schotterkörner

Während im Bereich des Unterkorns ( $<20$  mm bzw.  $< 32$  mm) die Seitenverhältnisse zwischen 1,4 und 2,6 betragen, verändert sich das Seitenverhältnis bei allen 3 Brechkornschottern im oberen Kornband auf ca. 1,2 bis 1,8. Wie aus der Abbildung 6-8 ersichtlich, nimmt dann das Seitenverhältnis bei allen Brechkornschottern mit zunehmendem minimalem Feret-Durchmesser ab und erreicht im Bereich des jeweiligen Größtkorns ein Seitenverhältnis von im Mittel 1,4. Im Grunde genommen bedeutet dies, dass die Körner am unteren Ende des Kornbandes eine eher längliche Form mit hohen Seitenverhältnissen haben, während die Körner am oberen Ende des jeweiligen Kornbandes eine eher gedrungene Form haben.

Dieses Ergebnis spiegelt sich auch in den gemessenen Sphärizität wider (Abbildung 6-9), da die Sphärizität mit zunehmender Korngröße von anfänglich 0,8 bis in den Bereich von 0,87 ansteigt.

Grundlegend hat sich die CPA-Analyse als ein leistungsfähiges Werkzeug zur Beschreibung der Kornform der Schotterarten herausgestellt. Im Rahmen der bisherigen Untersuchungen wurde die Leistungsfähigkeit dieser Untersuchungsmethode aber noch nicht voll ausgenutzt, wobei jedoch zu bemerken ist, dass die CPA-Analyse als konventionelle Untersuchungsmethode noch relativ jung ist. Gerade für die zunehmende Modellierung von Baustoffen mit Hilfe diskreter Partikel stellt die CPA-Analyse ein sehr wichtiges Werkzeug dar.

### 6.2.3 Schüttversuche an den ausgewählten Schotterarten

Um die Eigenschaften der Schotterarten zu vergleichen, wurden jeweils 5 Schüttversuche im Technikum des Instituts für Bergbau und Spezialtiefbau der TU Bergakademie durchgeführt.

In einem kombinierten Versuchsaufbau wurde gleichzeitig die Schüttdichte in einem Fallrohr ( $\varnothing 0,4$  m bei 2 m Länge) bestimmt und das Verhalten beim Schütten auf eine ebene Betonfläche untersucht. Dabei wurden die Kontur der Schüttkegel photogrammetrisch erfasst und daraus der maximale Schüttwinkel, welcher dem druckunabhängigen kritischen Reibungswinkel entspricht [Herle et al. 2007], bestimmt. In der Abbildung 6-10, Abbildung 6-11 und Abbildung 6-12 ist die Vorgehensweise bei den Schüttversuchen dargestellt.

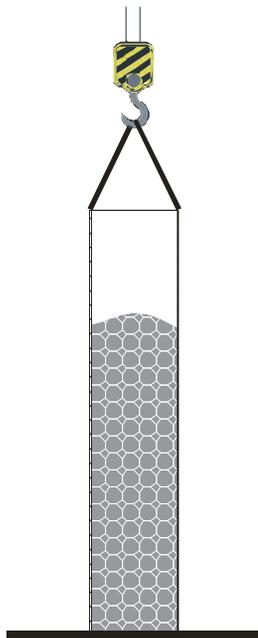


Abbildung 6-10: Mit Schotter gefülltes Fallrohr

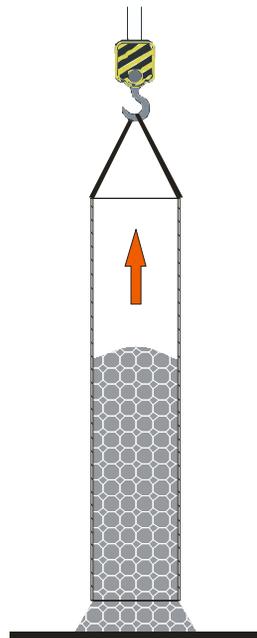


Abbildung 6-11: Ziehen des mit Schotter gefüllten Fallrohrs

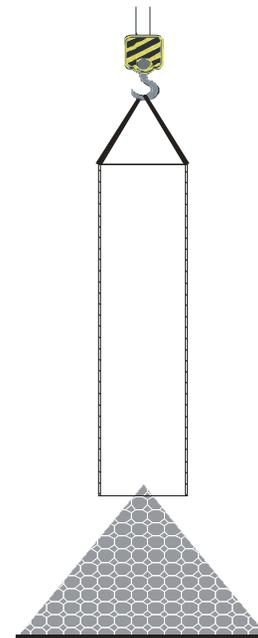


Abbildung 6-12: Erzeugter Schüttkegel des Schotters

Durchschnittlich wurden jeweils ca. 180 kg Schotter für die Schüttversuche verwendet, wobei innerhalb der Schotter für die Versuche wieder verwendet wurde. Pro Schüttversuch, mit vorherigem Einschütten in das Fallrohr aus bis zu 2 m Fallhöhe, entstanden je nach Schottersorte zwischen 100 g und 250 g Feinkorn mit einer Korngröße kleiner 8 mm infolge von Abrieb und Abplatzungen (siehe Tabelle 6-4).

Für eine vergleichbare Auswertung der Schüttkegel wurden diese jeweils an der gleichen Stelle geschüttet und zusammen mit einem Bildmaßstab von einer festen Position aus einer Entfernung von ca. 10 m fotografiert. In der Abbildung 6-13 ist ein typischer Schüttkegel des Schotters RK-20/40 dargestellt. Mit Hilfe der Software *imageJ* [Abramoff et al. 2004], [Burger & Burge 2006], [Rasband 2009], wurden die Bilder maßstabsgetreu binarisiert (Abbildung 6-14) und daraus maßstabsgetreu die Konturlinie der Schüttkegel herausgefiltert (Abbildung 6-15).

Abbildung 6-13: Typischer Schüttkegel des Schotters RK-20/40



Abbildung 6-14: „Binarisierung“ des fotografierten Schüttkegels

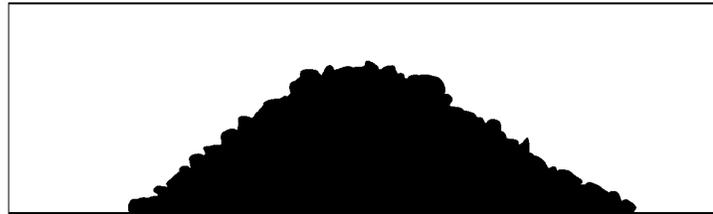
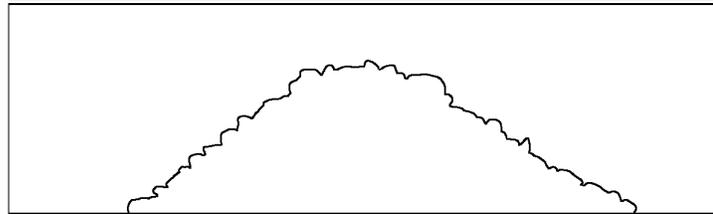


Abbildung 6-15: Gefilterte Konturlinie des fotografierten Schüttkegels



In der Abbildung 6-16 sind die mittleren Konturen der Schüttkegel der untersuchten Schottersorten dargestellt. Dabei sind die Koordinaten  $(x, y)$  der bestimmten Konturen aufgetragen, wobei die Linie  $x = 75$  cm jeweils die Mitte des ausgeschütteten Fallrohres war.

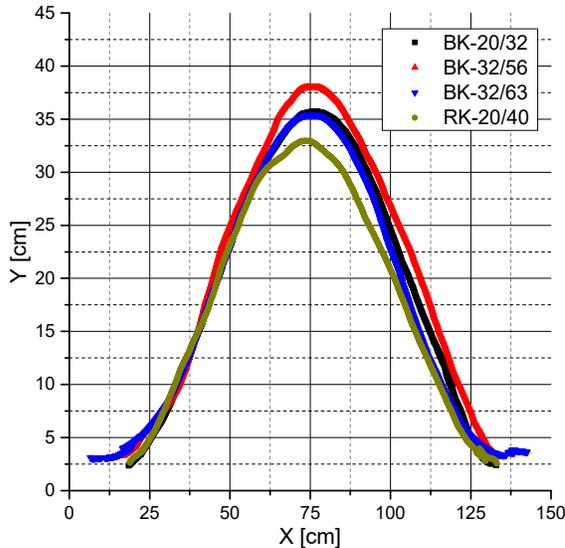


Abbildung 6-16: Mittlere Kontur der Schüttkegel

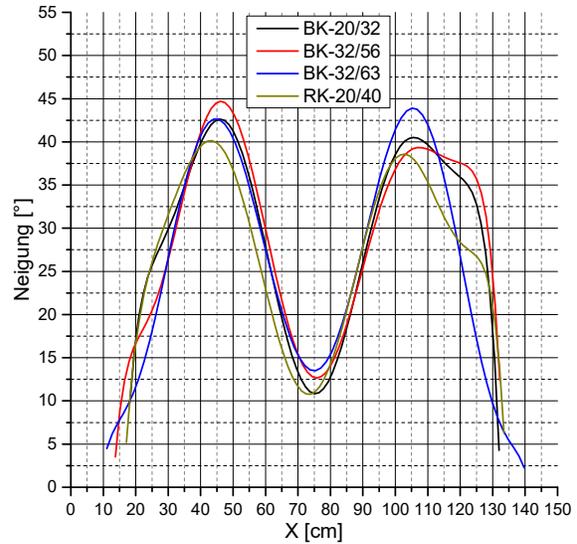


Abbildung 6-17: Mittlere Neigungswinkel der Schüttkegel

Für die Bestimmung der Neigungswinkel der Schüttkegelkonturen wurden die Steigungen der Konturverläufe numerisch als Differenzenquotient berechnet. Um jeweils positive Winkel der Schüttkegelkonturen zu erhalten, wurde der Neigungswinkel  $\alpha$  nach Formel 6-1 berechnet.

$$\alpha = \tan^{-1} \sqrt{\left(\frac{dx}{dy}\right)^2} \quad \text{Formel 6-1}$$

In der Abbildung 6-17 sind die nach Formel 6-1 bestimmten Neigungswinkel entlang der gemittelten Konturen der Schüttkegel dargestellt.

Aus Sicht der Versuchsstatistik müsste sich nach ausreichend hoher Anzahl von Schüttversuchen ein symmetrischer Verlauf des Neigungswinkels auf beiden Seiten der Schüttachse ( $x = 75 \text{ cm}$ ) einstellen. Eine maßgebliche Voraussetzung ist dabei ein Untergrund mit einer homogenen Reibung zwischen Schotter und Betonoberfläche.

Für den Schotter BK-32/63 ist dies auch der Fall. Im Gegensatz dazu zeigen sich bei den anderen Schottersorten (BK-20/32, BK-32/56 und RK-20/40) unsymmetrische Verläufe, wobei generell auf der rechten Seite der Schüttkegel etwas geringere maximale Neigungswinkel als auf der linken Seite bestimmt worden (siehe Abbildung 6-17). Die Ursache liegt sehr wahrscheinlich darin, dass diese Versuche im Vergleich zum Schotter BK-32/63 an einer anderen Stelle des Betonbodens in der Versuchshalle durchgeführt wurden und dabei eine inhomogene Verteilung der Oberflächenrauigkeit des Betonbodens vorlag. Die Schotterkörner sind auf der rechten Seite des Schüttkegels generell stärker abgerutscht, sodass sich zwar absolut geringere maximale Schüttwinkel, aber ein „breiterer“ Bereich der Maxima ausgebildet hat. Dies war bei den Brechkornschottern BK-20/32 und BK32/56 besonders deutlich, während es sich beim kantengerundete Schotter RK-20/40 weniger zeigte.

Der Datensatz des Brechkornschotters BK-32/63 wurde als Datenbasis zur Kalibrierung eines Partikelmodells verwendet. Dabei wurde der Aufbau und Ablauf des Schüttversuchs modelliert und der Schüttvorgang und die Ausbildung des Schüttkegels simuliert.

In der Tabelle 6-4 sind die Ergebnisse der Schüttversuche für die verschiedenen Schotter zusammengestellt.

Tabelle 6-4: Ergebnisse der Schüttversuche

Bez.	mittlerer Abrieb pro Schüttversuch	Porosität im Fallrohr	max. mittlerer Schüttwinkel $\alpha$
BK-20/32	180 g	45,3 %	41,6°
BK-32/56	250 g	44,4 %	42,0°
BK-32/63	100 g	42,0 %	43,3°
RK-20/40	130 g	37,2 %	39,4°

Der Abrieb während der Schüttversuche war bei den Brechkornschottern BK-20/32 und BK-32/56 am höchsten, während der Gleisschotter BK-32/63 (gemäß DIN EN 13450) den geringsten Abrieb im Schüttversuch zeigte. Der kantengerundete Schotter RK-20/40 zeigt auch wenig Abrieb, was eine Folge der deutlich gedrungeneren Kornform ist.

Im Vergleich untereinander wurde mit dem kantengerundeten Schotter RK-20/40 eine höhere Dichte im Schüttversuch als mit den gebrochenen Körnungen erreicht. Die Porosität des Schotters RK-20/40 im Schüttversuch liegt mit 37,2 % deutlich unter 40 %, während die gebrochenen Schotter deutlich darüber lagen.

Im Vergleich dazu sind die Porenanteile in den Schüttkegeln deutlich erhöht, was eine Folge der Versuchsdurchführung ist. Durch das Ziehen des Rohres wird in den Schüttkegeln durch den herabrieselnden Schotter ein Zustand der minimalen Lagerungsdichte bzw. maximalen Porosität erreicht. Auch aus dieser Betrachtungsweise heraus hatte der kantengerundete Schotter RK-20/40 den geringsten Porenanteil nach dem Schütten.

Erwartungsgemäß wurden mit den gebrochenen Schotterkörnungen maximale Schüttwinkel von deutlich über 40 ° erreicht, was auch mit den Ergebnissen aus dem Salzdetfurth-Projekt übereinstimmt. Überraschenderweise kommt auch der maximale Schüttwinkel des kantengerundeten Schotters RK-20/40 mit 39,4 ° in den Bereich von 40 °.

Anhand der Ergebnisse zeigte sich, dass der kantengerundete Schotter deutlich verdichtungswilliger als die scharfkantigen gebrochenen Schottersorten ist, wobei jedoch der Schüttwinkel bzw. kritische Reibungswinkel etwas geringer ist. Da der Reibungswinkel von granularen Materialien von deren Lagerungsdichte und damit auch von der effektiven Druckspannung im Komgerüst abhängig ist, ist davon auszugehen, dass das kantigere Brechkorn eine stärkere Abnahme des Reibungswinkels unter Druckspannungen erfährt als das kantengerundete Korn. Kantigere Körner neigen auf Grund der punktförmigen Kontakte zwischen den Körnern stärker zu Kornbruch und Kornabrieb.

#### 6.2.4 Druck-Setzungs-Verhalten ausgewählter Schottersorten

Um das Druck-Setzungs-Verhalten der verschiedenen Schottersorten zu untersuchen, wurden Versuche in demm Großödometer in Anlehnung an DIN EN ISO 17892-5 an der TU Bergakademie durchgeführt. Dazu wurden Proben des Brechkornschotters BK-32/56 (siehe Abbildung 6-18) und des kantengerundeten Schotters RK-20/40 in ca. 30 cm mächtigen Lagen in den Ödometertopf mit 30 cm Durchmesser eingebaut. Es wurde sowohl reiner Schotter als auch mit Bitumen der Sorte 70/100 (alte Bezeichnung B80) umhüllter Schotter (siehe Abbildung 6-19) eingebaut. Zudem wurde der Anfangsporenanteil variiert.



Abbildung 6-18: In den Ödometertopf eingebaute Schotterprobe BK-32/56



Abbildung 6-19: In den Ödometertopf eingebaute bitumenumhüllte Schotterprobe BK-32/56

Es bestand die Vermutung, dass gerade der Bitumenfilm um die Schotterkörner einen nicht unerheblichen Einfluss auf das Druck-Setzungsverhalten hat, da das Bitumen wie ein „Schmierfilm“ wirkt und somit die Reibung zwischen den Schotterkörnern herabgesetzt wird. Die Schotterkörner wurden mit Bitumen umhüllt, indem die Schotterkörner auf 130 °C erhitzt wurde und dann mit ca. 2 Ma% Bitumen gemischt wurde. Der noch heiße mit Bitumen ummantelte Schotter wurde sofort in den Ödometertopf mit dem gewünschtem Anfangsporenanteil eingebaut. Bei den höheren Anfangsporenanteilen wurde der Schotter lediglich aus geringer Höhe eingeschüttet, während bei den geringeren Anfangsporenanteilen der Schotter etwas mit einem Kantholz festgedrückt wurde.

Für die Bestimmung des Anfangsporenanteils wurde die Masse durch Wägung bestimmt und das Volumen durch Ausmessen der Schotteroberfläche im Ödometertopf in einem 5 cm-Raster.

Die Einbaudaten der untersuchten Schotterproben sind in Tabelle 6-5 angegeben.

Tabelle 6-5: Einbaudaten der Ödometerversuche mit Schotter

Proben-Bez.	Probenbeschreibung	Einbau	Einbaudichte des Schotters	Anfangsporenanteil $n_1$ des Schotters
BK-32/56-0,495	locker eingebauter Brechkornschotter	aus geringer Höhe per Hand eingeschüttet	1540 kg/m <sup>3</sup>	49,5 %
BK-32/56-0,431	schüttdicht eingebauter Brechkornschotter	per Hand Stein für Stein eingesetzt	1740 kg/m <sup>3</sup>	43,1 %
BK-32/56-0,474-B80	mitteldicht eingebauter bitumenumhüllter Brechkornschotter	aus Mischer eingeschüttet	1610 kg/m <sup>3</sup>	47,4 %
RK-20/40-0,426	locker eingebauter Rundkornschotter	aus geringer Höhe per Hand eingeschüttet	1700 kg/m <sup>3</sup>	42,6 %
RK-20/40-0,410-B80	mitteldicht eingebauter bitumenumhüllter Rundkornschotter	aus Mischer eingeschüttet	1750 kg/m <sup>3</sup>	41,0 %
RK-20/40-0,369-B80	schüttdicht eingebauter bitumenumhüllter Rundkornschotter	mit Kantholz in 2 Ebenen leicht verdichtet	1870 kg/m <sup>3</sup>	36,9 %

Die eingebauten Schotterproben wurden mittels 6 Laststufen (100 kPa; 200 kPa; 400 kPa; 800 kPa; 1200 kPa und 1350 kPa) für 15 min belastet und die Setzungen aufgezeichnet. Alle Setzungen waren jeweils innerhalb der Belastungszeit abgeklungen und es wurde für die Auswertung des Druck-Setzungsverhaltens jeweils die bezogene Setzung am Ende der jeweiligen Laststufe verwendet. Aus dem Anfangsporenanteil  $n_1$  und dem Endporenanteil  $n_2$  wurde die Porenanteilsänderung  $\Delta n = n_1 - n_2$  berechnet. Einige Ergebnisse der Ödometerversuche sind in Tabelle 6-6 angegeben.

Tabelle 6-6: Ergebnisse der Ödometerversuche mit Schotter

Proben-Bez.	Enddichte d. Schotters	Endporenanteil $n_2$ des Schotters	Differenz $\Delta n$ des Porenanteils	OHDE-Parameter $\nu$	OHDE-Parameter $w$
BK-32/56-0,495	1606 kg/m <sup>3</sup>	47,4 %	2,1 %	275,7	0,11
BK-32/56-0,431	1778 kg/m <sup>3</sup>	41,7 %	1,4 %	516,3	0,06
BK-32/56-0,474-B80	1674 kg/m <sup>3</sup>	45,2 %	2,2 %	257,1	0,18
RK-20/40-0,426	1721 kg/m <sup>3</sup>	42,0 %	0,6 %	1018,5	0,12
RK-20/40-0,410-B80	1797 kg/m <sup>3</sup>	39,4 %	1,6 %	268,3	0,62
RK-20/40-0,369-B80	1896 kg/m <sup>3</sup>	36,1 %	0,8 %	571,0	0,70

Während der Belastung kam es zu einer Erhöhung der Lagerungsdichte der Schotterproben mit einer entsprechenden Reduzierung des Porenanteils. Die Differenz aus der Anfangs- und Endporenanteil ist umso höher, je höher der Anfangsporenanteil der Schotterproben war. Im Vergleich zwischen dem Brechkornschotter und dem Rundkornschotter ist die Differenz  $\Delta n$  des

Porenanteils beim Rundkornsotter nur halb so groß wie beim Brechkornsotter. Die Schotterproben aus dem Rundkornsotter haben damit eine deutlich geringere Kompaktion erfahren als die Proben aus dem Brechkornsotter. Der kantengerundete Schotter ist damit erheblich steifer als der Brechkornsotter.

Aus den Ödometerversuchen wurden die spannungsabhängigen Steifemoduli mittels der OHDE-Funktion nach Abschnitt 2.3.4, Formel 10 berechnet. Die entsprechenden Parameter  $\nu$  und  $w$  sind in der Tabelle 6-6 angegeben, wobei eine Vergleichsspannung von 100 kPa verwendet wurde. In der Abbildung 6-20 sind die spannungsabhängigen Steifemoduli der untersuchten Schotterproben dargestellt. In der Legende ist nach der Schotterbezeichnung (z.B. RK-20/40) die Anfangsporenanteil (z.B. 0,369) vermerkt. Die Bezeichnung "B80" bedeutet, dass der Schotter mit Bitumen B80 umhüllt war.

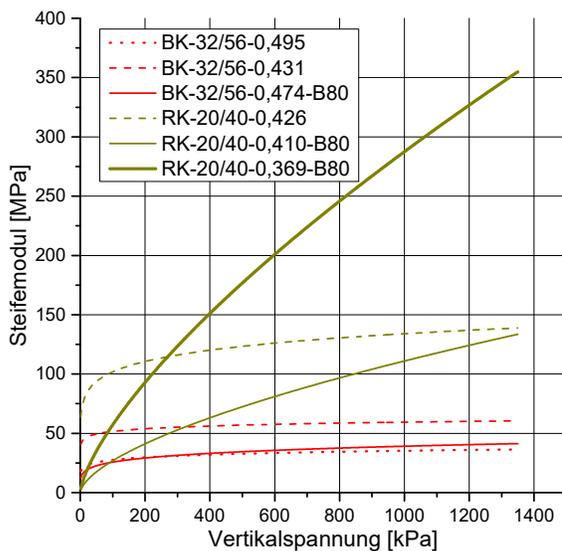


Abbildung 6-20: Vergleich der spannungsabhängigen Steifemoduli der untersuchten Proben

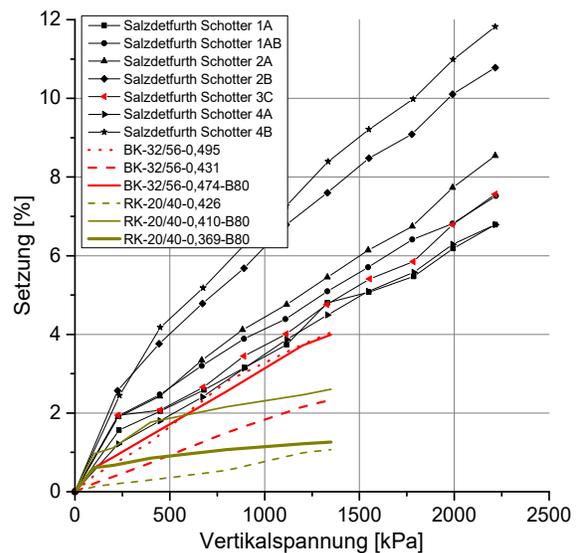


Abbildung 6-21: Vergleich der Drucksetzungsdaten der eigenen Versuche mit den Daten aus dem Salzdetfurth-Projekt [Breidung 2002]

Generell zeigte sich, dass die kantengerundeten Schotter deutlich höhere Steifemoduln als die Brechkornsotter erreichten. Lediglich innerhalb den ersten beiden Laststufen mit 100 kPa und 200 kPa wurden an den bitumentumhüllten Rundkornsottern etwas geringere Steifemoduln festgestellt. Die Ursache liegt dabei im „schmierenden“ Bitumenfilm auf den Schotterkörnern, welcher die Reibung zwischen den flächigeren Kontaktflächen zwischen den gedrunenen Rundkörnern herabsetzt. Innerhalb der ersten beiden Laststufen während der Versuchsdurchführung werden diese Bitumenfilme weitestgehend verdrückt, sodass ein direkter Korn-zu-Korn-Kontakt mit einer deutlich stärkeren Reibung entsteht. Dadurch steigen dann die Steifemoduli der bitumentumhüllten Rundkornsotter überdurchschnittlich stark an.

