

Numerisches Modell zur Entwicklung der Permeabilität von Steinsalz in Abhängigkeit von Schädigung, Fluiddruck und Spannungszustand

Von der

Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften

der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina

zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines

Doktoringenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Christian Peter Missal

geboren am 19. November 1976

aus Hamburg

Eingereicht am: 07.11.2018

Disputation am: 18.01.2019

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. J. Stahlmann
Prof. Dr.-Ing. S. Heusermann

2019

Kurzfassung

Für radioaktive Reststoffe gelten Salzlagerstätten als potenzielle Standorte für End- bzw. Tiefenlager. Durch die Einlagerung soll die Biosphäre dauerhaft vor den Gefahren der Reststoffe geschützt werden. Um das Schutzziel zu erreichen, ist es notwendig, den Schadstofftransport zu verhindern oder wenigstens zu verzögern. Steinsalz ermöglicht aufgrund seines viskoplastischen Verhaltens einen langfristig dichten Einschluss.

Bei der Auffahrung von Strecken im Salinar wird der ursprünglich isotrope Spannungszustand gestört und um die Strecke bildet sich ein deviatorischer Spannungszustand aus, der zum Kriechen des Gebirges führt. Sofern der Spannungszustand über der Dilatanz- bzw. Mikrorissgrenze liegt, bildet sich, bedingt durch schädigungsinduzierte Verzerrungen, eine durch Mikro- und Makrorisse geprägte Auflockerungszone (ALZ) im Konturbereich der Strecken. Die ALZ ist aufgrund des deviatorischen Spannungszustands durch ein anisotropes Rissnetzwerk gekennzeichnet, dessen Risse nahezu parallel zur Strecke verlaufen. Die ALZ bietet für Fluide Wegsamkeiten, die beim Bau von Abdichtbauwerken, sogenannten Dämmen, die Wirksamkeit beeinträchtigen. Die Funktionalität von Abdichtstandorten wird durch die integrale Permeabilität aus intaktem Gebirge, ALZ, Kontaktzone und Damm bewertet. Durch die viskosen Eigenschaften des Salinars besteht die Möglichkeit, dass sich die Risse nach der Installation eines Damms verschließen und sich die Schädigung zurückbildet. Für den Fall eines grundsätzlich möglichen Lösungszutritts in das Grubengebäude ist zur Einhaltung des Schutzzieles die Funktionsfähigkeit des Abdichtstandortes nachzuweisen.

Die anisotrope Permeabilität in der ALZ wird auf Basis der Hauptschädigungskomponenten ermittelt. Aufgrund der Kristallstruktur des Salzes entstehen im Fall der Schädigung Risse entlang der Korngrenzen. Daher werden zur Beschreibung der Durchlässigkeit Modellansätze für Kluftwasserleiter aus der Felsmechanik adaptiert. Da in den Rissnetzwerken keine einheitliche Rissöffnungsweite zu erwarten und zudem eine Relation zwischen den schädigungsinduzierten Verzerrungen und der Öffnungsweite herzustellen ist, werden für die drei Hauptrichtungen Risspektren mit einer Rayleigh-Verteilung bestimmt. Die Rissöffnungsweite wird auch vom wirksamen Fluiddruck und der Normalspannung auf den Rissflächen beeinflusst. Zusätzlich wird der mittlere Rissabstand und die Oberflächenbeschaffenheit des Risses aufgrund der Kristallinität berücksichtigt.

Dieser geomechanische Ansatz beschreibt die Permeabilität der ALZ richtungsabhängig unter Beachtung der Interaktion von Spannungszustand, Fluiddruck und Schädigung. Der Modellansatz sollte noch mit einem Versuchsprogramm validiert werden.

Für numerische Simulationen ist das am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der TU Braunschweig entwickelte Stoffmodell *TUBSSalt* um den Ansatz zur Berechnung der anisotropen Permeabilität erweitert worden. Das erweiterte Stoffmodell wurde für das numerische Programm FLAC3D Version 6.0 der Firma Itasca Consulting Group, Inc. implementiert.

Anhand einer generischen Strecke mit Damm werden die anisotrope Schädigungsentwicklung und die daraus resultierenden Permeabilitäten gezeigt. Hierbei stellt sich in

tangentialer Richtung die größte Permeabilität ein. Mit nahezu gleicher Größe bildet sich die Permeabilität in axialer Richtung aus. Die Permeabilität in radialer Richtung ist hingegen deutlich kleiner. Die Resultate werden mit Berechnungsergebnissen eines isotropen Permeabilitäts-Dilatanz-Modells verglichen. Abschließend wird das Fortschreiten der Fluidfront in einer hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung gezeigt.

Der vorgestellte Ansatz bietet die Möglichkeit, die Durchlässigkeit der ALZ im Bereich der Streckenkontur realitätsnäher zu beschreiben. Dadurch wird die Bewertung von Risiken und Chancen bei der Konzeption von Abdichtungsbauwerken in End- bzw. Tiefenlagern ermöglicht.

Abstract

For radioactive waste, salt deposits are considered as potential sites for deep geological repositories. The aim of storage is to protect the biosphere permanently from the dangers of radioactive waste. In order to achieve the protection goal, it is necessary to prevent or at least delay the transport of radionuclides. Due to its visco-plastic behavior, rock salt ensures a long-term impermeable containment.

During the excavation of drifts in salt rock the initial isotropic stress state is disturbed and around the drifts a deviatoric stress state is formed which leads to creeping of the rock. If the stress state is above the dilatancy or micro-crack boundary, an excavation damage zone (EDZ) is formed in the contour area of the drift due to damage-induced strains. Due to the deviatoric stress state, the EDZ is characterized by anisotropic damage. In this case, cracks are formed which are predominantly parallel to the drift. For fluids, the EDZ provides pathways that impair the integrity of sealing structures, so-called dams. The functionality of sealing sites is evaluated by the integral permeability of the intact rock, the EDZ, the contact zone and the dam. Due to the viscous behavior of the salt rock, there is a possibility that the cracks will close after the installation of a dam and the damage will recede. In the case of a possible brine access into the mine, the functionality of the sealing site has to be proven in order to meet the protection goal.

The anisotropic permeability in the EDZ is determined on the basis of the principal damage components. Due to the crystal structure of the salt, cracks occur along the grain boundaries in case of damage. Therefore, model approaches from rock mechanics for fluid flow in a joint are adapted to describe the permeability. Since no uniform crack opening width can be expected in the crack networks and a relation between the damage-induced strains and the opening width has to be established, crack spectra with a Rayleigh distribution are determined for the three principal directions. The crack opening width is also influenced by the effective fluid pressure and the normal stress on the crack surfaces. In addition, the mean crack distance and the surface texture of the crack due to crystallinity are taken into account.

This geomechanical approach describes the permeability of the EDZ depending on the direction, taking into account the interaction of stress state, fluid pressure and damage. The model approach should still be validated with a test program.

For numerical simulations, the constitutive model *TUBSsalt* developed at the Institute for Soil Mechanics and Foundation Engineering of the TU Braunschweig has been extended by the approach for the computation of anisotropic permeability. The extended constitutive model was implemented for the numerical program ITASCA FLAC3D Version 6.0.

The anisotropic damage development and the resulting permeabilities are shown by a generic drift with dam. The highest permeability occurs in the tangential direction. With almost the same magnitude, the permeability develops in axial direction. The permeability in the radial direction, on the other hand, is much smaller. The investigated data are compared with computation results of an isotropic permeability dilatancy approach.

Finally, the propagation of the fluid front is shown in a hydraulic-mechanically coupled simulation.

The approach provides the option of describing the permeability of the EDZ in the area of the drift contour more realistically. This allows for the evaluation of risks and opportunities in the design of sealing structures in repositories.





Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Steinsalz als Wirtsgestein für Tiefenlager	1
1.2	Nomenklatur und Konventionen	4
2	Grundlagen, Problemstellung und Zielsetzung	7
2.1	Mechanische und hydraulische Eigenschaften von Steinsalz	7
2.2	Integrität der geologischen und geotechnischen Barriere	10
2.3	Interaktion von Abdichtungsbauwerk und Wirtsgestein	16
2.4	Problemstellung und Zielsetzung	19
3	Methoden zur Modellierung des mechanischen und hydraulischen Verhaltens von Steinsalz	23
3.1	Einführung in die Modellierung von Steinsalz	23
3.2	Einfache Ansätze zur Beschreibung des mechanischen und hydraulischen Verhaltens von Steinsalz	23
3.2.1	Beschreibung des Verformungsverhaltens	23
3.2.2	Implizite Beschreibung der Schädigung	24
3.2.3	Beschreibung von Fluidströmung	25
3.3	Erweiterte Ansätze zur Beschreibung des thermisch-mechanischen Verhaltens von Steinsalz	27
3.3.1	Stoffmodelle mit expliziter Beschreibung der Schädigung	27
3.3.2	Stoffmodell <i>TUBSSalt</i> für Steinsalz	27
3.4	Spannungsabhängige Entwicklung der Permeabilität	32
3.5	Verformungsabhängige Entwicklung der Permeabilität	33
3.5.1	Porositäts-Permeabilitäts-Beziehungen	33
3.5.2	Dilatanz-Permeabilitäts-Beziehung	34
3.6	Kluftströmungsmodelle	35
3.7	Perkolative Permeabilität	41
3.8	Fluiddruckinduzierte Permeabilität	42
3.9	Effektivspannungskonzept und <i>Biot</i> -Parameter	43
3.10	Bezug zur Zielsetzung	45
4	Einfluss von Schädigung, Spannungszustand und Fluiddruck auf die Entwicklung der Permeabilität in der ALZ	47
4.1	Grundlegende Annahmen	47
4.2	Einfluss der anisotropen Schädigung auf die Permeabilität	48
4.3	Änderung der Rissöffnungsweiten in Abhängigkeit vom Spannungszustand und dem wirksamen Fluiddruck	56
4.4	Einfluss der Rissvernetzung auf die Permeabilität	61
4.5	Anisotrope Permeabilität in Beziehung zu Schädigung, Spannungszustand und Fluiddruck	61
4.6	Möglichkeiten der versuchstechnischen Validierung	63

5	Numerische Umsetzung	65
5.1	Implementierung in das Programm FLAC3D unter Verwendung des Stoffmodells <i>TUBSsalt</i>	65
5.2	Überprüfung und Kalibrierung der anisotropen Permeabilitäten	67
5.3	Anwendung an einer generischen Strecke mit Abdichtungsbauwerk	73
5.3.1	Numerisches Modell, Randbedingungen und Bauzustände	73
5.3.2	Berechnungsergebnisse des anisotropen Permeabilitätsmodells	75
5.3.3	Schematische Betrachtung der Relation von Spannungszustand, Schädigung und Permeabilität in der ALZ	82
5.3.4	Vergleich mit dem isotropen Permeabilitätsmodell	84
5.3.5	Berechnungsergebnisse des anisotropen Permeabilitätsmodells mit hydraulisch-mechanischer Kopplung	86
6	Schlussfolgerung und Ausblick	91
	Referenzen	93
	Anhang A – FLAC3D	105
	Anhang B – Materialparameter	115
	Anhang C – Berechnungsergebnisse zu Abschnitt 5.3.2	117
	Anhang D – Berechnungsergebnisse zu Abschnitt 5.3.4	149

1 Einleitung

1.1 Steinsalz als Wirtsgestein für Tiefenlager

Salzlagerstätten in Deutschland gelten als potentielle Standorte für End- oder Tiefenlager von radioaktiven Reststoffen. Während Endlager den dauerhaften und endgültigen Einschluss der Abfälle gewährleisten sollen, bieten Tiefenlager zumindest für einen bestimmten Zeitraum die Möglichkeit die Abfälle planmäßig rückzuholen (vgl. [Stahlmann et al., 2016]). Auch chemo-toxische Abfälle werden in Untertagedeponien (UTD) verwahrt oder, sofern stofflich geeignet, als Untertageversatz (UTV) verwendet. Grundsätzlich sollen Gefahren für die Biosphäre und damit für den Menschen durch die untertägige Lagerung minimiert werden (vgl. [BMUB, 2010]). Daher sind die Reststoffe möglichst dauerhaft einzuschließen und der Schadstofftransport in die Biosphäre zu verhindern oder zu verzögern (vgl. [Appel et al., 2002], [Müller-Lyda et al., 2008]).

Durch die Lithogenese ist Steinsalz als Evaporit im unverritzten Zustand als impermeabel zu betrachten (vgl. [Lux, 2005], [Kock et al., 2012]). Zudem zeichnet sich das Salinargebirge durch mechanische und thermische Eigenschaften aus, die zur Erreichung des Schutzzieles als vorteilhaft anzusehen sind. Innerhalb der Salzstrukturen stellen sich lithostatisch isotrope Spannungszustände ein. Aufgrund seines viskoplastischen Materialverhaltens neigt Steinsalz zum Verschließen von Hohlräumen und stellt langfristig einen dichten sowie dauerhaften Einschluss sicher. Die hohe Wärmeleitfähigkeit und Temperaturbelastbarkeit erlaubt die Einlagerung von wärmeentwickelnden Abfällen. Aus dem Salzbergbau ist bekannt, dass sich Hohlräume ohne zusätzliche Sicherungsmaßnahmen auffahren und betreiben lassen. Jedoch ist das geringe Sorptionsverhalten von Steinsalz bezüglich des Einschusses von Radionukliden als ungünstig zu bewerten. Auch zeigt das Salinargebirge eine gute Löslichkeit, wenn ungesättigte Wässer angreifen (vgl. [BGR, 2007]). Das viskoplastische Materialverhalten kann sich ungünstig bei der Tiefenlagerung mit Option der Rückholbarkeit der Abfälle auswirken, da für die Rückholbarkeit und das damit erforderliche Monitoring Strecken und Räume über größere Zeiträume nur mit einem erhöhten Aufwand offengehalten werden können. Desweiteren ist eine Gasentwicklung im Inneren der Einlagerungsbereiche aufgrund von Korrosionsprozessen möglich. Die Gase können nur in einem sehr geringen Umfang in das impermeable Salz diffundieren, sodass sich ein Gasdruck aufbauen kann, der zu einem Aufreißen des Gebirges (Makrorissbildung) (vgl. [Langer et al., 1984]) oder zu einer progressiven Infiltration (Mikrorissbildung) (vgl. [Popp et al., 2007]) führt. Bei Abwägung dieser Eigenschaften bleiben Salzformationen ein geeignetes Wirtsgestein für die Einlagerung von wärmeentwickelnden radioaktiven Abfällen (vgl. [BGR, 2007]).

Abbildung 1-1 zeigt ein abstrahiertes End- bzw. Tiefenlager für wärmeentwickelnde radioaktive Abfälle. Die Schächte dienen der Bewetterung sowie dem Transport von Personal, Material und Abfällen. Aus logistischen Gründen können auch mehr als zwei Schächte vorgesehen werden. Der an die Schächte angrenzende Infrastrukturbereich hält die für den Betrieb des Bergwerks erforderlichen Anlagen und Räume vor. Daran schließt sich der Einlagerungsbereich an, in dem die Abfälle je nach Konzept und Art der Abfälle in

Strecken oder Bohrlöchern eingelagert werden. Sobald eine Einlagerungsstrecke belegt ist, wird diese mit einem Verschlussbauwerk von der übrigen Grube abgetrennt. Der Infrastrukturbereich wird mit qualifizierten Abdichtungsbauwerken vom Einlagerungsbereich separiert (vgl. [Bollingerfehr et al., 2011]).

Während für ein Endlager nach der Einlagerungsphase der Infrastrukturbereich abgeworfen und die Schächte qualifiziert verfüllt und abgedichtet werden, sehen die Konzepte für ein Tiefenlager zurzeit die Offenhaltung dieser Bereiche für den Zeitraum einer möglichen Entscheidung zur Rückholung der Abfälle vor. Erst nach einer Entscheidung zum endgültigen Verschluss der Anlage oder nach Rückholung der Abfälle wird dann der Infrastrukturbereich ebenfalls verschlossen und die Schächte werden verfüllt und abgedichtet (vgl. [Stahlmann et al., 2016]). In jedem Fall wird der Einlagerungsbereich mit Abdichtungsbauwerken abgetrennt, sodass die Abfälle durch eine geotechnische Barriere gegen eindringende Wässer geschützt sind. Daher kommt der Funktionsfähigkeit dieser Abdichtungsbauwerke eine besondere Bedeutung zu.

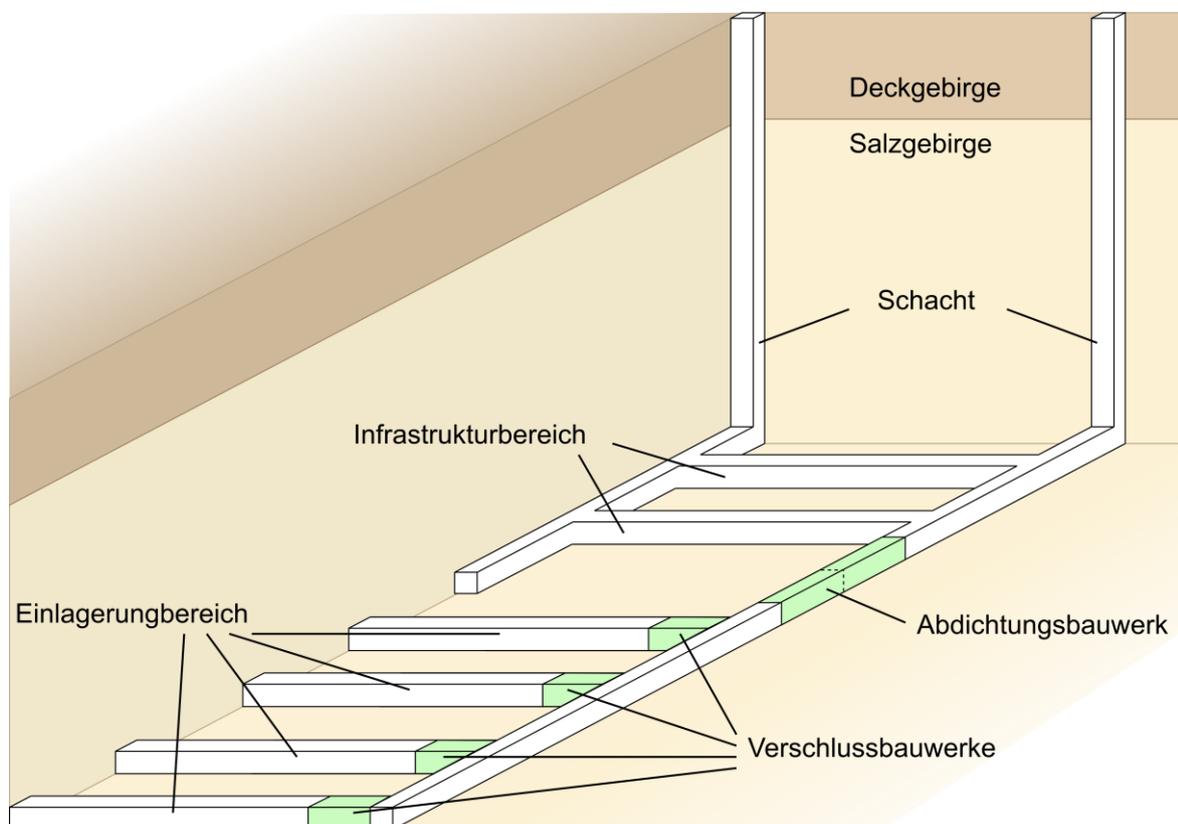


Abbildung 1-1: Isometrie eines abstrahierten End- bzw. Tiefenlagers in einer Salzformation mit Schacht, Infrastruktur- und Einlagerungsbereich sowie Verschluss- und Abdichtungsbauwerken

Die Funktionsfähigkeit eines Abdichtungsbauwerks definiert sich über die Lagesicherheit und die integrale Permeabilität. Abbildung 1-2 zeigt schematisch das Gesamtsystem eines Dammstandortes im Steinsalz. Bei der Auffahrung von Strecken im Salzgebirge entsteht im streckennahen Bereich aufgrund von Spannungumlagerungen eine Auflockerungszone (ALZ). Zwischen dem Abdichtungsbauwerk und der ALZ bildet sich durch das

autogene Schwinden und das daraus folgende Ablösen des Dammbaustoffs eine Kontaktzone. Die integrale Permeabilität folgt aus den hydraulischen Widerständen des intakten Salzgebirges, der ALZ, der Kontaktzone und des Damms, wobei Kontaktzone und ALZ die integrale Permeabilität zunächst dominieren und eine potentielle Wegsamkeit für Fluide darstellen. Aufgrund des viskoplastischen Verhaltens des Salzgebirges kriecht dieses auf den Damm auf. Dadurch wird die Kontaktzone verschlossen und in der ALZ setzt die Selbstheilung von Steinsalz ein und im Laufe der Zeit nimmt die integrale Permeabilität ab. Zudem erhöhen sich die Normalspannungen, die auf den Damm wirken, sodass größere Schubspannungen aufgenommen werden können (vgl. [Stahlmann et al., 2015]). Die Funktionsfähigkeit eines Abdichtungsbauwerkes ist daher abhängig von der Interaktion mit dem Wirtsgestein. Da die Abdichtungsbauwerke im Rahmen des Mehrbarrierensystems eine zentrale Bedeutung besitzen, ist die Funktionalität nachzuweisen und über den Funktionszeitraum sicherzustellen (vgl. [Langer et al., 1993]).

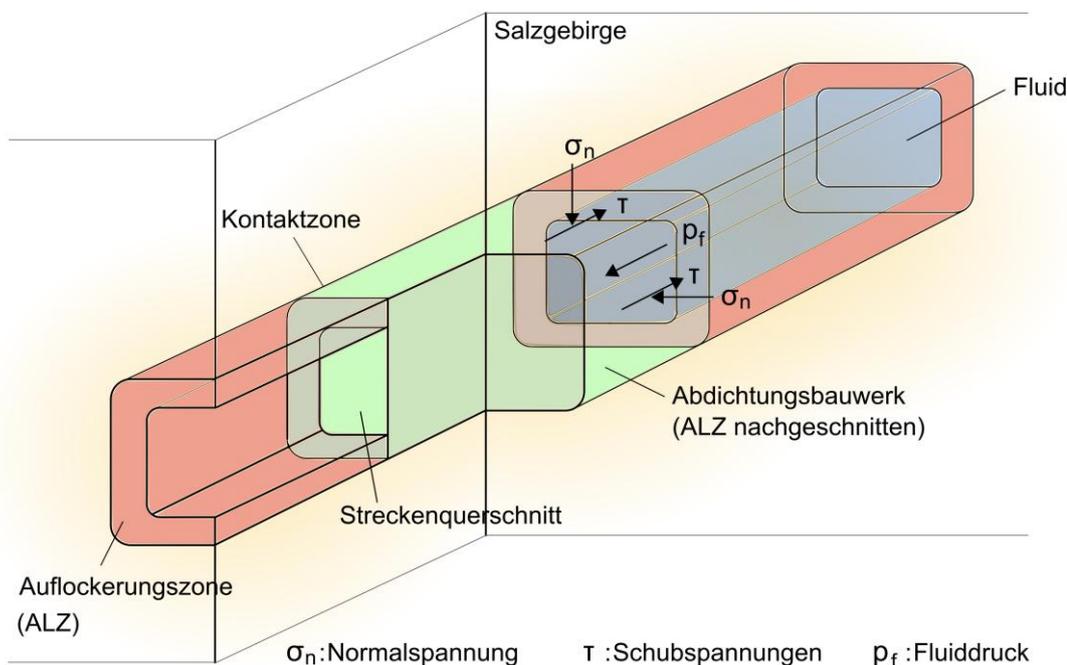


Abbildung 1-2: Isometrie des Gesamtsystems von Wirtsgestein und Abdichtungsbauwerk in einer Strecke [Stahlmann et al., 2015]

Der integralen Permeabilität von ALZ, Kontaktzone und geotechnischem Abdichtbauwerk kommt eine maßgebliche Bedeutung zu, um das Schutzziel zu erreichen. Die Beschreibung der integralen Permeabilität und insbesondere die Relation zwischen der Schädigung und Permeabilität in der ALZ ist zurzeit Gegenstand der Forschung (vgl. [Müller-Hoeppe et al., 2012]). In der vorläufigen Sicherheitsanalyse Gorleben wird weiterhin ein Forschungsbedarf zu den hydro-mechanischen Wechselwirkungen im Steinsalz identifiziert (vgl. [Thomauske und Charlier, 2013]). Zudem sind Methoden weiterzuentwickeln, die den Nachweis der Funktionsfähigkeit von Barrieren einschließlich der Kontaktzone zwischen Bauwerk und Gebirge erlauben. Dies soll auch im Hinblick auf die integrale

Permeabilität von Streckenverschluss und ALZ geschehen (vgl. [Thomauske und Charlier, 2013]).

Im Folgenden wird daher untersucht, welchen Einfluss die Interaktion von Schädigung, Fluiddruck und Spannungszustand auf die Permeabilität und damit auf die Barriereintegrität hat. Auf Grundlage eines auf der anisotropen Schädigung beruhenden, Rissnetzwerks in der ALZ wird ein Konzept abgeleitet, um die Durchströmung der ALZ normal und tangential zur Streckenkontur in einem kontinuumsmechanischen Ansatz zu beschreiben. Damit soll ein Beitrag zur Verbesserung der Nachweismethoden für die Funktionalität von Abdichtungsbauwerken im Steinsalz geleistet werden.

1.2 Nomenklatur und Konventionen

In dieser Arbeit werden die von den geotechnischen Vorzeichenkonventionen abweichenden mechanischen Konventionen verwendet. Damit sind einerseits Druckspannungen, Druckkräfte und Stauchungen mit negativem Vorzeichen, andererseits Zugspannungen, Zugkräfte und Dehnungen mit positivem Vorzeichen dargestellt. Der Fluiddruck wird mit positivem Vorzeichen aufgetragen.

Die Verwendung der mechanischen Vorzeichenkonvention kann gerade im Zusammenhang mit der weiterführenden geotechnischen Literatur irritierend sein. Daher ist im Kontext dieser Arbeit für die mechanischen Zustandsgrößen folgendes zu beachten:

- Die mathematische maximale Hauptspannung ist identisch mit der betragsmäßig kleinsten (Haupt-)Druckspannung oder im Falle einer Zugbeanspruchung mit der größten (Haupt-)Zugspannung
- Die mathematische minimale Spannung ist identisch mit der betragsmäßig größten (Haupt-)Druckspannung oder im Falle einer allseitigen Zugbeanspruchung mit der kleinsten (Haupt-)Zugspannung

Diese Definition gilt analog auch für die Verzerrungsgrößen. Durch die strikte Beachtung der Vorzeichenkonvention und der daraus abgeleiteten Spannungs- und Verzerrungsbegriffe kann es zu vermeintlichen Widersprüchen zu der in der Literatur genannten Bezeichnung kommen, z.B. „Minimalspannungskriterium“.

Im Folgenden werden Vektoren durch geschweifte Klammern und Matrizen durch eckige Klammern gekennzeichnet. Da die Spannungs- und Verzerrungstensoren symmetrisch sind, können diese im Sinne der Nye-Notation auch als Vektoren mit sechs Komponenten geschrieben werden.

Die *von-Mises-Vergleichsspannung* (1-1) wird als Äquivalenzspannung bezeichnet. Darüber hinaus werden die Oktaedernormalspannung (1-2) und die Oktaederschubspannung (1-3) verwendet. Hierbei ist σ_1 die größte, σ_2 die mittlere und σ_3 die kleinste Hauptspannung (1-4). Im kartesischen Koordinatensystem werden die Komponenten durch die Indizes xx, yy, zz für Normalenrichtung und xy, xz sowie yz für Schubrichtung gekennzeichnet.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)} \quad (1-1)$$

$$\sigma_o = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (1-2)$$

$$\tau_o = \frac{1}{3} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (1-3)$$

$$\sigma_{max} = \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \sigma_{min} \quad (1-4)$$

mit

- σ_i Hauptspannung in MPa ($i = 1, 2, 3$)
- σ_{eq} Äquivalenzspannung in MPa
- σ_o Oktaedernormalspannung in MPa
- τ_o Oktaederschubspannung in MPa

Für eine einfache und übersichtliche Darstellung von Fallunterscheidungen werden die folgenden Definitionen des *Föppl*-Symbols (1-5) und der *Heaviside*-Funktion (1-6) verwendet.

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & \text{für } x \leq 0 \\ x & \text{für } x > 0 \end{cases} \quad (1-5)$$

$$H(x) = \begin{cases} 0 & \text{für } x \leq 0 \\ 1 & \text{für } x > 0 \end{cases} \quad (1-6)$$

Den folgenden Ausführungen wird, wenn nicht anders angegeben, das Einheitensystem aus Tabelle 1 zugrunde gelegt. Das System beruht auf SI-Einheiten, orientiert sich an dem numerischen Programm FLAC3D Version 6.0 der Firma Itasca Consulting Group, Inc. und ist in sich konsistent (vgl. [Itasca Consulting Group, Inc., 2017]).

Tabelle 1: Einheitensystem

Größe	Einheit
Länge	m
Zeit	s
Geschwindigkeit	m/s
Beschleunigung	m/s ²
Dichte	Gg/m ³
Kraft	MN
Spannung	MPa
Fluiddruck	MPa
Permeabilität	m ²
Permeabilität (FLAC3D)	m ² /(MPa·s)

2 Grundlagen, Problemstellung und Zielsetzung

2.1 Mechanische und hydraulische Eigenschaften von Steinsalz

Die heutigen Steinsalzvorkommen in der norddeutschen Tiefebene wurden vor etwa 260 bis 250 Millionen Jahren als Evaporit oder chemisches Sediment abgelagert. In mehreren Becken eines warmen und flachen Randmeeres entstanden durch den Zyklus von nachströmendem Meerwasser und Verdunstung bis zu sieben Salzformationen, die der lithostratigraphischen Einheit des Zechsteins zugeordnet werden. In diesen Formationen wurden Kalk, Gips bzw. Anhydrit, Steinsalz und Kalisalze in Abhängigkeit von ihrer Löslichkeit abgelagert. (vgl. [Meschede, 2015]). In der genannten Reihenfolge nimmt die Verformbarkeit des Gesteins zu. So zeigen Kalk und Gips bzw. Anhydrit ein vergleichsweise sprödes Verformungsverhalten, während Steinsalz und Edelsalze sich deutlich duktiler verhalten (vgl. [Langer et al., 1984]). Aufgrund klimatischer Bedingungen, geografischer Lage der Becken und der Menge des nachströmenden Wassers haben sich unterschiedliche Mächtigkeiten der einzelnen Schichten ergeben und nicht immer wurden sämtliche Zechsteinfolgen oder Schichten abgelagert. Im norddeutschen Raum zeichnen sich sowohl die Staßfurt-Folge (z2) als auch die Leine-Folge (z3) durch große Mächtigkeiten der jeweiligen Steinsalzhorizonte aus (vgl. [Meschede, 2015]).

Die Zechsteinfolgen werden im Liegenden vom Rotliegenden und im Hangenden vom Unteren Buntsandstein begrenzt. Während der Diagenese wurden die Evaporitformationen durch Absenkung und Überlagerung kompaktiert (vgl. [Kühn, 1979]). Dadurch entstand ein sehr impermeables Gestein mit nur geringen Fluideinschlüssen zwischen den Kristallen. In Hohlräumen können aufgrund der Dichtheit des Gesteins auch größere Mengen an Gasen oder salinaren Lösungen über lange Zeiträume gespeichert bleiben. Im unverritzten Salinargebirge werden lediglich sehr langsame Diffusionsprozesse wirksam, sodass Steinsalz quasi impermeabel ist. Wenn das Gebirge jedoch eine Schädigung erfährt, nimmt die Permeabilität deutlich zu (vgl. [Popp et al., 2010]).

Die abgelagerten und kompaktierten Zechsteinfolgen können aufgrund der Dichteinversion bevorzugt an Störungsstellen des Deckgebirges aufsteigen. Dieser aktive Prozess wird Halokinese genannt und beruht auf der bei Spannungsdifferenzen wirksam werdenden Kriechfähigkeit des Salzes, die bei erhöhten Spannungen und Temperaturen zunimmt. Durch die Halokinese entstehen Salzkissen, die sich in Salzdiapire oder Salzmauern in Abhängigkeit vom Deckgebirge weiterentwickeln können. Darüber hinaus können die Salzformationen auch durch tektonische Vorgänge passiv verformt werden. Diese Salztektonik führt bei flachgelagerten Salzstrukturen zu einer Wellenlagerung und bei Salzdiapiren zu einer Verfaltung mit ausgeprägter Sattel- und Muldenbildung (vgl. [Meschede, 2015]). Ausführlich wird in [Jaritz, 1995] auf die Halokinese und die Salztektonik eingegangen.

Steinsalz oder Halit ist weitestgehend monomineralisch und besteht aus kubisch flächenzentriert angeordneten Natriumkationen sowie Chloranionen. Die Kristalle bilden sich als Würfel aus, sind vollkommen spaltbar und brechen muschelig bis spröde (vgl. [Okrusch und Matthes, 2014]). Da durch die Anordnung der Ionen bei Schubbeanspruchung

Elemente mit derselben Ladung gegenüber liegen (Abbildung 2-1), wird die Spaltbarkeit begünstigt (vgl. [Kern und Braun, 1973]). Aufgrund dieser Struktur weist Steinsalz im unverritzten Zustand nahezu vollständig homogene und isotrope Eigenschaften auf.

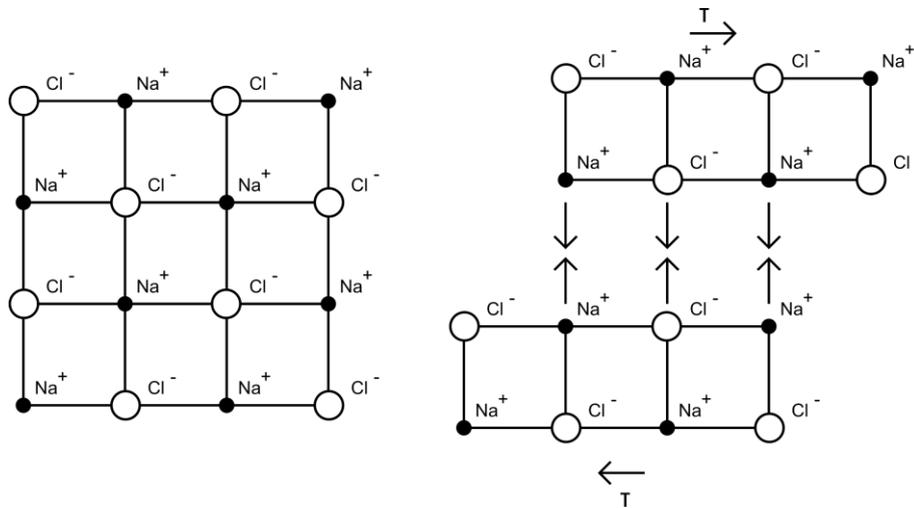


Abbildung 2-1: Anordnung der Na⁺-Ionen und Cl⁻-Ionen im Halit-Kristallgitter vor (links) und nach (rechts) einer Schubbeanspruchung

Reines Steinsalz ist farblos sowie durchsichtig, leicht wasserlöslich und besitzt einen salzigen Geschmack. Die Dichte von Halit liegt zwischen 2.100 kg/m³ und 2.200 kg/m³. Während der Lithogenese von Steinsalz kann es durch Staubwinde, nachströmendes Wasser oder klimabedingte Temperaturschwankungen mit Ton-, Anhydrit- und weiteren Mineralien verunreinigt werden. Die eingeschlossenen Begleitminerale führen zu einer Färbung des Steinsalzes, sodass es u.a. orange, rot, grau oder braun erscheinen kann (vgl. [Okusch und Matthes, 2014]). Bei der Untersuchung des Salzstocks Gorleben konnten z.B. im Hauptsalz der Staßfurt-Folge (z2HS) neben kleineren Fluideinschlüssen Anhydrit- und Tonbänder bzw. -knäuel oder Polyhalit nachgewiesen werden. Steinsalz kann fein- bis grobkristallin ausgebildet sein. Teilweise finden sich im Steinsalzverband auch große Einzelkristalle (vgl. [Bornemann und Liedtke, 1983]). Rissnetzwerke entwickeln sich infolge Schädigung entlang der Korngrenzen und daher abhängig von der Kristallinität des Salzes. Bei entsprechenden Spannungszuständen sind auch Bruchvorgänge in den Kristallen möglich.

Neben Temperatur, Reinheit, relativer Feuchtigkeit und Kristallinität wirken sich die Einflussgrößen Spannung, Zeit und Schädigung auf das Materialverhalten von Steinsalz aus. Durch die Überlagerung der aus den Einflussgrößen resultierenden elastischen, viskosen und plastischen Verzerrungsanteile ergibt sich ein komplexes nicht-lineares Verformungsverhalten (vgl. [Langer et al., 1984], [Glabisch, 1996]). [Frost und Ashby, 1982] stellen u.a. für Natriumchlorid die bei unterschiedlichen Spannungszuständen und Temperaturen wirksamen Verformungsmechanismen in so genannten „Deformation-Mechanism Maps“ dar. Die hierbei in der Mikrostruktur wirksam werdenden Prozesse lassen sich auf Defekte im Kristallgitter zurückführen und werden von [Ellinger, 2005] und [Günther, 2009] zusammenfassend beschrieben.

Das phänomenologische und rheologische Materialverhalten von Steinsalz ist Gegenstand von vielen experimentellen Untersuchungen z.B. von [Kern und Braun, 1973] sowie [Wallner et al., 1979] mit dem Schwerpunkt zum thermisch-mechanischen Verhalten, [Schulze, 1986] zum Einfluss ionisierender Strahlung oder [Missal et al., 2014] zur Festigkeit von Steinsalz aus flacher und steiler Lagerung. [Düsterloh, 2009] beschreibt umfassend die Versuchsdurchführung und -auswertung für experimentelle Untersuchungen an Steinsalzproben.

Grundsätzlich lassen sich zeitunabhängige elastoplastische Verformungen und zeitabhängige viskoplastische Verformungen unterscheiden. Die viskosen Verformungen ergeben sich aus der Kriechfähigkeit des Salinars, wodurch ein isotroper Spannungszustand angestrebt wird. Bei einer konstanten Äquivalenzspannung unterhalb einer Grenzspannung, die abhängig von der Einspannung ist, tritt primäres und sekundäres Kriechen auf. In der primären oder transienten Kriechphase ist anfangs eine sehr hohe Kriechgeschwindigkeit zu verzeichnen, welche durch die einsetzende Verfestigung langsam abnimmt. Durch das sekundäre Kriechen kommt es zu einem linearen Anstieg der Verzerrungen über die Zeit; die Kriechrate wird konstant. Wenn die Äquivalenzspannung die Grenzspannung übersteigt, tritt tertiäres Kriechen auf. Dies führt zu zusätzlichen schädigungsinduzierten Verzerrungsanteilen, womit eine Volumenzunahme durch Mikrorissbildung und eine sich beschleunigende Kriechrate einhergeht (vgl. [Schulze, 2007]). Durch die zunehmende Vernetzung der Risse vergrößert sich die Schädigung, die Festigkeit sowie Steifigkeit (vgl. [Matei und Cristescu, 2000]) verringert sich und es kommt schließlich zum Kriechbruch. Abbildung 2-2 (links) zeigt ein Stauchungs-Zeitdiagramm für einen spannungsgesteuerten Kriechversuch mit der Überlagerung der einzelnen Kriechphasen und des elastischen Verhaltens. Die dilatante Schädigung kann zurückgebildet werden, wenn ein Spannungszustand unterhalb der Grenzspannung erreicht wird. Diese so genannte Verheilung bedingt eine Volumenabnahme durch das Schließen der Mikrorisse, wodurch die Festigkeit wieder aufgebaut wird (vgl. [Schulze, 2007]).

Abbildung 2-2 (rechts) zeigt ein Spannungs-Stauchungsdiagramm für einen weggesteuerten dreiaxialen Festigkeitsversuch. Mit zunehmender Stauchung erhöht sich die axiale Spannung. Die einsetzende Schädigung und die zugehörige Dilatanzgrenze lassen sich am Minimum der Volumendehnungskurve ablesen. Die zugehörige Verzerrung wird analog zur Bruchverzerrung als Dilatanzverzerrung bezeichnet. Sowohl der Wert der Dilatanzverzerrung als auch der Bruchverzerrung sind abhängig von der Einspannung. Mit zunehmender Einspannung werden eine größere Bruchverzerrung und eine höhere Bruchspannung erreicht. Bis zur Bruchspannung verfestigt sich das Material. Mit Überschreiten der Bruchfestigkeit kommt es zu einer Entfestigung bis zum Erreichen der Restfestigkeit. Das Spannungsniveau der Restfestigkeit korreliert mit der Dilatanzgrenze (vgl. [Hunsche et al., 2003]).

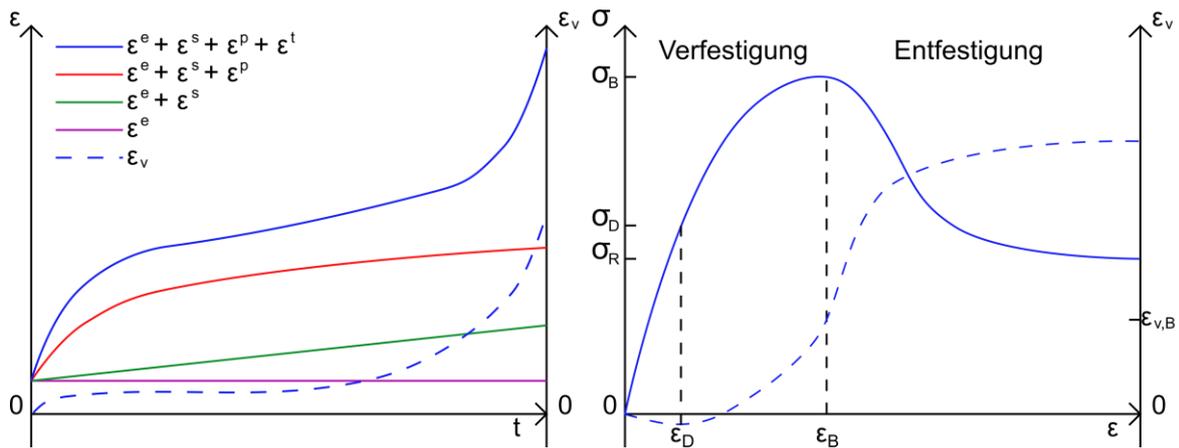


Abbildung 2-2: Qualitative Überlagerung der axialen Verzerrungen mit ϵ^e : elastische Verzerrung, ϵ^p : primäre, ϵ^s : sekundäre, ϵ^t : tertiäre Kriechverzerrung eines Kriechversuches sowie ϵ_v : Volumendehnung über die Zeit (links); qualitative Darstellung eines Festigkeitsversuches mit σ_D : Dilatanzgrenze, ϵ_D : Dilatanzverzerrung, σ_B : Bruchfestigkeit, ϵ_B : Bruchverzerrung, σ_R : Restfestigkeit, $\epsilon_{v,B}$: Bruchvolumendehnung für Äquivalenzspannung bzw. volumetrische Verzerrung über die axiale Verzerrung (rechts) nach [Missal et al., 2016a]

Der Einfluss der Temperatur auf das Kriech- und Bruchverhalten von Steinsalz ist umfassend z.B. von [Kern und Braun, 1973], [Wallner et al., 1979] und [Günther et al., 2014] untersucht worden. Grundsätzlich zeigt sich mit ansteigenden Temperaturen ein duktileres Materialverhalten. Bei dreiaxialen Festigkeitsversuchen mit gleicher Mantelspannung und gleicher Belastungsgeschwindigkeit verringert sich die Bruchspannung, während sich die Bruchverzerrung vergrößert. Obgleich die Schädigungsrate mit steigender Temperatur abnimmt, kann eine Temperaturabhängigkeit der Dilatanzgrenze nicht gezeigt werden (vgl. [Salzer et al., 2015], [Düsterloh et al., 2015]). Eine höhere Temperatur bei Kriechversuchen mit sonst gleichen Spannungsrandbedingungen führt zu einer Erhöhung der Kriechrate. Der Einfluss der Temperatur auf das Verheilungsvermögen bzw. -verhalten ist derzeit Gegenstand der Forschung.

Die Untersuchungen von [Schulze, 1993] und [Hunsche und Schulze, 2002] haben gezeigt, dass Feuchtigkeit einen signifikanten Einfluss auf die Kriechgeschwindigkeit von Steinsalz hat. Mit zunehmender Feuchte beschleunigt sich das Kriechen, wobei diese Effekte im Wesentlichen bei Spannungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze festgestellt wurden. Ebenfalls konnte von [Stührenberg und Schulze, 2012] der günstige Einfluss der Feuchtigkeit auf die Verheilung gezeigt werden.

Verunreinigungen des monomineralischen Steinsalzes z.B. mit Anhydrit, Polyhalit oder Ton beeinflussen das mechanische Verhalten. In Abhängigkeit vom Volumenanteil und der Verteilung der Fremdminerale wird die Kriechgeschwindigkeit verändert (vgl. [Hunsche et al., 1996], [Plischke, 2007]).

2.2 Integrität der geologischen und geotechnischen Barriere

Eine Freisetzung von Radionukliden aus Endlagern soll möglichst verhindert werden, um den Schutz der Biosphäre zu gewährleisten und eine Erhöhung der Strahlendosis gering

zu halten (vgl. [Appel et al., 2002], [BMUB, 2010]). Die Ausbreitung von Radionukliden erfolgt im Regelfall über den Gas- oder Wasserpfad. Eine Ausbreitung über den Gaspfad bedingt eine Gasbildung aufgrund von Korrosionsprozessen im Endlager. Mit ansteigendem Gasdruck in den Einlagerungskammern werden Radionuklide entlang eines höher permeablen Pfades, z.B. im Salzgrusversatz oder in der Auflockerungszone, transportiert und können in das Grundwasser gelangen. Für eine Ausbreitung über den Wasserpfad ist, bei der Annahme eines trockenen Endlagers, zunächst der Zutritt von Wässern bzw. Lösungen notwendig. Diese gelangen über die Strecken in die Einlagerungsbereiche, wo Radionuklide gelöst werden können. Aufgrund des Kriechens des Gebirges und der dadurch bedingten Hohlraumkonvergenz kommt es nach einer vollständigen Flutung des Grubengebäudes zu einer Umkehr der Strömungsrichtung und kontaminierte Flüssigkeit wird aus dem Grubengebäude ausgepresst. Durch Diffusions- und Advektionsprozesse im Grundwasser können Radionuklide schließlich die Biosphäre erreichen (vgl. [Stahlmann et al., 2016]).

Durch die Salzbarriere und geotechnische Abdichtungsbauwerke soll das Ein- und Ausströmen von Fluiden verhindert werden. Dennoch kann es zu einer Mobilisierung der Radionuklide kommen, weil die aus Korrosionsprozessen resultierende Gasbildung nicht vollständig gehemmt und ein Zulaufen des Grubengebäudes nicht mit letzter Sicherheit ausgeschlossen werden kann. Um das Schutzziel trotzdem zu erreichen, ist die Fluidströmungsgeschwindigkeit so zu reduzieren, dass die Radionuklide nicht ins Neben- oder Deckgebirge migrieren (vgl. [Stahlmann et al., 2015]). Der Gebirgsbereich, in dem sich Radionuklide ausbreiten können, ohne dass sie das Schutzziel verletzen, wird als einschlusswirksamer Gebirgsbereich (ewG) definiert. Eingriffe in den ewG, die für den Bau und Betrieb des Tiefenlagers notwendig sind, müssen durch geeignete technische Maßnahmen, wie z.B. Strecken- und Schachtverschlüsse, gesichert werden (vgl. [Kommission Lagerung hoch radioaktiver Abfallstoffe, 2016]). Hierfür ist die Integrität der geotechnischen und geologischen Barrieren zu gewährleisten (vgl. [Stahlmann et al., 2015]).

Eine Gefährdung der Integrität der geologischen Barriere ist im Bereich der Streckenkontur und im Fall einer thermischen Beanspruchung am Übergang vom Wirtsgestein zum Deckgebirge zu erwarten. Um die Integrität der Salzbarriere in den maßgeblichen Bereichen nachzuweisen, sind das Dilatanz-, das Zugspannungs- und das Fluiddruckkriterium einzuhalten (vgl. [BMUB, 2010], [Mönig et al., 2012]). In Abbildung 2-3 wird schematisch gezeigt, in welchen Bereichen die Kriterien üblicherweise zu überprüfen sind.

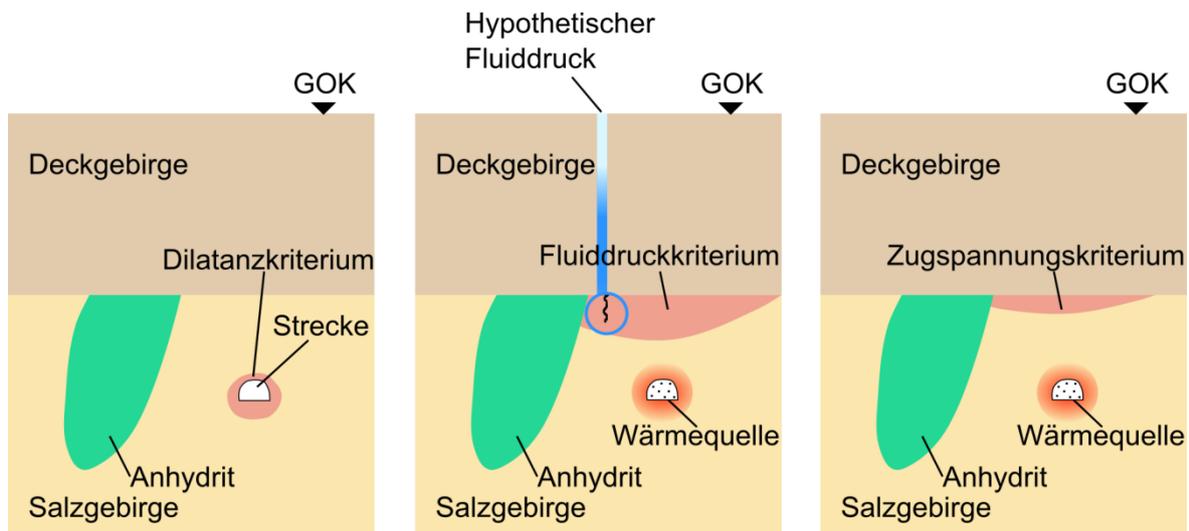


Abbildung 2-3: Schematische Darstellung der Kriterien zur Bewertung der Integrität der Barriere in Anlehnung an [Heusermann et al., 2017]

Dilatanzkriterium

Das Dilatanzkriterium für einen Gebirgsbereich gilt als eingehalten, wenn die dort wirkenden Spannungszustände unterhalb der Dilatanzgrenze liegen. Als Dilatanzgrenze wird der Spannungszustand im triaxialen Kompressionsversuch bezeichnet, ab dem schädigungsinduzierte dilatante Volumendehnungen auftreten (vgl. [Günther, 2009]). [Hunsche et al., 2003] definierten als Dilatanzgrenze den Spannungszustand, der bei Kompressionsversuchen im Minimum der Volumendehnung erreicht wird (vgl. Abbildung 2-4). Durch das Einhalten des Dilatanzkriteriums ist gewährleistet, dass es zu keiner fortschreitenden Auflockerung mit der Entstehung von Rissnetzwerken im Salzgebirge kommt (vgl. [Heusermann, 2007]).

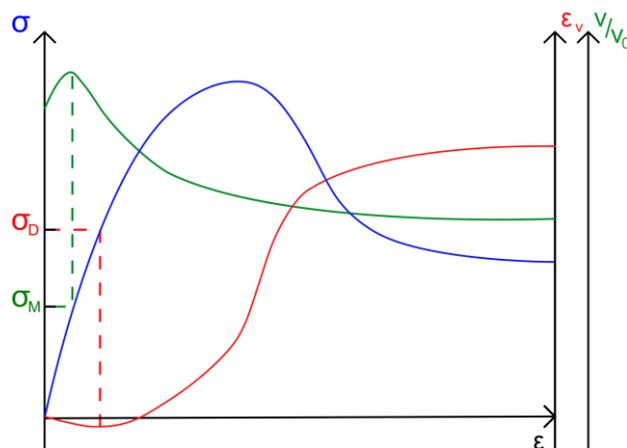


Abbildung 2-4: Spannungs-Dehnungsdiagramm und Dilatanz-Dehnungsdiagramm, das Minimum der Dilatanzkurve beschreibt die Dilatanzgrenze σ_D und das Maximum der normierten Ultraschallwellengeschwindigkeit beschreibt die Mikrorissgrenze σ_M

Eine weitere Möglichkeit die Dilatanzgrenze zu bestimmen, ist die Auswertung der während der Versuchsdurchführung aufgezeichneten normierten Ultraschallwellengeschwindigkeiten. Hierbei zeigt sich, dass infolge einsetzender Mikrorissbildung die

Wellengeschwindigkeiten abnehmen (vgl. [Popp, 2002]). Die Dilatanzgrenze wird in diesem Fall vom Spannungszustand σ_M beim Maximum der auf die Anfangsgeschwindigkeit normierten Wellengeschwindigkeiten $\frac{v}{v_0}$ beschrieben (vgl. Abbildung 2-4).

Die Dilatanzgrenze kann auch als Spannungsbereich beschrieben werden, in dem der Schädigungsbeginn einsetzt (vgl. [Hunsche und Hampel, 1999]). Aufgrund unterschiedlicher Wege, das Einsetzen der Schädigung im Versuch zu bestimmen und verschiedener mathematischer Approximationen, ist die Beschreibung der Dilatanzgrenze nicht eindeutig (vgl. [Hampel et al., 2010]).

Eine Verletzung der Dilatanzgrenze führt im Gebirge zu einer Gefügeschädigung unter Volumenzunahme. Durch die damit einhergehende Ausbildung eines Rissnetzwerks kommt es zu einer Permeabilitätszunahme. Daher ist die Dilatanzgrenze als Kriterium zur Bewertung der Langzeitsicherheit anzusehen (vgl. [Hunsche und Hampel, 1999]). Bei Spannungszuständen, die die Dilatanzgrenze überschreiten, kommt es zu einer mechanischen Schädigung des Gebirges.

Fluiddruckkriterium

Das Fluiddruckkriterium in der einfachsten Form gilt für einen Gebirgsbereich im Salinar als eingehalten, wenn der in der Teufe hypothetische anstehende hydrostatische Druck kleiner ist als die betragsmäßig kleinste Hauptdruckspannung (vgl. [Heusermann, 2007]). [Heusermann, 2007] verwendet hierbei die geotechnische Vorzeichenkonvention. Das Fluiddruckkriterium wird auch als Laugendruck- bzw. Minimalspannungskriterium bezeichnet. Eine Bewertung dieses Kriteriums kann entweder mit der Differenz zwischen dem Fluiddruck und der betragsmäßig kleinsten Hauptspannung (entspricht hier der größten Hauptspannung) oder mit dem Quotienten aus der betragsmäßig kleinsten Hauptspannung zum Fluiddruck erfolgen (vgl. [Kock et al., 2012]) Im zweiten Fall gilt das Kriterium als eingehalten, wenn die Forderung in (2-1) erfüllt wird.

$$\frac{\sigma_1}{p_f} > 1,0 \quad (2-1)$$

mit

σ_1	Größte Hauptspannung in MPa
p_f	Fluiddruck in MPa

Eine Erweiterung des Kriteriums erfolgt dadurch, dass zusätzlich die Zugfestigkeit des Gebirges berücksichtigt wird. Der wirksame Fluiddruck muss in diesem Fall nicht nur größer als die maximale Hauptspannung sein, sondern außerdem zusätzlich die Zugfestigkeit überschreiten, bevor das Fluiddruckkriterium nicht mehr erfüllt ist. Dazu wird der Quotient aus größter Hauptspannung und Zugfestigkeit zum Fluiddruck gebildet. Das Kriterium gilt als eingehalten, wenn die Forderung in (2-2) erfüllt wird.

$$\frac{\sigma_1 - \sigma^Z}{p_f} > 1,0 \quad (2-2)$$

mit

σ_1	Größte Hauptspannung in MPa
σ^Z	Zugfestigkeit in MPa
p_f	Fluiddruck in MPa

Zusätzlich ist bei der Anwendung des Fluiddruckkriteriums die Richtung der kleinsten Hauptdruckspannung bezogen auf die Richtung des wirkenden Fluiddrucks zu prüfen. Nur wenn der Fluiddruck annähernd senkrecht zur maximalen Hauptspannung wirkt (vgl. [Hunsche et al., 2003]), kommt es zu einer Rissausbreitung (vgl. Abbildung 2-5). Fluiddrücke, die das Fluiddruckkriterium überschreiten, führen nach [Wolters et al., 2012] und [Minkley et al., 2012] zu einer hydraulischen Schädigung des Gebirges.

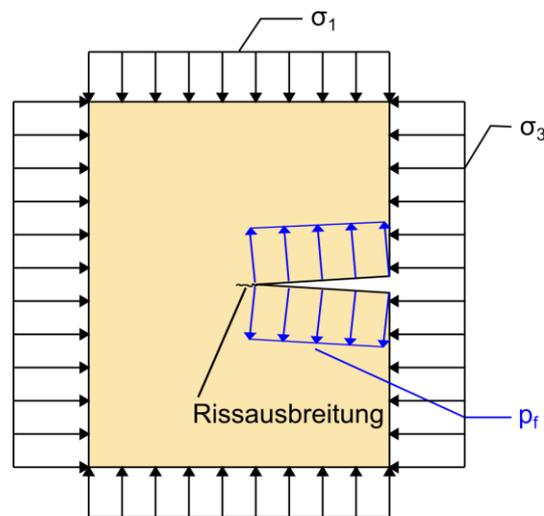


Abbildung 2-5: Für die orientierte Rissausbreitung im Gebirge gelten die Bedingungen $p_f > \sigma_1$ und $p_f \perp \sigma_3$

Zugspannungskriterium

Das Zugspannungskriterium gilt in Gebirgsbereichen eingehalten, wenn die Zugbeanspruchung kleiner ist als die Zugfestigkeit des Salzes. Sobald die Zugfestigkeit überschritten ist, kommt es im Gebirge zu einer Rissbildung senkrecht zur wirkenden Zugspannung. Die damit einhergehende Schädigung führt zu einer Erhöhung der Permeabilität. Eine Verletzung des Zugspannungskriteriums kann abhängig von der Tiefe an der Hohlräumkontur auftreten, z.B. aufgrund einer Querdehnungsbeanspruchung, oder thermisch induziert sein, z.B. aufgrund von Abkühlungsprozessen. Zugspannungen oberhalb der Zugfestigkeit schädigen das Gebirge mechanisch.

Bei einer Verletzung dieser Kriterien ist eine mechanische bzw. hydraulische Schädigung des Salzgebirges zu erwarten, die eine höher permeable Zone und damit Fluidwegsamkeiten bedingt. Daher wird in der wissenschaftlichen Diskussion davon ausgegangen, dass die Kriterien, wie in Abbildung 2-6 a) gezeigt, in einem ausreichend großen Bereich um das Tiefenlager eingehalten werden müssen, damit die Barriereintegrität erhalten bleibt (vgl. [Kock et al., 2012]). Abbildung 2-6 b) zeigt eine Verletzung einzelner oder mehrerer Kriterien vom Tiefenlager über den ewG bis zum Deckgebirge. In diesen Bereichen können sich Fluidwegsamkeiten ausbilden, über die Wasser ins Tiefenlager

gelangen oder sich Radionuklide bzw. Toxide aus dem Einlagerungsbereich ausbreiten. Die ursprüngliche Definition des ewG für Ton bzw. Tonstein wurde von der [Kommission Lagerung hoch radioaktiver Abfallstoffe, 2016] auch auf Salzgebirge und mit Einschränkungen auf kristallines Gebirge erweitert.

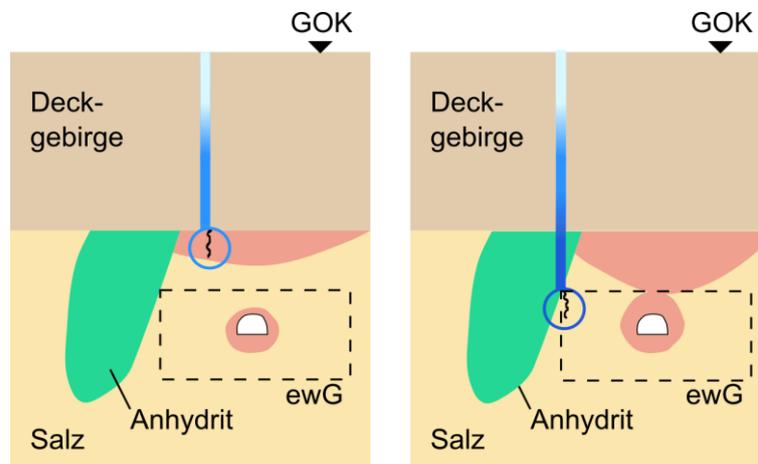


Abbildung 2-6: Tiefenlager mit a) vollständiger Integrität des ewG und b) verletzter Integrität des ewG in Anlehnung an [Heusermann et al., 2017]

Neben den erwähnten Kriterien zur Überprüfung der Integrität der Barriere können durch Kriechbruch und Schubbruch Schädigungen entstehen bzw. verstärkt werden. Hierbei wird das Gefüge makroskopisch geschädigt und es kommt zu einer ausgeprägten Rissbildung. Diese Makrorisse gehen üblicherweise aus einem Mikrorissnetzwerk hervor und erhöhen die Permeabilität. Der Kriechbruch führt zu einem Versagen aufgrund eines Spannungszustandes oberhalb der Dilatanzgrenze. Der Bruch tritt infolge der zunehmenden Dilatanz am Ende eines sich beschleunigenden Kriechprozesses auf. Ein Schubbruch entsteht beim Überschreiten der Kurzzeitfestigkeit. Die Belastungsgeschwindigkeit ist hierbei so hoch, dass Kriechprozesse das Verformungsverhalten nicht dominieren. Abbildung 2-7 zeigt qualitativ, dass die Kurzzeitfestigkeit oberhalb der Dilatanzgrenze liegt. Daraus lässt sich ableiten, dass ein Schubbruch mit einer schädigungsinduzierten Volumenzunahme einhergeht (vgl. [Missal et al., 2014]).

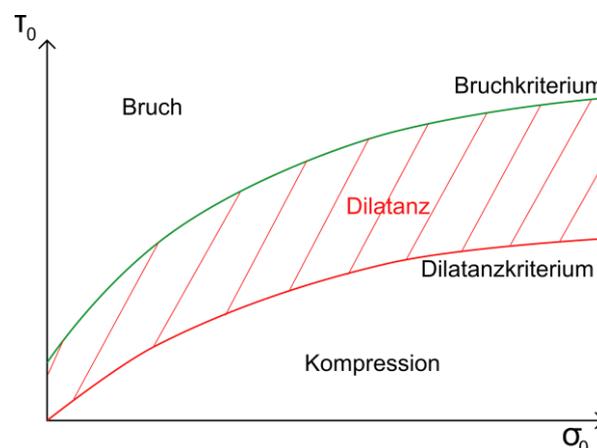


Abbildung 2-7: Qualitative Darstellung des Dilatanz- und Bruchkriteriums in der Oktaederspannungsebene in Anlehnung an [Hampel et al., 2007]

2.3 Interaktion von Abdichtungsbauwerk und Wirtsgestein

Für die Erreichung des Schutzzieles ist die Funktionsfähigkeit eines Abdichtungsbauwerks von zentraler Bedeutung. Die dazu errichteten Dämme sollen mit dem Salinargebirge den Zutritt bzw. die Ausbreitung von Wässern verhindern oder zumindest behindern, sodass eine Radionuklid Ausbreitung in die Biosphäre unterhalb der zulässigen Grenzwerte bleibt. Die Funktionsfähigkeit für ein Abdichtungsbauwerk ergibt sich aus der integralen Permeabilität, der Lagesicherheit, der Standsicherheit sowie der Korrosions- und Temperaturbeständigkeit (vgl. [Wallner und Diekmann, 1989]). Die Funktionsfähigkeit ist solange zu gewährleisten, bis andere Barrieren, z.B. der Salzgrusversatz, diese Aufgaben übernehmen (vgl. [Wallner und Diekmann, 1989], [Mönig et al., 2012]). In [Müller-Hoeppe et al., 2012] wird davon ausgegangen, dass Abdichtungsbauwerke ihre Funktionsfähigkeit bis zu 50.000 Jahre erhalten müssen. Zurzeit wird geplant, Abdichtungsbauwerke aus mehreren Bauteilen herzustellen. Beginnend von der dem Einlagerungsbereich zugewandten und mit Salzgrus versetzten Strecke setzt sich der Streckenverschluss aus einem Widerlager, gefolgt von einem Dichtelement und einem weiteren Widerlager zusammen. Dieses System wiederholt sich, sodass nach Fertigstellung der Streckenverschluss aus vier Widerlagern und zwei Dichtelementen besteht (vgl. [Müller-Hoeppe et al., 2012]).

Das Abdichtungsbauwerk besteht aus den Komponenten Damm, der Kontaktzone zwischen Damm und Salzgebirge, der ALZ im Wirtsgestein und dem Wirtsgestein. Diese Komponenten sollen die Abdichtungsfunktion zusammen sicherstellen und eine ausreichend kleine integrale Permeabilität gewährleisten (vgl. [Stahlmann et al., 2015]).

Auf dieses System wirken neben der Gebirgsspannung sowie den daraus resultierenden Konvergenzen auch thermische bedingte Spannungen bzw. Verformungen aufgrund von Bewitterung, Hydratationswärme während des Abbindeprozesses sowie ggf. Wärmeentwicklung der radioaktiven Abfälle ein. Als weitere Einwirkungen kommen beim Absaufen der Grube oder bei Gasentwicklung durch Korrosionsprozesse stirnseitig wirkende Fluiddrücke hinzu (vgl. [Wallner und Diekmann, 1989], [Stahlmann et al., 2015]).

Für ein besseres Verständnis der Interaktionen zwischen den Komponenten und den Einwirkungen ist es erforderlich, die Prozesse und Zustände von der Auffahrung der Strecken bis zur Fertigstellung des Abdichtungsbauwerks nachzuvollziehen (vgl. [Stahlmann et al., 2012]). In Abbildung 2-8 werden diese Prozesse und Zustände für bestimmte aufeinanderfolgende Zeitpunkte dargestellt, wobei sich der abstrahierte zeitliche Ablauf an [Müller-Hoeppe et al., 2012] orientiert.

Die Auffahrung der Strecken im Salinar für ein End- oder Tiefenlager erfolgt mit einem gebirgsschonenden Verfahren, z.B. mit einer Teilschnittmaschine. Damit wird erreicht, dass es durch den Vortrieb nur zu einer Störung und nicht zu einer Schädigung des Gebirges kommt (Abbildung 2-8 a)). Um keine zu großen Überprofile zu erhalten, wird in der Regel ein gebirgsmechanisch ungünstiger rechteckiger Querschnitt mit abgerundeten Ecken gewählt. Auf einen Ausbau der Strecken wird verzichtet, weil das Salzgebirge eine Eigenstandfestigkeit aufweist. Mit der Auffahrung der Hohlräume im Gebirge kommt

es zu Spannungsumlagerungen. Firste und Sohle werden entlastet, während es zu Spannungskonzentrationen in den Stößen kommt (vgl. [Stahlmann et al., 2015]).

