



BGE TECHNOLOGY GmbH

CHRISTA-II

Spezifische Prozessanalysen

BGE TEC 2021-16



BGE TECHNOLOGY GmbH

CHRISTA-II

Spezifische Prozessanalysen

BGE TEC 2021-16

Autor*innen Victoria Burlaka &
Alireza Hassanzadegan

Datum 17.11.2021

Auftraggeber BMWi Vertreten durch den
Projektträger Karlsruhe,
KIT

Förderkennzeichen 02E11617A

Dieser Bericht wurde erstellt im Rahmen des FuE-Projektes
"Entwicklung eines Sicherheits- und Nachweiskonzeptes für ein Endlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle im Kristallingestein in Deutschland (CHRISTA-II)".

Die diesem Bericht zugrundeliegenden Arbeiten wurden im Auftrag des BMWi vertreten durch den Projektträger Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie (KIT) von der BGE TECHNOLOGY GmbH durchgeführt. Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein bei den Autoren.



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie



PTKA
Projektträger Karlsruhe
Karlsruher Institut für Technologie

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	2
2	Hydraulische Modellierungen zum Streckenverschluss.....	3
3	Abschätzungen zum Druckaufbau durch Gasproduktion	8
4	Aufsättigung im kombinierten Bentonit-Schotter-Element.....	12
5	Analysen zum Hoek-Brown Stoffmodell	15
5.1	Hoek-Brown Versagenskriterium	15
5.2	Parameter des Stoffmodells.....	15
5.3	Hoek-Brown und Mohr-Coulomb Stoffmodelle	16
5.4	Geomechanische numerische Modellierungen	17
5.4.1	Modellaufbau	17
5.4.2	Geometrie und Diskretisierung.....	18
5.4.3	Anfangs- und Randbedingungen.....	18
5.4.4	Wärmeleistung des Abfalls	19
5.4.5	Rechenfälle	19
5.4.6	Quantifizierung des Versagens	20
5.4.7	Berechnungsergebnisse.....	21
5.4.7.1	Thermische Bedingungen.....	21
5.4.7.2	Thermomechanische Effekte	23
6	Zusammenfassung	35
7	Literaturverzeichnis.....	36

1 Einleitung

Im Zuge der Projektbearbeitung wurden eine Reihe von spezifischen Prozessanalysen durchgeführt, um das Prozessverständnis für bestimmte Sachverhalte zu verbessern. Die Ergebnisse der Prozessanalysen fanden Eingang in die Quantifizierung der Integritätsanalysen zur Option multipler ewG sowie in die Entwicklung der Verschlusskonzepte.

Im Einzelnen wurden folgende Analysen durchgeführt:

- Analyse der hydraulischen Wirkung eines Streckenverschlusses
- Analyse zum Druckaufbau durch Gasproduktion im Einlagerungsbohrloch
- Analyse des Aufsättigungsverlaufs für ein kombiniertes Bentonit-Schotterelement
- Analysen zum Hoek-Brown Versagenskriterium für kristallines Gestein

Die Ergebnisse dieser Analysen sind in dem vorliegenden Arbeitsbericht in kurzer Form dokumentiert.

2 Hydraulische Modellierungen zum Streckenverschluss

Um die Wirksamkeit des entwickelten Konzeptes für einen Streckenverschluss für die Einlagerungsoption des multiplen ewG (Jobmann & Burlaka 2021) zu analysieren, wurden hydraulische Modellierung mit dem Programmsystem TOUGH2 (Pruess et al. 2012) durchgeführt. Ein schematisches Abbild des Streckenverschlusses ist in Abb. 2.1 dargestellt.

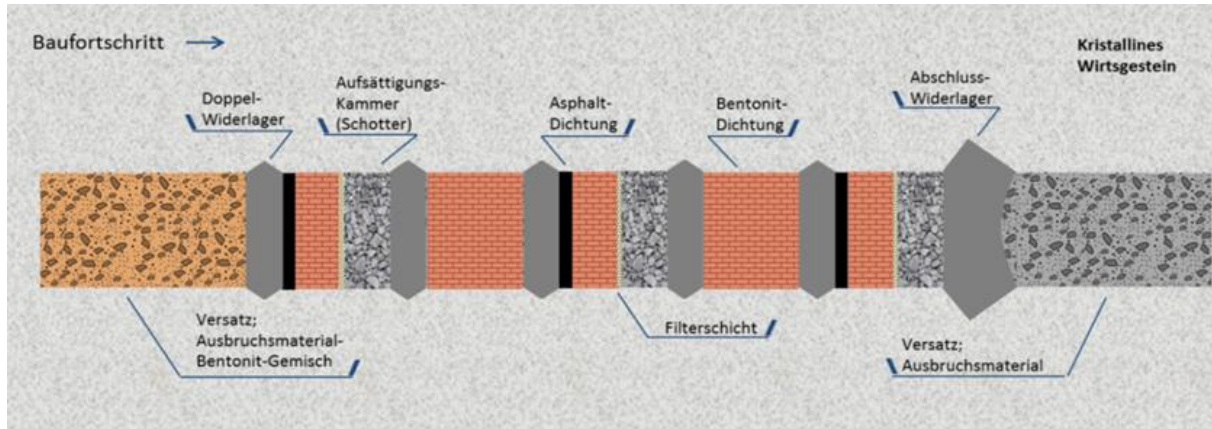


Abb. 2.1: Schematisches Konzept für einen Streckenverschluss

Für die Berechnungen wurde das TOUGH2-Modul EOS3 (Equation-Of-State) verwendet, mit dessen Hilfe die mehrphasige Strömung von Wasser und Luft innerhalb des Modells simuliert werden kann. Für die Bentonitelemente wurde eine vollständige Sättigung unterstellt, um den Zustand abzubilden, der langfristig in dem Streckenverschluss vorherrschen wird. Die Diskretisierung für das Modell des Streckenverschlusssystems im Gebirge ist in Abb. 2.2 dargestellt.

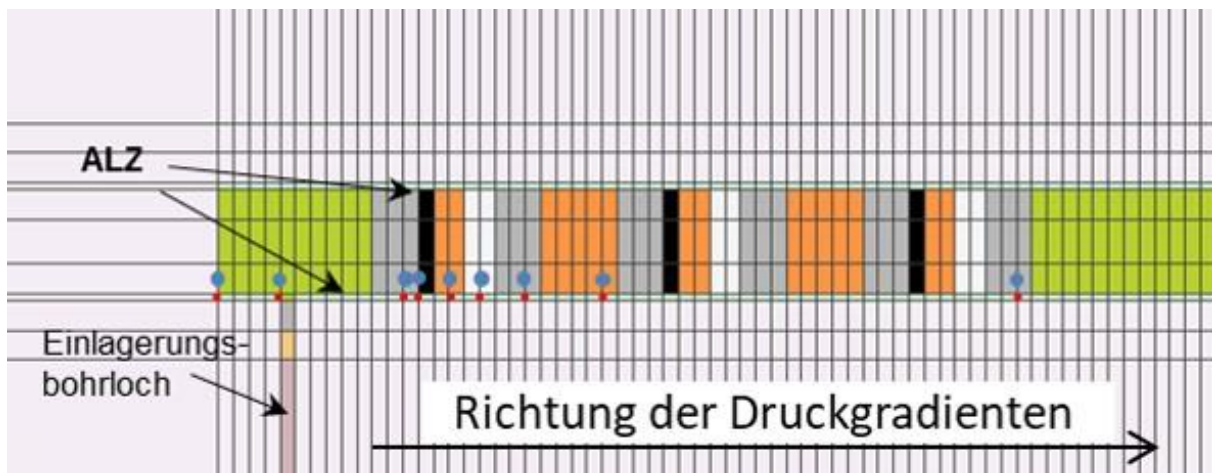


Abb. 2.2: Modelldiskretisierung im Bereich des Verschlusses (Beobachtungspunkte in der ALZ sind in Rot und in den Verschlusselementen in Blau dargestellt)

Mit diskretisiert ist auch ein Einlagerungsbohrloch, das ggf. als Quelle für Fluide verwendet werden soll. Insgesamt hat das Modell eine Größe von 142 m x 50 m x 148 m (Länge x Tiefe x Höhe). Die Strecke befindet sich in einer Teufe von 700 m.

Um die Wirkung des Verschlusses zu analysieren wurden die Migrationsgeschwindigkeiten von Wasser in den Verschlusselementen und in der Auflagerungszone (ALZ) im Bereich der Sohle unter den Verschlusselementen bestimmt. Die Migrationsgeschwindigkeiten wurden in

Abhängigkeit von drei verschiedenen horizontalen hydraulischen Druckgradienten im Gebirge (10 Pa/m, 100 Pa/m, 1000 Pa/m) miteinander verglichen. Darüber hinaus wurden Berechnungen für den Rechenfall von 100 Pa/m durchgeführt unter der Annahme, dass die Asphaltelemente nach 10.000 Jahren durch chemische Degradation ihre Dichtwirkung verloren haben. Dies geschah, um die Robustheit des Verschlussystems auch bei komplettem Ausfall der Asphaltelemente zu analysieren.

Um den horizontalen Druckgradienten im Modellgebiet in TOUGH2 zu modellieren, wurde der hydrostatische Druck gemäß der überlagernden Wassersäule berechnet. Auf der linken Modellseite herrscht ein fixierter erhöhter hydraulischer Druck und auf der rechten Modellseite ist der hydrostatische Druck fixiert. Der erhöhte Druck am linken Modellrand hat im Vergleich zum Druck auf dem rechten Modellrand eine Differenz von

- 0,00142 MPa für Druckgradient von 10 Pa/m
- 0,0142 MPa für Druckgradient von 100 Pa/m
- 0,142 MPa für Druckgradient von 1000 Pa/m

Die für die Modellierung verwendeten Parameter Permeabilitäten, Porositäten und Anfangswassersättigung sind in Tab. 2.1 aufgelistet.

Tab. 2.1: Permeabilität, Porosität und Anfangswassersättigung der verwendeten Modelleinheiten.

Modelleinheit	Permeabilität horizontal und vertikal $k [m^2]$	Porosität $n [-]$	Anfangswasser- sättigung [%]
Schotter	10^{-13}	0,4	100
Asphalt	10^{-23}	0,01	100
Widerlager	$2 \cdot 10^{-17}$	0,2	100
Bentonitdichte- element in der Strecke	10^{-17}	0,3	100
Bentonitdichte- element im Bohrloch	$2 \cdot 10^{-19}$	0,2	100
Gebirge	10^{-19}	0,01	100
Versatz	10^{-16}	0,3	100
ALZ	10^{-18}	0,05	100

Für die Modellierung des Rechenfalls mit dem Druckgradienten von 100 Pa/m wurde die Permeabilität des Bentonitdichte-Elementes in der Strecke anfangs mit $10^{-14} m^2$ angenommen, um den ungesättigten Zustand zu simulieren. Die Berechnungsdauer betrug zunächst 10.000 Jahren. Die Ergebnisse wurden dann gespeichert und als Anfangsbedingungen für die Weiterberechnung geladen, wobei das Asphaltelelement dann, aufgrund der Annahme einer vollständigen Degradation, nicht mehr vorhanden war.

Die Permeabilität des Bentonitdichte-Elementes wurde auf den finalen Wert von $10^{-17} m^2$ bis zum Ende des Berechnungszeitraumes beibehalten. Dieser Modelllauf entspricht den langzeitlichen Verhältnissen nach Ausfall des Asphaltdichte-Elementes. Die sich bei den unterschiedlichen Druckgradienten ergebenden Migrationsgeschwindigkeiten von Wasser sind in Abb. 2.3 dargestellt.

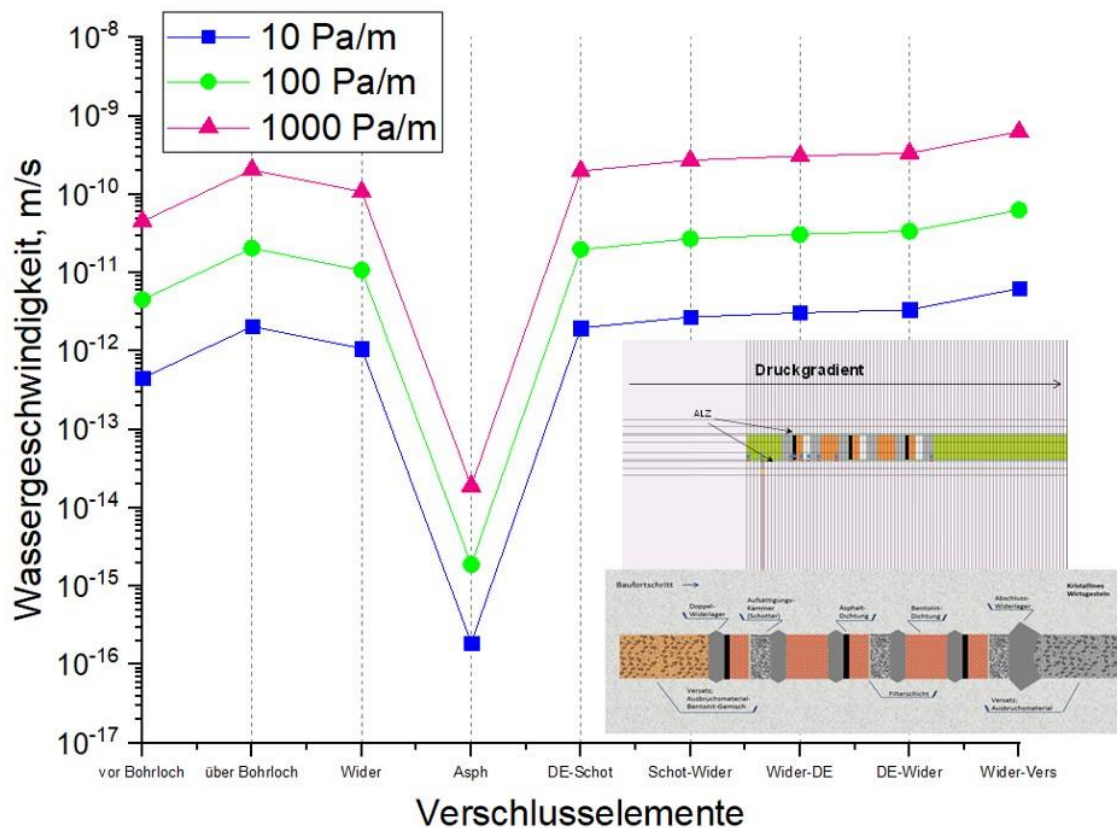


Abb. 2.3: Wassergeschwindigkeiten in Verschlusselementen im Modelle mit Druckgradient von 10 Pa/m, 100 Pa/m und 1000 Pa/m im Bereich der einzelnen Modelleinheiten (DE = Dichtelement)

Die durchschnittlichen Wassergeschwindigkeiten in der modellierten Strecke sind:

- mit einem Druckgradienten von 10 Pa/m: $2,35 \cdot 10^{-12}$ m/s
- mit einem Druckgradienten von 100 Pa/m: $2,35 \cdot 10^{-11}$ m/s
- mit einem Druckgradienten von 1.000 Pa/m: $2,35 \cdot 10^{-10}$ m/s

Abb. 2.3 zeigt die signifikant abdichtende Wirkung eines Asphaltelementes. Die Migrationsgeschwindigkeit des Wassers und damit auch die durchtretende Menge der Lösung mit eventuell darin enthaltenen Radionukliden wird um mehrere Größenordnungen reduziert.

Für den Rechenfall mit einem Druckgradienten von 100 Pa/m wurden beispielhaft die Geschwindigkeit in der ALZ unten den Verschlusselementen ausgewertet und in Abb. 2.4 im Vergleich zur Geschwindigkeit in den Verschlusselementen dargestellt. Das Wasser fließt im Bereich des Asphaltelementes nur durch die ALZ, da die Asphaltelemente impermeabel sind.