Bei einem großmaßstäblichen Einbau besteht die Vermutung, dass unter den höheren effektiven Spannungen zwischen den Schotterkörnern bei höheren Lagenmächtigkeiten bzw. größeren Schütthöhen schon während des Einbaus mehr Reibung zwischen den gerundeten Schotterkörnern mobilisiert wird.

Der Einfluss der Bitumenfilme ist beim Brechkornsotter mit seinen punktförmigen Kontaktflächen zwischen den kantigen Schotterkörnern deutlich weniger ausgeprägt.

In der Abbildung 6-21 sind die eigenen Versuchsergebnisse den Versuchsdaten aus der Schottervorauswahl des Salzdetfurth-Projekts gegenübergestellt. Dabei zeigt sich, dass die

gemessenen Setzungen der untersuchten Brechkorn- und Rundkornschotter geringer sind als die Setzungen der Schotter in den Voruntersuchungen des Salzdetfurth-Projekts. Die Setzungen des kantengerundeten Schotters (mit und ohne Bitumenumhüllung) sind sogar ganz erheblich geringer (weniger als halb so groß) als die Setzungen der Schotter, die im Salzdetfurth-Projekt untersucht wurden.

Neben den Setzungen ist auch die Veränderung der Kornverteilung des Schotters infolge der Belastung ein wichtiges Kriterium für die Auswahl eines gebrauchstauglichen Schotters [Breidung 2002]. In der Abbildung 6-22 sind die im Salzdetfurth-Projekt bestimmten relativen Änderungen der Kornverteilungen der untersuchten Schotter dargestellt. Im Vergleich zu den relativen Änderungen der Kornverteilungen der untersuchten Brechkorn- und Rundkornschotter (aus den Versuchen ohne Bitumenumhüllung) zeigt sich, dass die relative Änderung bei den eigenen Untersuchungen erheblich kleiner ist (Abbildung 6-23). Dabei ist jedoch zu bedenken, dass die Druckspannungen in den Proben nur ca. 50 % der Druckspannungen in den Voruntersuchungen des Salzdetfurth-Projekts erreicht haben. Beim kantengerundeten Schotter BK-20/40 ist allerdings der Kornabrieb bei Körnern über 15 mm (also noch unterhalb der Unterkorngrenze!) nahezu null.

In Anbetracht der realen Druckbelastungen unter Wirkung des Siloeffektes in einem Schachtquerschnitt wirken schlussendlich maximale Vertikaldrücke auf das Schotterkorngerüst von kleiner 1350 kPa (270 kPa gemessen im Salzdetfurth-Projekt [Breidung 2002]), sodass die untersuchten Laststufen bis 1350 kPa in diesen Untersuchungen als ausreichend erachtet werden.

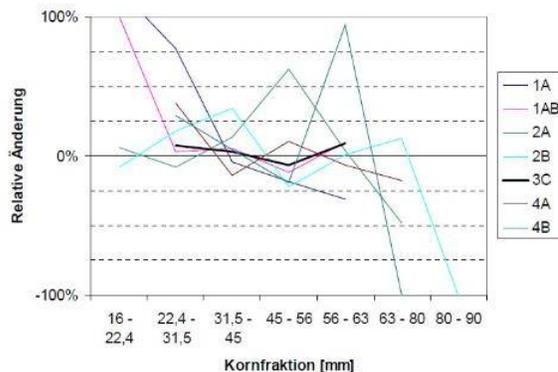


Abbildung 6-22: Veränderung der Kornverteilung aus den Voruntersuchungen des Salzdetfurth-Projekts [Breidung 2002]

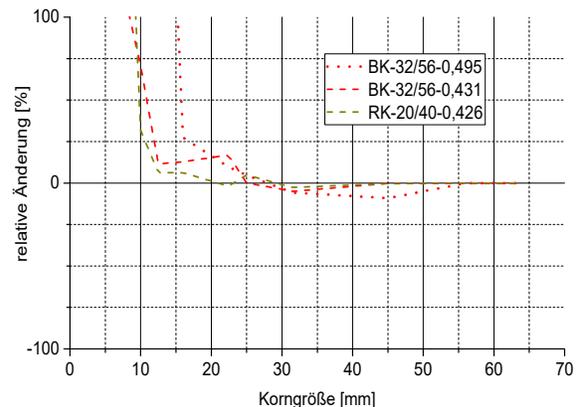


Abbildung 6-23: Veränderung der Kornverteilung der untersuchten Schotter

Die Anteile der Korngrößen oberhalb von ca. 30 mm nehmen zugunsten der unterhalb liegenden Korngrößen bis zu 10 % ab. Dieses Verhalten ist bei der Probe aus dem locker gelagerten Brechkornschotter (Probe BK-32/56-0,495) am stärksten. Der ebenfalls locker eingebaute Rundkornschotter (Probe RK-20/40-0,426) neigte am geringsten zum Kornbruch. Die relativen Änderungen der Korngrößen oberhalb 20 mm betragen nur ca. ein Drittel der Änderungen, welche die Brechkornschotter erfahren hatten.

Letztendlich hat sich der kantengerundete Rundkornschotter RK-20/40 als gut verdichtbar, setzungsarm und stabil gegenüber Kornbruch bei Belastungen erwiesen. Die Ursachen liegen in der deutlich gedrungeneren Kornform. Dadurch ist der Winkel der inneren Reibung der Rundkornschotter etwas geringerer als bei den Brechkornschottern, aber zugleich auch weniger abhängig von der Lagerungsdichte. Auch der Wandreibungswinkel der Rundkornschotter wird

etwas niedriger als bei den konventionellen Brechkornschottern sein. Insgesamt verhält sich der kantengerundete Schotter wesentlich steifer als der Brechkornschotter. Dies gilt auch, wenn der kantengerundete Schotter mit Bitumen umhüllt ist. Der Steifemodul des mit Bitumen umhüllten, kantengerundeten Schotters steigt bei Vertikalspannungen größer als 1000 kPa auf mehr als 300 MPa an, wogegen der Steifemodul des Brechkornschotters Bk-32/56 nur bei 30 MPa bis 60 MPa liegt (Abbildung 6-20 und Abbildung 6-21). Da der Reibungswinkel des kantengerundeten Schotters mit ca. 39° in der gleichen Größenordnung liegt wie der Reibungswinkel des Brechkornschotters (ca. 41° bis 43°) und der kantengerundete Schotter eine erheblich größere Steifigkeit besitzt, ist der kantengerundete Schotter für eine Schachtverfüllung wesentlich besser geeignet als der Brechkornschotter.

### 6.2.5 Optimierung des Einbauverfahrens

Der *Dichte Steinasphalt* wird als heißes Mischgut durch Verstürzen in den Schachtquerschnitt eingebaut. Das Mischgut besteht aus kantengerundeten Schotter (z.B. BK-20/40) und einem reinen oder gefüllten Destillationsbitumen. Wie bei einer mit Bitumen verfüllten Schottersäule kommen dabei für das reine Bitumen die Sorte B70/100 und für das gefüllte Bitumen die Sorte B160/220 in Frage.

Die erreichbare Lagerungsdichte des Schotters beim kombinierten Einbau von Schotter und Bitumen ist von der temperaturabhängigen Viskosität bzw. Zähigkeit des Bitumens abhängig. Nur bei genügend hohen Einbautemperaturen ist das Bitumen bzw. das gefüllte Bitumen ausreichend flüssig, um eine ausreichend dichte Lagerung der Schotterkörner zu ermöglichen. Da bei einem Versturz durch die begrenzte Fallhöhe und Rückpralleffekte nur eine limitierte Verdichtungsarbeit aus dem Eigengewicht des Schotters zur Verfügung steht, war es fraglich ob sich die Schotterkörner im Schotter/Bitumen-Mischgut überhaupt ausreichend dicht ablagern.

Ziel ist es, dass nach dem Versturz des Mischgutes die Schotterkörner einen Porenanteil / Porosität kleiner 40 % aufweisen, um gemäß dem vorangegangenen Abschnitt 6.2.4 ausreichend setzungssame Schottersäule zu erreichen. Der Porenanteil/ die Porosität  $n$  ist dabei der Porenanteil /die Porosität des Schottergerüstes ohne das Bitumen. Beim dichten Steinasphalt sind wie bei der bitumenverfüllten Schottersäule folgende Porenanteil zu unterscheiden, wobei gilt

$$n = n_{\text{Bit}} + n_a \quad \text{Formel 6-2}$$

$n$	gesamter Porenanteil/Porosität des Schottergerüstes
$n_{\text{Bit}}$	Porenanteil / Porosität, den der mit Bitumen verfüllt ist
$n_a$	luftegefüllter Porenanteil/ luftegefüllte Porosität ( $a=\text{air}$ )

Des Weiteren muss der Anteil des Bitumens bzw. des gefüllten Bitumens in der Mischung, derartig bemessen sein, dass der Porenraum zwischen den in Schüttdichte gelagerten Schotterkörnern nahezu vollständig ausgefüllt wird. Der optimale Anteil des Bitumens bzw. des gefüllten Bitumen ist damit maßgeblich von der sich einstellenden Lagerungsdichte bzw. der Porosität des Schotters abhängig.

Prinzipiell ist von einem „quasi kontinuierlichen“ Einbau in einzelnen Einbauabschnitten auszugehen. Ziel ist ein weitgehend kontinuierlicher Einbau „heiß an heiß“. „Quasi kontinuierlich“ bedeutet dabei, dass das Heißmischgut in Wärmebehältern kontinuierlich in den Schacht eingebracht wird. Für den Fall, dass die Oberfläche des verstürzten Mischgutes während des

Einbaus (etwas) abkühlt, ist die Wirkung verschiedener Bitumenanteile in der Abbildung 6-24, der Abbildung 6-25 und der Abbildung 6-26 dargestellt.

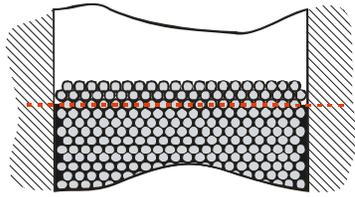


Abbildung 6-24: Zu niedriger Bitumenspiegel bei zu niedrigem Bitumenanteil im Mischgut

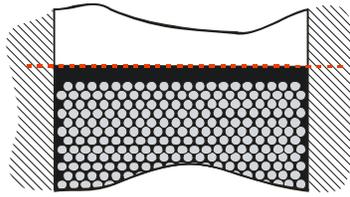


Abbildung 6-25: Zu hoher Bitumenspiegel bei zu hohem Bitumenanteil im Mischgut

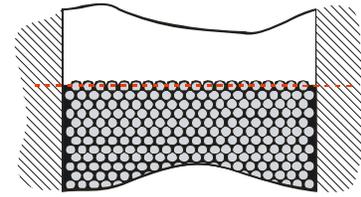


Abbildung 6-26: Optimaler Bitumenspiegel bei optimalem Bitumenanteil im Mischgut

Gemäß der Abbildung 6-24 ist das Mischgut mit einem zu niedrigen Bitumengehalt eingebaut worden. Dadurch liegt der Bitumenspiegel im Porenraum des Schotters deutlich unterhalb der Oberfläche des Schotters. Dadurch ist der obere Porenbereich des Steinaspaltes ungesättigt. Beim Einbau des nächsten Abschnittes würde dessen Bitumen den ungesättigten Porenbereich der darunter liegenden teilgesättigten Schicht mit auffüllen, sodass kumulativ mit jedem weiteren Abschnitt das Bitumendefizit immer größer wird. Grundsätzlich könnte durch ein gezieltes Nachgießen von Bitumen bzw. gefüllertem Bitumen dieses Defizit ausgeglichen werden, was jedoch einen vermeidbaren Aufwand darstellt.

Im Gegensatz dazu lässt sich ein zu hoher Bitumenanteil nur aufwendiger korrigieren. Gemäß Abbildung 6-25 liegt der Bitumenspiegel dann deutlich oberhalb der Oberfläche des Schotters. Nach einer Abkühlung des Bitumens können die Schotterkörner in den darauffolgenden Einbauabschnitten kaum in einen stabilen Korn-zu-Korn-Kontakt mit den Schotterkörnern des darunter liegenden Einbauabschnitts kommen, wodurch die Lagerungsdichte des Schotters lokal deutlich verringert wird und quasi eine Bitumenlage entsteht. Dadurch kann sich die Setzung der Steinaspaltsäule vergrößern, falls das Bitumen (=zähe Flüssigkeit) verdrückt wird (z.B. in Poren der Auflockerungszone). Zur Korrektur zu hoher Bitumenspiegel kann durch Aufschütten von lediglich mit Bitumen umhüllten Schotterkörnungen der überstehende Bitumenspiegel „abgebaut“ werden, sofern das überstehende Bitumen so erwärmt wird, dass es so flüssig wird, dass die Schotterkörner eindringen können.

Gemäß der Abbildung 6-26 liegt ein optimaler Bitumenanteil im Mischgut vor, wenn nach dem Einbau der sich einstellende Bitumenspiegel etwas unterhalb der Oberfläche (~halber Größtkorndurchmesser) des Schotters liegt. Die freiliegenden Schotterkörner erlauben eine setzungssame Korn-zu-Korn-Verzahnung zwischen den angrenzenden Einbauabschnitten.

Grundsätzlich wäre es sinnvoll eher mit etwas zu geringen Bitumengehalten einzubauen und im Bedarfsfall lokal Bitumen bzw. gefüllertes Bitumen hinzuzugießen.

Bei der Abkühlung ist in Abhängigkeit des Verhältnisses aus Durchmesser und Mächtigkeit des Einbauabschnittes die Auswirkung der thermischen Kontraktion des Bitumens bzw. des gefüllerten Bitumens auf den sich einstellenden Bitumenspiegel zu beachten. Der thermische Volumenausdehnungskoeffizient von Bitumen liegt in der Größenordnung von ca.  $6 \cdot 10^{-4} \text{ K}^{-1}$  [Hutschenreuther & Wömer 2010], [Read & Whiteoak 2003].

Um das Einbauverhalten des *dichten Steinaspaltes* zu untersuchen, wurden Einbauversuche im Technikum des Instituts für Bergbau und Spezialtiefbau der TU Bergakademie Freiberg durchgeführt. Dazu wurde Heißmischgut aus Rundkornschotter RK-20/40 und Bindemittel B70/100 (alte Bezeichnung B80) heiß vorgemischt und in Holzkisten mit den Abmessungen von 35 cm x 35 cm x 40 cm (L x B x T) verstürzt.

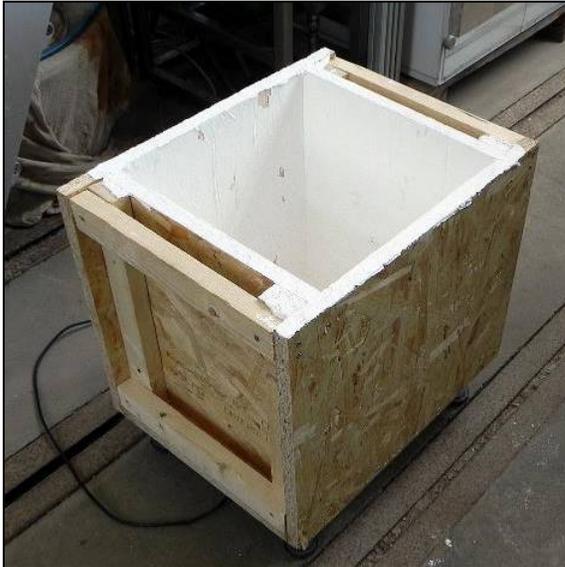


Abbildung 6-27: Verwendete Versuchskisten aus Holz



Abbildung 6-28: Herstellung des Mischgutes in einem speziellen Mischer

Um das Anhaften des Bitumens an den Holzkisten zu vermindern, wurden die Holzkisten vorher mit einer Füllersuspension eingestrichen, wodurch nach dem Verdunsten der Feuchtigkeit eine feine Gesteismehlschicht als Trennmittel zurückblieb (Abbildung 6-27).

Das Mischgut wurde heiß vorgemischt, wobei ein spezieller Asphaltmischer mit einem angepassten Rührwerk für grobe Gesteinskörnungen verwendet wurde (Abbildung 6-28). Dabei wurde der Schotter und das Bitumen in einem Wärmeschrank vorgewärmt und innerhalb von 1 min gemischt.

Das Mischgut wurde danach in Blecheimer zu je 10 l verteilt und kurz zwischengelagert. Das Mischgut wurde direkt aus den Eimern und meistens über ein Fallrohr mit 25 cm Durchmesser und 80 cm Länge verstürzt, welches im Bereich der Oberkante der Kisten endete (Abbildung 6-29). Dadurch wurde sichergestellt, dass alle Einbauversuche unter vergleichbaren Bedingungen durchgeführt wurden. Für eine bessere Auswertung der Versuche wurde lediglich der Schotter an der Oberfläche durch händisches Stochern mit einem Stab etwas eingeebnet.

Direkt nach dem Versturz des Mischgutes wurde die Oberfläche des Steinasphaltes in einem dichten Raster in den Versuchskisten eingemessen und mit Hilfe der Schottermasse und der Bitumenmasse die Lagerungsdichte und der Porenanteil /Porosität bestimmt.

In der Abbildung 6-30 ist eine geöffnete Versuchskiste mit einer abgekühlten Mischgutprobe dargestellt. Trotz des Trennmittels konnte ein Anhaften des Bitumens nicht vollständig verhindert werden, sodass bei Ablösen der seitlichen Schalung teilweise Holzreste anhafteten oder Bitumen schalenartig von der Probe abgerissen wurde. Trotzdem ist zu erkennen, dass bei der dargestellten Probe der Bitumenanteil in den obersten Zentimetern zu niedrig war (Abbildung 6-24).



Abbildung 6-29: Versturz des Mischgutes



Abbildung 6-30: Querschnitt durch das eingebaute Mischgut

Weiterhin wurde der Sättigungsgrad des Porenanteils bzw. Porosität mit Bitumen bestimmt. Dabei wurde eine Masse-Volumen-Bilanz ausgewertet, wobei im Falle eines zu niedrigen Bitumenanteils, das Fehlvolumen durch Auslitern bestimmt wurde. Prinzipiell wurden unterhalb des sich einstellenden Bitumenspiegels ein Sättigungsgrad größer 99 % bestimmt, was in Anbetracht des Einbaus des Mischguts als Schotter-Bitumen-Suspension auch zu erwarten war.

In der Abbildung 6-31 ist die Oberfläche des Mischgutes mit einem optimalen Bitumengehalt direkt nach dem Einbau dargestellt. Die Oberfläche des Schotters liegt im Bereich des Bitumenspiegels. Während der Abkühlung des Bitumens zieht sich dieses etwas zusammen, sodass sich der Bitumenspiegel in Abhängigkeit der Probengeometrie etwas absenkt und danach die Schotteroberfläche deutlich hervortritt (Abbildung 6-32).

Während des Verstürzens werden unvermeidbar Luftblasen in das heiße Mischgut eingeschlossen. Auf Grund des langsamen Abkühlungsprozesses bleibt das Bitumen noch für eine gewisse Zeit (beim Kistenversuch ca. 10 min) dünnflüssig genug und die eingeschlossenen Luftblasen steigen wieder auf. Dadurch und durch den Verguss mit 99 % Sättigung kann der Porenanteil / die Porosität auf weniger als 3 % reduziert werden. Damit ist der Steinaspalt dicht.

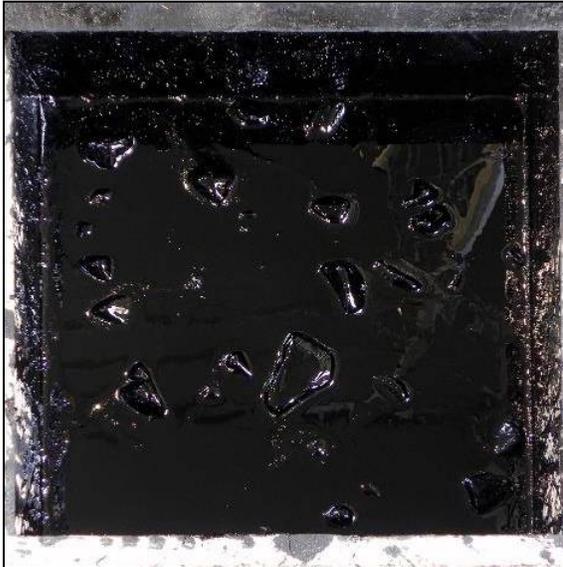


Abbildung 6-31: Oberfläche des Mischgutes mit einem optimalen Bitumengehalt direkt nach dem Einbau

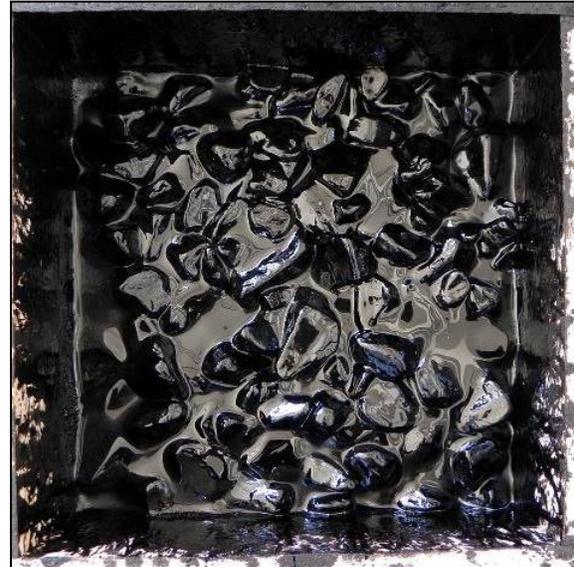


Abbildung 6-32: Oberfläche des Mischgutes mit einem optimalen Bitumengehalt direkt nach dem Einbau und Abkühlung

Durch die ausgeführten 4 Einbauversuche mit dem neu entwickelten dichten Steinasphalt konnten die in Tabelle 6-7 angegebenen Einbauparameter für ein optimales Mischgut bestimmt werden.