Bei den für End- oder Tiefenlager üblichen Teufenlagen von etwa 600 m bis 800 m entsteht eine Deviatorspannung an der Streckenkontur, die oberhalb der Dilatanzgrenze liegt. Dies führt zu einer ALZ, die einige Dezimeter bis wenige Meter (vgl. [Liedtke und Shao, 1998] und [Bechthold et al., 2004]), abhängig von der Teufe und der Größe des Querschnitts, in das Gebirge reicht (Abbildung 2-8 b)). Nach der Auffahrung und während der Betriebsphase entwickelt sich die ALZ langsam in das Gebirge. Zudem nimmt die dilatante Schädigung zu, sodass sich Wegsamkeiten für Fluide im Gebirge bilden können. In [Wieczorek und Schwarzianek, 2004] wird die Ausdehnung der ALZ weitergehend untersucht. Grundsätzlich bilden sich die Mikro- und Makrorisse der ALZ tangential und längs zur Strecke aus (vgl. [Stahlmann et al., 2015]). Aufgrund der Kristallinität des Salzes können Risse auch an der Streckenkontur ausbeißen.

Vor dem Bau des Abdichtungsbauwerks wird die Kontur der Strecke im Bereich des Damms nachgeschnitten (Abbildung 2-8 c)) (vgl. [Müller-Hoeppe et al., 2012]). Aufgrund des Spannungszustands und der zeitlichen Abläufe bei der Herstellung des Abdichtungsbauwerks kann die in der Betriebsphase entstandene ALZ minimiert werden. Daran anschließend wird das Abdichtungsbauwerk errichtet (Abbildung 2-8 d)). Hierzu kann z.B. ein Salzbeton verwendet werden, der in einem begrenzten Maß kriechfähig ist und eine ähnliche Steifigkeit wie das unverritzte Wirtsgestein aufweist. Zunächst entstehen Normalspannungen zwischen dem Abdichtungsbauwerk und dem Wirtsgestein, da sich der Salzbeton durch die Hydratationswärme ausdehnt und das Salz durch Erwärmung zu einem beschleunigten Kriechen neigt. In der Abkühlphase kommt es zu einer Kontraktion des Betonkörpers und ein autogenes Schwinden setzt ein, sodass sich in der Kontaktzone ein Spalt ausbildet (vgl. [Stahlmann et al., 2012]). Wie Beobachtungen und Spannungsmessungen gezeigt haben (vgl. [Stahlmann et al., 2013], [Stahlmann et al., 2014]), bildet sich dieser Spalt nicht gleichmäßig in der Kontaktzone aus, sondern es entstehen Risse in der ALZ und im Beton selbst. Diese können durch Nachverpressen mit einer Feinstzementsuspension nicht systematisch verschlossen werden (vgl. [Stahlmann et al., 2015]).

Darauf folgend wird das Salzgebirge auf den Damm aufkriechen, den Spannungsdeviator verringern und Spannungen umlagern. Die Risse und Spalten in der ALZ, der Kontaktzone sowie im Salzbeton werden verschlossen. In Abhängigkeit vom wirkenden Spannungszustand ist zusätzlich eine Verheilung zu erwarten. Damit reduzieren sich im Laufe der Zeit die potentiellen Fluidwegsamkeiten und die integrale Permeabilität nimmt ab (vgl. [Stahlmann et al., 2013], [Stahlmann et al., 2015]). Die implizite Schädigungsrückbildung ist auch Gegenstand der Untersuchungen im Bereich der Dammjochstrecke in der Schachanlage Asse 2 von [Wieczorek und Schwarzianek, 2004].

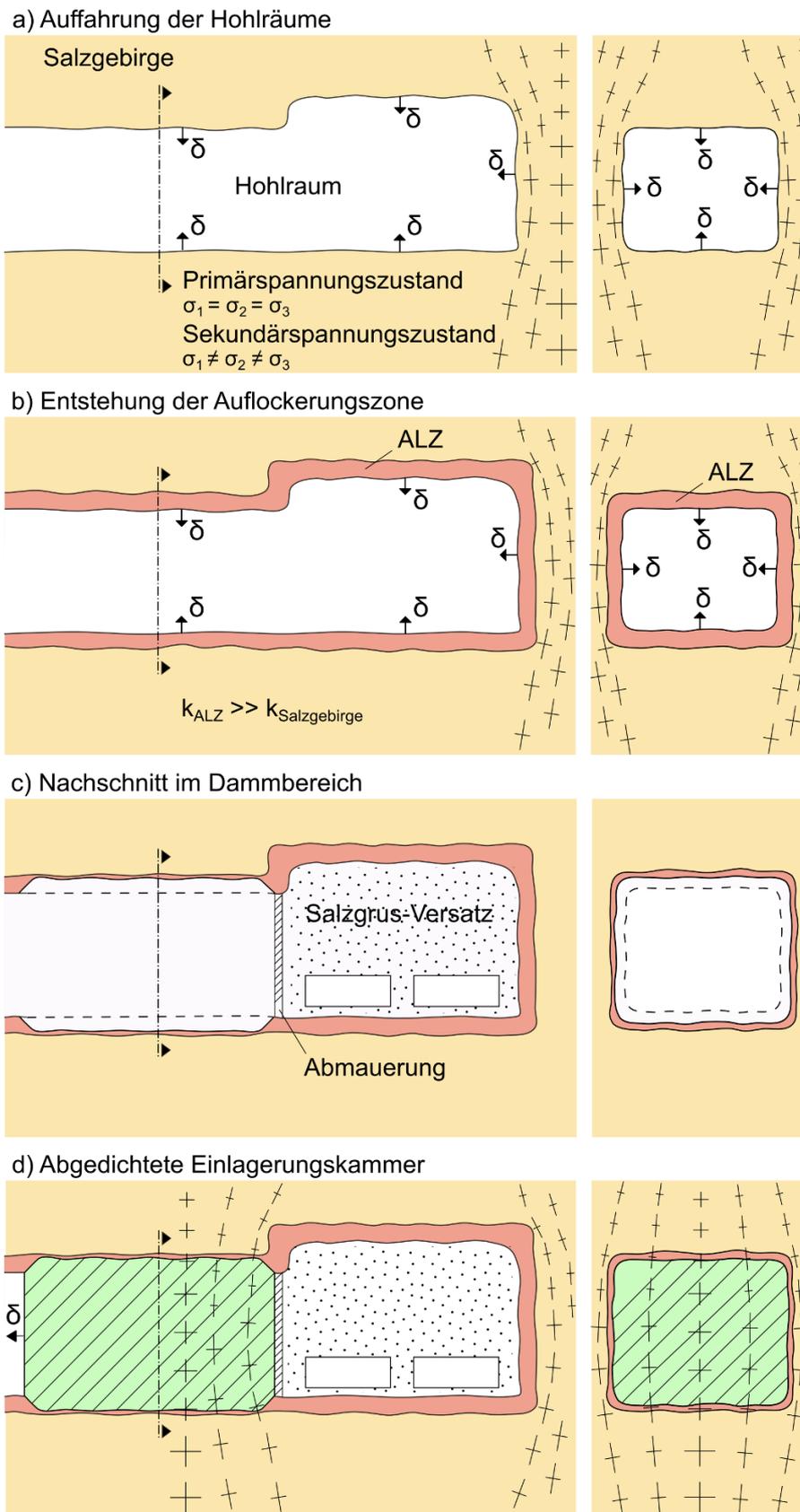


Abbildung 2-8: Prozesse und Interaktionen bei der Auffahrung von Strecken und bei der Errichtung von Abdichtungsbauwerken im Salzgebirge im Längs- und Querschnitt in Anlehnung an [Stahlmann et al., 2015]

Grundsätzlich können schachtseitige Lösungszutritte in das Grubengebäude nicht vollständig ausgeschlossen werden. Der Lösungsdruck baut sich jedoch langsam über die Zeit auf, da nicht von einer instantanen Flutung auszugehen ist (vgl. [Stahlmann et al., 2015]). Abbildung 2-9 zeigt die Situation für den Fall, dass das Grubengebäude vollständig geflutet ist und die Lösung auf das Abdichtungsbauwerk einwirkt. Unter der Voraussetzung, dass die Risse in der ALZ durch das Aufkriechen des Gebirges noch nicht vollständig verschlossen und verheilt sind, ist die Permeabilität in diesem Bereich am größten. Die Fluidfront eilt somit in der ALZ und ggf. in der Kontaktzone voraus (vgl. [Stahlmann et al., 2014]). In radialer Richtung der Strecke wird aufgrund des impermeablen Salinars nur eine sehr geringe Ausbreitung der Fluidfront erwartet.

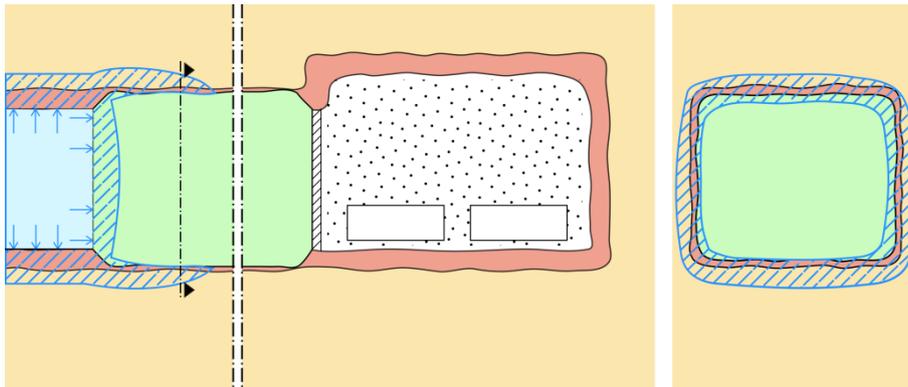


Abbildung 2-9: Idealisierte Fluidfront an einem Abdichtungsbauwerk im Längs- und Querschnitt in Anlehnung an [Stahlmann et al., 2015]

Für Barrieren sind nach [Müller-Hoeppe et al., 2012] übergeordnet Herstellbarkeit, Dichtheit, Integrität im Sinne der hydro-mechanischen Widerstandsfähigkeit und die Dauerhaftigkeit nachzuweisen. Insbesondere für die Dichtheit und Integrität eines Abdichtungsbauwerks ist die Interaktion der einzelnen Komponenten essentiell, da der Spannungszustand, die Kriechfähigkeit des Gebirges, die Größe und Ausdehnung der Schädigung, die Bildung von anisotropen Rissnetzwerken und schließlich auch der wirksame Fluiddruck sowie Strömungswiderstände sich gegenseitig beeinflussen. Unter der Annahme, dass die Kontaktzone möglichst vollständig qualifiziert injiziert wurde, kommt der ALZ als vermeintlich permeabelster Komponente eine besondere Bedeutung für den Nachweis der Funktionsfähigkeit zu. Hierbei ist der früheste Zeitpunkt nach Beginn des Fluiddruckaufbaus zu bestimmen, an dem das Abdichtungsbauwerk umflossen wird.

2.4 Problemstellung und Zielsetzung

Die Permeabilität der ALZ hat eine zentrale Bedeutung in der Beurteilung der Funktionalität von Abdichtungsbauwerken in End- und Tiefenlagern. Zur Beschreibung der Fluidwegsamkeiten in der ALZ ist neben dem Spannungszustand und Fluiddruck die Schädigung zu berücksichtigen. Die Richtungskomponenten der Schädigung werden vom Spannungszustand und die Größe der Schädigung von der Dilatanzgrenze beeinflusst. Hieraus ergeben sich die Öffnungsweite der Fluidwegsamkeiten und eine mögliche Konnektivität

der Risse. Zudem ist die Kristallinität bezüglich der Oberflächenbeschaffenheit bzw. -rauigkeit und der Anzahl der Risse zu beachten.

Abbildung 2-10 zeigt das Spannungsfeld um eine offene Strecke und die ALZ mit qualitativer Rissentwicklung. Die Rissentwicklung folgt grundsätzlich der Richtung der Hauptspannungen. Dabei öffnen sich die Risse in der ALZ nahezu parallel zur kleinsten Hauptspannung (betragsmäßig größten Hauptspannung). Die konkrete Rissgeometrie wird außerdem von der Kristallinität des Salzes und weiteren Einflussfaktoren, z.B. mineralische Verunreinigungen oder Fluideinschlüsse, bestimmt.

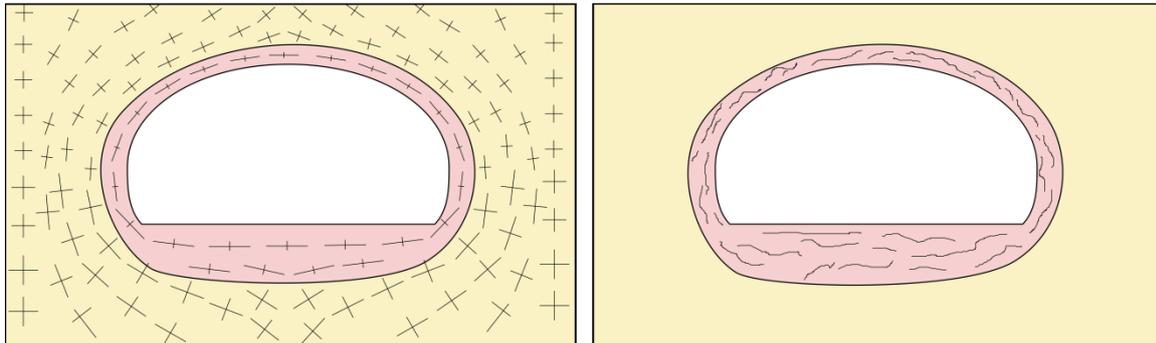


Abbildung 2-10: Spannungsfeld um eine Strecke nach Auffahrung (links) und qualitative Rissentwicklung (rechts); das ungeschädigte Gebirge ist gelb und die ALZ ist rot eingefärbt

Für die aktuellen Berechnungsansätze zur Durchströmung der ALZ im Salinar wird ein Porenwasserleiter zugrunde gelegt, sodass die *Darcy*-Gleichung zur Beschreibung der Strömungsvorgänge angewendet werden kann. Abbildung 2-11 zeigt einen sandigen Kies als Beispiel für einen Porenwasserleiter und einen Fels mit ausgeprägtem räumlichen Trennflächengefüge als Beispiel für einen Kluftwasserleiter. Der Porenwasserleiter zeichnet sich durch eine gleichmäßige und isotrope Durchströmung aus. Im Kluftwasserleiter erfolgt die Durchströmung im Wesentlichen entlang der Trennflächen gerichtet, während die Gesteinsmatrix im Vergleich dazu impermeabel ist.



Abbildung 2-11: Kies als Beispiel für einen Porenwasserleiter (links) und Fels mit räumlichem Trennflächengefüge als Beispiel für einen Kluftwasserleiter (rechts)

Abbildung 2-12 stellt eine Kiesprobe einer Steinsalzprobe gegenüber. Der direkte Vergleich verdeutlicht, dass Steinsalz aufgrund seiner kristallinen Struktur weniger einem Porenwasserleiter ähnelt als einem Kluftwasserleiter. Daher sind für ALZ der Streckenkontur im Salinar die Rissvernetzung, Rissöffnungsweite und die Oberflächenbeschaffenheit bei der Beschreibung der Permeabilität mitzubewerten. Die wirksame Normal- und Schubspannung beeinflusst zudem die effektiven Fluidwegsamkeiten.



Abbildung 2-12: Vergleich einer Kiesprobe (links) und einer Steinsalzprobe (rechts)

Insbesondere am Übergang von offener oder mit Salzgrus versetzter Strecke zu einem Abdichtungsbauwerk ist die Bewertung der ALZ bezüglich der Permeabilität ein komplexes räumliches Problem. Zum einen sind Wechselwirkungen und Umlagerungen der Spannungen zwischen offener Strecke und Damm zu betrachten. Zum anderen gibt es eine Überlagerung von Schädigung und Verheilung der ALZ. Um diese Phänomene hinreichend zu beschreiben, können numerische Verfahren eingesetzt werden.

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines kontinuumsmechanischen Ansatzes, der die diskutierten Wechselwirkungen in der ALZ beschreibt und somit eine Bewertung von Abdichtungsbauwerken bezüglich der Funktionalität im Sinne der Integrität und Dichtheit erlaubt. Hierzu wird ein Konzept hergeleitet, das die Permeabilität der ALZ richtungsabhängig unter Beachtung der Interaktion von Spannungszustand, wirksamem Fluiddruck und Schädigung charakterisiert. Auf dieser Basis können mögliche Konservativitäten aufgrund einer isotrop angenommenen Permeabilität der ALZ beurteilt und ggf. reduziert werden. Dabei wird auch die Besonderheit von Steinsalz im Sinne eines mikroskopisch wirksamen „Kluftwasserleiters“ (z.B. Mikrorisse, Korngrenzen) behandelt. Grundsätzlich wird die Zielsetzung geomechanisch und weniger strömungsmechanisch betrachtet.

Diskontinuumsansätze bzw. Rechenmodelle mit diskreten Elementen werden in dieser Arbeit nicht berücksichtigt, da zurzeit die Rechenkapazitäten für eine hinreichend feine Auflösung der ALZ bei In-situ-Beispielen limitierend wirken. Ein kontinuumsmechanischer Ansatz ist diesbezüglich günstiger einzuschätzen. Erste Untersuchungen zur Verwendung von diskreten Elementen zur Ermittlung der Rissentwicklung im Steinsalz werden u.a. in [Müller et al., 2016] vorgestellt.

Wie in [Müller-Hoeppe et al., 2012] und [Thomauske und Charlier, 2013] dargelegt, ist eine realitätsnahe Beschreibung der Durchlässigkeit der ALZ forschungsrelevant. Insbesondere die Interaktion zwischen Schädigung und Permeabilität sowie deren Richtungsabhängigkeit bezogen auf die Kontur der Strecke stehen hierbei im Fokus. Bereits [Heusermann, 2007] erwartet durch eine konsequente Weiterentwicklung der Stoffmodelle, den Einsatz von hydro-mechanischen Rissmodellen und die Implementierung in numerische Programmsysteme eine Verbesserung der Prognosezuverlässigkeit zum langfristigen Verhalten der Barriere.

3 Methoden zur Modellierung des mechanischen und hydraulischen Verhaltens von Steinsalz

3.1 Einführung in die Modellierung von Steinsalz

Steinsalz zeigt ein nichtlineares Formänderungsverhalten, das u.a. von Spannung, Temperatur, Zeit und Feuchtigkeit geprägt wird. Um das Materialverhalten in Simulationsberechnungen für Standsicherheits- oder Gebrauchstauglichkeitsnachweise abbilden zu können, muss das reale Verhalten in ein Modell überführt werden. Die Modellbildung impliziert Vereinfachungen, sodass mit zunehmender Abstraktion reales und simuliertes Materialverhalten stärker divergieren. Phänomenologische Modelle beschreiben das Materialverhalten auf Grundlage von makroskopischen Beobachtungen, während physikalische Modelle das Materialverhalten aufgrund von mikroskaligen Vorgängen abbilden. Ziel der Modellbildung ist ein Abstraktionsgrad, der sämtliche zur Lösung der Fragestellung erforderlichen Vorgänge hinreichend genau beschreibt. Die Modelle bilden damit eine Grundlage für die Implementierung in numerische Programme, mit denen die entsprechenden Berechnungen durchgeführt werden. Für die folgenden Ausführungen sei auf die in Abschnitt 1.2 vorgestellte Vorzeichenkonvention für Spannungs- und Verzerrungsgrößen hingewiesen.

3.2 Einfache Ansätze zur Beschreibung des mechanischen und hydraulischen Verhaltens von Steinsalz

3.2.1 Beschreibung des Verformungsverhaltens

Das Spannungs-Verformungsverhalten von Steinsalz zeichnet sich durch elastische, viskose und plastische Verzerrungsanteile und deren Überlagerung aus. Das Stoffmodell von *Hooke* beschreibt ein reversibles linear-elastisches Spannungs-Verformungsverhalten für ein homogenes und isotropes Material. Gleichung (3-1) zeigt die Beziehung zwischen Spannung und Dehnung in *Nye*-Notation.

$$\{\varepsilon^e\} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{\frac{9K_0G_0}{3K_0+G_0}} \cdot \left(\sigma_{xx} - \frac{3K_0-2G_0}{2(3K_0+G_0)} \cdot (\sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \right) \\ \frac{1}{\frac{9K_0G_0}{3K_0+G_0}} \cdot \left(\sigma_{yy} - \frac{3K_0-2G_0}{2(3K_0+G_0)} \cdot (\sigma_{zz} + \sigma_{xx}) \right) \\ \frac{1}{\frac{9K_0G_0}{3K_0+G_0}} \cdot \left(\sigma_{zz} - \frac{3K_0-2G_0}{2(3K_0+G_0)} \cdot (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \right) \\ \frac{1}{G_0} \cdot \sigma_{xy} \\ \frac{1}{G_0} \cdot \sigma_{xz} \\ \frac{1}{G_0} \cdot \sigma_{yz} \end{array} \right\} \quad (3-1)$$

mit

$\{\varepsilon^e\}$	Vektor der elastischen Verzerrung
K_0	Kompressionsmodul in MPa
G_0	Schubmodul in MPa
σ_{ij}	Spannungskomponente in MPa ($ij = xx, yy, zz, xy, xz, yz$)

Zur Beschreibung des irreversiblen stationären Kriechens kann der Potenz-Ansatz (3-2) von *Norton* verwendet werden, der ursprünglich zur Beschreibung des Dehnungs-Zeitverhaltens von metallischen Werkstoffen entwickelt wurde (vgl. [Norton, 1929]). Die Verzerrungsrate wird in Abhängigkeit von der Äquivalenzspannung und den Materialparametern A und n , die mithilfe von Kriechversuchen ermittelt werden können, bestimmt.

$$\{\dot{\varepsilon}^s\} = A^s \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{p_0}\right)^n \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \{\sigma\}} \quad (3-2)$$

mit

$\{\dot{\varepsilon}^s\}$	Vektor der stationären Verzerrungsrate in 1/s
A^s	Strukturparameter in 1/s
p_0	Normierungsspannung mit 1 MPa
n	Spannungsexponent
$\frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \{\sigma\}}$	Richtungsableitungen der Äquivalenzspannung

Mit der Superposition der Stoffmodelle von *Hooke* und *Norton* lässt sich das elastische und das stationäre viskose Materialverhalten von Steinsalz modellieren. Nicht berücksichtigt werden in diesen Ansätzen die Verformungsanteile aus dem transienten und schädigungsinduzierten Kriechen. Außerdem können Schädigung und Bruch nicht beschrieben werden. Eine Abhängigkeit von der Temperatur ist für das stationäre Kriechen mit dem Strukturfaktor A^s implizit gegeben.

Weitere Ansätze zur Beschreibung des Kriechverhaltens von Steinsalz wurden von [Heusermann, 1982] verglichen und kritisch bewertet. Hierin werden z.B. neben der Formulierung verschiedener Ansätze für stationäres Kriechen auch Stoffmodelle mit Dehnungs- und Zeitverfestigung zur Abbildung des transienten Kriechens unterschieden. Diese im Vergleich zum einfachen Potenzansatz erweiterten Modelle erfordern zusätzliche Parameter für die realitätsnähere Abbildung des Materialverhaltens. Zudem wird in [Heusermann, 1982] die Schwierigkeit der Bestimmung von Materialparametern aus Laborversuchen und die Übertragung auf In-situ-Messungen diskutiert.

3.2.2 Implizite Beschreibung der Schädigung

Die Schädigung des Gebirges kann implizit beschrieben werden, indem der Spannungszustand des Gebirges mit der Dilatanzgrenze verglichen wird. Daraus können Bereiche bestimmt werden, in denen das Gebirge geschädigt wurde. Eine Aussage zur Größe der Schädigung ist jedoch nicht möglich. Eine in der Salzmechanik gebräuchliche Formulierung der Dilatanzgrenze basiert auf den Untersuchungen für das Stoffmodell für Steinsalz von [Cristescu und Hunsche, 1993] und [Hunsche, 1998]. Diese Dilatanzgrenze τ_D (3-3) wird für die Oktaederspannungsebene in [Hunsche und Schulze, 2005] angegeben und im Vergleich zu weiteren Ansätzen diskutiert.

$$\tau_D = -0,01697 \text{ MPa}^{-1} \cdot \sigma_o^2 + 0,91 \cdot \sigma_o \quad (3-3)$$

mit

τ_D	Dilatanzgrenze in MPa
σ_o	Oktaedernormalspannung in MPa

Durch eine Bewertung der Gebirgsbereiche anhand dieser Dilatanzgrenze lässt sich die Ausbreitung der geschädigten Zone qualitativ abschätzen. Eine quantitative Aussage zur Größe der Dilatanz ist auf der Basis nicht möglich. Neuere Formulierungen der BGR zur Beschreibung der Dilatanzgrenze sind beispielsweise bei [Heusermann et al., 2017] dargestellt.

3.2.3 Beschreibung von Fluidströmung

Mit dem Gesetz von *Darcy* können laminare Grundwasserströmungen in porösen Leitern beschrieben werden. *Darcy* stellte bei seinen Untersuchungen zu den öffentlichen Brunnen der Stadt Dijon („Les fontaines publiques de la ville de Dijon“, 1856) fest, dass die Durchflussrate Q (3-4) zwischen zwei Punkten proportional zur durchströmten Fläche und der Druckhöhendifferenz bezogen auf die Länge der durchströmten Strecke ist, wobei sich die Fließrichtung von der größeren zur kleineren Druckhöhe einstellt (vgl. [Muskat, 1946]).

Der Durchlässigkeitsbeiwert k_f ist abhängig von der Beschaffenheit des durchströmten Gebirges und des durchströmenden Fluides. Die Permeabilität k (3-5) beschreibt als geometrische Größe den durchströmbaren Porenraum eines Porenwasserleiters.

$$Q = \frac{k_f \cdot A \cdot \Delta h}{L} \quad (3-4)$$

mit

Q	Durchflussrate in m ³ /s
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert in m/s
A	Fläche des durchströmten Querschnitts in m ²
Δh	Druckhöhendifferenz in m
L	Länge der durchströmten Strecke in m

$$k = k_f \cdot \frac{\mu_f}{\rho_f \cdot g} \quad (3-5)$$

mit

k_f	Durchlässigkeitsbeiwert in m/s
k	Permeabilität in m ²
g	Erdbeschleunigung in m/s ²
ρ_f	Dichte des Fluides in kg/m ³
μ_f	Dynamische Viskosität des Fluides in N·s/m ²

Das Gesetz von *Darcy* geht nach [Muskat, 1946] für sehr kleine Fließgeschwindigkeiten oder Porendurchmesser in das Gesetz von *Poiseuille* für laminare Rohrströmung über. Dabei wird angenommen, dass ein Porenwasserleiter aus sehr vielen parallelen Röhren mit geringem Durchmesser besteht. Unter diesen Umständen sind chemische und physikalische Prozesse möglich, die die Anwendbarkeit des Gesetzes von *Darcy* beein-

flussen. Zudem wird die Gültigkeit durch den Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung begrenzt.

Die dynamische Viskosität geht in die kinematische Viskosität (3-6) unter Berücksichtigung der Dichte über:

$$v_f = \frac{\mu_f}{\rho_f} \quad (3-6)$$

mit

v_f	Kinematische Viskosität in m^2/s
μ_f	Dynamische Viskosität in $\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$
ρ_f	Dichte in kg/m^3

Bezüglich der Viskosität gibt bereits [Terzaghi, 1924] zu bedenken, dass es sich nicht um eine Materialkonstante des Fluids handelt. Vielmehr ist die Viskosität des strömenden Fluids abhängig vom zu durchströmenden Querschnitt.

Für eine räumliche Betrachtungsweise kann die Durchflussrate $\{Q\}$ (3-7) richtungsbezogen formuliert werden. Für einen isotropen Durchlässigkeitsbeiwert ergeben sich die gerichteten Größen der Durchflussrate aus den Richtungsableitungen der Druckhöendifferenz.

$$\{Q\} = k_f \cdot A \cdot \frac{\partial h}{\{\partial L\}} \quad (3-7)$$

mit

$\{Q\}$	Vektor der Durchflussrate in m^3/s
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert in m/s
A	Fläche des durchströmten Querschnitts in m^2
$\frac{\partial h}{\{\partial L\}}$	Hydraulischer Gradient I

Auch die gebräuchliche Filtergeschwindigkeit v_f kann, wie in Gleichung (3-8) dargestellt, richtungsbezogen angegeben werden. Hierbei ergibt sich die Filtergeschwindigkeit aus dem Quotienten der richtungsbezogenen Durchflussrate zum durchströmten Querschnitt.

$$\{v_f\} = \frac{\{Q\}}{A} = k_f \cdot \frac{\partial h}{\{\partial L\}} \quad (3-8)$$

mit

$\{v_f\}$	Filtergeschwindigkeit in m/s
$\{Q\}$	Vektor der Durchflussrate in m^3/s
A	Fläche des durchströmten Querschnitts in m^2
$\frac{\partial h}{\{\partial L\}}$	Hydraulischer Gradient I

Ausgehend von einer isotropen Schädigung und mit der Annahme, dass sich ein poröser Leiter im Salinar bildet, wird das Gesetz von *Darcy* zur Beschreibung einer Fluidströmung verwendet. Während der primäre Porenraum einzelne in sich abgeschlossene und mit Fluid erfüllte Hohlräume im Salinar beschreibt, die keine Konnektivität besitzen, kann der sekundäre Porenraum aufgrund der schädigungsinduzierten Dilatanz als durchströmbar betrachtet werden. Grundsätzlich ist zu bemerken, dass sich die ALZ im Steinsalz nicht

zwangsläufig wie ein Porenwasserleiter im Sinne der Bodenmechanik verhält (vgl. [Stahlmann et al., 2015]).

3.3 Erweiterte Ansätze zur Beschreibung des thermisch-mechanischen Verhaltens von Steinsalz

3.3.1 Stoffmodelle mit expliziter Beschreibung der Schädigung

Da sich das Spannungs-Verzerrungs-Verhalten von Steinsalz als sehr komplex darstellt und die Schädigung wesentlichen Einfluss auf die Festigkeit und Steifigkeit des Gebirges hat, sind höherwertige Stoffmodelle entwickelt worden. Diese Modelle sind in der Lage, die beobachteten nicht-linearen Effekte besser abbilden zu können. Zudem kann mit diesen Modellen die Dilatanz im geschädigten Bereich quantifiziert werden.

[Glabisch, 1996] stellt Stoffmodelle für Steinsalz vor, die Bruchvorgänge abbilden. Auf dieser Grundlage wird ein Stoffmodell mit Berücksichtigung der Schädigung entwickelt, das in Abhängigkeit von der Einspannung die beim Bruch ertragbare Schädigung bestimmt.

Die unterschiedlichen Kriechphasen, Schädigung und Verheilung, Bruchvorgänge und Temperatureinflüsse können z.B. mit dem Composite-Dilatancy-Model (vgl. [Hampel, 2012], dem erweiterte Dehnungs-Verfestigungsansatz (vgl. [Günther und Salzer, 2012]) oder mit Stoffmodell Lux/Wolters (vgl. [Wolters, 2014]) beschrieben werden. In [Hampel et al., 2007], [Hampel et al., 2010] und [Hampel et al., 2016] werden diese und weitere Stoffmodelle erläutert und mit Vergleichsrechnungen von Laborversuchen sowie In-situ-Bauwerken gegenübergestellt.

3.3.2 Stoffmodell *TUBSsalt* für Steinsalz

Darüber hinaus wurde zur Beschreibung der nicht-linearen Effekte, die Steinsalz beim Spannungs-Verformungsverhalten zeigt, am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der TU Braunschweig auf Grundlage der Überlegungen von [Döring und Kiehl, 1996] und [Kiehl et al., 1998] das Stoffmodell *TUBSsalt* entwickelt. In [Gährken et al., 2015] und [Missal et al., 2016a] wird das überarbeitete Stoffmodell *TUBSsalt* vorgestellt. Aufgrund der Arbeiten im Forschungsverbundprojekt „Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ konnte das Stoffmodell weiterentwickelt und besser an die beobachteten Phänomene des Spannungs-Dehnungsverhaltens und Dehnungs-Zeitverhaltens angepasst werden (vgl. [Missal et al., 2016b], [Hampel et al., 2016]). Im Rahmen dieses Verbundprojektes erfolgte eine Validierung des Modells *TUBSsalt*. Die Funktionsfähigkeit des Modells wurde durch die Simulation von Kriech-, Festigkeits-, Verheilungsversuchen und In-situ-Versuchen sowie durch den Vergleich mit Messdaten und Ergebnissen von Simulationen mit anderen Stoffmodellen nachgewiesen (vgl. [Hampel et al., 2016]).

Das Stoffmodell *TUBSsalt* wurde am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der TU Braunschweig in das Finite-Differenzen-Programm FLAC3D (vgl. [Itasca Consulting

Group, Inc., 2017]) in den aktuellen Versionen implementiert. Damit steht es für numerische Simulationen in einer leistungsfähigen Programmumgebung zur Verfügung.

Abbildung 3-1 zeigt eine Gegenüberstellung der Dilatanzgrenzen des Stoffmodells *TUBSsalt* (3-9) und *Cristescu & Hunsche* mit Daten von Laborversuchen an Asse Speisesalz. In der vorliegenden Arbeit werden zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung und Schädigungsrückbildung im Sinne der Verheilung die folgenden Formulierungen verwendet.

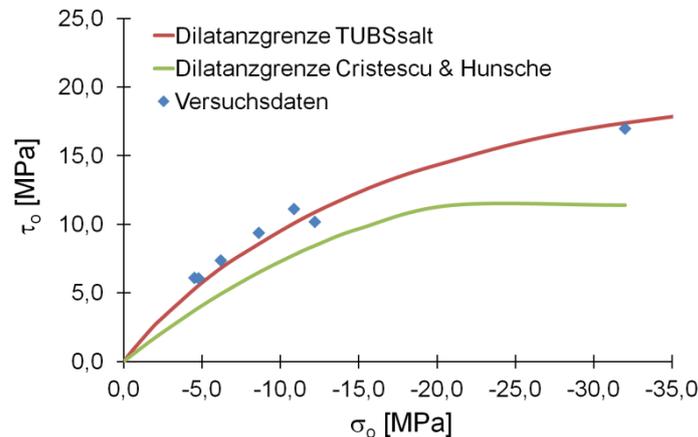


Abbildung 3-1: Dilatanzgrenze für Kompressionsbelastung des Stoffmodells *TUBSsalt* im Vergleich zu der Dilatanzgrenze nach *Cristescu & Hunsche* und den Laborversuchen an Asse Speisesalz

Sobald in dem Stoffmodell *TUBSsalt* Spannungszustände oberhalb der Dilatanzgrenze auftreten, d.h. für die Fließfunktion (3-9) $F^t > 0$ gilt, wird mit Gleichung (3-11) die tertiäre Kriechrate $\{\dot{\epsilon}^t\}$ bestimmt. Die Dilatanzgrenze wird in der Oktaederspannungsebene beschrieben. Die Lastgeometrie wird mit dem Faktor θ (3-10) berücksichtigt, wobei für eine einaxiale Belastung $\theta = 0$ und für eine volle Einspannung $\theta = 1$ gilt. t_0 und t_1 sind Materialparameter, die durch die Auswertung von dreiaxialen Kurzzeitfestigkeitsversuchen bestimmt werden können.

Die Größe der Schädigungsrate wird durch den Quotienten $(F^t \cdot k)/\eta_*^t$ beeinflusst, wobei die Viskosität des tertiären Kriechens η_*^t abhängig von der schädigungsbedingten Dilatanz, der Temperatur und dem Spannungszustand ist. Da die Dilatanzbedingung mit Invarianten des Spannungstensors beschrieben wird, ergibt sich mit den Richtungsableitungen der Potentialfunktion für das tertiäre Kriechen (3-12) der Schädigungsratentensor bzw. bei Berücksichtigung des Zeitinkrements dt der Schädigungsinkremententensor. Die Größe der Schädigung wird über den temperatur- und spannungsabhängigen Dilatanzwinkel ψ_*^t bestimmt. Die Schädigung des Salinars wird durch schubspannungsbedingtes Aufgleiten auf den Korngrenzen mit dilatanter Volumenzunahme beschrieben. Zudem wird in [Gährken, 2018] der Einfluss des Lodewinkels auf die Dilatanzgrenze diskutiert. Dabei wird der Korrekturfaktor A_{F^t} eingeführt, mit dem für eine Extensionsbelastung der Einfluss der Einspannung abgemindert wird.

$$F^t = \theta^{0,125} \cdot \left(\frac{\sigma_o}{\frac{1}{\tan(t_0)} + \frac{1}{t_1} |\sigma_o|} - \sigma^Z \right) \cdot A_{F^t} + \tau_o \quad (3-9)$$

mit

F^t	Fließfunktion des tertiären Kriechens in MPa
θ	Lastgeometriefaktor
t_0	Anfangssteigung der Dilatanzgrenze in °
t_1	Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze in MPa
σ^Z	Aktuelle Zugfestigkeit in MPa
A_{F^t}	Korrekturfaktor für den Lodewinkel

$$\theta = \left| \frac{-3 \cdot \sqrt{3} \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3}{(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2)^{\frac{3}{2}}} \right| \quad (3-10)$$

$$\{\dot{\varepsilon}^t\} = \frac{F^t \cdot k}{\eta_*^t} \cdot \frac{\partial Q^t}{\partial \{\sigma\}} \quad (3-11)$$

mit

$\{\dot{\varepsilon}^t\}$	Tensor der tertiären Kriechrate in 1/s bei $F^t > 0$
k	Koeffizient für die Belastungsrate
η_*^t	Aktuelle Viskosität des tertiären Kriechens in MPa·s
$\frac{\partial Q^t}{\partial \{\sigma\}}$	Richtungsableitung der Potentialfunktion des tertiären Kriechens

$$\frac{\partial Q^t}{\partial \{\sigma\}} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{2\sigma_{xx} - \sigma_{yy} - \sigma_{zz}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi_*^t)}{3} \\ \frac{2\sigma_{yy} - \sigma_{zz} - \sigma_{xx}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi_*^t)}{3} \\ \frac{2\sigma_{zz} - \sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin(\psi_*^t)}{3} \\ \frac{2\sigma_{xy}}{3\sigma_{eq}} \\ \frac{2\sigma_{xz}}{3\sigma_{eq}} \\ \frac{2\sigma_{yz}}{3\sigma_{eq}} \end{array} \right\} \quad (3-12)$$

mit

σ_{ij}	Spannungskomponente in MPa ($ij = xx, yy, zz, xy, xz, yz$)
ψ_*^t	Dilatanzwinkel im tertiären Kriechen in °

Das Stoffmodell *TUBSsalt* kann Schädigungsrückbildung beschreiben. Sobald aufgrund des Spannungszustandes für die Fließfunktion (3-9) $F^t < \sigma^Z$ gilt und Schädigung aufgetreten ist ($\varepsilon_v^d > 0$), wird mit Gleichung (3-13) der Tensor der Verheilungsrate $\{\dot{\varepsilon}^v\}$ bestimmt. Die Größe der Verheilungsrate wird durch den Quotienten F^t/η_*^v beeinflusst, wobei die Viskosität der Verheilung η_*^v abhängig von der schädigungsbedingten Dilatanz, der Temperatur und dem Spannungszustand ist. Aus den Richtungsableitungen der Potentialfunktion für die Verheilung (3-12) ergeben sich die Anteile der Schädigungskomponenten, wobei nur die Normalenrichtungen wirksam für die Verheilung sind. Die Größe der möglichen Verheilung wird über den temperatur- und spannungsabhängigen Dilatanzwinkel ψ_*^v bestimmt.

$$\{\dot{\varepsilon}^v\} = \frac{F^t}{\eta_*^v} \cdot \frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}} \quad (3-13)$$

mit

- $\{\dot{\varepsilon}^v\}$ Tensor der Verheilungsrate in 1/s bei $F^t < \sigma^Z$
- η_*^v Aktuelle Viskosität der Verheilung in MPa·s
- $\frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}}$ Richtungsableitung der Potentialfunktion der Verheilung

$$\frac{\partial Q^v}{\partial \{\sigma\}} = \begin{pmatrix} \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{xx}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{xx} - \left(\frac{\varepsilon_{yy}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{yy} - \left(\frac{\varepsilon_{zz}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{zz}}{3 \cdot \sigma_o} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{yy}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{yy} - \left(\frac{\varepsilon_{zz}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{zz} - \left(\frac{\varepsilon_{xx}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{xx}}{3 \cdot \sigma_o} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_{zz}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{zz} - \left(\frac{\varepsilon_{xx}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{xx} - \left(\frac{\varepsilon_{yy}^d}{\varepsilon_*^d}\right) \cdot \sigma_{yy}}{3 \cdot \sigma_o} + \frac{\sin(\psi_*^v)}{3} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (3-14)$$

mit

- σ_{ii} Spannungskomponente in MPa ($ii = xx, yy, zz$)
- σ_o Oktaedernormalspannung in MPa
- ε_{ii}^d Komponenten des Schädigungsvektors ($ii = xx, yy, zz$)
- ε_*^d Betrag des Vektors der Schädigungskomponenten
- ψ_*^v Dilatanzwinkel im tertiären Kriechen in °

Wenn die größte Hauptspannung oberhalb der aktuellen Zugfestigkeit liegt, kommt es zum Zugbruch. Wenn die Bedingung $F^Z > 0$ (3-15) erfüllt ist, berechnet das Stoffmodell *TUBSSalt* rein plastische Zugverzerrungen (3-16). Die Größe ergibt sich aus dem aktuellen Kompressions- und Schubmodul sowie aus dem Wert der Fließfunktion des Zugbruchs. Die Richtung ergibt sich aus der größten Hauptspannung (3-17). Sowohl Kompressions- und Schubmodul als auch die Zugfestigkeit sind Funktionen der schädigungsinduzierten Dilatanz (vgl. [Missal et al., 2016b]).

$$F^Z = \sigma_1 - \sigma^Z \quad (3-15)$$

mit

- F^Z Fließfunktion des Zugbruchs in MPa
- σ^Z Aktuelle Zugfestigkeit in MPa

$$\{\varepsilon^Z\} = \frac{F^Z}{K + \frac{4}{3} \cdot G} \cdot \frac{\partial Z}{\partial \{\bar{\sigma}\}} \quad (3-16)$$

mit

- $\{\varepsilon^Z\}$ Tensor der Zugverzerrung in 1/s bei $F^Z > 0$
- K Aktueller Kompressionsmodul in MPa
- G Aktueller Schubmodul in MPa
- $\frac{\partial Z}{\partial \{\bar{\sigma}\}}$ Richtungsableitung der Potentialfunktion des Zugbruchs im Hauptspannungsraum

$$\frac{\partial Z}{\partial \{\bar{\sigma}\}} = \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (3-17)$$

Der Tensor der schädigungsinduzierten Verzerrungen $\{\varepsilon^d\}$ (3-18) ergibt sich durch die Akkumulation der Komponenten der tertiären Kriechverzerrungen, Zugbruchverzerrungen

und Verzerrungen der Verheilung über die Zeit. Die schädigungsinduzierte Dilatanz (3-19) wird aus der Summe der volumetrisch wirksamen Komponenten, der Spur des Tensors der schädigungsinduzierten Verzerrung, bestimmt.

$$\{\varepsilon^d\} = \int_{t=0}^t (\{\dot{\varepsilon}^t\} \cdot dt + \{\dot{\varepsilon}^v\} \cdot dt + \{\varepsilon^z\}) dt \quad (3-18)$$

mit

$\{\varepsilon^d\}$	Tensor der schädigungsinduzierten Verzerrung
$\{\dot{\varepsilon}^t\}$	Tensor der tertiären Kriechrate in 1/s
$\{\dot{\varepsilon}^v\}$	Tensor der Verheilungsrate in 1/s
$\{\varepsilon^z\}$	Tensor der Zugverzerrungen
dt	Zeitinkrement in s

$$\varepsilon_v^d = \varepsilon_{xx}^d + \varepsilon_{yy}^d + \varepsilon_{zz}^d \quad (3-19)$$

mit

ε_v^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz
-------------------	--------------------------------

Im Stoffmodell *TUBSSalt* werden zur Beschreibung des elastischen Verhaltens Kompressions- (3-20) und Schubmodul (3-21) verwendet. Neben der Temperaturabhängigkeit nach [Frost und Ashby, 1982] wird auch eine schädigungsbedingte Entfestigung der Moduli in Anlehnung an [Matei und Cristescu, 2000] berücksichtigt, die sich durch den Vergleich der Ergebnisse von numerischen Simulationen mit der Resultaten von Kurzzeitfestigkeitsversuchen bestätigen lässt (vgl. [Missal et al., 2016a]).

$$K = q^{el} \cdot \left(\frac{K_0 - K_r}{\left(1 + \left(\frac{\varepsilon_v^d}{\varepsilon_{v,B}^d}\right)^{p^{el}}\right)^{1/p^{el}}} + K_r \right) \quad (3-20)$$

und

$$G = q^{el} \cdot \left(\frac{G_0 - G_r}{\left(1 + \left(\frac{\varepsilon_v^d}{\varepsilon_{v,B}^d}\right)^{p^{el}}\right)^{1/p^{el}}} + G_r \right) \quad (3-21)$$

mit

K	Aktueller Kompressionsmodul in MPa
K_0	Kompressionsmodul in MPa
K_r	Restkompressionsmodul in MPa
G	Aktueller Schubmodul in MPa
G_0	Schubmodul in MPa
G_r	Restschubmodul in MPa
q^{el}	Temperaturkoeffizient nach [Frost und Ashby, 1982]
p^{el}	Schädigungsexponent
ε_v^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz
$\varepsilon_{v,B}^d$	Bruchvolumendehnung

In [Missal et al., 2015] wird für die ALZ einer Strecke im Salzgebirge die schädigungsbedingte Dilatanz den einzelnen Schädigungskomponenten gegenübergestellt. Hierin wird gezeigt, dass die Schädigung über die Zeit anwächst und nach Verschluss der Strecke sich langsam zurückbildet. Zudem wird deutlich, dass mit dem Stoffmodell eine aus dem Spannungszustand resultierende anisotrope Schädigung abgebildet werden kann.

3.4 Spannungsabhängige Entwicklung der Permeabilität

Zur Beschreibung der Durchlässigkeitsentwicklung innerhalb des Gebirges kann die Permeabilität mit dem Spannungszustand korreliert werden. [Stormont, 1990] gibt einen Potenzansatz an, der lediglich von der Spannung abhängig ist. Auf Basis von Durchlässigkeitsmessungen an Gesteinsproben wurde ein Ansatz (3-22) von [Pusch und Weber, 1998] entwickelt, in dem sich das Verhältnis der größten und kleinsten Permeabilität aus den Hauptspannungen ergibt. Diese Formulierung geht von isotropen Materialeigenschaften aus und berücksichtigt keinen Einfluss des Fluiddrucks. Zudem wird der Einfluss der mittleren Hauptspannung auf den Permeabilitätstensor vernachlässigt.

$$\frac{k_1}{k_3} = \left(c \frac{\sigma_1}{\sigma_3} \right)^{-n} \cdot e^{d \left(\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_3} \right)^m - 1 \right)} \quad (3-22)$$

mit

$\frac{k_1}{k_3}$	Normierte Permeabilität
$\frac{\sigma_1}{\sigma_3}$	Normierte Hauptspannung
c	Skalierungsfaktor
n, m	Spannungsexponent
d	Materialparameter

Die Durchlässigkeitsentwicklung von Steinsalz in Abhängigkeit des Spannungszustandes konnte mit diesem Ansatz nicht vollständig beschrieben werden, da sich im Steinsalz mit einem größer werdenden σ_1/σ_3 -Verhältnis für das Durchlässigkeitsverhältnis ein annähernd konstanter Wert einstellt. (vgl. [Pusch et al., 2002]). Zur Beschreibung dieses Verhaltens wurde von [Pusch et al., 2002] die Formulierung (3-23) entwickelt. Der Spannungsexponent n ist ein Maß des Kompressionsverhaltens und der Rissstruktur. Über das Bestimmtheitsmaß der Dilatanzgrenze wird das Dilatanzverhalten des Salzgebirges berücksichtigt.

$$\frac{k_1}{k_3} = \frac{1}{2} \left(\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_3} \right)^{-n} + D \left(1 - e^{(-C \cdot B^m)} \right) \right) \quad (3-23)$$

mit

$\frac{k_1}{k_3}$	Normierte Permeabilität
$\frac{\sigma_1}{\sigma_3}$	Normierte Hauptspannung
D	Maß der Endpermeabilität
n, C, m	Materialparameter
B	Bestimmtheitsmaß der Dilatanzgrenze

Grundsätzlich lassen sich die Permeabilitäten in Abhängigkeit der Hauptspannungsrichtungen bestimmen, wobei die mittlere Hauptspannung vernachlässigt wird. Zudem wird die Schädigung des Kristallgefüges nur mittelbar berücksichtigt. Ein weiterer

Einflussfaktor auf die Permeabilität ergibt sich aus zugspannungsinduzierten Rissen, die in der ALZ auftreten können (vgl. [Günther et al., 2015]).

3.5 Verformungsabhängige Entwicklung der Permeabilität

3.5.1 Porositäts-Permeabilitäts-Beziehungen

Eine weitere Möglichkeit, die Durchlässigkeit des Salinargebirges zu ermitteln, besteht über die Korrelation der Porosität mit der Permeabilität. Eine porositätsbedingte Durchlässigkeit setzt einen vernetzten Porenraum voraus. Der Potenzansatz (3-24) liefert ausgehend von einer Initialpermeabilität eine isotrope Permeabilität in Abhängigkeit von der Porosität.

$$k = k_{ini} \cdot \phi^{n_\phi} \quad (3-24)$$

mit

k	Permeabilität in m^2
k_{ini}	Initialpermeabilität in m^2
ϕ	Porosität
n_ϕ	Materialparameter

Aufbauend auf [Popp, 2002] wird mit der Porositäts-Permeabilitäts-Beziehung (3-25) von [Heemann und Heusermann, 2004] eine bessere Annäherung an die Versuchsdaten erzielt. Dies wird durch den zweiteiligen Potenzansatz ermöglicht. Zudem wird die beobachtete Spannungsabhängigkeit berücksichtigt. Doch auch in diesem Fall wird die Permeabilität als skalare Größe berechnet.

$$k = \frac{k_{tp}}{\left(\frac{\phi}{\phi_{tp}}\right)^{-n_1} + \left(\frac{\phi}{\phi_{tp}}\right)^{-n_2}} \quad (3-25)$$

mit

k	Permeabilität in m^2
ϕ	Porosität
$k_{tp} = c_k \cdot e^{-d_k \cdot \sigma_1}$	
$\phi_{tp} = c_\phi \cdot e^{-d_\phi \cdot \sigma_1}$	
n_1, n_2	Exponenten
c_i, d_i	Materialparameter ($i = k, \phi$)

[Stormont, 1990] und [Ellinger, 2005] beschreiben weitere Modelle, die die Porosität mit der Durchlässigkeit im Steinsalz korrelieren.

Anders als in granularen Materialien kann im Salinargebirge nicht sicher gewährleistet sein, dass der den Porositäts-Permeabilitäts-Beziehungen zugrundeliegende Porenraum miteinander verbunden ist. Dies bedingt einen möglichen Fehler bei der Bestimmung der Durchlässigkeit. Zudem ergibt sich aufgrund der nicht gerichteten Porosität eine isotrope Permeabilität.

3.5.2 Dilatanz-Permeabilitäts-Beziehung

Nach [Stormont und Fuenkajorn, 1993] führt eine Änderung der schädigungsinduzierten Dilatanz zu einer Änderung der wegsamen Porosität (3-26). Für eine sehr geringe Initialporosität, wie sie im unverritzten Salzgebirge zu finden ist, entspricht die Porosität etwa der schädigungsinduzierten Dilatanz (3-27). Dadurch geht die Gleichung (3-24) in Gleichung (3-28) über. Mit diesem Ansatz wird lediglich eine isotrope Permeabilität ohne Berücksichtigung der anisotropen Schädigung abgebildet.

$$\Delta\phi = \Delta\varepsilon_v^d \quad (3-26)$$

mit

$\Delta\phi$	Inkrement der Porosität
$\Delta\varepsilon_v^d$	Inkrement der schädigungsinduzierten Dilatanz

$$\phi \approx \varepsilon_v^d, \text{ wenn } \phi_{ini} \approx 0 \quad (3-27)$$

mit

ϕ	Porosität
ε_v^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz
ϕ_{ini}	Initialporosität

$$k = k_{ini} \cdot \varepsilon_v^d{}^{n_\varepsilon} \quad (3-28)$$

mit

k	Permeabilität in m^2
k_{ini}	Initialpermeabilität in m^2
ε_v^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz
n_ε	Materialparameter

Auf der Grundlage von [Hou, 2002] hat [Eberth, 2007] eine Permeabilitätsfunktion (3-29) entwickelt, bei der die schädigungsinduzierte Dilatanz und die maximale Hauptspannung berücksichtigt werden. Dieser Ansatz bestimmt dabei die Hauptpermeabilität K_1 ausgehend von einer Initialpermeabilität und bildet auch die unterschiedlichen Raten der Permeabilitätsentwicklung bezogen auf die Dilatanz ab. Die Initialpermeabilität bleibt unterhalb eines Grenzwertes für die Dilatanz erhalten. Bevor der Anstieg der Permeabilität bei größer werdender Dilatanz auf ein proportionales Maß zurückgeht, wächst sie überproportional. Dieses Verhalten wird mit dem Integralterm in (3-29) gesteuert. Sobald dieser Term größer Null wird, wächst die Hauptpermeabilität an. Mit diesem Ansatz lassen sich die Versuchsergebnisse von [Stormont, 1990] gut nachvollziehen. Die anisotrope Schädigung des Gefüges wird aber nur mittelbar berücksichtigt.

$$k_1 = 10^{\lg(k_{ini}) + \left(\int_{\lg(\varepsilon_{v,0})}^{\lg(\varepsilon_v)} \frac{\partial \lg(k_1)}{\partial \lg(\varepsilon_v)} d\lg(\varepsilon_v) \right)} \quad (3-29)$$

mit

k_1	Hauptpermeabilität in m^2
k_{ini}	Initialpermeabilität in m^2
$\varepsilon_{v,0}$	Grenzwert der Gesamtvolumendehnung, ab dem ein Anstieg der Permeabilität erfolgt
ε_v	Gesamtvolumendehnung

Dabei entspricht das partielle Differenzial (3-30) der Steigung in den unterschiedlichen Dilatanzbereichen.

$$\frac{\partial \lg(k_1)}{\partial \lg(\varepsilon_v)} = 1 + c \cdot e^{(d \cdot (-\varepsilon_v) - e \cdot \sigma_1)} \quad (3-30)$$

mit

c, d, e Materialparameter
 σ_1 Größte Hauptspannung in MPa

Darüber hinaus werden von [Serata und Fuenkajorn, 1993] und [Stormont und Fuenkajorn, 1993] Funktionen vorgestellt, die ebenfalls einen Bezug zwischen Permeabilität, Dilatanz und Spannungszustand herstellen. Insbesondere [Popp et al., 2002] geben zu bedenken, dass die Permeabilität keine skalare Größe und die Anisotropie zu berücksichtigen ist.

3.6 Klufftströmungsmodelle

Die in den vorhergehenden Abschnitten aufgeführten funktionalen Beziehungen zur Berechnung der Permeabilität sind auf das in Versuchen ermittelte Durchlässigkeitsverhalten des Salinargebirges abgestimmt gewesen. Wie eingangs in Abschnitt 2.4 erwähnt, entspricht Steinsalz aufgrund seiner Kristallstruktur einem mikroskopischen „Kluftwasserleiter“ (z.B. in Form von Mikrorissen oder Korngrenzen), daher folgt eine Betrachtung von Strömungsmodellen für geklüftetes Gebirge. Hierbei wird unterstellt, dass die Durchlässigkeit im Rissystem deutlich höher ist als im Gestein ($k_K \gg k_G$). Im Folgenden wird nach [Rodatz, 1973] angenommen, dass sich Klufftkörper ausbilden, die von sechs Klüften begrenzt und die jeweils gegenüberliegenden Klüfte parallel sein sollen. Die Klufftscharen müssen dabei nicht rechtwinklig zueinander angeordnet sein, doch die jeweiligen Streich- und Fallwinkel werden als bekannt angenommen (vgl. [Rodatz, 1973]).

Bereits von [Louis, 1967] wurde die Fluidströmung in geklüftetem Gebirge und deren felsmechanische Wirksamkeit untersucht. Hierbei wird angenommen, dass das Wasser als inkompressibel anzusehen ist und eine konstante Temperatur annimmt. Ausgehend vom Strömungsverhalten in einem Spalt wird das Strömungsverhalten in räumlichen Klufftscharen beschrieben. Dabei wird vorausgesetzt, dass der Abstand, die Öffnungsweite und die Oberflächenbeschaffenheit der Klüfte bekannt sind. [Louis, 1967] unterscheidet bei seinen Betrachtungen laminare und turbulente Strömungen sowie parallele und nicht parallele Strömungen. Der Übergang von einer laminaren zu einer turbulenten Strömung erfolgt bei einer Reynoldszahl von $Re_{krit} = 2300$, während der Übergang von paralleler zu nicht paralleler Strömung mit einem Verhältnis der Makrorauigkeit zum hydraulischen Durchmesser $\left(\frac{d_r}{D_h}\right)_{krit} = 0,032$ angegeben wird. Hiermit wird letztlich die Oberflächenbeschaffenheit bezüglich der Ebenheit und der Veränderlichkeit der Öffnungsweite erfasst. Für die verschiedenen Bereiche werden die entsprechenden Widerstandsgesetze und Durchflussmengen angegeben. Damit lässt sich nach [Louis, 1967] der Durchlässigkeitsbeiwert in einer Klufftrichtung für parallele Strömungen nach (3-31) für $\frac{d_r}{D_h} \leq 0,032$ und für

nicht parallele Strömungen nach (3-32) für $\frac{d_r}{D_h} > 0,032$ beschreiben. Aus dem ermittelten Durchlässigkeitsbeiwert der Klufttrichtung ergibt sich die Permeabilität nach (3-5).

$$k_f = \frac{g}{12 \cdot \nu} \cdot \frac{(2a)^3}{b} \quad (3-31)$$

bzw.

$$k_f = \frac{g}{12 \cdot \nu \cdot \left(1 + 8,8 \cdot \left(\frac{d_r}{D_h}\right)^{\frac{3}{2}}\right)} \cdot \frac{(2a)^3}{b} \quad (3-32)$$

mit

k_f	Durchlässigkeitsbeiwert in m/s
g	Erdbeschleunigung in m/s ²
ν	Kinematische Viskosität des Wassers in m ² /s
$\frac{d_r}{D_h}$	relative Rauigkeit der Kluft mit $D_h = 4a$
$2a$	Spaltweite der Klüfte in m
b	Abstand der Klüfte in m

Darüber hinaus werden Betrachtungen zu gefüllten Klüften angestellt. Diese sind für die Beschreibung von Strömungsvorgängen in der ALZ im Steinsalz jedoch von untergeordneter Bedeutung. In [Wittke, 1984] wird gezeigt, dass bei sehr kleinen Rissweiten von $2a_i \leq 0,1$ mm, wie sie auch in der ALZ im Steinsalz zu erwarten sind, weitestgehend laminare Strömung auftritt.

[Rodatz, 1973] entwickelt auf dieser Grundlage einen Ansatz, mit dem sich im geklüfteten Gebirge die räumliche hydraulisch-mechanische Interaktion beschreiben lässt. Die Wechselwirkung zwischen Fluiddruck in den Klüften und dem Gebirge beeinflusst die Durchlässigkeit, da zum einen das Gebirge komprimiert wird und zum anderen die Klüfte geweitet werden. Abbildung 3-2 zeigt ein idealisiertes Modell des geklüfteten Gebirges mit drei orthogonal aufeinander stehenden Kluftscharen.

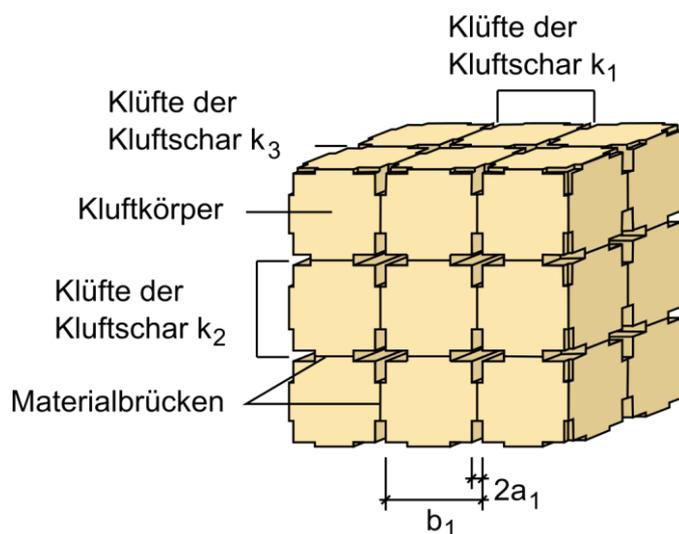


Abbildung 3-2: Modellvorstellung eines geklüfteten Gebirges nach [Rodatz, 1973]

Im Unterschied zu [Louis, 1967] geht [Rodatz, 1973] nicht zwangsläufig von einer vollständig durchtrennten Kluft aus. Daher werden neben den Parametern für Öffnungsweiten (a_i) und Abstände (b_i) auch die mechanischen (κ_i) und hydraulischen (λ_i) Durchtrennungsgrade als bekannt vorausgesetzt. Abbildung 3-3 zeigt die Definition der Durchtrennungsgrade. Es ergibt sich für die Geometrie eine mechanische Durchtrennung von $\kappa = 1$ und eine hydraulische Durchtrennung von $\lambda = \frac{2}{3}$.

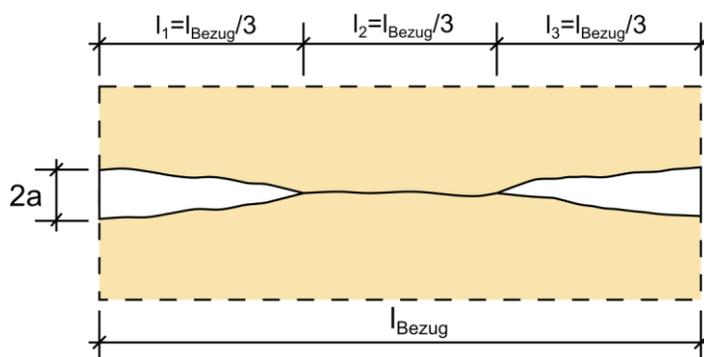


Abbildung 3-3: Mechanischer und hydraulischer Durchtrennungsgrad nach [Rodatz, 1973]

Die gesamte Öffnungsweitenänderung (3-33) lässt sich anhand der Änderung der Kluftweite aufgrund von Spannungsänderungen im Gestein (3-34) und aufgrund von Wasserdruckänderungen (3-35) bestimmen. Wenn aufgrund von normalorientierten Beanspruchungen die Bruchfestigkeit der Kluft überschritten wird, dann wird der mechanische Durchtrennungsgrad $\kappa = 1$ und die Steifigkeit der Kluft $E_K = 0$. Die Gleichung (3-35) geht in Gleichung (3-36) über (vgl. [Rodatz, 1973]).

$$\Delta 2a_N = d_w - d_p \quad (3-33)$$

mit

- $\Delta 2a_N$ Änderung der Öffnungsweite normal zur Kluftfläche in m
- d_w Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Spannungsänderung in m
- d_p Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Fluiddruckänderung in m

$$d_w = \Delta \sigma_N \cdot \frac{2a \cdot b}{E_F \cdot ((1-\lambda) \cdot (b-2a) + 2a)} \quad (3-34)$$

mit

- $\Delta \sigma_N$ Änderung der Spannung normal zur Kluftfläche in MPa
- E_F Steifigkeit des Gebirges in MPa
- λ Hydraulischer Durchtrennungsgrad
- $2a$ Spaltweite der Klüfte in m
- b Abstand der Klüfte in m

$$d_p = \Delta p_f \cdot \frac{\kappa}{\frac{E_G}{b-2a} + \frac{E_K}{2a}} \quad (3-35)$$

bzw.

$$d_p = \Delta p_f \cdot \frac{b-2a}{E_G} \quad (3-36)$$

mit

κ	Mechanischer Durchtrennungsgrad
Δp_f	Änderung des Fluiddrucks in MPa
E_G	Steifigkeit des Gesteins in MPa
E_K	Steifigkeit der Kluft in MPa
$2a$	Spaltweite der Klüfte in m
b	Abstand der Klüfte in m

Dabei ergibt sich die Steifigkeit der Kluft E_K (3-37) aus der Annahme, dass zur Übertragung der Normalspannung nur die auf die Materialbrücke reduzierte Fläche zur Verfügung steht. Diese Fläche kann mit dem hydraulischen Durchtrennungsgrad λ bestimmt werden.

$$E_K = (1 - \lambda) \cdot E_G \quad (3-37)$$

Hierbei werden nur Spannungsänderungen senkrecht zur Trennfläche berücksichtigt, weil eine unbehinderte Querdehnung in-situ von untergeordneter Bedeutung ist (vgl. [Rodatz, 1973]). Damit lassen sich die Gleichungen (3-31) bzw. (3-32) zur Bestimmung der Durchlässigkeitsbeiwerte erweitern. Hierbei passt der hydraulische Durchtrennungsgrad λ die Durchlässigkeit k_f an die wirksamen Fließwege an. Bei einer vollständigen Durchtrennung mit $\lambda = 1$ geht der Ansatz von [Rodatz, 1973] in die Formulierung von [Louis, 1967] über.

$$k_f = \lambda \cdot \frac{g}{12 \cdot \nu} \cdot \frac{(2a + \Delta 2a_N)^3}{b} \quad (3-38)$$

bzw.

$$k_f = \lambda \cdot \frac{g}{12 \cdot \nu \cdot \left(1 + 8,8 \cdot \left(\frac{d_r}{D_h}\right)^{\frac{3}{2}}\right)} \cdot \frac{(2a + \Delta 2a_N)^3}{b} \quad (3-39)$$

mit

k_f	Durchlässigkeitsbeiwert in m/s
λ	Hydraulischer Durchtrennungsgrad
g	Erdbeschleunigung in m/s ²
ν	Kinematische Viskosität des Wassers in m ² /s
$\frac{d_r}{D_h}$	relative Rauigkeit der Kluft mit $D_h = 4a$
$2a$	Spaltweite der Kluft in m
b	Abstand der Klüfte in m

[Erichsen, 1987] greift diese Ansätze auf und erweitert sie um die Berücksichtigung von Schubspannungen entlang der Klüfte. Hierbei wird unterstellt, dass die resultierende Schubspannung auf der jeweiligen Trennfläche bei Überschreiten der Schubspannungsfestigkeit der Kluft eine Parallelverschiebung der Kluftwänden hervorruft. Bei einer entsprechenden Rauigkeit gleiten diese gegeneinander auf und die Öffnungsweite wird größer (vgl. Abbildung 3-4). Das Verhalten ist abhängig vom Aufgleitwinkel (Dilatanzwinkel der Schichtung) sowie von der resultierenden Schubspannung und Normalspannung auf der Kluftfläche. Die Größe des Aufgleitwinkels entspricht nach [Erichsen, 1987] der Steigung in der Wendestelle der Scher-Dehnungskurve im Verschiebungsdiagramm.