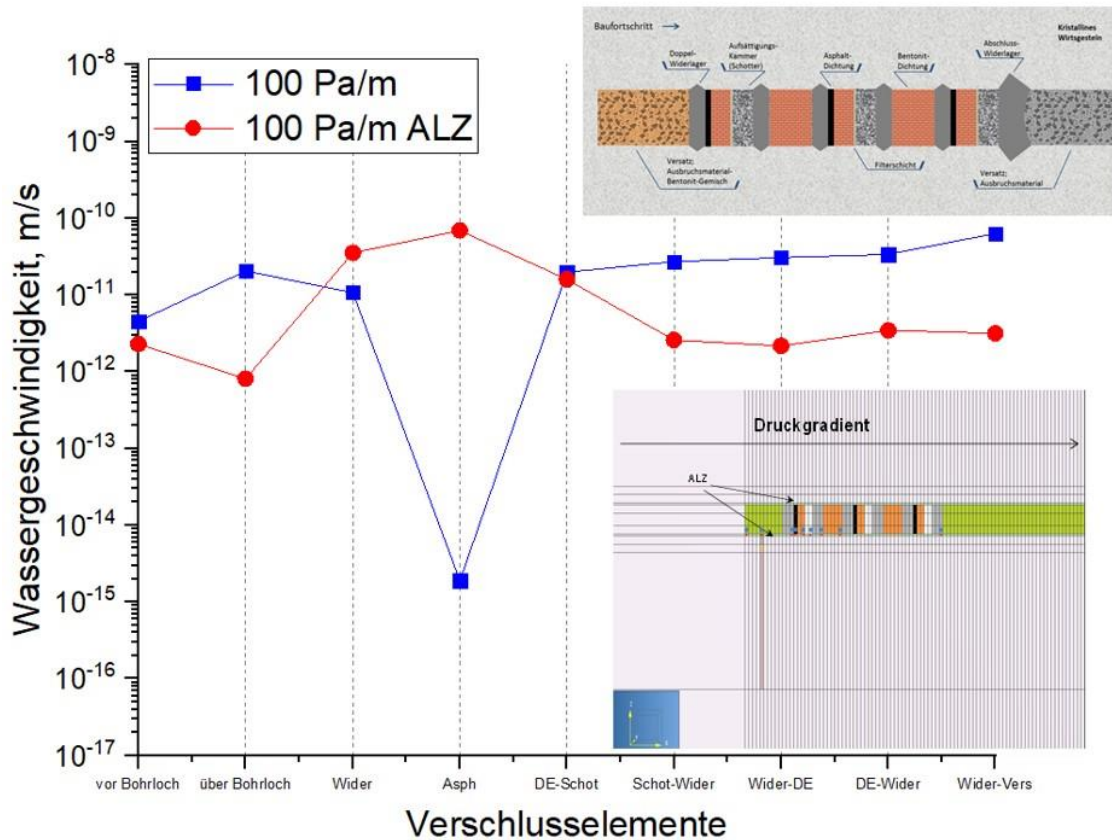


Abb. 2.4: Wassergeschwindigkeiten in den einzelnen Verschlusselementen im Bereich der Sohle und jeweils in der dortigen ALZ mit einem Druckgradienten von 100 Pa/m

In dem Modelllauf, bei dem die Asphaltelemente nach 10.000 Jahren ausfallen, wurden die berechneten Migrationsgeschwindigkeiten in den Verschlusselementen in Abb. 2.5 dargestellt. Die Geschwindigkeit im Verschlussystem mit Asphaltelementen beträgt $2,35 \cdot 10^{-11}$ m/s und erhöht sich nach Ausfall der Asphaltelemente auf $8,25 \cdot 10^{-11}$ m/s. Abb. 2.5 zeigt auch, dass allein durch das Vorhandensein von Asphaltelementen das Geschwindigkeitsprofil innerhalb des gesamten Verschlussystems um mindestens eine halbe Größenordnung reduziert wird. Auch wenn davon ausgegangen werden muss, dass Asphaltelemente nicht den gesamten Bewertungszeitraum überdauern, so ist dies ein positiver Effekt, der zumindest in der Anfangsphase des Bewertungszeitraums zur Robustheit des Gesamtsystems beiträgt. Verlieren die Asphaltelemente im Laufe der Zeit ihre Dichtwirkung, so erhöht sich die Migrationsgeschwindigkeit des Wassers aber nur geringfügig, was die Robustheit des Gesamtsystems deutlich macht.

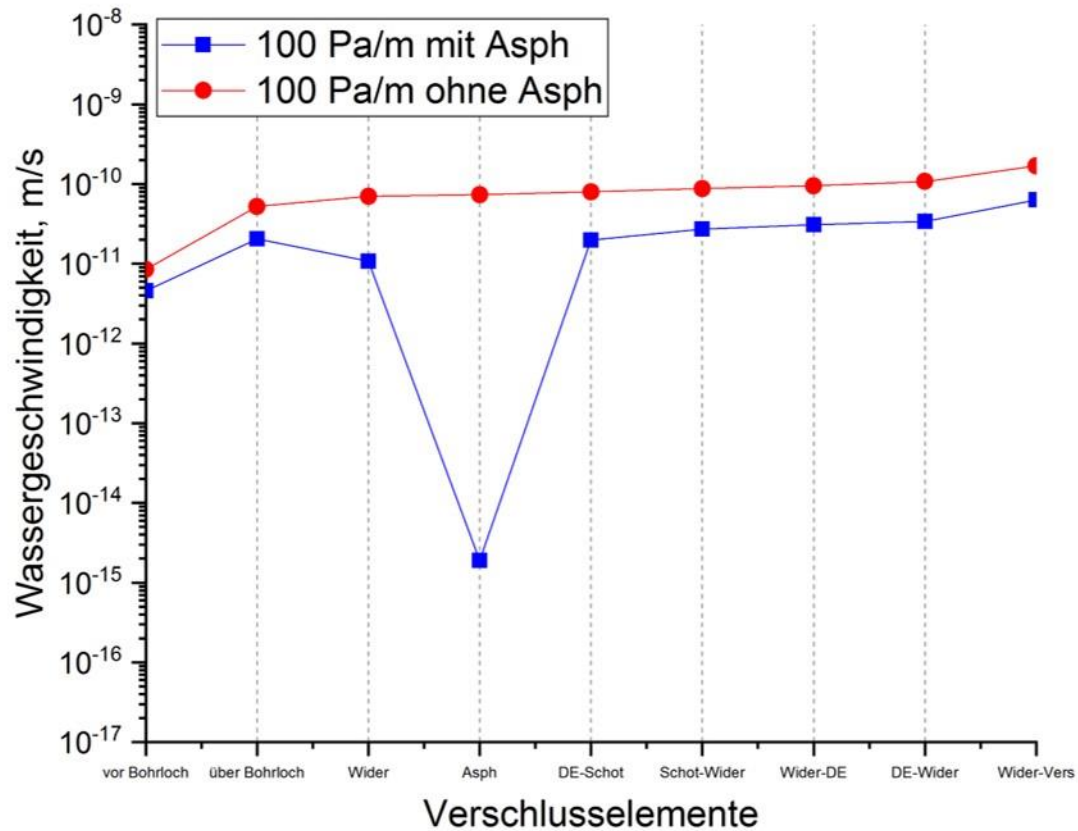


Abb. 2.5: Wassergeschwindigkeiten in den einzelnen Verschlusselementen im Bereich der Sohle mit einem Druckgradienten von 100 Pa/m, einmal mit Asphaltelement (blaue Kurve) und nach Zerstörung des Asphaltelements (rote Kurve)

3 Abschätzungen zum Druckaufbau durch Gasproduktion

Um den Fluidruckaufbau im Bohrlochverschluss zu untersuchen, wurde das Modell einer Strecke in einem Einlagerungsfeld mit einem Bohrloch, das mit einem Bentonit-Dichtelement und einem Widerlager verschlossen ist, entwickelt. Das Bohrloch enthält drei Abfallbehälter, die zur Gasentwicklung beitragen. Im Modell wurde eine Auflockerungszone (ALZ) um das Einlagerungsbohrloch berücksichtigt. Für die Berechnungen wurden das Programmsystem TOUGH2 (Pruess et al. 2012) mit seinem Modul EOS5 (EOS = Equation of state) und seine graphische Schnittstelle zum Pre- und Postprocessing PETRASIM (Thunderhead Engineering 2010) verwendet. Mit EOS5 lässt sich die kombinierte Strömung von Wasser und Wasserstoff simulieren.

Das Modell umfasst 32.799 Gitterblöcke, eine Breite von 300 m, eine Länge von 300 m und eine Höhe von 230 m (Abb. 3.1). Bohrloch- und Streckebereiche sind fein diskretisiert.

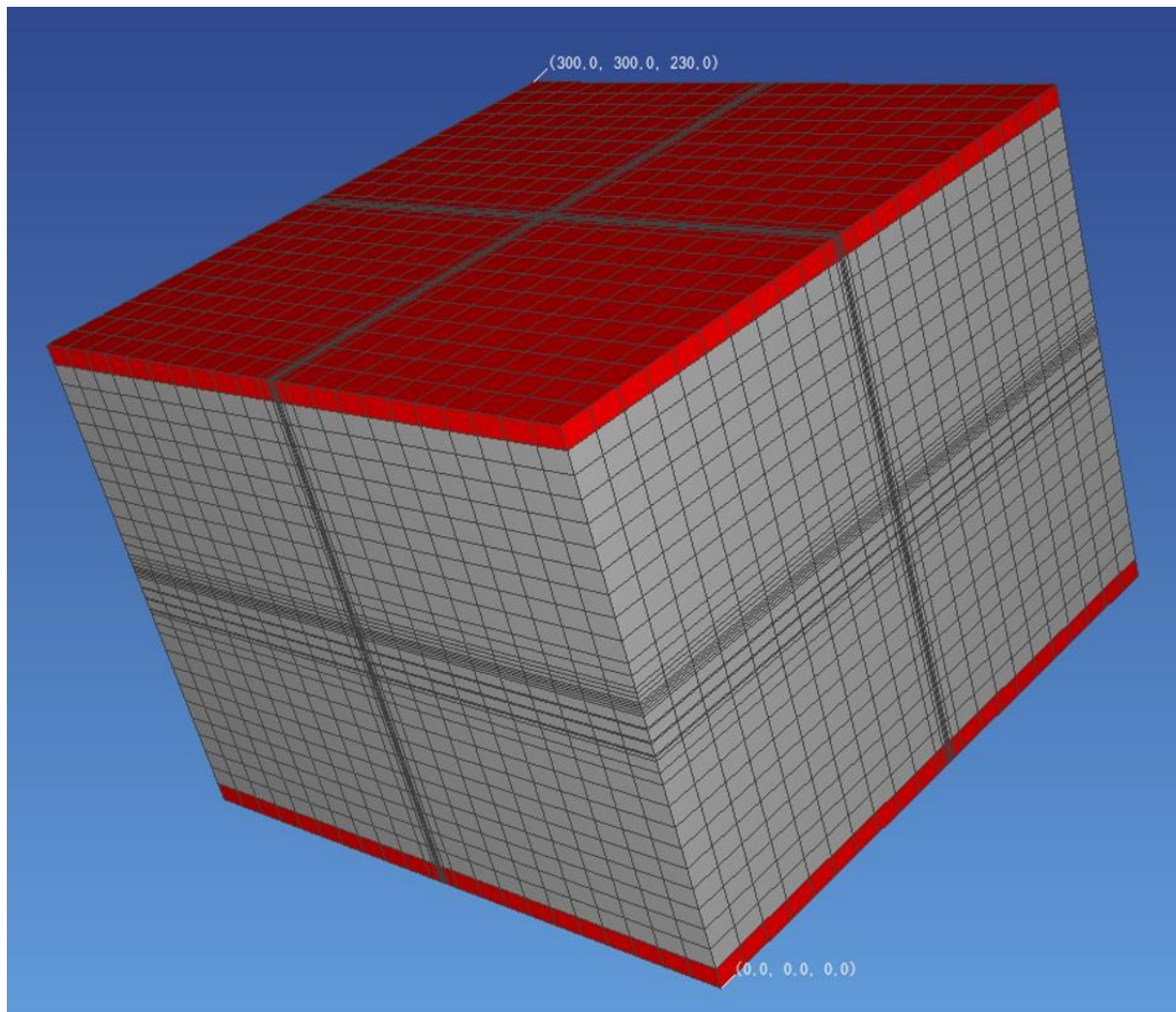


Abb. 3.1: Diskretisierung des Modells in Petrasim. Modellrandbedingung: rote Zonen: hydraulischer Druck unveränderlich (Dirichlet-Randbedingungen), graue Zonen: Neumann-Randbedingung mit Fluss = 0 (kein Fluidaustausch mit der Umgebung)

Das Bohrloch hat eine Länge von knapp 23 m, wobei der Verschluss eine Länge von 3 m in Anspruch nimmt, und ein Durchmesser von 1,2 m, die Mächtigkeit der ALZ um das Einlagebohrloch ist 1 m (Abb. 3.2). Die Länge der Einlagerungsstrecke ist 215 m. Das Volumen aller Strecken wurde unter Verwendung eines Volumenfaktors von 100 auf die letzte Modellzone am Ende der Strecke abgebildet.



Abb. 3.2: Modellnetz mit Diskretisierung im Bohrloch- und Streckenbereich, vertikaler 2D-Schnitt

Der Druck wird gemäß der überlagernden Wassersäule berechnet: an der Modellunterkante herrscht ein hydraulischer Druck von 7,7 MPa, an der Modelloberkante 5,33 MPa. Alle Randelemente oben und unten sind auf den Anfangsdruck fixiert. In diese Elemente können entsprechend dem hydraulischen Gradienten Fluide zu- oder abfließen (Dirichlet-Randbedingungen).

Die für die Modellierung verwendeten Parameter Permeabilitäten, Porositäten und Anfangswassersättigung sind in Tab. 3.1 aufgelistet. In Tab. 3.2 sind die für die Modellierung verwendeten Parameter der Kapillar-Sättigungs-Funktion aufgelistet.

Tab. 3.1: Modellparameter und Anfangswassersättigung der Materialien, die in den Simulationen verwendet wurden

Material	Permeabilität horizontal und vertikal $k [m^2]$	Porosität $n [-]$	Anfangs- wassersättigung [%]
Sand	10^{-13}	0,5	10
Widerlager	10^{-15}	0,3	30
Bentonitdichtelement	10^{-19}	0,2	30
Gebirge	10^{-19}	0,01	100
ALZ Bohrloch	10^{-18}	0,05	95
Behälter (korrodierter Stahl)	10^{-15}	0,001	10
Versatz in der Strecke	10^{-16}	0,3	45

Tab. 3.2: Verwendete Parameter der Kapillardruck-Sättigungs-Funktion (Van Genuchten)

Material	Funktion	Parameter der Kapillardruck-Sättigungs-Funktion				S_{ls}
		λ	S_{lr}	$1/P_0$	P_{max}	
Bentonit-dichtelement	Van Genuchten	0,363	0,0011	$3,33 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^6$	1
Versatz in der Strecke	Van Genuchten	0,55	0,04	$1,15 \cdot 10^{-5}$	$7,41 \cdot 10^6$	0,9999
ALZ Bohrloch	Van Genuchten	0,55	0,001	$6,67 \cdot 10^{-6}$	$1 \cdot 10^7$	0,9999
Widerlager	Kein Kapillardruck					
Sand						
Gebirge						
Behälter (korrodierter Stahl)						

Durch die Metallkorrosion der Behälter wird Gas im Bohrloch produziert. Wasserstoff ist die Hauptkomponente des Gases. Auf Grund der Ungewissheit der Entwicklung des Kupfermantels kann derzeit keine Abschätzung der Gasproduktion durch eine eventuell stattfindende Korrosion des Innenbehälters vorgenommen werden (Rübel 2019). Deswegen wurde die Gasproduktion des Liners für ein Bohrloch abgeschätzt und in Modellierung verwendet (Abb. 3.3).

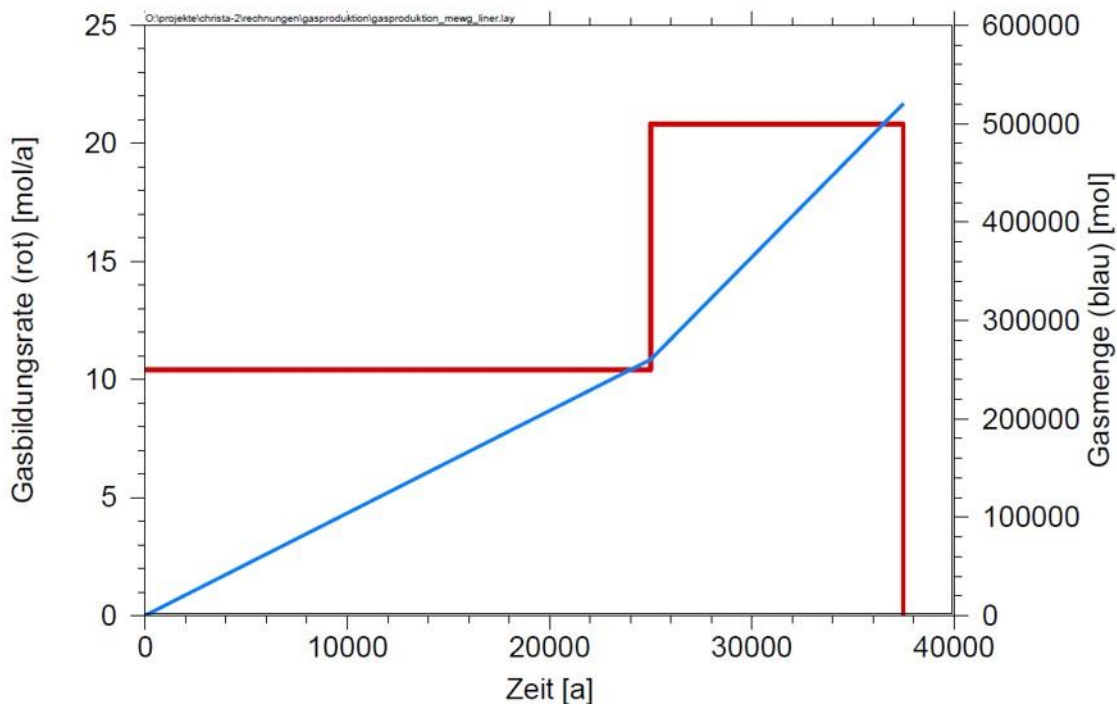


Abb. 3.3: Korrosionsbedingte Gasproduktion des Liners in einem Einlagerungsbohrloch (Rübel 2019)

Es wurde berechnet, wie sich der hydraulische Druck im Bentonitdichtelement und im Widerlager des Bohrlochverschlusses mit der Zeit entwickelt mit dem Ziel, zu prüfen, ob die Gasbildung den Druckaufbau im Dichtungsbereich beeinflusst. Zu diesem Zweck werden Rechenfälle mit und ohne Gasproduktion durchgeführt. In Abb. 3.4 sind die Ergebnisse bis zu einer Berechnungszeit von 60.000 Jahren dargestellt.