Tabelle 6-7: Ergebnisse der Einbauversuche für die untersuchten Materialien

Parameter	typischer Wert
Einbautemperatur beim Versturz	mindestens 140 °C
Lagerungsdichte des Schotters nach dem Einbau	1795 kg/m <sup>3</sup> ± 10 kg
Porenanteil / Porosität des Schotters nach dem Einbau	39,6 % ± 0,3 %
optimaler Bitumengehalt	max. 99,5 % der Porosität im Schotter, entsprach bei den Kistenversuchen 22,7 Ma% (bezogen auf den Schotter)

Im Ergebnis der Einbauversuche konnte gezeigt werden, dass es möglich ist, einen dichten Steinasphalt mittels Versturz einzubauen und dabei eine Lagerungsdichte des Steinasphaltes zu erreichen, welche ausreichend für ein setzungsarmes Komgerüst des Schotters sind. Dafür hat sich ein kantengerundeter Schotter bewährt, welcher sich gut bei Versturz verdichtet, auch wenn er mit Bitumen umhüllt ist. Bei großmaßstäblichen Schüttversuchen mit höheren Massen und Fallhöhen sind Porenanteile von weniger als 37 % zu erwarten.

Bei einem optimal eingestellten Anteil von Bitumen kann dabei eine nahezu vollständige Sättigung des Komgerüsts erreicht werden, sodass der *dichte Steinasphalt* eine Abdichtfunktion im Sinne einer hydrostatischen Abdichtung besitzen kann. Der Nachweis dazu wird im Rahmen von halbtechnischen Versuchen erbracht (vgl. Teilbericht zum Arbeitsschritt 4.5).

## **7      UNTERSUCHUNGEN ZUM BENTONITDICHELEMENT IM           TONSTEIN (AP 3.6)**

### **7.1    Einleitung**

Für zukünftige HAW-Endlager können Verschlussysteme nach dem Sandwich-Konzept mit der Schichtung von Dichtsegmenten (DS) und Äquipotenzialsegmenten (ES) gut geeignet sein, um langfristig, auch unter erschwerten hydraulischen Bedingungen, ihre Funktionsfähigkeit gewährleisten zu können. Die DS bestehen üblicherweise aus einem binären Bentonitgemisch aus Briketts und Granulat. Das Material in den dazwischen geschalteten ES soll dagegen eine um mehrere Größenordnungen höhere hydraulische Leitfähigkeit besitzen. Es besteht meistens aus Sand. Mit den ES soll über die Auflockerungszone (ALZ) im Tongestein oder über lokale Durchbrüche (Fingering) im Dichtungssystem selbst zudringendes Fluid schnell über das Volumen der ES verteilt. Dadurch soll die angrenzende DS schnell und homogen befeuchtet werden. Gleichzeitig soll das Material der ES volumenstabil sein und damit dicht eingebaut werden, damit der sich in den DS durch die Wasseraufnahme aufbauende Quelldruck nicht durch eine Kompression der ES kompensiert wird.

Nachfolgend werden nachfolgend beschriebenen die Ergebnisse zur Materialauswahl für Äquipotenzialsegmente durch das Karlsruher Institut für Technologie - Kompetenzzentrum für Materialfeuchte KIT-CMM (siehe Abschnitt 7.2) und die Laborversuche für die Bestimmung der hydraulischer Parameter für Bentonit (siehe Abschnitt 7.3) durch die Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser und Deponietechnik, Wilsnack & Partner, Freiberg – IbeWa beschrieben.

### **7.2    Materialauswahl für Äquipotenzialsegmente (KIT-CMM)**

Zur Auswahl von Materialien oder Materialmischungen für die Äquipotenzialsegmente (ES) wurden Steigversuche durchgeführt, um die kapillare Steighöhe und Steiggeschwindigkeit in den Materialien festzustellen. Als Zielwert war - sowohl für destilliertes Wasser als auch für Salzlauge - eine Steighöhe von 3,5 m vorgegeben, um auch in Streckenverschlüssen bis zu dieser Querschnittshöhe Äquipotenzialsegmente einbauen zu können. Demgegenüber sind Schachtverschlüsse mit Äquipotenzialsegmenten auch bei geringeren Steighöhen in den ES machbar, da die Höhe der Äquipotenzialsegmente bei Schachtverschlüssen bei wenigen Dezimetern liegt. Untersucht wurden 1-Komponenten-Material (Feinsand N45), 4-Komponenten-Materialmischungen und 3-Komponenten-Materialmischungen. Um Volumenstabilität zu erreichen, sind Einbaudichten von mindestens 1,5 g/cm<sup>3</sup> erforderlich.

Unter diesen Zielvorgaben wurde das Material für die ES ausgewählt. Die Zielvorgaben galten auch für den Einbau der ES bei den halbtechnischen Versuchen HTV-4 und HTV-5 (siehe Teilbericht zum AP 4).

#### **7.2.1   Steigversuche**

Aufbauend auf den früheren Untersuchungen [Emmerich et al. 2008], [Emmerich et al. 2009a] [Emmerich et al. 2009b], [Emmerich et al. 2009c], [Kemper et al. 2006], [Kemper et al. 2007], [Koeniger et al. 2009] mit verschiedenen Materialmischungen unter Einwirkung von Salzlösung wurden in einer Versuchsreihe die Säulen einer Steigapparatur mit zwei Fluiden beaufschlagt. Neben destilliertem Wasser für den Referenzfall des nichtsalinaren Gesteins (z.B. Ton) wurde als „worst case“-Fluid Salzlösung mit einer Dichte von 1,15 g/cm<sup>3</sup> verwendet, um auch eine

Anwendung unter erschwerten Bedingungen (mineralisierte Wässer im Tongestein) oder in einer salinaren Umgebung zu simulieren.

Abbildung 7-1 zeigt den Aufbau dieser Steigapparatur zur gleichzeitigen Untersuchung unterschiedlicher Materialien mit verschiedenen Flüssigkeiten. In Bechergläsern am Fuß der Plexiglasrohre wird dauerhaft eine nahezu konstante Menge an Fluid angeboten. Der Anstieg wird über die Verfärbung des Materials durch die darin aufsteigende Flüssigkeit an den Rohren abgelesen.



Abbildung 7-1: Steigapparatur für die Materialuntersuchungen

### 7.2.2 M100

Das Material M100 besteht vollständig aus N45er Nivelsteiner Feinsand. Mit diesem Versuch wurde der Sand als singuläres Material für den Einbau in einem Schachtverschluss validiert. Es wurden Probenrohre mit 1,15 m Länge hergestellt, da der Erwartungswert für die Steighöhe bei 60 cm lag. Der Sand wurde lufttrocken mit einem Wassergehalt kleiner 0,1 % eingebaut. Je drei Parallelversuche mit zwei Liquiden (destilliertem Wasser und Salzlösung) wurden durchgeführt. In Abbildung 7-2 sind die Ergebnisse abgebildet. Die unterschiedliche Steighöhe ist an den Säulen ablesbar. (Die durchgezogenen Linien zeigen die Steighöhe, die gestrichelten Linien den Liquidverbrauch an. Die Farbe Schwarz steht für destilliertes Wasser, Blau für Salzlösung.)

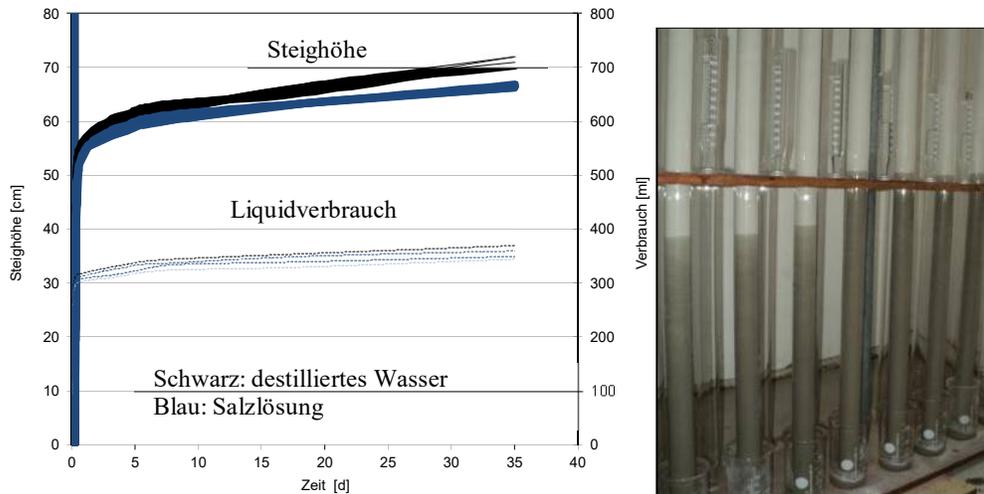


Abbildung 7-2: Steighöhen und Liquidverbrauch der Probe M100

Im Nivelsteiner Feinsand wurde mit destilliertem Wasser eine Steighöhe von über 70 cm erreicht. In drei Versuchen mit Salzlösung war die Steighöhe geringer. Die Liquidgehalte bei den Versuchen zeigen, dass das Porengrößenspektrum des Sandes bis 40 cm Saughöhe ein günstiges Speichervolumen bietet. Über 40 cm nimmt die Kapillarität deutlich ab und damit auch der Liquidgehalt. Der Liquidverbrauch ist bei Salzlösung etwas geringer als bei destilliertem Wasser.

### 7.2.3 M1000

Das Material M1000 besteht aus 4 Einzelkomponenten: Feinsand N45 (33,3 %), Arginotec AGT (8,3 %), Feldspat FS700 (41,7 %) und Muschelkalk BMK (16,7 %). Das Material wurde lufttrocken mit einem Wassergehalt von etwa 1,3 % und einer Dichte von 1,66 g/cm<sup>3</sup> eingebaut. Es wurden je drei Parallelversuche mit den zwei Liquiden (Wasser und Salzlösung) durchgeführt. Abbildung 7-3 zeigt die Ergebnisse.

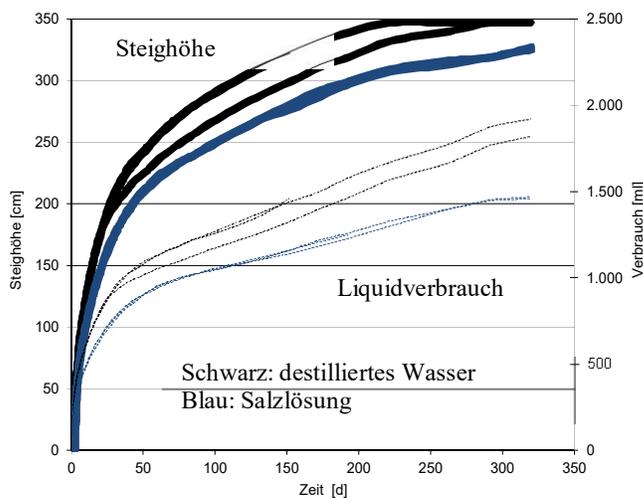


Abbildung 7-3: Steighöhen und Liquidverbrauch der Probe M1000

Die Salzlösung stieg in den Säulen langsamer an als das destillierte Wasser. Des Weiteren stieg nach wenigen Wochen die Salzlösung langsamer als anfänglich auf, was ein verzögertes Steigen

einzelner Säulen auf, das möglicherweise auf eine geringere Einbaudichte des Sandes zurückzuführen war. Der Verbrauch an jeweiligem Liquid korreliert sehr gut mit der Steigggeschwindigkeit der einzelnen Liquide. Auch hier ist der Liquidverbrauch bei den Proben mit Salzlösung etwas geringer.

#### 7.2.4 M1003

Das Material M1003 besteht aus 3 Einzelkomponenten: N45 (36,4 %), FS700 (45,5%), BMK (18,1 %). Das Material wurde lufttrocken mit einem Wassergehalt von etwa 1,4 % und einer Dichte von 1,66 g/cm<sup>3</sup> eingebaut. Es wurden je drei Parallelversuche mit den zwei Liquiden durchgeführt. Abbildung 7-4 zeigt die Ergebnisse.

Im Vergleich zu M1000 steigen hier die Feuchtefronten ähnlich hoch. Deutliche Unterschiede sind im Steigverhalten von Salzlösung und destilliertem Wasser zu beobachten.

Die Salzlösung stieg in den Säulen langsamer an als das destillierte Wasser. Ein verzögertes Steigen des Liquids in einzelnen Säulen war hier nicht festzustellen. Der Verbrauch an jeweiligem Liquid korrelierte sehr gut mit der Steigggeschwindigkeit der einzelnen Liquide. Auch hier ist der Liquidverbrauch bei den Proben mit Salzlösung etwas geringer. Verglichen mit dem Versuch mit M1000 ist das Verhalten ähnlich, die Steigggeschwindigkeit jedoch insgesamt etwas schneller.

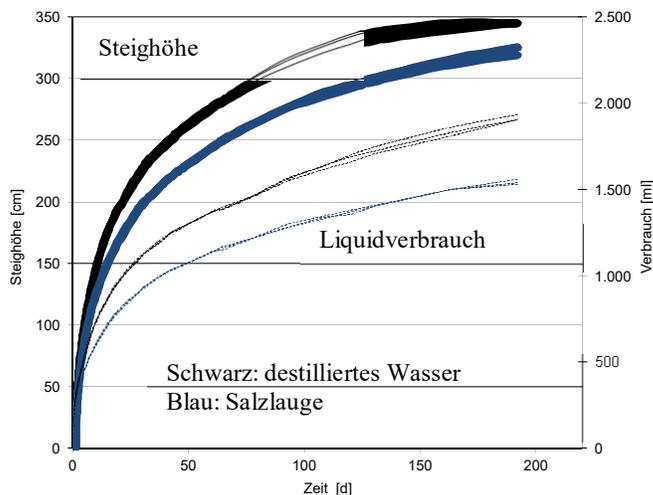


Abbildung 7-4: Steighöhen und Liquidverbrauch der Probe M1003

#### 7.2.5 Vergleich M1000 und M1003

In Abbildung 7-5 (blau/schwarz = M1000, rot/grün = M1003; gilt auch für Abbildung 7-6) sind Steigkurven mit destilliertem Wasser für beide Materialien dargestellt. Die Steigkurven der Liquide der 3-Komponentenmischung M1003 verlaufen etwas steiler als die der Proben M1000. Die Steigggeschwindigkeit in M1003 ist damit etwas größer als in M1000. Offensichtlich verzögert der Arginotec in den Proben M1000 das Ansteigen des Liquids. Die Salzlösung steigt etwas langsamer an als das destillierte Wasser. Grundsätzlich verlaufen die Kurven in beiden Graphiken ähnlich. Die Steigggeschwindigkeit verlangsamt sich mit der Dauer des Versuches. Die 3,5 m Marke wird bei den Proben M1000 nach 400 Tagen erreicht, bei den Proben M1003 war sie nach 300 Tagen zu erwarten.

Durch das Zusetzen des Arginotec wurden mögliche Setzungen vermieden. Damit sind diese Mischungen mechanisch stabiler. Das Liquid in der Mischung M1003 steigt etwas schneller auf. In der Mischung M1003 zeigten sich aber zum Teil Setzungen, die zum Kapillarabriss führen. Dieser wurde durch Nachverdichten unterbunden.

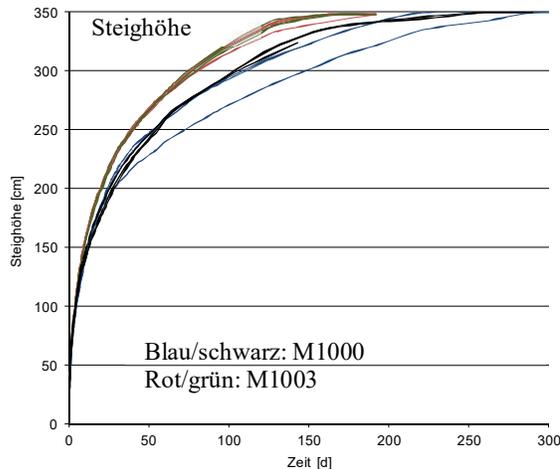


Abbildung 7-5: Vergleich der Steiggeschwindigkeit mit destilliertem Wasser

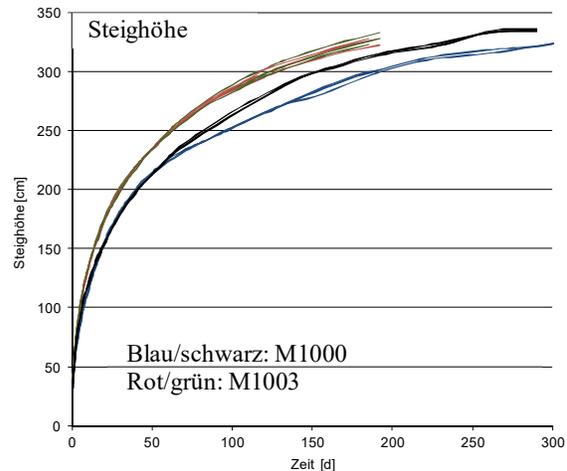


Abbildung 7-6: Vergleich der Steiggeschwindigkeit mit Salzlösung

Die Liquide steigen in der Mischung M1003 etwa 25% schneller als in der Mischung M1000. Dies ist eine signifikante Steigerung der Steiggeschwindigkeit (und damit auch des Liquidverbrauchs). Da bei M1003 nur mehr 3 Komponenten bei M1000 verwendet werden, vereinfacht dies die Mischung. M1000 und M1003 sind für Schächte und Strecken geeignet, da sie gut kompaktiert werden können und damit eine hohe Steifigkeit besitzen. Damit erfüllen sie die Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften für die ES und sind volumenstabil bei der Ausbildung eines Quelldruckes in den DS.

## 7.3 Laborversuche für die Bestimmung hydraulischer Parameter für Bentonit (IBeWa)

### 7.3.1 Motivation und Zielstellung zu Dichte, Porosität und Sättigung im Bentonit

Im Bentonit wird Wasser durch unterschiedliche Bindungsformen fixiert. Die Wesentlichsten sind die Bindung durch die Hydratisierung der Zwischenschichtkationen und die Bindung in den Hydrathüllen zwischen den Elementarschichten (Zwischenschichtwasser, adsorbiertes Wasser).

Die unterschiedlichen Bindungsformen bewirken eine unterschiedliche „Stärke“ der Bindung der Wasserdipole in der Kristallstruktur und der Porenstruktur eines Bentonits.

Ohne an dieser Stelle im Detail auf die physikalischen, geochemischen und thermodynamischen Grundlagen und Einflüsse der Wasserbindung einzugehen, kann geschlussfolgert werden, dass die unterschiedlichen Bindungsformen der Wassermoleküle zu einer unterschiedlichen Beweglichkeit bzw. Mobilität des in einem Bentonit enthaltenen Wassers führen.

Für die hier betrachteten quellfähigen Bentonite ist zusätzlich zu berücksichtigen, dass sich der Anteil des in den unterschiedlichen Bindungsformen vorliegenden Wassers in Abhängigkeit vom

Wassergehalt des Bentonits und der sich im Ergebnis der Quellung ergebenden Porenstruktur ändert.

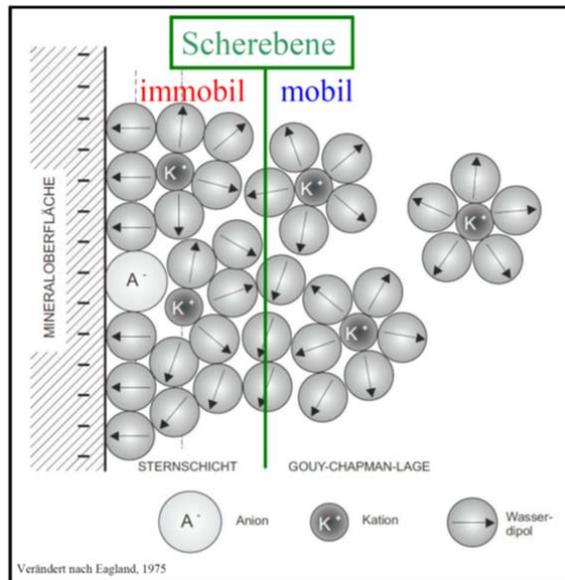


Abbildung 7-7: Mobiles und immobiles Wasser; verändert nach [Engelhardt 2004]

Vor dem Hintergrund der kurzen Erläuterung ist es notwendig, die unterschiedlichen Bindungsmechanismen für die Ermittlung des Wassergehaltes und der Dichte des Bentonits sowie für die verwendete Versuchsmethode zu berücksichtigen. Dies gewinnt zusätzlich an Bedeutung vor dem Hintergrund, dass die getrockneten Materialien für weitere Untersuchungen (Permeabilitätsmessungen, Porositätsmessungen, Festigkeitsmessungen) verwendet werden und die ermittelten Parameter für die Berechnung strömungstechnischer Größen verwendet. So sind die am getrockneten Material ermittelten Rein- und Trockenrohichten Grundlage der Berechnung der totalen Porosität, die wiederum, gemeinsam mit dem ermittelten Wassergehalt, Grundlage der Beurteilung der Flüssigkeitssättigung im Porenraum ist. Die Porenraumsättigung mit Flüssigkeit ist wiederum ein wichtiger Einflussparameter für den Kapillardruck und die effektiv wirksame Permeabilität für die strömenden fluiden Phasen.

Ausgehend von den beschriebenen Zusammenhängen war die erste wesentliche Fragestellung im Rahmen des Arbeitspakets, den Einfluss unterschiedlicher Trocknungsmethoden auf den Wassergehalt, die totale Porosität und die Flüssigkeitssättigung des Bentonits zu ermitteln.

Die Details und Ergebnisse dieser Untersuchungen werden im Abschnitt 7.3.6.3 und 7.3.6.6 erläutert. Dabei wurde bei den Untersuchungen nur Wasser als Porenfluid verwendet. Vergleichbare Untersuchungen mit hoch mineralisierter Salzlösung sind versuchstechnisch und zeitlich aufwändiger.

### 7.3.2 Motivation und Zielstellung Porenwasserdruck in einem gequollenen Bentonit

Der Quelldruck eines Bentonits beruht auf der Bindung von Wasser in der Schichtgitterstruktur eines Bentonits und der daraus resultierenden Verschiebung der Tonaggregate. Er tritt nur ein, wenn sich das Volumen des Bentonits nicht ändern kann, wenn der „Bentonit“ also eingespannt ist. Die Spannung zwischen den einzelnen Partikeln und auf die Mantelfläche wird als Quelldruck interpretiert. In Abhängigkeit von einer Vielzahl von Einflussgrößen – Bentonitart / Mineralogie,

Bentonittrockendichte, Flüssigkeitsart – sind Quelldrücke bei voller Einspannung bis in die Größenordnung von 10 MPa und darüber möglich.

Der zweite Teil der vorliegenden Untersuchungen beschäftigt sich mit der Frage: Wie hoch ist der Flüssigkeitsdruck in dem gequollenen, unter Quelldruck stehenden Bentonit?

Aus dem kurz umrissenen Prozessverständnis zum Quelldruck kann geschlussfolgert werden, dass ein Druck in der flüssigen Phase im Porenraum eines gequollenen Bentonits nicht unwahrscheinlich ist. Damit würde sich jedoch zu den Rändern des Bentonitkörpers ein Druckgradient einstellen, da an den Probenrändern kein Flüssigkeitsdruck gemessen wird, der theoretisch zu einem Abbau des Druckes in der Porenflüssigkeit führen müsste. Wird von einem Druckausgleich in der flüssigen Phase eines gesättigten Porenraumes ausgegangen, führt dies dazu, dass der Quelldruck sich langfristig allein auf die Wechselwirkungen zwischen den festen Tonaggregaten reduziert und die Porenflüssigkeit im gesättigten Porenraum drucklos ist. Insbesondere für hohe Quelldrücke ist dies nur schwer vorstellbar.