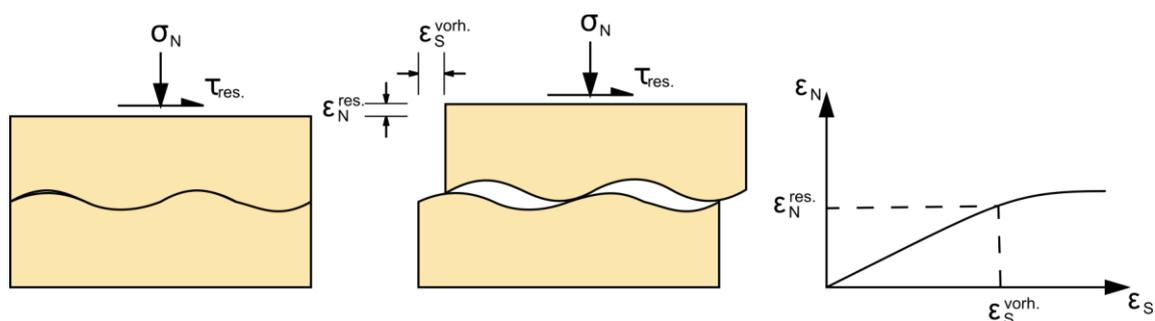


Abbildung 3-4: Aufgleiten von Klufflächen bei Beanspruchung aus Normal- und Schubspannung nach [Erichsen, 1987]

Zudem wird in [Erichsen, 1987] diskutiert, dass die Normaldruckspannung über Kontaktstellen der Klufflächen übertragen wird. Dies geht bei lokalen Festigkeitsüberschreitungen mit plastischen Verformungen einher, die die mittlere Spaltöffnungsweite verringern.

Die Durchströmung von Klüften wird maßgeblich von der Öffnungsweite, dem Abstand und der Beschaffenheit der Trennflächen beeinflusst. Die Ansätze von [Louis, 1967], [Rodatz, 1973] und [Erichsen, 1987] setzen sowohl die mittlere Klüftöffnungsweite als auch den mittleren Abstand der Klüfte sowie die Durchtrennungsgrade als bekannt voraus, sodass diese als Parameter in das Materialmodell eingehen können. Dies ist aber für die ALZ im Steinsalz nicht der Fall, da die Risse sich dort abhängig von der Beanspruchung und der Kristallinität ausbilden.

Daher hat [Kansy, 2007] ein Modell für Matrix und Trennflächen von [Warren und Root, 1962], das in Abbildung 3-5 dargestellt ist, zur Anwendung auf die Mikrorisse im Salinar übertragen. Das Modell geht im Vergleich zu [Rodatz, 1973] von einer vollständigen mechanischen bzw. hydraulischen Durchtrennung aus. Dabei bestimmt sich der mittlere Rissabstand aus der durchschnittlichen Kristallgröße, wobei diese auch von der deviatorischen Belastungsgeschichte abhängig ist. Dies wird von [Pusch et al., 2002] darauf zurückgeführt, dass sich neben interkristallinen auch transkristalline Risse bei entsprechend großer Beanspruchung ausbilden können. [Kansy, 2007] nimmt dennoch einen konstanten Rissabstand an, da er aufgrund des gewählten Spannungszustandes keine zusätzlichen Wegsamkeiten erwartet. Zudem geht [Louis, 1967] davon aus, dass der mittlere Kluffabstand äquivalent zu unregelmäßigen Kluffabständen anzusehen ist.

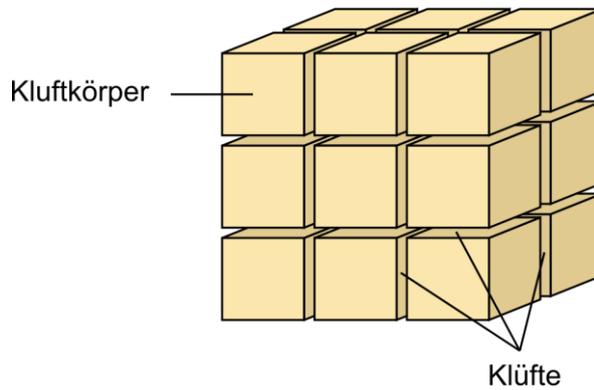


Abbildung 3-5: Modellvorstellung eines geklüfteten Gebirges als Analogon zur ALZ im Salinar nach [Kansy, 2007] auf Grundlage von [Warren und Root, 1962]

Für die Risse ist nicht von einer einheitlichen Öffnungsweite auszugehen, sondern von einem Rissbreitenspektrum, das in einer einfachen Näherung der Normalverteilung folgt. Bei einer zunehmenden mittleren Öffnungsweite der Risse kommt es zusätzlich zu einer größeren Spreizung des Spektrums, da sich keine einheitliche Rissaufweitung einstellt. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass sich keine negativen Öffnungsweiten einstellen (vgl. [Kansy, 2007]). Bei [Nuske et al., 2010] wird von einer logarithmischen Normalverteilung für das Risspektrum ausgegangen, womit der Forderung, keine negativen Rissweiten zuzulassen, Genüge getan wird. Auch die in [Pusch et al., 2002] dargestellten Versuchsdaten zur Rissbreitenermittlung an Steinsalzproben nach unterschiedlichen Belastungen sind nicht normal verteilt. Abbildung 3-6 zeigt die kumulierte Permeabilität, die sich aus einem Rissbreitenspektrum ergibt. Hierbei wird deutlich, dass selbst wenige breitere Risse zu einem signifikanten Anstieg der Permeabilität führen (vgl. [Kansy, 2007]). Neben der Einschränkung in dem beschriebenen Modell, dass eine mechanische Beanspruchung keine zusätzlichen Wegsamkeiten bedingt, wird auch von einer isotropen Schädigung ausgegangen.

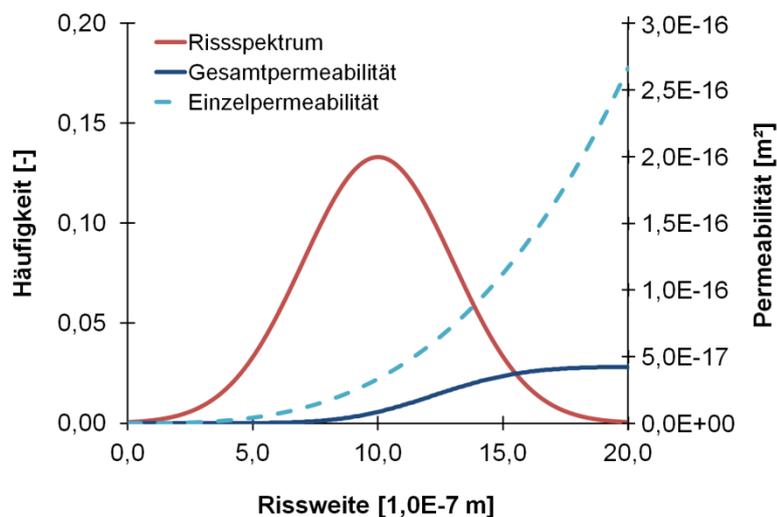


Abbildung 3-6: Gesamtpermeabilität bezogen auf das vorhandene Risspektrum bei einem konstanten Rissabstand von 5 mm nach [Kansy, 2007]

In den Arbeiten von [Arn, 1989] und [Helmig, 1993] wird die Permeabilität von Kluftsystemen mit einem strömungsmechanischen Schwerpunkt betrachtet. Insbesondere [Helmig, 1993] und [Neuweiler, 1999] legen das Augenmerk auf die Abbildung der Zwei-Phasen-Strömung. [Kohlmeier, 2006], [Ziefle, 2008] und [Maßmann, 2009] untersuchen thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Systeme für geklüftetes Gebirge mit einem Schwerpunkt auf Tonstein. Im Wesentlichen geht es dabei um die Interaktion des Fluids mit dem Riss. Auch der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit der Risse wird berücksichtigt, indem diskrete mikroskalige Kluftmodelle simuliert werden (vgl. u.a. [Helmig, 1993], [Nuske et al., 2010]). Die geomechanische Entstehung von Rissen aufgrund des Materialverhaltens und des Spannungszustands mit einer daraus resultierenden Änderung der Permeabilität insbesondere für die ALZ im Salinar steht nicht im Fokus der Betrachtung.

[Wittke, 1984] schlägt zur Beschreibung des Durchlässigkeitsverhaltens von Fels mit Trennflächengefüge ein homogenes Modell vor. Für das Modell wird angenommen, dass der gesamte Durchfluss nur durch die Trennflächen erfolgt und das Gestein undurchlässig ist. Mit der Einführung eines Durchlässigkeitstensors werden die zur Trennfläche parallelen und senkrechten Anteile des hydraulischen Gradienten berücksichtigt, wobei die Durchlässigkeit senkrecht zur Trennfläche mit 0 angenommen wird. Bei unterschiedlichen Trennflächenabständen darf ein mittlerer Abstand \bar{d} angesetzt werden. Der Ansatz des homogenen Modells als äquivalente Permeabilität je Trennflächensystem wird auch in [Schanz et al., 2014] für die Simulation von Kluftwasserströmungen für die Kontinuumsmechanik empfohlen. Die Gesamtdurchlässigkeit des Gebirges folgt aus der Summe der einzelnen Durchlässigkeitstensenoren. Damit kann anisotropes Durchlässigkeitsverhalten beschrieben werden, wobei die Bestimmung der äquivalenten Permeabilität gesondert erfolgen muss.

3.7 Perkulative Permeabilität

Damit das Gebirge eine Durchlässigkeit entwickeln kann, ist es notwendig, dass sich eine durchgängige Vernetzung von Trennflächen im Sinne von Klüften oder Rissen einstellt. Mit der Perkulationstheorie lässt sich untersuchen, ob sich in einem unendlichen Gebiet Bereiche ausbilden, die untereinander durchgängig verbunden sind (vgl. [Broadbent und Hammersley, 1957]). Hierzu wird das Gebiet z.B. mit einem Gitter in Zellen eingeteilt. Die einzelnen Zellen können dabei durchlässig oder undurchlässig sein. Die Besetzungswahrscheinlichkeit p liegt im Intervall von einschließlich 0 bis 1 und ist von definierten Parametern abhängig.

Solange die Besetzungswahrscheinlichkeit unterhalb eines Grenzwertes ($p < p_c$) liegt, bilden sich keine durchgängigen Bereiche aus (vgl. Abbildung 3-7 a). Wenn die Besetzungswahrscheinlichkeit den Grenzwert ($p = p_c$) erreicht, bildet sich ein durchgängiger Bereich innerhalb des Gitters aus (vgl. Abbildung 3-7 b). Falls die Besetzungswahrscheinlichkeit größer als der Grenzwert ($p > p_c$) ist, sind weitere durchgängige Bereiche innerhalb des Gitters möglich (vgl. Abbildung 3-7 c). Der Grenzwert wird als Perkulationsschwelle p_c bezeichnet.

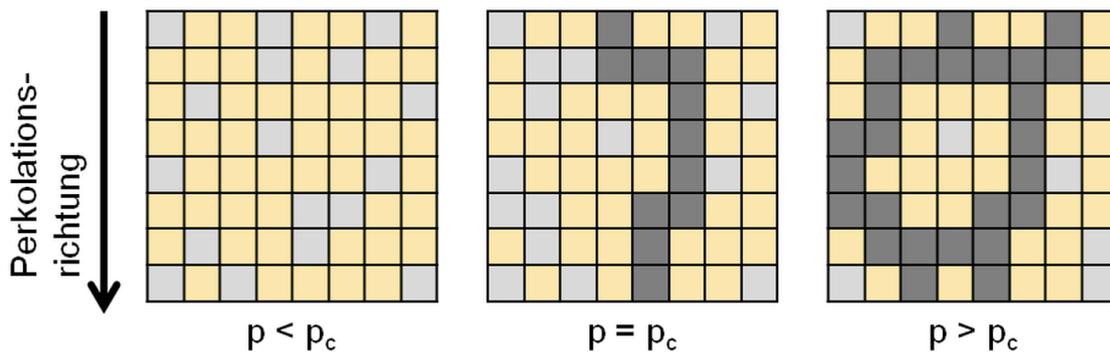


Abbildung 3-7: Mit einer Wahrscheinlichkeit p besetzte Gitter ohne durchgängigen Bereich ($p < p_c$), mit einem durchgängigen Bereich ($p = p_c$) und mit mehreren durchgängigen Bereichen ($p > p_c$) – Gelb: nicht besetzt, Hellgrau: besetzt, Dunkelgrau: durchgängig

Wenn angenommen wird, dass es sich bei einem besetzten Gitterplatz um einen Mikroriss handelt, kann die Besetzungswahrscheinlichkeit mit einer äußeren Belastung oder den Schädigungsparametern korreliert werden. Die Perkolationschwelle hängt insbesondere von der Art der Gitter ab. Für bestimmte Gitter gibt es geschlossene Lösungen zur Bestimmung der Perkolationschwelle, für andere ist eine Bestimmung mittels numerischer Simulation erforderlich (vgl. [Frisch et al., 1961]). Für *Bethe*-Gitter ergibt sich die Perkolationschwelle über die Anzahl nächster Nachbarn. *Bethe*-Gitter beschreiben nicht geschlossene zusammenhängende Graphen, wobei von jedem Knoten n weitere Knoten erreicht werden.

Eine Aussage zur Perkolationschwelle beinhaltet keine mittelbare Aussage zur Größe der Permeabilität. In der Felsmechanik wird die Perkolationschwelle zur Bestimmung der Durchlässigkeit von Kluftnetzwerken z.B. von [Gueguen und Dienes, 1989] oder [Arn, 1989] verwendet. [Peach, 1991] überträgt die Ansätze auf die ALZ im Salzgebirge. Aufgrund des gewählten Ansatzes mit sich schneidenden Riss-Scheiben ergibt sich ein *Bethe*-Gitter mit einer Perkolationschwelle von $p_c = 0,3$. Die Bestimmung der Permeabilität mittels Perkolationschwelle wird in den Arbeiten von [Pusch et al., 2002] und [Alkan und Müller, 2008] fortgesetzt.

Wenn die kubische Kristallstruktur von Steinsalz als Grundlage angenommen wird, können sich auch kleinere Perkolationschwellen einstellen. Die Perkolationschwelle für Kantenperkolationschwelle wird für einfach-kubische Gitter mit $p_c = 0,249$ und für kubisch-flächenzentrierte Gitter mit $p_c = 0,119$ angesetzt (vgl. [Vojta und Vojta, 2000]).

3.8 Fluiddruckinduzierte Permeabilität

In [Lux, 2005], [Lux, 2006a] und [Lux, 2006b] werden die Grundlagen für ein Infiltrationsmodell für das primär impermeable Steinsalz gelegt. Der darin beschriebene Infiltrationsprozess setzt keine unmittelbare Schädigung des Salinars voraus. Aufgrund der Druckdifferenz zwischen der kleinsten Hauptdruckspannung und dem Fluiddruck wird das Gebirge vom Fluid infiltriert. In der Infiltrationszone dringt das Fluid bei einem kleinen Differenzdruck langsam zwischen die Korngrenzen ein und bildet durch das Aufgehen von

Mikrorissen eine fluiddruckinduzierte Sekundärpermeabilität. Die Vorzugsrichtung für die Rissausbreitung wird durch das lokale Spannungsfeld bestimmt. Bei einem Differenzdruck $\Delta p_f > 2$ MPa bilden sich hingegen spontane Makrorisse (vgl. [Lux, 2005]).

Die Infiltration wird beispielsweise beim konvergenzbedingtem Druckanstieg in verschlossenen Kavernen beobachtet. Die Implementierung von Infiltrationsprozessen für numerische Berechnungen und die Validierung wird in [Lux et al., 2009] beschrieben. In [Wolters et al., 2012] wird eine mögliche Überlagerung von fluiddruckinduzierter und schädigungsinduzierter Permeabilität dargestellt.

Mit dem Infiltrationsprozess setzt sich [Wolters, 2014] ausführlich auseinander und berechnet für unterschiedlich verfüllte und verschlossene Kavernen im Salzgebirge die infiltrierte Zone. Zudem wird dort der Einfluss von Speicherzyklen untersucht. Für die Simulation in [Wolters, 2014] wird FLAC3D zur Verknüpfung von mechanischen Berechnungen und Strömungsberechnungen mit TOUGH2 gekoppelt. Dadurch ist auf Kosten der Rechenzeit auch die Abbildung einer Zwei-Phasen-Strömung möglich.

In [Minkley, 2009] und [Minkley et al., 2012] wird über fluiddruckinduzierte Permeabilität am Beispiel des Salzstocks Bokeloh berichtet. Dabei wird ein Lösungszutritt in ein Bergwerk untersucht, bei dem der Fluiddruck größer als die kleinste Hauptdruckspannung ist und ein Fluiddruckgradient zwischen potentieller Eintritts- und Austrittsstelle besteht.

3.9 Effektivspannungskonzept und Biot-Parameter

In [Terzaghi, 1925] und [Terzaghi, 1954] wird der Begriff der wirksamen oder effektiven Spannungen eingeführt. Hiermit werden die Spannungen im Boden bezeichnet, die Verformungen hervorrufen. Die totalen Spannungen (3-40) ergeben sich aus der Summe der effektiven Spannungen und der neutralen Spannung. Die neutrale Spannung p_f entspricht dabei dem hydrostatischen Druck im Porenwasser und wird somit auch Fluiddruck genannt. Weiterhin ist die in Abschnitt 1.2 beschriebene mechanische Vorzeichenkonvention zu beachten.

$$\sigma'_i = \sigma_i + p_f \quad (3-40)$$

mit

σ'_i	Effektive Hauptspannung in MPa ($i = 1, 2, 3$)
σ_i	Totale Hauptspannung in MPa ($i = 1, 2, 3$)
p_f	Neutrale Spannung oder Fluiddruck in MPa

Ebenso kann [Terzaghi, 1954] durch dränierte und undränierte Triaxialversuche zeigen, dass die Schubfestigkeit lediglich von den effektiven Spannungen abhängt. Hierzu zeigt Abbildung 3-8 die Verschiebung der Mohrschen Spannungskreise aufgrund der neutralen Spannung bei gleichbleibender Differenzspannung $(\sigma_1 - \sigma_3) = (\sigma'_1 - \sigma'_3)$. Die Größe der Differenzspannung ist maßgeblich für das Scherversagen. Zudem besteht die Möglichkeit, die größte Hauptspannung in den Zugbereich zu verschieben. [Rodatz, 1973] weist auf den Einfluss der effektiven Spannungen auf die Schubfestigkeit der Trennflächen hin. Diese Überlegungen werden von [Schulze et al., 2001] und [Kuate et al., 2016] aufgegriffen und auf die Dilatanzbedingung in Steinsalz angewendet.

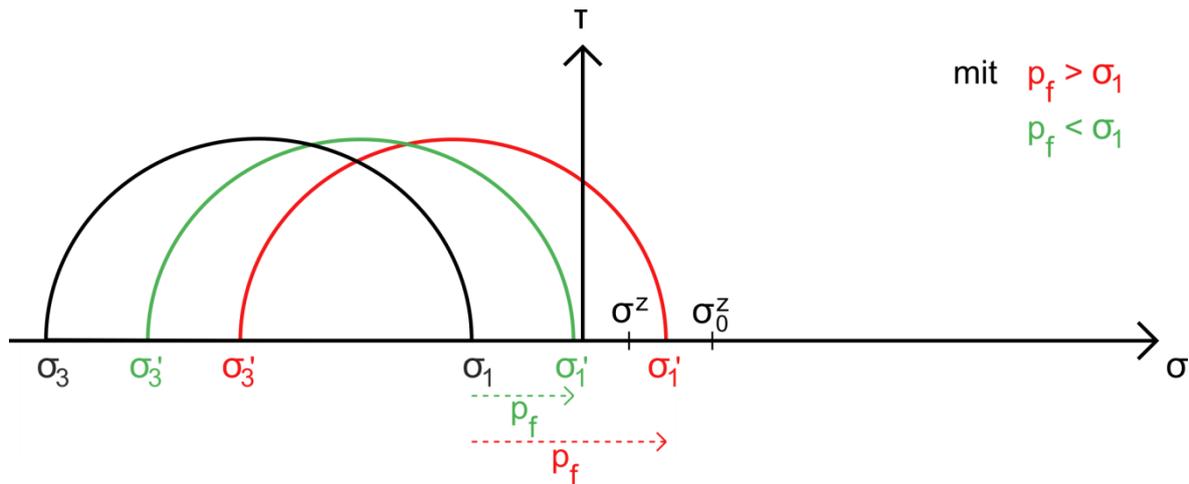


Abbildung 3-8: Verschiebung der Spannungen aufgrund der Größe der neutralen Spannung bei gleichbleibendem Spannungsdeviator (mit σ_0^z Zugfestigkeit, σ^z Aktuelle Zugfestigkeit in MPa)

[Biot, 1941] zeigt, dass die effektiven Spannungen im Boden nur von den wirksamen neutralen Spannungen (3-41) beeinflusst werden. Ausschlaggebend für den Einfluss des Fluiddrucks auf die effektiven Spannungen ist das Verhältnis der Matrixkompressibilität zur Gesamtkompressibilität (3-42). Die Gesamtkompressibilität ist ein Maß für die Zusammendrückbarkeit der festen Phase und des Porenraums. Mit der Matrixkompressibilität wird die Zusammendrückbarkeit der festen Bestandteile, z.B. des einzelnen Sandkorns, beschrieben. Für granulares Material ist die Gesamtkompressibilität deutlich größer als die Matrixkompressibilität, sodass sich $\alpha \cong 1$ ergibt.

Die Überlegungen zum wirksamen Fluiddruck werden u.a. von [Walsh, 1981] auf Festgestein und Trennflächen übertragen. [Walsh, 1981] beschreibt eine Bandbreite für den *Biot*-Parameter von $0,4 \leq \alpha \leq 1,0$. Das zeigt, dass die Gesamt- und Matrixkompressibilität in Festgesteinen sich in der Größenordnung annähern. Zudem wird die Oberflächenbeschaffenheit der fluidführenden Trennflächen als weitere Einflussgröße angenommen.

$$\sigma_i' = \sigma_i + \alpha \cdot p_f \quad (3-41)$$

mit

σ_i'	Effektive Hauptspannung in MPa ($i = 1, 2, 3$)
σ_i	Totale Hauptspannung in MPa ($i = 1, 2, 3$)
α	<i>Biot</i> -Parameter
p_f	Neutrale Spannung oder Fluiddruck in MPa

$$\alpha = 1 - \frac{K}{K_s} = 1 - \frac{\kappa_s}{\kappa} \quad (3-42)$$

mit

K	Kompressionsmodul in MPa
K_s	Matrixkompressionsmodul in MPa
κ_s	Matrixkompressibilität in 1/MPa
κ	Kompressibilität in 1/MPa

[Kansy, 2007] untersucht die Auswirkungen des Fluiddrucks experimentell in geschädigten Probekörpern aus Steinsalz. Hierbei kann gezeigt werden, dass intaktes Steinsalz einen geringen *Biot*-Parameter mit $\alpha \cong 0,4$ aufweist, während der *Biot*-Parameter für geschädigtes Steinsalz gegen $\alpha = 1$ geht. Für unverritztes Steinsalz wird in-situ ein *Biot*-Parameter von $\alpha = 0,12$ angegeben. Als Maß der Schädigung wird von [Kansy, 2007] die mittlere Permeabilität angenommen, sodass sich für den *Biot*-Parameter die Beziehung (3-44) einstellt. Der Gültigkeitsbereich wird für eine mittlere Permeabilität von 10^{-22} m^2 bis 10^{-15} m^2 angegeben und durch die Arbeit von [Peach, 1991] für den Bereich großer Permeabilitäten sowie [McTigue, 1986] zitiert nach [Kansy, 2007] für sehr geringe Permeabilitäten gestützt.

$$k_m = \frac{k_1 + k_2 + k_3}{3} \quad (3-43)$$

mit

k_m Mittlere Permeabilität in m^2
 k_i Hauptpermeabilität in m^2 ($i=1, 2, 3$)

$$\alpha = c \cdot \ln\left(\frac{k_m}{k_n}\right) + d \quad (3-44)$$

mit

α *Biot*-Parameter
 k_n Normierungspermeabilität mit 1 m^2
 c, d Materialparameter

3.10 Bezug zur Zielsetzung

In Kapitel 2 wird gezeigt, dass der Beschreibung der Permeabilität im Salinar und insbesondere in der ALZ eine hohe Bedeutung für den Integritätsnachweis zukommt. Daher gibt es eine Vielzahl von Ansätzen, die zum einen das mechanische Verhalten und zum anderen die Permeabilitätsentwicklung von Steinsalz beschreiben.

Abbildung 3-9 zeigt einen Dünnschliff aus einer Materialprobe des Übergangsbereichs Steinsalz und Dammbauwerk. Deutlich sind die streckenparallelen Risse in der ALZ zu erkennen. Durch diese Risse ergibt sich in der ALZ eine erhöhte Permeabilität in Streckenrichtung, wodurch die Gefahr der Umströmung des Dammbauwerks entsteht. Daher ist die Wechselwirkung zwischen Schädigung, Verheilung und resultierender anisotroper Permeabilität für die Bewertung der Zuverlässigkeit von Abdichtungsbauwerken realitätsnah zu beschreiben.

Neben einfachen Ansätzen zur Beschreibung des stationären Kriechens haben sich in den letzten Jahren höherwertige Stoffmodelle etabliert. Mit diesen können zuverlässige numerische Analysen bezüglich der Schädigungsentwicklung durchgeführt werden. Auf Basis des Spannungszustands stehen Formulierungen zur Bestimmung der Permeabilität zur Verfügung. Jedoch wird weder der vollständige Spannungstensor noch eine Schädigung des Salinars berücksichtigt. Zur Ermittlung der Permeabilität kann die sekundäre Porosität oder Dilatanz herangezogen werden, doch gehen diese entweder von einer isotropen Schädigung aus oder legen die größte Hauptpermeabilität zugrunde.



Abbildung 3-9: Dünnschliff des Übergangs ALZ im Steinsalz, in der Kontaktzone und im Damm aus [Müller-Hoepe et al., 2014]

Die fluiddruckinduzierte Permeabilität und die zugehörigen Infiltrationsprozesse sind für die Durchströmung in der ALZ von untergeordneter Bedeutung, da die ALZ von einer für die Permeabilität maßgeblichen schädigungsinduzierten Rissstruktur geprägt wird. Daher werden die Ansätze für Infiltrationsprozesse im Folgenden vernachlässigt.

Zum Erreichen der Zielsetzung dieser Arbeit wird ein kontinuumsmechanischer Ansatz verfolgt, der die mechanische Schädigung mit dem auf mikroskalige Verhältnisse übertragenen Kluffströmungsmodell der Felsmechanik vereint und den wirksamen Fluiddruck berücksichtigt. Hiermit kann für die ALZ die relevante anisotrope Permeabilität ermittelt werden. Mit dem Stoffmodell *TUBSsalt* (vgl. [Missal et al., 2016a]) ist eine unmittelbare Bestimmung der einzelnen mechanischen Schädigungskomponenten möglich, die als Grundlage für die von [Louis, 1967] und [Rodatz, 1973] beschriebenen Kluffströmungsmodelle der Felsmechanik dienen. Hiermit können in der ALZ nicht-parallele Spaltströmungsvorgänge und der Einfluss aus Porendruck und Normalspannung auf die Öffnungsweite abgebildet werden. Zudem soll das Effektivspannungskonzept unter Berücksichtigung des wirksamen Fluiddrucks angewendet werden, um die Einflüsse des Porendrucks mit Berücksichtigung des *Biot*-Parameters nach [Kansy, 2007] auf die Dilatanzgrenze zu berücksichtigen (vgl. [Schulze et al., 2001]).

4 Einfluss von Schädigung, Spannungszustand und Fluiddruck auf die Entwicklung der Permeabilität in der ALZ

4.1 Grundlegende Annahmen

Für die weiteren Betrachtungen wird das Gebirge als ein Kontinuum angesehen. Die anisotrope Durchlässigkeit ergibt sich aus der Rissentwicklung in der ALZ. Grundsätzlich wird angenommen, dass das unverritzte Steinsalz impermeabel ist und keine Diffusionsprozesse stattfinden. Bei den in der ALZ auftretenden Strömungsvorgängen soll es sich um eine laminare Ein-Phasen-Strömung handeln. Das betrachtete Fluid sei bezüglich der Geologie inert, d.h. gesättigt, sodass es zu keinen Lösungs- oder Rekristallisationsprozessen kommt.

Der Rissabstand ergibt sich unter der Annahme, dass die Rissentwicklung primär entlang der Kristallgrenzen erfolgt. Der Abstand entspricht dann dem mittleren Kristalldurchmesser. Aus dieser Bedingung ergibt sich, dass nur interkristalline Risse zur schädigungsinduzierten Dilatanz und der daraus resultierenden Permeabilitätsänderung beitragen. Transkristalline Risse entlang der Subkorn Grenzen werden aufgrund des phänomenologischen Ansatzes hier nicht berücksichtigt.

Für eine kontinuumsmechanische Betrachtung ist ein Zonen- bzw. Elementvolumen notwendig, welches deutlich größer ist als das mittlere Kristallvolumen ($V_{EV} \gg V_K$). Damit wird für den vom Kristalldurchmesser abhängigen Rissabstand sichergestellt, dass innerhalb einer Zone eine hinreichende Anzahl von Rissen berücksichtigt wird. Idealerweise weisen die Zonen bzw. Elemente ein Seitenverhältnis von 1 auf.

Die Gebirgstemperatur wird als konstant über die Zeit angenommen. Berechnungen am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der TU Braunschweig haben gezeigt, dass im Bereich der Abdichtungsbauwerke mit einer guten Näherung von einem konstanten Temperaturfeld ausgegangen werden kann, sobald die Hydratationswärmeentwicklung durch die Dammherstellung abgeschlossen ist. Da der Hydratationszeitraum verglichen mit dem Betrachtungszeitraum für die Durchströmung der ALZ kurz ist, wird der Abbindeprozess in der folgenden Betrachtung vernachlässigt.

Aus Spannungszuständen oberhalb der Dilatanzgrenze resultiert eine Rissentwicklung und -vernetzung. Zudem muss ein hydraulischer Gradient vorhanden sein, damit Strömungsvorgänge in der ALZ des Salinars auftreten können.

Das Stoffmodell *TUBS* salt berechnet und aktualisiert den Tensor der akkumulierten schädigungsinduzierten Verzerrungen im kartesischen Koordinatensystem (vgl. Unterabschnitt 3.3.2). Durch die Lösung des zugehörigen Eigenwertproblems werden die Hauptschädigungskomponenten und deren Hauptrichtungen ermittelt. Auf Basis der Hauptschädigungskomponenten werden der Permeabilitätstensor und dessen Richtung bestimmt. Die folgenden Betrachtungen unterliegen den in Abschnitt 1.2 vorgestellten Vorzeichenkonventionen für Spannungs- und Verzerrungsgrößen.

4.2 Einfluss der anisotropen Schädigung auf die Permeabilität

Der Hauptpermeabilitätstensor in der ALZ ist abhängig von Richtung und Größe der Schädigung. Die Schädigung wird direkt durch den wirkenden Spannungszustand beeinflusst. Aufgrund der Gleichgewichtsbedingung verschwindet die Radialspannung direkt an der Streckenkontur, während die tangentialen und axialen Spannungskomponenten erhalten bleiben. Daher bildet sich im Nahfeld von Strecken eine anisotrope Extensionsbeanspruchung aus. Wenn der zugehörige Spannungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze liegt, kommt es zu einer schädigungsinduzierten anisotropen Dilatanz, d.h. es bilden sich im Wesentlichen Risse parallel zur Streckenrichtung aus.

Im Extensionsversuch beeinflusst eine Schädigungskomponente die zwei rechtwinklig dazu orientierten Permeabilitäten. Bei einem Kompressionsversuch ergibt sich die gerichtete Permeabilität aus den zwei rechtwinklig dazu orientierten Schädigungskomponenten. Der Zusammenhang wird in Abbildung 4-1 verdeutlicht. Aus dieser Betrachtung ergibt sich, dass sich die gerichteten Hauptpermeabilitäten (4-1) als Summe der senkrecht dazu orientierten Funktionen der Schädigungskomponenten darstellen. Die Funktionen sind so zu gestalten, dass nur Schädigungsanteile einen Beitrag zur Permeabilität leisten.

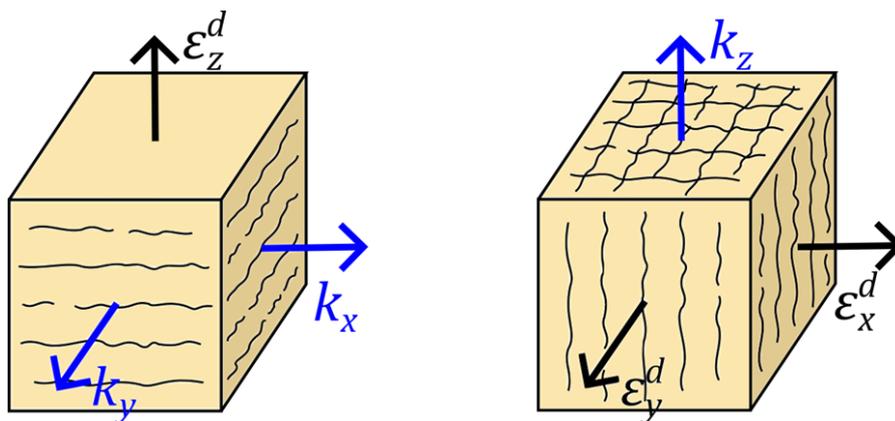


Abbildung 4-1: Rissorientierung für Extensionsbeanspruchung (links) und Kompressionsbeanspruchung (rechts) und daraus resultierende Permeabilität

$$\begin{cases} k_1 \\ k_2 \\ k_3 \end{cases} = \begin{cases} f(\varepsilon_2^d) + f(\varepsilon_3^d) \\ f(\varepsilon_3^d) + f(\varepsilon_1^d) \\ f(\varepsilon_1^d) + f(\varepsilon_2^d) \end{cases} \quad (4-1)$$

mit

k_i Hauptpermeabilität in m^2 ($i = 1, 2, 3$)
 ε_i^d Hauptschädigung ($i = 1, 2, 3$)

Die Größe der volumetrisch wirksamen Komponenten des Tensors der schädigungsinduzierten Verzerrung ist ein Maß für die relative Rissöffnungsweite. Um eine Permeabilität zu bestimmen, ist u.a. eine absolute Größe der Rissöffnungsweite erforderlich. [Kansy, 2007] berücksichtigt dies mit der Dichtefunktion eines normalverteilten Risspektrums. Aufgrund der Eigenschaften dieser Dichtefunktion ergibt sich insbesondere bei sehr kleinen Erwartungswerten oder sehr großen Standardabweichungen, dass ein Teil des

Rissspektrums im negativen Bereich liegt. Da eine negative Rissbreite nicht möglich ist, bietet sich die Wahl einer Verteilung mit einer Dichtefunktion an, die diesen Umstand berücksichtigt. Gleichung (4-2) beschreibt die kontinuierliche Dichtefunktion der *Rayleigh*-Verteilung als Sonderfall der *Weibull*-Verteilung. Diese ist für positive reelle Zahlen definiert und nimmt für negative reelle Zahlen den Wert 0 an. Mit der Dichtefunktion der *Rayleigh*-Verteilung lässt sich für jede Hauptschädigungskomponente ein standardisiertes Rissspektrum ermitteln, ohne dass negative Rissbreiten berechnet werden. Die Dichtefunktion ist rechtsschief und korrespondiert zu den von [Pusch et al., 2002] bestimmten diskreten Rissspektren.

Die Dichtefunktion der *Rayleigh*-Verteilung benötigt lediglich einen von der Schädigungsverzerrung abhängigen Formparameter $\underline{\sigma}$ (4-3). Es bildet sich für eine Schädigungskomponente nur ein Rissspektrum aus, wenn schädigungsinduzierte Dilatanz aufgetreten ist und somit $\varepsilon_i^d > 0$ gilt. Das Verhalten wird mit dem *Föppl*-Symbol gewährleistet. Zur Skalierung werden die normalspannungsabhängige Funktion S_1 und der Schädigungsexponent s_2 eingeführt, mit dem sich das Rissspektrum an Versuchsergebnisse anpassen lässt.

$$D(x^*, \underline{\sigma}) = \begin{cases} \frac{x^*}{\underline{\sigma}^2} e^{-\frac{x^{*2}}{2\underline{\sigma}^2}} & \text{für } x^* > 0 \wedge \underline{\sigma} > 0 \\ 0 & \text{für } x^* \leq 0 \vee \underline{\sigma} \leq 0 \end{cases} \quad (4-2)$$

mit

$D(x^*, \underline{\sigma})$ Dichtefunktion der *Rayleigh*-Verteilung in $1/\mu\text{m}$
 x^* Rissbreite in μm
 $\underline{\sigma}(\varepsilon_i^d)$ Funktion des Formparameters in μm ($i = 1, 2, 3$)

$$\underline{\sigma}(\varepsilon_i^d) = S_1(\sigma_N) \cdot \langle \varepsilon_i^d \rangle^{s_2} \quad (4-3)$$

mit

$\underline{\sigma}(\varepsilon_i^d)$ Funktion des Formparameters in μm ($i = 1, 2, 3$)
 ε_i^d Hauptschädigung ($i = 1, 2, 3$)
 $S_1(\sigma_N)$ Funktion des Spannungseinflusses in μm
 s_2 Schädigungsexponent

Der Formparameter $\underline{\sigma}$ für die Dichtefunktion der *Rayleigh*-Verteilung wird als spannungsabhängig angenommen, da mit zunehmender Normalspannung auf die Rissufer ein Rissspektrum für geringere Rissbreiten aktiviert wird. Mit Gleichung (4-4) wird eine Tangens-hyperbolicus-Funktion eingeführt, die sich im Bereich großer Normaldruckspannungen einem durch s_3 definierten Restwert asymptotisch annähert. Der Restwertparameter liegt im Intervall von einschließlich 0 bis 1. Vorüberlegungen haben gezeigt, dass $s_3 = 0,1$ angenommen werden kann. Dieser Wert ist noch durch Versuche abzusichern. Im Bereich von Normalzugspannungen kann die Funktion S_1 Werte größer $1 \mu\text{m}$ annehmen. Damit wird das Rissspektrum mit dem Skalierungsparameter s_1 an den Spannungszustand angepasst.

$$S_1(\sigma_N) = s_1 \cdot \left((1 - s_3) \cdot \sqrt[3]{\tanh\left(\frac{\sigma_N}{p_0}\right) + 1} + s_3 \right) \quad (4-4)$$

mit

$S_1(\sigma_N)$	Funktion des Spannungseinflusses in μm
s_1	Skalierungsparameter in μm
s_3	Restwertparameter mit $s_3 = 0,1$
σ_N	Spannung normal zum Rissufer in MPa
p_0	Dimensionskonstante in MPa mit $p_0 = 1 \text{ MPa}$

Die *Rayleigh*-Verteilung besitzt einen Erwartungswert (4-5) und eine Standardabweichung (4-6), die zur Bestimmung des Formparameter $\underline{\sigma}$ mit der zugehörigen Schädigungskomponente korreliert werden können. Das Verhältnis zwischen Erwartungswert und Standardabweichung ist konstant.

$$E(X) = \underline{\sigma} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2}} \quad (4-5)$$

$$S = \underline{\sigma} \cdot \sqrt{\frac{4-\pi}{2}} \quad (4-6)$$

Die zweite wesentliche Einflussgröße auf die Permeabilität ist der Rissabstand. Da angenommen werden kann, dass sich die Rissbildung vornehmlich entlang der vorhandenen Kristallstrukturen einstellt, ergibt sich der Rissabstand aus der Kantenlänge der Kristalle. Bei ähnlicher Lithogenese darf das Kristallvolumen von Steinsalz als bereichsweise homogen angenommen werden. Aufgrund der würfelförmigen Kristallstruktur der NaCl-Mineralien lässt sich eine mittlere Kantenlänge \bar{b}_K (4-7) aus dem mittleren Kristallvolumen bestimmen.

$$\bar{b}_K = \sqrt[3]{\bar{V}_K} \quad (4-7)$$

mit

\bar{b}_K	Mittlerer Rissabstand in m
\bar{V}_K	Mittleres Kristallvolumen in m^3

Ob in einem Riss parallele oder nicht parallele Strömung vorherrscht, wird von der Oberflächenbeschaffenheit und der Öffnungsweite bestimmt. Bei einer vollständig glatten Oberfläche stellt sich eine parallele Strömung im Riss ein. Wenn das Verhältnis von der relativen Rauigkeit zum hydraulischen Durchmesser größer als 0,032 wird, ist von einer nicht parallelen Strömung auszugehen. Abbildung 4-2 a) zeigt das verwendete Konzept zur Bestimmung der absoluten Rauigkeit. Dabei ergibt sich die mittlere absolute Rauigkeit \bar{d}_r aus der Raumdiagonale des Kristallvolumens nach (4-8). Mit d_1 wird ein Skalierungsparameter eingeführt. Mit $d_1 = 0$ wird eine vollständig glatte Oberfläche beschrieben (vgl. Abbildung 4-2 b)), sodass sich keine Strömungsverluste durch Umlenkung oder Verwirbelung ergeben. Mit $d_1 = 1$ stellt sich aufgrund der Geometrie eine vollständig raue Oberfläche und abhängig von der Öffnungsweite eine nicht parallele Strömung ein (vgl. Abbildung 4-2 c)).

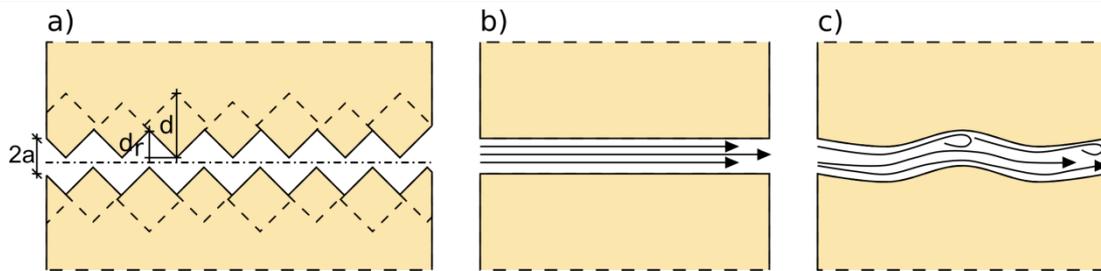


Abbildung 4-2: Bestimmung der relativen Rauigkeit in einem Riss mit d : Kristalldurchmesser und d_r : absolute Rauigkeit (a) und Vergleich von paralleler (b) und nicht paralleler (c) Spaltströmung in Anlehnung an [Wittke, 1984]

$$\bar{d}_r = d_1 \cdot \frac{\sqrt{3} \cdot \sqrt[3]{\bar{V}_K}}{2} \quad (4-8)$$

mit

\bar{d}_r	Mittlere absolute Rauigkeit in m
d_1	Skalierungsparameter
\bar{V}_K	Mittleres Kristallvolumen in m^3

Die Permeabilität eines Risses mit einer bestimmten Öffnungsweite x wird nach Gleichung (4-9) in Anlehnung an das Modell von [Louis, 1967] berechnet. Durch die *Heaviside*-Funktion wird zwischen paralleler und nicht paralleler Strömung unterschieden. Solange die relative Rauigkeit \bar{d}_r/d_H als das Verhältnis zwischen absoluter Rauigkeit und dem hydraulischen Durchmesser kleiner als 0,032 ist, nimmt Gleichung (4-9) die Form des kubischen Gesetzes von *Poiseuille* an. Ansonsten geht sie in die Beschreibung von *Louis* für laminare, nicht parallele Strömungen über. Anders als in Abschnitt 3.6 wird hier nicht der Durchlässigkeitsbeiwert k_f sondern die Permeabilität k verwendet. Der Zusammenhang wird in Unterabschnitt 3.2.3 erläutert.

$$k(x) = \frac{(2x)^3}{12 \cdot \bar{b}_K \cdot \left(1 + 8,8 \cdot H\left(\frac{\bar{d}_r}{d_H} - 0,032\right) \cdot \left(\frac{\bar{d}_r}{d_H}\right)^{\frac{3}{2}} \right)} \quad (4-9)$$

mit

$k(x)$	Permeabilität in m^2
d_H	Hydraulischer Durchmesser mit $d_H = 4x$ in m

Die Gesamtpermeabilität aufgrund einer einzelnen Schädigungskomponente ε_i^d berechnet sich als das Integral (4-10) aus dem Produkt der Dichtefunktion (4-2) und der Funktion der Einzelrisspermeabilität (4-9). Da sich für dieses Integral keine Stammfunktion bestimmen lässt, wird eine numerische Integration mit einer konstanten Schrittweite dx^* angewendet.

$$\int_0^\infty D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_i^d)) \cdot k(x) dx^* \quad (4-10)$$

Die maßgeblichen Einflussgrößen auf die Gesamtpermeabilität ergeben sich aus der Schädigung, dem Rissabstand und der Oberflächenbeschaffenheit. Um eine Anpassung an Versuchsergebnisse vornehmen zu können, sind die Parameter s_1 , s_2 und d_1 eingeführt. Durch eine Parametervariation (vgl. Tabelle 2) wird untersucht, welchen

Einfluss von Schädigung, Spannungszustand und Fluiddruck auf die Entwicklung der Permeabilität in der ALZ

Einfluss die einzelnen Größen auf die Gesamtpermeabilität haben. Die Variante 2 entspricht dabei dem Referenzfall. Grundsätzlich wird hierbei ein einaxialer Spannungszustand ohne behinderte Querdehnung betrachtet, sodass keine Normalspannung auf die Rissufer wirkt.

Tabelle 2: Parametervariation zur Untersuchung des Einflusses auf die Gesamtpermeabilität mit Variante 2 als Referenzfall

Bezeichnung	Einheit	Variante 1	Variante 2	Variante 3
Hauptschädigung (ε_i^d)	-	0,002	0,020	0,040
Mittlerer Rissabstand (\bar{b}_k)	m	0,0025	0,0050	0,0100
Skalierungsparameter (d_1)	-	0,25	0,50	1,00
Skalierungsparameter (s_1)	μm	30	60	120
Schädigungsexponent (s_2)	-	0,25	0,50	1,00

In den folgenden Diagrammen wird für die untersuchten Varianten das zugehörige Risspektrum, die Risspermeabilität und die resultierende Gesamtpermeabilität über die Rissweite dargestellt. Zunächst wird der Einfluss der schädigungsinduzierten Verzerrungen untersucht. Wie Abbildung 4-3 zeigt, verschiebt sich mit anwachsender Schädigung das Maximum des Risspektrums in den Bereich von größeren Rissweiten, was zu einer Zunahme der Gesamtpermeabilität führt.

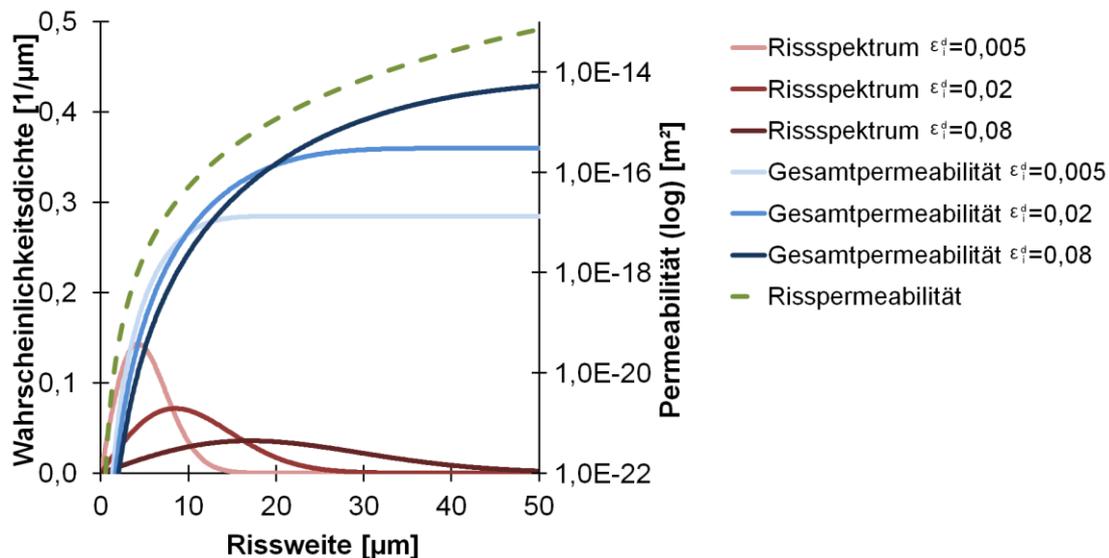


Abbildung 4-3: Einfluss der schädigungsinduzierten Verzerrung auf die Gesamtpermeabilität

Abbildung 4-4 zeigt die Auswirkung des Rissabstands auf die Gesamtpermeabilität. Während eine Änderung des mittleren Rissabstands keine Änderung des Risspektrums bewirkt, sind die Risspermeabilitäten vom mittleren Rissabstand abhängig. Mit einem geringeren Rissabstand erhöhen sich die Einzel- und die Gesamtpermeabilität, da mehr Wegsamkeiten im gleichen Bezugsvolumen vorhanden sind. Umgekehrt geht mit größerem Rissabstand die Einzel- und Gesamtpermeabilität zurück.

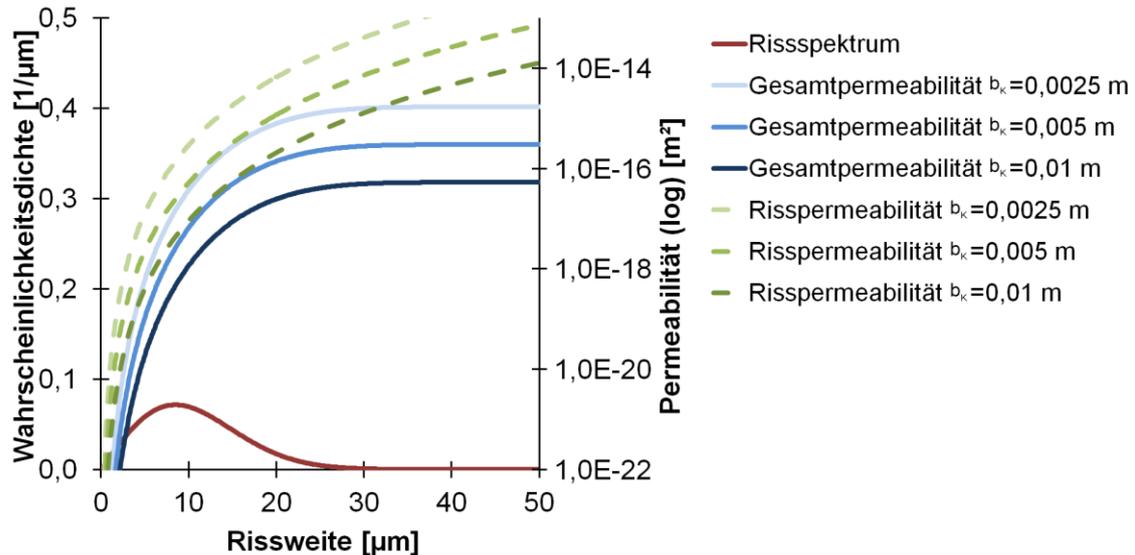


Abbildung 4-4: Einfluss des mittleren Rissabstands auf die Gesamtpermeabilität

Mit dem Parameter d_1 wird die Oberflächenbeschaffenheit beschrieben. Für das identische Risspektrum führt eine glatte Oberfläche zu einer höheren Permeabilität. Abbildung 4-5 zeigt für unterschiedliche d_1 die Auswirkung auf die Einzelpermeabilität und die resultierende Gesamtpermeabilität. Für eine vollständig raue Oberfläche bei $d_1 = 1$ ergibt sich die kleinste Permeabilität.

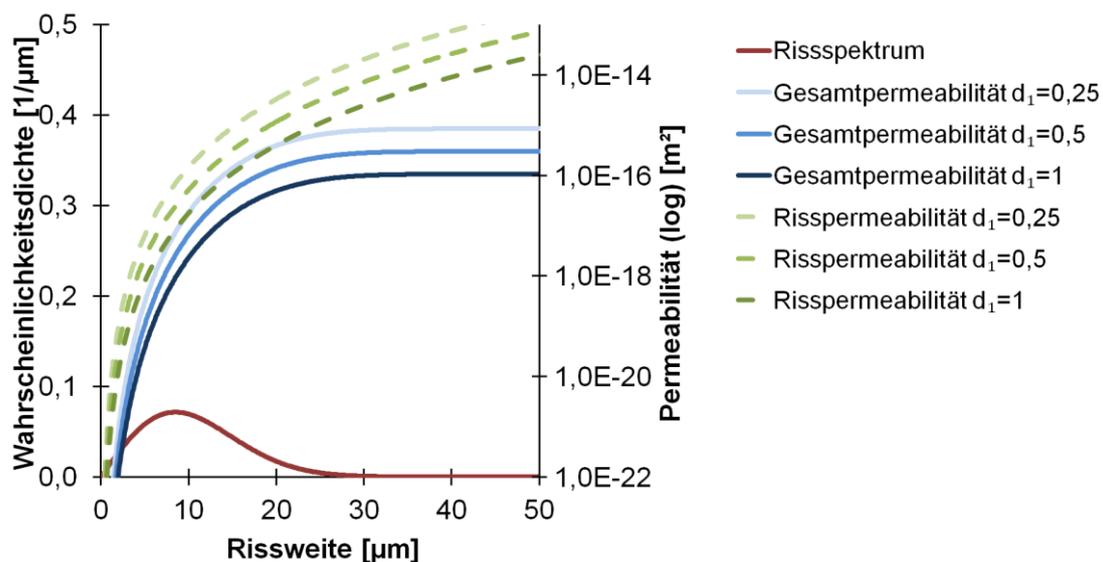


Abbildung 4-5: Einfluss des Skalierungsparameters d_1 auf die Gesamtpermeabilität

Die Skalierungsfunktion S_1 stellt eine Verbindung zwischen den schädigungsinduzierten Verzerrungen, die auf die Rissufer wirkenden Normalspannung und dem Formparameter her. Damit bewirken die Parameter s_1 und s_2 eine Anpassung des Formparameters $\underline{\sigma}$ der Dichtefunktion der *Rayleigh*-Verteilung. Sobald der Parameter größer wird, spreizt sich das Risspektrum, das Maximum verschiebt sich in den Bereich mit größeren Rissweiten und die Gesamtpermeabilität steigt (vgl. Abbildung 4-6).

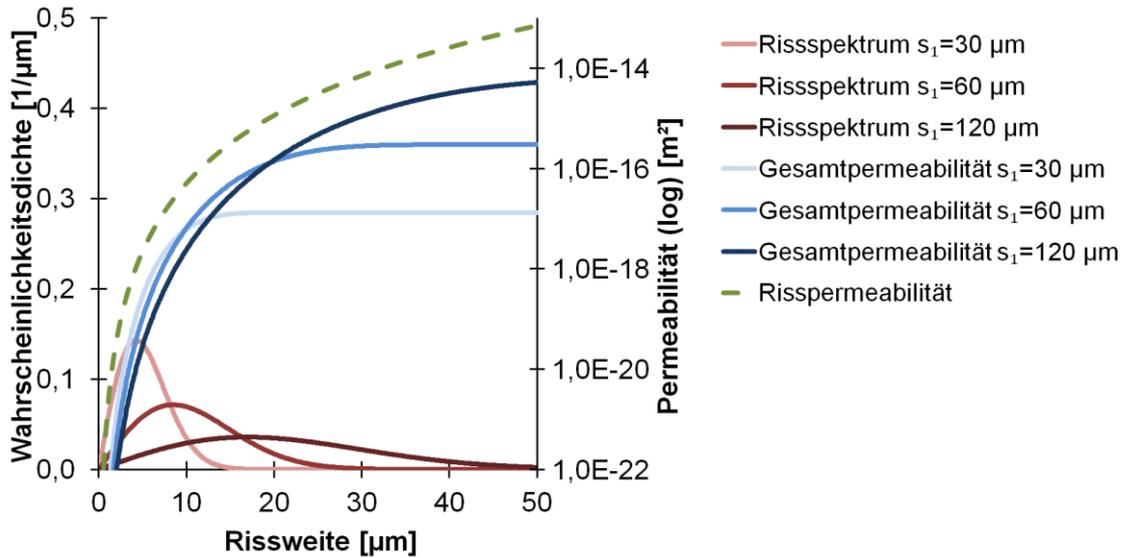


Abbildung 4-6: Einfluss des Skalierungsparameters s_1 auf die Gesamtpermeabilität

Mit dem Schädigungsexponenten s_2 wird der Einfluss der schädigungsinduzierten Verzerrungen auf das Risspektrum bestimmt. Abbildung 4-7 zeigt für eine konstante schädigungsinduzierte Verzerrung $\varepsilon_1^d = 0,02$ die Auswirkung von unterschiedlichen s_2 auf die Dichtefunktion der *Rayleigh*-Verteilung. Mit dem Schädigungsexponenten wird beeinflusst, wie sich die Größe der Schädigung auf das Risspektrum auswirkt. Mit zunehmender Schädigung flacht die Kurve der Gesamtpermeabilität bei kleineren s_2 früher ab (vgl. Abbildung 4-8), womit sich das in Versuchen zu erkennende Plateau abbilden lässt.

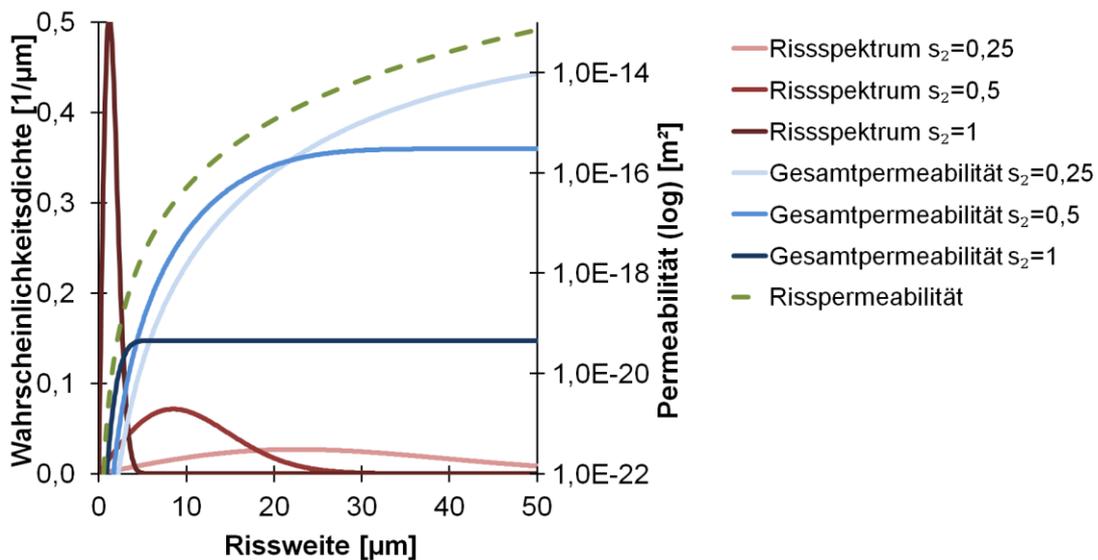


Abbildung 4-7: Einfluss des Schädigungsexponenten s_2 auf die Gesamtpermeabilität

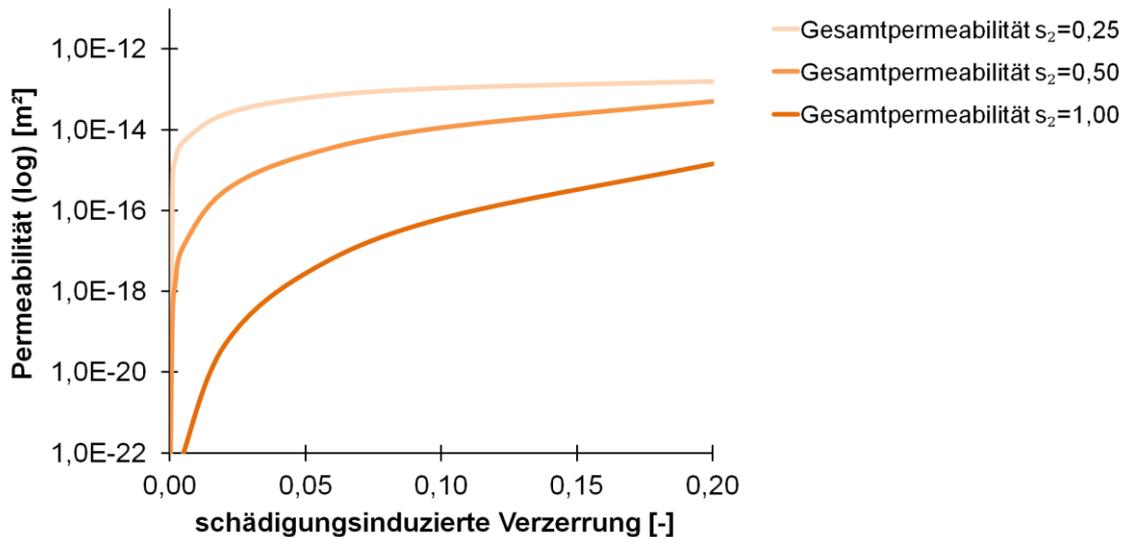


Abbildung 4-8: Entwicklung der Gesamtpermeabilität über die schädigungsinduzierten Verzerrungen in Abhängigkeit vom Schädigungsexponenten s_2

Abbildung 4-9 zeigt die Auswirkung einer Änderung der Normaldruckspannung auf das Risspektrum. Bei einer Normalspannung von 0 MPa, -4 MPa und -8 MPa auf die Rissufer wird das aktivierte Risspektrum schmäler und die Gesamtpermeabilität nimmt ab.

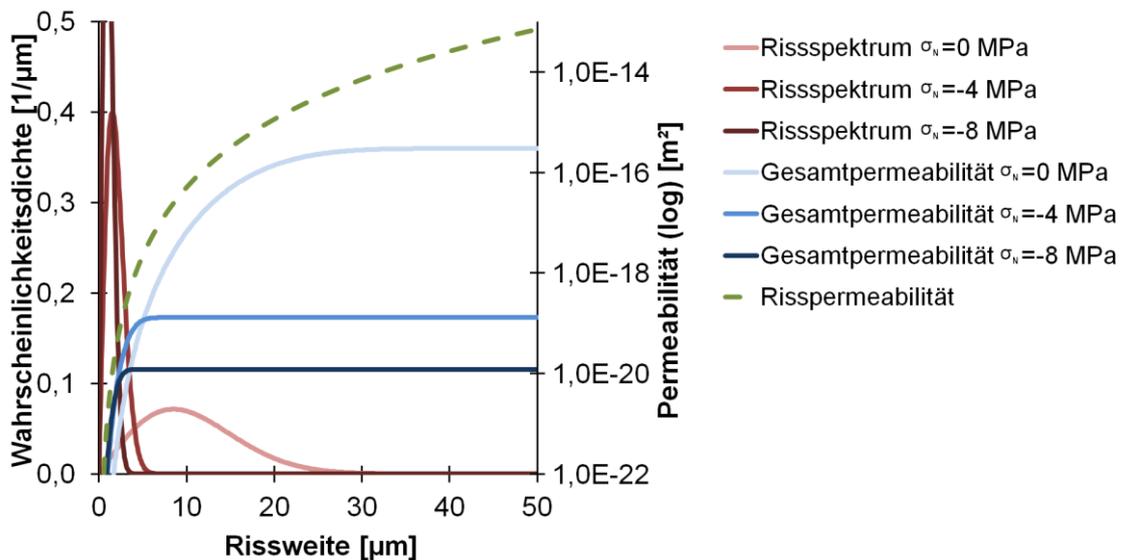


Abbildung 4-9: Einfluss der Normalspannung auf die Gesamtpermeabilität

Wie in Gleichung (4-1) beschrieben, ergibt sich die Gesamtpermeabilität für eine Richtung aus den senkrecht dazu orientierten Schädigungskomponenten. Die Berechnung des Hauptpermeabilitätsvektors erfolgt mit (4-11) und berücksichtigt die Initialpermeabilität, die für Steinsalz mit $k_{ini} = 1 \cdot 10^{-23} \text{ m}^2$ angenommen werden kann. Die jeweiligen Richtungen entsprechen dabei den Eigenvektoren der Hauptschädigungskomponenten.

$$\left\{ \begin{array}{l} k_1^{ges} \\ k_2^{ges} \\ k_3^{ges} \end{array} \right\} = k_{ini} + \left\{ \begin{array}{l} \int_0^\infty D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_2^d)) \cdot k(x) dx^* + \int_0^\infty D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_3^d)) \cdot k(x) dx^* \\ \int_0^\infty D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_3^d)) \cdot k(x) dx^* + \int_0^\infty D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_1^d)) \cdot k(x) dx^* \\ \int_0^\infty D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_1^d)) \cdot k(x) dx^* + \int_0^\infty D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_2^d)) \cdot k(x) dx^* \end{array} \right\} \quad (4-11)$$

mit

$$\begin{array}{ll} k_i^{ges} & \text{Gesamtpermeabilität in m}^2 \quad (i = 1, 2, 3) \\ k_{ini} & \text{Initialpermeabilität in m}^2 \text{ mit } k_{ini} = 1 \cdot 10^{-23} \text{ m}^2 \end{array}$$

4.3 Änderung der Rissöffnungsweiten in Abhängigkeit vom Spannungszustand und dem wirksamen Fluiddruck

Neben der schubspannungsinduzierten Schädigung, die die Rissinitiierung und -entwicklung dominiert, werden die Rissöffnungsweiten zusätzlich vom wirksamen Fluiddruck und von der auf die Rissflächen wirkenden effektiven Normalspannung beeinflusst. Das Stoffmodell *TUBSsalt* berücksichtigt implizit den Einfluss der Schubspannung auf die schädigungsbedingte Dilatanz, sobald die von der Oktaedernormal- und Oktaederschubspannung abhängige Dilatanzbedingung überschritten wird.

Wie in Abschnitt 3.9 gezeigt, wirken in der Kristallmatrix nur die effektiven Spannungen. Die effektiven Spannungen werden nach Gleichung (3-41) bestimmt, wobei der *Biot*-Parameter gemäß [Kansy, 2007] nach Gleichung (3-44) für diese Arbeit übernommen wird. Damit ist der *Biot*-Parameter mittelbar über die Permeabilität von der Schädigung abhängig.