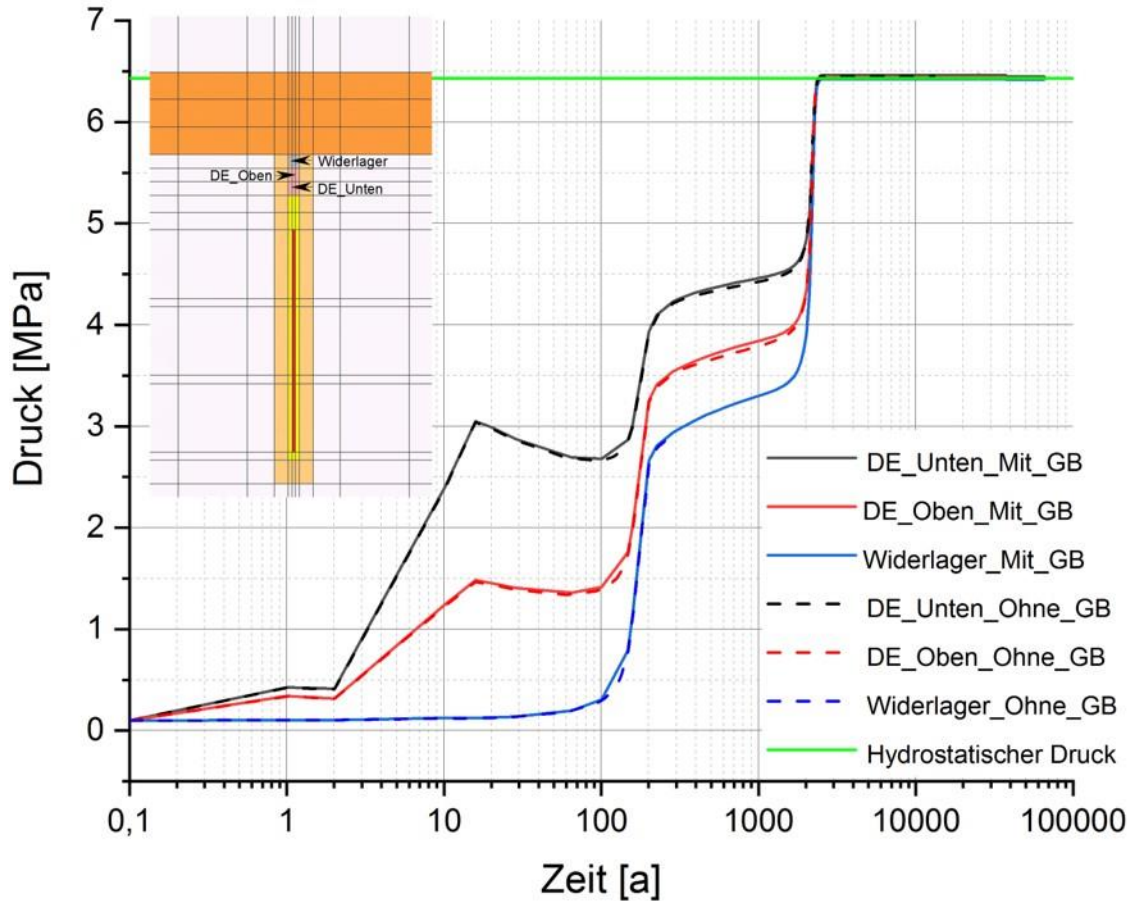


Abb. 3.4: Druckaufbau im Dichtelement (GB=Gasbildung, DE=Dichtelement)

Drei Beobachtungspunkte wurden zur Analyse definiert. Zwei innerhalb des Dichtelementes am unteren und oberen Rand (DE_Unten und DE_Oben) und ein Punkt innerhalb des Widerlagers.

Bedingt durch das vom korrodierenden Liner kommende Gas wird der höchste Druck am unteren Beobachtungspunkt berechnet und der niedrigste Druck im Widerlager. Der Druck erreicht den hydrostatischen Druck erst nach etwa 2.200 Jahren und bleibt auf diesem Niveau. Die Berechnungen zeigen, dass die Druckentwicklung im Bohrlochverschluss nahezu unabhängig ist von der Gasproduktion aufgrund der relativ geringen Gasbildungsrate.

Anhand der Zwischen-Plateaus der Druckaufbaukurve kann festgehalten werden, dass nach etwa 10 Jahren das Einlagerungsbohrloch komplett wassergesättigt ist. In der Bohrlochüberfahungstrecke wird die Vollsättigung nach etwa 150 Jahren, und in dem gesamten Einlagerungsfeld nach etwa 2.200 Jahren erreicht.

4 Aufsättigung im kombinierten Bentonit-Schotter-Element

Das Ziel der Modellierung war es, abzuschätzen, ob in dem Schotterelement ausreichend Wasser bereitgestellt werden kann, um das Bentonitelement weitestgehend zu sättigen. Um den Wassersättigungsverlauf im Bentonit-Dichtelement zu untersuchen, wurden mit Hilfe von TOUGH2 die Modelleinheiten Bentonit und Schotter mit unterschiedlichen Volumenverhältnisse bzw. Geometrien analysiert. Für die Berechnungen wurde das TOUGH2-Modul EOS5 verwendet.

Die Diskretisierung der Verschlusselemente im Gebirge ist in Abb. 4.1 dargestellt. Zur Analyse wurden drei Beobachtungspunkte am Übergang Bentonit zu Schotter gesetzt: unten, in der Mitte und oben (schwarze, rote und blaue Zelle).

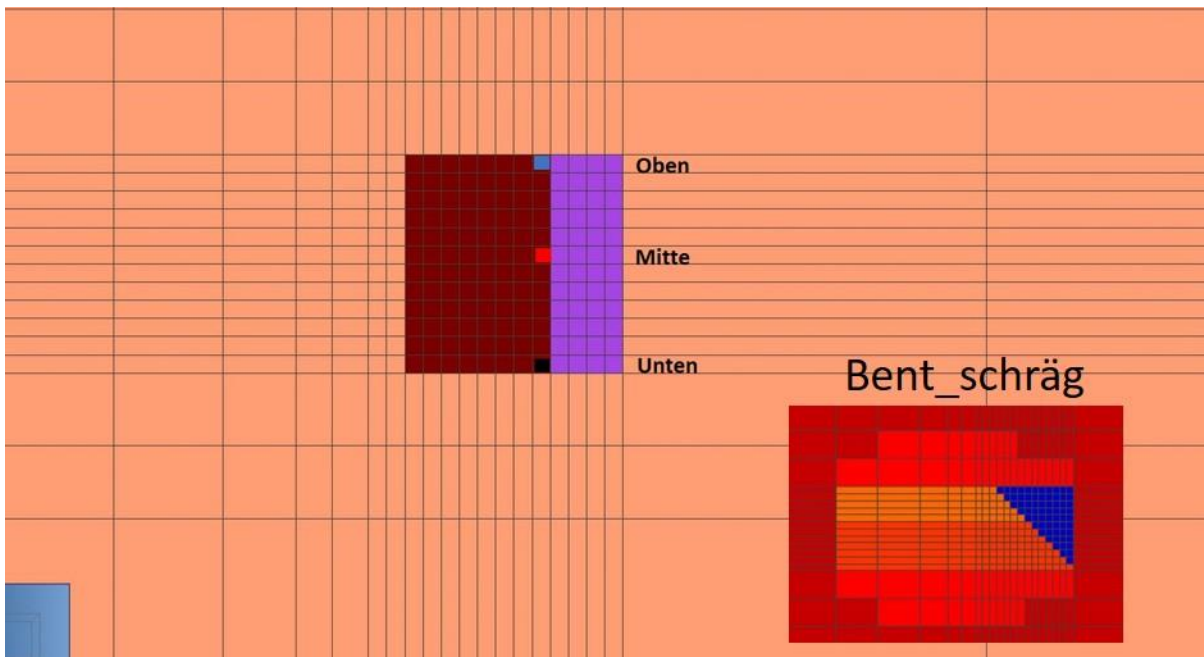


Abb. 4.1: Die Diskretisierung der Bentonit-Schotterverschlusselement im Gebirge. Drei Beobachtungspunkte im Bentonit-Element sind in schwarz, rot und blau markiert.

Die Anfangswassersättigung im Bentonit wurde auf 65% und im Schotter auf 100% gesetzt. Es wurden vier unterschiedliche Geometrien modelliert:

- Das Bentonitelement ist 2 m lang und das Schotterelement ist 2 m lang und 6 m breit; Volumen Faktor ist 1 (als VF1 weiter bezeichnet)
- Das Bentonitelement ist 4 m lang und das Schotterelement ist 2m lang und 6 m breit; Volumen Faktor ist 2 (als VF2 weiter bezeichnet)
- Das Bentonitelement ist 6 m lang und das Schotterelement ist 2m lang und 6 m breit; Volumen Faktor ist 3 (als VF3 weiter bezeichnet)
- Der Übergang Bentonit zu Schotter ist schräg gestaltet (als ‚Bent_schräg‘ bezeichnet)

Die Materialeigenschaften und Parameter des Kapillardrucks sind in Tab. 4.1 dargestellt.

Tab. 4.1: Materialeigenschaften und die Parameter des Kapillardrucks

Material	Permeabilität [m ²]	Porosität [-]	Gaseindringdruck P_0 [MPa]	Funktionsparameter λ [-]	Maximaler Kapillardruck [MPa]
Kristallingestein	10^{-23}	0,01	-	-	-
Bentonitelement	10^{-18}	0,3	0,5	0,363	9
Schotter	$9,88226 \cdot 10^{-15}$	0,4	-	-	-

Die Ergebnisse der Simulationen sind in Abb. 4.2 und Abb. 4.3 dargestellt. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Volumenverhältnisse des Bentonit- und Schotterelements einen deutlichen Einfluss auf die Entwicklung der Wasseraufsättigung im Bentonitelement haben. Eine nahezu vollständige Sättigung wird durch die Saugkraft des Bentonit dann erreicht, wenn das Bentonitelement eine vergleichbare Größe wie das Schotterelement hat (in diesem Fall nach etwa 30 Jahren). Das bedeutet, dass der Wasservorrat im Schotterelement ausreicht, wenn beide Elemente eine ähnliche Größe haben (Abb. 4.2).

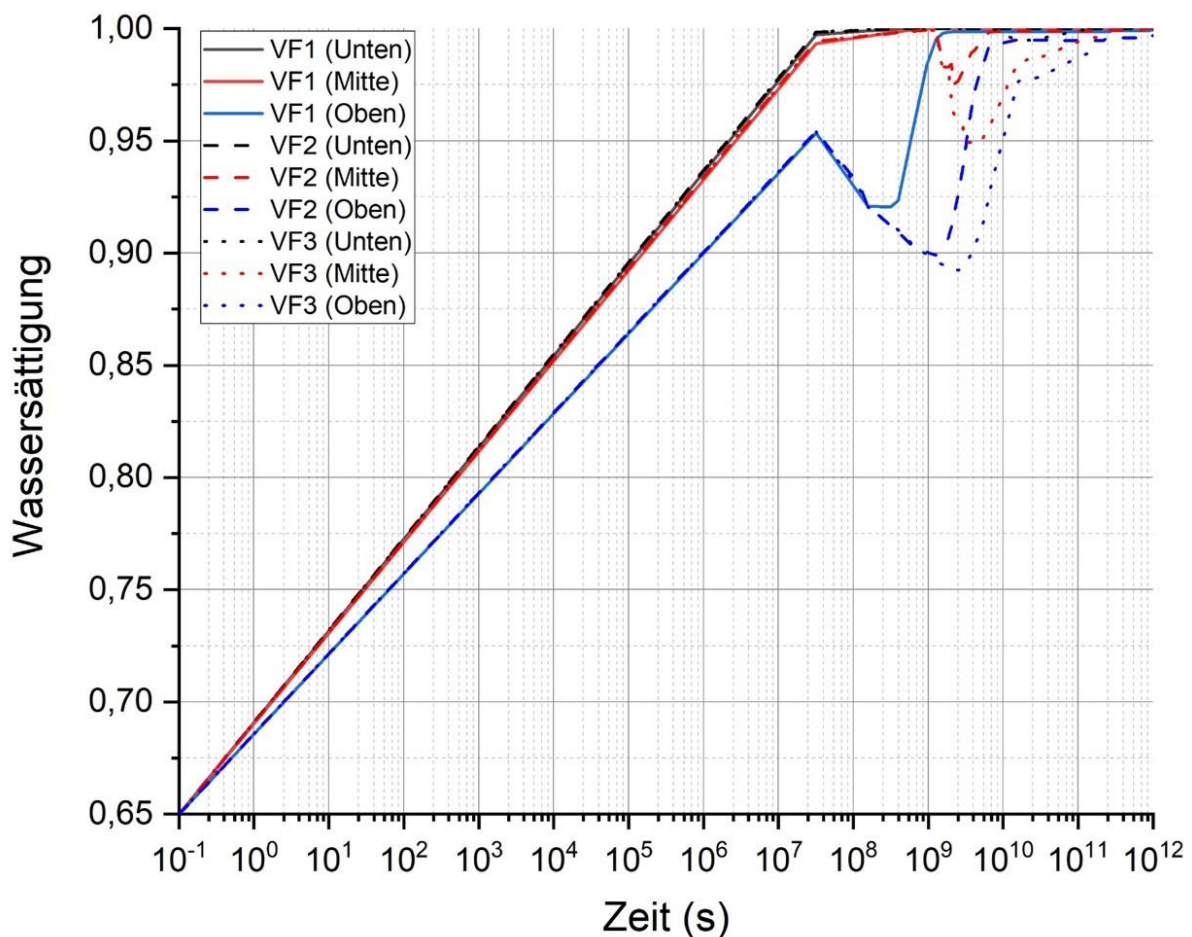


Abb. 4.2: Wassersättigung im Bentonit-Element für Volumenverhältnisse Bentonit Schotter-Elemente mit Volumenfaktor (VF) eins (durchgezogene Kurve), mit Volumenfaktor zwei (gestrichelte Kurve) und mit Volumenfaktor drei (gepunktete Kurve).

Ein schräg gestalteter Übergang zwischen Bentonit und Schotter bringt keine Verbesserung, eher das Gegenteil. Die Vollsättigung wird im Berechnungszeitraum nicht erreicht (Abb. 4.3).

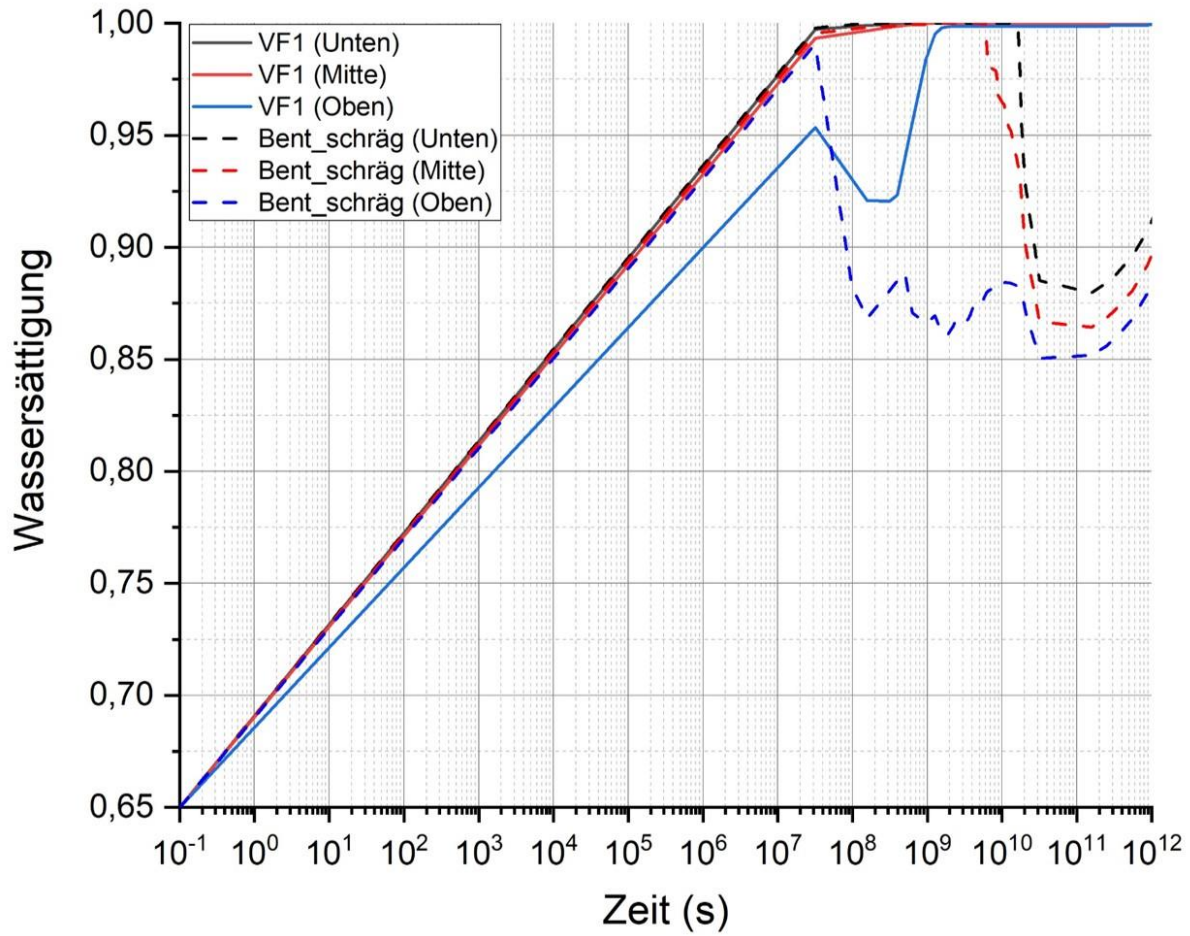


Abb. 4.3: Wasseraufsättigung im Bentonitelement für Volumenverhältnisse Bentonit- Schotterelemente mit Volumen Faktor eins (durchgezogene Kurve) und mit schräg geschnittenen Bentonitelement (gestrichelte Kurve).

5 Analysen zum Hoek-Brown Stoffmodell

Um das Systemverständnis für die Anwendung des Hoek-Brown Stoffmodells im Rahmen von Integritätsanalysen eines kristallinen Wirtsgesteins zu verbessern, wurden einige Parameteranalysen zu dem Stoffmodell durchgeführt.