Sollte dieser Druckausgleich nicht erfolgen und ein Flüssigkeitsdruck im Porenraum auftreten, ergibt sich die Frage: Welcher strömungstechnisch wirksame Druckgradient ist für die Durchströmung eines gequollenen Bentonits anzusetzen?

Um die Auswirkungen des Quelldruckes auf die Permeabilität eines gequollenen Bentonits zu beurteilen, wurde an gesättigten Bentonitproben unterschiedlicher Dichte die Permeabilität bei unterschiedlichen Druckgradienten gemessen. Die Vorgehensweise für diese Versuche und die Ergebnisse werden im Abschnitt 7.3.6.7 und 7.3.6.8 erläutert.

### **7.3.3 Probenmaterial Calcigel**

Im Rahmen dieses Arbeitspaketes wurden die laborativen Untersuchungen auf den Calcium-Bentonit mit der Handelsbezeichnung Calcigel (früher Montigel) beschränkt.

Der für die Untersuchungen verwendete Bentonit – Bentonit-Presslinge entsprechend Abbildung 7-8, b – stammt aus Restbeständen von der Verwahrung der drei Tagesschächte der Grube Salzdetfurth. Die Presslinge wurden in einer Formmuldenwalzenpresse im März/April 2008 hergestellt und in verschweißten Folientaschen bei Laborbedingungen gelagert (20 – 23°C, 50 – 60 % relative Luftfeuchte). Die Materialien wurden durch die K+S KALI GmbH am Standort Bergmannsseggen Hugo unter Verwendung von Calcigel-Mehl der Südchemie AG hergestellt. Die mineralogische Zusammensetzung des Calcigels ist in Tabelle 7-4 im Abschnitt 7.3.6.2 gemeinsam mit den aktuellen Ergebnissen zusammengestellt. Ausgewählte bodenphysikalische, geotechnische und hydraulische Eigenschaften des Bentonits werden gemeinsam mit den Ergebnissen der durchgeführten Untersuchungen zum Calcigel in Tabelle 7-3 im Abschnitt 7.3.6.1 dargestellt.

Einen Eindruck zum Aussehen der unterschiedlichen aus Calcigel-Mehl hergestellten Materialien - Granulat, Presslinge und binäres Gemisch - gibt Abbildung 7-8.



Abbildung 7-8: Bentonitmaterialien

### 7.3.4 Beurteilungskonzept $X_S$

Die Erfahrungen zeigen, dass die Permeabilität und der Quelldruck bestimmende Größen für die Eignungsbeurteilung des Dichtmaterials sind. Für eine Qualitätsüberwachung des Materials im Verlauf des Einbaus sind sie jedoch ungeeignet. Der hohe Versuchsaufwand und die lange Versuchsdauer, um die Permeabilität und den Quelldruck im Rahmen der Qualitätsüberwachung zu bestimmen, lassen es nur zu, dass diese Parameter sekundär begleitend zum Einbau überprüft werden. Im Rahmen des begleitend durchzuführenden Qualitätssicherungsprogrammes müssen Parameter überwacht werden, die während der Anlieferung und des Einbaus repräsentativ ermittelt werden können und als Beurteilungs- und Entscheidungsgrundlage dienen können, ob die festgelegten Anforderungen an die Permeabilität und Quelldruck nach dem Einbau erreicht sind. In der Vergangenheit wurden dafür die Trockenrohddichte (teilweise die Feuchtdichte), die Bentonitdichte (insbesondere für Mineralstoffgemische) und die reduzierte Trockenrohddichte (Trockenmasse bezogen auf das Volumen nach der Quellung [Herbert & Moog 2002]) verwendet.

Die Erfahrungen aus einer Reihe von Bentonituntersuchungen und Auswertungen vorhandener Ergebnisse zu strömungstechnischen Parametern für Bentonite haben gezeigt, dass neben den Dichten auch der Gehalt quellfähiger Minerale – Smektite – einen deutlichen Einfluss, insbesondere auf den Quelldruck des Bentonits, hat. Vor diesem Hintergrund werden die Ergebnisse aus Quelldruck- und Permeabilitätsuntersuchungen als Funktion der Smektitmasse in der Probe im Verhältnis zum Porenvolumen ausgewertet und beurteilt. Hinter dieser Bezugsgröße steht die Vorstellung, dass es zwingend einen physikalischen Zusammenhang zwischen der Masse des quellfähigen Minerals in einer Probe und dem verfügbaren Volumen (Porenvolumen) geben muss. Der Bezugsparameter hat die Bezeichnung  $X_S$  und besitzt die Einheit einer Dichte [ $\text{kg}_{\text{Smektit}}/\text{m}^3_{\text{Poren}}$ ]. Der Parameter für einen Bentonit-Zuschlagstoff-Gemisch (1 Zuschlag) wird nach Formel 7-1 berechnet.

$$X_S = \frac{F_S \cdot F_B \cdot \rho_d}{1 - \rho_d \cdot \left( \frac{F_B}{\rho_{S_B}} + \frac{F_Z}{\rho_{S_Z}} \right)} \quad \text{Formel 7-1}$$

$\rho_d$	Trockenrohddichte	[ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]
$\rho_{S_B}$	Reindichte Bentonit	[ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]
$\rho_{S_Z}$	Reindichte Zuschlag	[ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]
$X_S$	Smektitmasse pro Porenvolumen	[ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]

F <sub>B</sub>	Massenanteil Bentonit	[%]
F <sub>S</sub>	Massenanteil Smektit im Bentonit	[%]
F <sub>Z</sub>	Massenanteil Zuschlag	[%]

Das beschriebene Konzept sollte theoretisch auch dazu geeignet sein, die Ergebnisse für unterschiedliche Bentonite (z.B. mit unterschiedlicher Kationenbelegung und unterschiedlichem Smektitgehalt) vergleichend darzustellen.

### 7.3.5 Versuchsprogramm

#### 7.3.5.1 Proben-/ Versuchsübersicht

Tabelle 7-1 gibt eine Übersicht zu den untersuchten Proben und den durchgeführten Einzeluntersuchungen.

Tabelle 7-1: Proben- und Versuchsübersicht

Proben- bezeichnung	Probenherstellung	Trocknung 40°C	Trocknung 60°C	Trocknung 105°C	Trocknung 250°C	Trocknung bei 33 % relativer Luftfeuchte	mineralogische Zusammensetzung	Reindichte	Trockenrohichte	Quelldruckversuch	Lösungspermeabilität
P231-1/1 bis 1/6	Anlieferungszustand	✓	✓	✓	✓		✓				
P231-1/7 bis 1/9	Anlieferungszustand	✓	✓	✓	✓			✓			
P231-1/10 bis 1/16	Anlieferungszustand	✓	✓	✓	✓				✓		
P231-1/17 bis 1/19	Anlieferungszustand					✓		✓	✓		
P231-1/20 bis 1/26	Anlieferungszustand					✓			✓		
P231-1/31 bis 1/36	Zerkleinerung von Presslingen, Ver- dichtung zum Probenkörper									✓	✓
P231-1/37 bis 1/39	Anlieferungszustand	✓						✓	✓		
P231-1/40 bis 1/42	Anlieferungszustand		✓					✓	✓		
P231-1/43 bis 1/45	Anlieferungszustand			✓				✓	✓		

#### 7.3.5.2 Mineralogische Zusammensetzung

Zur Vorbereitung der Analysen wurden die bei 60°C getrockneten Proben gebrochen und per Hand im Mörser behutsam zerkleinert, um die tatsächliche Korngrößenverteilung nicht zu verändern. An diesen Proben wurde quantitativ die Tonminerale bestimmt. Ein Teil des

lufttrockenen Materials wurde analysefein mittels einer Scheibenschwingmühle gemahlen. Das Pulver wurde zur Herstellung von Pulverpräparaten auf Aluminiumträgern verwendet, um den Gesamtmineralbestand in den Proben qualitativ und quantitativ zu bestimmen. Für die Analyse wurde ein *Siemens D500* Diffraktometer mit Cu-Röhre verwendet und im Bereich von  $3^\circ$  bis  $69^\circ$   $2\theta$  gemessen.

An den Pulverdiagrammen wurden mit dem RIETVELT-Verfahren (Programm AUTOQUAN, Version 2.7) die relativen kristallinen Mineralgehalte berechnet und auf volle Masse-% gerundet. Eine vollständige quantitative Analyse ist nicht gegeben, da amorphe Phasen, wie vulkanische Gläser, Eisenoxide und -hydroxide sowie amorphe Tonmineralphasen, wie Allophan und Imogolit, dabei nicht erfasst werden können. Die Nachweisgrenze für die kristallinen Mineralphasen bewegen sich je nach Struktur und Matrix zwischen 0,55 Ma% und 5 Ma%. Die größtmögliche Abweichung vom gemessenen Wert kann mit  $\pm 5\%$  angegeben werden.

Zur qualitativen Bestimmung der Tonminerale wurden 50 g des Feinmaterials in 1000 ml Flaschen eingewogen, mit 400 ml deionisiertem Wasser aufgefüllt und über Nacht geschüttelt. Anschließend wurde mit einem  $63\ \mu\text{m}$  Sieb nass gesiebt. Am gesiebten Material in der übrig gebliebenen Suspension wurde mit 10 % HCl-Säure Kalzit und Dolomit vollständig zerstört. Danach wurden die Salze so lange ausgewaschen bis eine Leitfähigkeit in der Suspension unter  $50\ \mu\text{S}/\text{cm}$  erreicht wurde. Nach diesen Schritten wurde daraus Ton ( $< 2\ \mu\text{m}$ ) für die Tonmineralbestimmung im ATTERBERG-Verfahren gewonnen.

Um die Tonminerale genau quantifizieren zu können, wurde ein Teil von der Tonfraktion mit  $\text{Mg}^{2+}$  und ein anderer Teil mit  $\text{K}^+$  belegt. Die belegten Tonsuspensionen wurden auf Keramikträgern aufgebracht.

Die Tonminerale wurden qualitativ für jede Probe mit jeweils 5 Messungen im selben Gerät bestimmt.

- 1) Ton mit Mg belegt,  $3\text{-}36^\circ$   $2\theta$
- 2) Ton mit Mg belegt und Glyzerin behandelt,  $3\text{-}15^\circ$   $2\theta$
- 3) Ton mit K belegt,  $3\text{-}15^\circ$   $2\theta$
- 4) Ton mit K belegt und bei  $400\ ^\circ\text{C}$  geglüht,  $3\text{-}15^\circ$   $2\theta$
- 5) Ton mit K belegt und bei  $600\ ^\circ\text{C}$  geglüht,  $3\text{-}15^\circ$   $2\theta$

Zur quantitativen Mineralbestimmung der Tonfraktion wurde das Programm EVA bzw. das Programm Diffrac AT mit EVA Version 3.30 verwendet. Hierbei wurden die Anteile der Tonminerale mittels der Flächen der Hauptreflexe berechnet.

### 7.3.5.3 Wassergehalt

Der Wassergehalt ( $w$ ) wurde über Ofentrocknung bei unterschiedlichen Temperaturstufen und über die Lagerung des Probenmaterials bei einer relativen Luftfeuchte von ca. 33 % ( $23 \pm 3^\circ\text{C}$ ) ermittelt.

Der Ton wurde im Ofen in Anlehnung an DIN 52102 bei  $40^\circ\text{C}$ ;  $60^\circ\text{C}$ ;  $105^\circ\text{C}$  und  $250^\circ\text{C}$  bis zur Massenkonstanz getrocknet, wobei in unterschiedlichen Trocknungsstufen mindestens 10 Proben verwendet wurden. Die Temperaturstufen  $40^\circ\text{C}$  und  $60^\circ\text{C}$  wurden als schonende Trocknung des Bentonits angesehen.

Die Trocknung bei einer Gleichgewichtsfeuchte von ca. 33 % entspricht einer schonenden Trocknung ohne Temperaturbeanspruchung der Presslinge. Die Presslinge wurden im Exsikkator

über dem Salz Bischofit ( $\text{MgCl}_2 \cdot 6 \text{H}_2\text{O}$ ) mit der entsprechenden Gleichgewichtsfeuchte bis zur Massekonstanz getrocknet.

Nach Abschluss der einzelnen Ofentrocknungen wurde für jeweils 3 Proben der Glühverlust bei  $600^\circ\text{C}$  ermittelt.

Die Ergebnisse für jede Trocknungsmethode wurden arithmetisch gemittelt und die Standardabweichung berechnet.

### 7.3.5.4 Dichtebestimmung

#### 1.2.1.1.1 Reindichtebestimmung

Die Reindichte nach der Trocknung der Proben bei  $40^\circ\text{C}$ ,  $60^\circ\text{C}$ ,  $105^\circ\text{C}$ ,  $250^\circ\text{C}$  und bei ca. 33 % relativer Luftfeuchte mittels Gaspyknometer Pycnomatic ATC der Firma Porotec entsprechend DIN 66137-2 gemessen.

#### 1.2.1.1.2 Trockenrohndichtebestimmung

Die Rohdichte wurde mittels Auftriebswägung bestimmt. Als Fluid wurde Silikonöl mit einer kinematischen Viskosität von  $100 \text{ mm}^2/\text{s}$  und einer Dichte von  $0,966 \text{ g/cm}^3$  ( $20^\circ\text{C}$ ) verwendet. Je Trocknungsstufe wurden 3 Presslinge untersucht und das Ergebnis gemittelt.

### 7.3.5.5 Totale Porosität und Sättigung

Die totale Porosität kann auf der Basis der Formel 7-2 aus den ermittelten Dichten (Trockenroh- und Reindichte) ermittelt werden.

$$n_t = 1 - \frac{\rho_d}{\rho_s} \quad \text{Formel 7-2}$$

$n_t$	totale Porosität	[-]
$\rho_d$	Trockenrohndichte	[ $\text{g/cm}^3$ ]
$\rho_s$	Reindichte	[ $\text{g/cm}^3$ ]

Die im Ergebnis ermittelte Porosität wird als totale Porosität  $n_t$  (= Gesamtporenvolumen in einem Feststoff) bezeichnet.<sup>5</sup>

Auf der Grundlage der totalen Porosität  $n_t$ , des Wassergehaltes  $w$  und der Dichte der Porenflüssigkeit  $\rho_w$  kann nach der Formel 7-3 der Sättigungsgrad des Porenraumes  $S_w$  berechnet werden.

$$S_w = \frac{w \cdot \rho_d}{\rho_w \cdot n_t} \quad \text{Formel 7-3}$$

$S_w$	Sättigungsgrad des Porenraumes	[-]
$w$	Wassergehalt	[-]
$\rho_w$	Dichte der Porenraumflüssigkeit	[ $\text{g/cm}^3$ ]

<sup>5</sup> In Abweichung zu Formel 2-3 (Abschnitt 2.2.3) wird die Porosität an dieser Stelle aufgrund der Eigenheiten des Bentonits (Bindung von Wasser in den Zwischenschichten, freies Wasser in Makroporen, etc.) explizit als totale Porosität, die Trockendichte als Trockenrohndichte bezeichnet.

### 7.3.5.6 Quelldruckversuche

Der Quelldruck wurde in Druckzellen entsprechend der schematischen Darstellung in Abbildung 7-9 ermittelt. Das Konzept der Quelldruckzellen wurde vom Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, übernommen. Für Untersuchungen wurden aus Edelstahl 6 Quelldruckzellen hergestellt und mit Kraftmessdosen für die Messung des axialen Quelldruckes und mit der erforderlichen Drucksensorik für die Messung des Fluiddruckes instrumentiert. Abbildung 7-9 gibt einen Eindruck zum Aussehen der Zellen. Die Zellen ermöglichen Quelldruckuntersuchungen für Materialproben mit einem Durchmesser von 50 mm und einer Länge  $\leq 50$  mm.



Abbildung 7-9: Quelldruckzellen IBeWa

Die Quelldruckzellen waren vergleichsweise einfach aufgebaut. Mit ihnen konnten jedoch die nachfolgend genannten Ziele erreicht werden:

- Die Quelldruckzellen konnten einfach im Versuchsverlauf gewogen werden und so die Flüssigkeitssättigung im Probekörper zuverlässig ermittelt werden.
- Die Probekörper waren volumenstabil eingespannt. Dies ist Voraussetzung, um den Quelldruck und die Flüssigkeitspermeabilität zu ermitteln.
- Das Probenvolumen ist begrenzt. Damit ist die Zeitdauer für die Aufsättigung des Materials nicht zu lang.

Für den Einbau des Bentonits in die Quelldruckzelle wurden die Presslinge mittels Mörser vorzerkleinert (vgl. Abbildung 7-11), in den Probenzylinder eingebaut und mittels einer Presse auf die angestrebte Einbaufeuchtdichte verdichtet. Die Proben hatten dann eine Länge von ca. 50 mm verdichtet.

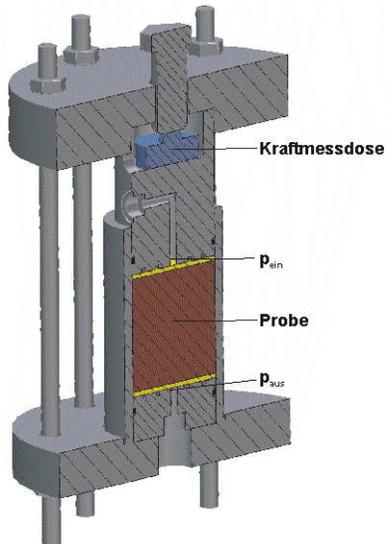


Abbildung 7-10: Zelle für die  
 Quelldruckversuche



Abbildung 7-11: Zerkleinerte Calcigel-Presslinge

Vor dem Zusammenbau der Quelldruckzellen wurde vor das verdichtete Material an beiden Seiten ein Filter aus Sandstein eingesetzt, um einen Feststofftransport bei der Durchströmung zu vermeiden.

Für die Untersuchungen wurden 6 Proben mit 4 verschiedenen Feuchtdichten eingebaut: 1 x 1,81 g/cm<sup>3</sup>; 1 x 1,75 g/cm<sup>3</sup>; 2 x 1,65 g/cm<sup>3</sup> und 2 x 1,45 g/cm<sup>3</sup>. Die Einbaufeuchtdichten und Materialmassen sind in Tabelle 7-2 zusammengestellt. Bei den Versuchen mit den geringeren Einbaufeuchten wurde auf der Basis der Erfahrungen aus vorangegangenen Quelldruck-, Aufsättigungs- und Durchströmungsversuchen jeweils 2 Proben vorgesehen.

Die Proben wurden mit Freiburger Leitungswasser bei Labortemperatur (23±3°C) von unten bei ausströmseitig offener Quelldruckzelle aufgesättigt.

Tabelle 7-2: Einbauparameter aller 6 Quelldruckzellen

		P231-1/31	P231-1/32	P231-1/33	P231-1/34	P231-1/35	P231-1/36
<b>Einbaudichte feucht</b>	[g/cm <sup>3</sup> ]	1,81	1,75	1,65		1,45	
<b>Einbaumasse feucht</b>	[g]	177,8	171,8	162,0		142,4	

Aus den Erfahrungen aus Strömungsversuchen bzw. Aufsättigungsversuchen ist bekannt, dass sich mit dem Beginn des Quellens und der damit verbundenen deutlichen Permeabilitätsverringering anstromseitig ein gering permeabler, gesättigter Probenabschnitt ausbildet. Die Permeabilität und Länge dieses Abschnittes bestimmt das Fortschreiten der Aufsättigungsfront in der Probe. In Abhängigkeit von dem angewendeten Flüssigkeitsdruck kann dieser Probenabschnitt gleichzeitig wie eine „feste zylinderförmige Scheibe“ wirken und durch den Flüssigkeitsdruck eine nachträgliche Verdichtung des ungesättigten Probenmaterials (die Verdichtbarkeit erhöht sich mit zunehmendem Wassergehalt) bewirken.

Um die erfahrungsgemäß in einer sehr kurzen Anfangsphase noch erhöhte effektive Flüssigkeitspermeabilität auszunutzen, wurde in der Anfangsphase mit einem maximalen Flüssigkeitsdruck von 1,7 MPa (Einbaufeuchtdichte 1,81 g/cm<sup>3</sup>) und 1,5 MPa

(Einbaufeuchtdichten  $1,75 \text{ g/cm}^3$ ;  $1,65 \text{ g/cm}^3$  und  $1,45 \text{ g/cm}^3$ ) angeströmt. Im weiteren Verlauf wurde bei einem Flüssigkeitsdruck von circa  $1,0 \text{ MPa}$  aufgesättigt. Über den Versuchsverlauf bis zum Erreichen des maximalen Quelldruckes und der maximalen Sättigung wurden die Zellen regelmäßig gewogen und der Sättigungszustand ermittelt.

Die Anströmung wurde so lange fortgesetzt, bis keine Erhöhung des Quelldruckes und der Sättigung nachweisbar war. Nachdem dies erreicht war, wurden die Probenkörper in den Quelldruckzellen entlastet, indem die Wasserzufuhr getrennt wurde. Die an- und abstromseitigen Ventile wurden für eine Gleichgewichtseinstellung in den Proben geöffnet und die kurzen Zu- und Abflussleitungen wassergefüllt gehalten.

Über die Versuchsdauer wurden folgende Parameter erfasst:

- anstromseitiger Fluiddruck,
- Kraft in den Kraftmessdosen bzw. Spannung,
- Eingeströmte Wassermasse,
- Masse der Quelldruckzellen,
- Temperatur und Luftdruck.

#### **7.3.5.7 Lösungspemeabilität**

Die Lösungspemeabilität wurde an den vorher mit Wasser vollständig gesättigten Proben der Quelldruckversuche (Abschnitt 7.3.5.6) ermittelt. Als Strömungsfluid diente ebenfalls Freiburger Leitungswasser. Da erwartet wurde, dass die Permeabilität gering ist, wurde mit der instationären Zweikammermethode die Flüssigkeitspermeabilität ermittelt.

Jede Probe in den Quelldruckzellen wurde anstromseitig mehrfach mit einem vorher festgelegten Strömungsdruck beaufschlagt (Tabelle 7-9). Der Strömungsdruck wurde schrittweise erhöht, bis der zur Quelldruckzelle gehörige maximale Quelldruck erreicht wurde. Im letzten Belastungsschritt wurde die Probe mit einem über dem Quelldruck liegenden Fluiddruck beaufschlagt.

Während der Lösungspemeabilitätsmessungen wurden folgende Messdaten erfasst:

- Fluiddruck (Eingangs- und Ausgangsdruck),
- Kraft in den Kraftmessdosen bzw. Spannung,
- Massen der Quelldruckzellen,
- Temperatur und Luftdruck.

## 7.3.6 Ergebnisse

### 7.3.6.1 Ergebnisübersicht

Eine Gesamtübersicht der Untersuchungsergebnisse wird in Tabelle 7-3 dargestellt. Auf die Ergebnisse wird in den nachfolgenden Abschnitten parameterbezogen eingegangen.