In den folgenden Betrachtungen entspricht der mechanische Durchtrennungsgrad κ dem hydraulischen Durchtrennungsgrad λ , da sich bereits bei kleinsten Öffnungsweiten eine Permeabilität einstellt und somit ein Porendruck auf die Rissflächen wirkt. Zur Bestimmung des Durchtrennungsgrads (4-12) wird das Verhältnis von schädigungsbedingter Dilatanz zur Bruchvolumendehnung herangezogen. Im Fall des ungeschädigten Salzgebirges ist die die schädigungsinduzierte Dilatanz $\varepsilon_v^d = 0$. Hierbei wird angenommen, dass das ungeschädigte Salzgebirge keine Durchtrennung aufweist und sich ein Durchtrennungsgrad von $\lambda = 0$ einstellt. Für den Fall der Bruchs ist die schädigungsinduzierte Dilatanz $\varepsilon_v^d = \varepsilon_{v,B}^d$. In diesem Fall ist eine vollständige Durchtrennung des Salzgebirges anzunehmen und der Durchtrennungsgrad erreicht mit $\lambda = 1$ sein Maximum. Dieses Verhältnis ist ein Maß für die Schädigung bzw. Auflockerung der Kristallmatrix des Salinars.

$$\kappa = \lambda = \min\left(\frac{\varepsilon_v^d}{\varepsilon_{v,B}^d}; 1\right) \quad (4-12)$$

mit

$$\begin{array}{ll} \kappa & \text{(Mechanischer) Durchtrennungsgrad} \\ \lambda & \text{Hydraulischer Durchtrennungsgrad} \\ \varepsilon_v^d & \text{Schädigungsinduzierte Dilatanz} \\ \varepsilon_{v,B}^d & \text{Bruchvolumendehnung} \end{array}$$

Der Fluiddruck wirkt komprimierend auf den durch Risse umschlossenen Bereich der Kristallmatrix (vgl. Abbildung 4-10). Dies führt zu einer Vergrößerung der Rissöffnungsweite. Die Veränderung d_p wird analog zu [Rodatz, 1973] nach Gleichung (4-13) berechnet. Maßgeblich für die Änderung der Rissweite sind der wirksame Fluiddruck, die vorhandene Rissöffnungsweite sowie der mittlere Rissabstand. Zudem wird mit dem Durchtrennungsgrad κ die Fläche berücksichtigt, auf die der Porendruck wirkt. Der zugrunde gelegte E-Modul für die Steifigkeit des Kristalls (4-14) wird hierfür aus Schub- und Kompressionsmodul der ungeschädigten Steinsalzmatrix ermittelt. Hierbei ist davon auszugehen, dass sich ein Einzelkristall etwas steifer verhält als die ungeschädigte Steinsalzmatrix.

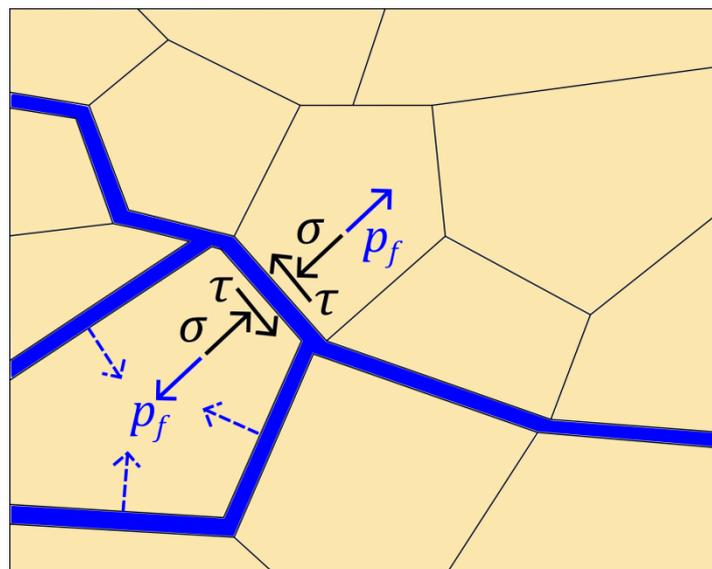


Abbildung 4-10: Wirkende Normal- und Schubspannungen mit Fluiddruck an der Korngränze in Anlehnung an [Kuate et al., 2016]

$$d_p = p_f \cdot \frac{\kappa}{\frac{E_K}{\bar{b}_K - 2x} + \frac{(1-\kappa) \cdot E_K}{2x}} \quad (4-13)$$

mit

d_p	Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Fluiddruckänderung in m
κ	Durchtrennungsgrad
p_f	Fluiddruck in MPa
E_K	Steifigkeit der Kristallmatrix in MPa
$2x$	Rissbreite in m
\bar{b}_K	Mittlerer Rissabstand in m

$$E_K = \frac{9 \cdot K_0 \cdot G_0}{3 \cdot K_0 + G_0} \quad (4-14)$$

mit

K_0	Kompressionsmodul in MPa
G_0	Schubmodul in MPa

Eine auf die Rissufer wirkende Normalspannung führt ebenso wie der Fluiddruck zu einer Veränderung der Rissöffnungsweite. Ausgehend von einer Normalbeanspruchung wird

die Veränderung d_w der Öffnungsweite analog zu [Rodatz, 1973] nach Gleichung (4-15) berechnet. Die Veränderung der Öffnungsweite ist hierbei proportional zur Änderung der Normalspannung auf den Rissufer und abhängig vom Durchtrennungsgrad der aktuellen Rissweite und dem mittleren Rissabstand. Der E-Modul (4-16) ergibt sich aus dem aktuellen, die Schädigung berücksichtigenden Schub- und Kompressionsmodul.

$$d_w = \sigma'_N \cdot \frac{2x \cdot \bar{b}_K}{E_G \cdot ((1-\kappa) \cdot (\bar{b}_K - 2x) + 2x)} \quad (4-15)$$

mit

d_w	Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Spannungsänderung in m
σ'_N	Effektive Spannung normal zum Rissufer in MPa
E_G	Steifigkeit des Salinargebirges in MPa
κ	Durchtrennungsgrad
$2x$	Rissbreite in m
\bar{b}_K	Mittlerer Rissabstand in m

$$E_G = \frac{9 \cdot K \cdot G}{3 \cdot K + G} \quad (4-16)$$

mit

K	Aktueller Kompressionsmodul in MPa
G	Aktueller Schubmodul in MPa

Die absolute Änderung der Rissbreite wird nach (4-17) bestimmt und berücksichtigt sowohl den Fluiddruck im Riss als auch die Normalspannung auf die Rissufer. Durch diese Änderung wird die effektive Permeabilität beeinflusst. Hierbei ist zu beachten, dass die aus der deviatorischen Beanspruchung hervorgegangenen Risse zwar verschlossen werden können, jedoch keine negativen Rissöffnungsweiten entstehen dürfen. Diese Möglichkeit besteht immer dann, wenn eine große Normaldruckspannung bei nur geringem Fluiddruck auf die Rissufer wirkt.

$$\Delta 2x_N = d_w - d_p \quad (4-17)$$

mit

$\Delta 2x_N$	Änderung der Öffnungsweite normal zum Rissufer in m
d_w	Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Spannungsänderung in m
d_p	Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Fluiddruckänderung in m

Die Risspermeabilität wird nach Gleichung (4-18) bestimmt und berücksichtigt neben dem Durchtrennungsgrad auch die Änderungen der Öffnungsweite infolge Fluiddruck und Normalspannung (vgl. [Rodatz, 1973]). Durch das *Föppl*-Symbol für die effektive Rissweite $\langle 2x + \Delta 2x_N \rangle$ wird abgesichert, dass die Permeabilität nicht für negative Öffnungsweiten bestimmt wird. Der Beitrag zur Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Fluiddruck und Normalspannung wird nach (4-17) berechnet. Falls durch die Normalspannung Risse vollständig verschlossen werden, leisten sie unabhängig vom Risspektrum keinen Beitrag zu einem Anstieg der Gesamtpermeabilität.

$$k(x) = \kappa \cdot \frac{(2x + \Delta 2x_N)^3}{12 \cdot \bar{b}_K \cdot \left(1 + 8,8 \cdot H \left(\frac{\bar{d}_r}{d_H^*} - 0,032\right) \cdot \left(\frac{\bar{d}_r}{d_H^*}\right)^{\frac{3}{2}}\right)} \quad (4-18)$$

mit

$k(x)$	Risspermeabilität in m^2
κ	Durchtrennungsgrad
$2x$	Rissbreite in m
$\Delta 2x_N$	Änderung der Öffnungsweite normal zum Rissufer in m
\bar{b}_K	Mittlerer Rissabstand in m
\bar{d}_r	Mittlere absolute Rauigkeit in m
d_H^*	Hydraulischer Durchmesser mit $d_H^* = 4 \left(x + \frac{\Delta 2x_N}{2}\right)$ in m

Für die Variante 2 (vgl. Tabelle 2) wurden bei einer schädigungsinduzierten Dilatanz von $\varepsilon_v^d = 0,01$ die Auswirkungen eines Fluiddrucks $p_f = 8$ MPa sowie einer Normaldruckbeanspruchung von $\sigma_N = -8$ MPa auf die Rissöffnungsweite untersucht. In Tabelle 3 sind die zur Untersuchung benötigten Parameter eines generischen Salzgebirges aufgeführt. Die Bestimmung des aktuellen Kompressions- bzw. Schubmoduls erfolgt nach den Gleichungen (3-20) und (3-21).

Tabelle 3: Parameter zur Untersuchung der Änderung der Rissöffnungsweite aufgrund von Fluiddruck bzw. Normalspannung

Bezeichnung	Einheit	Wert
Kompressionsmodul (K_0)	MPa	20000
Schubmodul (G_0)	MPa	10000
Schädigungsexponent (p^{el})	-	2
Schädigungsinduzierte Dilatanz (ε_v^d)	-	0,020
Bruchvolumendehnung ($\varepsilon_{v,B}^d$)	-	0,022

Abbildung 4-11 und Abbildung 4-12 veranschaulichen die Auswirkung von Normaldruckspannung bzw. Fluiddruck auf die Permeabilität. Der Einfluss auf die Risspermeabilitäten ist für die gezeigten Konfigurationen und weitere untersuchte Varianten sehr gering.

Aufgrund der Einwirkung der effektiven Normaldruckspannung kommt es zu einer Verringerung der Rissöffnungsweite, womit mittelbar auch die Risspermeabilität kleiner wird (vgl. Abbildung 4-11). Die orange gepunktete Linie zeigt den Betrag der Änderung der Risspermeabilität aufgrund der Änderung der effektiven Normalspannung um -8 MPa auf den Riss. Die Änderung liegt etwa sechs Größenordnungen unter der Risspermeabilität, sodass der Einfluss auf die Gesamtpermeabilität von untergeordneter Bedeutung ist. Erst wenn die Veränderung der Risspermeabilität in derselben Größenordnung wie die ursprüngliche Risspermeabilität liegt, wäre eine Beeinflussung der Gesamtpermeabilität zu erkennen. Da die effektive Normalspannung sich auch auf das Risspektrum auswirkt, zeigt sich dennoch eine deutliche Änderung der Gesamtpermeabilität.

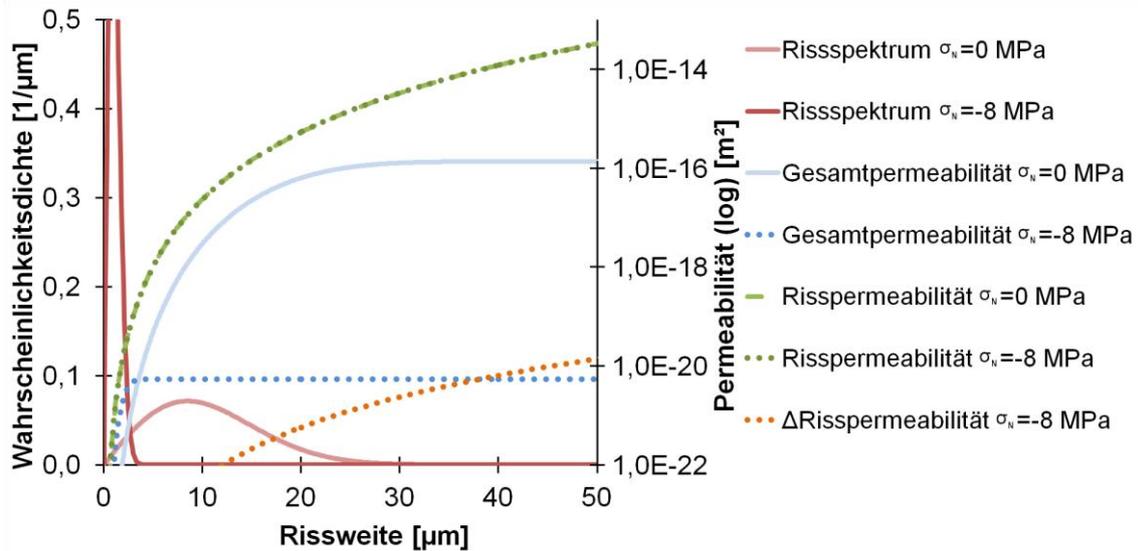


Abbildung 4-11: Verschiebung der Risspermeabilität durch eine Normalspannungsänderung um -8 MPa auf den Rissflächen (Aufgrund der logarithmischen Skalierung sind die Beträge der Änderung der Risspermeabilität dargestellt)

Abbildung 4-12 veranschaulicht den Einfluss einer Fluiddruckänderung auf die Risspermeabilität. Durch einen Fluiddruck von 8 MPa werden die von Rissen umgebenen Kristalle komprimiert und die Risse weiten sich entsprechend. Die orange gepunktete Linie zeigt die daraus resultierende Änderung der Risspermeabilität. Da die Änderung etwa drei Größenordnungen kleiner als die ursprüngliche Risspermeabilität ist, kommt es zu keiner maßgebenden Änderung der Gesamtpermeabilität. Erst mit sehr großen Fluiddrücken kann eine Vergrößerung der Risspermeabilität und damit der Gesamtpermeabilität erwartet werden.

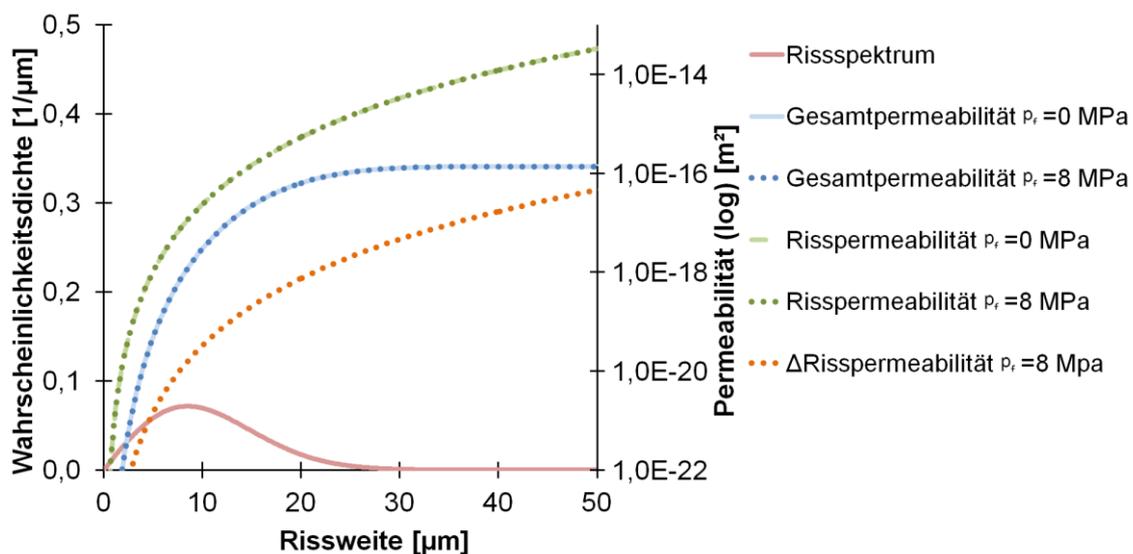


Abbildung 4-12: Verschiebung der Risspermeabilität durch eine Fluiddruckänderung im Riss um 8 MPa (Aufgrund der logarithmischen Skalierung sind die Beträge der Änderung der Risspermeabilität dargestellt)

4.4 Einfluss der Rissvernetzung auf die Permeabilität

Die Größe der Permeabilität ergibt sich aus dem von der schädigungsinduzierten Dilatanz abhängigen Risspektrum und untergeordnet aus der Abhängigkeit von Fluiddruck und Normalspannung. Eine Durchlässigkeit kann nur bei verbundenen Wegsamkeiten aufgrund der Rissvernetzung wirksam werden.

Wie in Abschnitt 4.3 beschrieben, wird als Maß für die Rissvernetzung das Verhältnis der schädigungsinduzierten Dilatanz zur Bruchvolumendehnung angenommen. Hierin spiegelt sich die Anzahl und Länge der einzelnen Risse des potentiellen Rissnetzwerks wider. Sobald dieses Verhältnis die Rissvernetzungsschwelle erreicht, sind die Risse vernetzt und es kommt zu durchgängigen Wegsamkeiten. Diese Wegsamkeiten führen zu einem raschen Anstieg der Permeabilität. Mit Gleichung (4-19) wird das Erreichen der Rissvernetzungsschwelle abhängig von den Hauptschädigungen gemacht. Über den Skalierungsparameter p_1 kann dieses Verhalten an Versuchsergebnisse angepasst werden. Es wird deutlich, dass die Rissvernetzungsschwelle aus Gleichung (4-19) verwandt mit dem Durchtrennungsgrad κ aus Gleichung (4-12) ist.

$$\frac{\varepsilon_v^d \cdot (1 + p_1 \cdot \varepsilon_i^d)}{\varepsilon_{v,B}^d} \geq p_c \quad (4-19)$$

mit

ε_v^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz
ε_i^d	Hauptschädigung ($i = 1, 2, 3$)
$\varepsilon_{v,B}^d$	Bruchvolumendehnung
p_1	Skalierungsparameter
p_c	Rissvernetzungsschwelle

Dieser Schwellwert lässt sich nach Gleichung (4-20) bestimmen. Hierbei wird, wie bei [Eberth, 2007] gezeigt, angenommen, dass bei Erreichen einer schädigungsinduzierten Dilatanz von $1 \cdot 10^{-4}$ die Permeabilität signifikant zunimmt. Die Rissvernetzungsschwelle lässt sich somit aus Festigkeitsversuchen bei Messung von Dilatanz und Permeabilität nach Gleichung (4-20) bestimmen und anpassen.

$$p_c = \frac{\varepsilon_{v,k_0}^d}{\varepsilon_{v,B}^d} \quad (4-20)$$

mit

p_c	Rissvernetzungsschwelle
ε_{v,k_0}^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz bei Beginn des Permeabilitätsanstiegs mit $\varepsilon_{v,k_0}^d = 1 \cdot 10^{-4}$
$\varepsilon_{v,B}^d$	Bruchvolumendehnung

4.5 Anisotrope Permeabilität in Beziehung zu Schädigung, Spannungszustand und Fluiddruck

Die effektive anisotrope Permeabilität lässt sich durch eine Verbindung der Ansätze in den Abschnitten 4.2 bis 4.4 bestimmen. Für einen signifikanten Anstieg der Permeabilität soll hierbei als notwendige Bedingung die anisotrope schädigungsinduzierte Dilatanz und als hinreichende Bedingung die Rissvernetzung berücksichtigt werden. Die Größe der

Permeabilität wird durch das schädigungsabhängige Risspektrum und die Risspermeabilität bedingt.

Das Eintreten der Rissvernetzung wird mit einer *Föppl*-Funktion (vgl. (4-21)) ermittelt. Unterhalb der Rissvernetzungsschwelle nimmt die Funktion den Wert 0 an, während oberhalb der Rissvernetzungsschwelle der Funktionswert zurückgegeben wird. Damit wird erreicht, dass nur durchgängige Wegsamkeiten sukzessive zu einem Anstieg der Permeabilität beitragen.

$$\{P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_i^d)\} = \left\{ \frac{\varepsilon_v^d \cdot (1 + p_1 \cdot \varepsilon_i^d)}{\varepsilon_{v,B}^d} - p_c \right\} \quad (4-21)$$

mit

P	Funktion der Rissvernetzung
ε_v^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz
$\varepsilon_{v,B}^d$	Bruchvolumendehnung
ε_i^d	Hauptschädigung ($i = 1, 2, 3$)
p_1	Skalierungsparameter
p_c	Rissvernetzungsschwelle

Die Hauptpermeabilität bestimmt sich aus dem Zusammenwirken des Risspektrums, der Risspermeabilität für die jeweilige Rissweite und der Rissvernetzung. Die Risspermeabilität wird nach (4-22) bestimmt und berücksichtigt neben der Rissweite auch die Änderungen infolge des Fluiddrucks und der Normalspannung. Der Beitrag zur Änderung der Öffnungsweite aufgrund von Fluiddruck und Normalspannung wird nach (4-17) berechnet.

$$k^*(x) = \frac{(2x + \Delta 2x_N)^3}{12 \cdot \bar{b}_K \cdot \left(1 + 8,8 \cdot H\left(\frac{\bar{d}_r}{d_H^*} - 0,032\right) \cdot \left(\frac{\bar{d}_r}{d_H^*}\right)^{\frac{3}{2}} \right)} \quad (4-22)$$

mit

$2x$	Rissbreite in m
$\Delta 2 \cdot x_N$	Änderung der Öffnungsweite normal zum Rissufer in m
\bar{b}_K	Mittlerer Rissabstand in m
\bar{d}_r	Mittlere absolute Rauigkeit in m
d_H^*	Hydraulischer Durchmesser mit $d_H^* = 4 \cdot \left(x + \frac{\Delta 2 \cdot x_N}{2} \right)$ in m

Der Vektor der Hauptpermeabilität ergibt sich nach Gleichung (4-23). Ausgehend von einer isotropen Initialpermeabilität des unverritzten Salinars werden hierbei die *Heaviside*-Funktion für die Rissvernetzung (vgl. (4-21)), das von der Hauptschädigung abhängige Risspektrum (4-2) sowie die Risspermeabilität (vgl. (4-18)) in Abhängigkeit von Fluiddruck und Normalspannung berücksichtigt. Die jeweilige Komponente der gerichteten Hauptpermeabilität ergibt sich dabei jeweils aus den zwei orthogonal dazu orientierten Schädigungskomponenten. Das verwendete Risspektrum stellt durch die Dichtefunktion sicher, dass keine negativen Rissweiten auftreten können. Permeabilitätsanteile wachsen sukzessive durch die *Föppl*-Funktion, sobald die zugehörige Rissvernetzungsschwelle überschritten wurde. Die Funktion $P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_i^d)$ aus Gleichung (4-21) ersetzt damit den Durchtrennungsgrad κ aus Gleichung (4-18).

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} k_1 \\ k_2 \\ k_3 \end{Bmatrix} &= k_{ini} + \left\{ \begin{aligned} &\int_0^\infty \left(P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_2^d) \cdot D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_2^d)) \cdot k^*(x) \right. \\ &\int_0^\infty \left(P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_3^d) \cdot D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_3^d)) \cdot k^*(x) \right. \\ &\int_0^\infty \left(P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_1^d) \cdot D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_1^d)) \cdot k^*(x) \right. \\ &\quad \left. \left. + P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_3^d) \cdot D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_3^d)) \cdot k^*(x) \right) dx^* \right. \\ &\quad \left. \left. + P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_1^d) \cdot D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_1^d)) \cdot k^*(x) \right) dx^* \right. \\ &\quad \left. \left. + P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_2^d) \cdot D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_2^d)) \cdot k^*(x) \right) dx^* \right\} \end{aligned} \quad (4-23) \end{aligned}$$

mit

$\{k_i\}$	Hauptpermeabilität in m^2 ($i = 1, 2, 3$)
k_{ini}	Initialpermeabilität in m^2 mit $k_{ini} = 1 \cdot 10^{-23} m^2$
$k^*(x)$	Risspermeabilität in m^2
$D(x^*, \underline{\sigma}(\varepsilon_i^d))$	Risspektrum in μm^{-1} ($i = 1, 2, 3$)
$P(\varepsilon_v^d, \varepsilon_i^d)$	Rissvernetzungsfunktion ($i = 1, 2, 3$)

Für eine Betrachtung der wirksamen effektiven Spannungen ist abschließend der *Biot*-Parameter zu ermitteln. Hierbei wird dem Ansatz von [Kansy, 2007] gefolgt, der diesen durch eine Permeabilitätsabhängigkeit mittelbar mit der Schädigung verknüpft. Auf Basis des Hauptpermeabilitätsvektors wird die mittlere Permeabilität berechnet und mit Gleichung (4-24) der *Biot*-Parameter bestimmt. Dabei ist darauf zu achten, dass für $\alpha = [0; 1]$ gilt:

$$\alpha = a_1 \cdot \ln\left(\frac{k_m}{k_n}\right) + a_2 \quad (4-24)$$

mit

α	<i>Biot</i> -Parameter
k_m	Mittlere Permeabilität in m^2
k_n	Normierungspermeabilität mit $1 m^2$
a_1, a_2	Materialparameter

4.6 Möglichkeiten der versuchstechnischen Validierung

Der vorgestellte theoretische Ansatz zur Bestimmung der anisotropen Permeabilität in der ALZ sollte durch ein Versuchsprogramm abgesichert werden. Anhand der Versuchsergebnisse können die zugehörigen Parameter ermittelt bzw. kalibriert werden. Darüber hinaus bietet sich eine Verifizierung anhand von In-situ-Messungen an.

Generell kann das Modell durch Festigkeitsversuche mit definierten Manteldrücken überprüft werden. Hierbei sollte neben der axialen auch die radiale Verzerrung sowie die

Dilatanz aufgezeichnet werden. Versuchsbegleitend ist dann die axiale Permeabilität zu bestimmen. Um eine gleichmäßige Schädigung der Probekörper zu erreichen, sollten die Kopfplatten die Querdehnung möglichst nicht behindern. Diese Versuche sollten als Kompressions- und Extensionsversuche ausgeführt werden, um für unterschiedliche Spannungsgeometrien die zugehörigen Rissorientierungen zu untersuchen. Die Versuche lassen sich dahingehend erweitern, dass in einer Bohrung in den Probekörper unterschiedlich definierte Fluiddrücke aufgebracht werden.

Darüber hinaus bieten sich auch Kriechversuche mit Permeabilitätsmessung an, bei denen mindestens eine Laststufe oberhalb der Dilatanzgrenze liegt. Durch Simulation dieser Versuche mit einem numerischen Modell lässt sich die Funktionsfähigkeit überprüfen.

Während der Versuche können durch die Aufzeichnungen von akustischen Emissionen (AE) und die Messung der Ultraschallwellengeschwindigkeit zusätzliche Aussagen zur Mikroschädigung und zur Rissvernetzung getroffen werden. Diese Daten lassen sich dann mit den gemessenen Verzerrungsgrößen bzw. der Dilatanz in Relation setzen.

Im Einzelnen sind die folgenden Einflussgrößen durch Versuche zu bestimmen:

- Risspektrum für die schädigungsinduzierten Verzerrungskomponenten
- Korrelation des mittleren Rissabstands zur Kristallinität
- Absolute Rauigkeit der Rissflächen
- Rissvernetzung
- Durchtrennungsgrad
- Einfluss von Normalspannung und Fluiddruck

Mit weiteren Untersuchungen lassen sich qualitative und quantitative Angaben zur Verteilung der Rissöffnungsweiten bei bestimmten Schädigungsgraden, zur Rauigkeit der Rissoberflächen oder zur Ausbildung von Rissnetzwerken treffen. Hierzu bietet sich die hochauflösende Computertomographie (CT) an. In Verbindung mit einer Durchströmung der Probekörper kann die CT zusätzlich mit der Positronen-Emissions-Tomographie (PET/CT) ergänzt werden, um Strömungsvorgänge in der Probe sichtbar zu machen. Mit der Dünnschliffmikroskopie lassen sich die Rissverteilungen und die Oberflächenbeschaffenheit der Risse ermitteln. Außerdem ist hiermit eine Abschätzung des mittleren Kristallvolumens möglich.

5 Numerische Umsetzung

5.1 Implementierung in das Programm FLAC3D unter Verwendung des Stoffmodells *TUBSsalt*

Die in Kapitel 4 vorgestellten Ansätze werden als Ergänzung in das Stoffmodell *TUBSsalt* implementiert. Die erweiterte Variante wird mit *TUBSsalt_perm* bezeichnet. Da das Modell am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der TU Braunschweig entwickelt wurde, liegt der Quellcode zur Nutzung in dieser Arbeit vor (vgl. [Missal et al., 2016b]). Zur Implementierung wird das Programm FLAC3D Version 6.0 der Firma Itasca Consulting Group, Inc. gewählt. FLAC3D arbeitet nach der Methode der finiten Differenzen und nutzt einen expliziten Lösungsalgorithmus. Für dieses Programm besteht die Möglichkeit, über eine DLL-Schnittstelle eigene Stoffmodelle einzubinden (vgl. [Itasca Consulting Group, Inc., 2017]). In [Missal et al., 2016a] werden das Vorgehen der Implementierung und der allgemeine Berechnungsablauf im Stoffmodell beschrieben.

Die hydraulischen Berechnungen erfolgen mit dem in FLAC3D bereitgestellten anisotropen Strömungsmodell. Für das Strömungsmodell dienen als Eingangsparameter die anisotrope Permeabilität, der *Biot*-Parameter und der *Biot*-Modul. Der *Biot*-Modul ist nach Gleichung (5-1) als Beziehung zwischen dräniertem und undräniertem Kompressionsmodul des Gebirges definiert.

$$M_f = \frac{K_u - K}{\alpha^2} \quad (5-1)$$

mit

M_f	<i>Biot</i> -Modul in MPa
K_u	Kompressionsmodul des undränierten Gebirges in MPa
K	Kompressionsmodul in MPa
α	<i>Biot</i> -Parameter

Für die folgenden Betrachtungen wird der *Biot*-Modul M_f in Anlehnung an [Itasca Consulting Group, Inc., 2017] nach Gleichung (5-2) angenommen.

$$M_f = \frac{K_f}{n + (\alpha - \varepsilon_v^d) \cdot (1 - \alpha) \cdot \frac{K_f}{K}} \quad (5-2)$$

mit

M_f	<i>Biot</i> -Modul in MPa
K_f	Fluidmodul in MPa
ε_v^d	Schädigungsinduzierte Dilatanz
n	Porosität
α	<i>Biot</i> -Parameter
K	Kompressionsmodul in MPa

Zusätzlich sind für die Strömungsberechnungen die anfängliche Sättigung und die Dichte des Fluids anzugeben. Die Eingangsparameter werden durch das Stoffmodell *TUBSsalt_perm* am Ende eines vollständigen Berechnungsschritts unter Berücksichtigung der Effektivspannung, des Fluiddrucks und der anisotropen Schädigung für die jeweilige Zone bestimmt. Hierzu werden innerhalb des Stoffmodells zunächst der Haupt-

schädigungsvektor und die zugehörigen Normalvektoren berechnet. Aus dem Spannungstensor und den Normalvektoren lassen sich die effektiven Normalspannungen für jede Hauptschädigung ermitteln. Damit liegen sämtliche Größen zur Berechnung der Gleichung (4-23) vor. Die Spannungs- und Verzerrungsgrößen unterliegen den in Abschnitt 1.2 beschriebenen Vorzeichenkonventionen.

Für das uneigentliche Integral zur Berechnung der Permeabilität ist keine Stammfunktion bekannt. Daher wird es in der Implementierung mittels numerischer Integration gelöst. Um eine schnelle Berechnungszeit zu gewährleisten, wird ein adaptiver Integrationsalgorithmus für einseitig unbegrenzte Integrationsgrenzen „gsl_integration_qagiu“ aus der GNU Scientific Library (vgl. [GNU Operating System Free Software Foundation, 2017]) verwendet. Die Einbindung in Microsoft Visual Studio 2015 erfolgt über das Bibliothekspaket „gsl-msvc14-x64“ in Version 2.3.0.2779. Für die Genauigkeit wird ein relativer Fehler von weniger als 1‰ verwendet. In [Galassi et al., 2017] sind die Bibliothek und die verwendeten Funktionen vollständig beschrieben.

Abschließend werden die Hauptpermeabilitäten mithilfe der Normalvektoren der Hauptschädigung zurück in einen symmetrischen kartesischen Permeabilitätstensor transformiert. Zudem wird die Einheit der Permeabilität durch das Teilen mit der dynamischen Viskosität des Fluids in die Einheit des in FLAC3D verwendeten Permeabilitätskoeffizienten überführt (vgl. Abschnitt 1.2).

Der *Biot*-Parameter α wird nach den Ausführungen von [Kansy, 2007] (vgl. Abschnitt 3.9 und 4.5) abhängig von der mittleren Permeabilität bestimmt und auf das Intervall $[0,1; 1]$ beschränkt. Der *Biot*-Modul M_f wird nach den Angaben von [Itasca Consulting Group, Inc., 2017] berechnet, wobei für den Kompressionsmodul des Fluids konstant 2080 MPa angesetzt wird (vgl. [DEUSA International GmbH, 2018]).

Anhang A stellt kurz die Einbindung des um die anisotrope Permeabilitätsberechnung erweiterten Stoffmodells *TUBS*_{salt_perm} in FLAC3D vor. Zudem werden die zusätzlichen Materialeigenschaften und relevante Auszüge aus dem Quelltext des Stoffmodells gezeigt.

In den folgenden Berechnungen werden bei der Simulation des Salzgesteins die Parameter für das WIPP Clean Salt verwendet (vgl. [Missal et al., 2016b]). Aufgrund fehlender Versuche sind die Parameter der Verheilung in Anlehnung an Asse-Speisesalz abgeschätzt worden. Diese Parameter sowie die Parameter für die Berechnung der anisotropen Permeabilität mit FLAC3D werden in Anhang B aufgeführt. Da sich die Schädigung im Laufe der Berechnung ändern kann, ist eine Aktualisierung der davon abhängigen hydraulischen Parameter im Fall der hydraulisch-mechanischen Kopplung mit einer FISH-Funktion vorgesehen (vgl. Anhang A). Zudem werden in Anhang B die Parameter für eine Permeabilitätsberechnung nach dem Ansatz von [Heemann und Heusermann, 2004] aufgeführt. Die Porosität wird mit der Dilatanz gleichgesetzt (vgl. Unterabschnitt 3.5.2).

Das isotrope Permeabilitätsmodell nach [Heemann und Heusermann, 2004] wird im Folgenden als „Permeabilitätsmodell 1“ (PM 1) bezeichnet. Das in dieser Arbeit entwickelte anisotrope Permeabilitätsmodell wird als „Permeabilitätsmodell 3“ (PM 3) bezeichnet.

Das „Permeabilitätsmodell 2“ (PM 2) wird als Zwischenstufe der Implementierung ohne Berücksichtigung von Fluiddruck und Normalspannung hier nicht weiter betrachtet.

5.2 Überprüfung und Kalibrierung der anisotropen Permeabilitäten

Zur Überprüfung des Durchströmungsmodells werden an einem einfachen Zwei-Zonen-Modell drei Kompressionsversuche (TC) mit unterschiedlichen Manteldrücken und ein Extensionsversuch (TE) simuliert. Abbildung 5-1 zeigt die zugrundeliegenden numerischen Modelle und Randbedingungen. Das numerische Modell besteht aus zwei gleichgroßen Brick-Zonen und hat eine Seitenlänge von 0,1 m in x- und y-Richtung sowie eine Höhe von 0,2 m. Die Modelle werden am unteren Rand gehalten. Für die TC-Berechnungen werden Manteldrücke von 0,1 MPa, 1,0 MPa und 10,0 MPa angesetzt. Die axiale Belastungsgeschwindigkeit beträgt $-1,0 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$. Die TE-Berechnung erfolgt weggeregelt beginnend mit einem isotropen Spannungszustand von $-1,0 \text{ MPa}$ und einer lateralen Belastungsgeschwindigkeit von $-0,5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$. Die *von-Mises*-Spannung, die Dilatanz und die Permeabilitäten werden in der Modellmitte ausgewertet. Die Auswertung der Verzerrungen erfolgt an den Modellrändern.

Mit diesen Berechnungen kann die Abhängigkeit der schädigungsinduzierten Dilatanz vom Manteldruck gezeigt werden. Die Kompressions- und die Extensionsbelastung führen hingegen zu zwei unterschiedlichen Richtungen der wesentlichen Rissöffnung. Anhand dieser Berechnungen lässt sich überprüfen, ob die resultierenden Permeabilitäten aufgrund der Belastungen den zu erwartenden Permeabilitäten in Richtung und relativer Größe entsprechen.

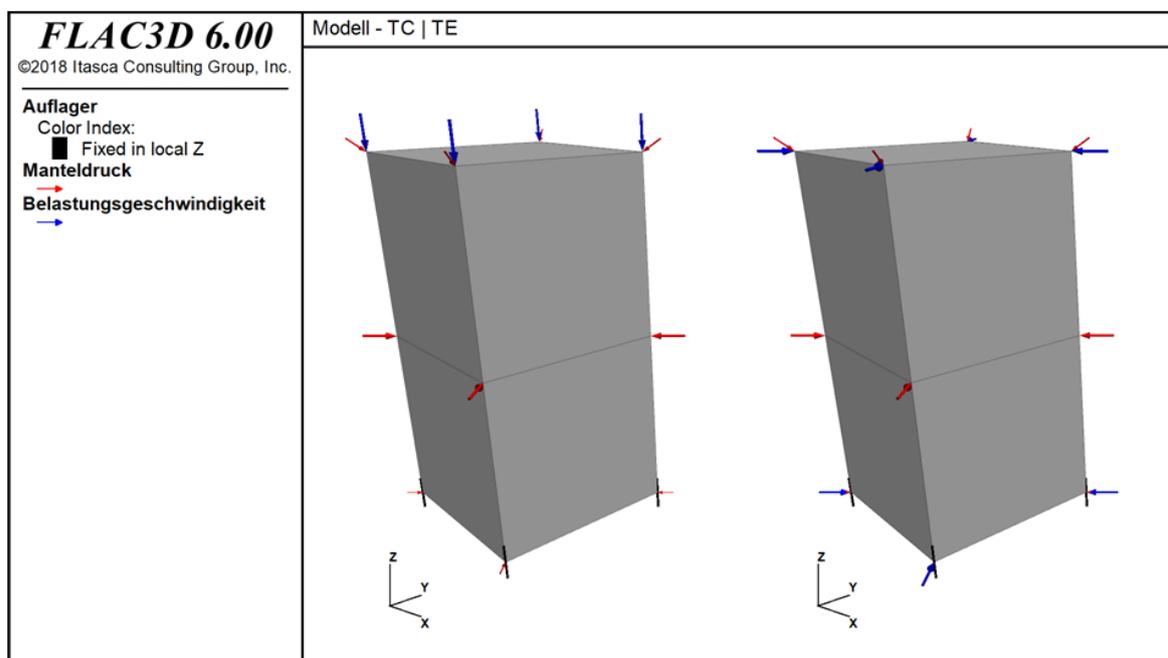


Abbildung 5-1: Numerisches Modell für weggesteuerte Kompressionsversuche (links) und weggesteuerte Extensionsversuche (rechts)

Zudem werden die Parameter für die Berechnungen mit dem PM 3 an den Ergebnissen des PM 1 kalibriert. Hierzu wird eine Anpassung der zugehörigen Parameter des PM 3

vorgenommen, bis die Größenordnung der berechneten maximalen Permeabilität des PM 3 in etwa der isotropen Permeabilität des PM 1 entspricht. Dieser Ansatz wird verfolgt, da bisher kein systematisches Versuchsprogramm zur Bestimmung der entsprechenden Parameter für das PM 3 vorliegt. Mit den Ansätzen von [Heemann und Heusermann, 2004] und [Popp, 2002] wird eine gute Übereinstimmung mit der in Versuchen beobachteten Permeabilitätsentwicklung erzielt. Allerdings kann eine anisotrope Permeabilität mit diesen Ansätzen nicht beschrieben werden. Daher sollten der qualitative Verlauf und die Quantität der jeweils größten Permeabilitätskomponente für die zwei Ansätze ähnlich sein. Für das PM 1 wird im Folgenden die isotrope Permeabilität dargestellt. Für das PM 3 werden, wenn nicht anders angegeben, die drei Hauptpermeabilitäten gezeigt.

Abbildung 5-2 zeigt für die drei TC-Berechnungen und für die TE-Berechnung die Spannungs-Verzerrungs-Beziehung. Für die simulierten TC-Versuche zeigt sich, dass sich Bruchspannung und Bruchdehnung mit zunehmendem Manteldruck erhöhen. Ebenso steigt das Niveau der Restfestigkeit. Bei einem Manteldruck von 10 MPa kommt es zu keinem Bruch. Für den simulierten TE-Versuch kann im Verlauf der Spannungs-Verzerrungs-Kurve kein eindeutiger Punkt für den Bruch ermittelt werden. Insgesamt entsprechen die berechneten Spannungs-Verzerrungs-Verläufe qualitativ den Beobachtungen aus Versuchen. Auch die erreichten Größen liegen im Bereich der Erfahrung (vgl. z.B. [Missal et al., 2014]).

In Abbildung 5-3 wird die schädigungsinduzierte Dilatanz über die axiale Verzerrung für die simulierten Versuche gezeigt. In allen Fällen entwickelt sich eine Dilatanz. Bei einem Manteldruck von 10 MPa im TC-Versuch bleibt diese unterhalb der Bruchvolumendehnung. Im TE-Versuch wird die Bruchvolumendehnung etwas überschritten, sodass es hier zum Bruch kommt.

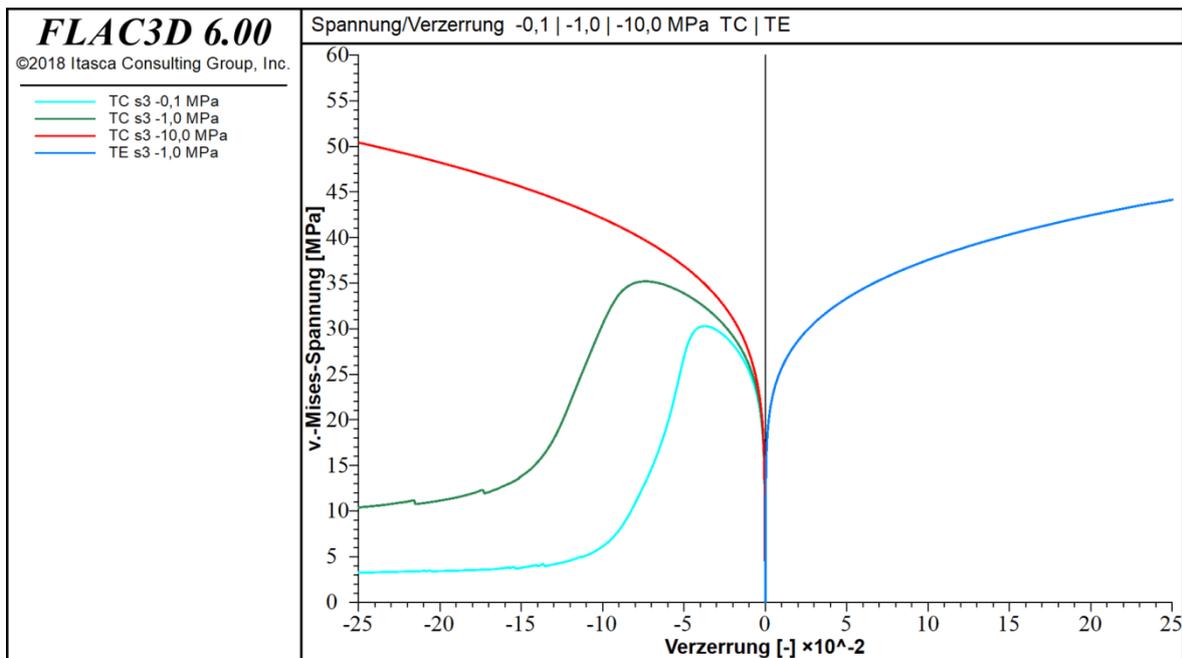


Abbildung 5-2: von-Mises-Spannung in MPa über axiale Verzerrung für die Simulation der TC- und TE-Versuche

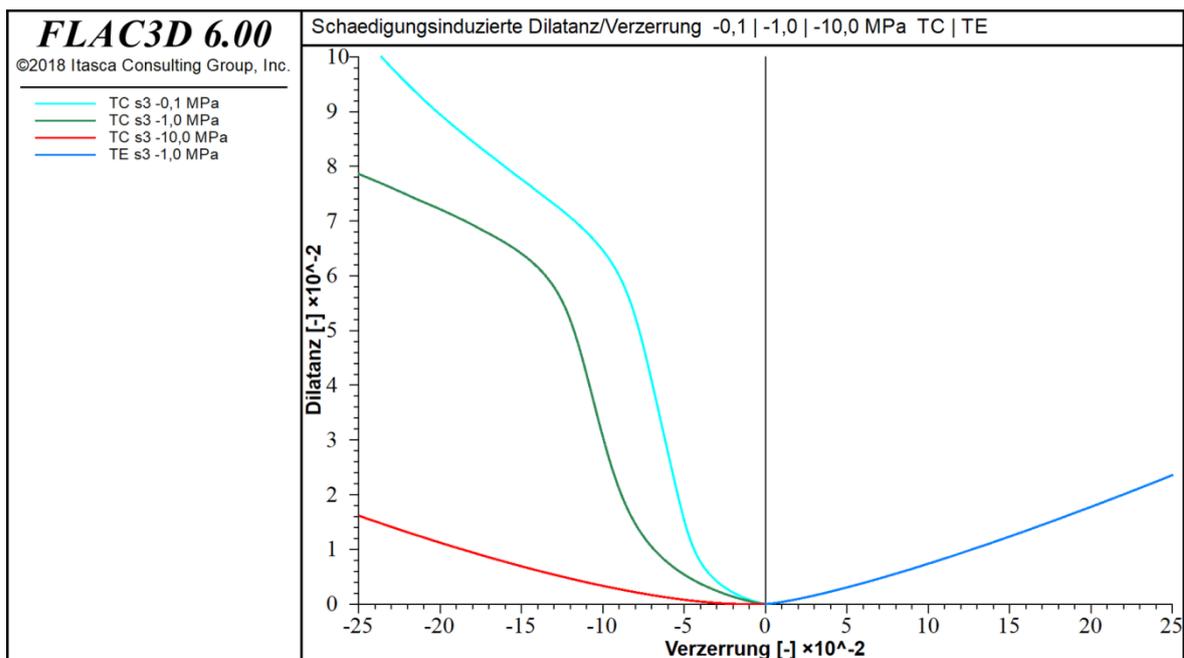


Abbildung 5-3: Schädigungsinduzierte Dilatanz über axiale Verzerrung für die Simulation der TC- und TE-Versuche

Für die TC-Versuche setzt sich die schädigungsinduzierte Dilatanz aus einer Komponente mit axialer Kompression und zwei Komponenten mit lateraler Extension zusammen. Für den TE-Versuch ergibt sich die schädigungsinduzierte Dilatanz aus einer Komponente axialer Extension und zwei Komponenten lateraler Kompression. Diese Charakteristik sollte sich auch in der Entwicklung der Permeabilität wiederfinden lassen.

In den folgenden Abbildungen und Diagrammen wird die Permeabilität in einer logarithmischen Skalierung gezeigt, wobei in der Legende der Exponent zur Basis 10 ($1 \cdot 10^x \text{ m}^2$) aufgetragen ist. In Abbildung 5-4 wird die Entwicklung der Permeabilität in Abhängigkeit von der schädigungsbedingten Verzerrung für einen TC-Versuch mit 1 MPa Manteldruck gezeigt. Die schwarze Linie zeigt den Verlauf für PM 1. Bei etwa -0,5% Verzerrung setzt ein sehr rascher Anstieg der Permeabilität ein. Der Anstieg nimmt bis etwa -12% Verzerrung kontinuierlich ab, sodass eine isotrope Permeabilität von etwa $1 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$ erreicht wird. Das PM 3 zeigt für dieselben Randbedingungen einen ähnlichen Verlauf (vgl. die grünen Linien). Allerdings ist der minimal später beginnende Anstieg zunächst steiler als beim PM 1, flacht dann aber stärker ab. Aufgrund des anisotropen Ansatzes bilden sich zwei unterschiedlich große Permeabilitäten aus. Dem Spannungszustand folgend ist die vertikale Permeabilität k_1 etwas größer als die laterale Permeabilität k_2 und k_3 . Durch die gewählten Randbedingungen sind die lateralen Permeabilitäten deckungsgleich. Bei etwa -22% Verzerrung erreicht die vertikale Permeabilität des PM 3 dieselbe Größenordnung wie die isotrope Permeabilität des PM 1.

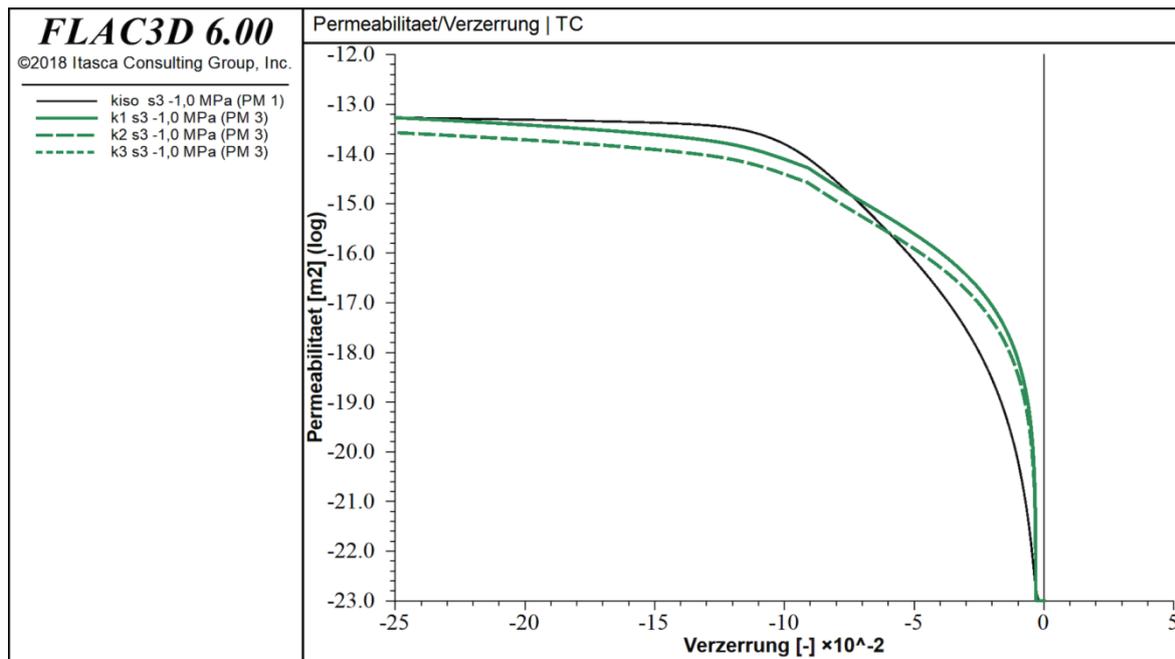


Abbildung 5-4: Entwicklung der Permeabilität in m^2 (log. skaliert) über axiale Verzerrung für die Simulation eines TC-Versuchs mit -1 MPa Manteldruck (PM 1: Isotrope Permeabilität Volllinie Schwarz; PM 3: Anisotrope Permeabilität Volllinie Grün, Punktlinie Grün bzw. Strichpunktlinie Grün, hier deckungsgleich)

Abbildung 5-5 zeigt die Entwicklung der Permeabilität über die axiale Verzerrung für Simulationen der TC- und TE-Versuche mit den Modellen PM 1 und PM 3. Da das PM 1 nur eine isotrope Permeabilität berechnet, ist diese in jeder Raumrichtung gleich groß. Die Größe wird durch die schädigungsinduzierte Dilatanz und durch die maximale Hauptspannung beeinflusst. Somit bildet sich bei einem geringen Manteldruck mit zunehmender Verzerrung eine größere Permeabilität aus, während sich mit einem höheren Manteldruck geringere Permeabilitäten einstellen.

Die Größe der anisotropen Permeabilität wird durch die Schädigungskomponenten bestimmt. Hierdurch ergeben sich je nach Belastungszustand unterschiedlich große Permeabilitäten in den Raumrichtungen. Für die Kompressionsversuche stellt sich in Richtung der größten Belastung die größte Permeabilität ein. Auch hier gilt, dass sich mit zunehmendem Manteldruck kleinere Permeabilitäten einstellen. Die lateralen Komponenten der Permeabilität sind etwa um den Faktor 0,5 kleiner. Im Fall des TE-Versuchs entspricht die Permeabilität in axialer Richtung der Initialpermeabilität, da sich aufgrund der Belastungssituation für diese Richtung keine Schädigung ergibt. Die zwei lateralen Komponenten sind gleich groß. Generell sind die lateralen Komponenten bei den anisotropen Permeabilitäten aufgrund der Randbedingungen deckungsgleich, wenn sie über die Verzerrungen dargestellt werden.

Darüber hinaus zeigt Abbildung 5-5 den direkten Vergleich der beiden Ansätze für die oben beschriebenen TC- und TE-Versuche. Das PM 1 wird durch eine Strichlinie repräsentiert. Die Farben stellen den jeweiligen Versuch dar. Die zwei Permeabilitätsmodelle zeigen für die vier simulierten Versuchskonfigurationen jeweils einen ähnlichen Verlauf.

Auch werden für die Permeabilitäten ähnliche Größenordnungen erreicht. Der Anstieg der Permeabilität setzt trotz der zwei verschiedenen Ansätze etwa mit derselben Verzerrung ein. Für den TE-Versuch ist zu bemerken, dass mit dem PM 3 aufgrund des Spannungszustandes keine vertikale Permeabilität berechnet wird und die lateralen Permeabilitäten deckungsgleich sind.

Es ist allerdings festzustellen, dass sich kein vollständig kongruenter Verlauf ergibt. Daher ist der Vergleich der berechneten anisotropen Permeabilitäten mit Versuchsdaten erforderlich, um ggf. eine Optimierung des Ansatzes vornehmen zu können.

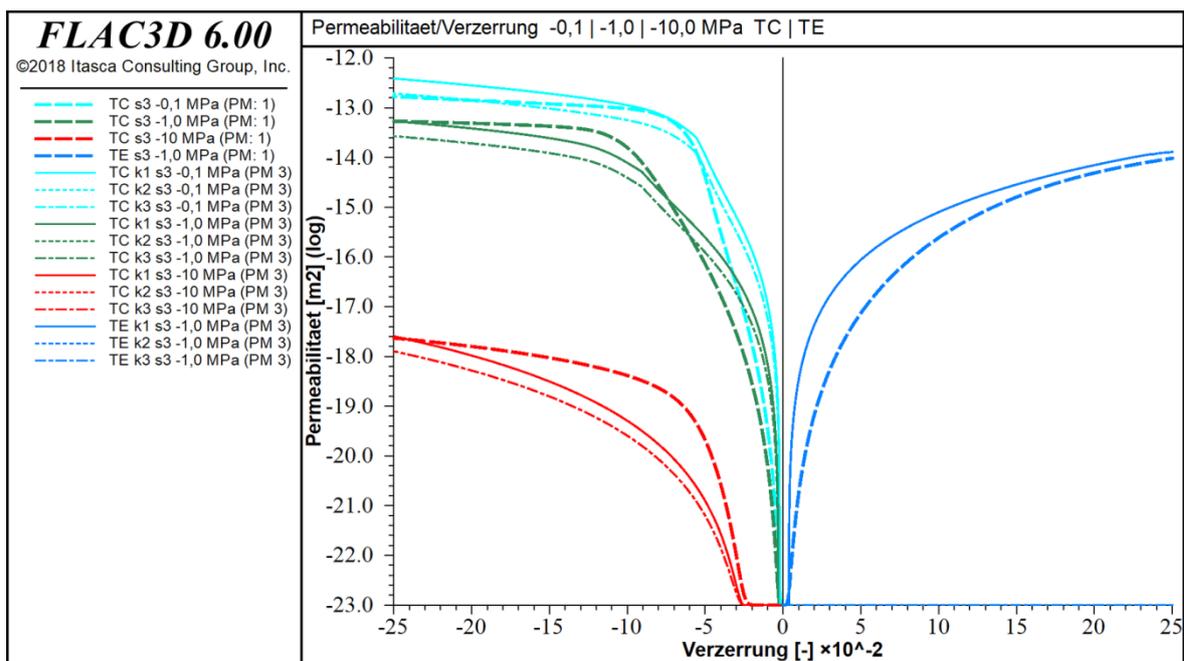


Abbildung 5-5: Entwicklung der Permeabilität in m² (log. skaliert) über axiale Verzerrung für die Simulation der TC- und TE-Versuche (PM 1: Isotrope Permeabilität Strichlinie; PM 3: Anisotrope Permeabilität Volllinie, Punktlinie bzw. Strichpunktlinie z.T. deckungsgleich)

Abbildung 5-6 stellt die Entwicklung der Permeabilität über die schädigungsinduzierte Dilatanz für PM 1 und PM 3 dar. Für die simulierten Versuche gilt, dass mit zunehmender Dilatanz die Permeabilitäten ansteigen. Die Charakteristik der Permeabilitätsentwicklung ist für beide Ansätze ähnlich. Für die simulierten TC-Versuche stellt sich für das PM 3 in axialer Richtung eine nahezu zweifach größere Permeabilität ein als in lateraler Richtung. Bei der Simulation des TE-Versuchs zeigt sich mit dem PM 3 nur ein Anstieg der lateralen Permeabilitäten, während die axiale Permeabilität auf dem Niveau der Initialpermeabilität verharrt. Aufgrund der Randbedingungen sind die lateralen Komponenten bei den anisotropen Permeabilitäten deckungsgleich, wenn sie über die Dilatanz dargestellt werden.

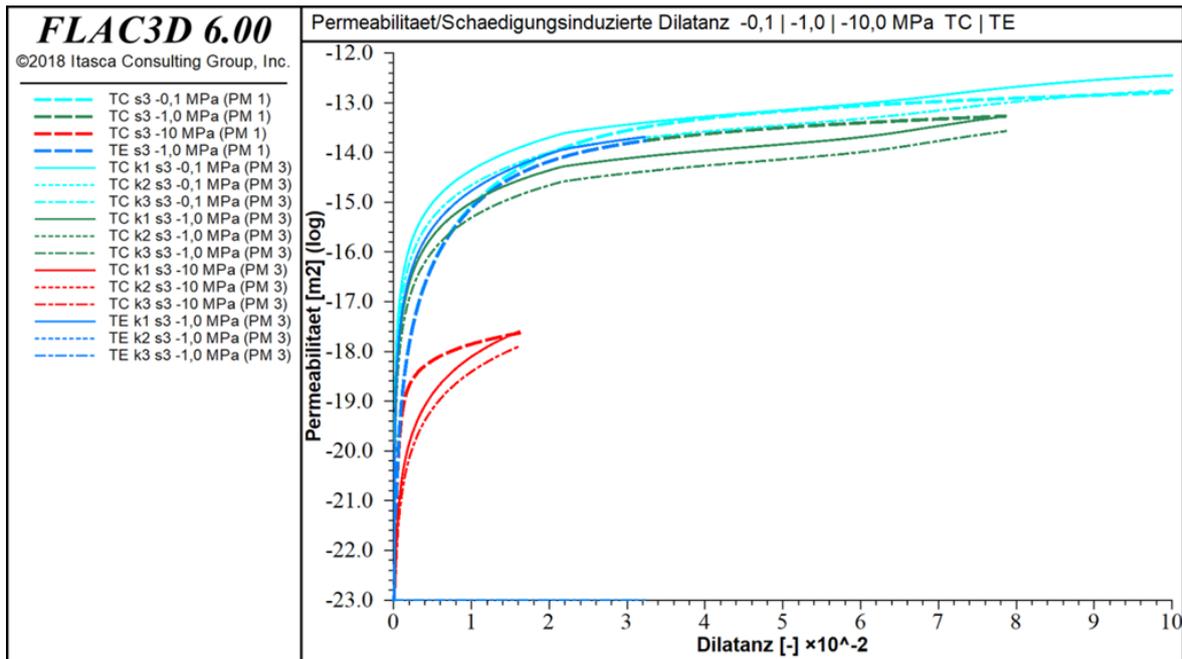


Abbildung 5-6: Entwicklung der Permeabilität in m² (log. skaliert) über schädigungsinduzierte Dilatanz für die Simulation der TC- und TE-Versuche (PM 1: Isotrope Permeabilität Strichlinie; PM 3: Anisotrope Permeabilität Volllinie, Punktlinie bzw. Strichpunktlinie)

Um die Auswirkungen der anisotropen Permeabilität zu verdeutlichen, zeigt Abbildung 5-7 eine vektorielle Darstellung der Hauptpermeabilitätskomponenten zum Ende der Simulation des TC- und TE-Versuchs mit einem Manteldruck von 1 MPa. Für den TC-Versuch sind drei Vektoren erkennbar, wobei erwartungsgemäß der axiale Vektor in z-Richtung den größten Betrag besitzt. Die lateralen Vektoren sind in x- und y-Richtung orientiert und ihr Betrag ist etwa um die Hälfte geringer. Für den TE-Versuch sind nur die in x- und y-Richtung orientierten lateralen Vektoren in derselben Größe erkennbar. In z-Richtung ist aufgrund der mit $1 \cdot 10^{-23}$ m² sehr geringen Initialpermeabilität kein Vektor zu erkennen.

Der Ansatz PM 3 zeigt qualitativ und quantitativ die zu erwartende Entwicklung der Permeabilität. Insbesondere die unterschiedliche Durchströmungscharakteristik für Kompressions- und Extensionsbeanspruchung wird treffend berechnet. Für die weiteren Berechnungen werden die im Ansatz von [Heemann und Heusermann, 2004] kalibrierten Parameter verwendet.

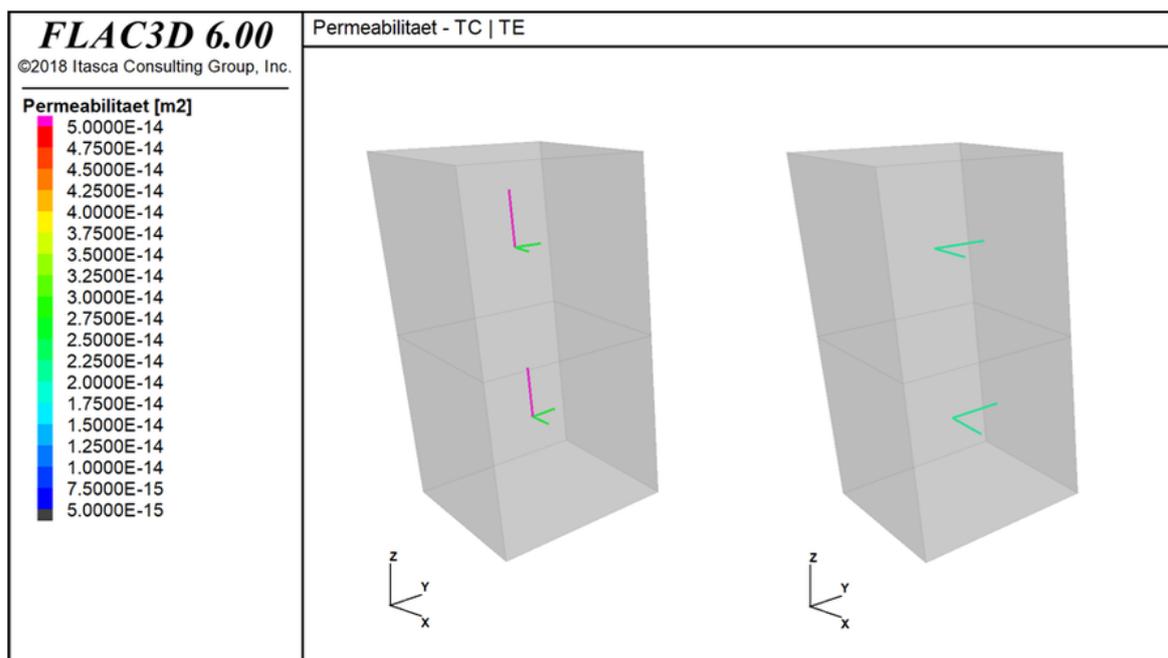


Abbildung 5-7: Vektorielle Darstellung der Permeabilitätskomponenten für die Simulation eines TC- und eines TE-Versuchs

5.3 Anwendung an einer generischen Strecke mit Abdichtungsbauwerk

5.3.1 Numerisches Modell, Randbedingungen und Bauzustände

Die nachfolgenden Berechnungen sind an das in [Missal et al., 2015] vorgestellte numerische Modell angelehnt. Vorläufige Ergebnisse dieser Untersuchung wurden in [Missal und Stahlmann, 2018] veröffentlicht, wobei sich die Vernetzung und die Lage der Auswertungspunkte unterscheiden.

Anhand einer generischen Strecke mit Damm werden die anisotrope Schädigungsentwicklung und die daraus resultierenden Permeabilitäten gezeigt. Die Abmessungen des numerischen Modells betragen 60 m in der Breite, 8 m in der Tiefe und 75 m in der Höhe. Die Strecke in Form eines Maulprofils, das sich an einem typischen Querschnitt einer Strecke in einem Tiefenlager orientiert, hat eine Breite von etwa 10 m und eine Höhe von etwa 5 m. Die Strecke befindet sich in der Mitte des numerischen Modells. Für die Berechnungen wird die Flächensymmetrie berücksichtigt. Die Streckensole befindet sich in 600 m Teufe, sodass am oberen Modellrand eine Spannungsrandbedingung als Teufendruck von 14 MPa aufgebracht wird. Die übrigen Modellränder werden mit Verschiebungsrandbedingungen normal zum Rand gehalten. Das Modell (vgl. Abbildung 5-8) besteht aus insgesamt 177.728 Zonen und 188.600 Knotenpunkten. An der Streckenkontur wird eine Auflösung von etwa 5 cm erreicht.