5.1 Hoek-Brown Versagenskriterium

Das Hoek-Brown Versagenskriterium ist eine nicht-lineare Annäherung an das reale Versagen von Gesteinen. Das Hoek-Brown Versagenskriterium definiert den Spannungszustand, unter dem sich ein Gebirge unelastisch verformt und bei unzureichender Abstützung kollabiert. Durch Parameter Fitting kann mit Hoek-Brown das Versagen über weite Bereiche sehr gut beschrieben werden. Die folgende Beziehung beschreibt das Bruchkriterium (Zuo & Shen 2020):

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a$$

σ_1	Größte effektive Hauptspannung
σ_3	Kleinste effektive Hauptspannung
σ_{ci}	einaxiale Druckfestigkeit des intakten Gesteins
m_b, s	nichtlineare Parameter (s. u.)
a	Anpassungsparameter

5.2 Parameter des Stoffmodells

Die Grundparameter, die das Hoek-Brown-Kriterium definieren, werden aus einer Kombination von Laboruntersuchungen an intakten Gesteinskernen (σ_{ci}, E_i, m_i) und aus In-Situ Untersuchungen unter Bewertung der Qualität der Gesteinsmasse basierend auf einem vorgegebenen Diagramm, bestimmt (GSI, D). Dieses empirische Diagramm definiert den sogenannten geologischen Festigkeitsindex (GSI), basierend auf visuellen Inspektionen der Oberflächenbeschaffenheit und des strukturellen Aufbaus des Gebirges.

Wenn der Wert von GSI bekannt ist, ist es möglich, die Parameter der Hoek-Brown-Bedingung gemäß den folgenden Beziehungen zu bestimmen:

$$m_b = m_i \exp \left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D} \right)$$

$$s = \exp \left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D} \right)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left[\exp \left(\frac{-GSI}{15} \right) - \exp \left(\frac{-20}{3} \right) \right]$$

m_i	Materialparameter
GSI	Geological strength index (geologischen Festigkeitsindex)
D	Zerrüttungsfaktor ($D = 0, \dots, 1$)

Der Übergang von intaktem Gebirge (GSI=100) zu einem stark geklüfteten Gebirge (GSI=50) ist in Abb.5.1 dargestellt. Es ist deutlich, dass das geklüfteten Gebirge wenig Zug- und Scherfestigkeit (Kohäsion) aufweist.

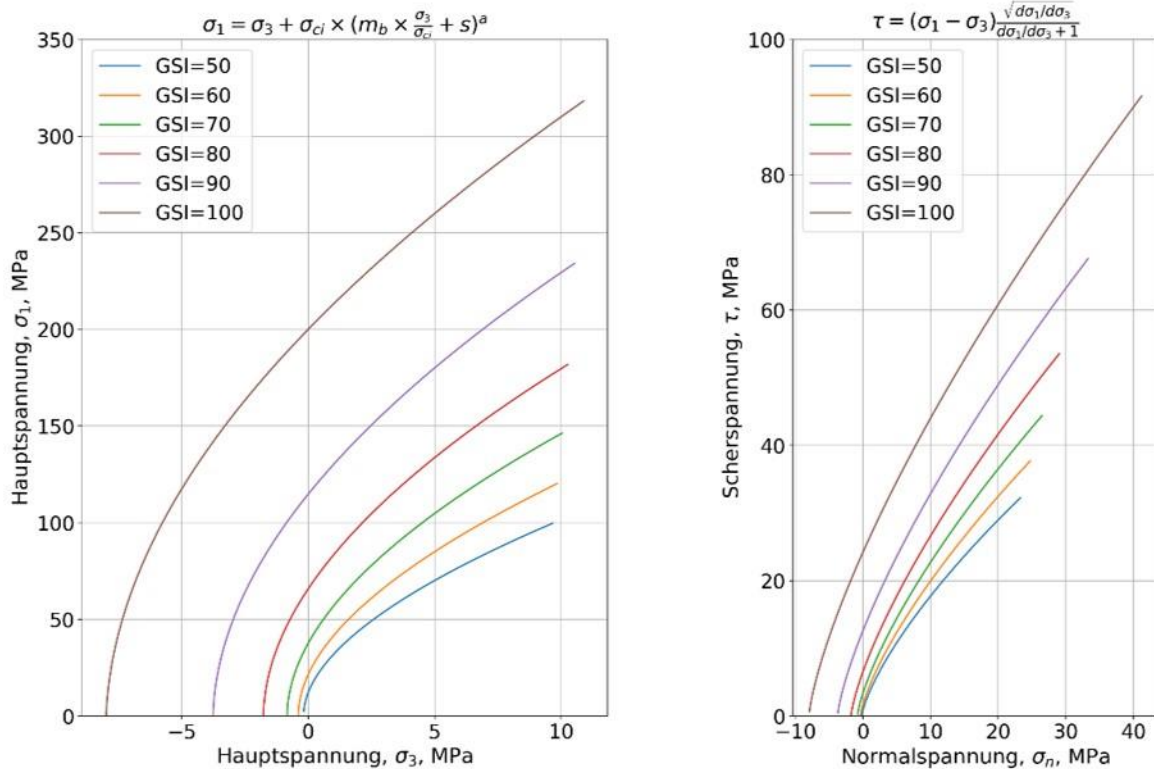


Abb. 5.1: Übergang vom intakten Gebirge (GSI=100) bis zu einem stark geklüfteten Gebirge (GSI=50). Hier wurde der Zerrüttungsfaktor $D = 0$ gesetzt

5.3 Hoek-Brown und Mohr-Coulomb Stoffmodelle

Die numerische Implementierung des Hoek-Brown-Modells verwendet eine lineare Näherung, wobei die nichtlineare Bruchfläche durch das Mohr-Coulomb-Kriterium approximiert wird. Für die Berechnungen werden die Parameter von Hoek-Brown in die Mohr-Coulomb-Parameter umgerechnet. Zur Umrechnung wird eine Methode verwendet, die von Hoek, Carranza-Torres und Corkum (2002) abgeleitet ist. Das Berechnungsverfahren ist damit dasselbe wie bei den Mohr-Coulomb-Scherfestigkeitsbedingungen.

Das aktuelle Mohr-Coulomb-Kriterium ist

$$\sigma_1 = N_{\phi c} \sigma_3 + 2c_c \sqrt{N_{\phi c}}$$

wobei

$$N_{\phi_c} = \frac{1 + \sin \phi_c}{1 - \sin \phi_c} = \tan^2 \left(\frac{\phi_c}{2} + 45 \right)$$

Der aktuelle (scheinbare) Wert von Kohäsion, c_c , und Reibungsangel, ϕ_c , wird berechnet mit

$$c_c = \frac{\sigma_c^{ucs}}{2\sqrt{N_{\phi_c}}}$$

$$\phi_c = \sin^{-1} \left(\frac{N_{\phi_c} - 1}{N_{\phi_c} + 1} \right)$$

wobei

$$N_{\phi_c} = 1 + a m_b \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^{a-1}$$

$$\sigma_c^{ucs} = \sigma_3 (1 - N_{\phi_c}) + \sigma_{ci} \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a$$

5.4 Geomechanische numerische Modellierungen

Die Analysen wurden mit OpenGeoSys (OGS) durchgeführt, einem Finite-Element-Code zur Simulation von thermisch-hydraulisch-mechanisch-chemisch (THMC) gekoppelten Prozessen in geklüftet-porösen Medien. Das verwendete thermomechanische Modell basiert auf dreidimensionaler elasto-plastischer Deformation und Wärmetransport. Das Spannungs-Dehnungsverhalten wird mit einem elasto-plastischen Modell abgebildet, das auf der Implementierung eines erweiterten Mohr-Coulomb Modells auf Xu et al. (2013) basiert.

5.4.1 Modellaufbau

Es wurden thermisch-mechanisch gekoppelte Prozesse infolge der Erstellung eines vertikalen Bohrlochs mit anschließendem Wärmeeintrage von drei vertikalen eingelagerten Behälter modelliert. Anhand der allgemeinen Wärmeleitungsgleichung wurde die Temperaturentwicklung berechnet gemäß

$$c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad } T) + \dot{q}$$

Wobei

\dot{q}	=	eingetragene Wärmeleistung
c_p	=	spezifische Wärmekapazität
λ	=	Wärmeleitfähigkeit

Elastisch-plastisches Materialverhalten ist dadurch charakterisiert, dass unter hinreichend großer Last eine irreversible Verformung eintritt, die plastische Deformation. Die gesamte Dehnung ε_{ij} setzt sich aus einem elastisch-reversiblen ε_{ij}^e , einem plastisch-irreversiblen ε_{ij}^p und einem thermischen Anteil zusammen:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^t$$

Das Hookesche Gesetz in inkrementeller Form wurde verwendet, um die Spannung und die elastischen Dehnungen in Beziehung zu setzen,

$$d\sigma = C d\varepsilon_{ij}^e$$

wobei C die elastische Steifigkeitsmatrix ist.

5.4.2 Geometrie und Diskretisierung

Die Geometrie des doppelsymmetrischen Modellgebiets ist in Abb. 5.2 dargestellt. Hier wurde ein ewG Modell mit einer Dimension von $60 \times 60 \times 120$ m modelliert. Die aufgefahrene Bohrlochüberfahrungsstrecke liegt in dem Modell in 600 m Tiefe.

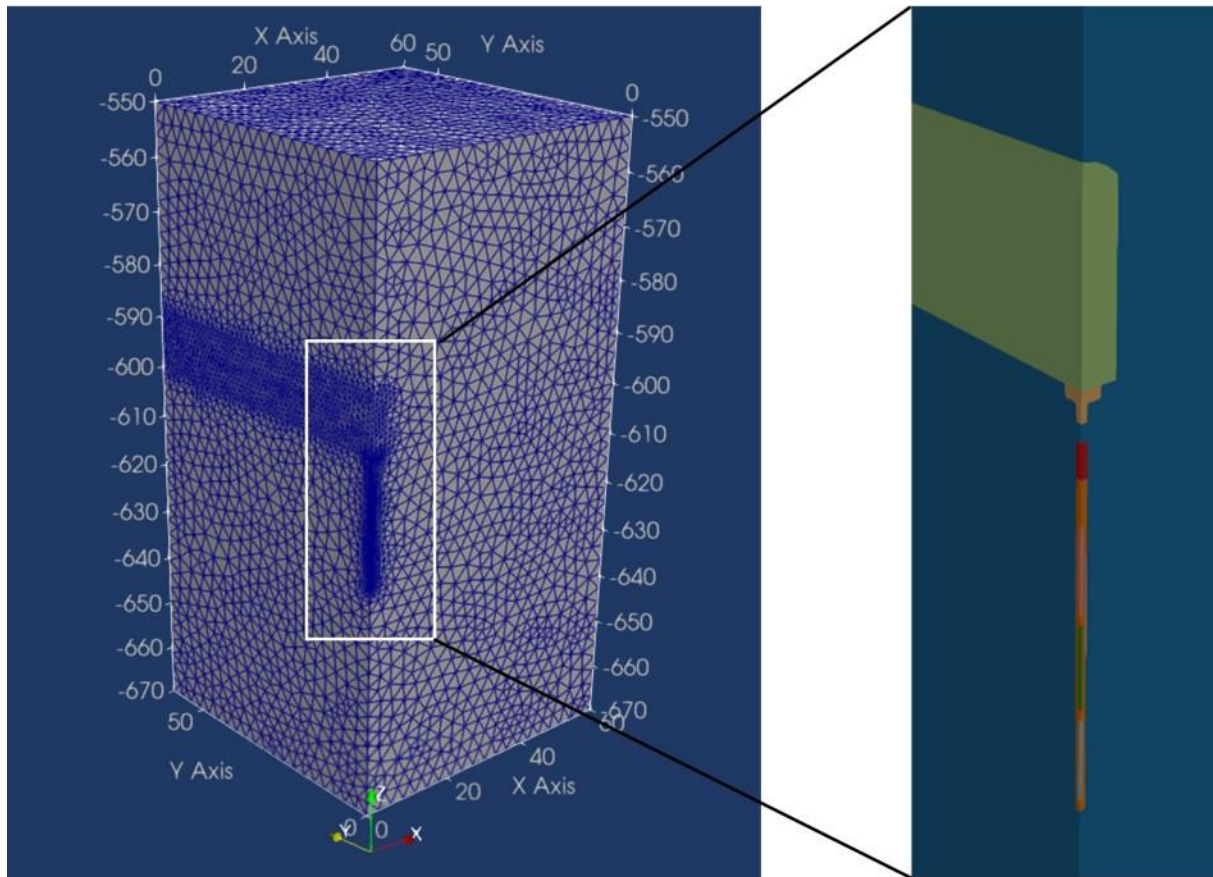


Abb. 5.2: Diskretisierung des Modells (links) und Geometrie im Nahfeld einer Einlagerungsbohrung (rechts)

Die Geometrie wird mit einem 3-dimensionalen, regelmäßigen Berechnungsnetz diskretisiert, das lokal um das vertikale Bohrloch verfeinert ist (Abb. 5.2 links). Insgesamt kommen für die Finite-Elemente Berechnung 247.302 Hexaeder-Elemente und 46.154 Knoten zusammen. Für den Deformationsprozess werden quadratische Ansatzfunktionen und für den thermischen Prozess lineare Ansatzfunktionen gewählt. Abb. 5.2 rechts zeigt die Geometrie des Nahfeldes im Bereich der vertikalen Einlagerungsbohrung inklusive drei Behälter.

5.4.3 Anfangs- und Randbedingungen

Die Anfangs- und Randbedingungen sind wie folgt definiert:

- Primärzustand (Gebirgsspannungszustand): einachsige Kompression, $\sigma_z = 11,8$ MPa, $u_x = 0$ und $u_y = 0$ an der Seiten des Modells

- Anfangstemperatur: Als Anfangsbedingungen wurde einer Temperatur von 298,25 K an der Oberfläche des Modells und ein thermischer Gradient von 30 K/km verwendet
- Auffahrung: die Hauptspannung wurde im Auffahrungsbereich null gesetzt

5.4.4 Wärmeleistung des Abfalls

Für die Einlagerung von MOX-Brennelementen, die im Vergleich zu UO₂-Brennelementen eine höhere Wärmeproduktion aufweisen, wurde eine Behälterbeladung verwendet, die zum überwiegenden Anteil aus den Brennstäben von DWR-BE und zu einem geringen Anteil aus denen der MOX-BE besteht (Becker et al. 2020). Es wurde gemäß Auslegung eine Zwischenlagerzeit von 57 Jahre verwendet.

Mit Hilfe eines Python-Skripts wurden die folgenden Materialeigenschaften (Tab. 5.1) für die Modellierung verwendet. Das Spannungs-Dehnungsverhalten wird im Gebirge mit einem elasto-plastischen Modell und in alle anderen Bereiche mit einem elastisch isotropen Verhalten abgebildet.

Tab. 5.1: Zusammenstellung der verwendeten Materialparameter

Material	Dichte	E-Modul	Poisson Zahl	Thermischer Ausdehnungskoeffizient	Wärmeleitfähigkeit	Spezifische Wärmekapazität
	kg/m^3	Pa	-	$1/K$	$W/(m K)$	$J/kg/K$
Behälter unten	8750	1,17E+11	0,3	9,00E-06	15	515
Wirtsgestein unten	2700	5,00E+10	0,25	8,40E-06	3	960
Wirtsgestein	2700	5,00E+10	0,25	8,40E-06	3	960
Versatz, Strecke	2173	2,65E+08	0,18	1,25E-05	0,7	900
Behälter Mitte	8750	1,17E+11	0,3	9,00E-06	15	515
Behälter oben	8750	1,17E+11	0,3	9,00E-06	15	515
Bentonit	2173	2,65E+08	0,18	1,25E-05	0,7	900
Versatz, Bohrloch	2173	2,65E+08	0,18	1,25E-05	0,7	900
Sand	1800	1,38E+07	0,29	1,25E-05	0,7	900
Liner	7800	2,10E+11	0,3	1,20E-05	50	450
Widerlager	2700	5,00E+10	0,25	8,40E-06	3	960
Wirtsgestein oben	2700	5,00E+10	0,25	8,40E-06	3	960

5.4.5 Rechenfälle

Insgesamt wurde 18 Rechenfälle betrachtet. Alle verwendeten Parameter (Elastizitätsmodul, Kohäsion, Reibungswinkel und Tension-Cutoff) sind in Tab. 5.2 aufgeführt.

Tab. 5.2: Rechenfälle

Fall	D	GSI	E-Modul	Kohäsion	Reibungswinkel	Tension-Cutoff	a	s
1	0	50	1,54E+10	2,35E+06	43,7	1,97E+06	5,06E-01	3,87E-03
2	0	60	2,60E+10	3,90E+06	46,4	2,97E+06	5,03E-01	1,17E-02
3	0	70	3,66E+10	6,42E+06	48,9	4,48E+06	5,01E-01	3,57E-02
4	0	80	4,40E+10	1,06E+07	51,0	6,86E+06	5,01E-01	1,08E-01
5	0	90	4,79E+10	1,77E+07	52,6	1,09E+07	5,00E-01	3,29E-01
6	0	100	4,97E+10	3,03E+07	53,3	1,81E+07	5,00E-01	1,00E+00
7	5	50	7,35E+09	1,50E+06	38,8	1,50E+06	5,06E-01	1,27E-03
8	5	60	1,36E+10	2,74E+06	42,6	2,38E+06	5,03E-01	4,83E-03
9	5	70	2,19E+10	4,93E+06	46,2	3,78E+06	5,01E-01	1,83E-02
10	5	80	2,94E+10	8,87E+06	49,4	6,08E+06	5,01E-01	6,95E-02
11	5	90	3,42E+10	1,62E+07	51,9	1,02E+07	5,00E-01	2,64E-01
12	5	100	3,66E+10	3,03E+07	53,3	1,81E+07	5,00E-01	1,00E+00
13	1	50	3,34E+09	7,98E+05	28,9	1,16E+06	5,06E-01	2,40E-04
14	1	60	6,09E+09	1,67E+06	34,7	1,93E+06	5,03E-01	1,27E-03
15	1	70	1,07E+10	3,43E+06	40,5	3,22E+06	5,01E-01	6,74E-03
16	1	80	1,63E+10	6,98E+06	45,8	5,43E+06	5,01E-01	3,57E-02
17	1	90	2,09E+10	1,43E+07	50,2	9,55E+06	5,00E-01	1,89E-01
18	1	100	2,37E+10	3,03E+07	53,3	1,81E+07	5,00E-01	1,00E+00

Für intaktes Gestein wurden eine einachsige Druckfestigkeit von 200 GPa und ein Festigkeitsparameter von $m_i = 25$ angesetzt.