Tabelle 7-3: Übersicht ausgewählter geotechnischer und bodenmechanischer Eigenschaften für Calcigel

Eigenschaft / Parameter	Einheit	Methode	Wertebereich			Anzahl
			Min	Max	MW	
Reindichte	[g/cm <sup>3</sup> ]	Ofentrocknung 40°C	2,460	2,468	2,465±0,004	3
		Ofentrocknung 60°C	2,556	2,573	2,565±0,009	3
		Ofentrocknung 105°C	2,673	2,692	2,685±0,011	3
		Ofentrocknung 250°C	2,751	2,754	2,753±0,002	3
		Gleichgewichtsfeuchte ca. 33 %	2,528	2,539	2,533±0,006	3
Wassergehalt für offen gelagerten Bentonit	[-]	Ofentrocknung 40°C	0,051	0,056	0,054±0,002	13
		Ofentrocknung 60°C	0,080	0,088	0,085±0,003	13
		Ofentrocknung 105°C	0,105	0,116	0,112±0,004	13
		Ofentrocknung 250°C	0,128	0,136	0,132±0,002	13
		Gleichgewichtsfeuchte ca. 33%	0,080	0,081	0,081±<0,001	10
Trockenroh-dichte	[g/cm <sup>3</sup> ]	Ofentrocknung 40°C	1,715	2,179	1,998±0,248	3
		Ofentrocknung 60°C	1,590	2,015	1,844±0,224	3
		Ofentrocknung 105°C	1,739	1,977	1,851±0,120	3
		Ofentrocknung 250°C	1,198	2,184	1,787±0,520	3
		Gleichgewichtsfeuchte ca. 33 %	1,117	2,098	1,740±0,332	8
Sättigung der Proben in den QDZ	[%]	Einbaufeuchtdichte 1,81 g/cm <sup>3</sup>			99,4±13,8	
		Einbaufeuchtdichte 1,75 g/cm <sup>3</sup>			80,5±13,0	
		Einbaufeuchtdichte 1,65 g/cm <sup>3</sup>			78,9±12,0	
					77,4±12,0	
		Einbaufeuchtdichte 1,45 g/cm <sup>3</sup>			76,6±10,3	
Porosität der Proben in den QDZ	[%]	Einbaufeuchtdichte 1,81 g/cm <sup>3</sup>			37,0±1,3	
		Einbaufeuchtdichte 1,75 g/cm <sup>3</sup>			39,2±1,3	
		Einbaufeuchtdichte 1,65 g/cm <sup>3</sup>			42,6±1,2	
		Einbaufeuchtdichte 1,45 g/cm <sup>3</sup>			49,6±1,1	
		Δm <sub>w</sub> (S=max)	[ml]	Einbaufeuchtdichte 1,81 g/cm <sup>3</sup>		
Einbaufeuchtdichte 1,75 g/cm <sup>3</sup>					30,8±0,05	
Einbaufeuchtdichte 1,65 g/cm <sup>3</sup>					32,9±0,05	
					32,3±0,05	
Einbaufeuchtdichte 1,45 g/cm <sup>3</sup>					37,2±0,05	
Quelldruck			Abbildung 7-20			
Lösungs-permeabilität			Abbildung 7-23			

### 7.3.6.2 Mineralogische Zusammensetzung

Die Ergebnisse sind in Tabelle 7-4 den Messwerten aus der Literatur und den Angaben des Herstellers des Calcigels gegenübergestellt.

Der verwendete Calciumbentonit besteht zu ca. 75 Ma% aus Montmorillonit. Als weitere Tonminerale wurden geringe Mengen an Illit / Muskovit, Kaolinit und ein Kaolinit-Smektit-mixed-layer-Mineral mit Smektitschichtanteilen von 5 - 20 Ma% gefunden. Außerdem sind geringe Begleitmineralanteile an Quarz und Plagioglas sowie Spuren von Calcit und Dolomit enthalten.

Tabelle 7-4: Mineralogische Zusammensetzung Calcigel

Parameter / Eigenschaft		Elsa 2 (Anzahl)	Produkt-Information Calcigel [CLARIANT]	weitere Quellen [Engelhardt, 2004]	
	Einheit				
Montmorillonit	[Ma%]	73,5 – 75 (4)	60 – 70	66	
Illit/ Muskovit		4,5 (4)			
Muskovit			1 – 6		
Kaolinit		3 – 4 (4)	1 – 2		
Quarz		11 – 13 (4)	6 – 9		
Plagioglas		3 – 4 (4)	1 – 4		
Calcit		1 (4)			
Dolomit		1 – 1,5 (4)			
andere Minerale				5 – 10	
Kationenaustauschkapazität		[meq/100 g]			62,0
spezifische Oberfläche	[m <sup>2</sup> /g]			493	

### 7.3.6.3 Wassergehalt

In Tabelle 7-5 sind die mittleren Wassergehalte der bei 40°C, 60°C, 105°C, 250°C und ca. 33 % relativer Luftfeuchtigkeit getrockneten Presslinge zusammengefasst. In Abbildung 7-12 sind die probenbezogen ermittelten Wassergehalte dargestellt. Die mittleren Wassergehalte sind in Abbildung 7-13 in Abhängigkeit von der Trocknungsmethode und in Abbildung 7-12 in Abhängigkeit von der Trocknungstemperatur (nur für Ofentrocknung) gemeinsam mit den zugehörigen Reindichten dargestellt.

Wie erwartet steigen die Wassergehalte mit steigender Trocknungstemperatur. Der ermittelte Wassergehalt, der bei einer Gleichgewichtsfeuchte von ca. 33 % getrockneten Presslinge, liegt in der Größenordnung des Wassergehaltes der Trocknung bei 60°C. Dies deutet darauf hin, dass die thermodynamischen Bedingungen bei der Trocknung bei konstanter relativer Luftfeuchte von ca. 33 % und der Ofentrocknung bei 60°C vergleichbare Wasserdampfgradienten bewirken sowie Wasseranteile gleicher „Bindungsstärke“ aus dem Material für die Versuchsbedingungen mobilisiert werden.

Die Trocknungsbedingungen bei ca. 33 % relativer Luftfeuchte werden für in-situ-Bedingungen im Salz als repräsentativ angesehen. Inwiefern dies für Tonsteinbedingungen zutrifft, konnte auf Grund fehlender Daten nicht geprüft werden. Aus den vorliegenden Ergebnissen und der Diskussion des Einflusses des Wassergehaltes und der sich daran anknüpfenden Parameter und Zusammenhänge im Abschnitt 7.3.7 wird die Trocknung bei ca. 33 % relativer Luftfeuchte favorisiert und empfohlen.

Vor dem Hintergrund des Versuchs- und Zeitbedarfes für diese Trocknungsmethode wird die Ofentrocknung bei 60°C als Alternative zur Bestimmung des Wassergehaltes vorgeschlagen.

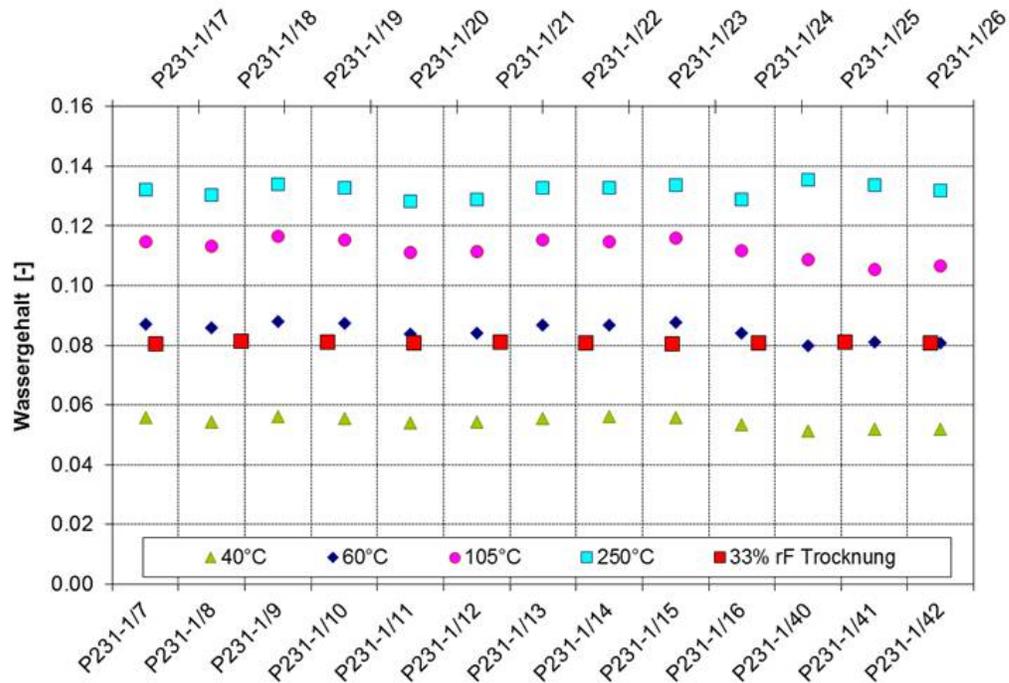


Abbildung 7-12: Probenbezogener Wassergehalt des Calcigels in Abhängigkeit von der Trocknungsmethode

Tabelle 7-5: Zusammenfassung der Trocknungsergebnisse

	Trocknungstemperatur [°C]				33 % Gleichgewichts- feuchte
	40°C	60°C	105°C	250°C	
<b>mittlerer Wassergehalt [%]</b> <b>(Probenanzahl)</b>	5,51±0,10 (13)	8,62±0,15 (13)	11,40±0,19 (13)	13,14±0,22 (13)	8,09±0,03 (10)

### 7.3.6.4 Reindichte

Die an jeweils drei der bei 40°C, 60°C, 105°C und 250°C und ca. 33 % relativer Luftfeuchtigkeit getrockneten Presslinge mittels Gaspyknometer bestimmten Reindichten sind in Tabelle 7-6 dargestellt.

Tabelle 7-6: Reindichte des Calcigels

Probennummer	Trocknungsart	Reindichte	Mittelwert Reindichte
		[g/cm <sup>3</sup> ]	[g/cm <sup>3</sup> ]
P231-1/37	40°C Ofentrocknung	2,460	2,465±0,004
P231-1/38		2,468	
P231-1/39		2,467	
P231-1/40	60°C Ofentrocknung	2,567	2,565±0,009
P231-1/41		2,573	
P231-1/42		2,556	
P231-1/43	105°C Ofentrocknung	2,692	2,685±0,011
P231-1/44		2,673	
P231-1/45		2,691	
P231-1/7	250°C Ofentrocknung	2,753	2,753±0,002
P231-1/8		2,751	
P231-1/9		2,754	
P231-1/17	Gleichgewichtsfeuchte 33 %	2,531	2,533±0,006
P231-1/18		2,528	
P231-1/19		2,539	

Abbildung 7-13 enthält die ermittelten mittleren Reindichten sowie den dazugehörigen mittlere Wassergehalt in Abhängigkeit von der Trocknungsmethode. Die Ergebnisse der Ofentrocknungen sind in Abbildung 7-14 in Abhängigkeit von der Temperatur dargestellt.

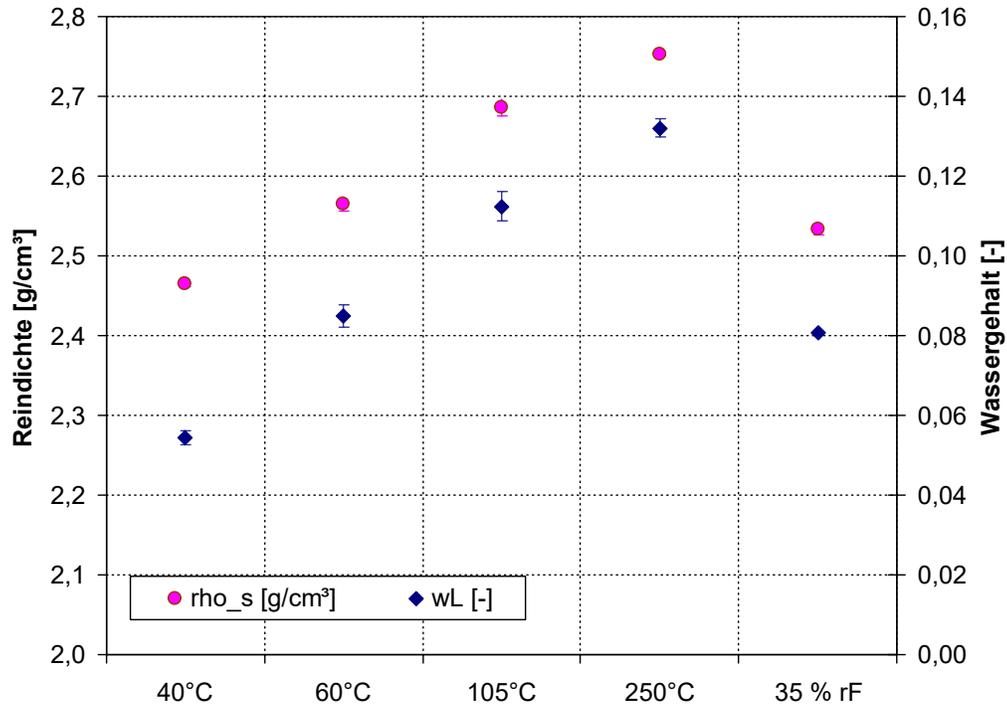


Abbildung 7-13: Reindichte und mittlerer Wassergehalt in Abhängigkeit von der Trocknungsmethode

Die Auftragung der Reindichte und des Wassergehaltes als Funktion der Trocknungsmethode (Abbildung 7-13) weist mit der fortschreitenden Trocknung des Bentonits bzw. Erhöhung des Wassergehaltes eine Zunahme der Reindichte nach.

### 7.3.6.5 Trockenrohddichte

Die Trockenrohddichte wurde an den Presslingen im Lagerungszustand und an den bei 40°C, 60°C, 105°C, 250°C und bei 33 % relativer Luftfeuchte getrockneten Presslingen ermittelt. Das Volumen  $V_{\text{Press}}$  der Presslinge wurde nach Abschluss der Trocknung über Auftriebswägung ermittelt. Unter Verwendung des Volumens und der Masse der Presslinge je Trocknungsmethode wurde die Trockenrohddichte nach Formel 7-4 berechnet.

$$\rho_d = \frac{m_{\text{Press}}}{V_{\text{Press}}} \quad \text{Formel 7-4}$$

$\rho_d$	Trockenrohddichte	[g/cm³]
$m_{\text{Press}}$	Masse der Bentonitpresslinge	[g]
$V_{\text{Press}}$	Volumen der Bentonitpresslinge	[cm³]

In Tabelle 7-7 sind die mittleren Trockenrohdichten zusammengefasst.

Tabelle 7-7: Trockenrohdichten des Calcigels

Zustand der Presslinge	Mittlere Trockenrohdichte $\rho_d$ (Anzahl)
	[g/cm <sup>3</sup> ]
40°C Ofentrocknung	1,54±0,14 (6)
60°C Ofentrocknung	1,50±0,14 (6)
105°C Ofentrocknung	1,46±0,14 (6)
250°C Ofentrocknung	1,44±0,13 (6)
Gleichgewichtsfeuchte 33 %	1,51±0,14 (6)

Mit zunehmender Trocknungstemperatur sinkt erwartungsgemäß die Trockenrohdichte. Die Trockenrohdichten der bei einer Gleichgewichtsfeuchte von 33 % getrockneten Presslinge liegen in der Größenordnung der Trockenrohdichte, die bei 60°C Ofentrocknung bestimmt wurde.

### 7.3.6.6 Porosität und Sättigung

Auf der Grundlage der für die unterschiedlichen Trocknungsmethoden gewonnenen Ergebnisse zu den Dichten (Abschnitt 7.3.6.5) wurde die totale Porosität berechnet. Die totale Porosität der Proben aus den Quelldruckversuchen (Abschnitt 7.3.6.7) ist in Abbildung 7-14 dargestellt. Da die Dichten von der Temperatur abhängig sind, steigt die Porosität erwartungsgemäß mit zunehmender Trocknungstemperatur und abnehmender Einbaufeuchtdichte an.

Die totale Porosität  $n_t$  und der sich für die unterschiedlichen Trocknungsmethoden ergebende Wassergehalt  $w$  (Abschnitt 7.3.6.3) wurden für die Berechnung der Flüssigkeitssättigung  $S_w$  im Porenraum (Formel 7-3) der Quelldruckproben verwendet. Die probenbezogen ermittelten Ergebnisse sind in Abbildung 7-15 dargestellt. Mit abnehmender Einbaufeuchtdichte und steigender totaler Porosität reduziert sich erwartungsgemäß die Flüssigkeitssättigung  $S_w$  des Porenraumes.

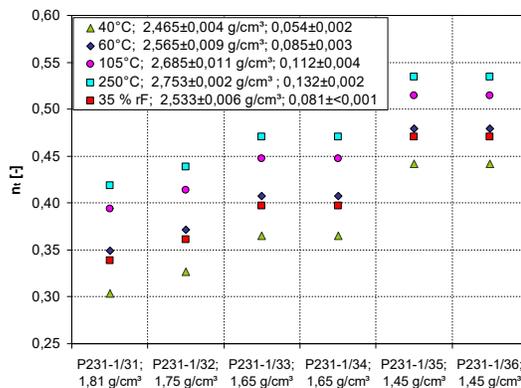


Abbildung 7-14: Probenbezogene (x-Achse: Probennummer und Einbaufeuchtdichte) totale Porosität in Abhängigkeit von den Dichten aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt)

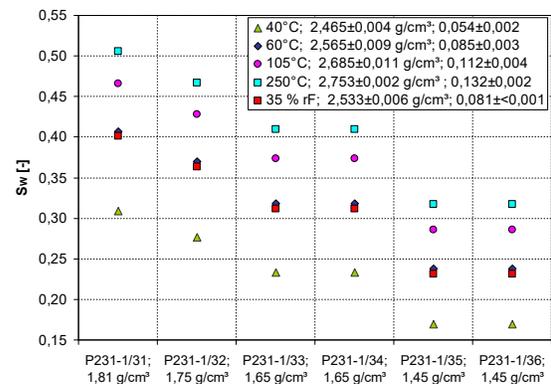


Abbildung 7-15: Probenbezogene (x-Achse: Probennummer und Einbaufeuchtdichte) Sättigung in Abhängigkeit von den Dichten aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt)

Zur weiteren Veranschaulichung der Auswirkungen der Trocknungsmethode wurden die totale Porosität  $n_t$  und die Flüssigkeitssättigung  $S_w$  in Abbildung 7-16 und Abbildung 7-17 in

Abhängigkeit von der sich ebenfalls temperaturabhängig ergebenden Trockenrohddichte  $\rho_d$  der Quelldruckproben dargestellt. Die Abbildungen verdeutlichen den Einfluss der Trocknungsmethode auf die Trockenrohddichte und die Folgen für die Beurteilung der totalen Porosität und Sättigung. Vor dem Hintergrund dieser Zusammenhänge muss auf die Schwierigkeit und die Tücke der vielfach in der Literatur angewendete Darstellung der Bentoniteigenschaften in Abhängigkeit von der Trockenrohddichte oder Porosität ohne eine Angabe der Trocknungsmethode hingewiesen werden. Bei der Interpretation von Daten (Wassergehalt, Trockenrohddichte, Sättigung, Permeabilität) aus unterschiedlichen Quellen muss immer die Trocknungsmethode berücksichtigt werden!

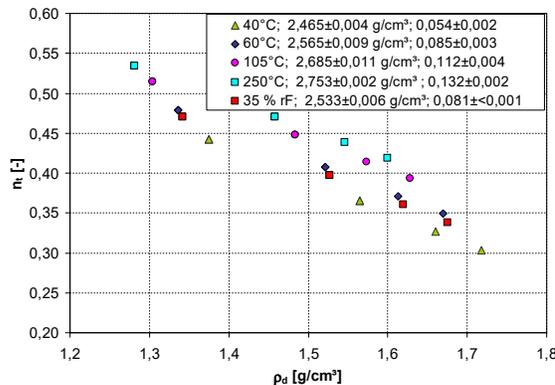


Abbildung 7-16: Totale Porosität in Abhängigkeit von den Trockenrohddichte aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt)

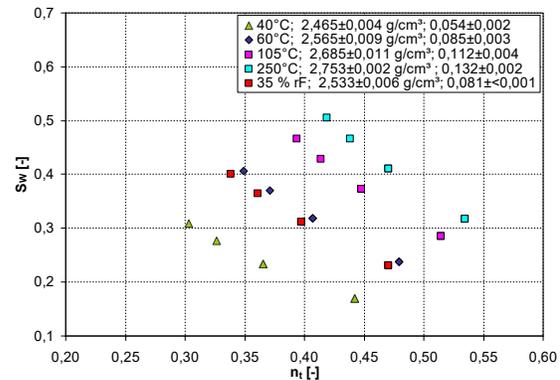


Abbildung 7-17: Sättigung in Abhängigkeit von der totalen Porosität aus Abbildung 7-14 und den Wassergehalten aus den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt)

Aus dem Wertebereich der Ergebnisse für die unterschiedlichen Trocknungsmethoden ergibt sich ein Unterschied in der Sättigung von ca. 0,2. Bei Einschränkung der Betrachtung auf die für Tone und Bentonite gebräuchlichen Ofentrocknungen zwischen 40°C und 105°C ergibt sich immer noch ein Sättigungsunterschied von ca. 0,15. Diese Unschärfe der Flüssigkeitsättigung in Abhängigkeit von der Trocknungsmethode wird als groß angesehen. Im Abschnitt 7.3.7.1 wird auf die Folgen dieser Unschärfe für die Beurteilung der Zweiphasenströmung unter dem Einfluss des sättigungsabhängigen Kapillardruckes und der ebenfalls sättigungsabhängigen effektiven Phasenpermeabilität eingegangen. Schon hier soll darauf hingewiesen werden, dass der Einfluss der Trocknungsmethode auf die Sättigung berücksichtigt werden muss.

### 7.3.6.7 Quelldruck

Der Verlauf des Quelldrucks in den Versuchen ist in Abbildung 7-18 dargestellt. Die Versuche wurden in folgenden Teilschritten durchgeführt:

- Die Probe mit der Einbaufeuchtdichte von 1,81 g/cm<sup>3</sup> wurde in der Quelldruckzelle unabhängig von den anderen fünf Quelldruckzellen am 19.09.2014 aufgesättigt.
- Ungefähr einen Monat später (27.10.2014) wurden die Proben in den anderen fünf Quelldruckzellen aufgesättigt.
- Am 03.11.2014 wurde bei der Probe mit der Einbaufeuchtdichte von 1,81 g/cm<sup>3</sup> die maximale Sättigung erreicht (Nachweis anhand der Wägung). Der Flüssigkeitsdruck wurde entlastet und der sich einstellende Quelldruck ermittelt.

- Nachdem bei den die Proben mit den Einbaufeuchtdichten  $1,75 \text{ g/cm}^3$  und  $1,65 \text{ g/cm}^3$  in den Quelldruckzellen am 17.03.2015 (Abbildung 7-18) eine Massenkonzanz erreicht wurde, wurde auch bei diesen ohne Beaufschlagung durch Flüssigkeit der sich einstellende Quelldruck (Tabelle 7-8, Zeile 5) ermittelt.
- Die letzten beiden Quelldruckzellen mit Proben mit der Einbaufeuchtdichte von  $1,45 \text{ g/cm}^3$  erreichten am 02.04.2015 die Massenkonzanz. Nach der Flüssigkeitsdruckentlastung wurde der sich einstellende Quelldruck ermittelt (Tabelle 7-8, Zeile 5).