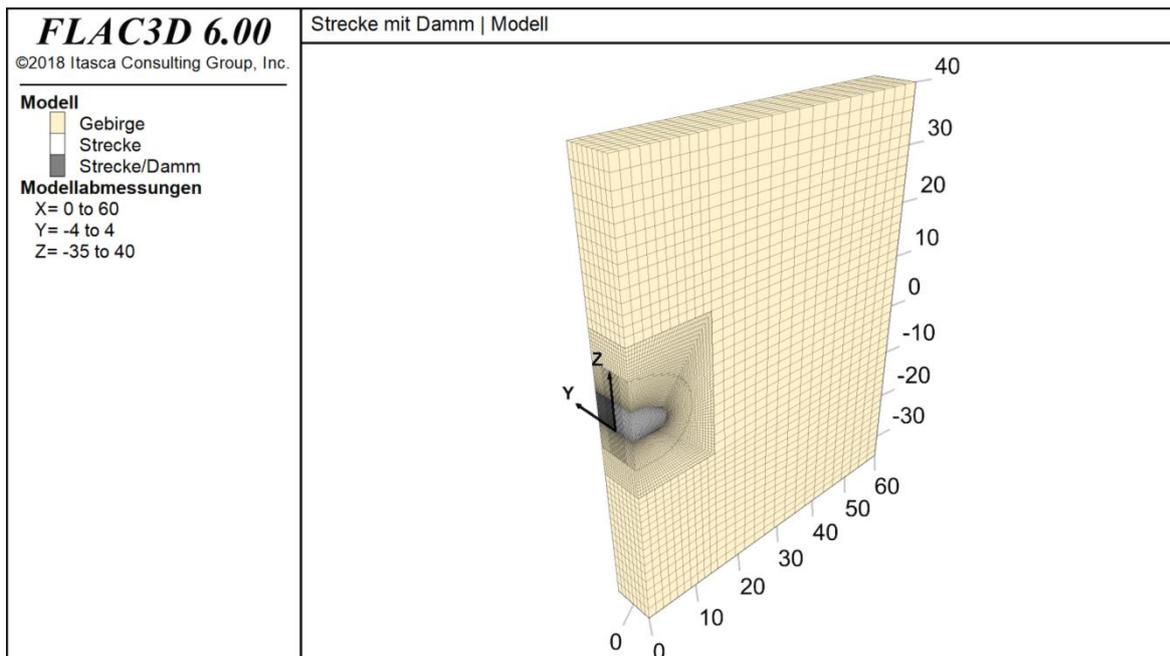


Abbildung 5-8: Isometrische Ansicht des numerischen Modells zur Simulation einer Strecke mit Damm mit Koordinatenursprung und Abmessungen (Gelb: Salzgebirge; Weiß: Offene Strecke; Grau: Offene Strecke bzw. Damm)

Abbildung 5-9 zeigt ein Detail des numerischen Modells. Die Lage der Schnitte für die Auswertung befindet sich bei $\pm 1,5$ m bezogen auf den Koordinatenursprung der y-Achse. Das Gebirge wird mit dem erweiterten Stoffmodell *TUBSsalt_perm* und den Materialparametern für WIPP Clean Salt (vgl. Anhang B) simuliert. Der Damm wird vereinfachend mit einem linear-elastischen Stoffmodell beschrieben. Die zugehörigen Materialparameter sind an einen Salzbeton M2 angelehnt (vgl. Anhang B).

Die Simulation über insgesamt 50 Jahre gliedert sich in die folgenden Sequenzen:

- Initialspannungszustand
- Ausbruch der Strecke von -4 m bis 4 m (Standzeit 25 Jahre)
- Installation des Damms von 0 m bis 4 m (Standzeit 25 Jahre)

Während der Ausbruch der Strecke durch das Deaktivieren der entsprechenden Zonen erfolgt, wird die Installation des Damms durch die Aktivierung der zugehörigen Zonen simuliert. Der Damm wird kraft- und formschlüssig sowie lagesicher in das Netz eingefügt und als impermeabel angenommen. Ebenfalls wird in den Berechnungen keine Kontakt-fuge berücksichtigt. Ein möglicher Nachschnitt der ALZ wird nicht abgebildet. Die Auswertung erfolgt zu den Zeitpunkten 0,1 Jahre, 25,0 Jahre, 25,1 Jahre und 50,0 Jahre, womit die letzten zwei Zeitpunkte nach Einbau des Damms liegen.

Abbildung 5-10 zeigt die Lage der Punkte, an denen der Verlauf der *von-Mises*-Vergleichsspannung, der Dilatanz, der Permeabilitäten und weiterer Werte über den simulierten Zeitraum aufgezeichnet werden. Im Folgenden werden die Punkte für die Entwicklung der tangentialen, axialen und radialen Permeabilität ausgewertet. Die Auswertung erfolgt im Stoß von Schnitt 1, 2 und 3 jeweils etwa 5 cm hinter der Kontur.

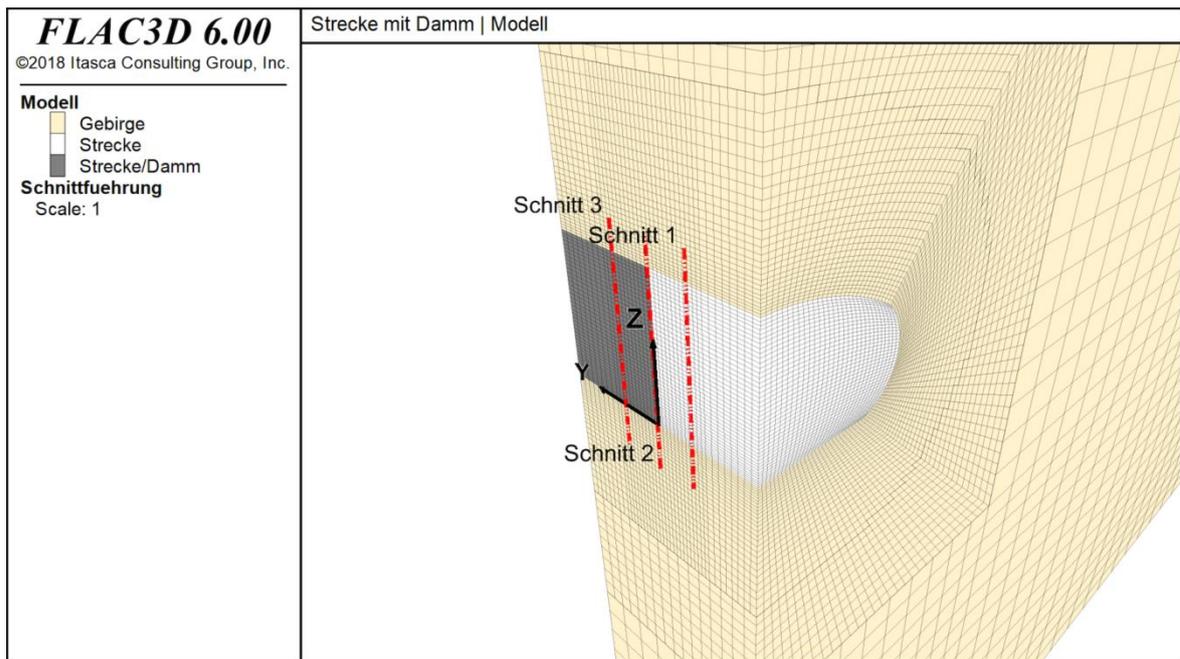


Abbildung 5-9: Detail der isometrischen Ansicht des numerischen Modells mit Lage der Auswertequerschnitte (Gelb: Salzgebirge; Weiß: Offene Strecke; Grau: Offene Strecke bzw. Damm)

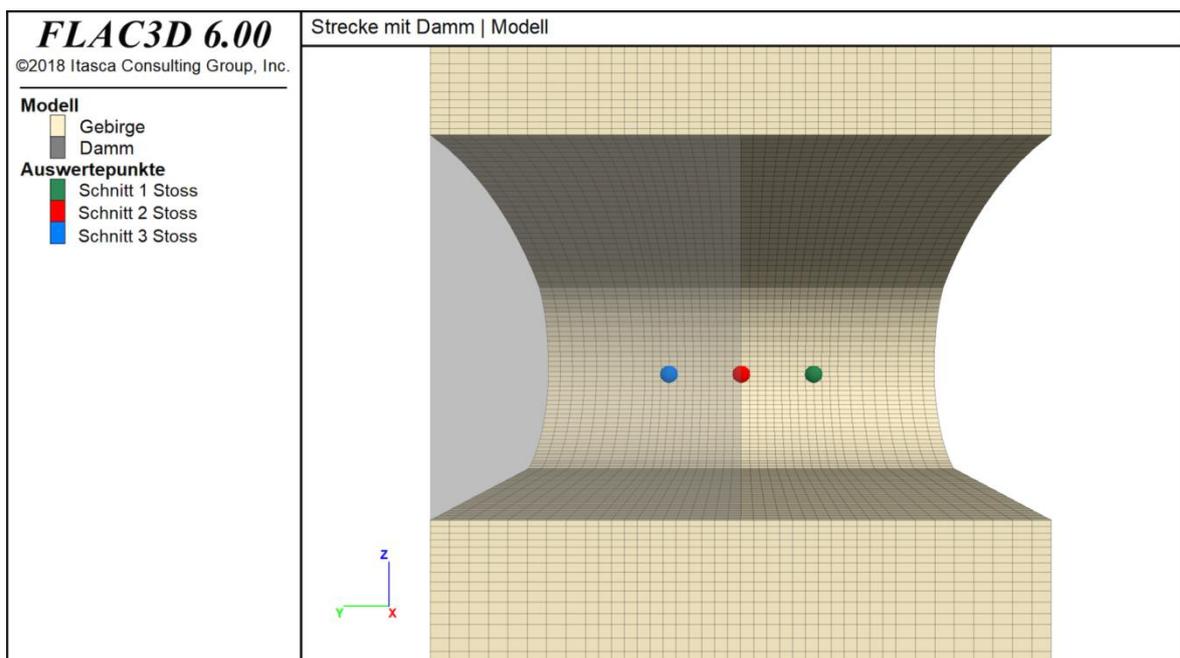


Abbildung 5-10: Lage der ausgewerteten Aufzeichnungspunkte (Schnitt 1: grün; Schnitt 2: rot; Schnitt 3: blau) und Lage des Damms (grauschattiert)

5.3.2 Berechnungsergebnisse des anisotropen Permeabilitätsmodells

Für die Strecke mit Damm werden die in Unterabschnitt 5.3.1 beschriebenen Bauprozeduren mit dem PM 3 simuliert. Aufgrund der Auffahrung der Strecke und des Kriechverhaltens des Gebirges kommt es über die Zeit zu Spannungsumlagerungen. Um die Kontur der Strecke stellt sich ein Spannungsdeviator ein, der oberhalb der Dilatanzgrenze liegt

und somit schädigungsinduzierte Dilatanz hervorruft. Im konturnahen Bereich verläuft die kleinste Hauptspannung tangential, die mittlere Hauptspannung stellt sich axial ein und die größte Hauptspannung bildet sich radial aus (vgl. Abbildung 5-11). Daher stellen sich unterschiedlich große schädigungsinduzierte Verzerrungen ein. Während eine Öffnung radialverlaufender Risse aufgrund der Ringdruckspannung nicht möglich ist, öffnen sich infolge des fehlenden Seitendrucks maßgebliche Risse tangential um den Hohlraum. Da ein echter dreiaxialer Spannungszustand wirkt, kommt es zu einer untergeordneten Rissbildung normal zur Streckenachse.

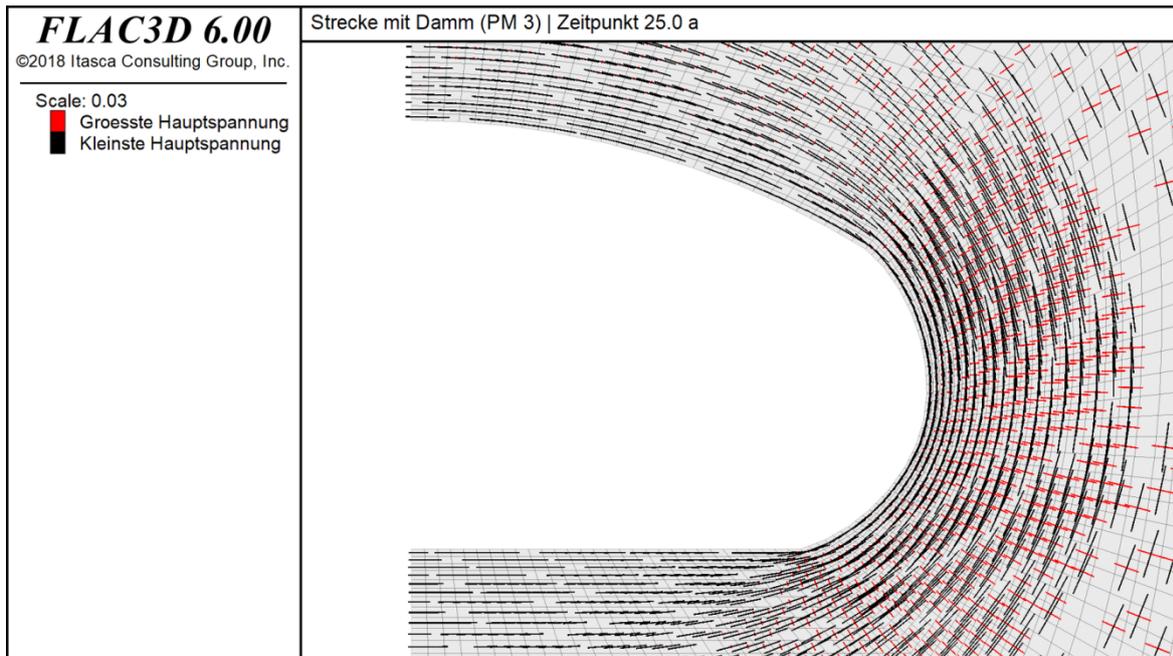


Abbildung 5-11: Hauptspannungskreuze in Schnitt 1 nach 25 Jahren

Abbildung 5-12 bis Abbildung 5-14 zeigen zum Zeitpunkt 25 Jahre nach Auffahrung die Verteilung der Schädigungskomponenten. In den blauen Bereichen kommt es zu einer Kompression der jeweiligen Komponente, in den roten Bereichen wird eine Extension berechnet. Die Legende ist auf $\pm 1\%$ skaliert. Im Stoß der Strecke bilden sich verstärkt Risse in axialer Richtung aus, sodass eine Möglichkeit der Rissvernetzung mit den tangentialen Rissen besteht und sich eine potentielle Zutrittsstelle für Lösung in die ALZ bildet.

Unter Berücksichtigung der Schädigungskomponenten und der auf die Rissflächen wirkenden Normalspannung ergibt sich um die Kontur ein anisotroper Permeabilitätstensor. Als größte Hauptpermeabilität stellt sich die tangentiale Permeabilität ein, da diese durch die axiale und radiale Schädigung beeinflusst wird. Die mittlere Permeabilität ist axial gerichtet und nur marginal kleiner als die tangentiale Permeabilität. Sie bildet sich aufgrund der radialen Schädigung aus. Die kleinste Permeabilität ergibt sich in radialer Richtung aufgrund der axialen Schädigung. Abbildung 5-15 bis Abbildung 5-17 zeigen die drei Hauptkomponenten anisotroper Permeabilität zum Zeitpunkt 25 Jahre für das zuvor beschriebene Schädigungsbild.

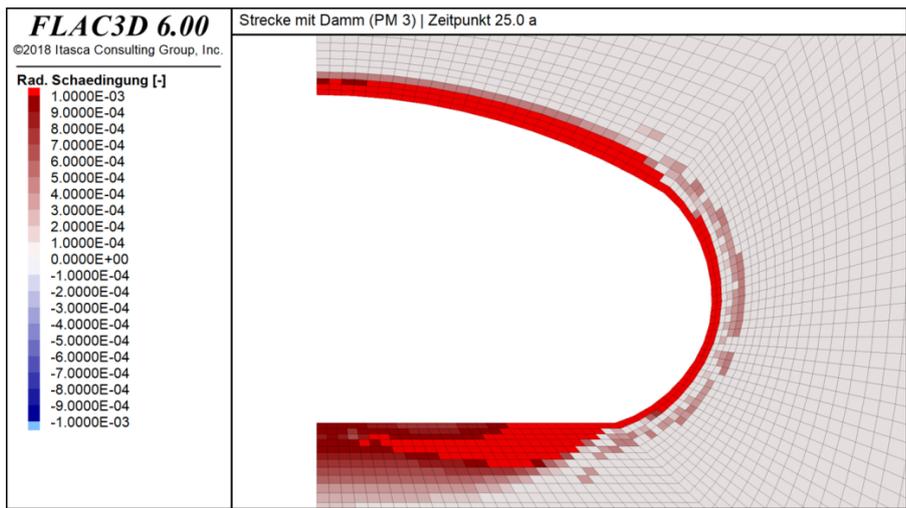


Abbildung 5-12: Radiale schädigungsinduzierte Verzerrung (ϵ_1^d) in Schnitt 1 nach 25 Jahren (Skaliert auf $\pm 1\text{‰}$)

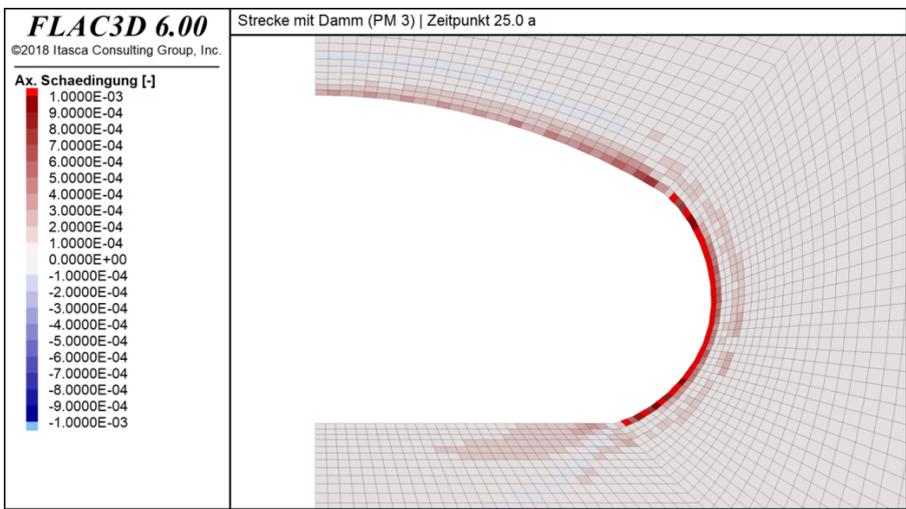


Abbildung 5-13: Axiale schädigungsinduzierte Verzerrung (ϵ_2^d) in Schnitt 1 nach 25 Jahren (Skaliert auf $\pm 1\text{‰}$)

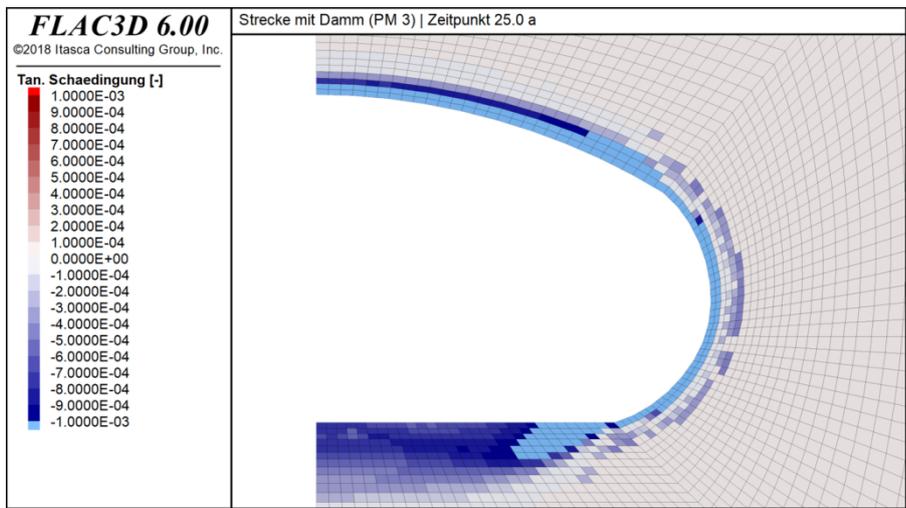


Abbildung 5-14: Tangentiale schädigungsinduzierte Verzerrung (ϵ_3^d) in Schnitt 1 nach 25 Jahren (Skaliert auf $\pm 1\text{‰}$)

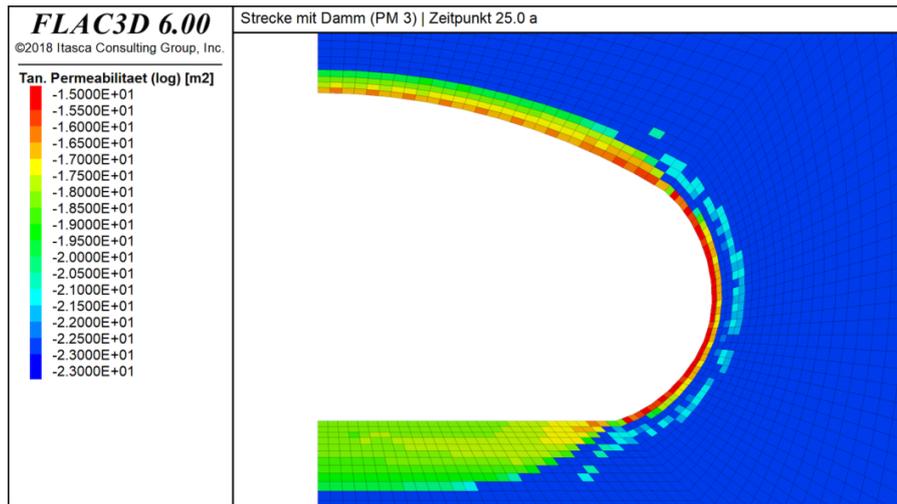


Abbildung 5-15: Tangentiale Permeabilität in (log) m² in Schnitt 1 nach 25 Jahren

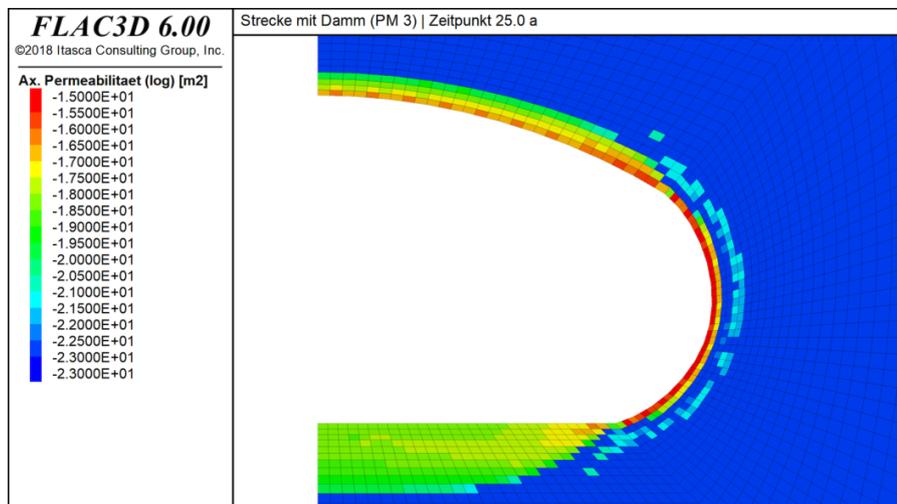


Abbildung 5-16: Axiale Permeabilität in (log) m² in Schnitt 1 nach 25 Jahren

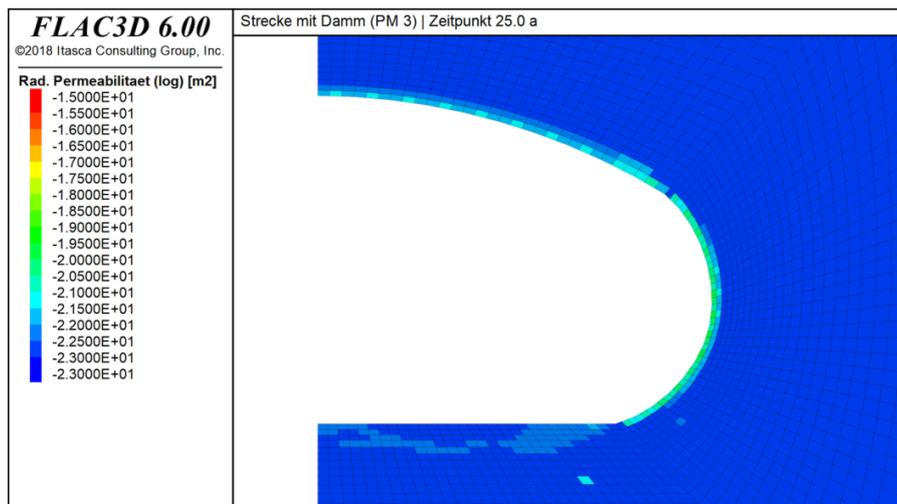


Abbildung 5-17: Radiale Permeabilität in (log) m² in Schnitt 1 nach 25 Jahren

Für die Umströmung eines Damms ist die Permeabilität in axialer Richtung die maßgebende Größe. Der mögliche Lösungszutritt aus der Strecke in das Rissssystem wird jedoch durch die radiale Permeabilität limitiert.

Abbildung 5-18 zeigt die Entwicklung der anisotropen Permeabilität an drei Punkten im Stoß über eine Zeit von 50 Jahren. Nach 25 Jahren wird in der Modellhälfte, in der Schnitt 3 liegt, der Einbau eines Damms simuliert. In den ersten 25 Jahren steigen die tangentiale und die axiale Permeabilität nach dem Erreichen der Rissvernetzungsschwelle kontinuierlich an, wobei die Permeabilität im ersten Jahr etwa um drei Größenordnungen wächst. Die radiale Permeabilität wächst über die 25 Jahre um zwei Größenordnungen. In den drei Auswertepunkten im Stoß (vgl. Unterabschnitt 5.3.1) ist der Verlauf der Permeabilitäten über die Zeit erwartungsgemäß identisch.

Mit dem Einbau des Damms kommt es zu Spannungsumlagerungen und es stellen sich im Bereich des Damms, im Übergangsbereich und im Bereich der offenen Strecke unterschiedliche Spannungsverteilungen ein. Insbesondere im Übergangsbereich zwischen offener Strecke und Damm rotieren die Hauptspannungsrichtungen und die Schädigung nimmt zu.

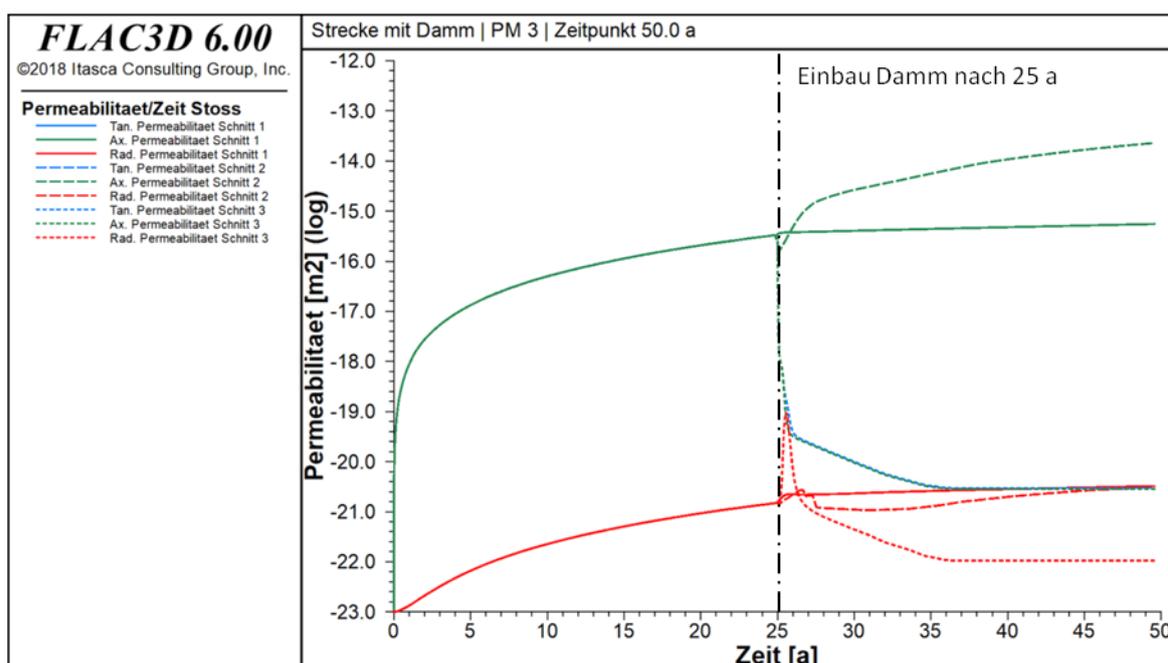


Abbildung 5-18: Entwicklung der drei Hauptkomponenten der Permeabilität in (log) m² über 50 Jahre (Schnitt 1: Volllinie, Schnitt 2: Strichlinie, Schnitt 3: Punktlinie)

Im Bereich des Damms (Schnitt 3) kriecht das Gebirge auf und der Spannungsdeviator fällt ab. Dadurch bildet sich die Schädigung zurück. Zuerst kommt es zur Risssschließung und im Folgenden setzt möglicherweise die Verheilung ein. In der Simulation werden diese Prozesse von den zugehörigen Verheilungsparametern und der Dilatanzgrenze beeinflusst. Mit den angenommenen Parametern gehen die tangentiale und die axiale Permeabilität in einem Zeitraum von etwa 10 Jahren auf $1 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$ zurück und die radiale Permeabilität fällt auf $1 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ ab.

Im Bereich der offenen Strecke kommt es aufgrund der Spannungsumlagerungen und der damit verbundenen Änderung der Schädigung innerhalb eines Jahres nach Einbau des Damms zu einem kleinen Anstieg der anisotropen Permeabilität. In den folgenden Jahren bleibt das Niveau nahezu konstant. Es ist anzunehmen, dass sich der Einfluss des Damms mit größer werdendem Abstand verliert und die Komponenten der Permeabilität mit abnehmender Rate ansteigen.

Im Übergangsbereich (Schnitt 2) ist für einen kurzen Zeitraum nach dem Einbau des Damms kein einheitliches Verhalten der Permeabilitäten zu beobachten, was auf das gestörte Spannungsfeld in diesem Bereich zurückzuführen ist. Kurz nach der Installation des Damms steigen die tangentiale und die axiale Permeabilität zunächst stark und nach etwa drei Jahren schwächer an. Die radiale Komponente der Permeabilität nimmt letztlich ab etwa acht Jahren nach dem Einbau des Damms mit einer geringen Rate zu, was auf eine Vergrößerung der Schädigung infolge des geänderten Spannungsfeldes zurückgeführt werden kann. Damit erhöht sich auch die Geschwindigkeit, mit der ein potentieller Lösungszutritt aus der Strecke in das axiale Rissnetzwerk erfolgt.

Aufgrund der geänderten Ausrichtung der Hauptspannungen sind im Übergangsbereich zwischen Damm und offener Strecke die Hauptrichtungen der anisotropen Permeabilität nicht mehr vollständig tangential, axial bzw. radial zur Strecke orientiert. Die Richtung der jeweiligen Permeabilitätskomponente wird im Anhang C dargestellt.

In den folgenden Abbildungen wird am Beispiel der Firste im Übergangsbereich Damm zur offenen Strecke die Rotation der Hauptspannungsrichtungen und die Auswirkung auf die Richtung der axialen Permeabilität veranschaulicht. Abbildung 5-19 zeigt die Trajektorien der größten und kleinsten Hauptspannung für die Zeitpunkte 25,1 Jahre und 50,0 Jahre. Bereits kurz nach der Installation des Damms kommt es zu Spannungsumlagerungen, die mit einer Drehung der Hauptspannungsrichtung einhergeht. Dieses Verhalten setzt sich im Laufe der Simulation fort. Dabei werden für Zonen an der Streckenkontur z.T. Richtungen der kleinsten Hauptspannung berechnet, die eine Rissöffnung von der Streckenkontur ins Gebirge nahelegen.

Da die Größe der axialen Permeabilität im Wesentlichen durch 25 Jahre offene Standzeit der Strecke geprägt wurde, werden die zusätzlichen Einflüsse aufgrund der rotierten Hauptspannungsrichtungen zunächst nicht maßgebend. Abbildung 5-20 zeigt erst eine Veränderung der Richtung der größten Permeabilität zum Zeitpunkt 50 Jahre. Hier sind die Vektoren nicht mehr vollständig parallel zur Streckenachse ausgerichtet, sondern folgen in der Ausrichtung der Richtung der kleinsten Hauptspannung. Der Einbau des Damms im Übergangsbereich beeinflusst das Spannungsfeld, sodass sich zwischen der offenen Strecke und dem bereits ausgebildeten Rissnetzwerk zusätzliche Wegsamkeiten einstellen. Ob sich dadurch eine Möglichkeit zur Umströmung des Abdichtbauwerks ergibt, hängt im Wesentlichen von der Schädigungsrückbildung in der Streckenkontur im Bereich des Damms ab.

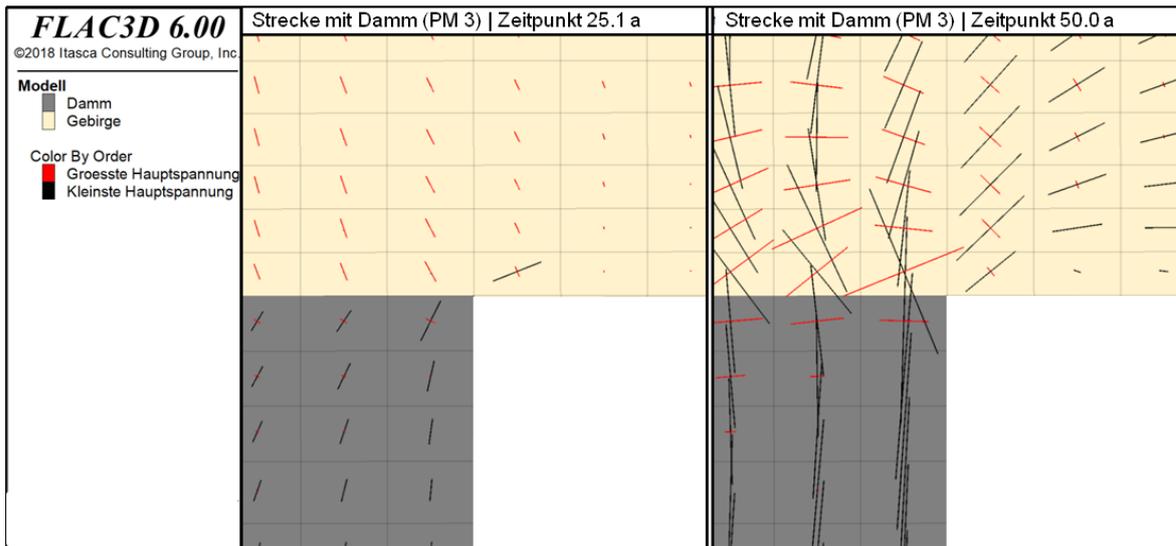


Abbildung 5-19: Hauptspannungsrichtungen im Längsschnitt für das Detail Firste am Übergang zwischen offener Strecke und Damm (grau) nach 25,1 Jahren (links) und 50 Jahren (rechts)

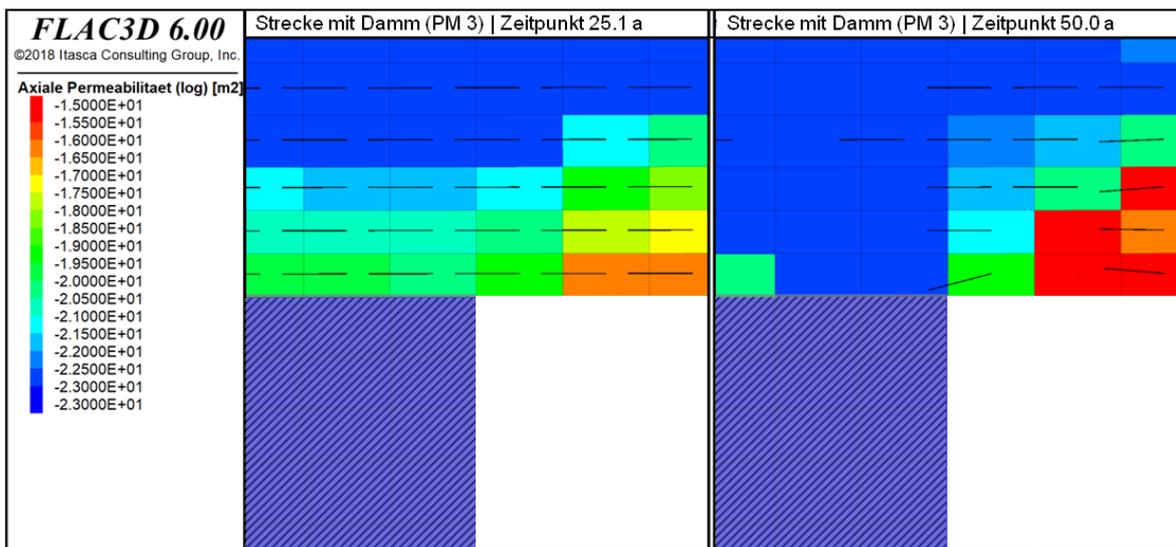


Abbildung 5-20: Axiale Permeabilität in (log) m² im Längsschnitt für das Detail Firste am Übergang zwischen offener Strecke und Damm (schraffiert) nach 25,1 Jahren (links) und 50 Jahren (rechts)

Abbildung 5-21 zeigt die nach Dammeinbau entstandenen zusätzlichen Verformungen 50 Jahre nach der Auffahrung der Strecke. Deutlich ist zu erkennen, dass im Damm und im umgebenden Gebirge kaum zusätzliche Verformungen entstehen, während in der offenen Strecke die Konvergenz fortschreitet. Direkt am Übergang sind die Verschiebungen des Gebirges nach rechts unten in die offene Strecke gerichtet. Auch im Damm ist dies die vorherrschende Verschiebungsrichtung. Allerdings sind die Verschiebungen auch 25 Jahre nach dem Einbau des Damms sehr gering.

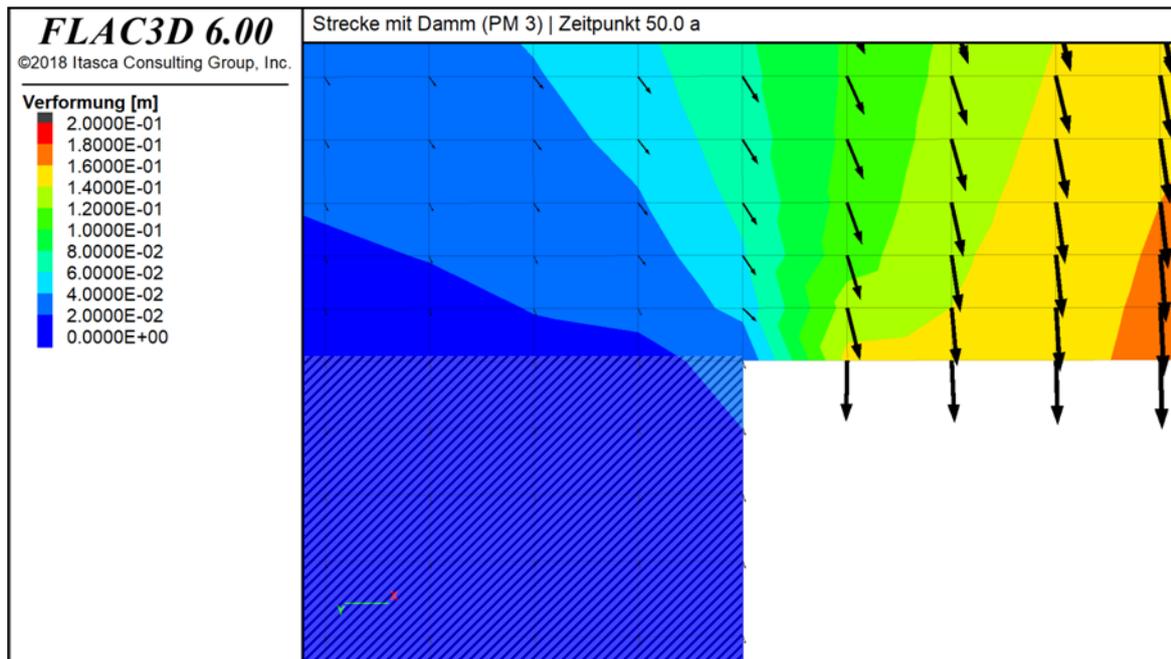


Abbildung 5-21: Delta der Verformungen mit Richtung in m im Längsschnitt ab Dammeinbau zum Zeitpunkt 50,0 Jahre nach Auffahrung für das Detail Firste am Übergang zwischen offener Strecke und Damm (schraffiert)

Weitere Ergebnisse der Simulation einschließlich Hauptspannungen, Verformungen und Dilatanz sind ebenfalls in Anhang C dargestellt. Die Darstellung erfolgt für die oben genannten Auswertzeitpunkte.

5.3.3 Schematische Betrachtung der Relation von Spannungszustand, Schädigung und Permeabilität in der ALZ

Zwischen dem dreiaxialen Spannungszustand nach Ausbruch einer Strecke, der schädigungsinduzierten Verzerrung und der Permeabilität gibt es einen Zusammenhang. Zunächst ergibt sich eine Beziehung zwischen der Richtung der schädigungsinduzierten Verzerrung und den resultierenden Richtungen der Permeabilitäten. In Abbildung 5-22 wird dieser Zusammenhang dargestellt. Wenn sich Risse radial zur Strecke entwickeln, dann ergeben sich daraus Permeabilitäten in axialer und tangentialer Richtung. Eine Schädigung in tangentialer Richtung führt zu Permeabilitäten in axialer und radialer Richtung, während schädigungsinduzierte Verzerrungen in axialer Richtung Permeabilitäten in radialer und tangentialer Richtung hervorrufen.

Die Richtung der Risse bzw. der schädigungsinduzierten Verzerrungen wird durch den Spannungszustand an der Streckenkontur bestimmt. Aufgrund des viskoplastischen Verhaltens des Salinargebirges ergibt sich ein Sekundärspannungszustand, der mit der Zeit veränderlich ist. So stellt sich direkt nach Auffahrung der Strecke zunächst ein reiner Extensionsspannungszustand ein. Aufgrund der Gleichgewichtsbedingungen ist die größte Hauptspannung $\sigma_1 = 0$ MPa. Die zwei weiteren Hauptspannungen sind zu dem Zeitpunkt etwa gleich große Druckspannungen. Abbildung 5-23 (links) zeigt die zugehörige Spannungssituation. Durch Spannungsumlagerung stellt sich ein Druckgewölbe mit

$\sigma_3 < \sigma_2$ ein, sodass sich ein echter dreiaxialer Spannungszustand ausbildet. Durch die fortschreitende Auflockerung an der Streckenkontur verschiebt sich das Minimum der Spannung mit der Zeit weiter ins Gebirge hinein.

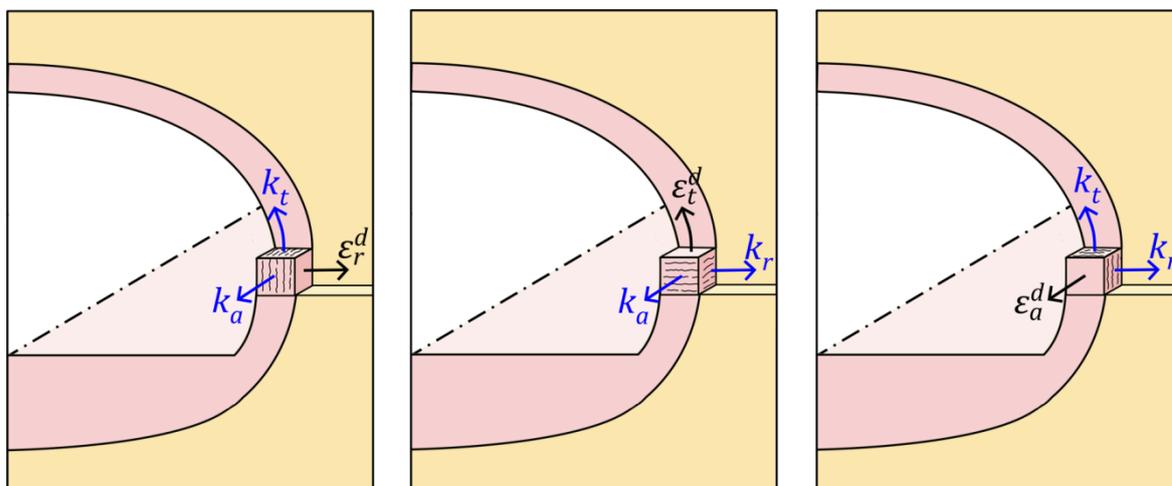


Abbildung 5-22: Schematische Darstellung der Richtung der schädigungsinduzierten Verzerrung und den Richtungen der resultierenden Permeabilitäten in der ALZ der Streckenkontur

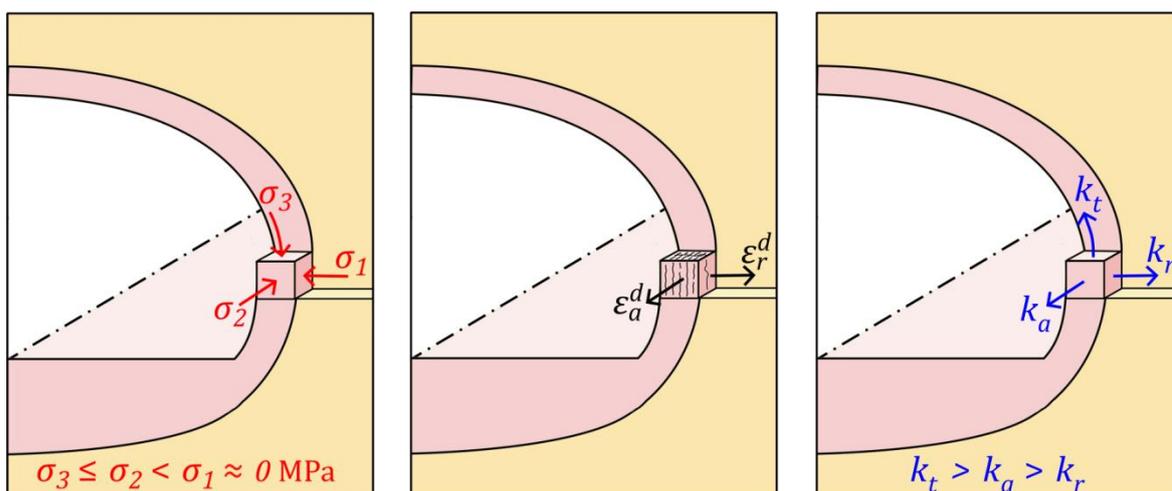


Abbildung 5-23: Zusammenhang zwischen Spannungszustand, Schädigungsrichtung und resultierender anisotroper Permeabilität in der ALZ der Streckenkontur

Die Spannungsgeometrie an der Streckenkontur führt, sofern der zugehörige Spannungszustand oberhalb der Dilatanzgrenze liegt, zu einer schädigungsinduzierten Verzerrung in radialer Richtung. Mit dem Wechsel zu einem echten dreiaxialen Spannungszustand stellen sich zusätzlich geringe schädigungsinduzierte Verzerrungen in axialer Richtung ein. Das Schädigungsbild wird in der mittleren Darstellung von Abbildung 5-23 veranschaulicht. Die Schädigung in axialer Richtung führt dazu, dass sich zwischen der offenen Strecke und den Rissnetzwerken Wegsamkeiten bilden. Abbildung 5-23 (rechts) zeigt die aus der Schädigung resultierende anisotrope Permeabilität. Die größte Permeabilität ($k_1 = k_t$) stellt sich in tangentialer Richtung ein, da sie von den Rissöffnungen in radialer und axialer Richtung beeinflusst wird. Die mittlere Permeabilität ($k_2 = k_a$) ergibt sich in

axialer Richtung, weil die Schädigung in radialer Richtung deutlich größer ist als in axialer Richtung. Die kleinste Permeabilität ($k_3 = k_r$) ist in radialer Richtung zu erwarten, denn hier wird nur die geringe Schädigung in axialer Richtung wirksam.

Die Richtung der Permeabilität wird im Wesentlichen durch die Richtung der Risse in der ALZ bestimmt. Die Größe der Permeabilität ergibt sich durch weitere Parameter wie den Rissabstand, die Rissöffnungsweite, die Oberflächenbeschaffenheit und die Rissvernetzung sowie mittelbar durch den Spannungszustand und den Fluiddruck.

5.3.4 Vergleich mit dem isotropen Permeabilitätsmodell

Um die Ergebnisse der anisotropen Permeabilität einordnen zu können, erfolgt ein Vergleich mit den Ergebnissen des isotropen Permeabilitätsmodells von [Heemann und Heusermann, 2004]. Das Modell berücksichtigt zur Ermittlung der Permeabilität die Dilatanz im Sinne von Unterabschnitt 3.5.2 und die größte Hauptspannung.

Abbildung 5-24 zeigt exemplarisch im Schnitt 1 die Verteilung der schädigungsinduzierten Dilatanz 25 Jahre nach der simulierten Auffahrung. Im konturnahen Bereich am Stoß und im Übergang zur Firste stellt sich die größte Dilatanz ein. Die Ausdehnung der Dilatanz reicht in der Sohle am weitesten in das Gebirge. Hier ist allerdings die Größe der erreichten Schädigung deutlich geringer als im Stoß.

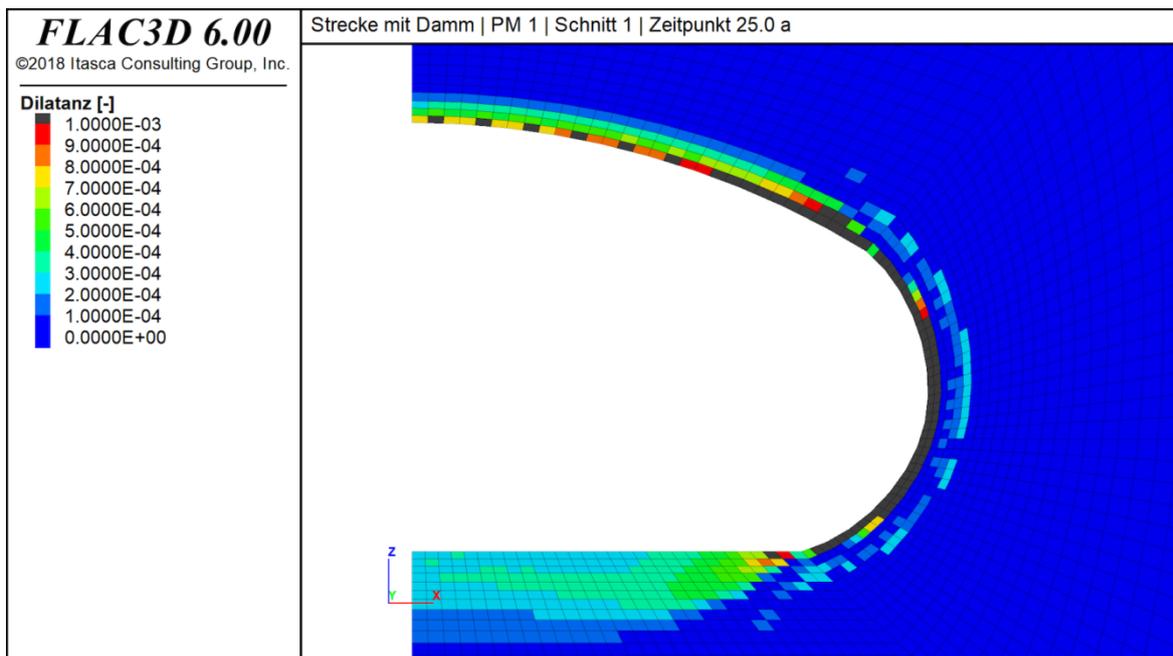


Abbildung 5-24: Dilatanz in Schnitt 1 nach 25 Jahren (Skaliert auf 1‰)

Die schädigungsinduzierte Dilatanz ist maßgeblich für die Ableitung der isotropen Permeabilität. Abbildung 5-25 zeigt die Verteilung der isotropen Permeabilität auf Basis der schädigungsinduzierten Dilatanz und der größten Hauptspannung in der ALZ der offenen Strecke nach 25 Jahren. Im Gegensatz zur anisotropen Permeabilität kann sich ein potentieller Lösungszutritt hier in tangentialer, axialer und radialer Richtung mit

derselben Geschwindigkeit ausbreiten. Eine Limitierung der Zutritts­geschwindigkeit durch die radiale Permeabilität findet nicht statt.

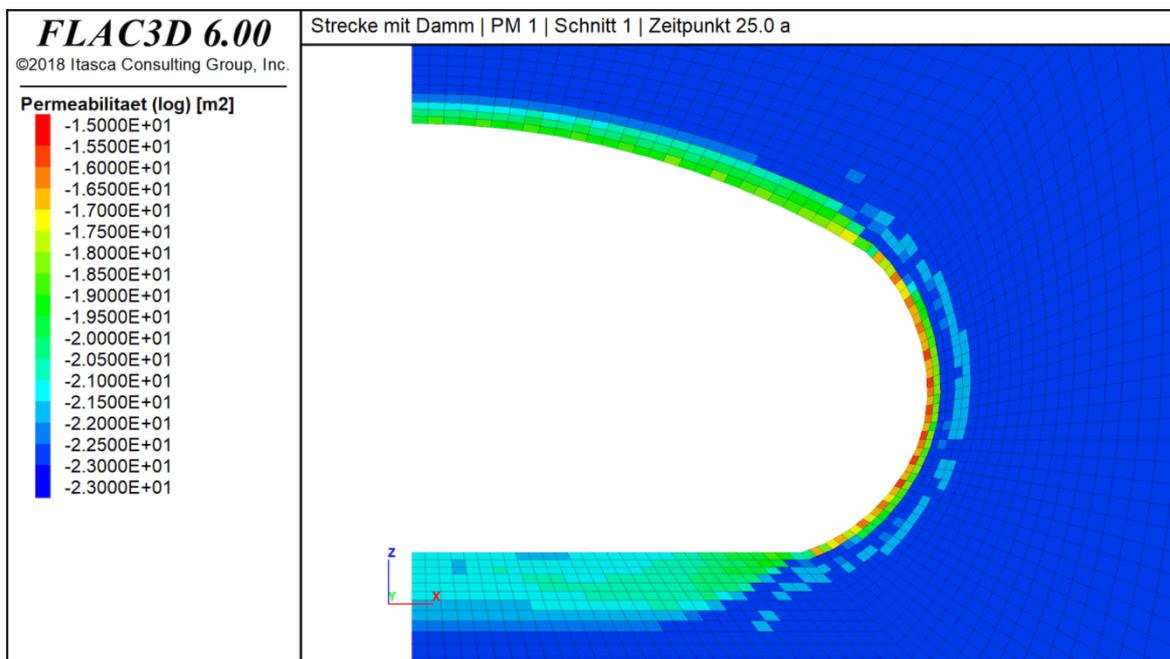


Abbildung 5-25: Isotrope Permeabilität in (log) m² in Schnitt 1 nach 25 Jahren

Analog zu Abbildung 5-18 wird in Abbildung 5-26 die Entwicklung der Permeabilität über die Zeit dargestellt. Neben den anisotropen Komponenten der Permeabilität wird die isotrope Permeabilität für die drei Auswertepunkte im Stoß (vgl. Unterabschnitt 5.3.1) dargestellt. In den ersten 25 Jahren verläuft die isotrope Permeabilität an diesen Punkten deckungsgleich. Sie ist bezogen auf die tangentielle und axiale Komponente nach 25 Jahren etwa eine Größenordnung geringer und insgesamt ist der Verlauf anfänglich flacher. Bezogen auf die radiale Komponente der anisotropen Permeabilität ist die isotrope Permeabilität nach 25 Jahren etwa vier Größenordnungen höher und der Verlauf über den gesamten Zeitraum steiler.

Mit Einbau des Damms entwickelt sich an den drei Auswertepunkten die isotrope Permeabilität erwartungsgemäß unterschiedlich. Im Bereich der offenen Strecke nimmt die Rate deutlich ab und es kommt nur zu einem sehr geringfügigen Anstieg der Permeabilität in den nächsten 25 Jahren. Ein kurzfristiger Sprung mit Einbau des Damms kann nicht beobachtet werden.

Im Übergangsbereich zwischen offener Strecke und Damm vergrößert sich die isotrope Permeabilität mit Einbau des Damms, hier zeigt sich der Einfluss der durch das geänderte Spannungsfeld angestiegenen Dilatanz. Ein Einfluss aus der Richtungsänderung der Hauptspannungen ist nicht zu erkennen. Die isotrope Permeabilität liegt in diesem Bereich oberhalb der drei Komponenten der anisotropen Permeabilität.

Die isotrope Permeabilität fällt im Bereich des Damms deutlich ab und erreicht nach etwa zehn Jahren $1 \cdot 10^{-22}$ m², wie auch die radiale Komponente der anisotropen Permeabilität. Allerdings unterscheidet sich der Verlauf qualitativ.

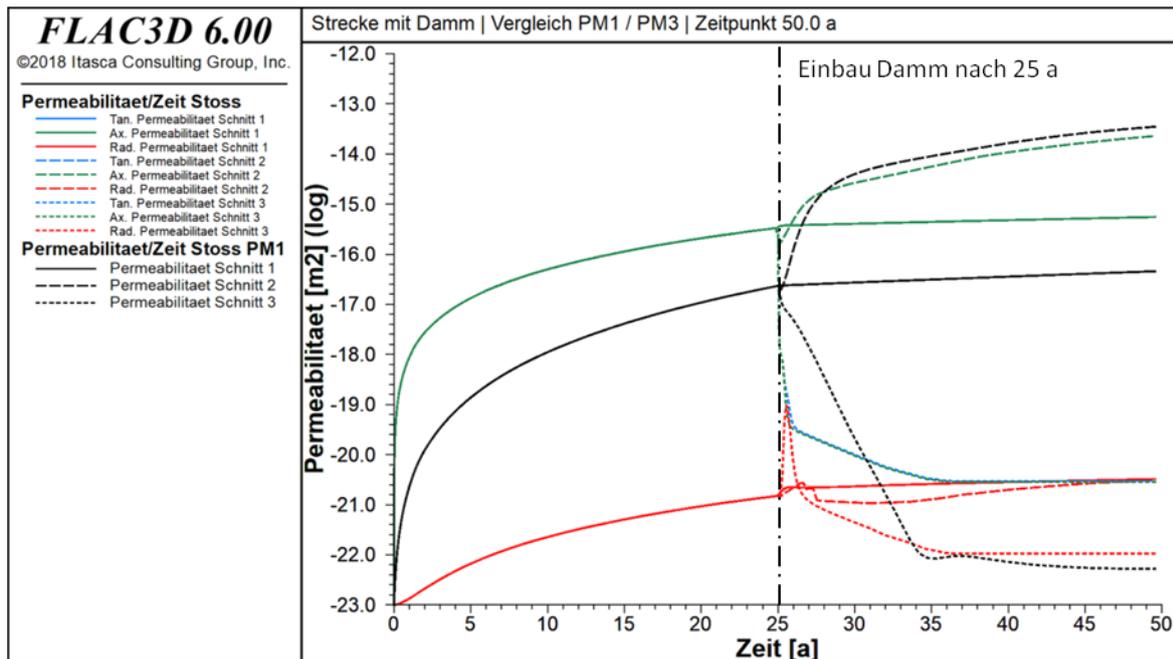


Abbildung 5-26: Entwicklung der drei Hauptkomponenten der Permeabilität über 50 Jahre und Vergleich mit der isotropen Permeabilität (Schnitt 1: Volllinie, Schnitt 2: Strichlinie, Schnitt 3: Punktlinie)

Der Verlauf der isotropen Permeabilität ist an den drei Auswertepunkte stetiger als der Verlauf der anisotropen Permeabilität. Da die schädigungsinduzierte Dilatanz eine Invariante ist und sich aus den drei Hauptschädigungskomponenten berechnet, werden Änderungen der einzelnen Komponenten aufgrund von Spannungumlagerungen gedämpft und treten bei der Berechnung der isotropen Permeabilität nicht hervor. Die Komponenten der anisotropen Permeabilität basieren auf den einzelnen Schädigungskomponenten, während eine „kompressive“ Schädigungskomponente keine Änderung der Permeabilität zur Folge hat. Grundsätzlich sind die berechneten tangentialen und axialen Permeabilitäten größer oder zumindest etwa gleich groß im Bezug auf die entsprechende isotrope Permeabilität. Im Vergleich ist in den einzelnen Schnitten die radiale Komponente der anisotropen Permeabilität kleiner als die isotrope Permeabilität.

Eine direkte Gegenüberstellung der mit dem PM 1 und PM 3 berechneten Permeabilitäten für die vier Auswertezeitpunkte erfolgt in Anhang D.

5.3.5 Berechnungsergebnisse des anisotropen Permeabilitätsmodells mit hydraulisch-mechanischer Kopplung

An einem einfachen generischen Beispiel wird die Interaktion zwischen Fluid und Salinar für die anisotrope Permeabilitätsentwicklung in der ALZ der Streckenkontur gezeigt. Hiermit soll veranschaulicht werden, wie sich die ALZ im Lauf der Zeit aufsättigt und eine Umströmung des Damms initiiert werden könnte.

Diese Betrachtungen erfolgen auf Basis des im Unterabschnitt 5.3.1 vorgestellten Modells. Abweichend von den bisher gezeigten Berechnungen wird in diesem Beispiel davon ausgegangen, dass 0,1 Jahre nach Einbau des Damms der restliche Hohlraum

instantan geflutet wird und sich ein hydrostatischer Fluiddruck von 7,2 MPa entsprechend der Fluidichte und der Überlagerungshöhe auf der Hohlraumkontur einstellt. Als Fluid wird eine gesättigte NaCl-Lösung angenommen (vgl. Anhang B), sodass Lösungs- und Rekristallisationsprozesse vernachlässigt werden können. Der Damm wird in diesem Modell vereinfachend als undurchlässig angenommen, da die Betrachtungen sich auf die anisotrope Permeabilität in der ALZ beziehen. Aus diesem Grund wird auch das ungeschädigte Gebirge als undurchlässig betrachtet. Die hydraulischen Randbedingungen werden in Abbildung 5-27 gezeigt. Die Simulation erfolgt im Anschluss für 500 Jahre ab Beginn der Auffahrung.

Aufgrund der anisotropen Schädigung gibt es zum Zeitpunkt der Flutung Wegsamkeiten von der offenen Strecke in das Rissnetzwerk der ALZ. Daher wird Lösung langsam in die ALZ eindringen und sich radial und axial ausbreiten. Im Bereich des Damms kommt es durch die stützende Wirkung zur Schädigungsrückbildung, sodass sich dort die Permeabilität im Laufe der Zeit verringert. Auch im Bereich der offenen Strecke wird die Streckenkontur durch den Fluiddruck gestützt. Damit reduziert sich der Spannungsdeviator im Gebirge und die Rate der schädigungsinduzierten Verzerrungen nimmt ab. Zudem stellt sich im Vergleich zur nicht gefluteten Strecke ein anderer Spannungszustand im Gebirge ein.

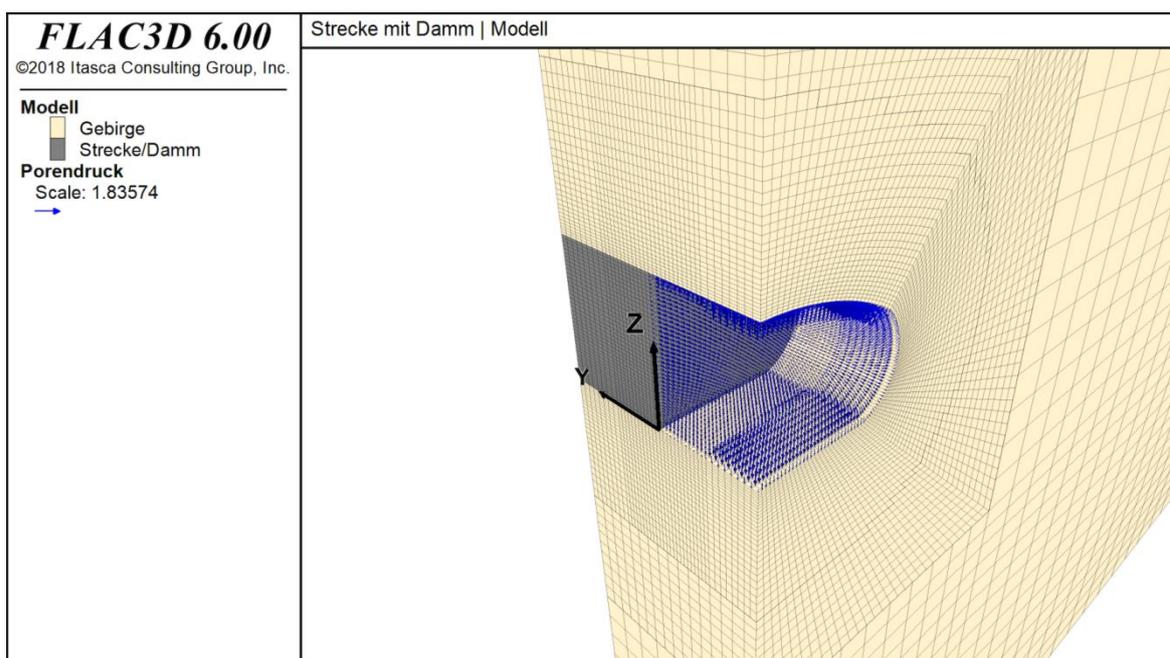


Abbildung 5-27: Detail der isometrischen Ansicht des numerischen Modells mit Darstellung der Fluiddruckrandbedingung

Abbildung 5-28 zeigt die Ausbreitung der Fluidfront in der ALZ zu sechs unterschiedlichen Zeitpunkten. Direkt nach der Flutung baut sich der Fluiddruck auf der Streckenkontur und auf der Ortsbrust des Damms auf. Der konturnahe Bereich der ALZ zeigt bereits nach 0,4 Jahren eine Aufsättigung von mindestens 50%. Die weitere Ausbreitung der Fluidfront ergibt sich aufgrund der durch die anisotrope Schädigung beeinflussten Permeabilität. Ab dem Jahr 50 wird deutlich erkennbar, dass sich die Fluidfront in axialer Richtung am

Damm vorbeientwickelt. Zeitgleich kriecht das Gebirge weiter auf den Damm auf und durch die Schädigungsrückbildung verringern sich im nicht aufgesättigten Bereich die Permeabilitäten. Bis zum Jahr 500 nach der Auffahrung breitet sich die Fluidfront weiter aus. Trotz der sehr ungünstig angenommenen Randbedingungen (instantane Flutung mit vollem Fluiddruck bereits kurzzeitig nach Einbau des Damms) kommt es zu keiner Umströmung des Damms. Die axiale Eindringtiefe entlang des Damms beträgt nach 500 Jahren etwa 60 cm. Wie bereits erwähnt, sind hierfür die Parameter der Schädigungsrückbildung von wesentlicher Bedeutung.