5.4.6 Quantifizierung des Versagens

Die Versagensbedingungen (Yield Function, F) beschränkt den elastischen Bereich ($F > 0$).

$$F(\sigma_1, \sigma_3) = -(\sigma_1 - \sigma_3) - (\sigma_1 + \sigma_3) \sin(\phi) + 2C \cos(\phi)$$

Wobei σ_1 und σ_3 die Hauptspannungen sind und ϕ der Winkel der inneren Reibung. Der Fehler tritt dort auf, wo ($F \leq 0$) ist. Die Versagensbedingungen können durch folgende Gleichungen ausgedrückt werden:

$$F1a(\sigma_1, \sigma_3) = -(\sigma_1 - \sigma_3) - (\sigma_1 + \sigma_3) \sin(\phi) + 2C \cos(\phi)$$

$$F1b(\sigma_1, \sigma_3) = -(\sigma_3 - \sigma_1) - (\sigma_1 + \sigma_3) \sin(\phi) + 2C \cos(\phi)$$

$$F2a(\sigma_2, \sigma_3) = -(\sigma_2 - \sigma_3) - (\sigma_2 + \sigma_3) \sin(\phi) + 2C \cos(\phi)$$

$$F2b(\sigma_2, \sigma_3) = -(\sigma_3 - \sigma_2) - (\sigma_2 + \sigma_3) \sin(\phi) + 2C \cos(\phi)$$

$$F3a(\sigma_1, \sigma_2) = -(\sigma_1 - \sigma_2) - (\sigma_1 + \sigma_2) \sin(\phi) + 2C \cos(\phi)$$

$$F3b(\sigma_1, \sigma_2) = -(\sigma_2 - \sigma_1) - (\sigma_1 + \sigma_2) \sin(\phi) + 2C \cos(\phi)$$

Die Versagensquantifizierung ist anhand eines Fehler-Index (FI) erfolgt, der beschreibt, wie weit der Spannungszustand vom elastischen Verhalten entfernt ist. σ_m^{max} ist vergleichbar mit der Zugfestigkeit des Gesteins. σ_m ist der Durchschnitt der Spannungen σ_1, σ_3 .

$$FI = \begin{cases} \frac{|\tau_m|}{\cos(\phi) \tau_f(\sigma_m)}, & \sigma_m \leq \sigma_m^{max}, & \text{Scherversagen} \\ \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_m^{max}} \right), & \sigma_m > \sigma_m^{max}, & \text{Zugversagen} \end{cases}$$

Das Fehlerindexverhältnis liegt im elastischen Bereich zwischen null und eins. Wenn es größer oder gleich eins ist, kann ein Versagen (bzw. Bruch) auftreten.

5.4.7 Berechnungsergebnisse

Um nur der Einfluss der mechanischen Parameter (GSI und D) zu betrachten, wurden der thermische Parameter und die Eigenschaften für alle Szenarien konstant angenommen. Deshalb sind der thermische Prozess und der Temperatur Entwicklungen im allen Szenarien ähnlich.

5.4.7.1 Thermische Bedingungen

Abb. 5.4 und Abb. 5.5 zeigen die zeitliche und räumliche Entwicklung der Temperaturentwicklung für markante Punkte am Rand und innerhalb des Einlagerungsbohrloches. Die Auswertungslokationen können in der Abb. 5.3 entnommen werden.

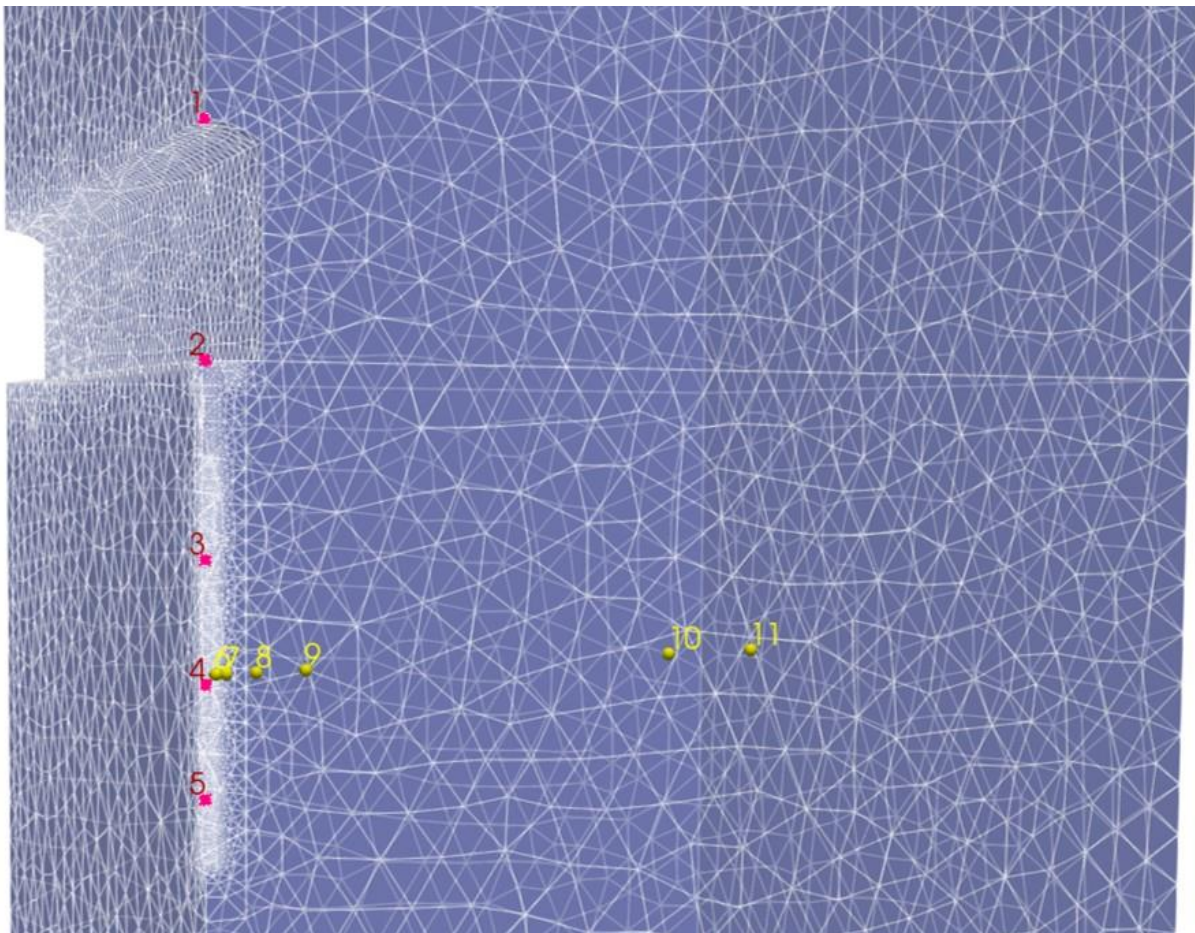


Abb. 5.3: Auswertungslokation zur Temperaturentwicklung

Abb. 5.4 zeigt die gesamte Dauer des Temperaturimpulses, den die Abfälle an das kristalline Wirtsgestein abgeben. Es zeigt sich, dass die Temperatur an der Behälteroberfläche nicht über 100 °C ansteigt, wobei das Maximum nach etwa 10 Jahren erreicht wird. Es wird deutlich, dass nach etwa 10 Jahren die Temperatur in der Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke bis maximal 5 °C ansteigt. Abb. 5.5 zeigt, dass die Temperatur in einer Entfernung von 25 m vom Bohrloch um maximal 2 °C ansteigt.

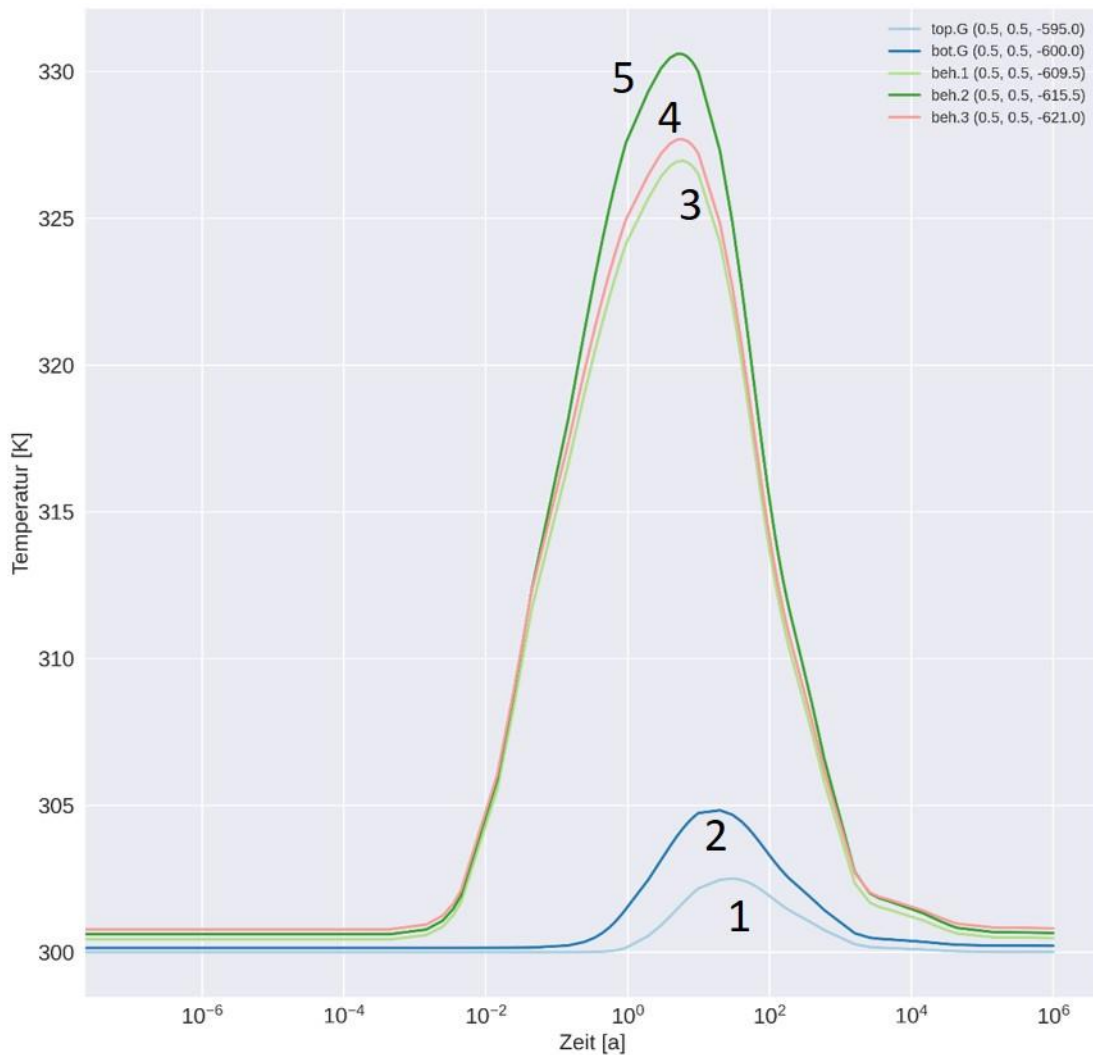


Abb. 5.4: Zeitliche Entwicklung des Temperaturverlaufs für markante Punkte am Rand der Einlagebohrung (Punkte 1-5 in der Abb. 5.3).

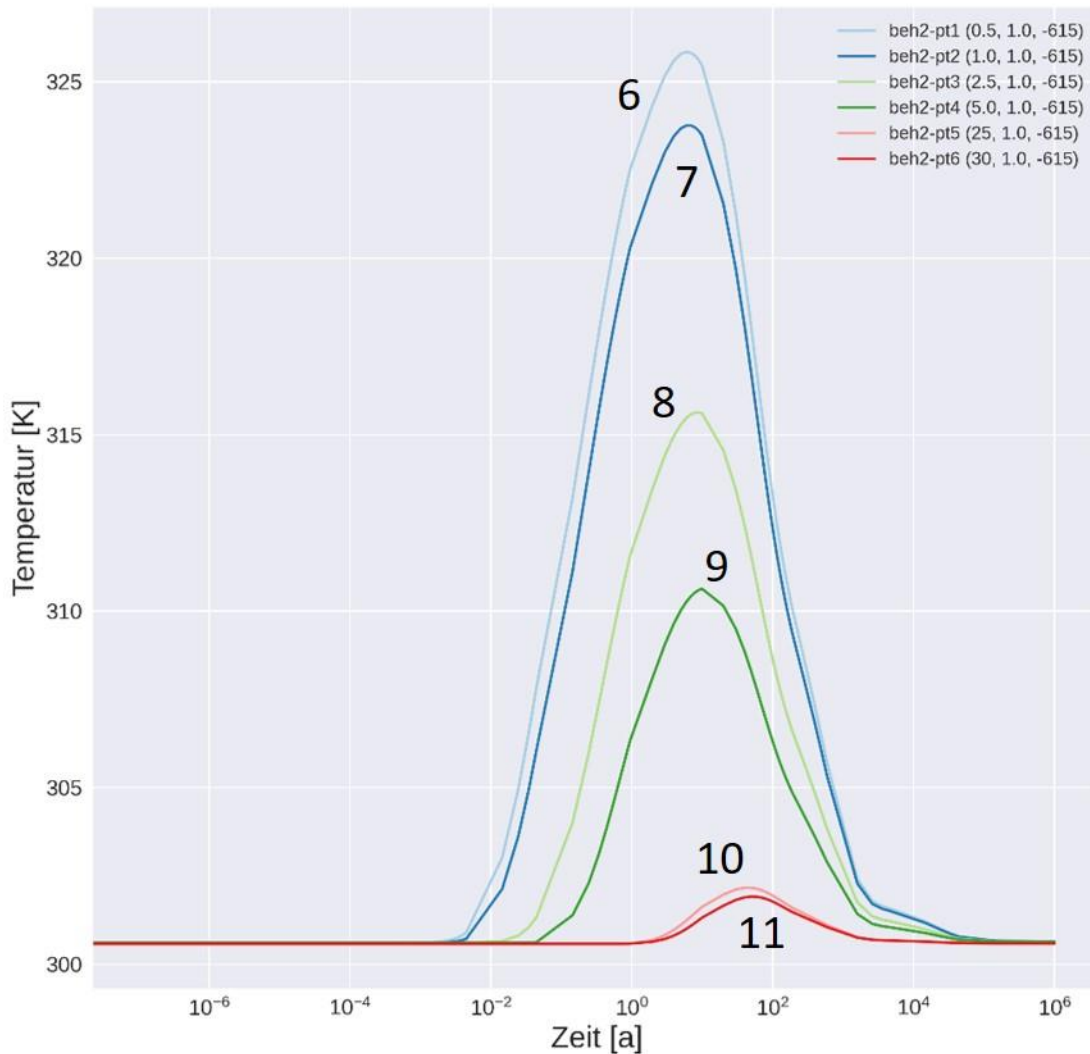


Abb. 5.5: Räumliche Entwicklung des Temperatur für markante Punkte innerhalb des Modells (Punkte 6-11 in der Abb. 5.3).

5.4.7.2 Thermomechanische Effekte

Ziel war es, zu untersuchen, welche GSI-Werte hinreichenden Festigkeit des kristallinen Wirtsgesteins (bzw. ewG) mit Blick auf die notwendige Integritätsbewertung liefern. Deshalb wurden die sich einstellenden Spannungen untersucht, um mögliche Versagensmechanismen, Zug- und Scherversagen, zu erkennen.

Erwartungsgemäß dämpft ein kompressives Anfangsspannungsfeld die Zugspannungen. Dennoch sind in Tunnelnähe Zonen mit hohen Zugspannungen zu beobachten. Deshalb wurden Fehlerindexe betrachtet, um Zug- und Scherversagen zu quantifizieren. Der Fehlerindex beschreibt, wie weit der Spannungszustand vom elastischen Verhalten entfernt ist. Je näher sich der Spannungszustand an der Versagensgrenze befindet, desto schneller erfolgt die Schädigung des Gesteins.