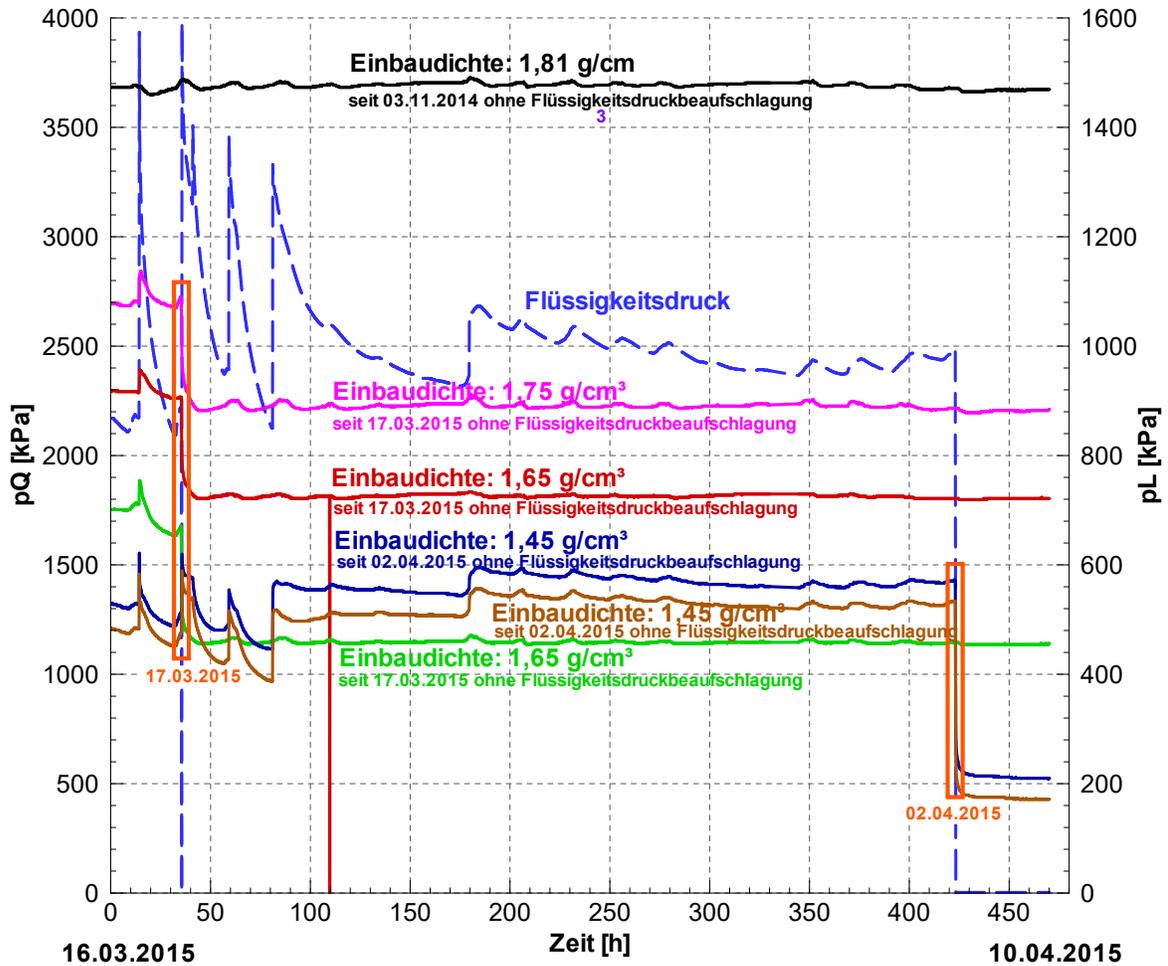


Abbildung 7-18: Übersicht des zeitlichen Verlaufs der Quelldruckuntersuchungen

In der nachstehenden Tabelle 7-8 wurden ausgewählte Details der Quelldruckversuche und die wesentlichen Ergebnisse zusammengefasst.

Tabelle 7-8: Zusammenfassung ausgewählter Details und Versuchsergebnisse der Quelldruckversuch

	P231-1/31	P231-1/32	P231-1/33	P231-1/34	P231-1/35	P231-1/36
<b>Beginn der Messung</b>	19.09.2014	27.10.2014				
<b>Ende der Messung</b>	02.04.2015					
<b>Einbaudichte feucht [g/cm<sup>3</sup>]</b>	1,81±0,04	1,75±0,04	1,65±0,03	1,65±0,03	1,45±0,03	1,45±0,03
<b>p<sub>Q,max</sub> [MPa]</b>	3,68	2,21	1,81	1,17	0,51	0,42
<b>n<sub>t</sub> [%]</b>	37,0±1,3	39,2±1,3	42,6±1,2	42,6±1,2	49,6±1,1	49,6±1,1
<b>S<sub>w</sub> [%]</b>	99,4±13,8	80,5±13,0	78,9±12,0	77,4±12	76,6±10,3	69,8±10,3
<b>Δm<sub>w</sub> (S=max) [ml]</b>	36,0±0,05	30,8±0,05	32,9±0,05	32,3±0,05	37,2±0,05	33,9±0,05
<b>X<sub>s</sub> [kg/m<sup>3</sup>]</b>	3040±240	2780±220	2410±180	2410±180	1820±130	1820±130

In Auswertung der Quelldruckversuche werden folgende Schlussfolgerungen gezogen:

Die Darstellung der Ganglinien der Flüssigkeitssättigung in den Quelldruckproben in Abbildung 7-19 zeigt mit steigender Einbaufeuchtdichte eine höhere Endsättigung der Proben. Der zeitliche Verlauf der Sättigung verläuft unterschiedlich.

Beide Effekte werden auf den, bereits bei früheren Versuchen und auch im Ergebnis der Modellrechnungen in [IBeWa 2016] nachgewiesenen, unterschiedlichen Verlauf der Aufsättigung in Abhängigkeit von der Einbaudichte und der daraus resultierenden initialen Permeabilität sowie auf die sich im gesättigten Körper einstellende Permeabilität zurückgeführt. Bei geringer Dichte, und damit höherer Porosität und damit höherer Permeabilität dringt die Flüssigkeit in der Porenstruktur relativ schnell ein. Dadurch dringt die Flüssigkeit, im Vergleich zu Proben mit höherer Dichte und geringerer Permeabilität, über eine größere Probenlänge schneller ein und die Probe quillt gleichzeitig in diesem Probenabschnitt. Es wird vermutet, dass dieses schnelle oder besser weite Vorlaufen und die einsetzenden Veränderungen im Porengefüge bei den sättigungsabhängigen Eigenschaften (Kapillardruck, effektive Phasenpermeabilität) zu einer hohen Restgassättigung führen. Dieses Restgas ist über den Probenverlauf in ungesättigten Poren des Bentonits gespeichert und vermutlich von weitgehend gesättigten Bentonitbereichen umgeben. Ein flüssigkeitsgesättigter Bentonit oder Teilbereich im Bentonit hat keine effektive Gaspermeabilität. Das in den ungesättigten Bereichen enthaltene Gas kann daher nicht oder nur sehr langsam über lokal vorhandene Wegsamkeiten mit der effektiven Gaspermeabilität (siehe [IBeWa, 2016]: Abschnitt 3.4) transportiert werden. Für diese Bedingungen verbleibt eine Restgassättigung im gequollenen Bentonit, die voraussichtlich nur sehr langsam über Lösungs- und Diffusionsvorgänge reduziert wird.

Proben mit höherer Einbaudichte haben eine geringere, initiale Permeabilität. Dadurch setzen der Quellprozess und die damit verbundene Veränderung der Porenstruktur und die Verringerung der Permeabilität nur über eine geringere Eindringtiefe ein. Es bildet sich eine Sättigungsfront aus, die unter dem Einfluss des aufgebrachtten Flüssigkeitsdruckes und im Ergebnis der sättigungsabhängigen Kapillardruck- und Permeabilitätsbedingungen im ungesättigten Probenabschnitt fortschreitet (siehe [IBeWa 2016]: Abschnitt 3.4). Die Sättigung des anstromseitigen Probenabschnittes ist in der Folge höher und schreitet jedoch langsamer voran.

Dies wird als Ursache für den Verlauf der Sättigung bei der Probe P231-1/31 in Abbildung 7-19 mit einer hohen Einbaudichte von  $1,81 \text{ g/cm}^3$  gesehen.

Offensichtlich kommt es durch die Druckentlastung nach 144 Tagen (am 02.04.2015) zu einem geringen Flüssigkeitsaustritt aus den Proben der Quelldruckzellen P231-1/32 bis P231-1/36. Dies wird auf die Kompressibilität der Proben zurückgeführt. Die Reduzierung der Sättigung auf die Größenordnung beim Versuchsstand nach ca. 75 Tagen deutet darauf hin, dass in den Proben unter dem Einfluss des Flüssigkeitsdruckes bis maximal  $1,7 \text{ MPa}$  keine messbare Sättigungsänderung in dem Versuchszeitraum  $> 75$  Tage erfolgte.

Der Quelldruck (siehe Tabelle 7-8) steigt erwartungsgemäß mit zunehmender Einbaufeuchtdichte an. Für die maximale Einbaufeuchtdichte von  $1,81 \text{ g/cm}^3$  ergibt sich ein axial gemessener Quelldruck von  $3,68 \text{ MPa}$  bei einer Flüssigkeitssättigung der Probe von  $0,994$ .

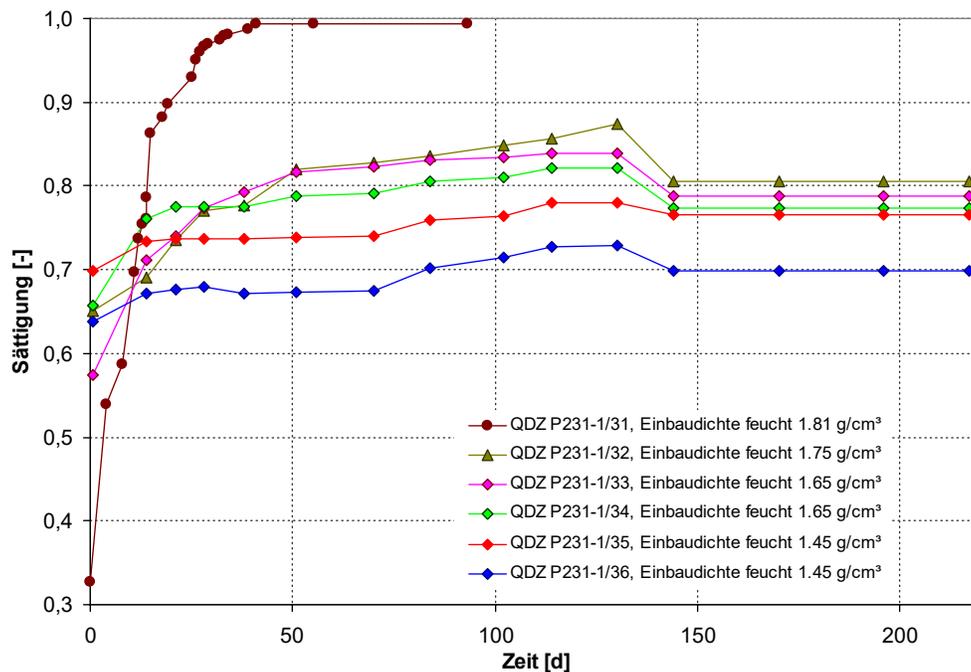


Abbildung 7-19: Flüssigkeitssättigung in den Quelldruckproben

Ausgehend von der Erläuterung im Abschnitt 7.3.4 wird in Abbildung 7-20 der an den eigenen Proben mit Wasser ermittelte Quelldruck mit recherchierten Quelldruckergebnisse bei Calcigel-Bentonit über den Bezugsparameters  $X_s$  verglichen, wobei verschiedene Flüssigkeiten bei den recherchierten Proben verwendet wurden. Die Ergebnisse ordnen sich am oberen Rand der Messwerte zu Quelldrücken von Calcigel ein.

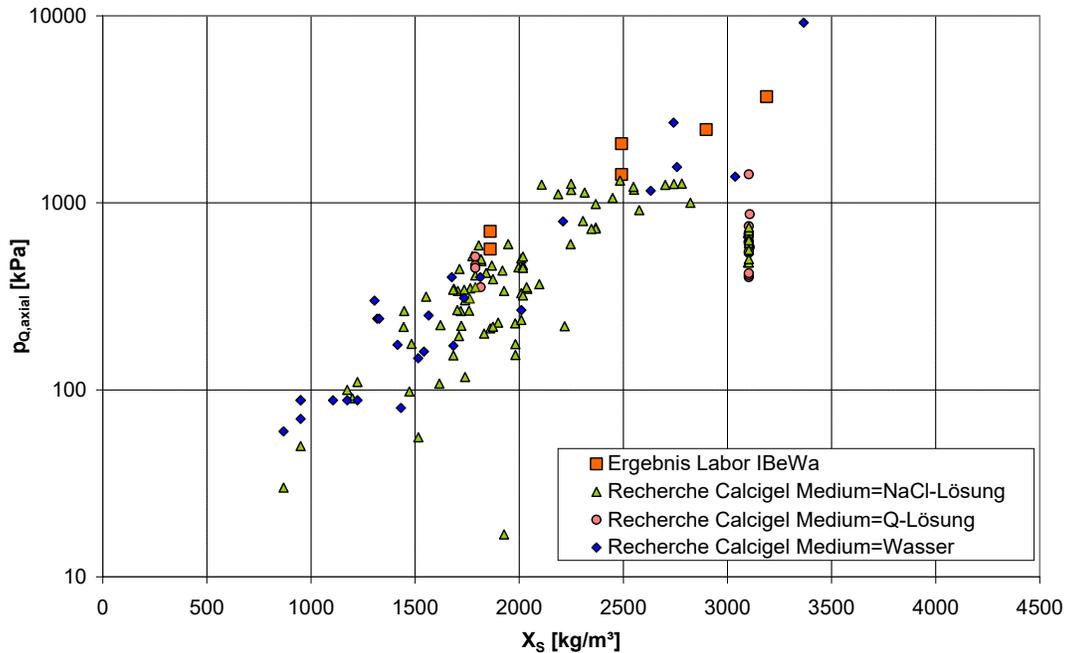


Abbildung 7-20: Quelldruck Calcigel in Abhängigkeit von  $X_s$  [Herbert et al. 2006], [IBeWa 2012], [IfBuS 2010], [MFPA 2009], [Miehe et al. 2003], [Rothfuchs et al. 2005]<sup>6</sup>

### 7.3.6.8 Lösungspemeabilität

An den Proben der Quelldruckuntersuchungen (Abschnitt 7.3.6.7) wurde die Lösungspemeabilität bei unterschiedlichen Flüssigkeitsdrücken gemessen. Ziel der Untersuchungen war, die Flüssigkeitspemeabilität unter dem Einfluss des angewendeten Flüssigkeitsdruckes bei unterschiedlichen Quelldrücken in den Proben zu ermitteln. Tabelle 7-9 gibt eine Übersicht der angewendeten Druckregime. Die Ergebnisse der Pemeabilitätsuntersuchungen für die Druckregime sind mit Bezug zu den Quelldruck der Proben in Abbildung 7-21 dargestellt. In Auswertung der Erfahrungen im Verlauf der Versuche und der vorliegenden Ergebnisse können aktuell folgende Schlussfolgerungen abgeleitet werden:

1. Mit zunehmender Einbaufeuchtdichte verringert sich erwartungsgemäß die für Wasser ermittelte Pemeabilität der Proben.
2. Für alle Proben ergibt sich eine vom Testdruck beeinflusste Pemeabilität. Mögliche Ursachen für dieses Verhalten werden in folgenden Zusammenhängen gesehen:
  - a) Mit zunehmendem Testdruck kommt es zur Verformung des Porenraumes, zur Herausbildung von strömungstechnisch verbundenen Wegsamkeiten und in der Folge zur Erhöhung der Pemeabilität. Ein entsprechendes druckabhängiges Verhalten von Tongesteinen ist bekannt. Es wird vermutet, dass dieser Effekt bei den Versuchen auch auftritt. Für alle Proben und Dichten ändert sich bei Testdrücken oberhalb des Quelldruckes die Pemeabilität nur noch geringfügig. Diese scheinbare Kopplung an den Quelldruck deutet darauf hin, dass, neben der druckabhängigen Herausbildung eines größeren, effektiv von Wasser durchströmbaren Porenraumes, weitere Einflussprozesse wirksam sind. Für eine alleinige Begründung der Ergebnisse aus der Veränderung des Porenraumes

<sup>6</sup> ohne Differenzierung des Einflusses der Testlösung, der Kationenbelegung, der Versuchsmethode der Quelldruckversuche und der Trocknungsmethode

wäre auch oberhalb des Quelldruckes eine Fortsetzung des Einflusses der druckabhängigen Perkolation zu erwarten.

- b) Die Proben enthalten mit zunehmender Einbaufeuchtdichte und steigendem Quelldruck eine höhere Restgassättigung. Es wird davon ausgegangen, dass diese Restgassättigung, in Abhängigkeit von der Verteilung im Porenraum, Einfluss auf die Kompressibilität des Phasengemisches im Porenraum und in der Folge auf die Impulsausbreitung im Testverlauf nimmt. Insbesondere wurde unabhängig vom Sättigungszustand der Proben, für alle Dichten und Quelldrücke ein Anstieg der Permeabilität beobachtet. Dies kann jedoch aus den vorliegenden Versuchsergebnissen nicht quantitativ beurteilt werden. Qualitativ wird anstromseitig für alle Proben von einer weitgehenden Flüssigkeitssättigung ausgegangen (unter Berücksichtigung der Erläuterungen zum Aufsättigungsprozess für die unterschiedlichen Dichten im Abschnitt 7.3.6.7). Die höheren Restgassättigungen werden in Folge der quelldruck- und permeabilitätsabhängigen Aufsättigung über die Probe verteilt und eher im abstromseitigen Bereich vermutet.

Vor diesem Hintergrund wird für die Flüssigkeitsimpulstests von einer Ausbreitung im anstromseitig weitgehend gesättigten Probenmaterial ausgegangen, sodass ein Einfluss der Kompressibilität des Restgases als vorhanden, jedoch nicht quantifizierbar angesehen werden muss.

Diese Situation muss bei instationären Tests immer berücksichtigt werden. Die Alternative sind stationäre Durchströmungsversuche, die für das Permeabilitätsniveau zu Versuchsdauern im Maßstab von Monaten je Druckstufe und damit zu einem hohen versuchstechnischen Aufwand führen.

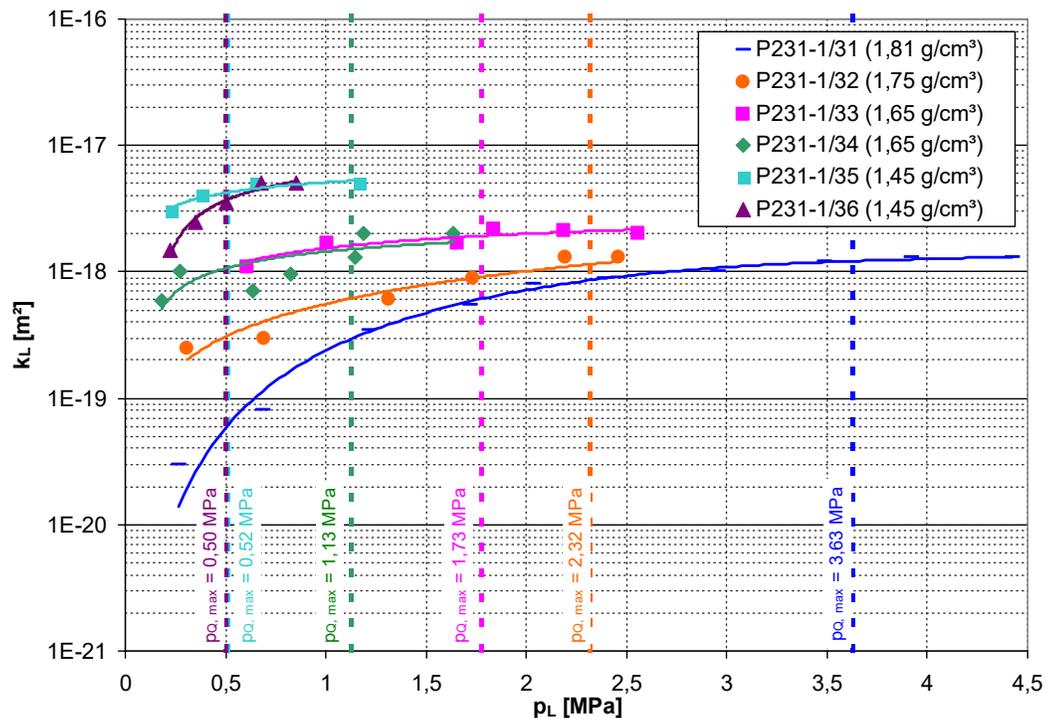


Abbildung 7-21: Permeabilität der Proben in den Quelldruckuntersuchungen in Abhängigkeit vom Testdruck

- c) Bei der angewendeten modellgestützten Auswertung der instationären Permeabilitätstests mit Wasser wird angenommen, dass der Zusammenhang zwischen fiktiver Strömungsgeschwindigkeit und Druckgradient linear ist (entsprechend dem Darcy-Gesetz). In der Auswertung der Permeabilitätstests wird der sich aus Eingangs- und Ausgangsdruck ergebende Druckgradient zu Grunde gelegt. Ein möglicherweise vorhandener Porendruck in der Flüssigkeit wird in der Auswertung aktuell nicht berücksichtigt. Theoretisch ist die Permeabilität, unabhängig vom wirkenden Druckgradienten, ein konstanter Gesteinsparameter. Umfangreiche Erfahrungen aus Permeabilitätstests an geringpermeablen Materialien und insbesondere an Tongesteinen zeigen Einflüsse, die als eine Druckabhängigkeit der Permeabilität interpretiert werden können. Ohne im Detail darauf einzugehen, sind dies z.B.:
- der unter 1) beschriebene Effekt der druckabhängigen Verformung des Porenraumes,
  - druckabhängige Veränderungen der effektiven Porosität durch die Verschiebung der Anteile des immobilen und mobilen Lösungsanteils im Porenraum (ohne Veränderung der Porenstruktur),
  - Wechselwirkungen zwischen der Flüssigkeit und dem Feststoff, die zur Beeinflussung der Viskosität und/oder zu nicht-Newton'schen Fließverhalten führen,
  - Wechselwirkungen zwischen der Flüssigkeit und dem Feststoff, die zu chemischen Reaktionen mit Folgen für das Porenvolumen führen,
  - Restgassättigung im Porenraum und die daraus folgenden Gesetzmäßigkeiten der Zweiphasenströmungsprozesse unter Berücksichtigung der Kompressibilität, des Kapillardruckes und der relativen Phasenpermeabilität,
  - initial vorhandene Porendrucke, die den effektiv für den Strömungsprozess wirksamen Druckgradienten beeinflussen.