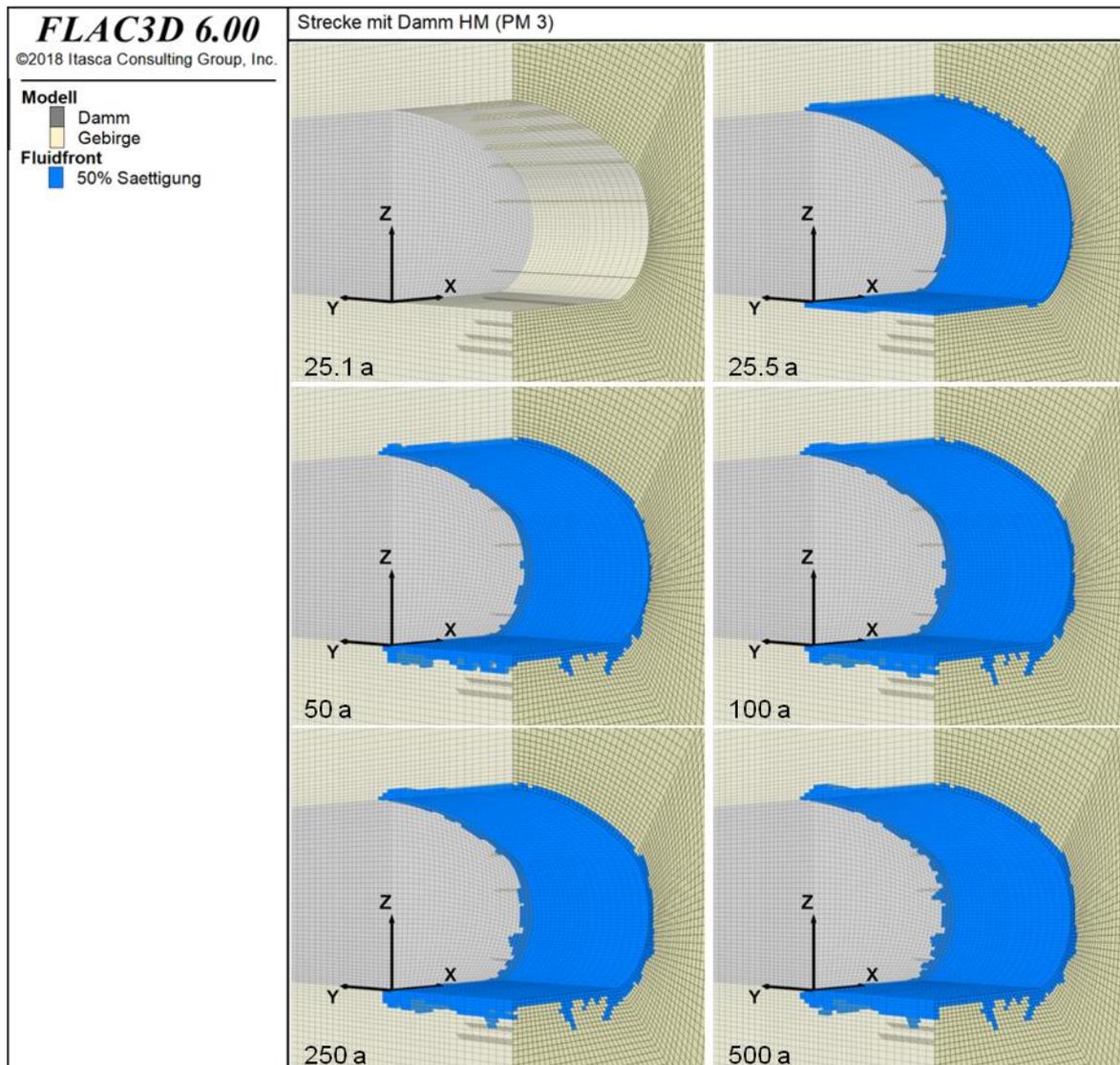


Abbildung 5-28: Ausbreitung der Fluidfront (Zonen mit mindestens 50% Sättigung) entlang der Streckenkantur zu unterschiedlichen Zeitpunkten im Zeitraum von 25,1 Jahre bis 500 Jahre

Analog zu den Unterabschnitten 5.3.2 und 5.3.4 zeigt Abbildung 5-29 die Entwicklung der Permeabilität im Stoß in den drei Auswerteschnitten über die ersten 50 Jahre der Simulation. Die Entwicklung der drei Permeabilitätskomponenten im Bereich des Damms (Schnitt 3) entspricht den Berechnungsergebnissen der Simulation ohne Flutung der

offenen Strecke (vgl. Abbildung 5-18). Dies zeigt, dass der Bereich durch den Fluiddruck nicht beeinflusst wird. Schnitt 1 liegt in der offenen gefluteten Strecke. Hier zeigt sich die stützende Wirkung des Fluiddrucks. Die Permeabilitätskomponenten nehmen nach der Flutung kontinuierlich ab. Nur die radiale Permeabilität zeigt einen starken Anstieg direkt mit der Flutung und fällt dann auf etwa das Niveau vor Einbau des Damms zurück. Im Übergangsbereich zwischen offener gefluteter Strecke und Damm (Schnitt 2) stellt sich mit der Flutung zuerst ein starker Abfall der axialen und tangentialen Permeabilität ein. Nach etwa zwei Jahren steigen diese Permeabilitätskomponenten wieder an. Sie bleiben jedoch mehrere Größenordnungen unter den Ergebnissen der nicht gefluteten Strecke.

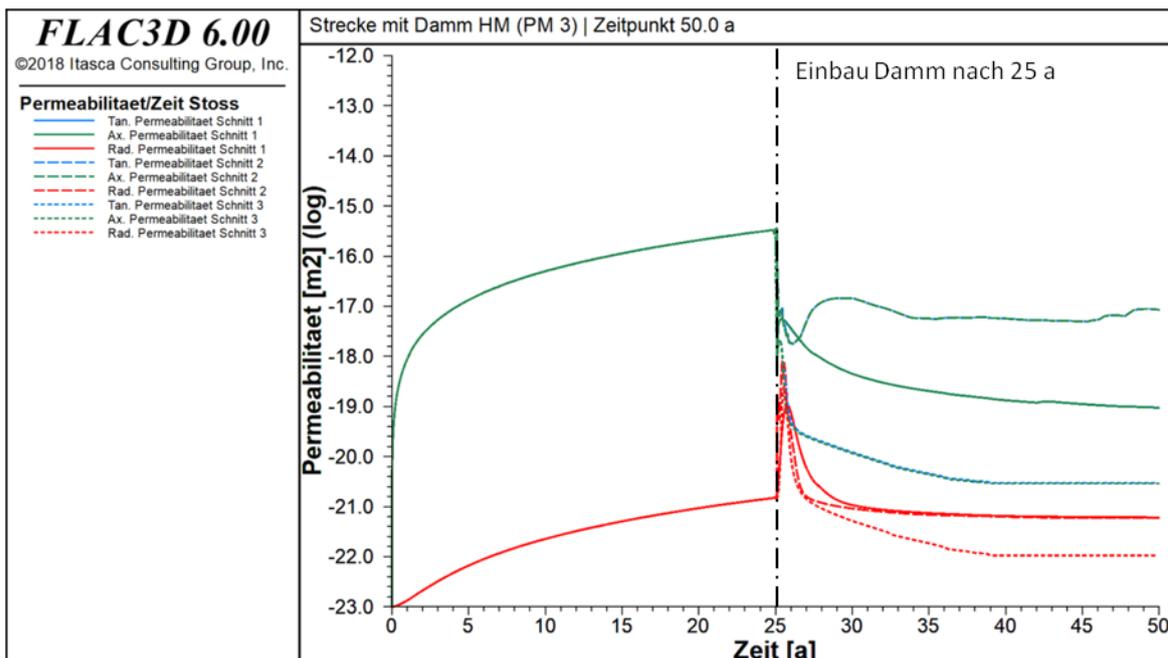


Abbildung 5-29: Entwicklung der drei Hauptkomponenten der Permeabilität in (log) m² über 50 Jahre für eine hydraulisch-mechanisch gekoppelte Berechnung (Schnitt 1: Volllinie, Schnitt 2: Strichlinie, Schnitt 3: Punktlinie)

Mit der hier exemplarisch durchgeführten hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation konnte gezeigt werden, dass der Fluiddruck und die anisotropen Permeabilität interagieren. Mit dem Stoffmodell *TUBSsalt_perm* und einem anisotropen Durchströmungsmodell kann die Aufsättigung der ALZ für den Fall einer gefluteten Grube simuliert werden, um eine Bewertung der Funktionsfähigkeit von Dammbauwerken vorzunehmen.

6 Schlussfolgerung und Ausblick

In geologischen End- oder Tiefenlagern sollen in Deutschland radioaktive Reststoffe dauerhaft und möglichst ohne Gefährdung der Biosphäre verwahrt werden. Salzlagerstätten gelten dafür als ein mögliches Wirtsgestein. Eine Möglichkeit, dieses Schutzziel zu erreichen, besteht darin, die Einlagerungsbereiche mit Abdichtungsbauwerken abzutrennen. In diesem Fall kommt der Funktionsfähigkeit der geotechnischen Barriere eine besondere Bedeutung zu.

Unter anderem definiert die integrale Permeabilität eines Abdichtungsstandorts seine Funktionsfähigkeit, wobei die integrale Permeabilität den hydraulischen Widerständen des intakten Salinargebirges, der ALZ, der Kontaktzone und des Damms folgt. Hierbei ist die Permeabilität der Kontaktzone und der ALZ maßgebend. Während die Permeabilität der Kontaktzone durch technische Maßnahmen beherrschbar wird, verringert sich die Permeabilität in der ALZ um einen Damm erst im Laufe der Zeit durch die Selbstheilungseigenschaften des Salzgebirges.

Aufgrund eines räumlichen Spannungszustandes oberhalb der Dilatanzgrenze um eine Strecke stellt sich eine ALZ mit einer anisotropen Schädigung ein. Das sich ausbildende Rissnetzwerk begünstigt eine Strömung parallel zur Strecke. Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines kontinuumsmechanischen Ansatzes für die Berechnung der anisotropen Permeabilität in der ALZ auf Grundlage der Spaltströmung und der Schädigung. Dieser Ansatz gestattet eine realitätsnähere Nachweisführung für die Funktionsfähigkeit von Abdichtungsbauwerken.

Das Stoffmodell *TUBSsalt* berechnet die schädigungsinduzierte Dilatanz aus den Schädigungskomponenten, sodass eine Aussage über die Größe und Richtung der Schädigung getroffen werden kann. Auf Basis dieser Größen werden Rissbreitenspektren mit einer *Rayleigh*-Verteilung berechnet. Zudem lässt sich für jede Rissbreite eine Risspermeabilität unter Berücksichtigung von paralleler bzw. nicht paralleler Spaltströmung bestimmen. Die Permeabilität ergibt sich aus dem uneigentlichen Integral des mit der Risspermeabilität verknüpften Rissbreitenspektrums. Da für das uneigentliche Integral keine Stammfunktion bekannt ist, wird es durch numerische Integration gelöst. Die Gesamtpermeabilität in einer Hauptrichtung ergibt sich aus der Summe der zwei zu dieser Richtung orthogonal orientierten Schädigungsanteile.

Der Ansatz erweitert das Stoffmodell *TUBSsalt* zu *TUBSsalt_perm* und wurde in das Programm *FLAC3D* der Firma Itasca Consulting Group, Inc. implementiert. Anhand der Simulation von Kompressions- und Extensionsversuchen konnte die prinzipielle Funktion des Ansatzes gezeigt werden. Zudem wurden die Parameter an einer isotropen Dilatanz-Permeabilitäts-Beziehung kalibriert. Am Beispiel einer Strecke mit Damm wurde die Entwicklung der anisotropen Permeabilität über die Zeit gezeigt. Im Vergleich zur isotropen Permeabilität stellt sich streckenparallel eine größere Permeabilität ein, während sich die den Lösungszutritt limitierende, radiale Permeabilität kleiner ausbildet.

Mit einer exemplarischen hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung wurde die Entwicklung der anisotropen Permeabilität unter dem Einfluss von Fluiddruck prognostiziert. Im Simulationszeitraum von 500 Jahren sättigt sich die ALZ langsam auf und die Fluidfront entwickelt sich in axialer Richtung entlang des Damms. Allerdings tritt mit der gewählten Konfiguration keine Umströmung des Damms auf.

Der vorgestellte Ansatz ist durch Laborversuche zu validieren und an In-situ-Messungen zu kalibrieren. Um ein besseres Verständnis für die Rissöffnung, die Verteilung der Rissbreiten und der Rissverläufe bei unterschiedlichen Kompressions- und Extensionsbelastungen zu erhalten, ist ein Versuchsprogramm zu entwickeln.

Neben triaxialen Kriech- und Festigkeitsversuchen mit Messung der axialen oder lateralen Permeabilität sind weiterführende Untersuchungen vorzusehen. Zur Ableitung des Rissbreitenspektrums bietet sich die Dünnschliffmikroskopie mit einer statistischen Auswertung der Spaltöffnungsweiten von belasteten Probekörpern an. Mit Hilfe der hochauflösenden Computertomografie kann die Orientierung der Schädigung abhängig vom Spannungszustand abgesichert werden. Hierzu sind vergleichende Aufnahmen von Probekörpern vor und nach der Belastung vorzusehen.

Als etabliertes Verfahren sollten versuchsbegleitend außer der Volumenänderung die Ultraschallwellengeschwindigkeiten gemessen werden, um Aussagen zum Schädigungsbeginn bzw. zur Mikrorisssgrenze treffen zu können. Zusätzlich kann die Mikroakustik die Möglichkeit bieten, eine Rissvernetzung und die Orientierung von Rissnetzen innerhalb der Probekörper zu detektieren.

Auf dieser Grundlage sollten die Methoden zur Parameterbestimmung durch Versuche überprüft und ggf. weiterentwickelt werden. Da die Risssschließung und die Verheilung des Salzgebirges um einen Damm maßgeblich für eine mögliche Umströmung sind, ist auch ein Fokus auf das Schädigungs- und Verheilungsverhalten zu legen. Ein Augenmerk könnte z.B. auf das Verheilungsverhalten bei typischen In-situ-Spannungszuständen gelegt werden.

Nach Abschluss der versuchstechnischen Validierung bietet der hier vorgestellte Ansatz die Möglichkeit, die Durchlässigkeit der ALZ im Bereich der Streckenkontur realitätsnäher zu beschreiben. Dadurch können Risiken und Chancen bei der Konzeption und Planung von Abdichtungsbauwerken in End- bzw. Tiefenlagern besser bewertet werden.

Referenzen

- Alkan, H.; Müller, W.: Numerische Modellierung der Dilatanz-induzierten perkolutiven Permeation in Salzgestein. Institut für Sicherheitstechnologie (ISTec) GmbH, Forschungsbericht. Garching, 2008
- Appel, D.; Baltes, B.; Bräuer, V.; Brewitz, W.; Duphorn, K.; Gömmel, R.; Haury, H.-J.; Ipsen, D.; Jentzsch, G.; Kreusch, J.; Kühn, K.; Lux, K.-H.; Sailer, M.; Thomauske, B.: Auswahlverfahren für Endlagerstandorte: Empfehlungen des AkEnd. Arbeitskreis Auswahlverfahren Endlagerstandorte, Köln, 2002
- Arn, T.: Numerische Erfassung der Strömungsvorgänge im geklüfteten Fels. ETH Zürich, Dissertation. Zürich, CH, 1989
- Bechthold, W.; Smailos, E.; Heusermann, S.; Bollingerfehr, W.; Bazargan Sabet, B.; Rothfuchs, T.; Kamlot, P.; Grupa, J.; Olivella, S.; Hansen, F. D.: Backfilling and sealing of underground repositories for radioactive waste in salt - Bambus II project. Europäische Kommission, Bericht. Brüssel, BE, 2004
- BGR: Endlagerung radioaktiver Abfälle in Deutschland - Untersuchung und Bewertung von Regionen mit potenziell geeigneten Wirtsgesteinsformationen. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), Bericht. Hannover/Berlin, 2007
- Biot, M. A.: General Theory of Tree-Dimensional Consolidation. In: *Journal of Applied Physics*. Bd. 12, Heft 2, S. 155-164. American Institute of Physics, College Park, MD, USA, 1941
- BMUB: Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle. Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Bonn, 2010
- Bollingerfehr, W.; Filbert, W.; Lerch, C.; Tholen, M.: Endlagerkonzepte - Bericht zum Arbeitspaket 5, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Bericht. Köln, 2011
- Bornemann, O.; Liedtke, L.: Ingenieurgeologische Arbeiten zur Planung des Endlagers für radioaktive Abfälle im Salzstock Gorleben. *Tagungsband 4. Nationale Tagung Ingenieur-Geologie*, S. 195-211. Goslar, 1983
- Broadbent, S. R.; Hammersley, J. M.: Percolation processes: I. Crystals and mazes. In: *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society*. Bd. 53, Heft 3, S. 629-641. Cambridge, UK, 1957
- Cristescu, N. D.; Hunsche, U.: A comprehensive constitutive equation for rock salt: determination and application. In: Ghoreychi, M.; Berest, P.; Hardy, Jr., H. R.; Langer, M. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt III*, S. 191-205. Trans Tech Publications, Clausthal, 1993
- DEUSA International GmbH: Produktdatenblatt: Spezifikationen NaCl-Lösung (26%). Bleicherode, 2018

- Deutsche Gesellschaft zum Bau und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe mbh:
Verfüllmaterial für Strecken mit hohen Anforderungen - Materialeigenschaften und
Materialkennwerte Salzbeton M2. *Planfeststellungsverfahren zur Stilllegung des
Endlagers für radioaktive Abfälle Morsleben*. Bundesamt für Strahlenschutz, Salzgitter,
2004
- Döring, T.; Kiehl, J. R.: Das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechen von Steinsalz – ein
dreidimensionales rheologisches Stoffgesetz. In: *geotechnik*. Bd. 19, Heft 3, S. 194-199.
Essen, 1996
- Düsterloh, U.: Geotechnische Sicherheitsnachweise für Hohlrumbauteilen im
Salinargebirge unter besonderer Berücksichtigung laborativer Untersuchungen. TU
Clausthal, Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften, Habilitationsschrift.
Clausthal, 2009
- Düsterloh, U.; Herchen, K.; Lux, K.-H.; Salzer, K.; Günther, R.-M.; Minkley, W.; Hampel,
A.; Argüello, J. G.; Hansen, F.: Joint Project III on the comparison of constitutive models
for the mechanical behavior of rock salt - III. Extensive laboratory test program with
argillaceous salt from WIPP and comparison of the test results. In: Roberts, L.; Mellegard,
K.; Hansen, F. (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Salt VIII*, S. 13-21. Taylor & Francis
Group, London, UK, 2015
- Eberth, S.: Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung
auf Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge. TU Clausthal, Fakultät für Energie- und
Wirtschaftswissenschaften, Dissertation. Clausthal, 2007
- Ellinger, C.: Untersuchungen zum Permeationsverhalten von Salzlauge in Steinsalz bei
der Endlagerung wärmeentwickelnder nuklearer Abfälle. TU Darmstadt, Fachbereich
Maschinenbau, Dissertation. Darmstadt, 2005
- Erichsen, C.: Gekoppelte Spannungs-Sickerströmungsberechnungen von Bauwerken in
klüftigem Fels unter Berücksichtigung des nichtlinearen
Spannungsverschiebungsverhaltens von Trennflächen. RWTH Aachen, Fakultät für
Bauingenieurwesen, Dissertation. Aachen, 1987
- Frisch, H. L.; Hammersley, J. M.; Welsh, D. J. A.: Monte Carlo Estimates of Percolation
Probabilities for Various Lattices. In: *Physical Review*. Bd. 126, Heft 3, S. 949-951.
College Park, MD, USA, 1961
- Frost, H. J.; Ashby, M. F.: Deformation-Mechanism Maps, The Plasticity and Creep of
Metals and Ceramics, Dartmouth College, Hanover, NH, USA.
<http://engineering.dartmouth.edu/defmech/>
Stand: 1982. Zugriff: 05. April 2016.
- Gährken, A.: Untersuchungen zum Einfluss der Spannungsgeometrie auf das
Verformungs- und Schädigungsverhalten von Steinsalz. TU Braunschweig, Fakultät
Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften, Dissertation. Braunschweig,
2018

- Gährken, A.; Missal, C.; Stahlmann, J.: A thermal-mechanical constitutive model to describe deformation, damage and healing of rock salt. In: Roberts, L.; Mellegard, K.; Hansen, F. (Hrsg.): *Mechanical behavior of Salt VIII*, S. 331-338. Taylor & Francis, London, 2015
- Galassi, M.; Davies, J.; Theiler, J.; Gough, B.; Jungman, G.; Alken, P.; Booth, M.; Rossi, F.; Ulerich, R.: GNU Scientific Library - Release 2.4. 2017
- Glabisch, U.: Stoffmodell für Grenzzustände im Salzgestein zur Berechnung von Gebirgshohlräumen. TU Braunschweig, Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation. Braunschweig, 1996
- GNU Operating System Free Software Foundation: GNU Scientific Library (GSL Version 2.4). Software Bibliothek, 2017
(Eingebunden als NuGet Package gsl-msvc14-x64 Version 2.3.0.2779, GSL unterliegt den Bedingungen der GNU General Public License)
- Gueguen, Y.; Dienes, J.: Transport Properties of Rocks from Statistic and Percolation. In: *Mathematical Geology*. Bd. 21, Heft 1, S. 1-13. Houston, TX, USA, 1989
- Günther, R.-M.: Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz - Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens. TU Bergakademie Freiberg, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau, Dissertation. Freiberg, 2009
- Günther, R.-M.; Salzer, K.: Advanced strain hardening approach: A powerful creep model for rock salt with dilatancy, strength and healing. In: Bérest, P.; Ghoreychi, M.; Hadj-Hassen, F.; Tijani, M. (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Salt VII*, S. 13-22. Taylor & Francis, London, UK, 2012
- Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Popp, T.: Impact of tensile stresses and tensile fractures in rock salt on the evolution of the EDZ - capability of numerical modeling. In: Roberts, L.; Mellegard, K.; Hansen, F. (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Salt VIII*, S. 115-125. Taylor & Francis, London, UK, 2015
- Günther, R.-M.; Salzer, K.; Popp, T.; Lüdeling, C.: Steady state-creep of rock salt - Improved approaches for lab determination and modeling to describe transient, stationary and accelerated creep, dilatancy and healing. *Proceedings of the 48th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium*. Minneapolis, MN, USA, 2014
- Hampel, A.: The CDM constitutive model for the mechanical behavior of rock salt: Recent developments and extensions. In: Bérest, P.; Ghoreychi, M.; Hadj-Hassen, F.; Tijani, M. (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Salt VII*, S. 45-55. Taylor & Francis, London, UK, 2012
- Hampel, A.; Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Leuger, B.; Zapf, D.; Rokahr, R.; Herchen, K.; Wolters, R.; Düsterloh, U.: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von 3D-Modellberechnungen zum mechanischen Langzeitverhalten eines realen Untertagebauwerks im Steinsalz - Synthesebericht. Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF), Forschungsbericht. Mainz, 2010

- Hampel, A.; Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Pudewills, A.; Yildirim, S.; Rokahr, R.; Gährken, A.; Missal, C.; Stahlmann, J.; Herchen, K.; Lux, K.-H.: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz - Synthesebericht. Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), Forschungsbericht. Mainz, 2016
- Hampel, A.; Schulze, O.; Heemann, U.; Zetsche, F.; Günther, R.-M.; Salzer, K.; Minkley, W.; Hou, Z.; Wolters, R.; Düsterloh, U.; Zapf, D.; Rokahr, R.; Pudewills, A.: Die Modellierung des mechanischen Verhaltens von Steinsalz: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen - Synthesebericht. Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF), Forschungsbericht. Bingen am Rhein, 2007
- Heemann, U.; Heusermann, S.: Theoretical and Experimental Investigation on Stresses and Permeability in the BAMBUS Project. In: Strahlenschutz, Bundesamt für (Hrsg.): *Proceedings of the International Conference on Radioactive Waste - Disposal Technologies and Concepts*. Hamburg, 2004
- Helmig, R.: Theorie und Numerik der Mehrphasenströmung in geklüftet-porösen Medien. Universität Hannover, Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation. Hannover, 1993
- Heusermann, S.: Kritische Gegenüberstellung und Bewertung von Stoffgesetzen zur Beschreibung des Kriechverhaltens von Steinsalz auf der Grundlage von Laboruntersuchungen und in-situ-Messungen. Universität Hannover, Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation. Hannover, 1982
- Heusermann, S.: Überprüfung und Bewertung des Instrumentariums für eine sicherheitliche Bewertung von Endlagern für HAW - ISIBEL AP4: Nachweis der Integrität der geologischen Barriere. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Forschungsbericht. Hannover, 2007
- Heusermann, S.; Fahland, S.; Eickemeier, R.: Geomechanical stability and integrity of nuclear waste disposal mines in salt structures. In: Feng, Xia-Ting (Hrsg.): *Rock Mechanics and Engineering, Vol. 3*, S. 513-547. Taylor & Francis Group, London, UK, 2017
- Hou, Z.: Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. TU Clausthal, Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften, Habilitationsschrift. Clausthal, 2002
- Hunsche, U.: Determination of dilatancy boundary and damage up to failure for four types of rock salt at different stress geometries. In: Aubertin, M.; Hardy, Jr., H. R. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Rock Salt IV*, S. 163-174. Trans Tech Publications, Clausthal, 1998
- Hunsche, U.; Hampel, A.: Rock salt - the mechanical properties of the host rock material for a radioactive waste repository. In: *Engineering Geology*. Bd. 52, S. 271-291. Elsevier, Amsterdam, NL, 1999

- Hunsche, U.; Mingerzahn, G.; Schulze, O.: The influence of textural parameters and mineralogical composition on the creep behavior of rock salt. In: Ghoreychi, M.; Berest, P.; Hardy, Jr., H. R.; Langer, M. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt III*, S. 143-150. Trans Tech Publications, Clausthal, 1996
- Hunsche, U.; Schulze, O.: Humidity induced creep and its relation to the dilatancy boundary. In: Cristescu, N. D.; Hardy, Jr., H. R.; Simionescu, R. O. (Hrsg.): *Basic and Applied Salt Mechanics*, S. 73-87. Swets & Zeitlinger, Lisse, NL, 2002
- Hunsche, U.; Schulze, O.: The dilatancy concept - a basis for the modelling of coupled T-M-H processes in rock salt. In: Davies, C. (Hrsg.): *Impact of the excavation disturbed or damaged zone (EDZ) on the performance of radioactive waste geological repositories - Proceedings of a European Commission Cluster conference and workshop*, S. 175-181. Europäische Kommission, Brüssel, BE, 2005
- Hunsche, U.; Schulze, O.; Walter, F.; Plischke, I.: Projekt Gorleben - Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR), Bericht. Hannover, 2003
- Itasca Consulting Group, Inc.: FLAC3D - Fast Lagrangian Analysis of Continua in Three-Dimensions Version 6.0. Minneapolis, MN, USA, 2017
- Jaritz, W.: Diskussion der Entstehung der Salzstrukturen Nordwestdeutschlands. In: *Kali und Steinsalz*. Bd. 11, Heft 10, S. 316-318. Verband der Kali- und Salzindustrie e.V., Berlin, 1995
- Kansy, A.: Einfluss des Biot-Parameters auf das hydraulische Verhalten von Steinsalz unter der Berücksichtigung des Porendrucks. TU Clausthal, Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften, Dissertation. Clausthal, 2007
- Kern, H.; Braun, G.: Deformation und Gefügeregelung von Steinsalz im Temperaturbereich 20-200°C. In: *Contributions to Mineralogy and Petrology*. Bd. 40, Heft 2, S. 169-181. Springer, Berlin/Heidelberg, 1973
- Kiehl, J. R.; Döring, T.; Erichsen, C.: Ein räumliches Stoffgesetz für Steinsalz unter Berücksichtigung von primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen, Dilatanz, Kriech- und Zugbruch sowie Nachbruchverhalten. In: *geotechnik*. Bd. 21, Heft 3, S. 254-258. Essen, 1998
- Kock, I.; Eickemeier, R.; Frieling, G.; Heusermann, S.; Knauth, M.; Minkley, W.; Navarro, M.; Nipp, H.-K.; Vogel, P.: Integritätsanalyse der geologischen Barriere - Bericht zum Arbeitspaket 9.1, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Bericht. Köln, 2012
- Kohlmeier, M.: Coupling of thermal, hydraulic and mechanical processes for geotechnical simulations of partially saturated porous media. Universität Hannover, Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie, Dissertation. Hannover, 2006

Kommission Lagerung hoch radioaktiver Abfallstoffe: Abschlussbericht - Verantwortung für die Zukunft - Ein faires und transparentes Verfahren für die Auswahl eines nationalen Endlagerstandortes. Geschäftsstelle Kommission Lagerung hoch radioaktiver Abfallstoffe gem § 3 Standortauswahlgesetz, Berlin, 2016

Kuate, E.; Breustedt, M.; Müller-Hoeppe, N.; Missal, C.; Stahlmann, J.: Bewertung der Barriereintegrität auf der Basis der effektiven Spannungen mit dem Dilatanz- und Fluiddruckkriterium. In: *geotechnik*. Bd. 39, Heft 4, S. 263-274. Ernst & Sohn, Berlin, 2016

Kühn, R.: Diagenese von Evaporiten. In: *Geologische Rundschau*. Bd. 68, Heft 3, S. 1066-1075. Springer, Berlin/Heidelberg, 1979

Langer, M.; Burckhardt, H.; Crotofino, F.; Dreyer, W.; Duddeck, H.; Lux, K.-H.; Menzel, W.; Patzke, H.-G.; Schade, H.; Schmalgemeier, W.; Schmidt, M. W.; Wallner, M.: Empfehlungen des Arbeitskreises "Salzmechanik" zur Geotechnik der Untertagedeponierung von besonders überwachungsbedürftigen Abfällen im Salzgebirge - Ablagerung in Bergwerken. In: *Bautechnik*. Bd. 70, Heft 12, S. 734-744. Ernst & Sohn, Berlin, 1993

Langer, M.; Burckhardt, H.; Dreyer, W.; Duddeck, H.; Haddenhorst, H.-G.; Lux, K. H.; Neuber, H.; Schmidt, M. W.; Wallner, M.; Koch, R.: Hohlrumbaue im Salzgebirge, Überblick über den Stand der Wissenschaft und Technik - Teil A: Geologische und mechanische Grundlagen. *Taschenbuch Tunnelbau 1985*, S. 237-300. VGE Verlag Glückauf Essen, Essen, 1984

Langer, M.; Wallner, M.; Wassmann, H.: Gebirgsmechanische Bearbeitung von Stabilitätsfragen bei Deponiekavernen im Salzgebirge. In: *Kali und Steinsalz*. Bd. 9, Heft 2, S. 66-75. Berlin, 1984

Liedtke, L.; Shao, H.: Bestimmung der Permeabilität des geklüfteten Gebirges mit Gas. In: *geotechnik*. Bd. 21, Heft 3, S. 252-254. Essen, 1998

Louis, C.: Strömungsvorgänge in klüftigen Medien und ihre Wirkung auf die Standsicherheit von Bauwerken und Böschungen im Fels. TH Karlsruhe, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation. Karlsruhe, 1967

Lux, K.-H.: Zum langfristigen Tragverhalten von verschlossenen solegefüllten Kavernen - ein neuer Ansatz zu physikalischer Modellierung und numerischer Simulation: Theoretische und laborative Grundlagen. In: *Erdöl Erdgas Kohle*. Bd. 121, Heft 11, S. 414-421. Urban-Verlag, Hamburg/Wien, AT, 2005

Lux, K.-H.: Zum langfristigen Tragverhalten von verschlossenen solegefüllten Kavernen - ein neuer Ansatz zu physikalischer Modellierung und numerischer Simulation: Rechnerische Analysen und grundlegende Erkenntnisse. In: *Erdöl Erdgas Kohle*. Bd. 122, Heft 4, S. 150-158. Urban-Verlag, Hamburg/Wien, AT, 2006a

- Lux, K.-H.: Zum langfristigen Tragverhalten von verschlossenen solegefüllten Kavernen - ein neuer Ansatz zu physikalischer Modellierung und numerischer Simulation: Validation am Beispiel eines Feldversuchs und ergänzende hydromechanische Analysen. In: *Erdöl Erdgas Kohle*. Bd. 122, Heft 11, S. 420-428. Urban-Verlag, Hamburg/Wien, AT, 2006b
- Lux, K.-H.; Wolters, R.; Düsterloh, U.: Weiterentwicklung der EDV-Software INFIL zur Simulation des druckgetriebenen Infiltrationsprozesses von Fluiden in ein nicht permeables Barrieren-Gebirge (Salinar). TU Clausthal, Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik, Forschungsbericht. Clausthal, 2009
- Maßmann, J.: Modeling of Excavation Induced Coupled Hydraulic-Mechanical Processes in Claystone. Universität Hannover, Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie, Dissertation. Hannover, 2009
- Matei, A.; Cristescu, N. D.: The effect of volumetric strain on elastic parameters for rock salt. In: *Mechanics of Cohesive-Frictional Materials*. Heft 5, S. 113-124. John Wiley & Sons, Hoboken, NJ, USA, 2000
- McTigue, D. F.: Thermoelastic Response of Fluid-saturated porous Rock. In: *Journal of Geophysical Research*. Bd. 91, Heft B9, 1986
- Meschede, M.: Geologie Deutschlands - Ein prozessorientierter Ansatz. Springer Spektrum, Berlin/Heidelberg, 2015
- Minkley, W.: Final disposal in rock salt and barrier integrity. *Impact of thermo-hydro-mechanical-chemical (THMC) processes on the safety of underground radioactive waste repositories*, S. 105-121. European Commission, Luxembourg, LU, 2009
- Minkley, W.; Knauth, M.; Wüste, U.: Integrity of salinar barriers under consideration of discontinuum-mechanical aspects. In: Bérest, P.; Ghoreychi, M.; Hadj-Hassen, F.; Tijani, M. (Hrsg.): *Mechanical behavior of Salt VII*, S. 469-478. Taylor & Francis Group, London, UK, 2012
- Missal, C.; Döring, I.; Stahlmann, J.: Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Steinsalz aus der flachen und steilen Lagerung. In: *geotechnik*. Bd. 37, Heft 3, S. 177-184. Ernst & Sohn, Berlin, 2014
- Missal, C.; Gährken, A.; Stahlmann, J.: Numerical investigations on the anisotropic damage of the EDZ of drifts in rock salt. In: Roberts, L.; Mellegard, K.; Hansen, F. (Hrsg.): *Mechanical behavior of Salt VIII*, S. 109-114. Taylor & Francis, London, 2015
- Missal, C.; Gährken, A.; Stahlmann, J.: Ein thermisch-mechanisches Stoffmodell für Steinsalz mit Berücksichtigung von Schädigung, Bruch und Verheilung. In: *geotechnik*. Bd. 39, Heft 1, S. 2-17. Ernst & Sohn, Berlin, 2016a
- Missal, C.; Gährken, A.; Stahlmann, J.: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz - Endbericht des Teilvorhabens. Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), Forschungsbericht. Braunschweig, 2016b

- Missal, C.; Stahlmann, J.: A Relation of Anisotropic Damage and Permeability in the EDZ of Drifts in Rock Salt. In: S., Fahland; J., Hammer; F., Hansen; S., Heusermann; K.-H., Lux; W., Minkley (Hrsg.): *Mechanical behavior of Salt IX*. Federal Institute for Geosciences and Natural Resources (BGR), Hannover, 2018
- Mönig, J.; Buhmann, D.; Rübel, A.; Wolf, J.; Baltes, B.; Fischer-Appelt, K.: Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben - Sicherheits und Nachweis Konzept. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Forschungsbericht. Braunschweig, 2012
- Müller, C.; Kuate Simo, E.; Frühwirt, T.; Konietzky, H.: Modeling of the Hydromechanical Behavior of Rock Salt using DEM. In: Konietzky, H. (Hrsg.): *Tagungsband zum 45. Geomechanik-Kolloquium*, S. 165-181. Freiberg, 2016
- Müller-Hoeppe, N.; Breustedt, M.; Wolf, J.; Czaikowski, O.; Wieczorek, K.: Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben - Integrität geotechnischer Barrieren - Teil 2: Vertiefte Nachweisführung. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Forschungsbericht. Braunschweig, 2012
- Müller-Hoeppe, N.; Buhmann, D.; Czaikowski, O.; Engelhardt, H.-J.; Herbert, H.-J.; Lerch, C.; Linkamp, M.; Wieczorek, K.; Xie, M.: Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben - Integrität geotechnischer Barrieren - Teil 1: Vorbemessung. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Forschungsbericht. Braunschweig, 2012
- Müller-Hoeppe, N.; Schmidt, H.; Polster, M.: Construction engineering: concept to describe the permeability of the excavation damaged zone as a function of pressure. In: *Zeitschrift der Deutschen Gesellschaft für Geowissenschaften - German Journal of Geology*. Bd. 165, Heft 1, S. 107-114. Schweizerbart, Stuttgart, 2014
- Müller-Lyda, I.; Sailer, M.; Brassler, T.; Droste, J.; Neles, J.; Schmidt, G.; Steinhoff, M.: Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in Deutschland. Öko-Institut e.V und Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Forschungsbericht. Freiburg/Köln, 2008
- Muskat, M.: The flow of homogeneous fluids through porous media. J. W. Edwards, Ann Arbor, MI, USA, 1946
- Neuweiler, I.: Macroscopic parameters for two-phase flow. ETH Zürich, Dissertation. Zürich, CH, 1999
- Norton, F. H.: The Creep of Steel at high Temperatures. McGraw-Hill Book Company, Inc., New York, NY, USA, 1929
- Nuske, P.; Faigle, B.; Helmig, R.; Niessner, J.; Neuweiler, I.: Modeling gas-water processes in fractures with fracture flow properties obtained through upscaling. In: *Water Resources Research*. Bd. 46, Heft 9, John Wiley & Sons, Ltd., Hoboken, NJ, USA, 2010
- Okrusch, M.; Matthes, S.: Mineralogie - Eine Einführung in die spezielle Mineralogie, Petrologie und Lagerstättenkunde. Springer Spektrum, Berlin/Heidelberg, 2014

- Peach, C. J.: Influence of deformation on the fluid transport properties of salt rock. Rijksuniversiteit Utrecht, Instituut voor Aardwetenschappen, Dissertation. Utrecht, NL, 1991
- Plischke, I.: Determination of mechanical homogeneous areas in the rock salt mass using creep properties for a classification scheme. In: Wallner, M.; Lux, K.-H.; Hardy, Jr., H. R. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt - Understanding of THMC Processes in Salt*, S. 321-325. Taylor & Francis Group, London, UK, 2007
- Popp, T.: Transporteigenschaften von Steinsalz - Modellierung der Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung. In: *Meyniana*. Bd. 54, S. 113-129. Universität Kiel, Institut für Geowissenschaften, Kiel, 2002
- Popp, T.; Kern, H.; Schulze, O.: Permeation and development of dilatancy in rock salt. In: Cristescu, N. D.; Hardy, Jr., H. R.; Simionescu, R. O. (Hrsg.): *Basic and Applied Salt Mechanics*, S. 95-124. Swets & Zeitlinger, Lisse, NL, 2002
- Popp, T.; Minkley, W.; Salzer, K.; Weise, D.: Fluidpermeation aus unterirdischen Hohlräumen im Salzgebirge. *Tagungsband 39. Geomechanik-Kolloquium*, S. 87-99. TU Bergakademie Freiberg, Institut für Geotechnik, Freiberg, 2010
- Popp, T.; Wiedemann, M.; Kansy, A.; Pusch, G.: Gas transport in dry rock salt - implications from laboratory investigations and field studies. In: Wallner, M.; Lux, K.-H.; Hardy, Jr., H. R. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt - Understanding of THMC Processes in Salt*, S. 17-26. Taylor & Francis Group, London, UK, 2007
- Pusch, G.; Alkan, H.; Cinar, Y.: Mechanische und hydraulische Eigenschaften von Auflockerungszonen des Gebirges in Verbindung mit der Planung von Verschlussbauwerken im Salinar - Teil B: Hydraulische Modellbildung. TU Clausthal, Institut für Erdöl- und Erdgastechnik, Forschungsbericht. Clausthal-Zellerfeld, 2002
- Pusch, G.; Weber, J. R.: Correlation of Rock Permeability and Anisotropic Stress Conditions for the Integration of Rock Mechanical Hydraulic Flow Models. *Proceedings of the International Symposium of the Society of Core Analysts*. Society for Core Analysts, Den Haag, NL, 1998
- Rodatz, W.: Berechnung räumlicher, hydraulisch-mechanischer Wechselwirkungen im klüftigen Fels. TH Karlsruhe, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation. Karlsruhe, 1973
- Salzer, K.; Günther, R.-M.; Minkley, W.; Naumann, D.; Popp, T.; Hampel, A.; Lux, K.-H.; Herchen, K.; Düsterloh, U.; Argüello, J. G.; Hansen, F.: Joint Project III on the comparison of constitutive models for the mechanical behavior of rock salt - II. Extensive laboratory test program with clean salt from WIPP. In: Roberts, L.; Mellegard, K.; Hansen, F. (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Salt VIII*, S. 3-12. Taylor & Francis Group, London, UK, 2015
- Schanz, T.; von Wolffersdorff, P.-A.; Herle, I.; Schweiger, H. F.: Empfehlungen des Arbeitskreises Numerik in der Geotechnik - EANG. Ernst & Sohn, Berlin, 2014

- Schulze, O.: Der Einfluss radioaktiver Strahlung auf das mechanische Verhalten von Steinsalz. In: *Zeitschrift der Deutschen Gesellschaft für Geowissenschaften*. Bd. 137, S. 47-69. Schweizerbart Science Publishers, Stuttgart, 1986
- Schulze, O.: Effect of humidity on creep of rock salt. In: Wittke, W. (Hrsg.): *Proceedings 7. International Conference on Rock Mechanics*, S. 172-175. Balkema, Rotterdam, NL, 1993
- Schulze, O.: Investigations on damage and healing of rock salt. In: Wallner, M.; Lux, K.-H.; Hardy, Jr., H. R. (Hrsg.): *The Mechanical Behavior of Salt - Understanding of THMC Processes in Salt*, S. 33-43. Taylor & Francis Group, London, UK, 2007
- Schulze, O.; Popp, T.; Kern, H.: Development of damage and permeability in deforming rock salt. In: *Engineering Geology*. Bd. 61, S. 163-180. Elsevier Science B.V., Amsterdam, NL, 2001
- Serata, S.; Fuenkajorn, K.: Formulation of a Constitutive Equation for Salt. *Proceedings of the Seventh Symposium on Salt*, S. 483-488. Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, NL, 1993
- Stahlmann, J.; Leon Vargas, R. P.; Mintzlaff, V.: Geotechnische und geologische Aspekte für Tiefenlagerkonzepte mit der Option der Rückholung der radioaktiven Reststoffe. In: *Bautechnik*. Bd. 93, Heft 3, S. 141-150. Ernst & Sohn, Berlin, 2016
- Stahlmann, J.; Mauke, R.; Mohlfeld, M.; Missal, C.: Salt and rock mechanic challenges at the verification of drift seal systems at the Morsleben Repository, Germany. In: Qian, Q.; Zhou, Y. (Hrsg.): *Harmonising Rock Engineering and the Environment*, S. 1817-1822. Taylor & Francis Group, London, UK, 2012
- Stahlmann, J.; Mauke, R.; Mohlfeld, M.; Missal, C.: Monitoring of Sealing Dams - Experiences from a Test Set-up at the Repository ERAM, Germany. In: Harvey, E.; White, M. (Hrsg.): *Monitoring in Geological Disposal of Radioactive Waste - Conference and Workshop*, S. 335-345. Luxembourg, LU, 2013
- Stahlmann, J.; Missal, C.; Gährken, A.: Interaktionen zwischen Abdichtungsbauwerk und Wirtsgestein im Steinsalz. In: *Bautechnik*. Bd. 92, Heft 5, S. 370-376. Ernst & Sohn, Berlin, 2015
- Stahlmann, J.; Missal, C.; Pruter, J.: Messdaten versus Modellvorstellung - Erfahrungen am in-situ Versuchsbauwerk im Endlager für radioaktive Abfälle Morsleben. In: Gattermann, J.; Bruns, B.; Kuhn, C. (Hrsg.): *Messen in der Geotechnik 2014*, S. 243-259. TU Braunschweig, Institut für Grundbau und Bodenmechanik, Braunschweig, 2014
- Stormont, J. C.: Gas permeability changes in rock salt during deformation. University of Arizona, Department of Mining and Geological Engineering, Dissertation. Tucson, AZ, USA, 1990
- Stormont, J. C.; Fuenkajorn, K.: Dilation-induced permeability changes in rock salt. *Proceedings of the 8. International conference on computer methods and advances in geomechanics*. Morgantown, WV, USA, 1993

Stührenberg, D.; Schulze, O.: Porosity and permeability of crushed and damaged rock salt during compaction. In: Bérest, P.; Ghoreychi, M.; Hadj-Hassen, F.; Tijani, M. (Hrsg.): *Mechanical behavior of Salt VII*, S. 275-282. Taylor & Francis Group, London, UK, 2012

Terzaghi, K.: Versuch über die Viskosität des Wassers in sehr engen Durchgangsquerschnitt. In: *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik*. Bd. 4, Heft 2, S. 107-113. WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 1924

Terzaghi, K.: Erdbaumechanik auf bodenphysikalischer Grundlage. F. Deuticke, Wien, A, 1925

Terzaghi, K.: Theoretische Bodenmechanik. Springer-Verlag, Berlin, 1954

Thomauske, B.; Charlier, F.: Forschungs- und Entwicklungsbedarf auf Basis der Erkenntnisse aus der VSG sowie Empfehlungen - Bericht zum Arbeitspaket 14, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben. Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Forschungsbericht. Braunschweig, 2013

Vojta, G.; Vojta, M.: Teubner -Taschenbuch der statistischen Physik. B.G. Teubner, Stuttgart/Leipzig, 2000

Wallner, M.; Caninenberg, C.; Gonther, H.: Ermittlung zeit- und temperaturabhängiger mechanischer Kennwerte von Salzgestein. *Proceedings of the 4. International Congress on Rock Mechanics*. Balkema, Rotterdam, NL, 1979

Wallner, M.; Diekmann, N.: Vorgehensweise zur Ermittlung von geotechnischen Kriterien für die Standsicherheit und Gebrauchstauglichkeit eines Endlagerbergwerks im Salzgebirge. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Forschungsbericht. Hannover, 1989

Walsh, J. B.: Effect of Pore Pressure and Confining Pressure on Fracture Permeability. In: *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*. Bd. 18, Heft 5, S. 429-435. Elsevier B.V., Amsterdam, NL, 1981

Warren, J. E.; Root, P. J.: The Behavior of Naturally Fractured Reservoirs. *Proceedings of the Fall Meeting of the Society of Petroleum Engineers*, S. 245-255. Los Angeles, CA, USA, 1962

Wieczorek, K.; Schwarzianek, P.: Untersuchung zur Auflockerungszone im Salinar (ALOHA2). Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Forschungsbericht. Braunschweig, 2004

Wittke, W.: Felsmechanik - Grundlage für wirtschaftliches Bauen in Fels. Springer-Verlag, Berlin, 1984

Wolters, R.: Thermisch-hydraulisch gekoppelte Analysen zum Tragverhalten von Kavernen im Salinargebirge vor dem Hintergrund der Energieträgerspeicherung und der Abfallentsorgung. TU Clausthal, Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften, Dissertation. Clausthal, 2014

Wolters, R.; Lux, K.-H.; Düsterloh, U.: Evaluation of rock salt barriers with respect to tightness: Influence of thermomechanical damage, fluid infiltration and sealing/healing. In: Bérest, P.; Ghoreychi, M.; Hadj-Hassen, F.; Tijani, M. (Hrsg.): *Mechanical behavior of Salt VII*, S. 425-434. Taylor & Francis Group, London, UK, 2012

Ziefle, G.: Modeling aspects of coupled hydraulic-mechanical processes in clay material. Universität Hannover, Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie, Dissertation. Hannover, 2008

Anhang

Anhang A – FLAC3D

Der Aufruf für das Stoffmodell *TUBSsal_permt* erfolgt in FLAC3D Version 6.0 mit den folgenden Befehlen (vgl. [Itasca Consulting Group, Inc., 2017]):

```
model configure creep fluid plugin
zone cmodel assign TUBSsalt_perm <range>
```

Die Materialeigenschaften werden mit dem folgenden Befehl zugewiesen:

```
zone property <keyword> Wert <range>
```

Tabelle 4 zeigt eine Zusammenstellung der zusätzlichen Materialparameter zur Bestimmung der anisotropen Permeabilität mit dem Stoffmodell *TUBSsalt_perm*. Hierbei werden die Parameter mit einem Präfix gekennzeichnet: „p_“ für Eingabeparameter, „s_“ für Statusparameter, „x_“ für Ausgabeparameter und „f3_“ für Übergabeparameter an das Fluidmodell.

Tabelle 4: Zusätzliche Parameter für das *TUBSsal_permt* Modell zur Beschreibung der anisotropen Permeabilität

Keyword	Beschreibung	Bemerkung
p_a1	Parameter für Biot-Parameter	
p_a2	Parameter für Biot-Parameter	
p_d1	Parameter für Rissrauigkeit	1,0 *
p_kini	Initialpermeabilität	$1,0 \cdot 10^{-23} \text{ m}^2 *$
p_myf	Dynamische Viskosität des Fluids	$2,0 \cdot 10^{-9} \text{ N}\cdot\text{s}/\text{m}^2 *$
p_p1	Parameter für Rissvernetzung	
p_pc	Rissvernetzungsschwelle	
p_permmode	Berechnung der Permeabilität 0: Keine Berechnung 1: Berechnung nach PM 1 3: Berechnung nach PM 3	0 *
p_s1	Parameter für das Risspektrum	$1,0 \mu\text{m} *$
p_s2	Schädigungsexponent	0,5 *
p_s2	Restwertparameter	0,1 *
p_Vk	Mittleres Kristallvolumen	
s_percolation **	Statusvariable der Rissvernetzung	false *
x_k1 **	Hauptpermeabilität	
x_k2 **	Hauptpermeabilität	
x_k3 **	Hauptpermeabilität	
x_nk1 **	Richtungsvektor der Hauptpermeabilität	
x_nk2 **	Richtungsvektor der Hauptpermeabilität	
x_nk3 **	Richtungsvektor der Hauptpermeabilität	
f3_alpha **	Biot-Parameter	1,0 *
f3_kxx **	Kartesische Permeabilität	
f3_kxy **	Kartesische Permeabilität	
f3_kxz **	Kartesische Permeabilität	
f3_kyy **	Kartesische Permeabilität	
f3_kyz **	Kartesische Permeabilität	
f3_kzz **	Kartesische Permeabilität	
f3_M **	Fluidmodul	

* Voreingestellter Wert

** Nur Lesen

Variablen und Konstanten

```
static const Double dld3 = 1.0 /3.0;
static const Double dsqrt3 = sqrt(3.0);
static const Double abserr = 0.0;
static const Double relerr = 1.0e-3;
static const Double edtol = 1.0e-9

Double bulk; // Aktueller Kompressionsmodul
Double bulk0; // Kompressionsmodul
Double shear; // Aktueller Schubmodul
Double shear0; // Schubmodul
Double x_edxx; // Schädigungsinduzierte xx-Verzerrung
Double x_edxy; // Schädigungsinduzierte xy-Verzerrung
Double x_edxz; // Schädigungsinduzierte xy-Verzerrung
Double x_edyy; // Schädigungsinduzierte yy-Verzerrung
Double x_edyz; // Schädigungsinduzierte yz-Verzerrung
Double x_edzz; // Schädigungsinduzierte zz-Verzerrung
Double x_evd; // Schädigungsinduzierte Volumendehnung
Double evdfail_; // Bruchvolumendehnung
Double Vk; // Mittleres Kristallvolumen
Double dl; // Skalierungsparameter d. Rissrauigkeit
Double pl; // Skalierungsparameter d. Rissvernetzung
Double pc; // Rissvernetzungsschwelle
Double s1; // Skalierungsparameter d. Risspektrums
Double s2; // Schädigungsexponent
Double s3; // Restwertparameter
Double a1; // Materialparameter f. Biot-Parameter
Double a2; // Materialparameter f. Biot-Parameter
Double kini; // Initialpermeabilität
Double myf; // Dynamische Viskosität d. Fluids

Double bk = pow(Vk, dld3);
Double dr = dl * dsqrt3 * bk * 0.5;
```

Funktionen

Permeabilität

```
Double perm_dxNp(Double _x, void *_params) {
    Double *array = (Double *)_params;

    Double sigma = array[0] * array[0]; // Formparameter
    Double bk = array[1] * 1.0e6; // Rissabstand
    Double dr = array[2] * 1.0e6; // Rauigkeit
    Double pc_ = array[3]; // Rissvernetzung
    Double nstr = array[4]; // Rissnormalspannung
    Double pf = array[5]; // Porendruck
    Double kappa = array[6]; // Durchtrennungsgrad
    Double EG = array[7]; // Steifigkeit Gebirge
    Double EK = array[8]; // Steifigkeit Kristall.

    Double dxNp_ = 0.0;
    Double result = 0.0;
```

```

if (_x > 0.0) {
    dxNp_ = (((nstr * 2.0 * _x * bk) / (EG * ((1.0 - kappa) * (bk
- 2.0 * _x) + 2.0 * _x))) - (pf * kappa / ((EK / (bk - 2.0 * _x) +
((1.0 - kappa) * EK) / (2.0 * _x)))) * 0.5;
}
if ((_x + dxNp_) > 0.0) {
    result = pc_ * 1.0e-12 * ((pow(2.0 * (_x + dxNp_), 3.0) /
(12.0 * bk * (1.0 + 8.8 * H(dr / (4.0 * (_x + dxNp_) - 0.032) *
pow(dr / (4.0 * (_x + dxNp_)), d3d2)))) * (_x / sigma * exp(-(_x*_x)
/ (2.0 * sigma))));
}
if ((_result < 1.0e-24) || !gsl_finite(_result)) _result = 0.0;
return result;
}

```

Normalspannung

```

Double localnStress(SymTensor _stress, DVect3 _normv){
    Double dB3x = _stress.s11() * _normv.x() + _stress.s12() *
_normv.y() + _stress.s13() * _normv.z();
    Double dB3y = _stress.s12() * _normv.x() + _stress.s22() *
_normv.y() + _stress.s23() * _normv.z();
    Double dB3z = _stress.s13() * _normv.x() + _stress.s23() *
_normv.y() + _stress.s33() * _normv.z();
    return((_normv.x()*dB3x) + (_normv.y()*dB3y) + (_normv.z()*dB3z));
}

```

E-Modul aus Kompressions- und Schubmodul

```

Double E(Double _bulk, Double _shear) {
    return (9.0 * _bulk * _shear) / (3.0 * _bulk + _shear);
}

```

Heaviside-Funktion

```

Double H(Double _z) {
    if (_z > 0.0L) return 1.0L; else return 0.0L;
}

```

Föppl-Symbol

```

Double F(Double _z) {
    if (_z > 0.0L) return _z; else return 0.0L;
}

```

Hilfsfunktion

```

Double between(Double _z, Double _low, Double _high) {
    if (_z > _high) return _high;
    if (_z < _low) return _low;
    return _z;
}

```

Auszug aus dem Quelltext

```
if ((damage) && (permmode == 3)) {
    // Hauptschädigung
    strainD_.rs11() = x_edxx;
    strainD_.rs22() = x_edyy;
    strainD_.rs33() = x_edzz;
    strainD_.rs12() = x_edxy;
    strainD_.rs13() = x_edxz;
    strainD_.rs23() = x_edyz;

    prinstrainD = strainD_.getEigenInfo(&directionD_);
    x_ed1 = prinstrainD.x();
    x_ed2 = prinstrainD.y();
    x_ed3 = prinstrainD.z();

    // Effektiver Spannungstensor der Zone
    SymTensor effstress = s->getEffectiveZoneStress();

    // Fluiddruck
    Double pf = s->getAveragePP();

    // Akkumulierte Permeabilitaet je Richtung
    Double k_x_ed1 = 0.0;
    Double k_x_ed2 = 0.0;
    Double k_x_ed3 = 0.0;

    // Fehler bei numerischer Integration
    Double err1 = 0.0;
    Double err2 = 0.0;
    Double err3 = 0.0;

    // sigma_ für Risspektrum
    Double s_x_ed1 = 0.0;
    Double s_x_ed2 = 0.0;
    Double s_x_ed3 = 0.0;

    // Normalspannung
    Double nStr_x_ed1 = 0.0;
    Double nStr_x_ed2 = 0.0;
    Double nStr_x_ed3 = 0.0;

    // Rissvernetzung
    Double pc1_ = std::min((x_evd * (1.0 + p1 * x_ed1)) /
evdfail_,1.0);
    Double pc2_ = std::min((x_evd * (1.0 + p1 * x_ed2)) /
evdfail_,1.0);
    Double pc3_ = std::min((x_evd * (1.0 + p1 * x_ed3)) /
evdfail_,1.0);

    Double kappa = std::min(x_evd / evdfail_, 1.0);
    // Hilfsvariablen
    Double EG = E(bulk, shear);
    Double EK = E(bulk0, shear0);
```

```
Axes3D achsenD;
achsenD = directionD_.getAxes();

Double s1_ = 0.0;

bool perc1 = true;
bool perc2 = true;
bool perc3 = true;

// Berechnung der anisotropen Permeabilität
if (pc1_ > pc) {
    nStr_x_ed1 = localnStress(effstress, achsenD.e1());
    s1_ = s1 * ((1.0 - s3) * pow(tanh(nStr_x_ed1) + 1.0, d1d3) +
s3);
    s_x_ed1 = s1_ * pow(F(x_ed1 - x_ed01), s2);

    if (s_x_ed1 > 0.0) {
        gsl_integration_workspace * w =
gsl_integration_workspace_alloc(1000);

        Double params[] = { s_x_ed1, bk, dr, pc1_, nStr_x_ed1,
pf, kappa, EG, EK };

        gsl_function perm_func;
        perm_func.function = &perm_dxNp;
        perm_func.params = params;

        oo = gsl_integration_qagiu(&perm_func, 0.0, abserr,
relerr, 800, w, &k_x_ed1, &err1);

        gsl_integration_workspace_free(w);
    }
}
else { x_ed01 = x_ed1; perc1 = false; }

if (pc2_ > pc) {
    nStr_x_ed2 = localnStress(effstress, achsenD.e2());
    s1_ = s1 * ((1.0 - s3) * pow(tanh(nStr_x_ed2) + 1.0, d1d3) +
s3);
    s_x_ed2 = s1_ * pow(F(x_ed2 - x_ed02), s2);

    if (s_x_ed2 > 0.0) {
        gsl_integration_workspace * w =
gsl_integration_workspace_alloc(1000);

        Double params[] = { s_x_ed2, bk, dr, pc2_, nStr_x_ed2,
pf, kappa, EG, EK };

        gsl_function perm_func;
        perm_func.function = &perm_dxNp;
        perm_func.params = params;

        oo = gsl_integration_qagiu(&perm_func, 0.0, abserr,
relerr, 800, w, &k_x_ed2, &err2);
```

```

        gsl_integration_workspace_free(w);
    }
}
else { x_ed02 = x_ed2; perc2 = false; }
if (pc3_ > pc) {
    nStr_x_ed3 = localnStress(effstress, achsenD.e3());
    s1_ = s1 * ((1.0 - s3) * pow(tanh(nStr_x_ed3) + 1.0, d1d3) +
s3);
    s_x_ed3 = s1_ * pow(F(x_ed3 - x_ed03), s2);

    if (s_x_ed3 > 0.0) {
        gsl_integration_workspace * w =
gsl_integration_workspace_alloc(1000);

        Double params[] = { s_x_ed3, bk, dr, pc3_, nStr_x_ed3,
pf, kappa, EG, EK };

        gsl_function perm_func;
        perm_func.function = &perm_dxNp;
        perm_func.params = params;

        oo = gsl_integration_qagiu(&perm_func, 0.0, abserr,
relerr, 800, w, &k_x_ed3, &err3);

        gsl_integration_workspace_free(w);
    }
}
else { x_ed03 = x_ed3; perc3 = false; }

if (perc1 || perc2 || perc3) percolation = true;

x_k1 = kini + (k_x_ed2 + k_x_ed3);
x_k2 = kini + (k_x_ed3 + k_x_ed1);
x_k3 = kini + (k_x_ed1 + k_x_ed2);

// Richtungsvektoren
x_nk1 = achsenD.e1() * x_k1;
x_nk2 = achsenD.e2() * x_k2;
x_nk3 = achsenD.e3() * x_k3;

// Bestimmung Biot-Parameter und Biot-Modul
Double km = d1d3 * (x_k1 + x_k2 + x_k3);
f3_alpha = between(a1 * log(km / k0) + a2, 0.1, 1.0);
f3_M = std::min(2.0e3 / (x_evd + (f3_alpha - x_evd) * (1.0 -
f3_alpha) * 2.0e3 / bulk), getConfinedModulus() /
(f3_alpha*f3_alpha));

// Umrechnung in kartesische FLAC3D Permeabilität
SymTensor f3_k = directionD_.resolve(DVect3(x_k1, x_k2, x_k3));
f3_kxx = f3_k.s11() / myf;
f3_kyy = f3_k.s22() / myf;
f3_kzz = f3_k.s33() / myf;
f3_kxy = f3_k.s12() / myf;
f3_kxz = f3_k.s13() / myf;
f3_kyz = f3_k.s23() / myf;

```

```
else {
  x_k1 = kini;
  x_k2 = kini;
  x_k3 = kini;

  f3_alpha = between(a1 * log(kini / k0) + a2, 0.1, 1.0);
  f3_M = std::min(2.0e3 / (x_evd + (f3_alpha - x_evd) * (1.0 -
f3_alpha) * 2.0e3 / bulk), getConfinedModulus() /
(f3_alpha*f3_alpha));

  // Umrechnung in kartesische FLAC3D Permeabilität
  f3_kxx = x_k1 / myf;
  f3_kyy = x_k2 / myf;
  f3_kzz = x_k3 / myf;
  f3_kxy = 0.0;
  f3_kxz = 0.0;
  f3_kyz = 0.0;
}
```

FISH-Funktion zur Initialisierung der hydraulischen Eigenschaften

```
fish define fl_ini
  loop foreach local zp zone.list
    if zone.model(zp) = 'TUBSsalt_perm'
      if zone.prop(zp,'s_damage') = true
        local gpi
        zone.fluid.model(zp) = 'anisotropic'

zone.fluid.prop(zp,'permeability-xx') = zone.prop(zp,'f3_kxx')
zone.fluid.prop(zp,'permeability-yy') = zone.prop(zp,'f3_kyy')
zone.fluid.prop(zp,'permeability-zz') = zone.prop(zp,'f3_kzz')
zone.fluid.prop(zp,'permeability-xy') = zone.prop(zp,'f3_kxy')
zone.fluid.prop(zp,'permeability-xz') = zone.prop(zp,'f3_kxz')
zone.fluid.prop(zp,'permeability-yz') = zone.prop(zp,'f3_kyz')
zone.fluid.prop(zp,'biot')= zone.prop(zp,'f3_alpha')

        gpm = zone.gp.num(zp)
        loop gpi (1, gpm)

gp.biot.modulus(zone.gp(zp,gpi)) = zone.prop(zp,'f3_M')

      end_loop
    end_if
  end_if
end_loop
end
@fl_ini
```

Anhang B – MaterialparameterTabelle 5: Parameter WIPP Clean Salt für das Stoffmodell *TUBSSalt_perm*

Bezeichnung	Einheit	Wert
Kompressionsmodul (K_0)	MPa	23500
Schubmodul (G_0)	MPa	13600
Schädigungsexponent (p^{el})	-	2,4
Viskosität des primären Kriechens (η^p)	MPa·d	420000
Verfestigungsmodul (E^p)	MPa	65
Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^p ($\sigma_{\epsilon_{q,0}}^p$)	MPa	30
Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^p (p^p)	-	0,8
Viskosität des sekundären Kriechens (η^s)	MPa·d	$9 \cdot 10^6$
Steigungswechsel für die Spannungsabhängigkeit von n^s ($\sigma_{\epsilon_{q,0}}^s$)	MPa	54
Krümmungsparameter für die Spannungsabhängigkeit von n^s (p^s)	-	0,8
Viskosität des tertiären Kriechens (η^t)	MPa·d	35
Anfangssteigung der Dilatanzgrenze (t_0)	°	55
Maximale Fließspannung der Dilatanzgrenze (t_1)	MPa	32,5
Schädigungsbeiwert (m^t)	-	0,4
Dilatanzwinkel (ψ)	°	17,5
Bruchvolumendehnung ($\epsilon_{v,B}^d$)	-	0,022
Viskosität der Verheilung* (η^v)	MPa·d	$4,0 \cdot 10^6$
Verheilungsbeiwert* (m^v)	-	8
Viskosität im Nachbruch (η^n)	MPa·d	2000
Anfangssteigung der Nachbruchfestigkeit (n_0)	°	60
Maximale Nachbruchfestigkeit (n_1)	MPa	35
Nachbruchbeiwert (m^n)	-	2
Zugfestigkeit (σ_0^z)	MPa	1
Aktivierungsenergie (Q)	J/mol	28000
Dichte (ρ)	Gg/m ³	$2170 \cdot 10^{-6}$
Mittleres Kristallvolumen (\bar{V}_K)	m ³	$0,0125 \cdot 10^{-6}$
Skalierungsparameter für das Risspektrum (s_1)	µm	50
Schädigungsexponent (s_2)	-	0,35
Restwertparameter (s_3)	-	0,15
Skalierungsparameter für die Rissrauigkeit (d_1)	-	0,7
Skalierungsparameter für die Rissvernetzung (p_1)	-	0
Rissvernetzungsschwelle (p_c)	-	0,00455
Materialparameter für Biot-Parameter (a_1)	-	$63,05 \cdot 10^{-3}$
Materialparameter für Biot-Parameter (a_2)	-	3,183

* Parameter in Anlehnung anASSE Speisesalz

Anhang B – Materialparameter

Tabelle 6: Parameter für isotrope Permeabilität nach [Heemann und Heusermann, 2004]

Bezeichnung	Einheit	Wert
Materialparameter (a_k)	m^{-2}	$4,27 \cdot 10^{-14}$
Materialparameter (b_k)	MPa^{-1}	1,26
Materialparameter (a_ϕ)	-	0,0263
Materialparameter (b_ϕ)	MPa^{-1}	0,3093
Exponent (n_1^{corr})	-	4,0
Exponent (n_2)	-	1,07

Tabelle 7: Parameter für das linear elastische Stoffmodell des Damms nach [Deutsche Gesellschaft zum Bau und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe mbh, 2004]

Bezeichnung	Einheit	Wert
E-Modul (E)	MPa	15000
Querdehnzahl (ν)	-	0,33
Dichte (ρ)	Gg/m ³	$1970 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 8: Parameter der NaCl-Lösung in Anlehnung an [DEUSA International GmbH, 2018]

Bezeichnung	Einheit	Wert
Fluidmodul (K_f)	MPa	2080
Dynamische Viskosität bei 20°C (μ_f)	MPa·d	$23,15 \cdot 10^{-15}$
Dichte (ρ_f)	Gg/m ³	$1200 \cdot 10^{-6}$