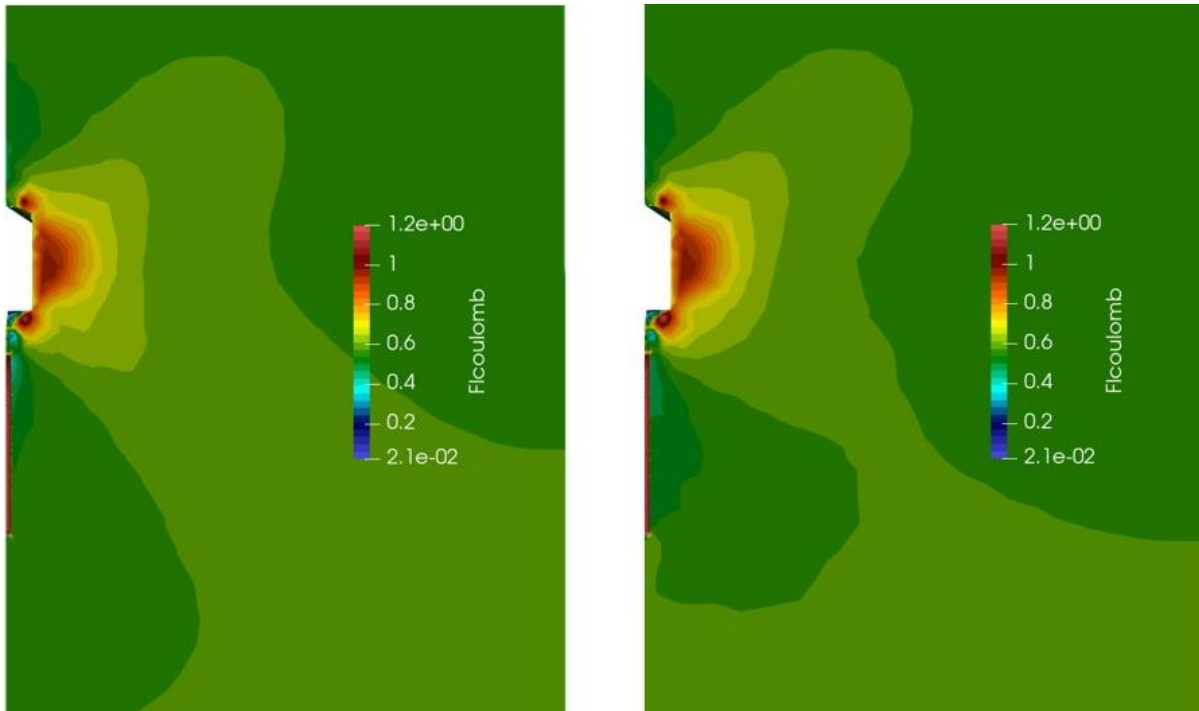


Abb. 5.6: Fehlerindex für Scherversagen ($F_{icoulomb}$) am Anfang $t=0$ (links) und nach dem $t=5$ Jahre (rechts), $GSI=50$, $D=0$

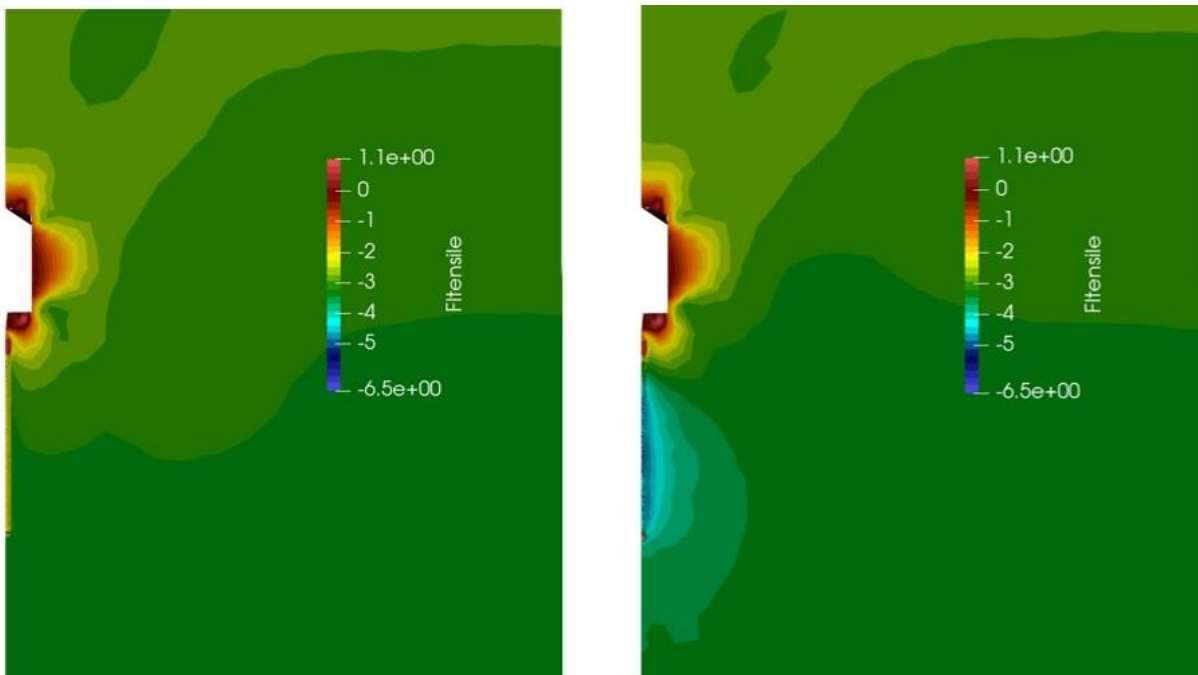


Abb. 5.7: Fehlerindex für Zugversagen ($F_{ltensile}$) am Anfang (links) und nach dem $t=5$ Jahre (rechts), $GSI=50$, $D=0$

Ergänzend wurden Zonen oberhalb des vertikalen Einlagerungsbohrloches (Boden der Bohrlochüberfahrungsstrecke) sowie unterhalb des Bohrloch beobachtet (Abb. 5.8.)

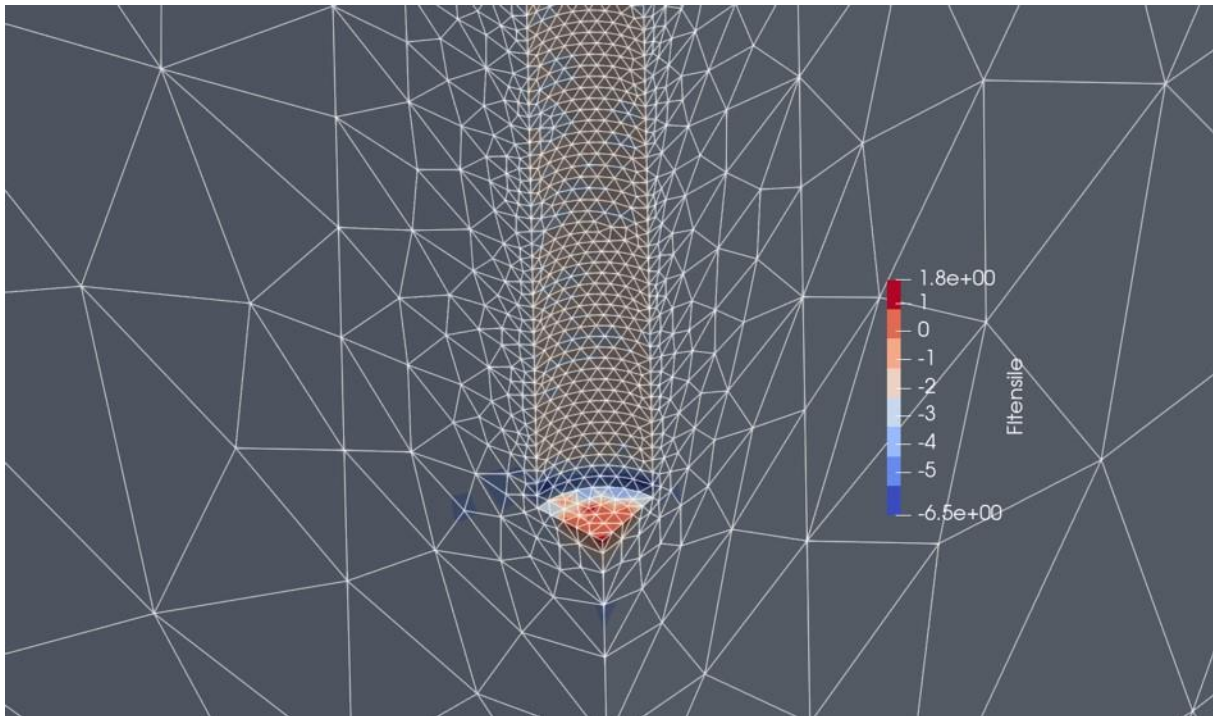


Abb. 5.8: Schädigung des Gesteins aufgrund von Zugversagen unterhalb des vertikalen Bohrloches, $GSI=50$ und $D=0$

Abb. 5.9 bis Abb. 5.14 zeigen das Verhalten der Fehlerindexe für Zug- und Scherversagen im gesamten Bewertungszeitraum (1 Million Jahre). Es wird deutlich, dass der Fehlerindex mit einer Erhöhung der Temperatur ansteigt. Der Endwert des Fehlerindexes ist aufgrund der plastischen Deformation kleiner als der Anfangswert.

Der zeitliche Verlauf den Verschiebungen und Spannungen an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke sind in Abb. 5.15 bis Abb. 5.20 dargestellt. Bei den Verschiebungen sind die Änderungen in X- Richtung und bei den Spannungen in YY-Richtung hervorgehoben.

Betrachtet man die Zugspannungen, so sind in Tunnelnähe Zonen mit hohen Zugspannungen zu beobachten. Jedoch war in allen Rechenfällen außer bei $GSI=70$ und $D=0,5$ der Fehlerindex für das Scherversagen höher als der Fehlerindex für das Zugversagen.

Um den Zusammenhang zwischen Temperaturentwicklung und Versagen des Gesteins darzustellen, wurde die Temperatur ebenfalls an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke beobachtet (Abb. 5.21). Es wird deutlich, dass der Temperaturanstieg in diesem Bereich nicht mehr als 5 °C beträgt.

Es wurde der maximale Fehlerindex im gesamten Gebirge sowie die Temperatur an dem Ort, des maximalen Fehlerindexes in allen Rechenfällen beobachtet (Abb. 5.22). Kein signifikanter Zusammenhang zwischen Temperaturentwicklung und Fehlerindex (Versagen des Gesteins) wurde beobachtet.

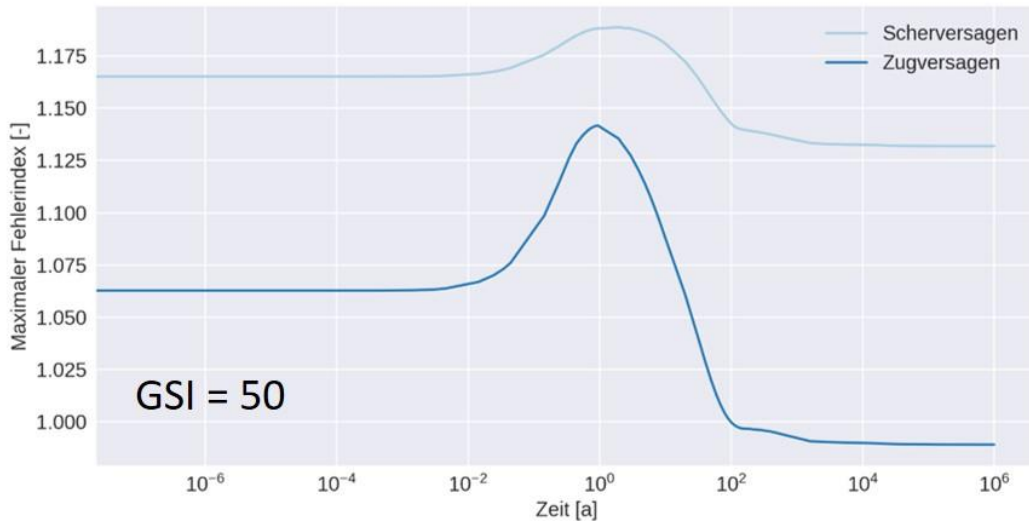


Abb. 5.9: Zeitlicher Verlauf des maximalen Fehlerindexes im Gebirge, Zerrüttungsfaktor $D=0$

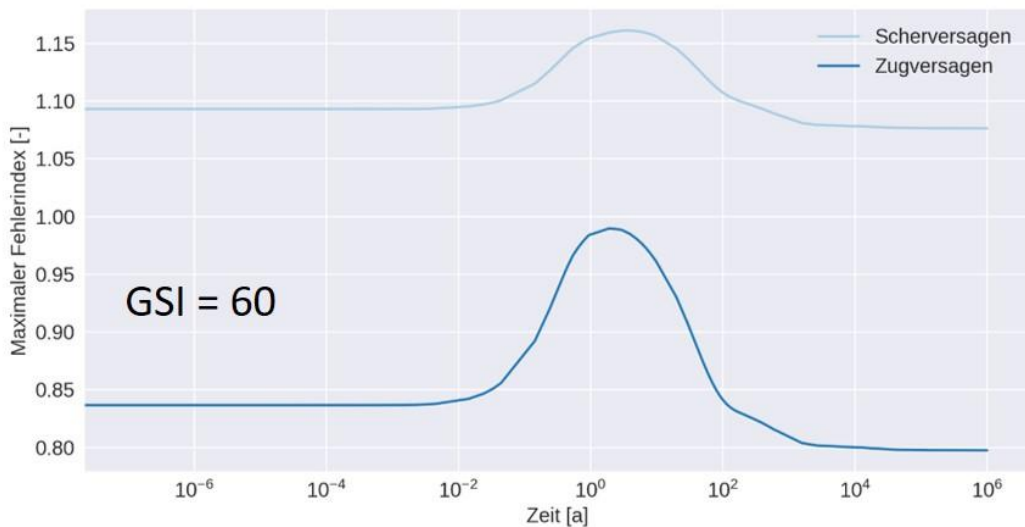


Abb. 5.10: Zeitlicher Verlauf des maximalen Fehlerindexes im Gebirge, Zerrüttungsfaktor $D=0$

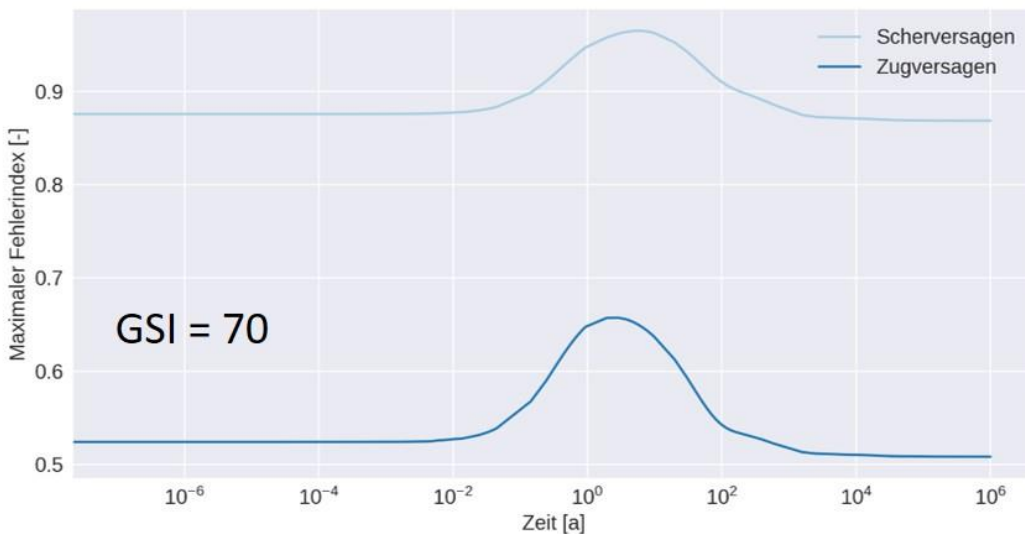


Abb. 5.11: Zeitlicher Verlauf des maximalen Fehlerindexes im Gebirge, Zerrüttungsfaktor $D=0$

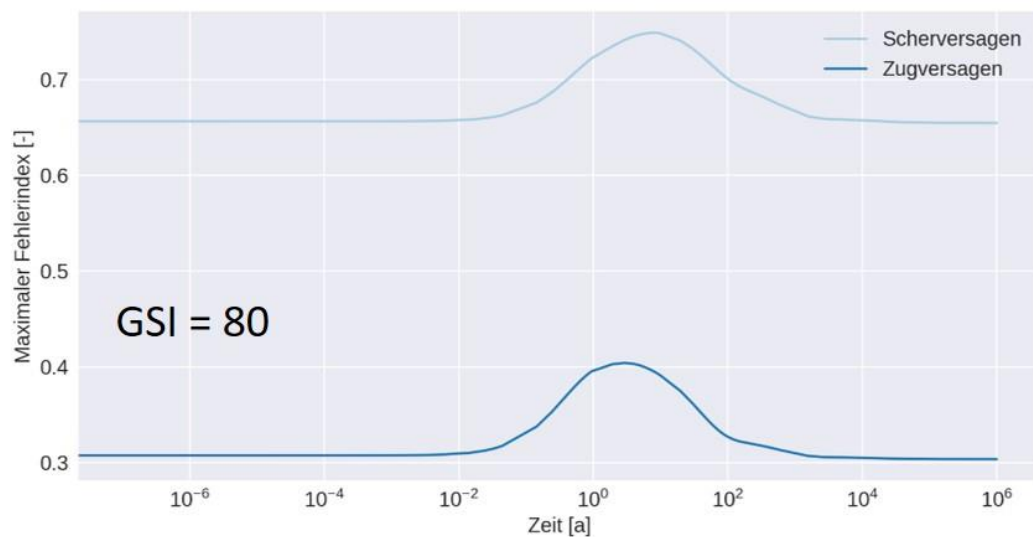


Abb. 5.12: Zeitlicher Verlauf des maximalen Fehlerindexes im Gebirge, Zerrüttungsfaktor $D=0$