Entsprechend den Erläuterungen im ersten Anstrich zum Punkt 2 zur druckabhängigen Bildung von Wegsamkeiten, sind auch die weiteren Effekte nur im Ergebnis von gezielten, für das Permeabilitätsniveau aufwendigen Untersuchungen in der Wirkung zu beurteilen, und möglicherweise zu quantifizieren. Vor dem Hintergrund der Kenntnis des Quelldruckes in den Proben wird der Schwerpunkt der Interpretation auf den letzten Punkt gelegt und die darüber genannten als vernachlässigbar angenommen (bzw. geht ihre Wirkung quasi in die Interpretation als Nebeneffekt mit ein).

Ausgehend von diesen Überlegungen und Annahmen deuten die vorliegenden Untersuchungen auf einen Einfluss des Quelldruckes auf die ermittelte Permeabilität hin. Es kann aus den bisherigen Versuchen jedoch keine Schlussfolgerung zum strömungswirksamen Anteil des Quelldruckes abgeleitet werden. Diesen Gleichgewichtsdruck zu ermitteln, sollte Ziel weiterer Untersuchungen sein.

Die Schlussfolgerung zum Einfluss des Quelldruckes auf den Flüssigkeitsdruck und den wirkenden Druckgradienten wird in Übereinstimmung mit dem Konzept

der Quelldruckermittlung aus Messdaten entsprechend Formel 7-5 [Herbert & Moog, 2002] gesehen.

$$p_Q = p_{Q,0} + m \cdot p_F \quad \text{Formel 7-5}$$

$p_Q$	gemessener Quelldruck	[MPa]
$p_F$	Flüssigkeitsdruck	[MPa]
$m$	Flüssigkeitsdruckübertragungsfaktor	[-]
$p_{Q,0}$	Quelldruck bei $p_F = 0$ (Initialwert)	[MPa]

Der Flüssigkeitsdruckübertragungsfaktor ist der Anstieg einer Geraden, die den Zusammenhang zwischen dem gemessenen Quelldruck und dem Flüssigkeitsdruck beschreibt. Der Achsenabschnitt der Geradengleichung entspricht dem Quelldruck  $p_{Q,0}$  im Gleichgewichtszustand (ohne äußeren Flüssigkeitsdruckgradienten). Der Faktor  $m$  ist laut [Herbert & Moog 2002] material- und flüssigkeitsabhängig und wird unter Annahme stationärer Bedingungen aus Quelldruckversuchen bei unterschiedlichen Flüssigkeitsdrücken ermittelt. In [Herbert & Moog 2002] wird für unterschiedliche Bentonite und Flüssigkeiten ein Wertebereich des Flüssigkeitsdruckübertragungsfaktors von 0,6 bis 1,1 angegeben.

Ausgehend von den Prozessen im Verlauf der Aufsättigung und der Quellung eines hoch kompaktierten Bentonits wird der Flüssigkeitsdruckübertragungsfaktor als zusammenfassende empirische Größe zur Berücksichtigung der Prozesse (siehe 7.3.5.6, 7.3.5.7 sowie u.a. [IBeWa 2016]) angesehen.

Eine Auswertung der durchgeführten Permeabilitätsversuche bei unterschiedlichen Flüssigkeitsdrücken nach dem beschriebenen Konzept laut Formel 7-5 und die probenbezogene Ermittlung eines Flüssigkeitsdruckübertragungsfaktors sollte geprüft werden. Da für die instationären Permeabilitätstests die Einstellung eines konstanten Druckgleichgewichtes zwischen Flüssigkeitsdruck und wirkendem Quelldruck am Ende des Versuches aus Zeitgründen nicht immer abgewartet werden konnte, ist die Ermittlung des Faktors  $m$  nicht für alle Teilversuche möglich. Die bisher vorliegenden Ergebnisse für die Probe P231-1/31 (Einbaufeuchtdichte von 1,81 g/cm<sup>3</sup>, maximale Sättigung 0,994) ergeben einen Hinweis auf eine Abhängigkeit des Flüssigkeitsdruckübertragungsfaktors vom Flüssigkeitsdruck.

Die bisher vorliegenden Ergebnisse und Schlussfolgerungen aus den durchgeführten Permeabilitäts- und Quelldruckuntersuchungen bestätigen die Vermutung, dass der Quelldruck und Porenflüssigkeitsdruck zusammenhängen. Dies hat Auswirkungen auf den strömungstechnisch wirksamen Druckgradienten. Eine Quantifizierung dieses Einflusses ist auf der Grundlage der bisher durchgeführten Untersuchungen noch nicht möglich.

- Die Darstellung der relativen Permeabilitätsänderung ( $k_{max}/k(p_L)$ ) in Abbildung 7-22 weist mit zunehmender Einbaufeuchtdichte, abnehmender Permeabilität und zunehmendem Quelldruck eine größere Permeabilitätsänderung nach. Für die maximale Einbaufeuchtdichte der Probe P213-1/31 ergibt sich eine maximale Erhöhung der Permeabilität um den Faktor 43 mit steigendem Testdruck.

Tabelle 7-9: Druckregime der Flüssigkeitspermeabilitätsversuche an den Proben der Quelldruckuntersuchungen

	Testdruck [MPa]										Maximal erreichter Quelldruck [MPa]
	1. Druckstufe	2. Druckstufe	3. Druckstufe	4. Druckstufe	5. Druckstufe	6. Druckstufe	7. Druckstufe	8. Druckstufe	9. Druckstufe	10. Druckstufe	
P231-1/31	0,27	0,70	1,22	1,71	2,03	2,39	2,99	3,54	3,91	4,48	3,67
P231-1/32	0,31	0,70	1,31	1,82	2,21	2,47					2,20
P231-1/33	0,61	1,03	1,66	1,83	2,28	2,58					1,80
P231-1/34	0,17	0,28	0,77	1,15	1,23	1,65					1,17
P231-1/35	0,22	0,32	0,39	0,47	0,65	1,17					0,51
P231-1/36	0,12	0,24	0,67	0,55	0,68	0,85					0,42

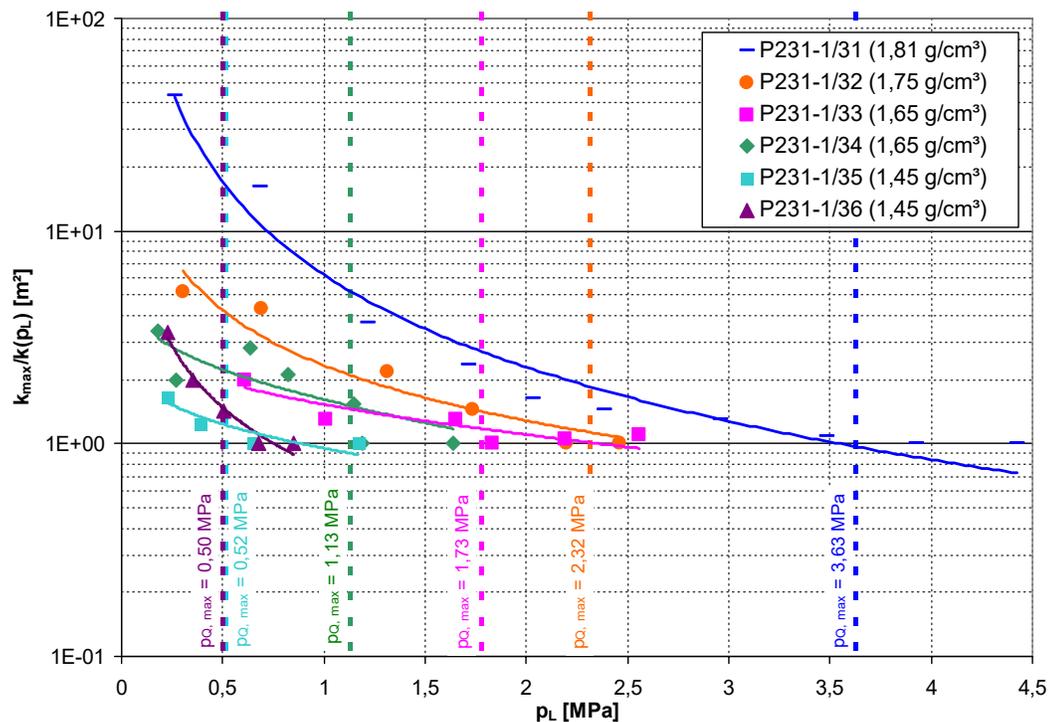


Abbildung 7-22: Relative Permeabilität  $k_{max}/k(p_L)$  der Proben der Quelldruckuntersuchungen in Abhängigkeit vom Testdruck

Die Ergebnisse der Permeabilitätsuntersuchungen für Wasser sind in Abbildung 7-23 in Abhängigkeit von  $X_s$  dargestellt. Der Wertebereich der Permeabilität in Abhängigkeit von  $X_s$  gibt einen Hinweis auf eine mögliche Ursache für die deutliche Streuung aus Literaturangaben recherchierten Flüssigkeitspermeabilität für Calcigel. Vielfach liegen die Flüssigkeitsdrücke, wenn sie überhaupt angegeben sind, unterhalb der Quelldrücke der getesteten Bentonitproben. Dies ist ein weiterer Hinweis auf den großen Einfluss der Versuchsbedingungen auf die an Bentonit ermittelten Materialparameter. Neben dem Flüssigkeitsdruck gehören dazu auch die Restgassättigung und der Nachweis der stationären Strömungsbedingungen bei stationären Durchströmungstests.

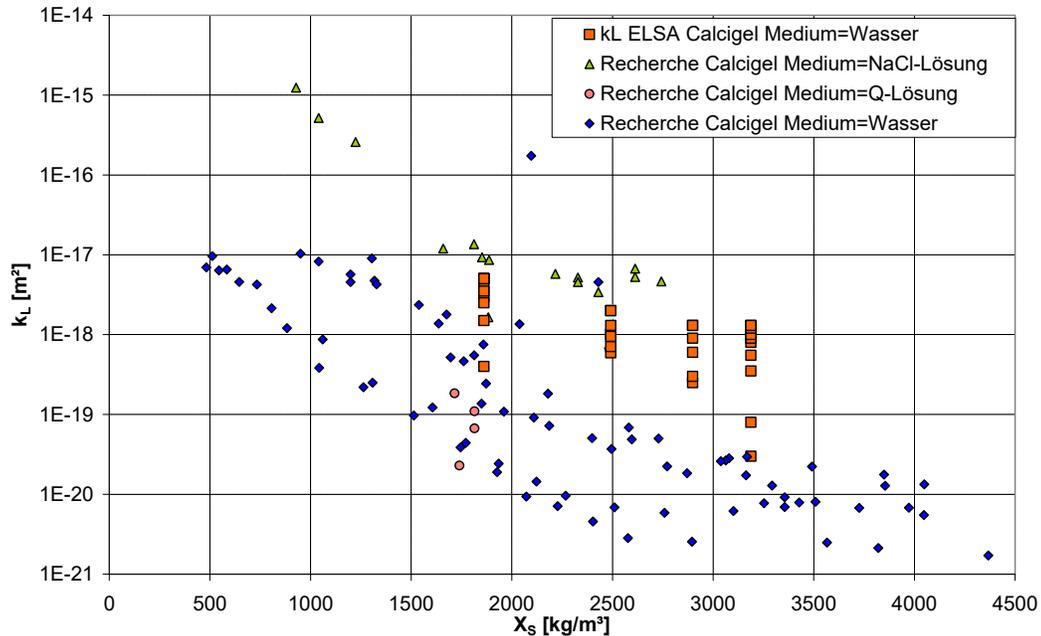


Abbildung 7-23: Lösungspermeabilität  $k_L$  Calcigel in Abhängigkeit von  $X_s$  [Herbert et al. 2006], [IBeWa 2012], [IfBuS 2010], [MFPA 2009], [Miehe et al. 2003], [Rothfuchs et al. 2005]<sup>7</sup>

### 7.3.7 Interpretation und Schlussfolgerungen

#### 7.3.7.1 Dichte, Porosität und Sättigung im Bentonit

Im Ergebnis der Auswertung der für unterschiedliche Trocknungsmethoden ermittelten Parameter Trockenrohdichte, Reindichte, Wassergehalt, totaler Porosität und Flüssigkeitssättigung ergibt sich ein Schwankungsbereich der Flüssigkeitssättigung im Porenraum von ca. 0,2 nach einer Aufstättigung der Bentonitproben. Für die Trocknungsmethoden im Temperaturbereich kleiner  $105^\circ\text{C}$  ergibt sich ein Schwankungsbereich der Sättigung von ca. 0,15. In Abbildung 7-24 sind für die Quelldruckprobe mit einer Einbaufeuchtdichte  $1,81 \text{ g/cm}^3$  die sich initial für die unterschiedlichen Trocknungsmethoden ergebende Sättigung  $S_w$  angegeben.

<sup>7</sup> keine Differenzierung hinsichtlich Versuchsmethode (mit oder ohne Einspannung der Probe), der Auswertung, der Kompaktion und Verdichtung, des Quellzustandes, der Sättigung

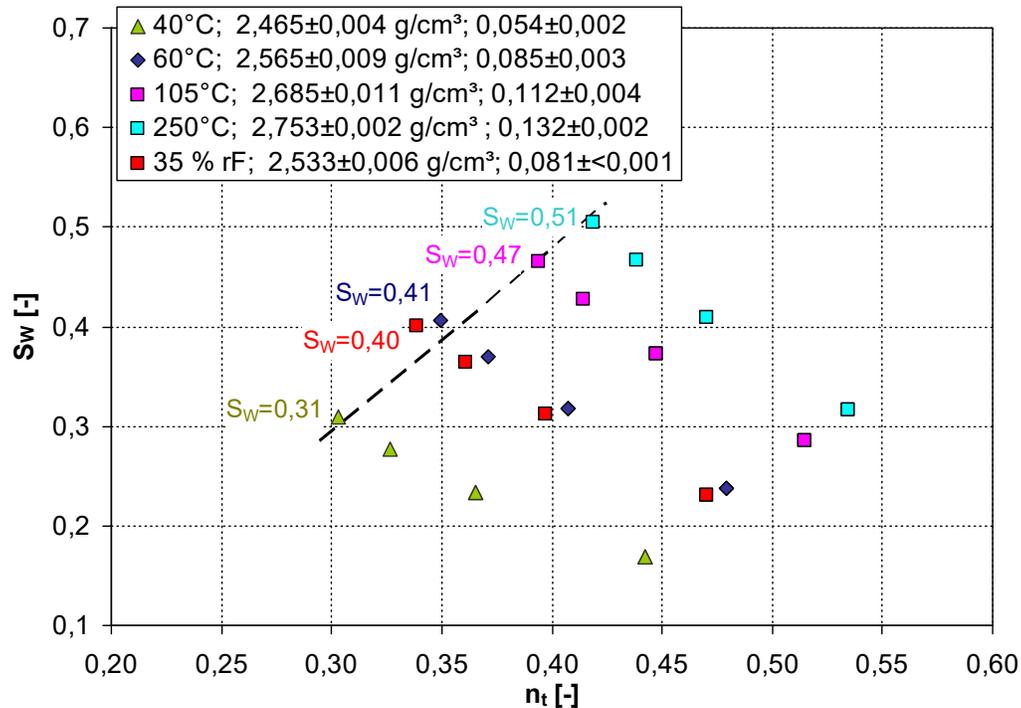


Abbildung 7-24: Sättigung  $S_w$  in Abhängigkeit von der totalen Porosität  $n_t$  (Abbildung 7-14) und dem Wassergehalt  $w$  bei den unterschiedlichen Trocknungsmethoden (in der Legende nach der Temperaturangabe: 1. Wert: Reindichte, 2. Wert: Wassergehalt)

Der Schwankungsbereich der initialen Flüssigkeitssättigung hat Einfluss auf den Strömungsprozess im ungesättigten Bentonit. Zur prinzipiellen Veranschaulichung ist in Abbildung 7-25 die initiale Sättigung bei einer Ofentrocknung bei 40°C, 60°C und 105°C in vereinfachte Kapillardruck-Sättigungsfunktionen und Funktionen zur relativen Phasenpermeabilität eingetragen. Aus dem Schwankungsbereich der Sättigung ergeben sich für die Zweiphasenströmung folgende Schlussfolgerungen:

- Trocknung 40°C →  $S_w=0,31$ : Kapillardruck: ca. 4,0 MPa  
 rel. Permeabilität für Wasser  $k_{rel, w}=0$   
 → im initialen Zustand keine Flüssigkeitsströmung
- Trocknung 60°C →  $S_w=0,40$ : Kapillardruck: ca. 2,8 MPa  
 rel. Permeabilität für Wasser  $k_{rel, w}=0,1$   
 → im initialen Zustand eine Flüssigkeitsströmung bei einem Zehntel der absoluten Permeabilität des Bentonits
- Trocknung 105°C →  $S_w=0,47$ : Kapillardruck: ca. 2,0 MPa  
 rel. Permeabilität für Wasser  $k_{rel, w}=0,26$   
 → im initialen Zustand eine Flüssigkeitsströmung bei einem Drittel der absoluten Permeabilität des Bentonits

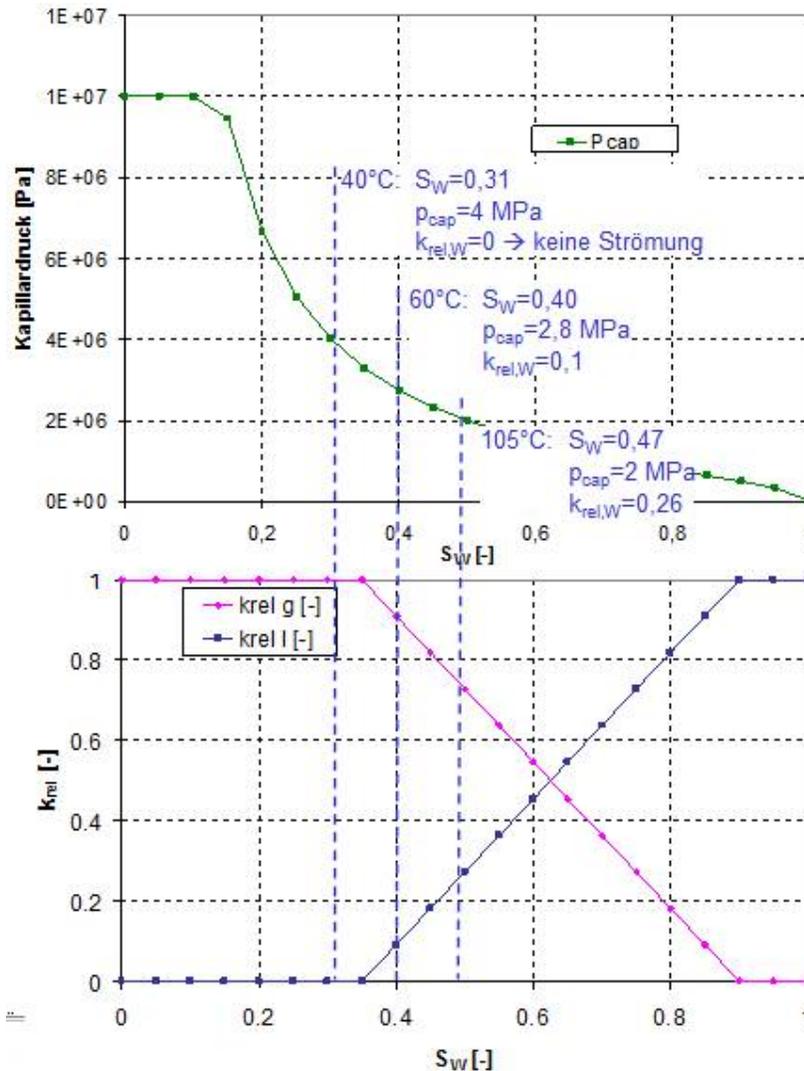


Abbildung 7-25: Einfluss der initialen Sättigung auf den Kapillardruck und relative Phasenpermeabilität

Die dargestellten bestimmenden Parameter für eine Zweiphasenströmung haben deutlichen Einfluss auf den Beginn und den Verlauf des Strömungsprozesses in einer Bentonitdichtung. Sie führen in einer modellgestützten Prognose zu einer Schwankung des Prognosehorizontes (siehe [IBeWa 2016]).

Die Trocknungsmethode des Bentonits muss zielgerichtet ausgewählt werden, um die Eingangsparmeter für Modellrechnungen zu Strömungsprozessen in einer Bentonitdichtung zu ermitteln. Die Auswahl muss begründet werden.

Die Trocknungsbedingungen bei ca. 33 % relativer Luftfeuchte werden für in-situ-Bedingungen im Salz als repräsentativ angesehen. Inwiefern dies für Tonsteinbedingungen zutrifft konnte auf Grund fehlender Daten bisher noch nicht geprüft werden. Aktuell wird die Trocknung bei ca. 33 % relativer Luftfeuchte favorisiert und empfohlen. Vor dem Hintergrund des Versuchs- und Zeitbedarfes für eine Trocknung bei ca. 33 % relativer Luftfeuchte wird die Ofentrocknung bei 60°C als Alternative zur Bestimmung des Wassergehaltes bei ca. 33 % relativer Luftfeuchte vorgeschlagen.

### 7.3.7.2 Porenwasserdruck in einem gequollenen Bentonit

An sechs Proben wurde die Permeabilität mit Wasser ermittelt. Dabei wurde der Einfluss des Quelldrucks auf die Flüssigkeitspermeabilität bei unterschiedlicher Einbaufeuchtdichte und bei unterschiedlichen Flüssigkeitsdrücken untersucht. Im Ergebnis können folgende Schlussfolgerungen zusammengefasst werden:

1. Bedingt durch die unterschiedliche initiale Permeabilität in Abhängigkeit von der Einbaufeuchtdichte sättigt der Bentonitbreitet sich die Sättigungsverteilung unterschiedlich auf. Damit beginnt auch der Quellprozesses im Material zu unterschiedlichen Zeitpunkten. Bei einer geringeren Dichte und einer höhere Permeabilität bilden sich ungesättigte Bereiche im Bentonit aus und eine höhere Restgassättigung tritt auf. Die maximale Flüssigkeitssättigung mit 0,994 wurde für eine Einbaufeuchtdichte von 1,81 g/cm<sup>3</sup> ermittelt. Die hohe Sättigung wird auf die sich ergebende steile Aufsättigungsfront und das langsame, gleichmäßige Fortschreiten der Sättigung im Porenraum zurückgeführt.
2. Mit zunehmender Einbaufeuchtdichte verringert sich erwartungsgemäß die für Wasser ermittelte Permeabilität der Proben.
3. Für alle Proben ergibt sich eine vom Testdruck beeinflusste Permeabilität, sofern der Testdruck kleiner als der Quelldruck ist. Es ist davon auszugehen, dass unterschiedliche Effekte die Flüssigkeitspermeabilität beeinflussen. Als bestimmend werden der Quelldruck im Porenraum und die Einstellung des Druckgleichgewichtes zwischen dem außen angelegten Druckgradienten und dem Poreninnendruck gesehen. Diese Schlussfolgerung ergibt sich aus der Beobachtung, dass bei Überschreitung des Quelldruckes durch den Flüssigkeitsdruck die Permeabilität für Wasser annähernd konstant bleibt.
4. Die bisher vorliegenden Ergebnisse bestätigen die Vermutung, dass der Quelldruck und der Porenflüssigkeitsdruck zusammenhängen und dies sich auf den strömungstechnisch wirksamen Druckgradienten über die Bentonitdichtung auswirkt. Die Erfahrungen aus den laborativen Strömungstests zur Beurteilung des Porendruckes in einem gequollenen Bentonit zeigen, dass für die Quantifizierung des Poreninnendruckes eine Anpassung der Versuchskonzepte und eine größere Versuchsdauer bis zur Einstellung repräsentativer Druckbedingungen erforderlich sind.