Anhang C – Berechnungsergebnisse zu Abschnitt 5.3.2

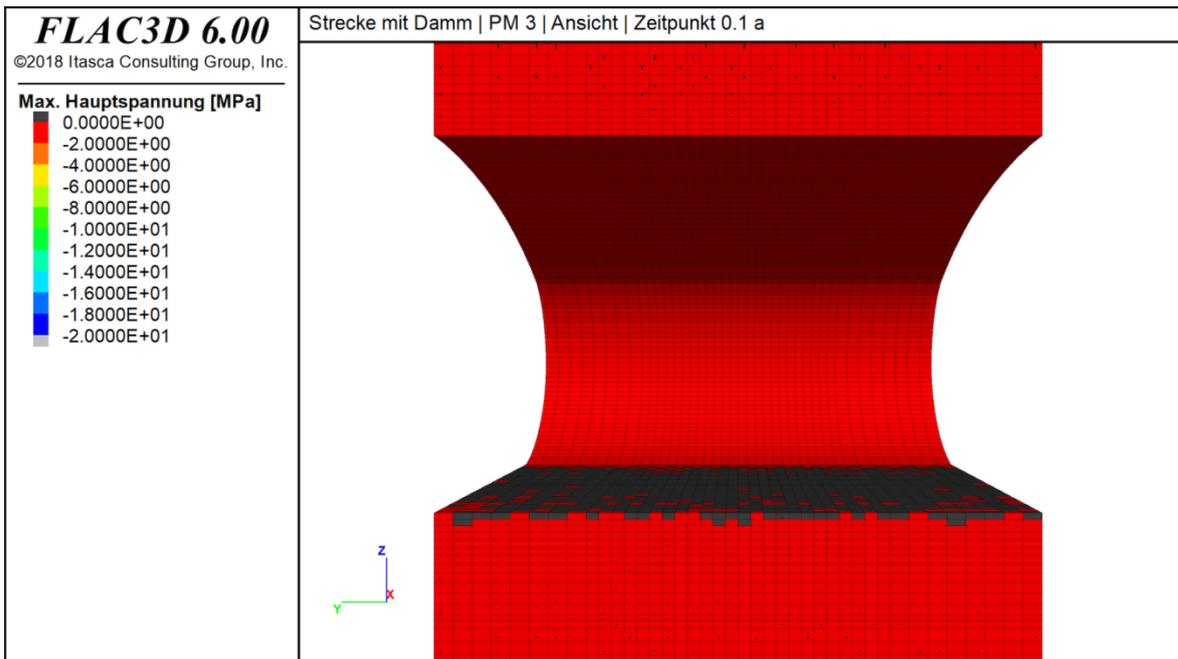


Abbildung C 1: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

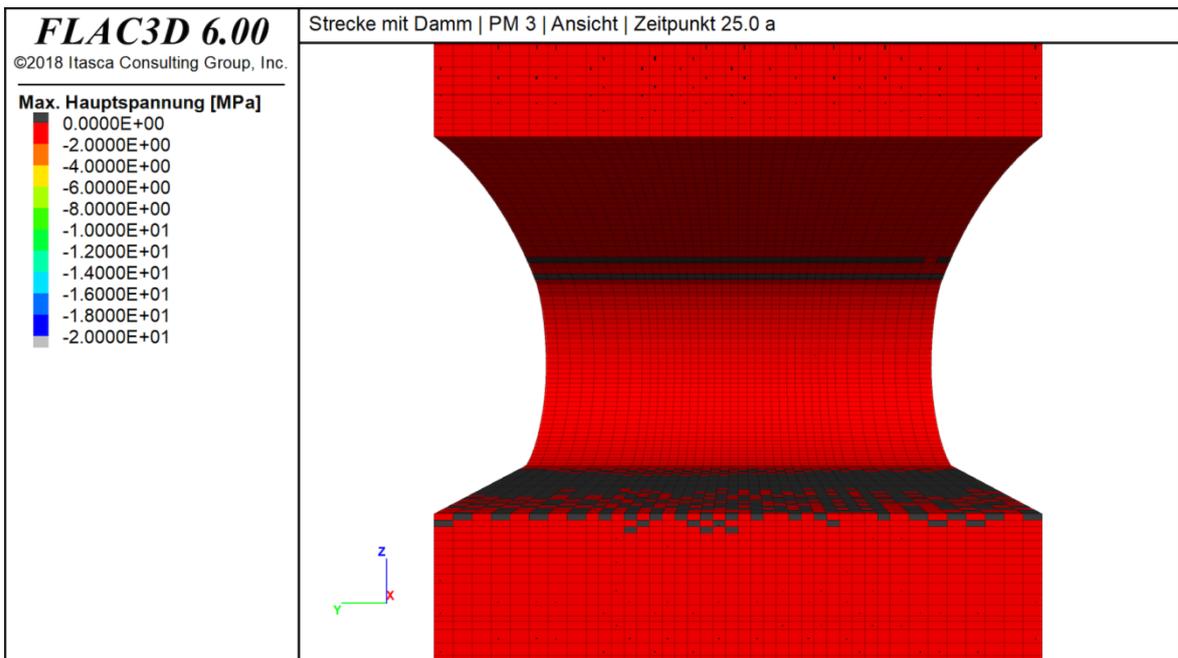


Abbildung C 2: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

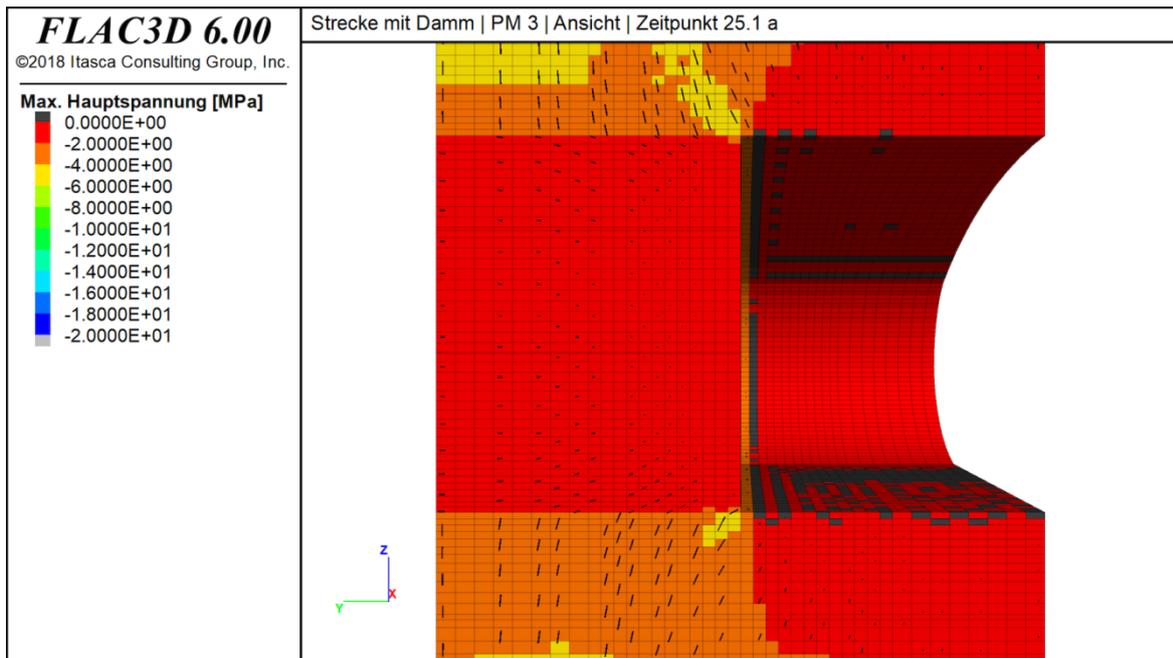


Abbildung C 3: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

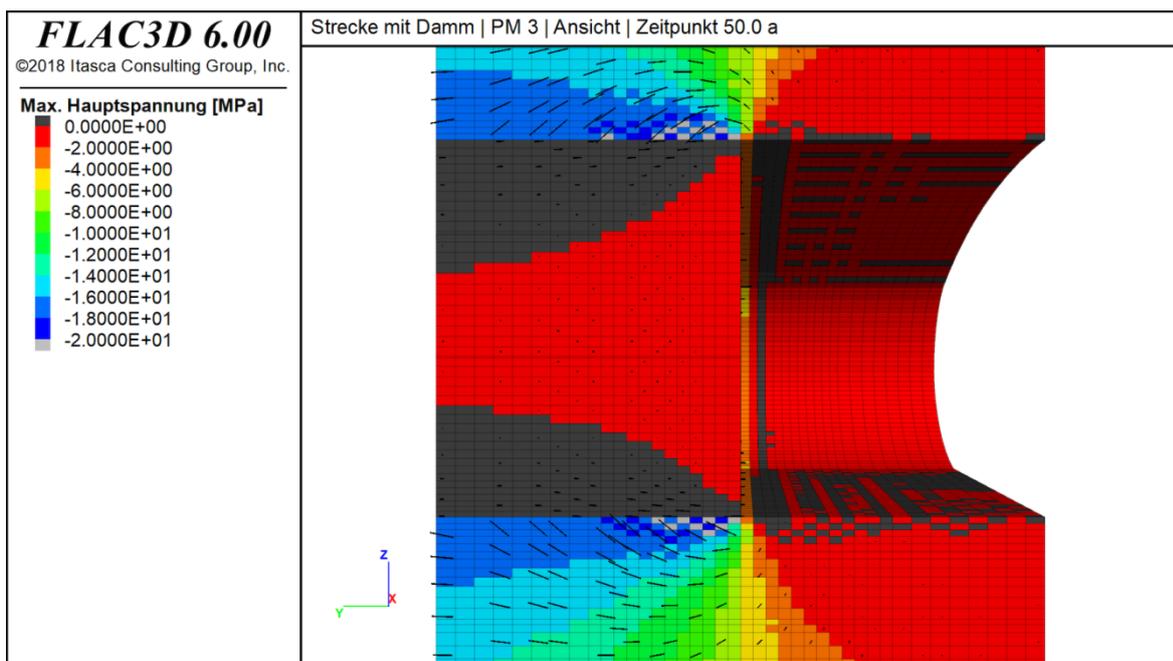


Abbildung C 4: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

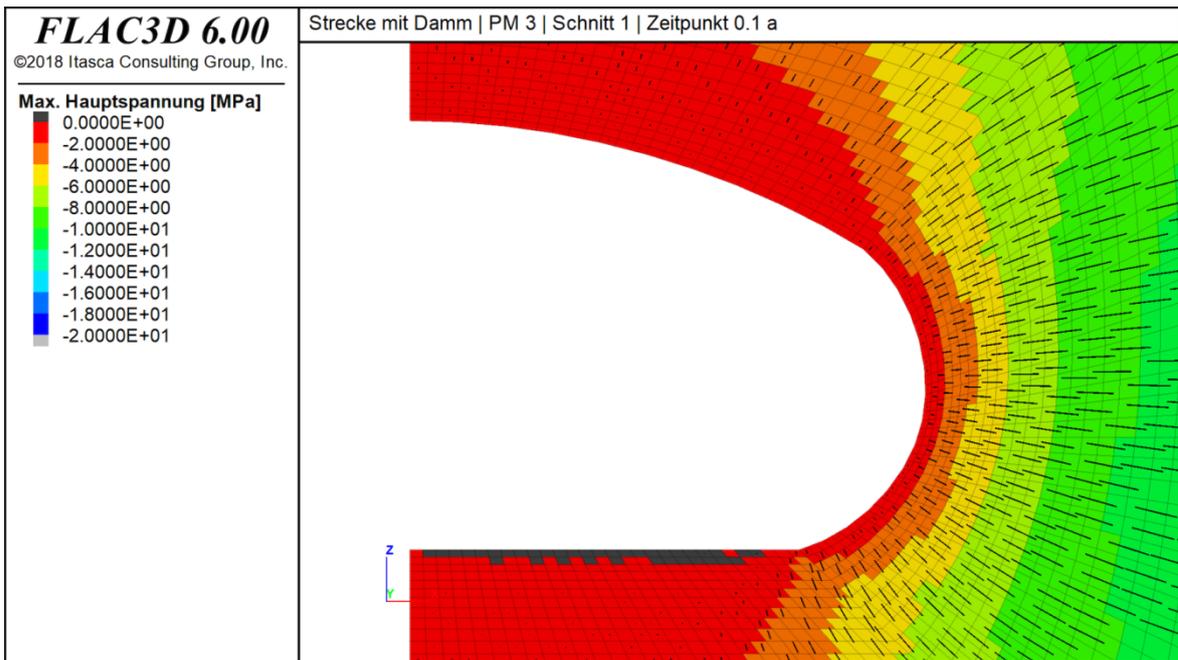


Abbildung C 5: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

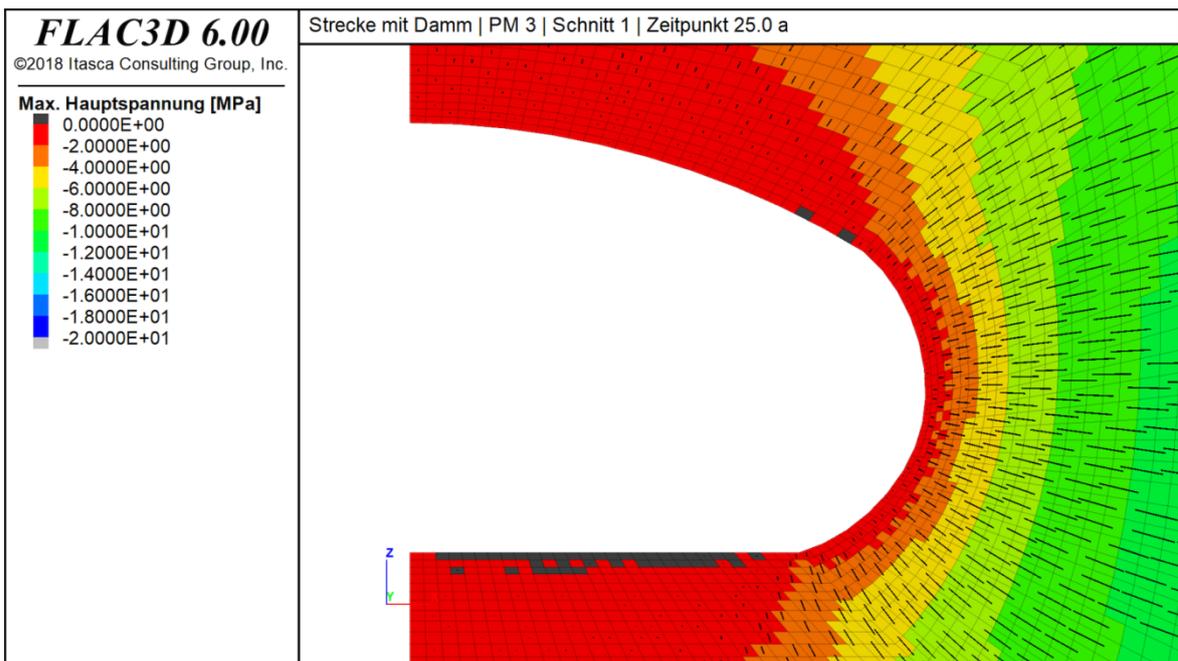


Abbildung C 6: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

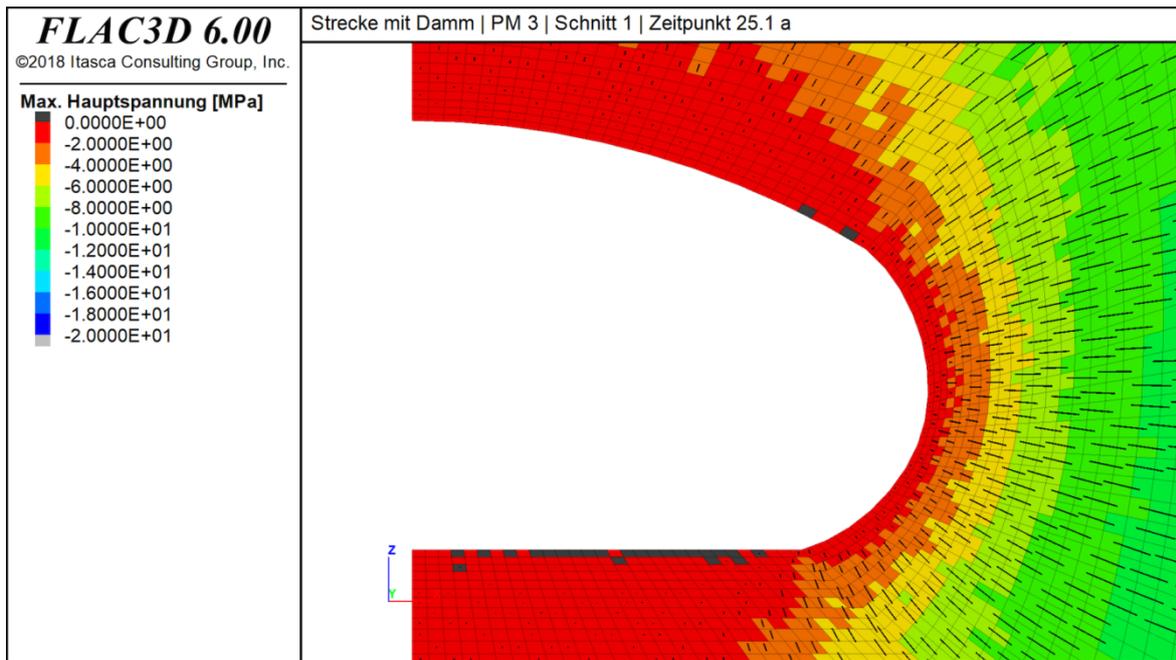


Abbildung C 7: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

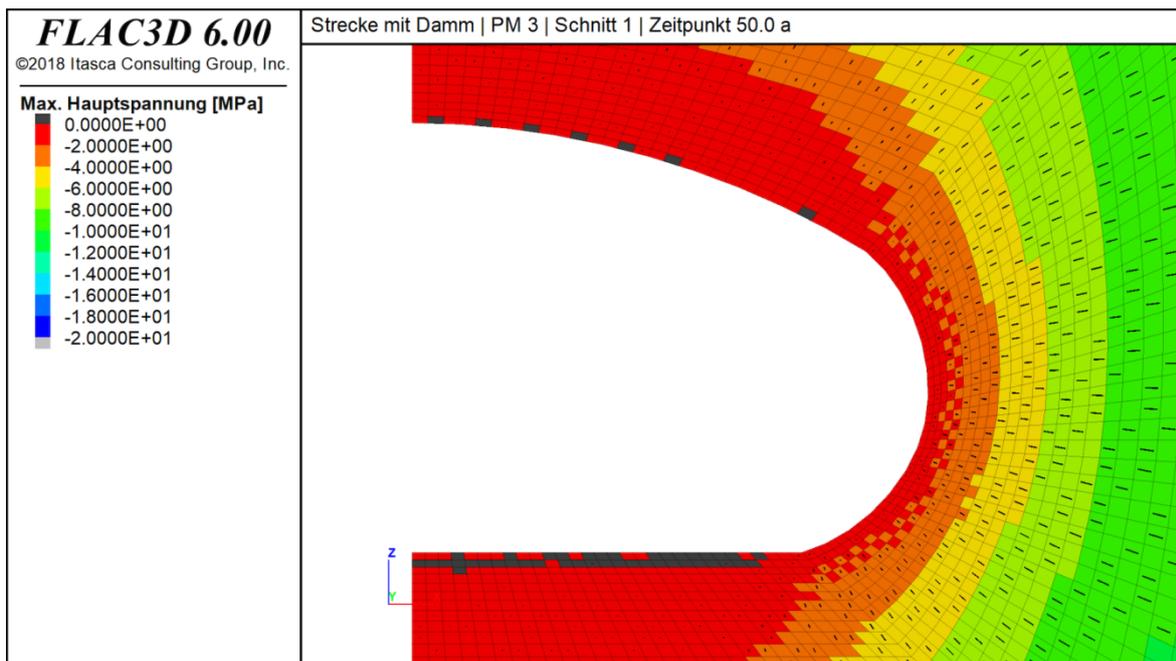


Abbildung C 8: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

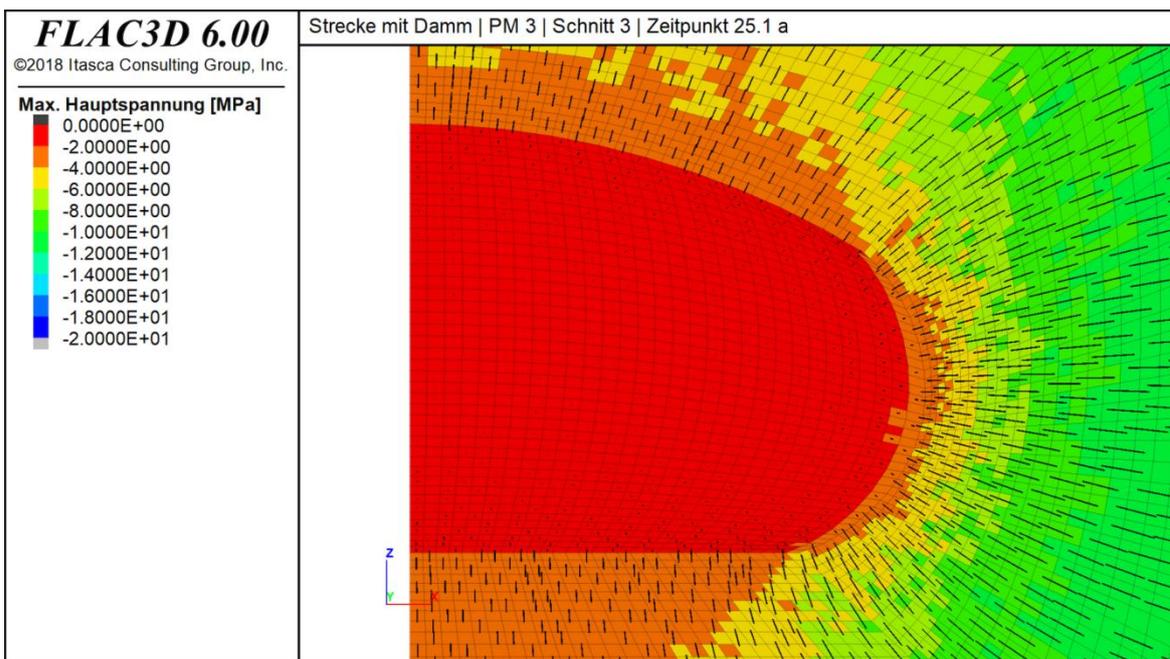


Abbildung C 9: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

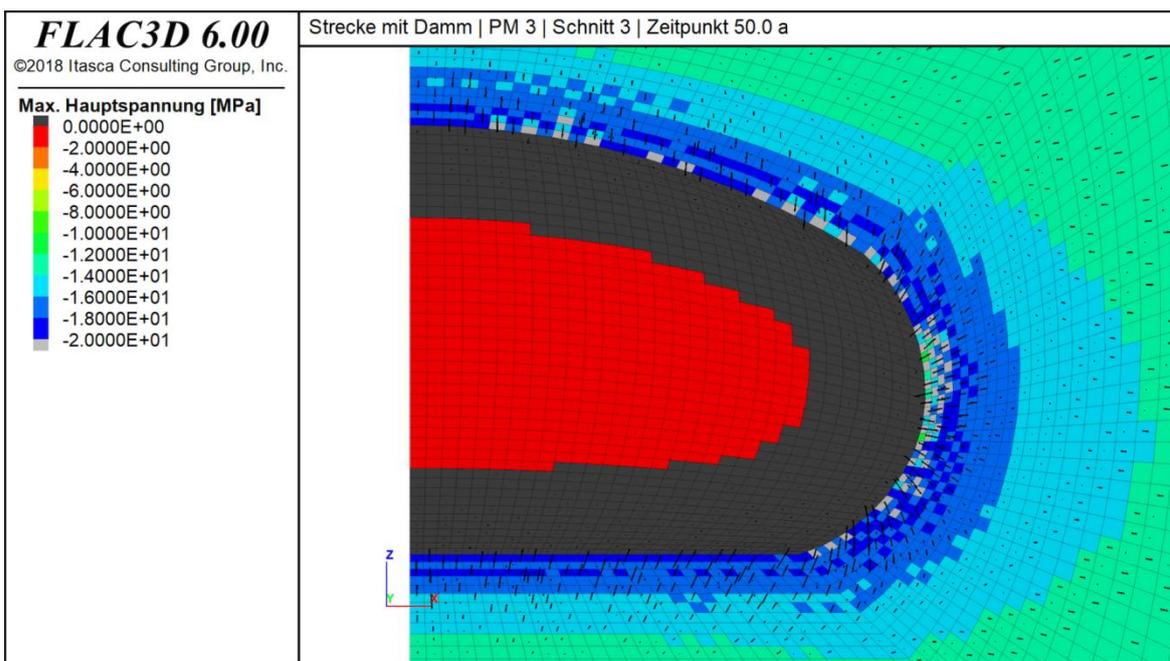


Abbildung C 10: Maximale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

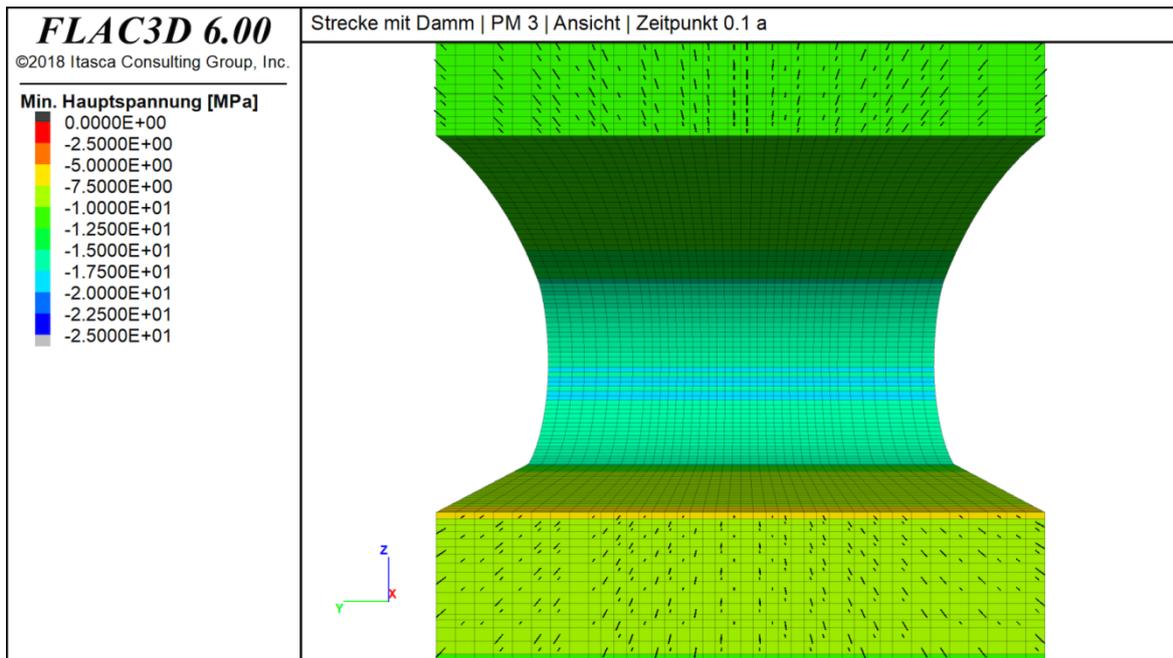


Abbildung C 11: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

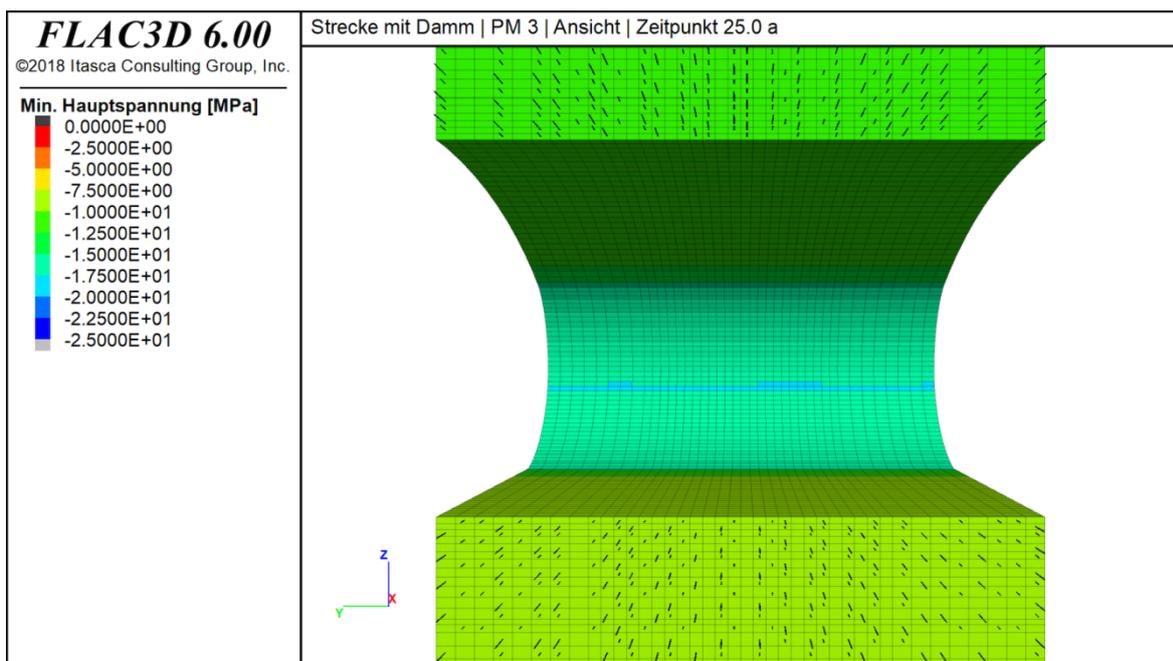


Abbildung C 12: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

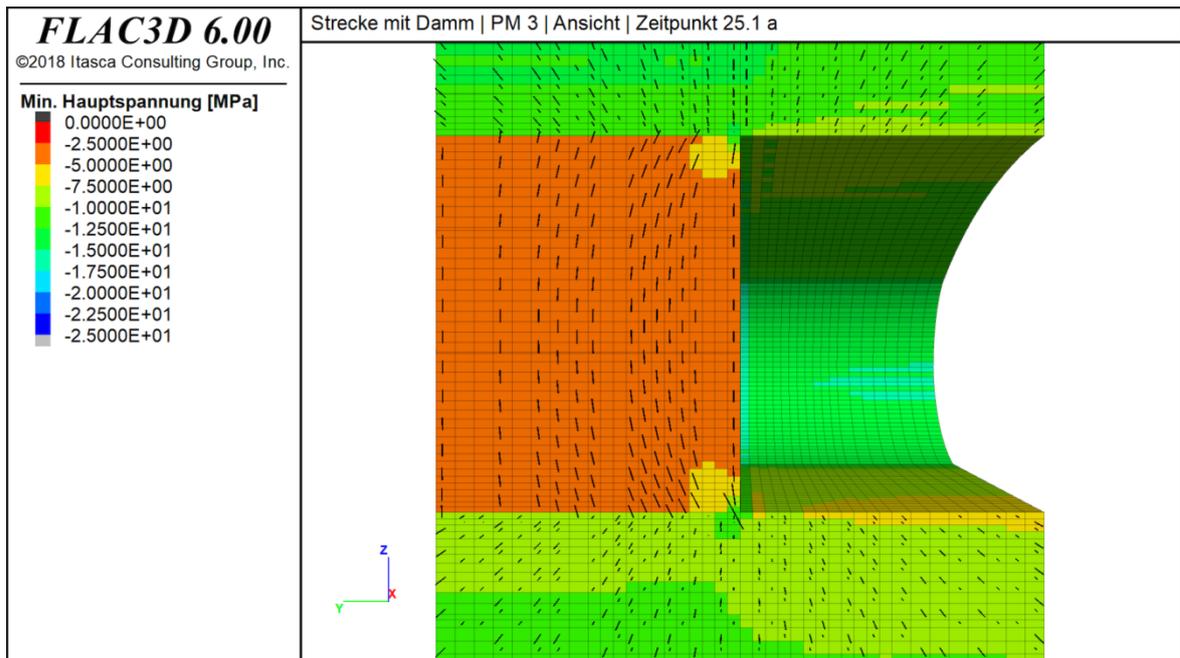


Abbildung C 13: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

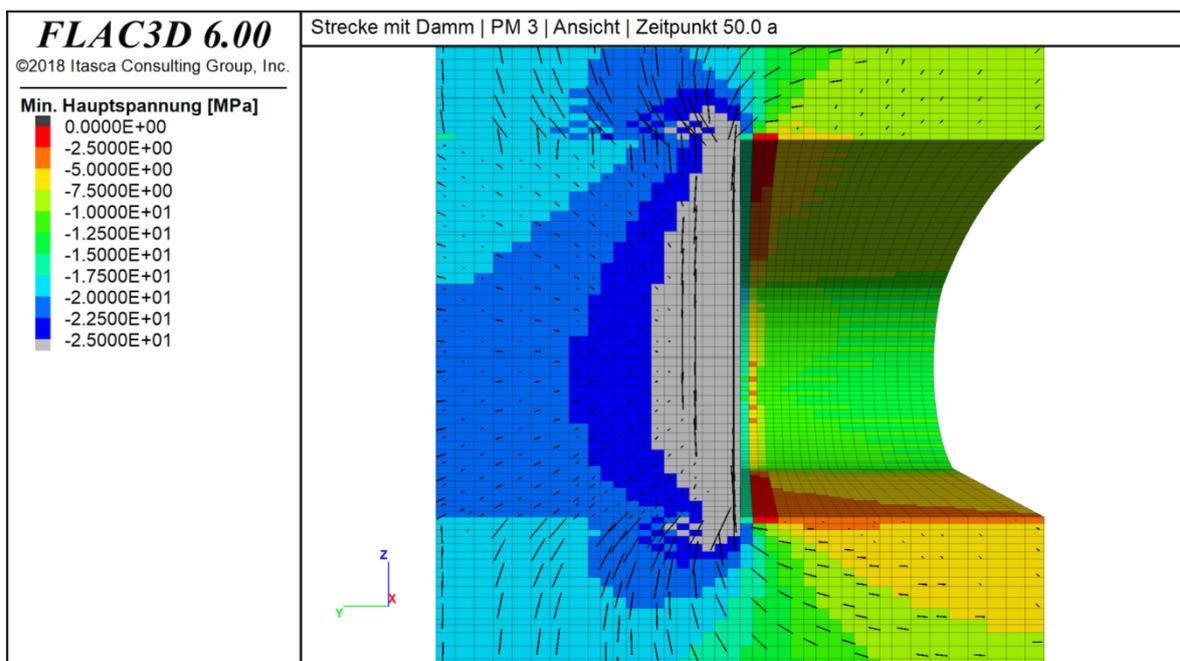


Abbildung C 14: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

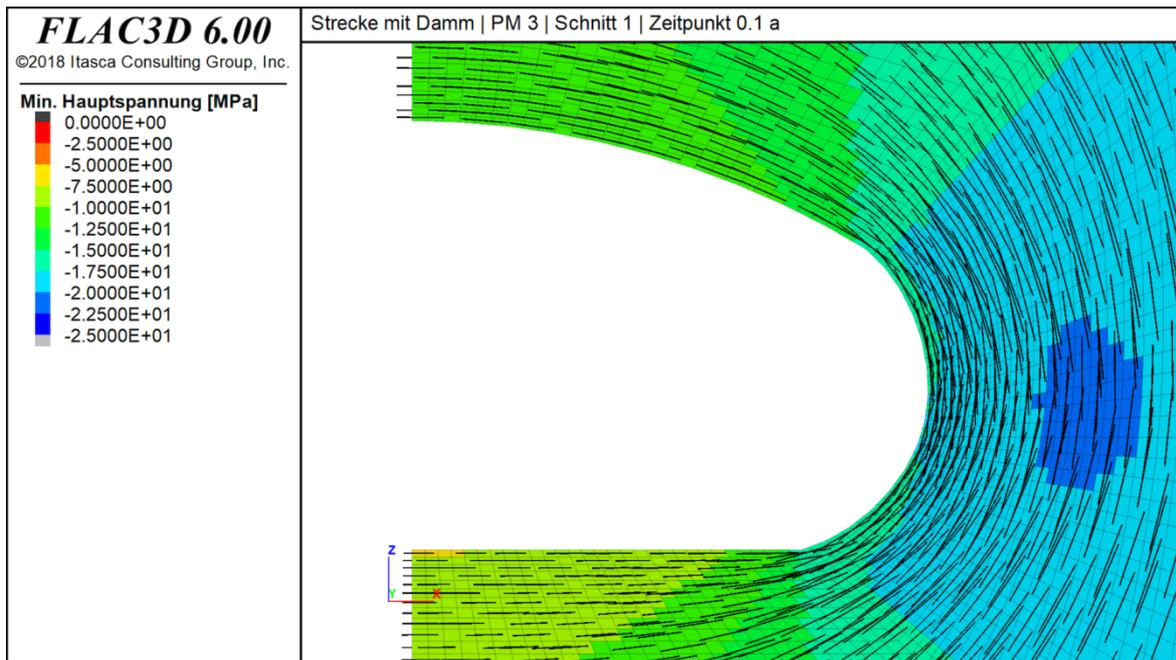


Abbildung C 15: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

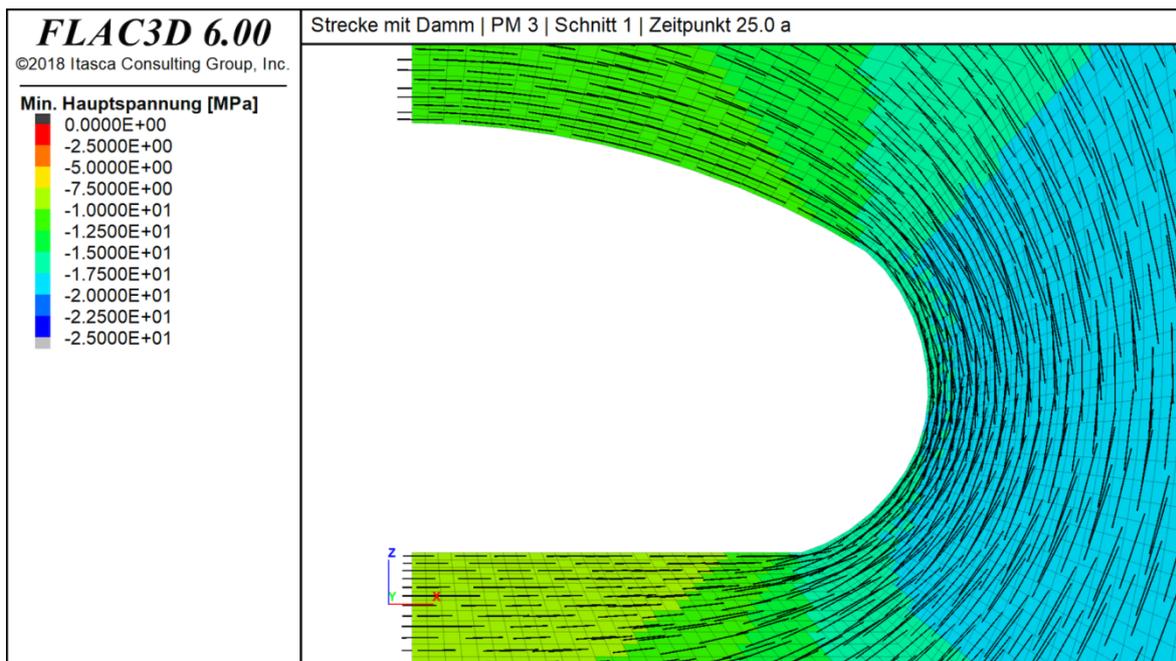


Abbildung C 16: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

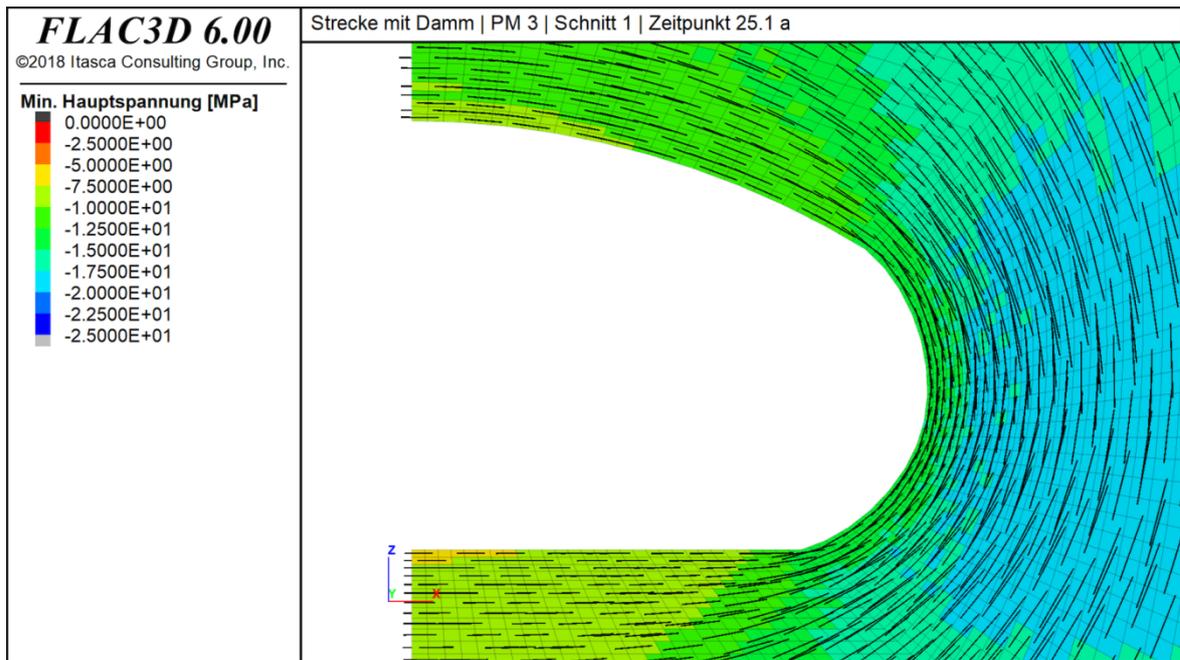


Abbildung C 17: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

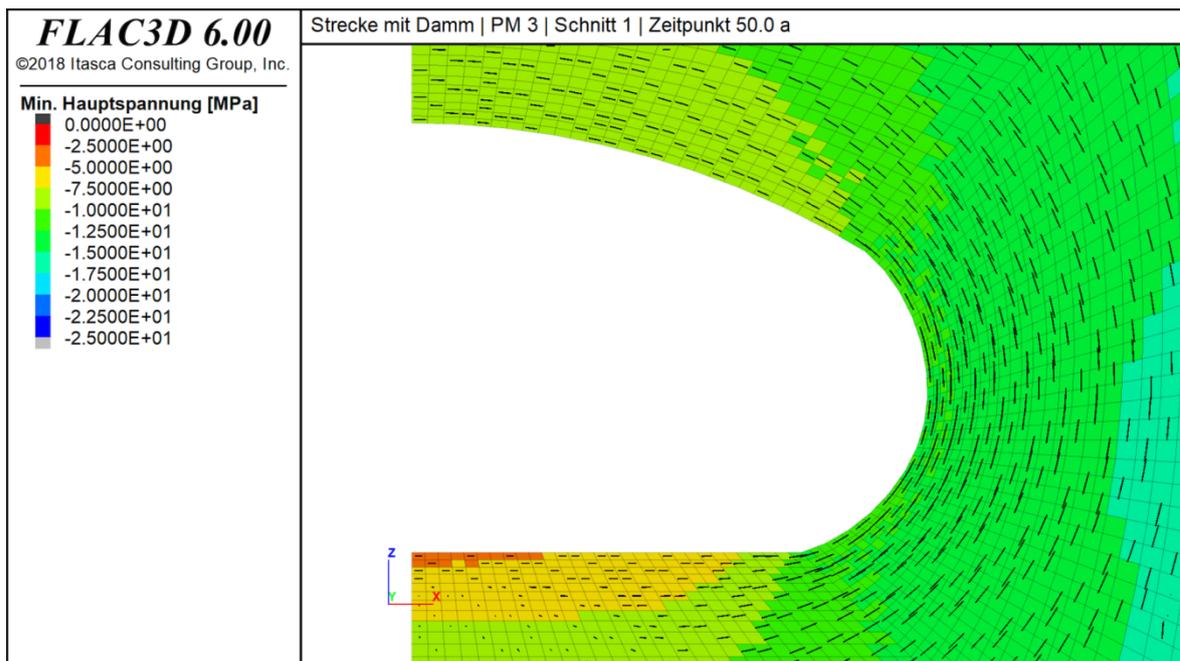


Abbildung C 18: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

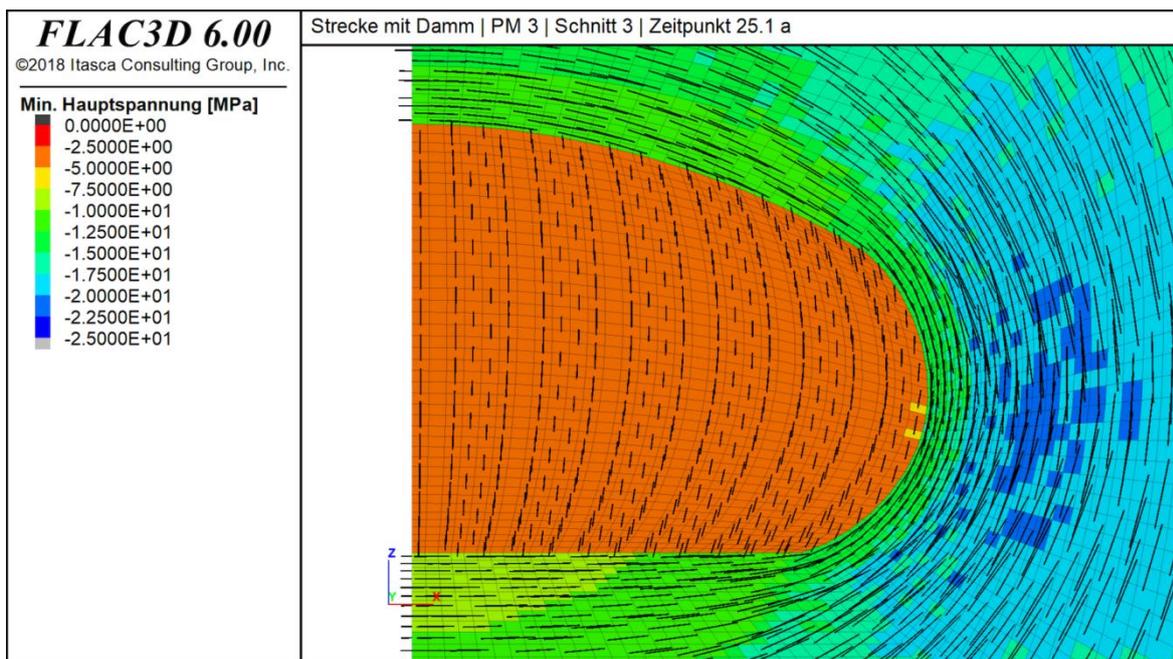


Abbildung C 19: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

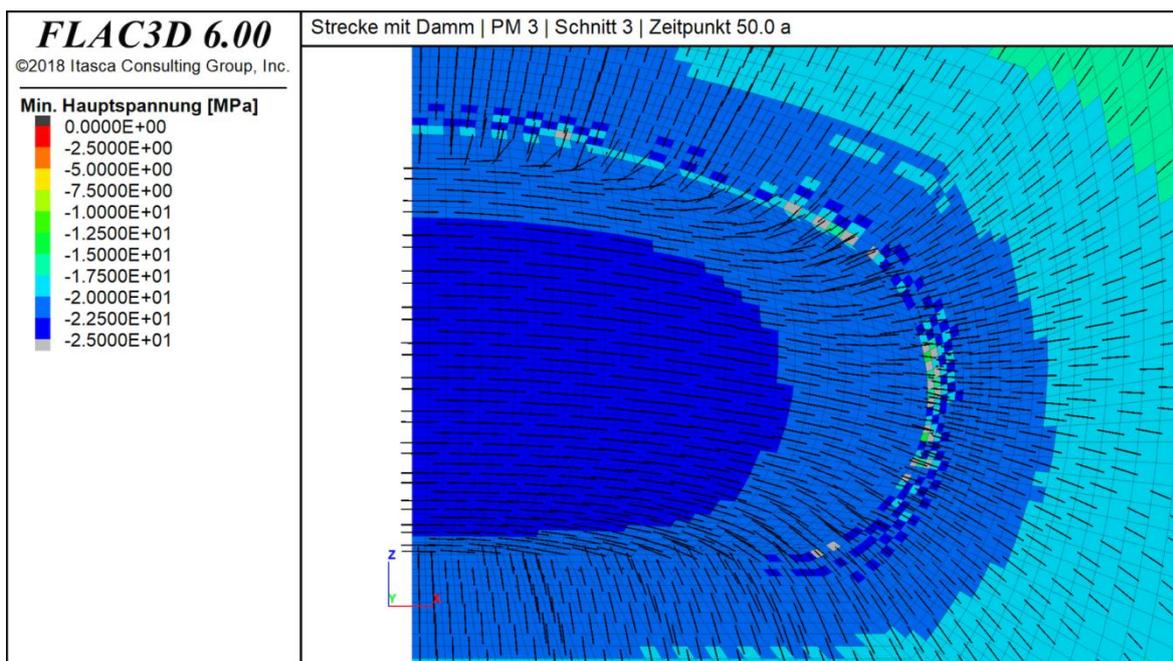


Abbildung C 20: Minimale Hauptspannung mit Richtung in MPa zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

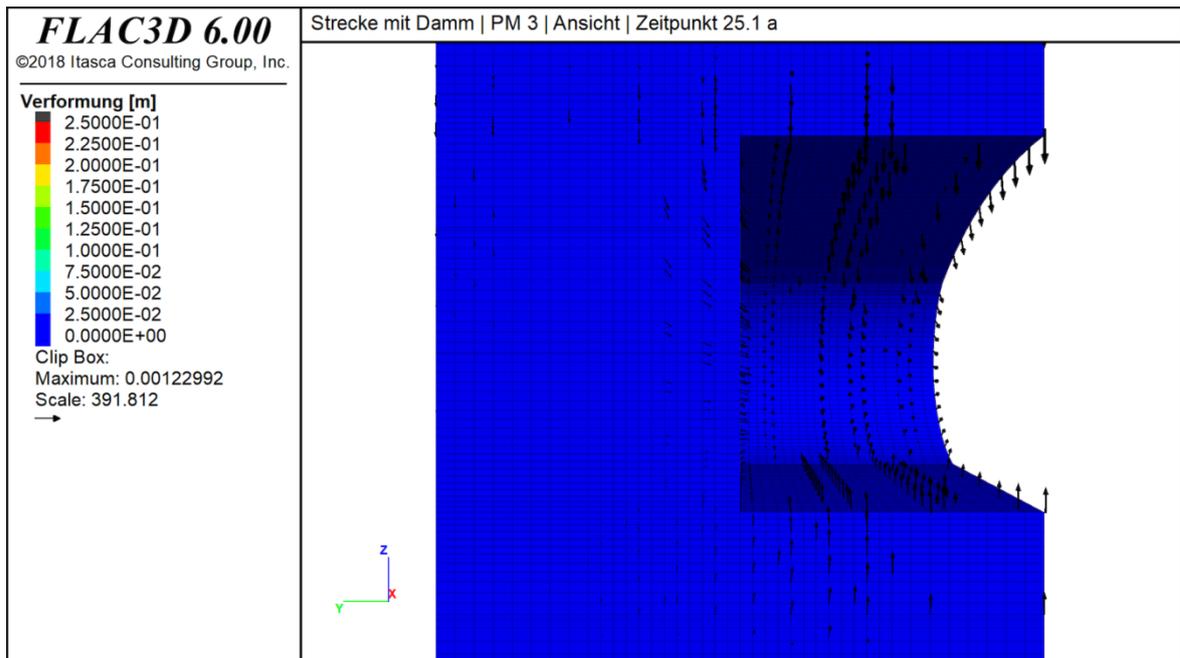


Abbildung C 21: Delta der Verformung mit Richtung in m ab Dammeinbau zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

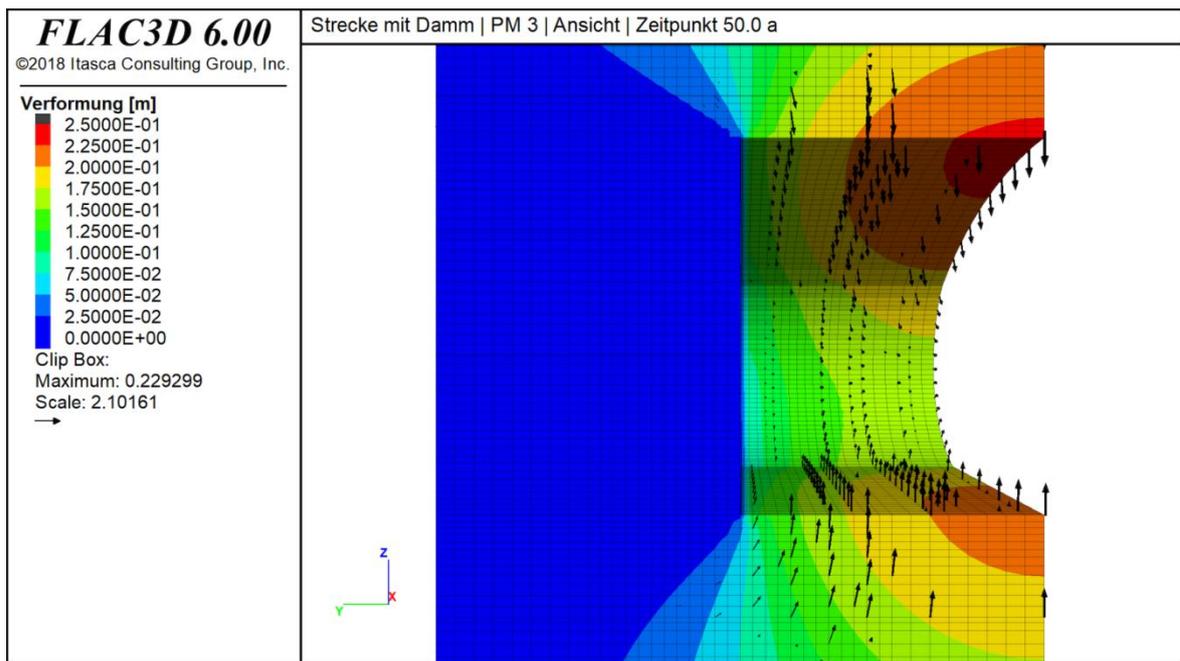


Abbildung C 22: Delta der Verformung mit Richtung in m ab Dammeinbau zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

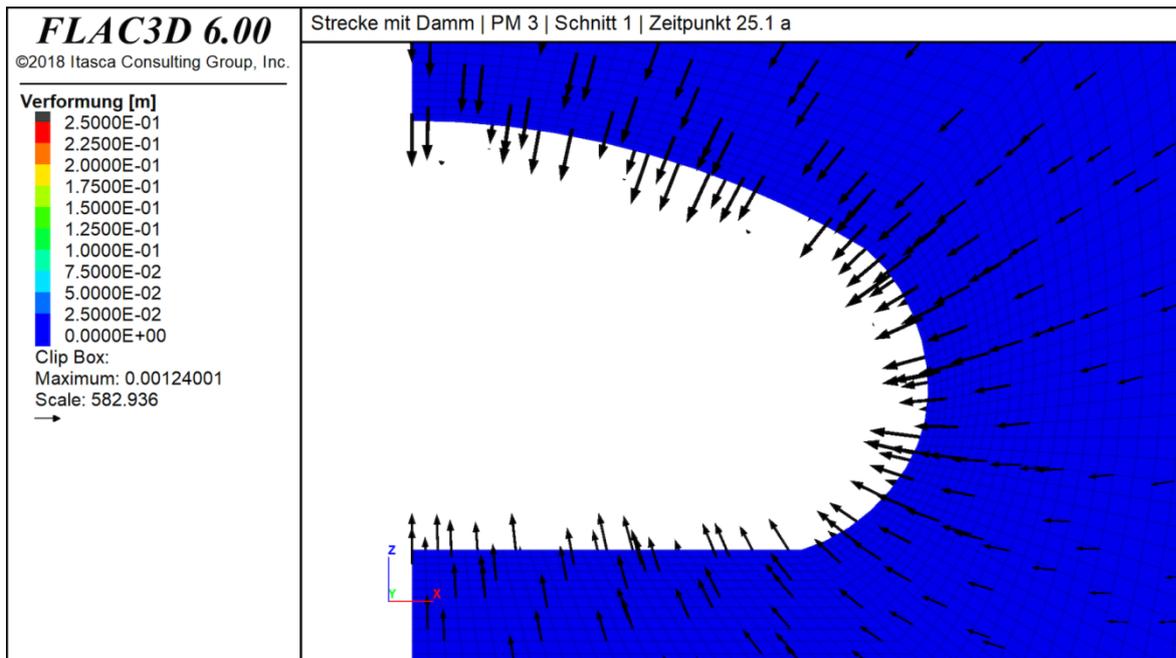


Abbildung C 23: Delta der Verformung mit Richtung in m ab Dammeinbau zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

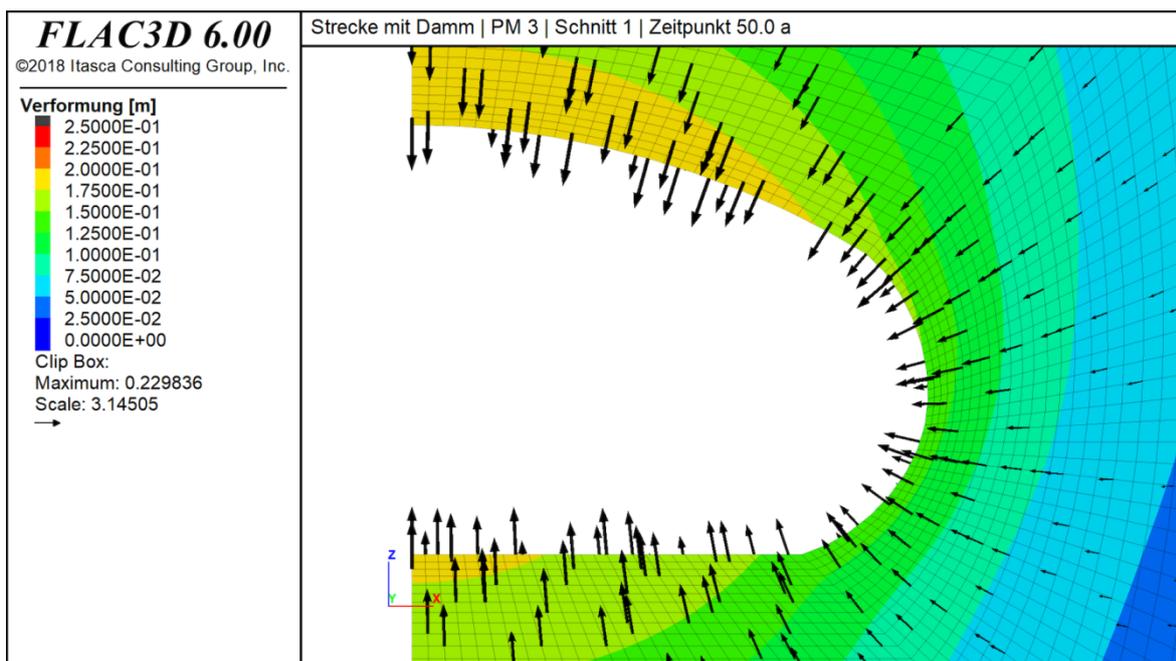


Abbildung C 24: Delta der Verformung mit Richtung in m ab Dammeinbau zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

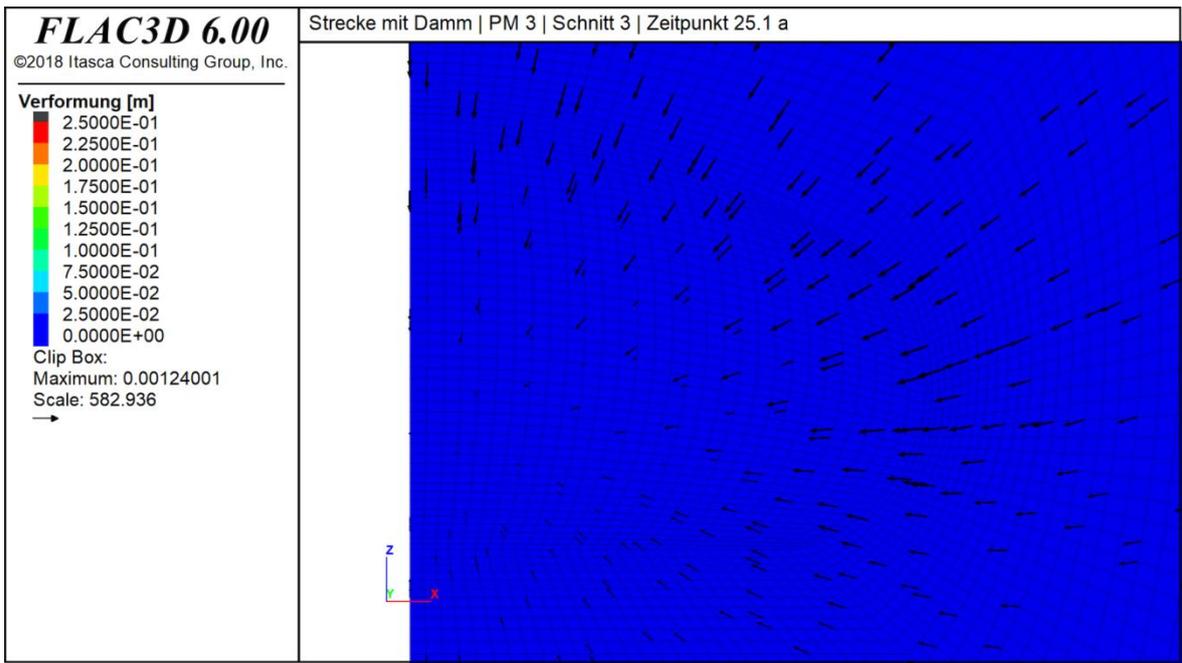


Abbildung C 25: Delta der Verformung mit Richtung in m ab Dammeinbau zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

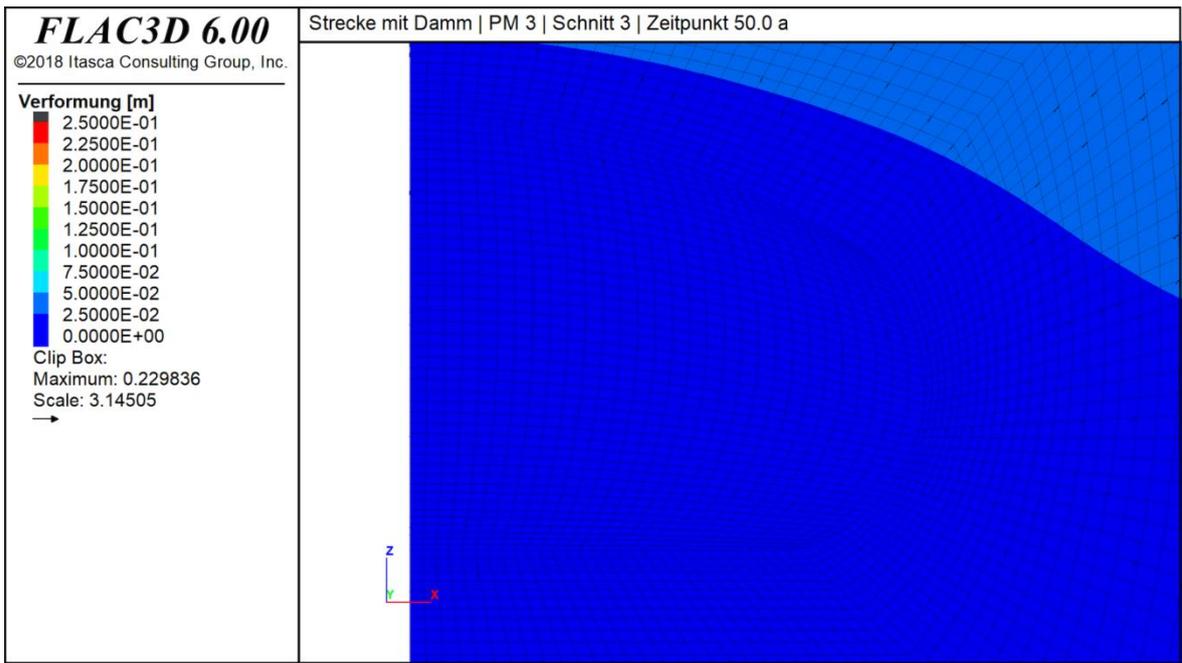


Abbildung C 26: Delta der Verformung mit Richtung in m ab Dammeinbau zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