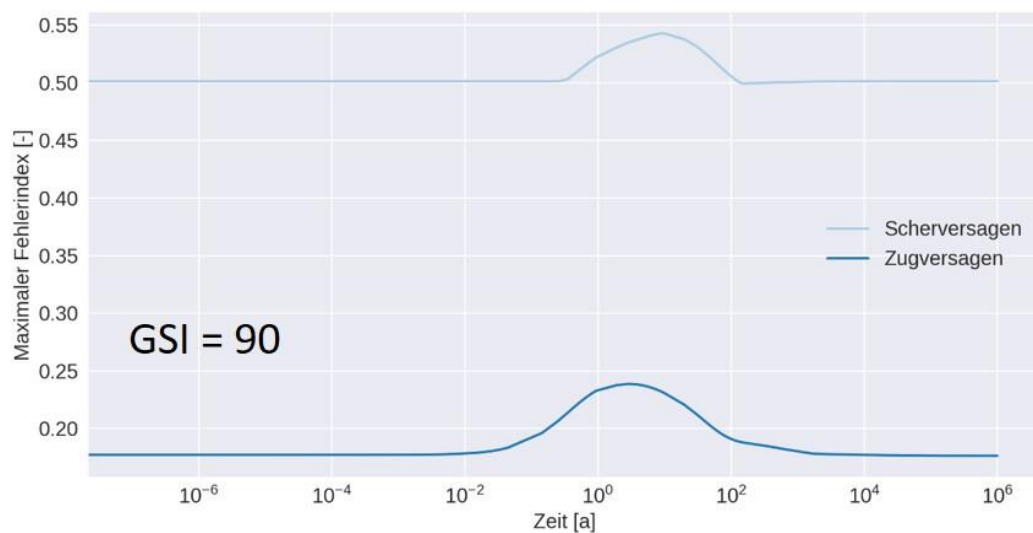


Abb. 5.13: Zeitlicher Verlauf des maximalen Fehlerindexes im Gebirge, Zerrüttungsfaktor $D=0$

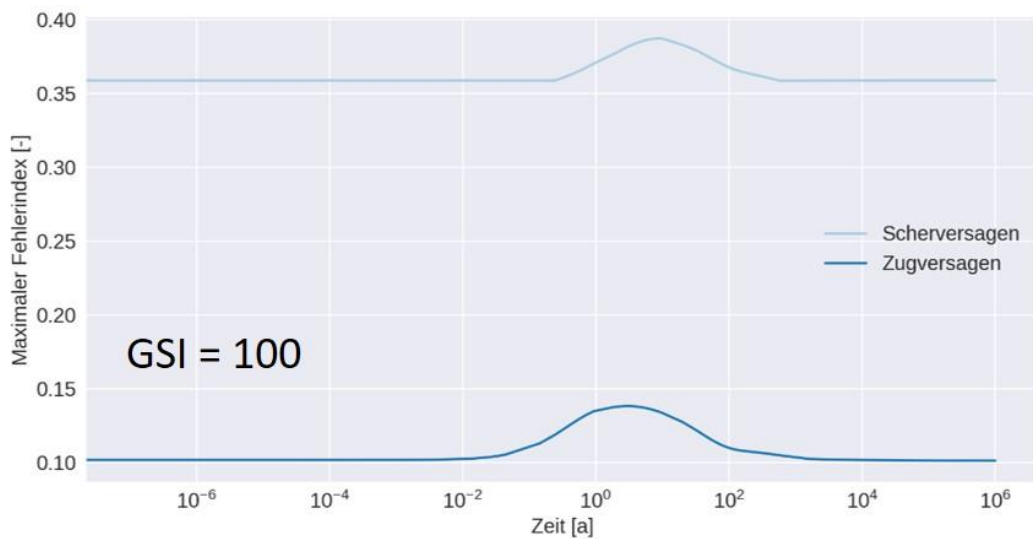


Abb. 5.14: Zeitlicher Verlauf des maximalen Fehlerindexes im Gebirge, Zerrüttungsfaktor $D=0$

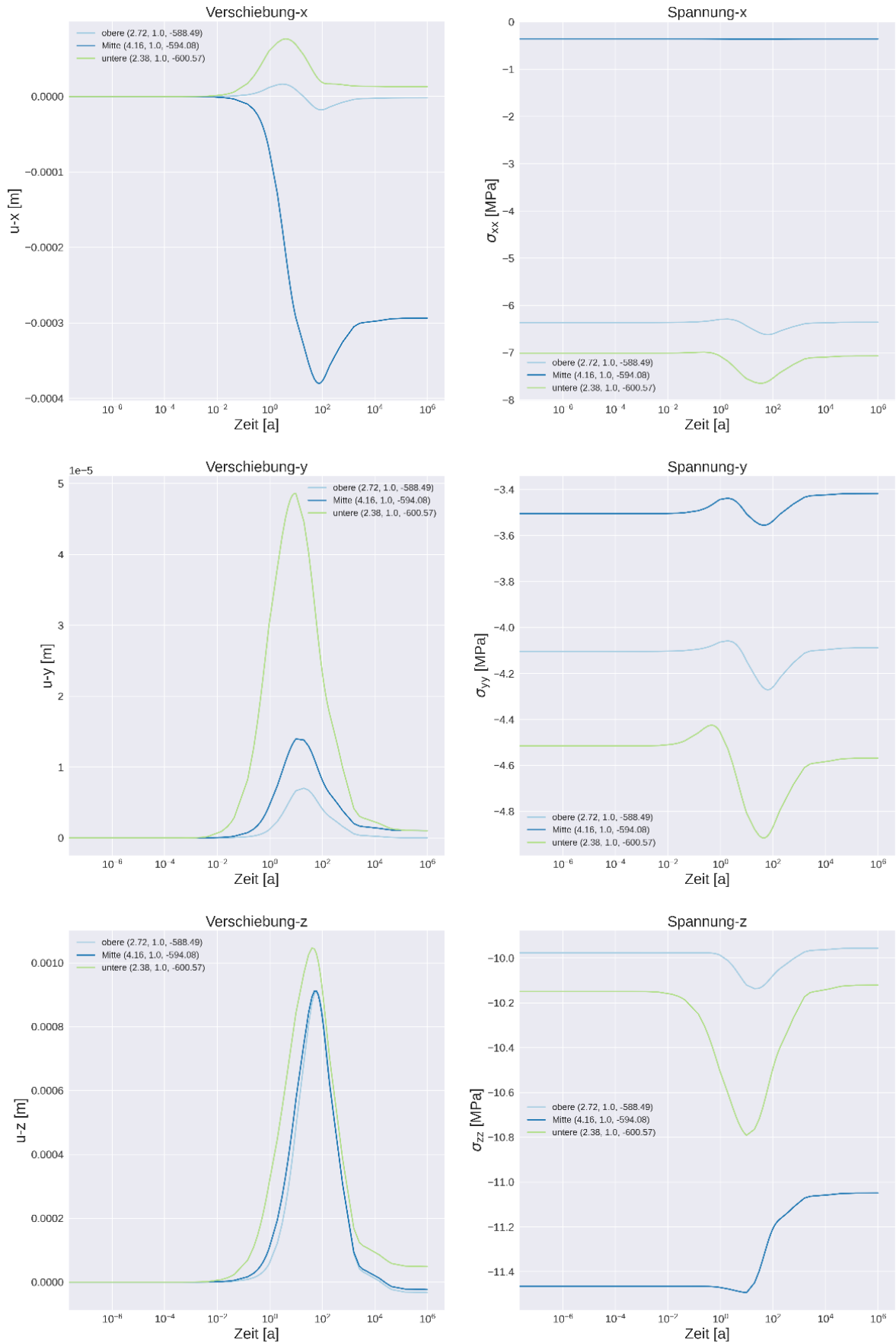


Abb. 5.15: Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen und der Spannungen an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke (GSI = 50)

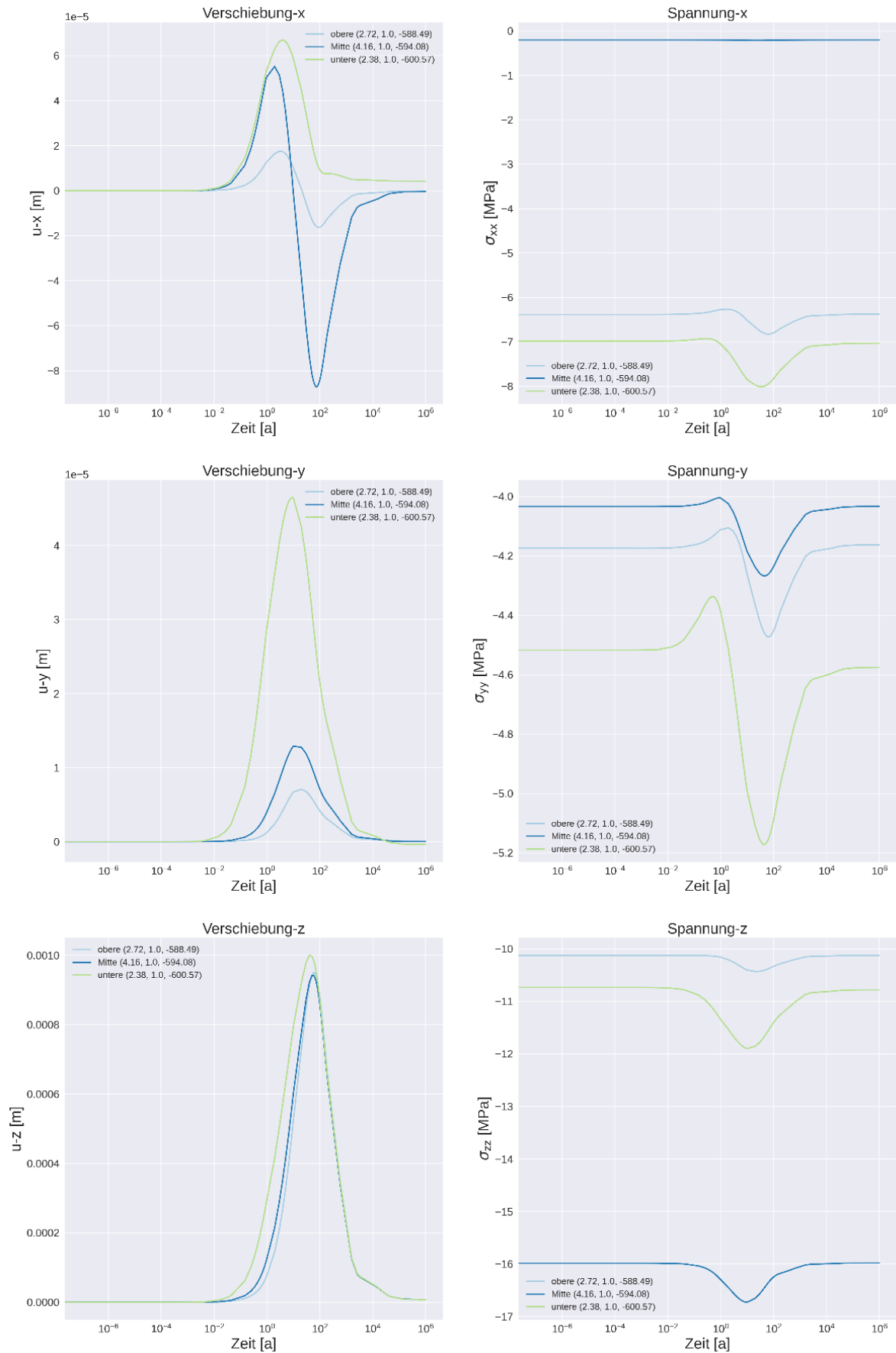


Abb. 5.16: Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen und der Spannungen an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke (GSI = 60)

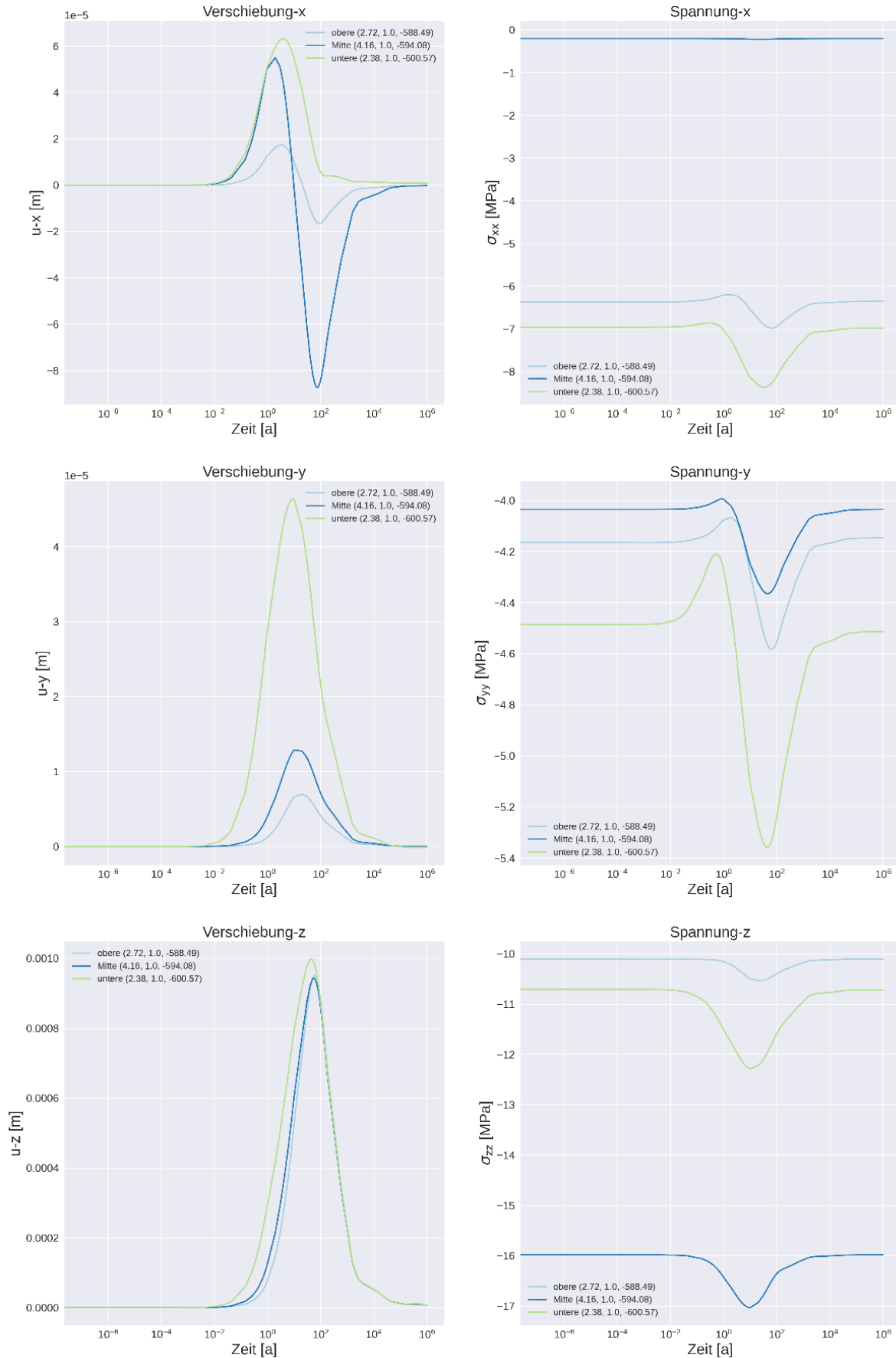


Abb. 5.17: Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen und der Spannungen an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke (GSI = 70)

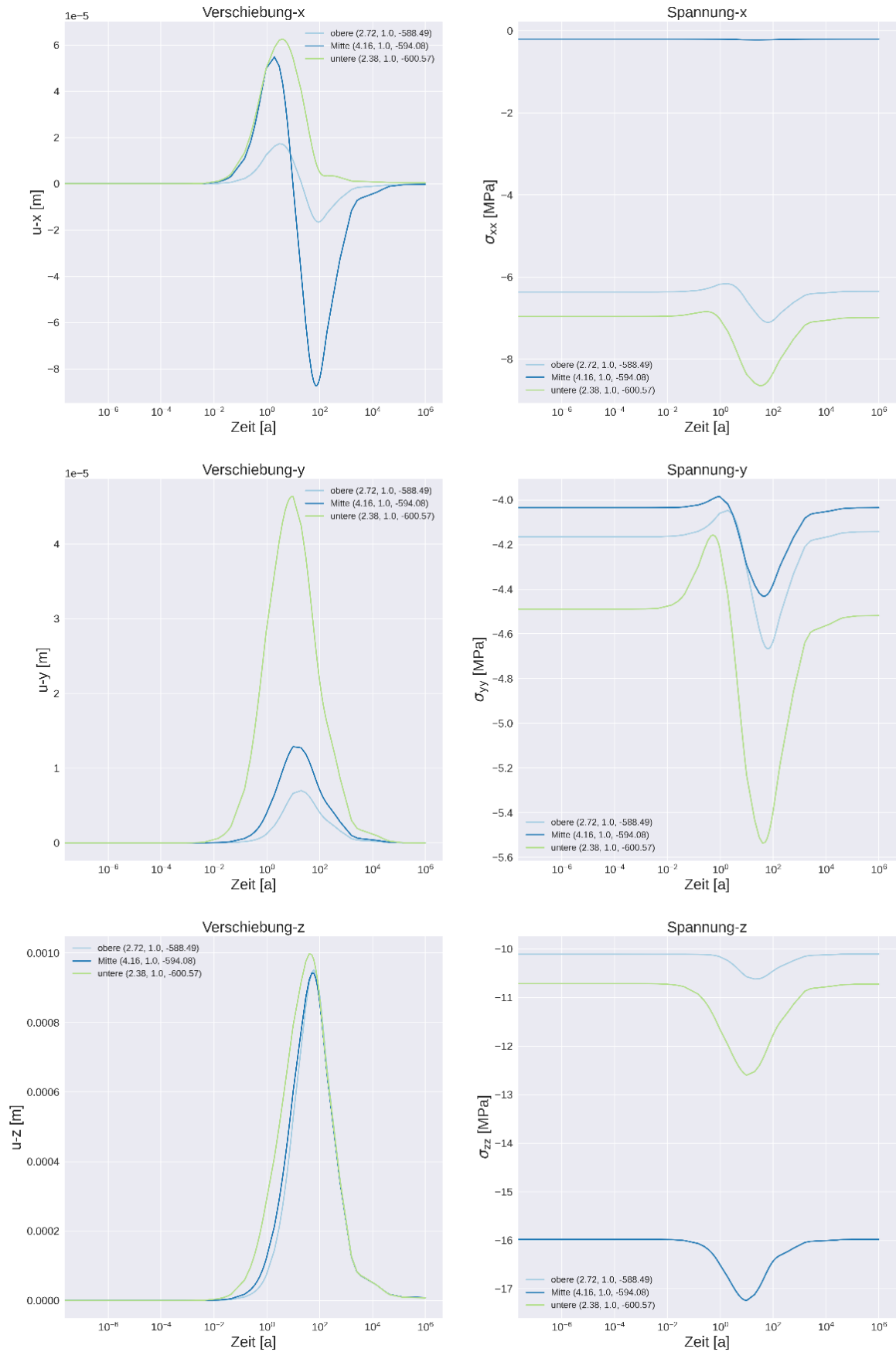


Abb. 5.18: Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen und der Spannungen an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke (GSI = 80)