## LITERATURVERZEICHNIS

- Abramoff, M. D.; Magelhaes, P. J.; Ram, S. J. (2004): "Image processing with ImageJ", *Biophotonics Int.*, 11(7), 2004, S. 36-42
- Adam, Chr.; et al. (2011): „Der Impulsverdichter zur mitteltiefen Verdichtung und Verbesserung von Böden“, in *Baugrundverbesserung in der Geotechnik*, Institut für Geotechnik der Universität Siegen, 2011, S. 113-121
- Ahrens, E.; Hansen, F.D. (1995): „Large-Scale Dynamic Compaction Demonstration Using WIPP Salt: Fielding and Preliminary Results“, Sandia National Laboratories, Sandia Report SAND95-1941, Albuquerque, New Mexiko, USA, 1995
- Ahrens, E.; Hansen, F.D. (1996): „Large-Scale Dynamic Compaction of Natural Salt: Nuclear Waste Technology Repository Isolation Systems“, Sandia National Laboratories, Sandia Report SAND96-0792C, Albuquerque, New Mexiko/USA, 1996
- Andreasen, A. H. M. (1930): „Über die Beziehung zwischen Kornabstufung und Zwischenraum in Produkten aus losen Körnern (mit einigen Experimenten)“, *Kolloid-Zeitschrift*, 50(3), 1930, S. 217-228
- Anthony, J.A.; et al. (1997): „Handbook of Mineralogy“; Tucson Arizona: Mineralogical Society of America, 1997
- Bastiaens, W.; Bemier, F.; Li, X. L. (2007): SELFRAC: „Experiments and conclusions on fracturing, self-healing and self-sealing processes in clays“, *Clay in natural and engineered barriers for radioactive waste confinement - Part 2. In: Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C 32 (8-14)*, 2007, S. 600–615
- Becker, S. (2013): „Voruntersuchungen für die Bewertung der Mischbarkeit von MgO- und CaSO<sub>4</sub>- Halbhydrat-Suspensionen mit Salzgrus für die Entwicklung eines gefügestabilisierten Salzgrusversatzes für HAW-Endlager“, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau; Diplomarbeit TU Bergakademie Freiberg, 2013
- Bollingerfehr, W.; Borstel, L.E.; Engelhardt, H.-J.; Müller, C.; Schmidt, H. (2011): „Vergütung der Auflockerungszone im Salinar (VerA)“, Abschlussbericht, FKZ 02E10649, DBE TECHNOLOGY GmbH, Peine, 2011
- Breidung, K.P. (2002): „Forschungsprojekt Schachtverschluss Salzdetfurth Schacht SA II Abschlussbericht“; K+S Aktiengesellschaft; BMBF 02C0516; Kassel, 2002
- Burger, W.; Burge, M.J. (2006): „Digitale Bildverarbeitung: Eine Einführung mit Java und ImageJ“; 2. ed: Springer Verlag, 2006
- Butcher, B. M.; Novak, C. F.; Jercinovic, M. (1991): „The advantages of a salt/bentonite backfill for Waste Isolation Pilot Plant disposal rooms“, Sandia National Laboratories, Sandia Report SAND90 – 3074, Albuquerque, New Mexiko, USA, 1991
- CLARIANT: Produkt-Information CALCIGEL
- DIN 1304-1:1994-03: „Formelzeichen: Allgemeine Formelzeichen“, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1994
- DIN 1310:1984-02: „Zusammensetzung von Mischphasen: Begriffe, Formelzeichen“, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1984

- DIN 1342-1:2003-11: „Viskosität Teil 1: Rheologische Begriffe“, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2003
- DIN EN 12697-30:2019-03 (2019): Asphalt – Prüfverfahren – Teil 30: Probenvorbereitung, Marshall-Verdichtungsgerät“, Deutsche Fassung, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2019
- DIN EN 12970:2001-02: „Gussasphalt und Asphaltmastix für Abdichtungen – Definitionen, Anforderungen und Prüfverfahren“, Deutsche Fassung, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2001
- DIN EN ISO 17892-1:2015-03: „Geotechnische Erkundung und Untersuchung – Laborversuche an Bodenproben – Teil 1: Bestimmung des Wassergehalts“, Deutsche Fassung, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2015
- DIN EN ISO 17892-2:2015-03: „Geotechnische Erkundung und Untersuchung – Laborversuche an Bodenproben – Teil 2: Bestimmung der Dichte des Bodens“, Deutsche Fassung, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2015
- Düsterloh, U.; Lux, K.-H. (2012): „Untersuchungen zu geschnittenen Salzformsteinen mit Fugenverfüllungen als Schachtverschlusselement“, ELSA – Workshop: Rahmenbedingungen für die Konzeption von Schachtverschlüssen für Endlager für hochradioaktive Abfälle, Peine, 2012
- Eden, W. (2010): „Einfluss der Verdichtung von Kalk-Sand-Rohmassen auf die Scherbenrohdichte von Kalksandsteinen“, Fachgebiet Werkstoffe des Bauwesens, Dissertation Universität Kassel, 2010
- Engelhardt, I. (2004): „Experimental and Numerical Investigations with Respect to the Material Properties of Geotechnical Barriers“, Dissertation, Eberhard-Karls-Universität Tübingen, 2004
- Emmerich, K.; Kemper, G.; Königer, F.; Buqezi-Ahmeti, D.; Schlaeger, S.; Gruner, M.; Gaßner, W.; Hofmann, M.; Schuhmann, R. (2008): „Mineralogical reactions in a multi-layer hydraulic sealing system during saturation with a rock salt brine“, Mid European Clay Conference, Zakopane, Polen, 2008
- Emmerich, K.; Kemper, G.; Koeniger, F.; Schlaeger, S.; Gruner, M.; Hofman, M.; Nüesch, R.; Schuhmann, R. (2009a): „Saturation Kinetics of a Vertical Hydraulic Sealing System Exposed to Rock Salt Brine“, Vadose Zone Journal 8 (2009) 2, S. 332-342
- Emmerich, K.; Kemper, G.; Königer, F.; Gruner, M.; Gaßner, W.; Hofmann, M.; Schuhmann, R. (2009b): „Bentonite Cation exchange in bentonite in multilayer hydraulic sealing systems exposed to rock salt brine“, Berichtsband zum WS 2009, Innovative Feuchtemessung in Forschung und Praxis, Bad Herrenalb, 2009, S. 115-125
- Emmerich, K.; Schuhmann, R.; Kemper, G.; Königer, F.; Kudla, W.; Gaßner, W.; Gruner, M.; Hofmann, m.; Szczyrba, S.; Schanz, T.; Zimmerer, M.; Datcheva, M. (2009c): „Verschlussystem mit Äquipotentialsegmenten für die untertägige Entsorgung gefährlicher Abfälle zur Sicherstellung der homogenen Befeuchtung von Dichtelementen und Verbesserung ihrer Langzeitstabilität“, Abschlussbericht, FKZ 02C0922, Karlsruher Institut für Technologie, Technische Universität Bergakademie Freiberg, Ruhruniversität Bochum und Bauhaus-Universität Weimar, Karlsruhe, 2009

- Fliß, Th. (2003): „Entwicklung eines Algorithmus zum Entwurf und zur Abschätzung der mehraxialen Beanspruchungen von Mauerwerksverbänden unter Berücksichtigung der Langzeitstabilität, sowie Bestimmung der Verbandsparameter“, Dissertation, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau der TU Bergakademie Freiberg, Freiberg, 2003
- Freyer, D.; Gruner, M.; Popp, T. (2015): „Zusammenhang von Chemismus und mechanischen Eigenschaften des MgO-Baustoffs“, Freiburger Forschungshefte, Serie E15 Naturwissenschaften, TU Bergakademie Freiberg, 2015, ISBN 978-3-86012-8
- Fuller, W.B.; Thomson, S.E. (1907): „The Laws of Proportioning Concrete“; Transactions of the American Society of Civil Engineers, 59, 1907
- Glaubach, U.; Hofmann, M. und Kudla, W. (2013): „BiSETO - Durchführung eines Großversuchs über Tage zur Optimierung der Einbringtechnologie bei der Herstellung der Widerlager-Dichtelemente aus Bitumen und Schotter“, BfS: 9M/32345011/GHS/RB/0008: Bundesamt für Strahlenschutz, Unterlage I517, 2013
- Glaubach, U.; et al. (2014a): „New Development of a Combined Abutment and Sealing Assembly made of Bitumen and Gravel“, Tagungsband, International Conference on the Performance of Engineered Barriers, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, 6.-7. Februar; Hannover, 2014, S. 149-151
- Glaubach, U.; et al. (2014b): „Clay modified Crushed Salt for Shaft Sealing Elements – material optimization and evaluation in field tests“, Tagungsband, Key Topics in Deep Geological Disposal, Deutsche Arbeitsgemeinschaft Endlagerforschung, Köln, 24.-26. September 2014, S. 43-44
- Glaubach, U.; et al. (2014c): „New Progress In Crushed Salt Compaction For Shaft Sealing Elements“, Tagungsband, International Conference on the Performance of Engineered Barriers, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, 2014, S. 455 – 474
- Glaubach, U. (2014): „ELSA - shaft seal project, phase 2“, Vortrag, 5<sup>th</sup> International US/German workshop on Salt Repository Research, Design und Operation, Sandia National Laboratories (SNL), Deutsche Gesellschaft zum Bau und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe (DBE TEC) und Project Management Agency Karlsruhe (PTKA), Santa Fe, New Mexico, USA, 7.-11. September 2014
- Glaubach, U. (2015): „Plugging & Sealing projects ELSA and DOPAS“, Vortrag, 6<sup>th</sup> International US/German workshop on Salt Repository Research, Design und Operation, Sandia National Laboratories (SNL), Deutsche Gesellschaft zum Bau und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe (DBE TEC) und Project Management Agency Karlsruhe (PTKA), Dresden, 7.-9. September 2015
- Haas, H. (1983a): „Zur Eignung und Optimierung von Asphaltbeton für Kerndichtungen in Staudämmen - Teil 1“; Bitumen-Magazin; 45(3): S. 97-106
- Haas, H. (1983b): „Zur Eignung und Optimierung von Asphaltbeton für Kerndichtungen in Staudämmen - Teil 2“; Bitumen-Magazin; 45(4): S. 150-155
- Herbert, H.-J.; Moog H. C. (2002): „Untersuchungen zur Quellung von Bentoniten in hochsalinaren Lösungen“, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS-179, Braunschweig, 2002

- Herbert, H.-J.; Moog, H. C.; Meyer, L; Reichelt, Ch. (2006): „Modellentwicklung zur Quellung hochkompaktierter Bentonite“, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS-211, Braunschweig, 2006
- Herle, I.; Wehr, J; Amold, M. (2007): „Einfluß von Druck und Lagerungsdichte auf den Reibungswinkel des Schotters in Rüttelstopfsäulen“; Bauingenieur; 82(2), 2007, S. 23-24
- Herold, Ph. (2011): „Asphalt- und Bitumendichtungen für Schachtverschlüsse im Salinar – Stand der Technik und Optimierungsansätze“, Bergbau, Zeitschrift für Rohstoffgewinnung, Energie, Umwelt, 62(9), 2011, S. 404-408
- Hutschenreuther, J.; Wömer, T. (2010): "Asphalt im Straßenbau", 2. Auflage, Kirschbaum Verlag, Bonn, 2010
- IBeWa (2012): „Ergebnisse aus Labor- und in situ Untersuchungen“, Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser und Deponietechnik, Wilsnack & Partner, Freiberg (IBeWa), Freiberg, bis 2012
- IBeWa (2016): „Arbeitspaket 5.4: Hydraulische Modellierung in Bezug zu den Untersuchungen am Bentonitelement“, Zwischenbericht, Projekt ELSA – Phase 2: Konzeptentwicklung für Schachtverschlüsse und Test von Funktionselementen von Schachtverschlüssen (FKZ: 02E11193A), Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser und Deponietechnik, Wilsnack & Partner, Freiberg (IBeWa) in Kooperation mit der DBE TECHNOLOGY GmbH im Auftrag der TU Bergakademie Freiberg - Institut für Bergbau und Spezialtiefbau, Freiberg, 2016
- IfBuS (2010): „Ergebnisse aus Laboruntersuchungen zu Eigenschaften unterschiedlicher Bentonite“, Technische Universität Bergakademie Freiberg, Institut für Bergbau und Spezialtiefbau, Freiberg, 2010
- IfG Leipzig GmbH (2016): Interner Bericht, Leipzig, 2. Mai 2016
- Jobmann, M. (2016): „Mikrostrukturelle Untersuchungen an Salzgrus-Ton-Gemischen und Bitumen-Steinsalz Proben“, Technischer Bericht TEC-22-2015-TB, BGE-TECHNOLOGY GmbH, Peine, 07. März 2016
- Kaledin, O. (2008): „Abdichtung und Verfestigung der konturnahen Auflockerungszone beim Errichten von Verschlussbauwerken im Camallititgestein unter Verwendung von Kunststoffinjektionen“, Dissertation, Heft 1 der Schriftenreihe Hrsg.: Kudla, W., Technische Universität Bergakademie Freiberg, Institut für Bergbau und Spezialtiefbau, Freiberg, 2008
- Kemper, G.; Brandelik, A.; Emmerich, K.; Königer, F.; Stacheder, M.; Schuhmann, R.; Nüesch, R. (2006): „Material design and validation - methodology for a multi-layer subsurface barrier“, Jahrestagung der Deutschen Ton- und Tonmineralgruppe e.V., Valkenburg, Niederlande
- Kemper, G.; Königer, F.; Emmerich, K.; Schuhmann, R. (2007): „Bewertung von salinaren Wässern in konkurrierenden geotechnischen Materialien“, Tagungsband, Innovative Feuchtemessung in Forschung und Praxis - SMG Workshop, Karlsruhe, 2007, S. 91-97
- Knabe, Ph. (2019): „Vergleich der Druck- und Zugfestigkeit unterschiedlicher MgO-Betonrezepturen“, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau, Studienrichtung Bergbau, Studienarbeit TU Bergakademie Freiberg

- Knorr, P. (2013): „Möglichkeiten des Einsatzes der Impulsverdichtung für den Einbau einer Füllsäule aus Salzgrus als Schachtverschlusselement“, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau, Studienrichtung Bergbau, Studienarbeit TU Bergakademie Freiberg, Freiberg, 2013
- Koeniger, F.; Emmerich, K.; Kemper, G.; Gruner, M.; Gaßner, W.; Stacheder, M.; Schuhmann, R. (2009): „Monitoring of moisture spreading in a multi-layer hydraulic sealing system during saturation with a rock salt brine by TDR sensors“, Tagungsband, Proceedings of ISEMA, Helsinki, Finnland, 2009, S. 365-371
- Kröhn, K.P.; et al. (2009): „Restporosität und -permeabilität von kompaktierendem Salzgrus-Versatz“, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit, GRS-254, Braunschweig, 2009
- Kudla, W.; Glaubach, U. und Gruner, M. (2010a): „Diversitäre und redundante Dichtelemente für langzeitstabile Verschlussbauwerke“, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Abschlussbericht FKZ 02C1124, 2010
- Kudla, W.; Gruner, M.; Priestel, U. (2010b): „Untersuchungen zur Abdichtung der Kontaktzone und des unmittelbar daran anschließenden Gebirgsbereiches (ALZ) in der Einbauzone“, Teilbericht zum AP 4, Projekt CARLA – Streckenverschlüsse im leichtlöslichen Salzgestein, FKZ 02C1204, Technische Universität Bergakademie Freiberg, Freiberg, 2010
- Kudla, W.; Schreiter, F.; Gruner, M.; Jobmann, M.; Bollingerfehr, W.; Müller-Hoeppe, N.; et al. (2013): „Schachtverschlüsse für Endlager für hochradioaktive Abfälle – ELSA Teil 1“, Abschlussbericht, TUBAF & DBETEC, Freiberg, 2013
- Kudla, W.; et al. (2014): „Forschungsvorhaben ELSA 2 – Halbtechnische Versuche zur Verdichtung von Salzgrus und Schachtverschlusskonzepte im Tonstein und Salz“, Vortrag, 11. Projektstatusgespräch zu BMWi-geförderten FuE-Projekten bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle, Project Management Agency Karlsruhe (PTKA), Karlsruhe, 25.-26. November 2014
- Latham, John-Paul; Munjiza, Ante; Lu, Yang (2002): „On the prediction of void porosity and packing of rock particulates“, Powder Technology, 125(1): S. 10-27
- Melzer, M. (2011): „Untersuchungen zur Bauausführung einer setzungsarmen Füllsäule aus Salzgrus für Schachtverschlüsse im Salinar“, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau, Studienrichtung: Spezialtiefbau, Studienarbeit TU Bergakademie Freiberg
- MFPA (2009): „Quantifizierung räumlich und zeitlich variabler Feuchte- und Dichteverteilung in Verschlussbauwerken mittels Time-Domain-Reflectometry (TDR)“, AP 8: Numerische Simulation der Feuchteausbreitung auf der Grundlage der messtechnisch ermittelten Feuchteverteilungen, unter Mitarbeit von IBeWa-Ingenieurpartnerschaft, Hg. v. Bundesministerium für Bildung und Forschung, Materialforschungs und -prüfanstalt an der Bauhaus-Universität Weimar, Weimar (02 C 1064), 2009
- Miehe, R.; Kröhn, K.-P.; Moog, H. (2003): „Hydraulische Kennwerte tonhaltiger Mineralgemische zum Verschluss von Untertagedeponien (KENTON)“, GRS (GRS, 193), Köln, 2003
- Rasband, W.S.; ImageJ (1997-2009): U. S. National Institutes of Health, Bethesda, Maryland, USA, <http://rsb.info.nih.gov/ij>, abgerufen 2015

- Rauche, H.; et al. (2003): „Planfestellungsverfahren zur Stilllegung des Endlagers für radioaktive Abfälle Morsleben, Verfahrensunterlage: Nachweisführungen zur Langzeitstabilität, zur Tragfähigkeit und zur Gebrauchstauglichkeit der Schachtverschlüsse ERA Morsleben, Unterlagen-Nr.: P 177“; TU Bergakademie Freiberg, ERCOSPLAN, K+S Consulting, Erfurt, 2003
- Rauche, H.; et al. (2004): „Planfestellungsverfahren zur Stilllegung des Endlagers für radioaktive Abfälle Morsleben, Verfahrensunterlage: Konzeptplanung der Schachtverschlüsse Bartensleben und Marie des ERA Morsleben, Unterlagen-Nr.: P 182“; TU Bergakademie Freiberg, ERCOSPLAN, K+S Consulting, Bundesamt für Strahlenschutz, 2004
- Read, John; Whiteoak, David (2003): „The Shell Bitumen handbook“, John Read, David Whiteoak, technical editor Robert N. Hunter, ed, London: Thomas Telford, 5. Auflage, London, 2003
- Peronius, N.; Sweeting, T. J. (1985): „On the correlation of minimum porosity with particle size distribution“, Powder Technology, 42(2), 1985, S. 113-121
- Popp, T.; et al. (2013): „Improved crushed salt/clay backfill Experiences from the seal concept shaft “Saale” – Teutschenthal mine“, Vortrag, Design and Operation 4th US-German Workshop on Salt Repository Research, Berlin, 2013
- Rosin, P.; Rammler, E. (1933): „The laws governing the fineness of powdered coal“, Journal of the Institute of Fuel, 7, 1933, S. 29-36
- Rothfuchs, T.; Jockwer, N.; Miehe, R.; Zhang, C.-L (2005): „Self-sealing barriers of clay/mineral mixtures in a clay repository“, SB experiment in the Mont Terri Rock Laboratory, final report of the pre-project, GRS, GRS-212, Köln und Hannover, 2005
- Salzer, K.; Popp, T.; Böhnel, H. (2007): „Mechanical and permeability properties of highly pre-compacted granular salt bricks“, Tagungsband, 6th Conference on the mechanical behavior of salt, understanding the THMC processes in salt, Francis & Taylor, Hannover, 2007, S. 239-248
- Schönian, Erich (1999): „The Shell Bitumen hydraulic engineering handbook“, Shell International Petroleum Company Ltd., London, 1999
- Schulze, R. (2014): „Optimierung von Salzgrusgemischen für Schachtverschlüsselemente mit hoher Einbaudichte“, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau, Studienrichtung Bergbau, Studienarbeit TU Bergakademie Freiberg
- Sitz, P. (2003): „Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeitstabile Streckenverschlussbauwerke für UTD im Salinar, Bau und Test eines Versuchsverschlussbauwerkes unter realen Bedingungen“, Förderkennzeichen 02C05472 und 02C0902, Freiberg, 2003
- Stockmann, N.; et al. (1993): Patent "Querschnittsabdichtung im Salz", DE4130658 C2, 1993
- Stockmann, N.; Schmidt, M.; Schwab, H. (1995): Patent "Fugenmörtel zum Bau von Querschnittsabdichtungen im Salz und dessen Verwendung ", DE4307196 C2, 1995
- Stockmann, N.; et al. (1996): Patent "Preßling zur Querschnittsabdichtung untertägiger Hohlräume im Salzgestein", DE4434758 C1, 1996
- Stockmann, N.; Schmidt, M.; Behrens, W. (1999): Patent "Verfahren zum Verschließen von untertägigen Hohlräumen im Salinar", DE4434759 C2, 1999
- Stoyan, D. (2013): „Weibull, RRSB or extreme-value theorists?“, Metrika, 76(2), 2013, S. 153-159

- Stührenberg, D. (2007): „Long-term laboratory investigation on backfill", The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt, Lux Wallner, Minkley & Hardy, Jr., London, 2007, S. 223-229
- Stührenberg, D. (2012): "Kompaktions- und Permeabilitätsverhalten von Salzgrus und Salzgrus-Bentonit-Gemischen als Versatzmaterial in einem Endlager für radioaktive Abfälle im Salinar", Projektzwischenstand, BGR, Hannover, 2012
- Weber, J.L. (2018): „Untersuchung von Materialien zur Abdichtung des Kontaktbereichs zwischen Streckenverschlussbauwerken aus hydraulisch abbindenden Baustoffen und dem Salzgebirge“, Dissertation, Technische Universität Clausthal, Papierflieger Verlag GmbH, 1. Auflage, Clausthal-Zellerfeld, 2018
- Wimelius, H.; Pusch, R. (2008): „Backfilling of KBS-3V deposition tunnels – possibilities and limitations", Report R-08-59, Stockholm, 2008
- Van de Velde, P.A.; Ebbens, E.H.; Van Herpen, J.A. (1985): „The use of asphalt in hydraulic engineering", Rijkswaterstaat communications Nr. 37, Technical advisory committee on Waterdefences, Den Haag, 1985
- Yu, A. B.; Standish, N. (1993): „A study of the packing of particles with a mixture size distribution", Powder Technology, 76(2), 1993, S. 113-124
- Zlatev, M. (2005): „Beitrag zur quantitativen Kornformcharakterisierung unter besonderer Berücksichtigung der digitalen Bildaufnahmetechnik", Fakultät für Maschinenbau, Verfahrens- und Energietechnik, Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2005