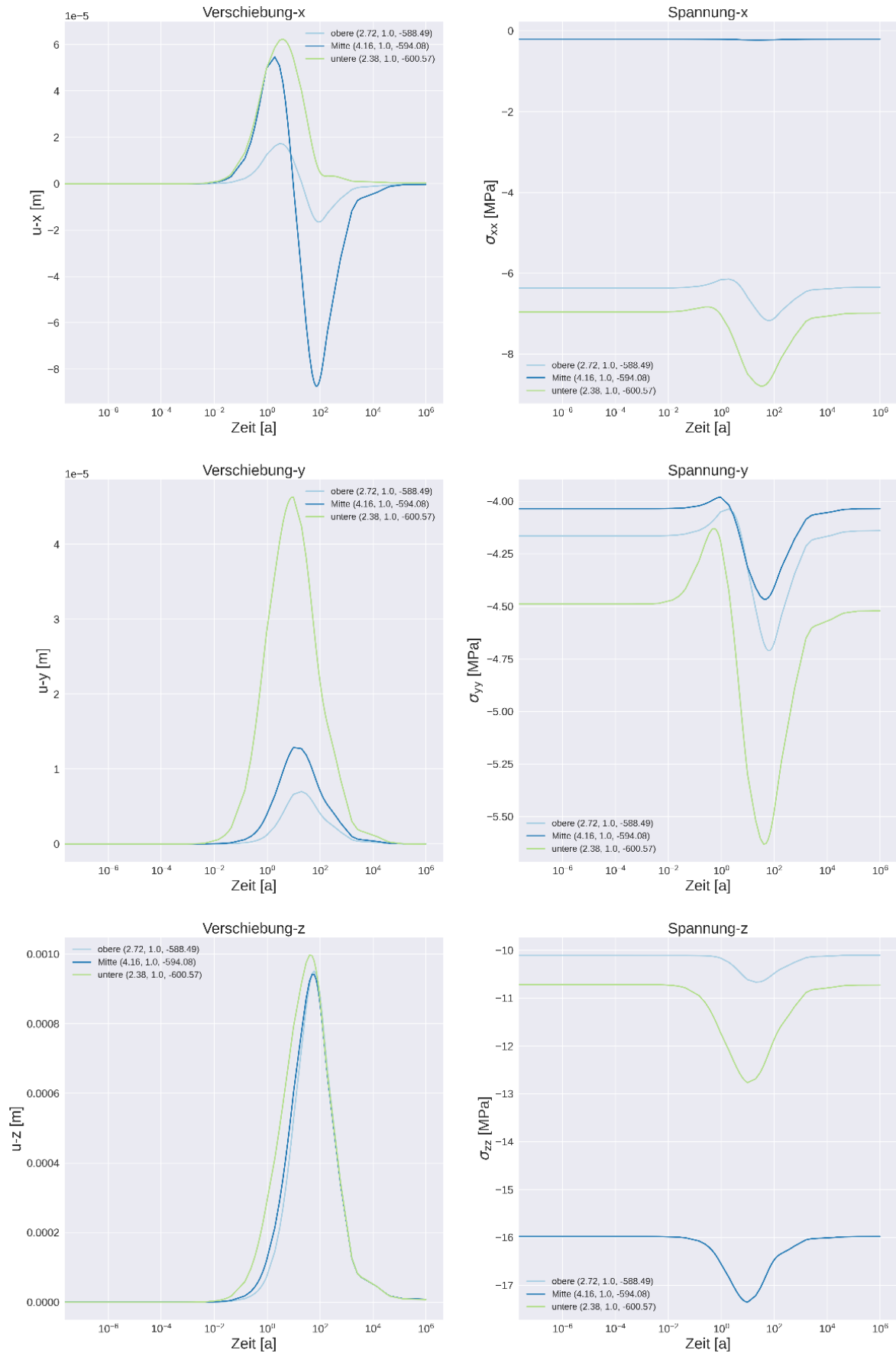


Abb. 5.19: Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen und der Spannungen an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke (GSI = 90)

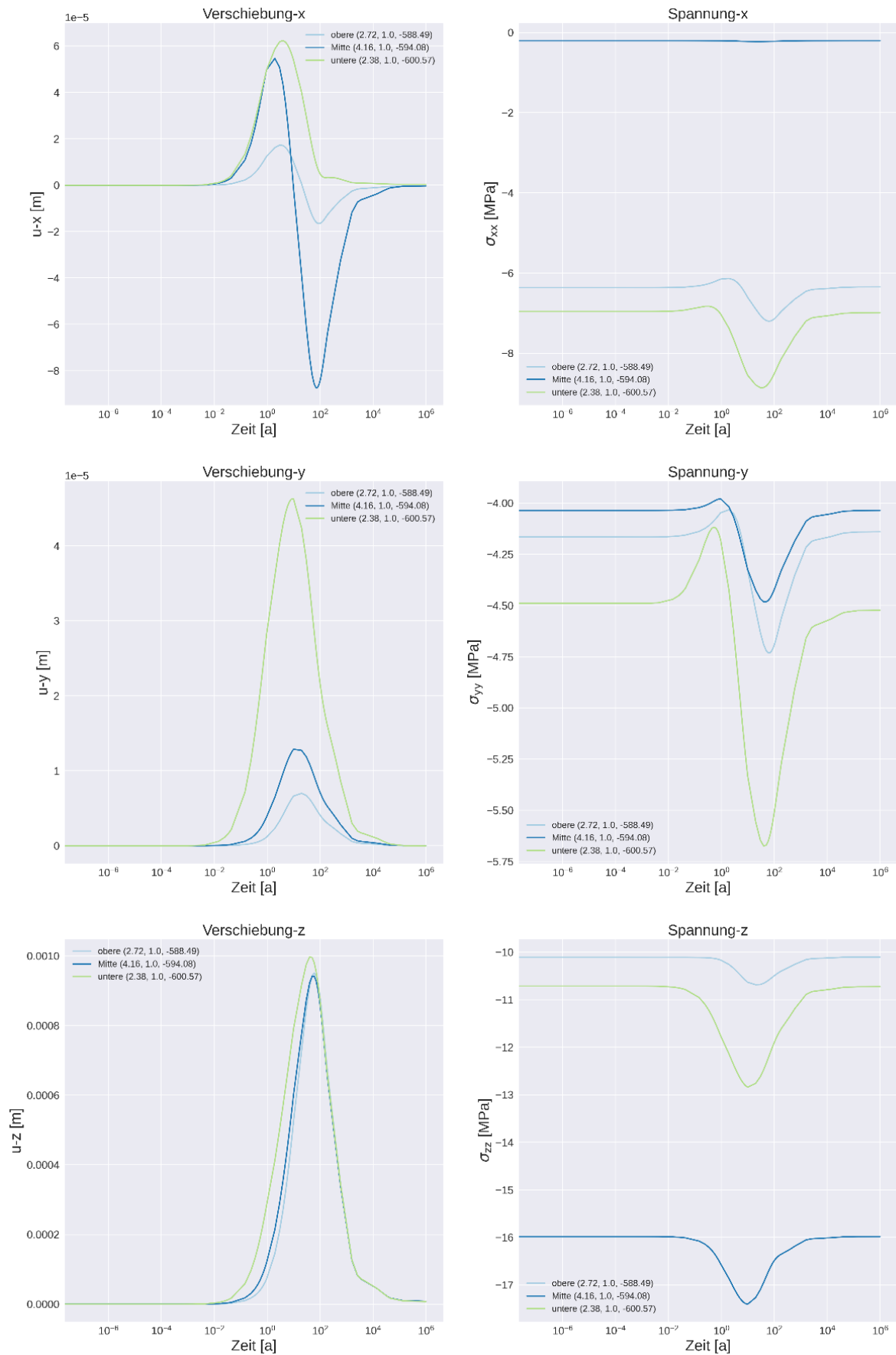


Abb. 5.20: Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen und der Spannungen an Firste, Stoß und Sohle der Bohrlochüberfahrungsstrecke (GSI = 100)

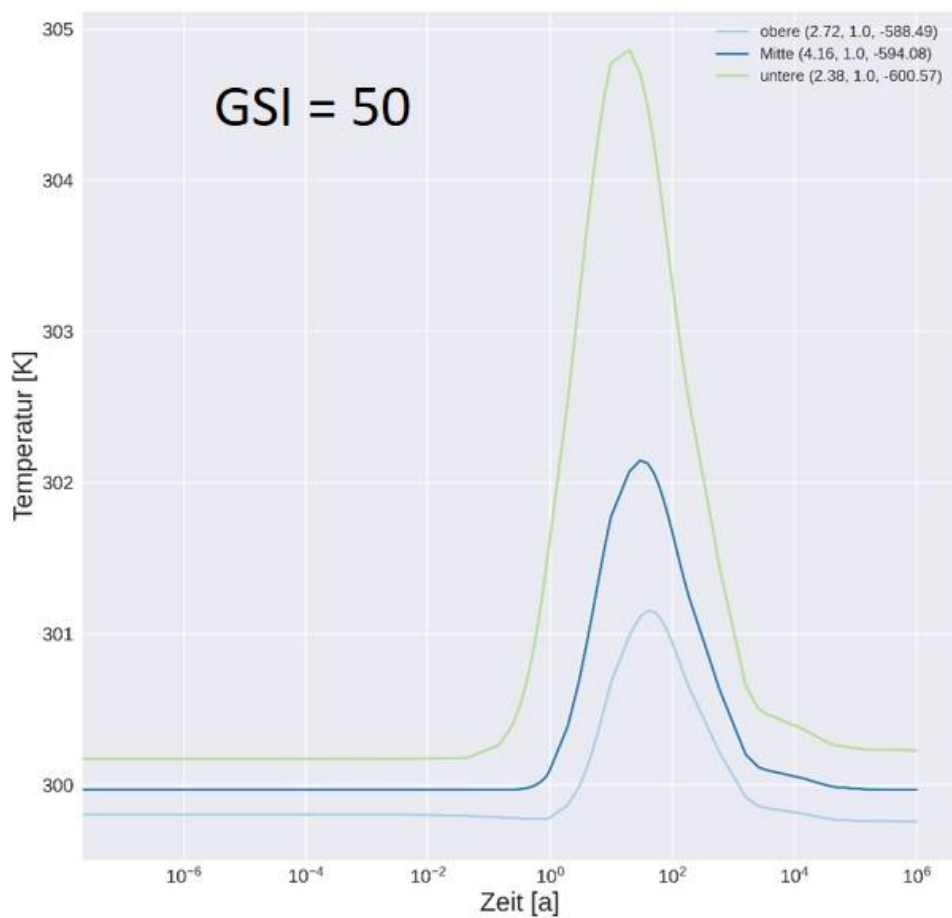


Abb. 5.21: Zeitlicher Verlauf der Temperatur am Rand der Bohrlochüberfahrungsstrecke

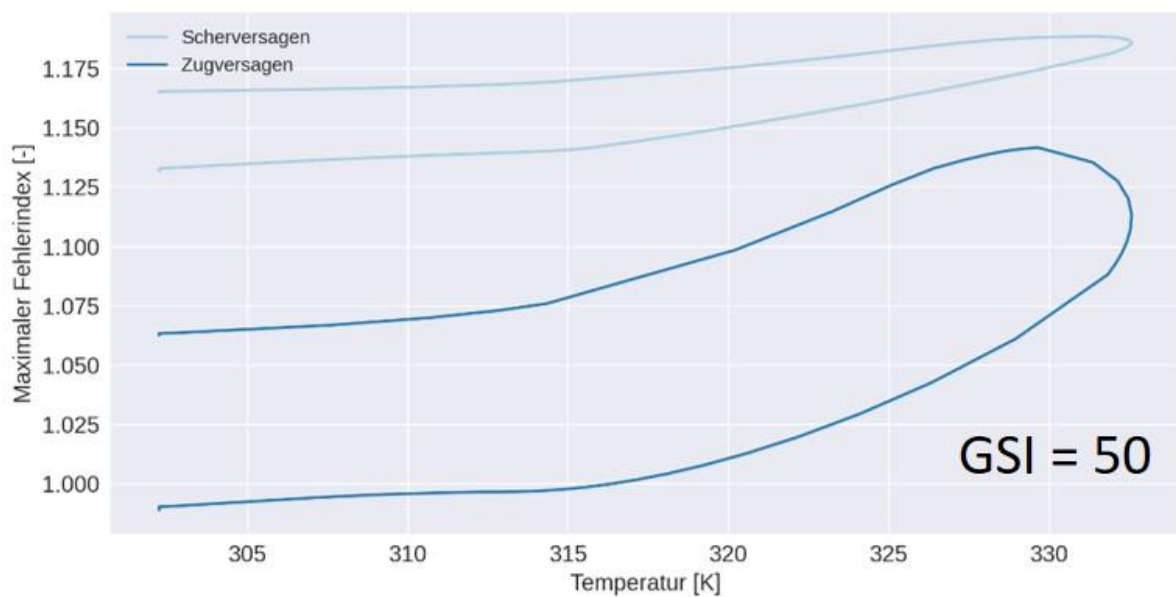


Abb. 5.22: Maximaler Fehlerindex als Funktion der Temperatur

6 Zusammenfassung

Bei den Analysen zum geotechnischen Barrierensystem zeigte sich, dass

- allein durch das Vorhandensein von Asphaltelelementen das Geschwindigkeitsprofil innerhalb des gesamten Verschlussystems um mindestens eine halbe Größenordnung reduziert wird. Auch wenn davon ausgegangen werden muss, dass Asphaltelelemente nicht den gesamten Bewertungszeitraum überdauern, so ist dies ein positiver Effekt, der zumindest in der Anfangsphase des Bewertungszeitraums zur Robustheit des Gesamtsystems beiträgt. Verlieren die Asphaltelelemente im Laufe der Zeit ihre Dichtwirkung, so erhöht sich die Migrationsgeschwindigkeit des Wassers aber nur geringfügig, was die Robustheit des Gesamtsystems deutlich macht.
- die Druckentwicklung im Bohrlochverschluss nahezu unabhängig ist von der Gasproduktion aufgrund der relativ geringen Gasbildungsrate.
- bei den Kombinationsmodulen aus Bentonit und Schotterelement der Wasservorrat im Schotterelement ausreicht, wenn beide Elemente eine ähnliche Größe haben.

Bei den Analysen zum Hoek-Brown Stoffmodell zeigte sich, dass

- der maximale Fehlerindex im Gebirge nur sehr geringfügig von der Temperatur abhängt.
- ein Gebirge mit GSI-Werten von 80, 90 oder 100 hinreichende Festigkeit bietet und ein Versagen im Rahmen einer Integritätsprüfung nicht zu erwarten ist. Bei GSI-Werten von ≤ 70 ist ein Versagen nicht ausgeschlossen.

7 Literaturverzeichnis

- Becker, D.-A., Bertrams, N., Bollingerfehr, W., Eickemeier, R., Flügge, J., Frenzel, B., Maßmann, J., Mayer, K.-M., Mönig, J., Mrugalla, S., Müller-Hoeppe, N., Reinhold, K., Rübel, A., Schubarth-Engelschall, N., Simo, E., Thiedau, J., Thiemeyer, T., Weber, J.R. & Wolf, J. (2020). RESUS: Grundlagen zur Bewertung eines Endlagersystems in einer Kristallingesteinsformation mit mehreren einschlusswirksamen Gebirgsbereichen, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, Köln, GRS-574.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C., & Corkum, B. (2002). Hoek-Brown failure criterion - 2002 edition. Proc. NARMS-TAC Conference, 1, S. 267-273. Toronto.
- Jobmann, M. & Burlaka, V. (2021). Verfüll- und Verschlusskonzepte für Endlager im Kristallingestein in Deutschland, Technischer Bericht, BGETEC 2019-05, BGE TECHNOLOGY, Peine.
- Pruess, K., Oldenburg, C. & Moridis, G. (2012): TOUGH2 User's Guide, Version 2, LBNL-43134, Earth Sciences Division, Lawrence Berkeley National Laboratory, Berkley.
- Rübel, A. (2019). Abschätzungen zur Gasproduktion durch die Korrosion von Metallen im Nahfeld, schriftliche Mitteilung, GRS, Braunschweig.
- Xu, W. J. (2013). Coupled multiphase flow and elasto-plastic modelling of in-situ gas injection experiments in saturated claystone (Mont Terri Rock Laboratory). Engineering Geology, S. 55-68.
- Zuo, J. & Shen, J. (2020). The Hoek-Brown Failure Criterion - From Theory to Application, Singapore, Springer.

BGE TECHNOLOGY GmbH

Eschenstraße 55

31224 Peine – Germany

T + 49 5171 43-1520

F + 49 5171 43-1506

info@bge-technology.de

www.bge-technology.de