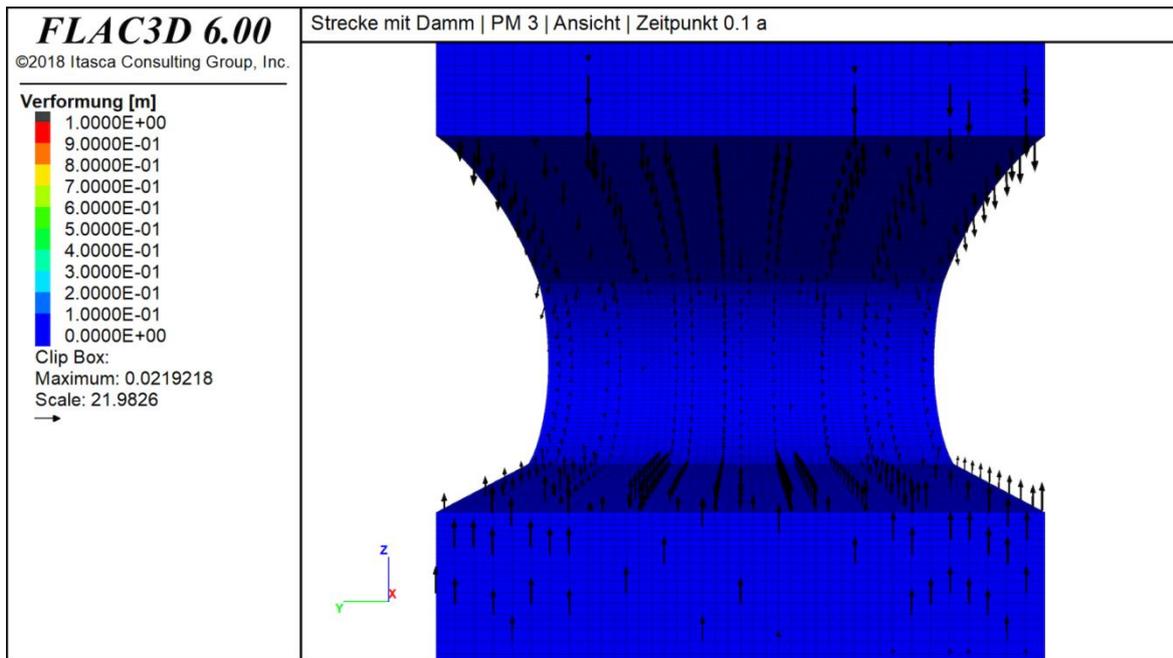


Abbildung C 27: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

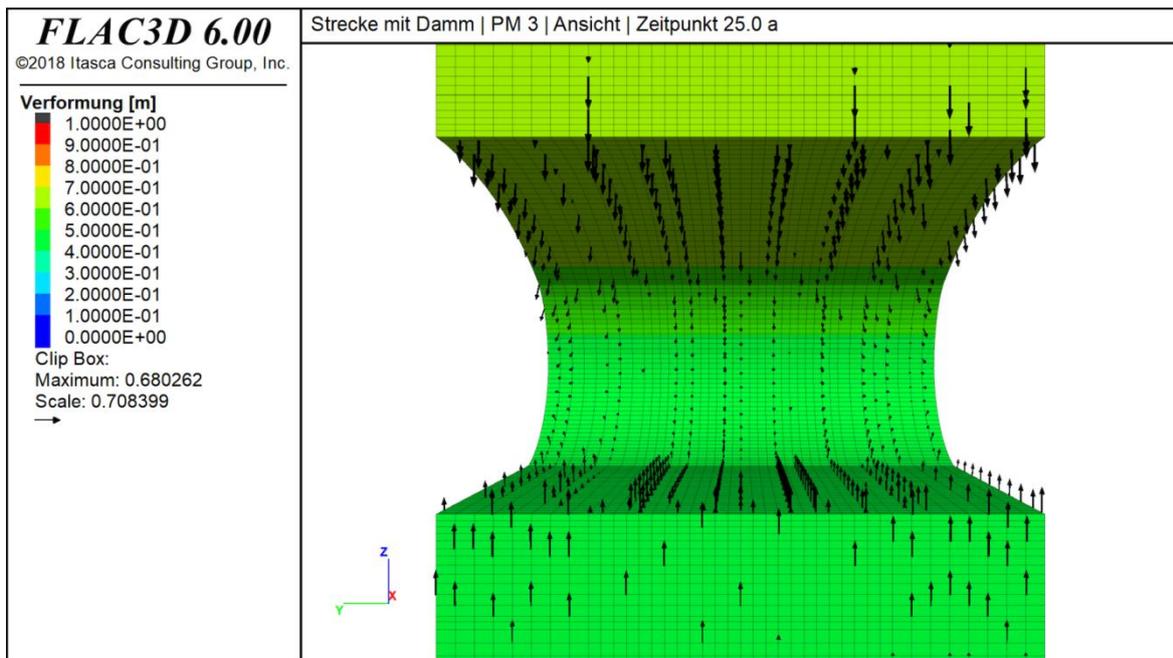


Abbildung C 28: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

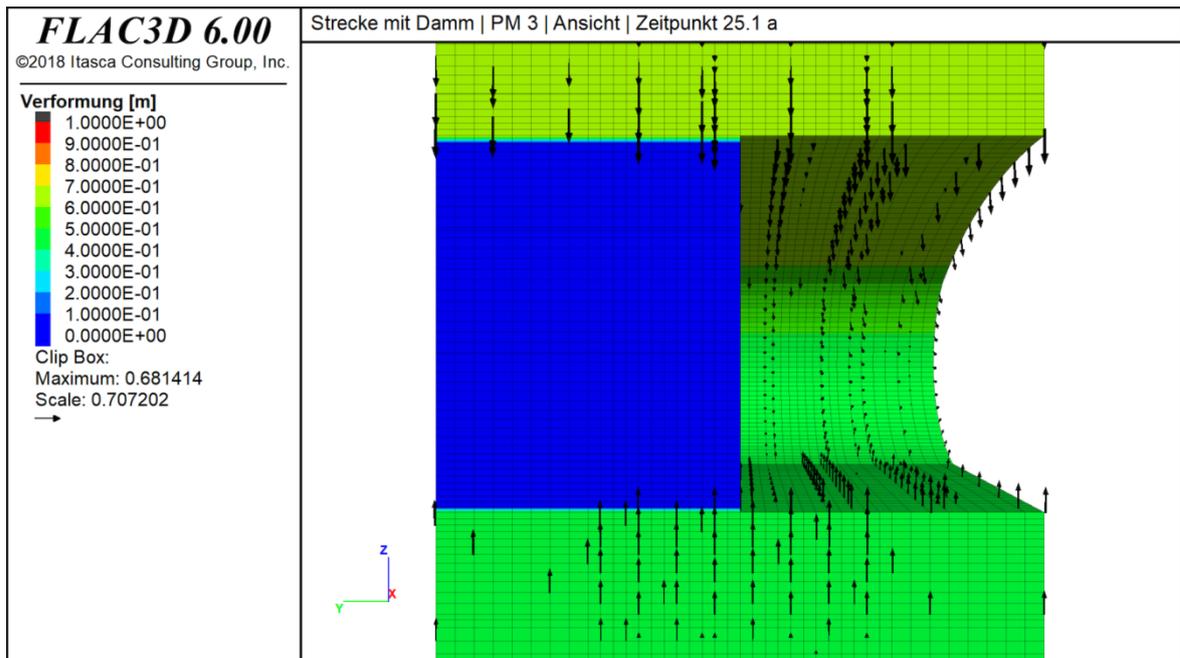


Abbildung C 29: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

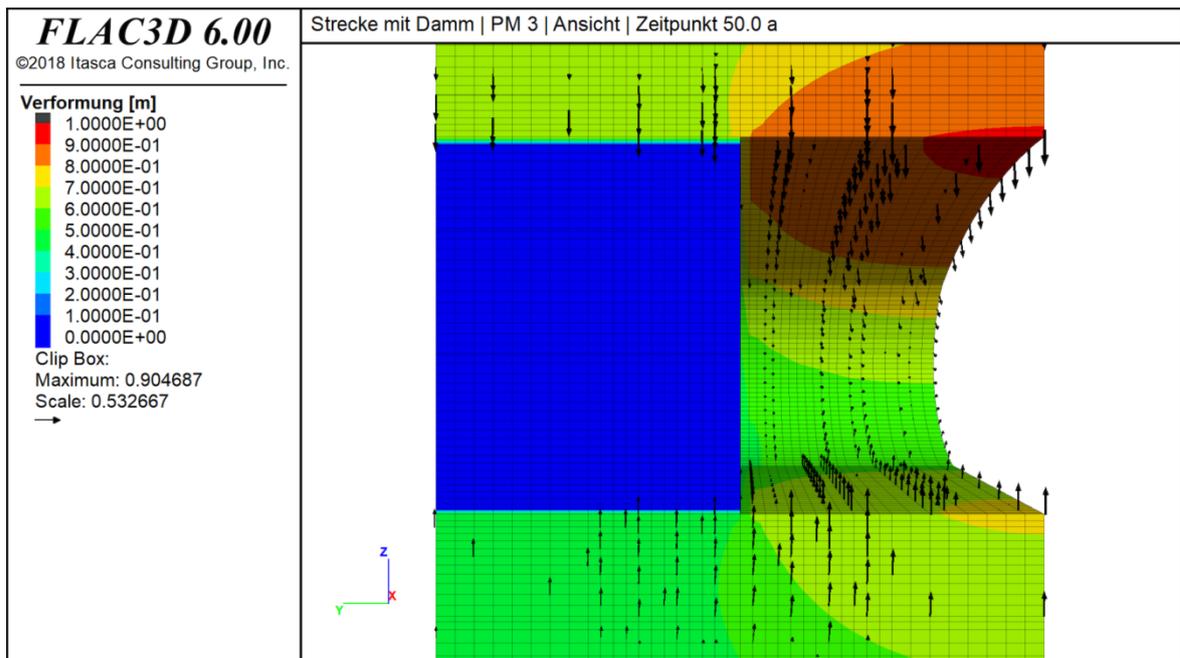


Abbildung C 30: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

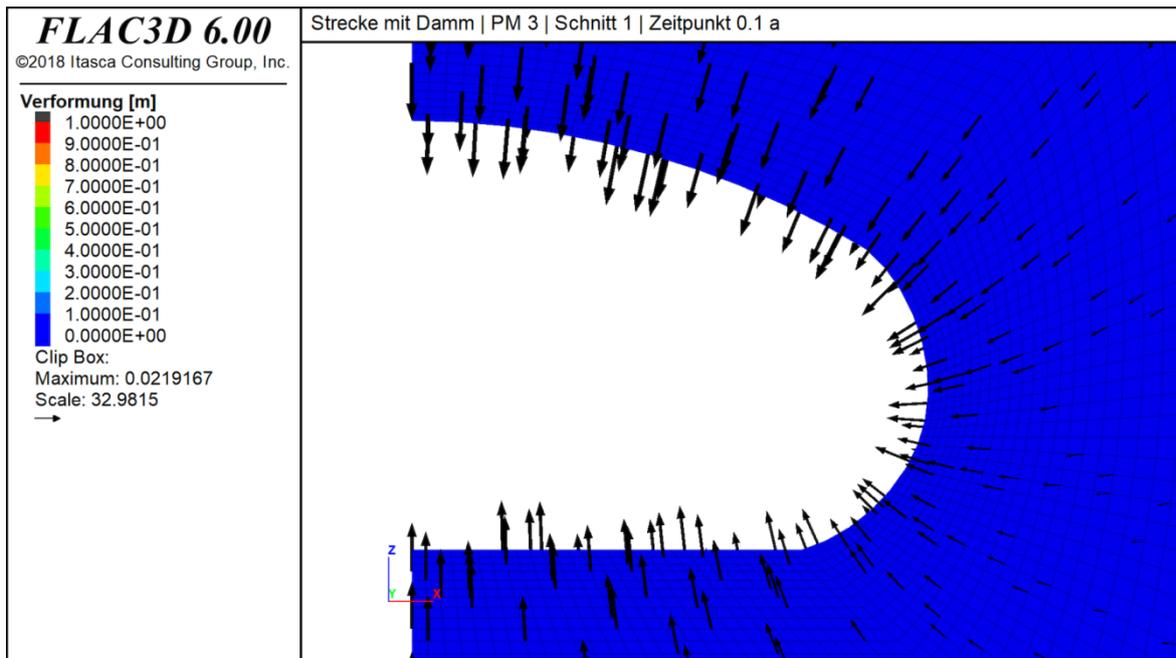


Abbildung C 31: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

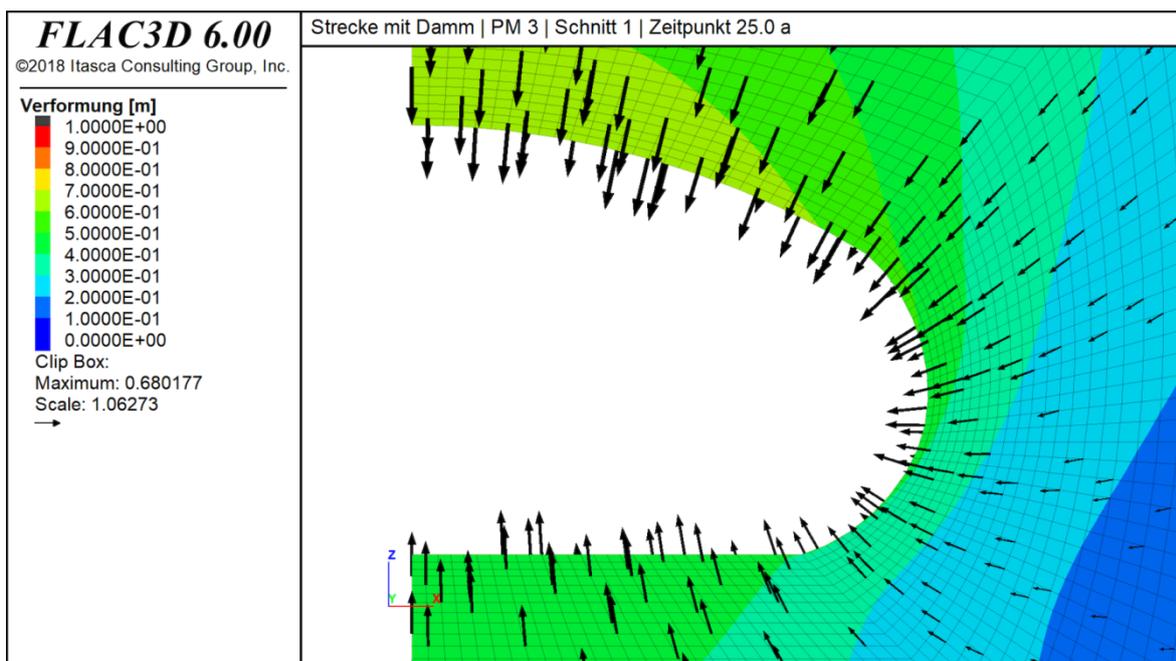


Abbildung C 32: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

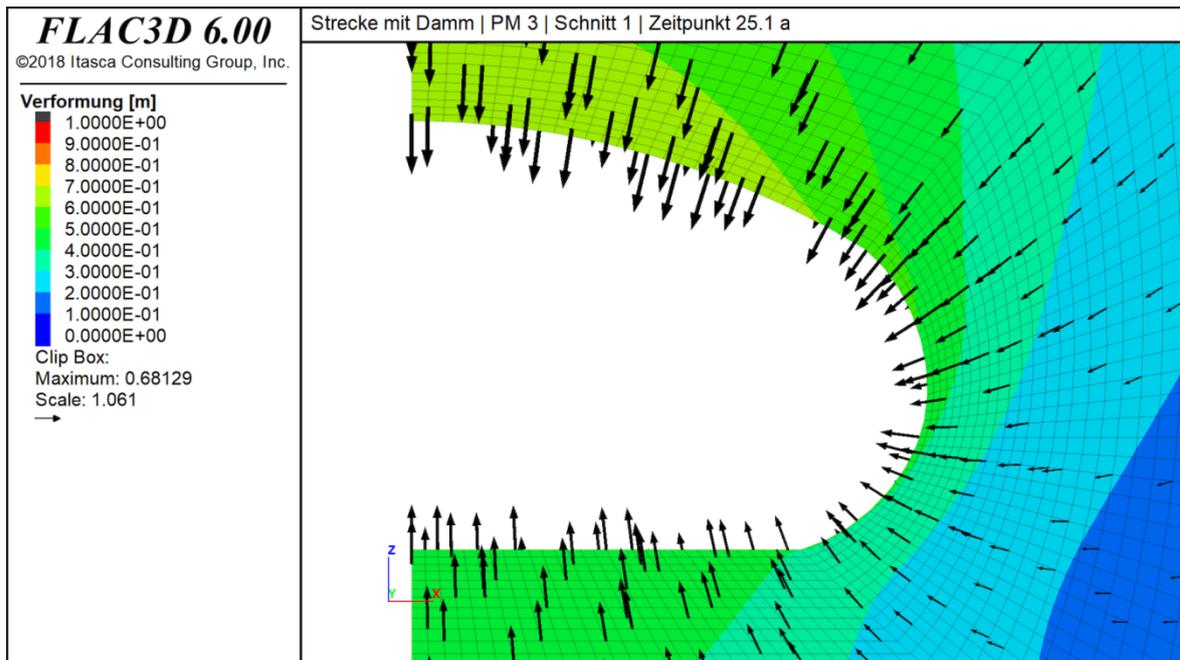


Abbildung C 33: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

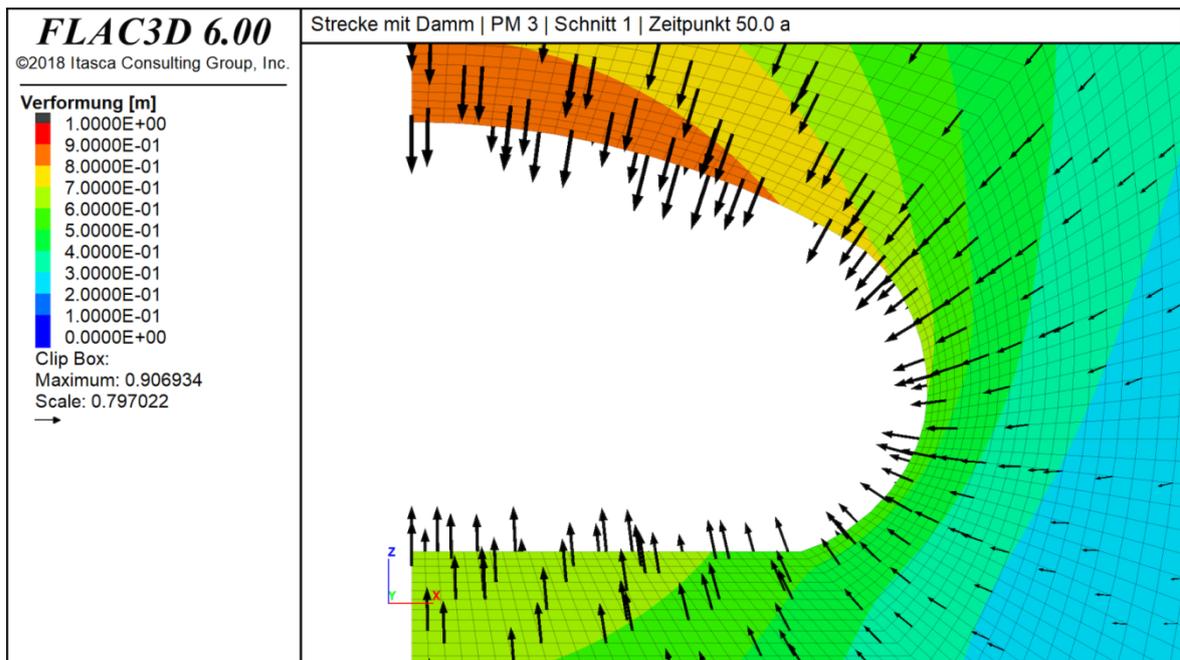


Abbildung C 34: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

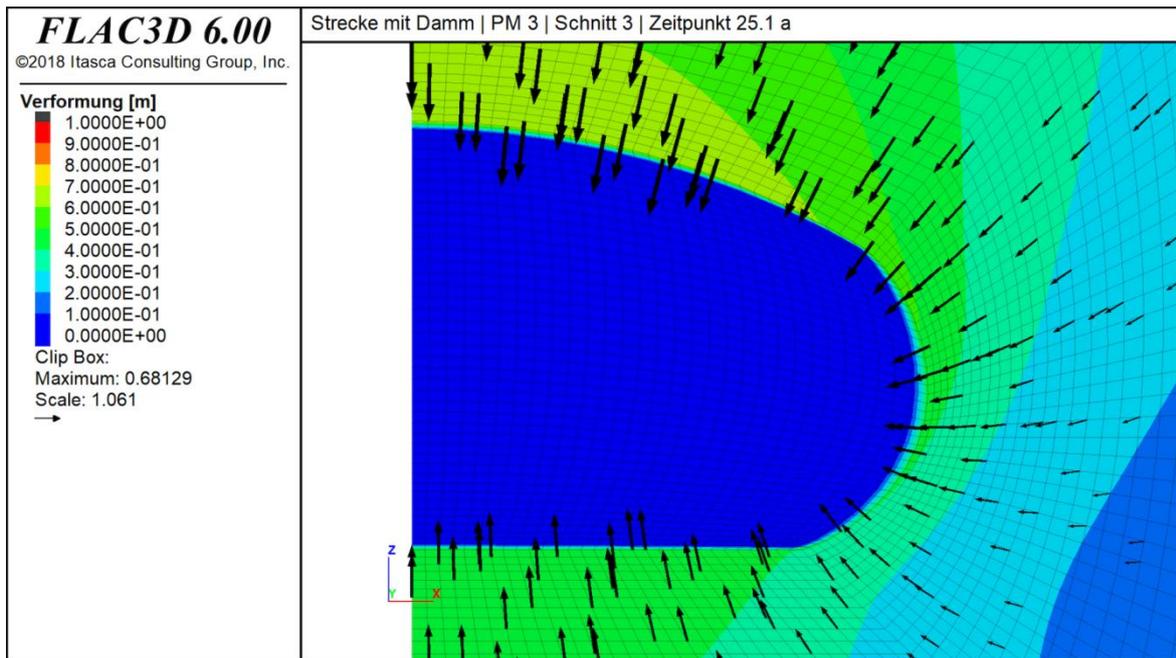


Abbildung C 35: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

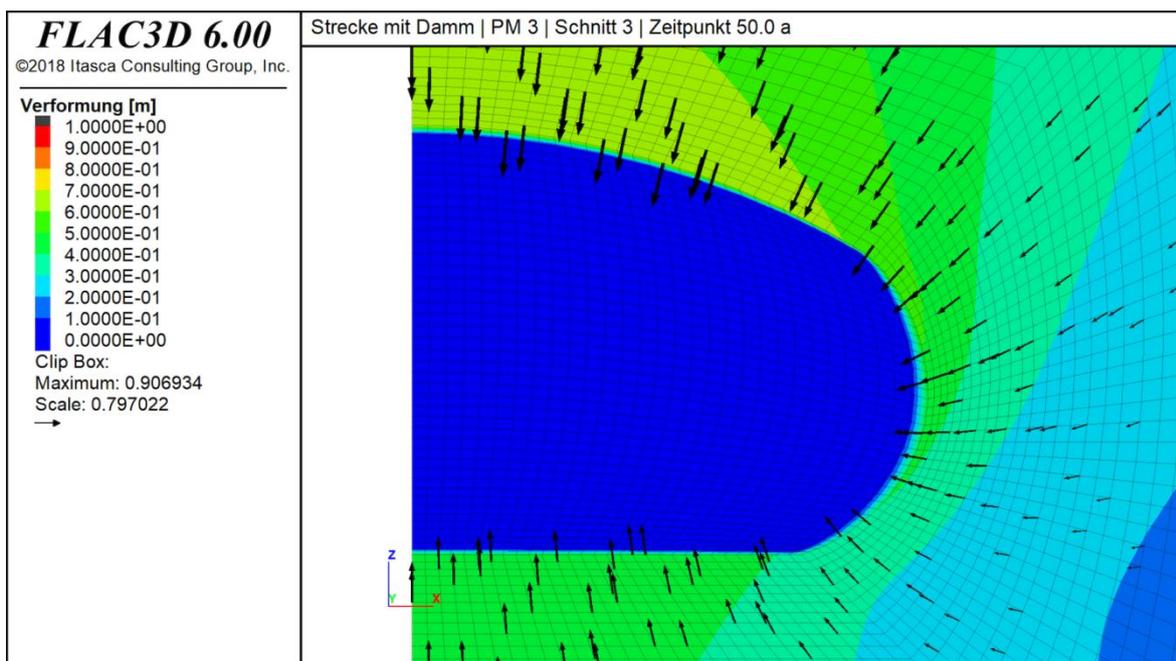


Abbildung C 36: Verformung mit Richtung in m zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

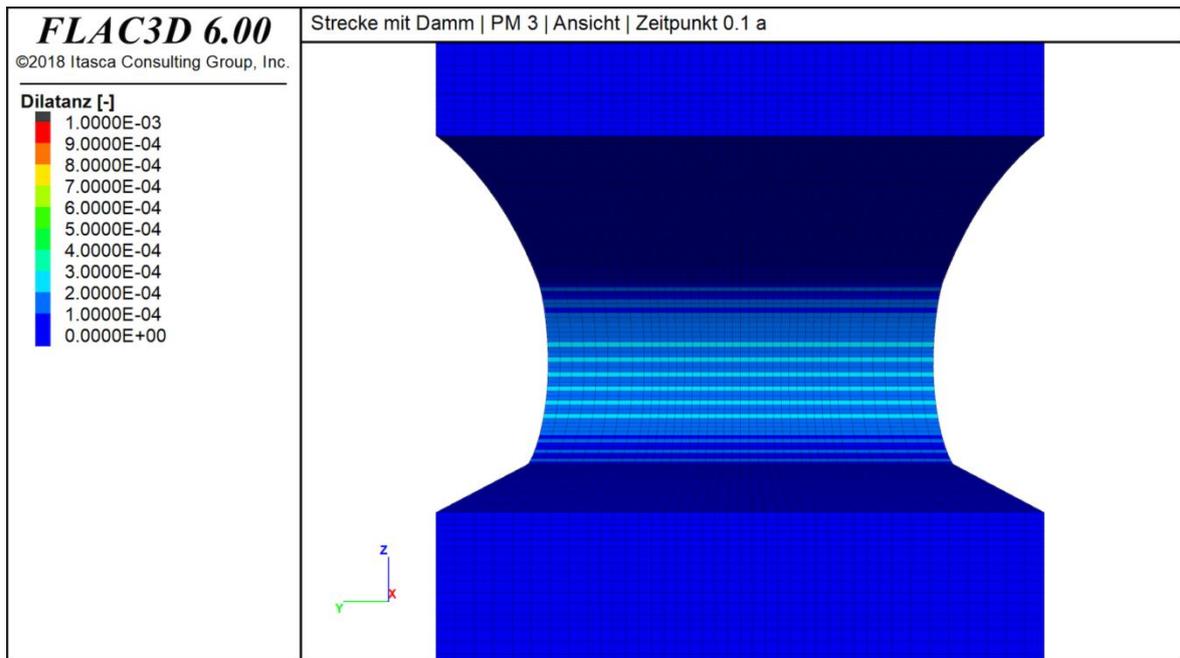


Abbildung C 37: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

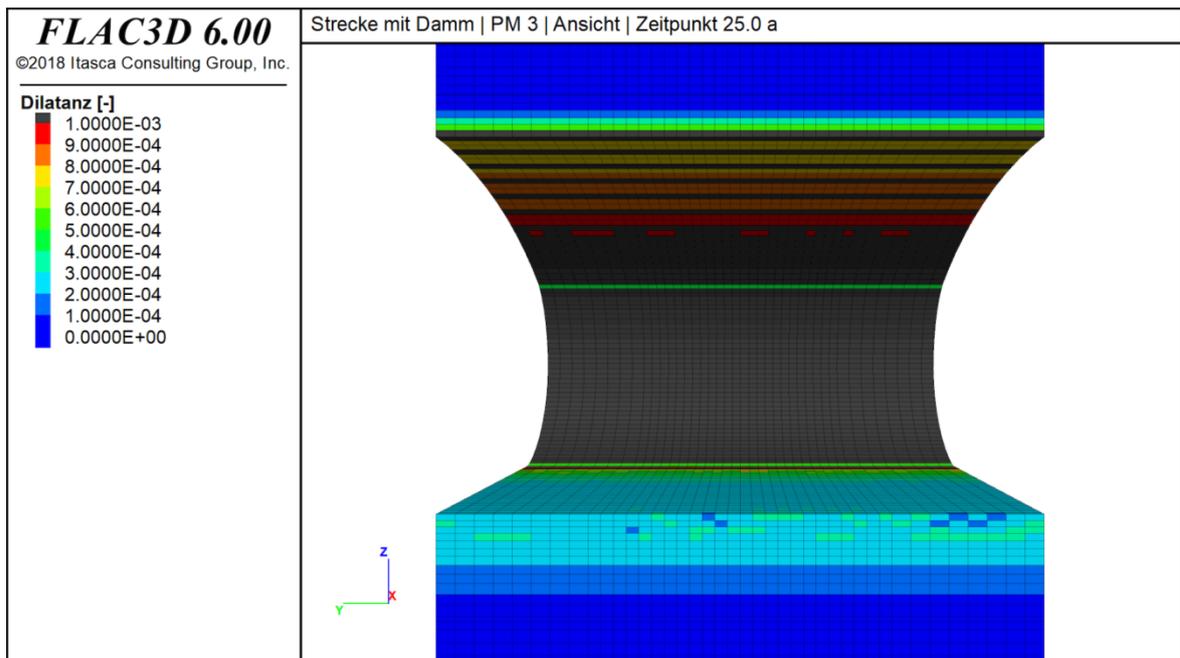


Abbildung C 38: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

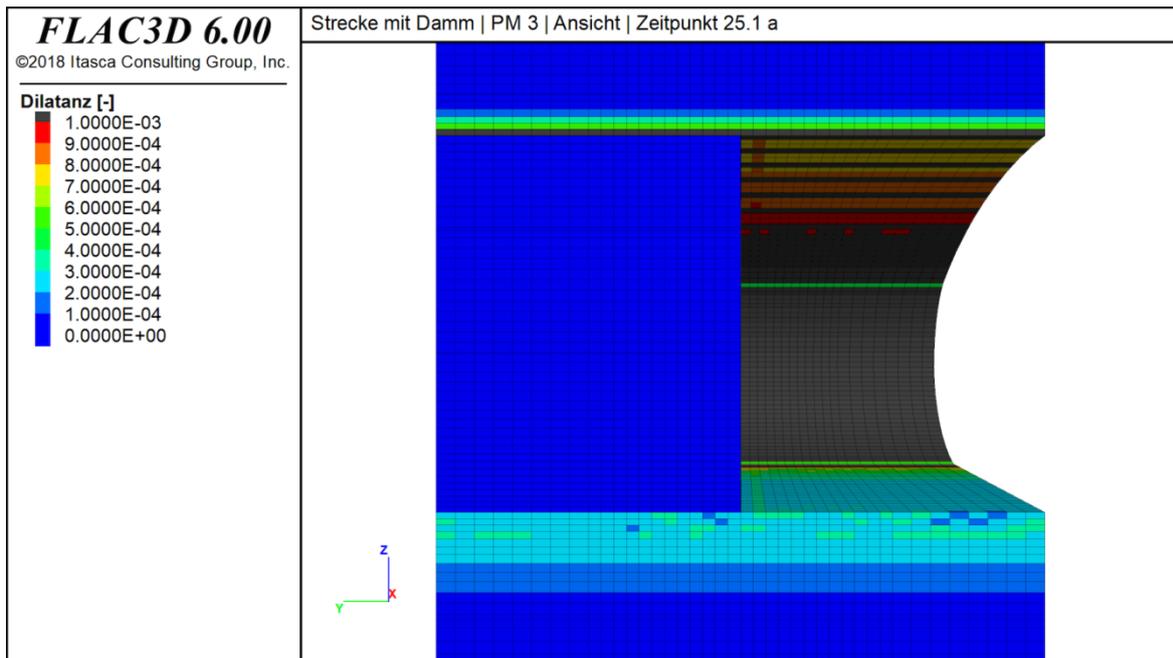


Abbildung C 39: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

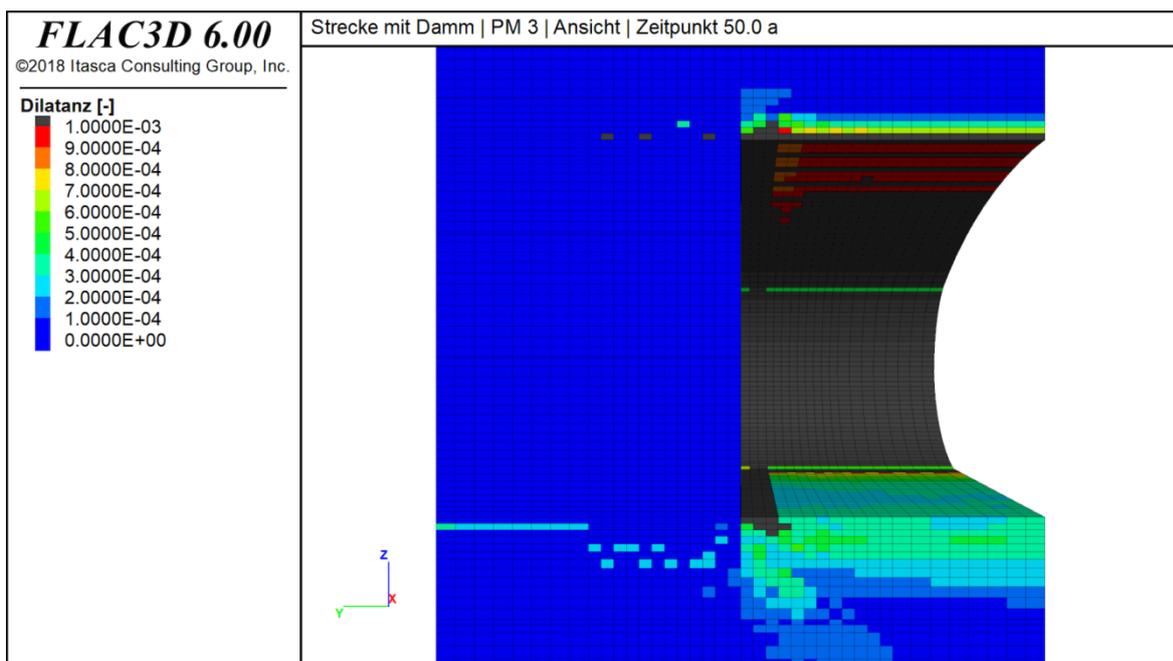


Abbildung C 40: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

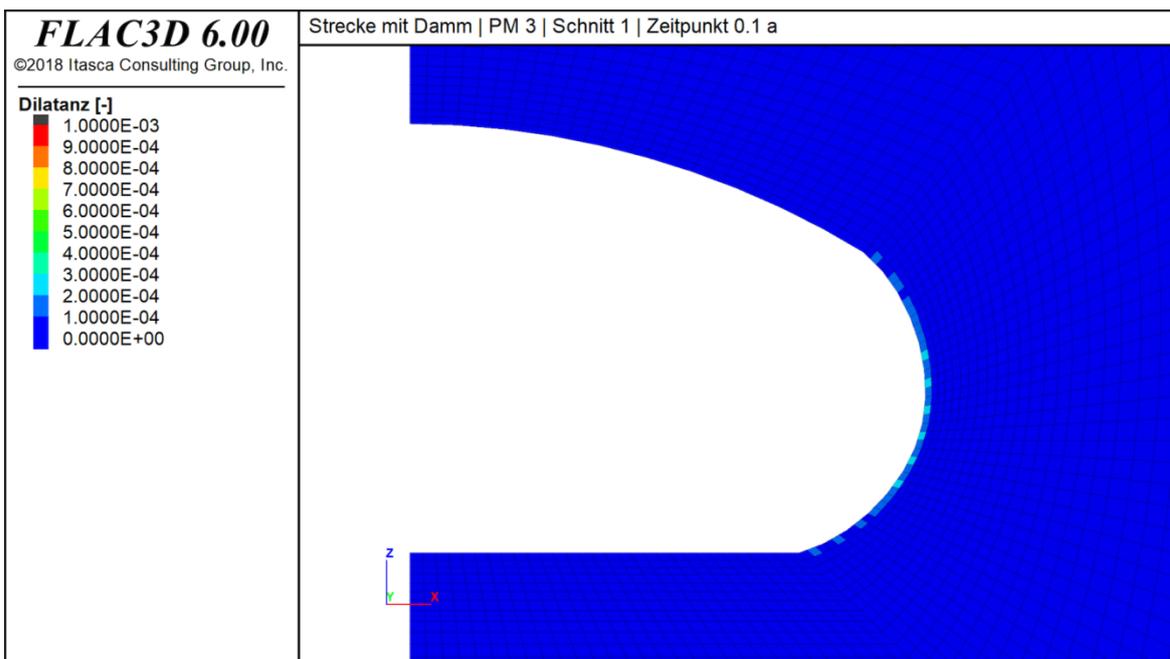


Abbildung C 41: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

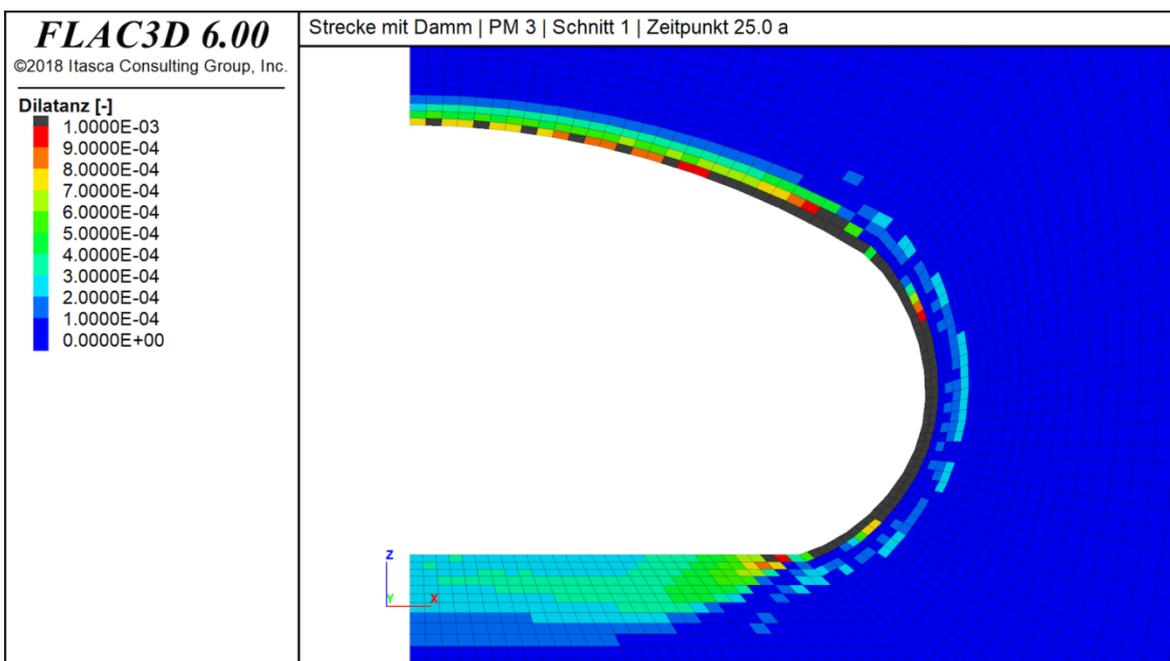


Abbildung C 42: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

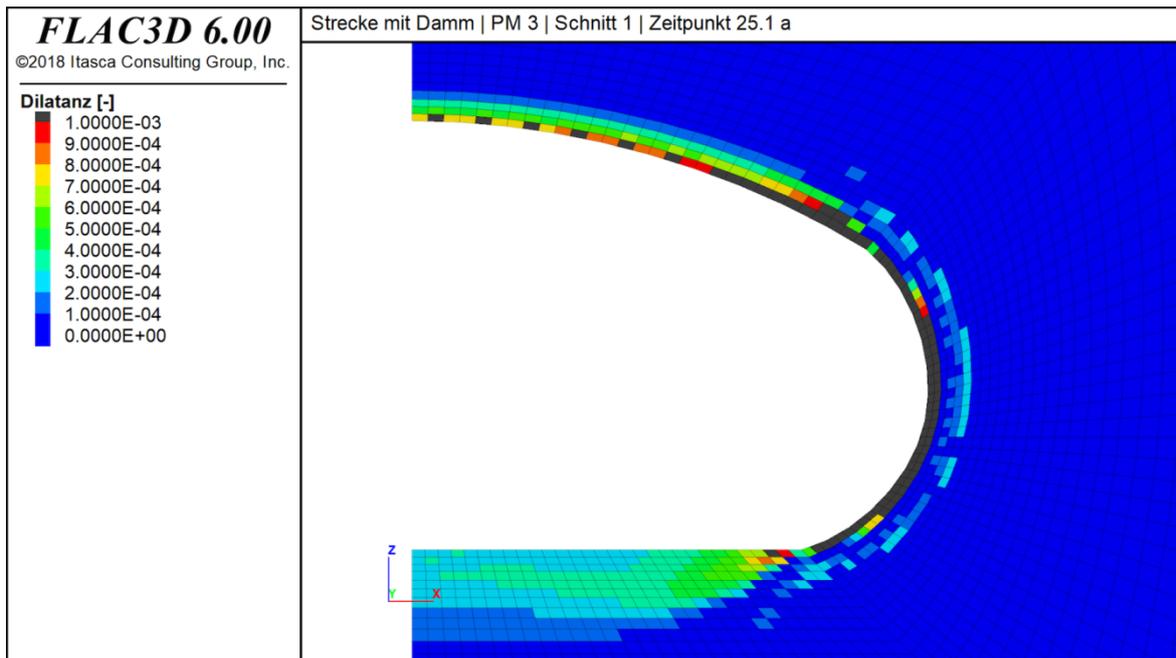


Abbildung C 43: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

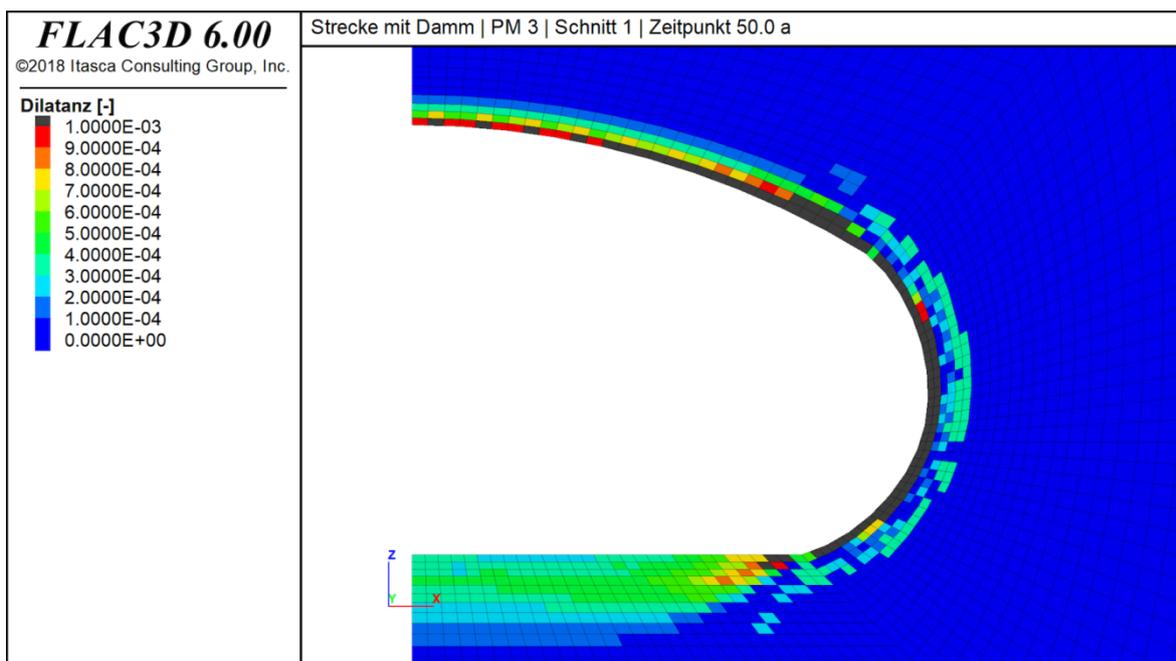


Abbildung C 44: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

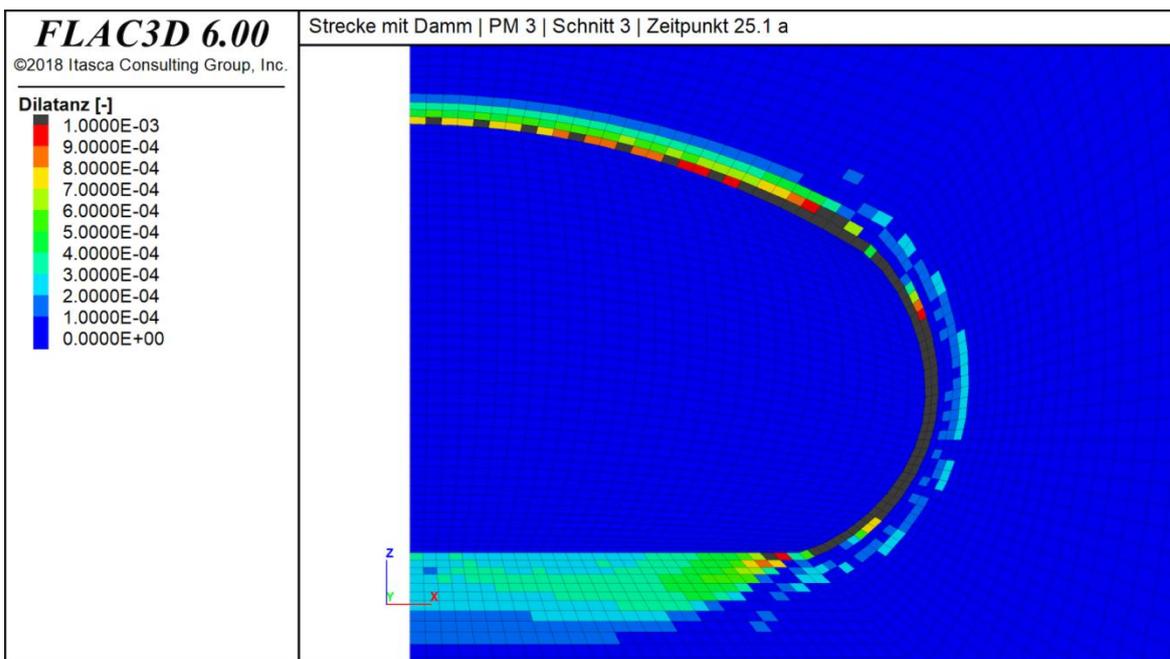


Abbildung C 45: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

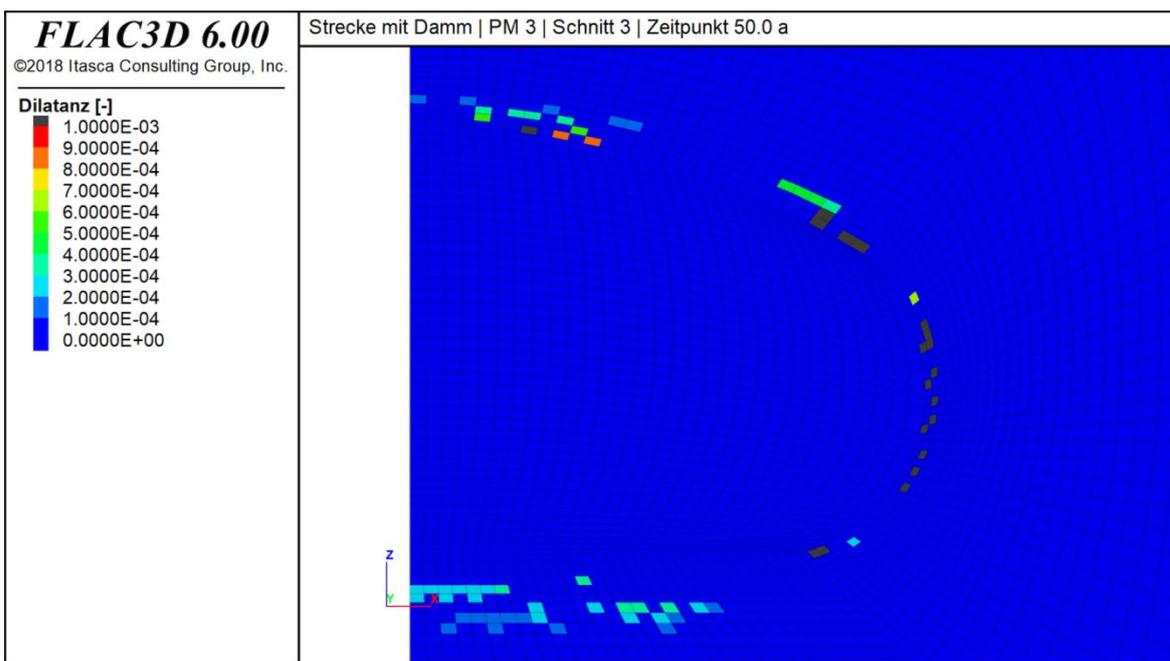


Abbildung C 46: Schädigungsinduzierte Dilatanz zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

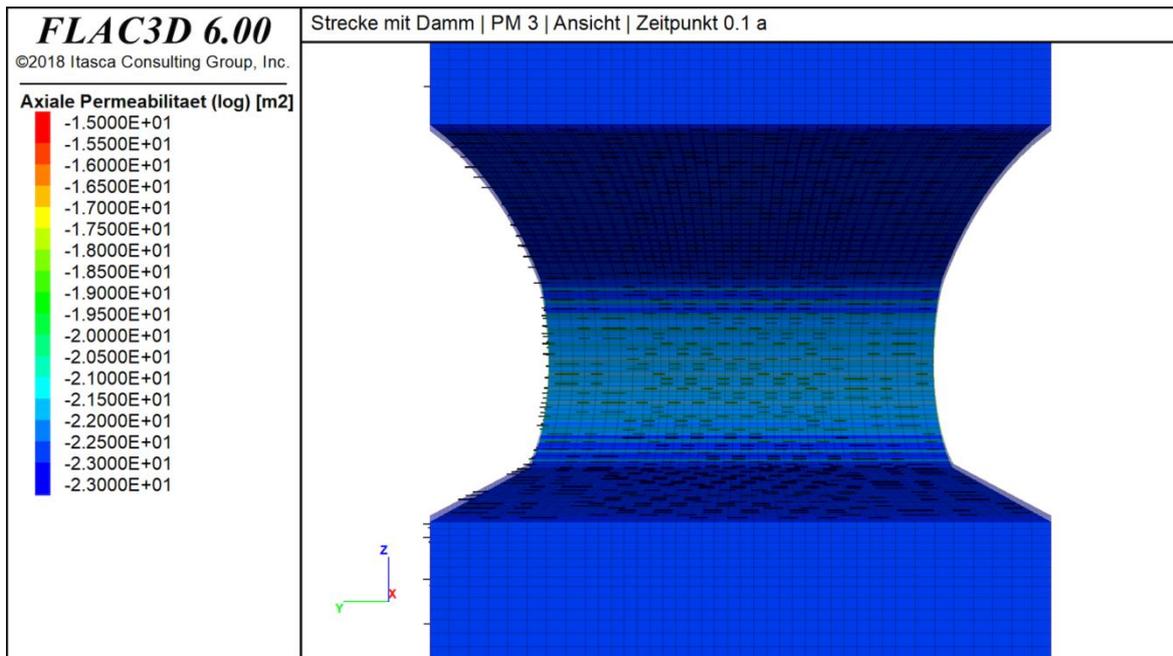


Abbildung C 47: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

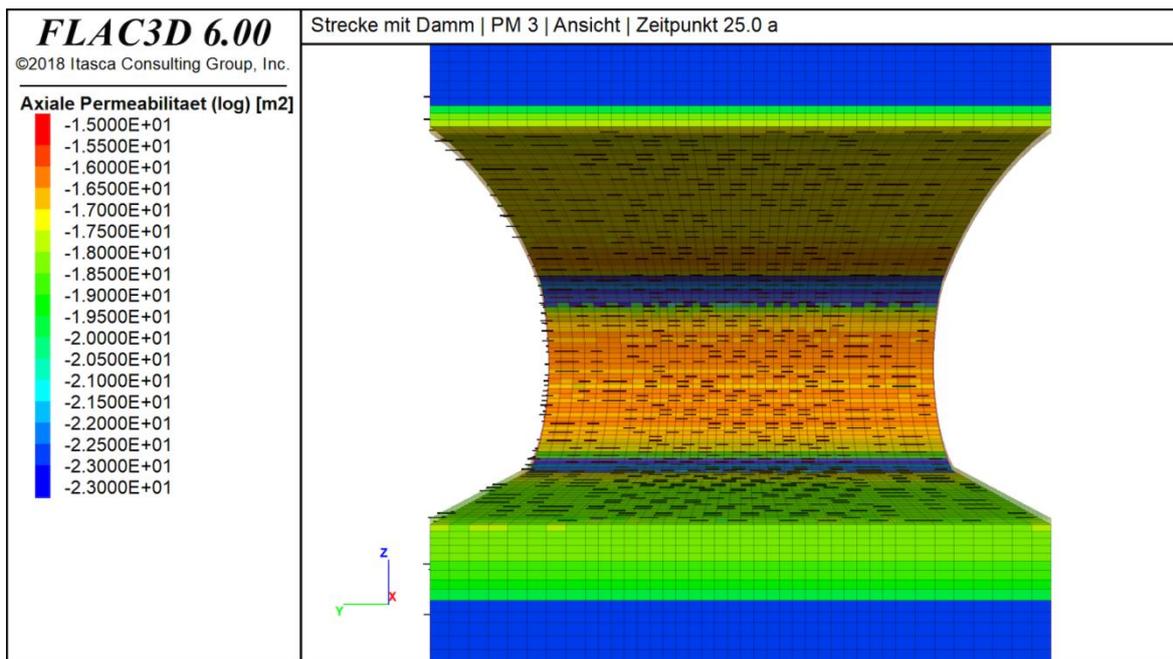


Abbildung C 48: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

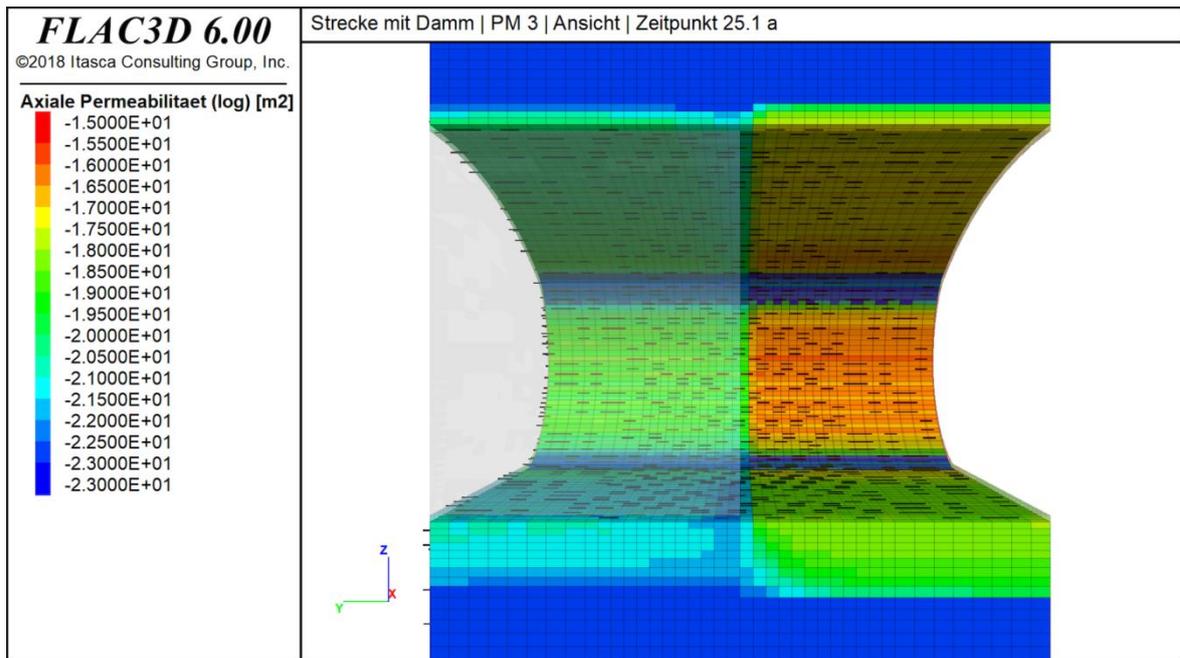


Abbildung C 49: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht mit Damm grau angedeutet)

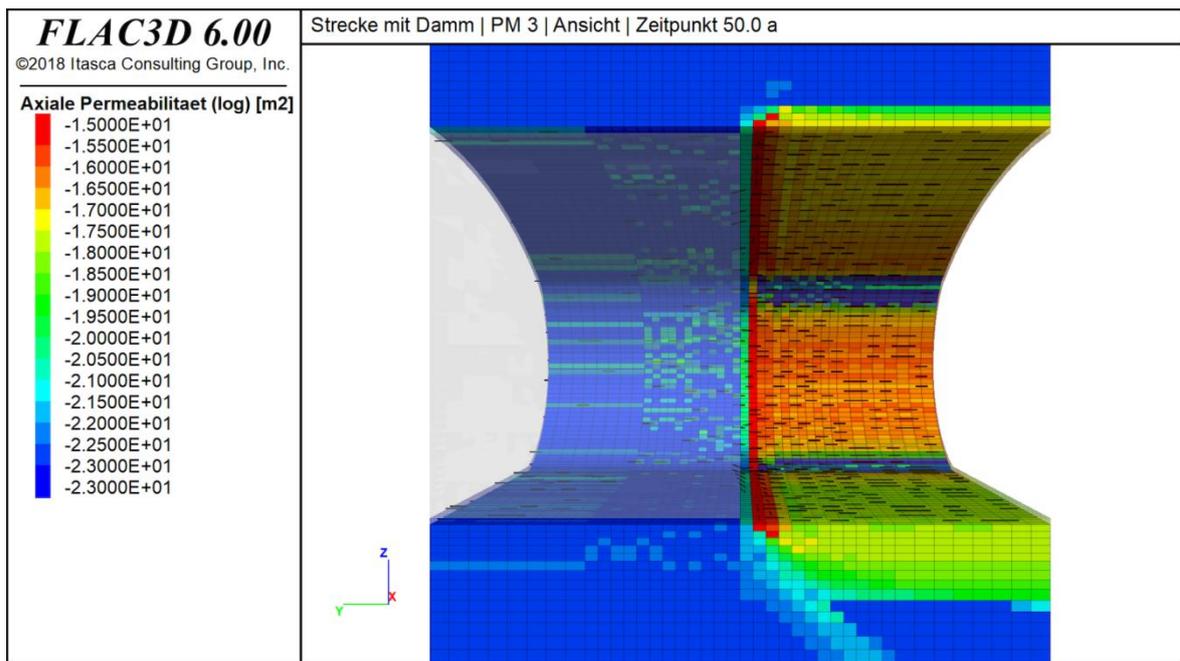


Abbildung C 50: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht mit Damm grau angedeutet)

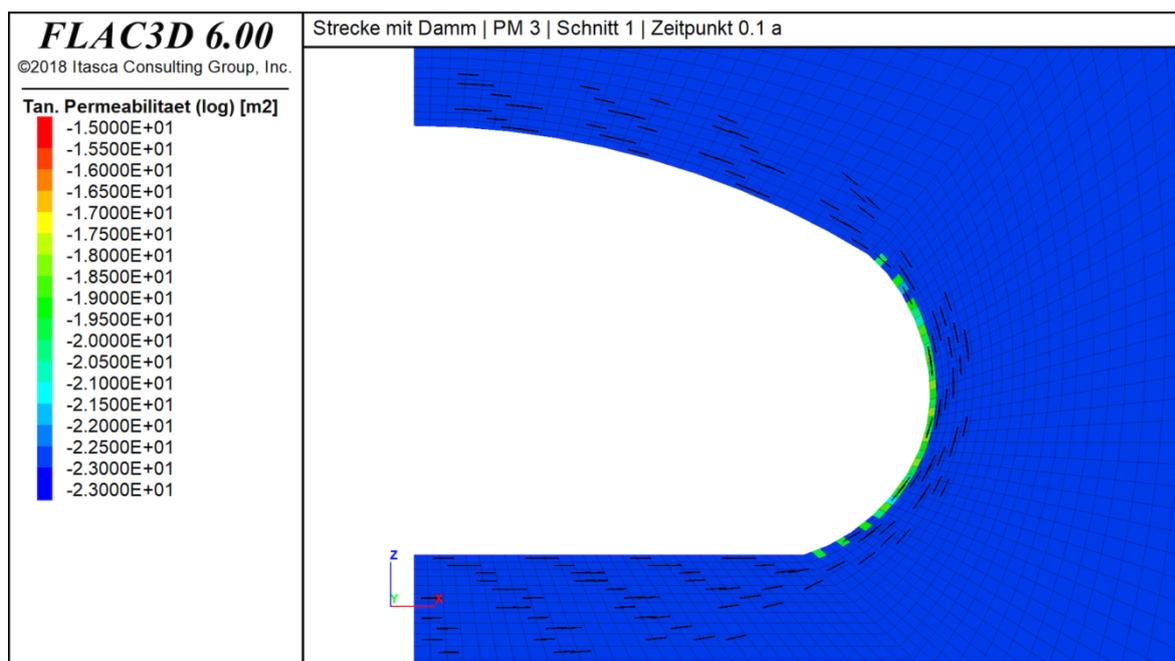


Abbildung C 51: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

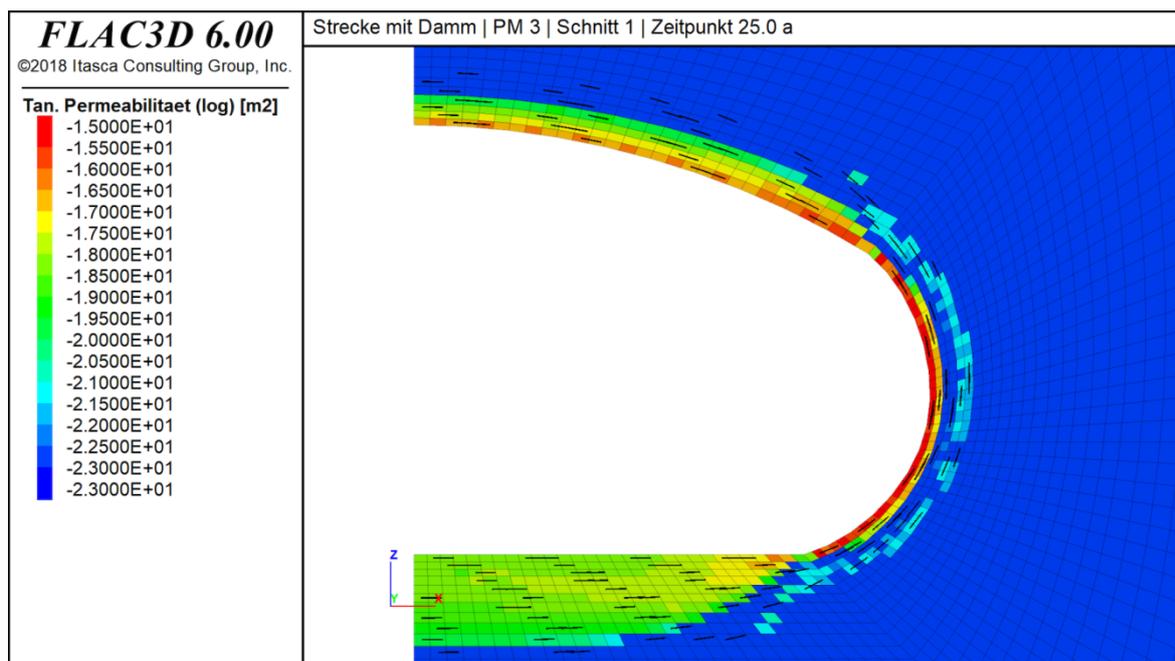


Abbildung C 52: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

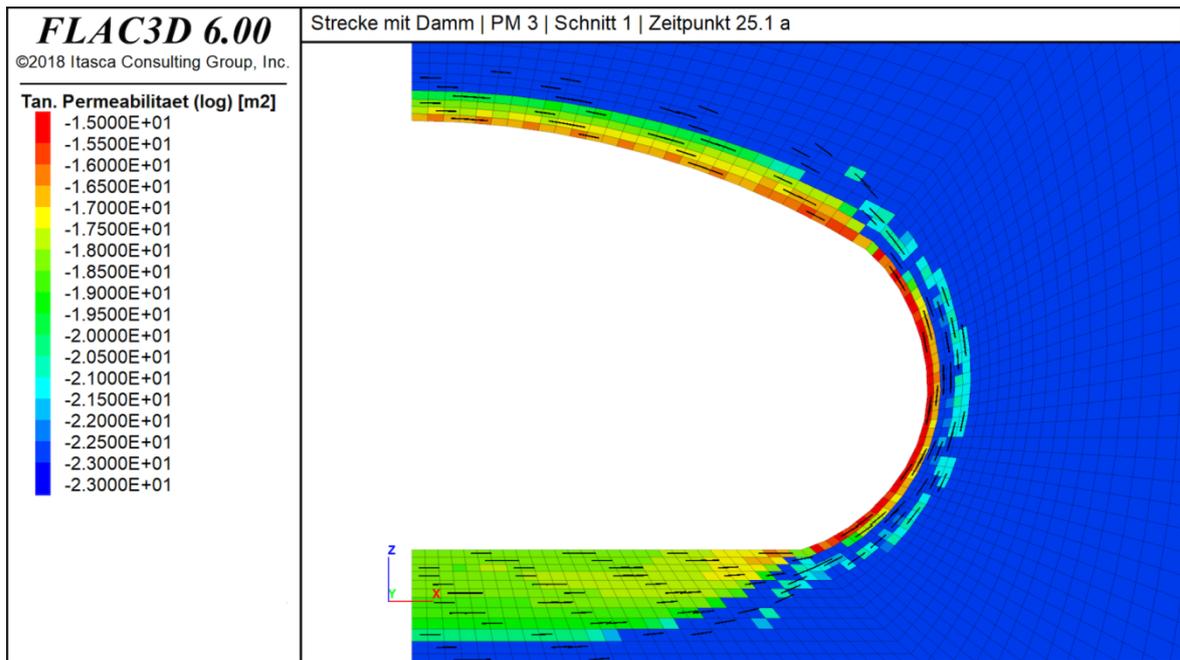


Abbildung C 53: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

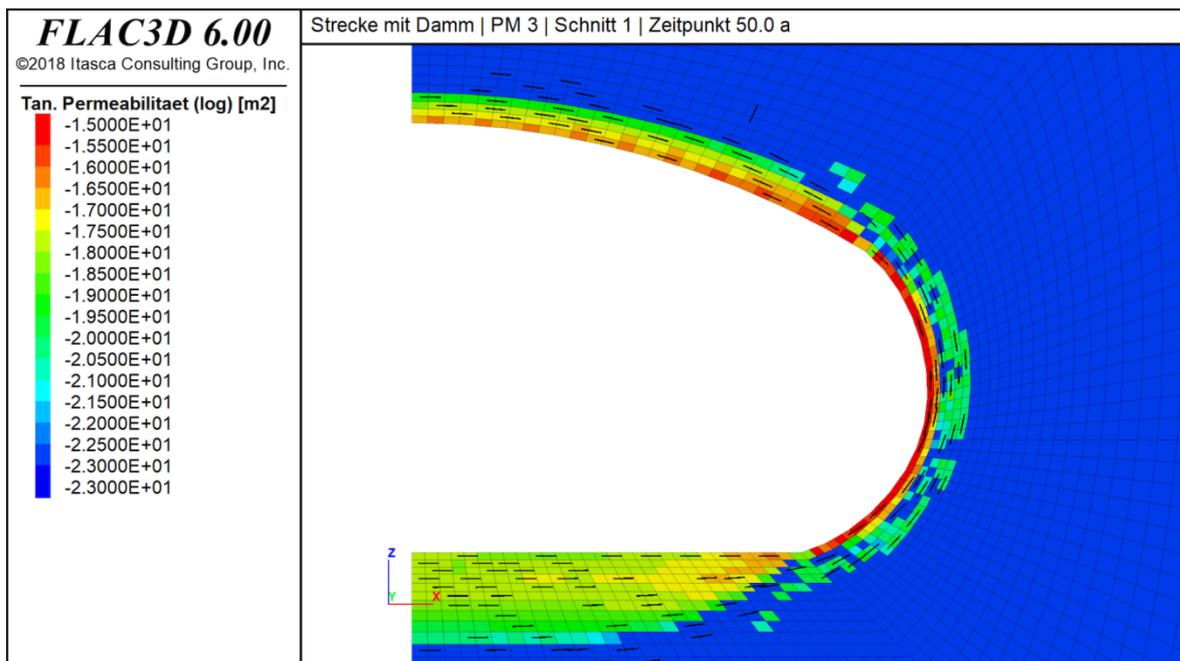


Abbildung C 54: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

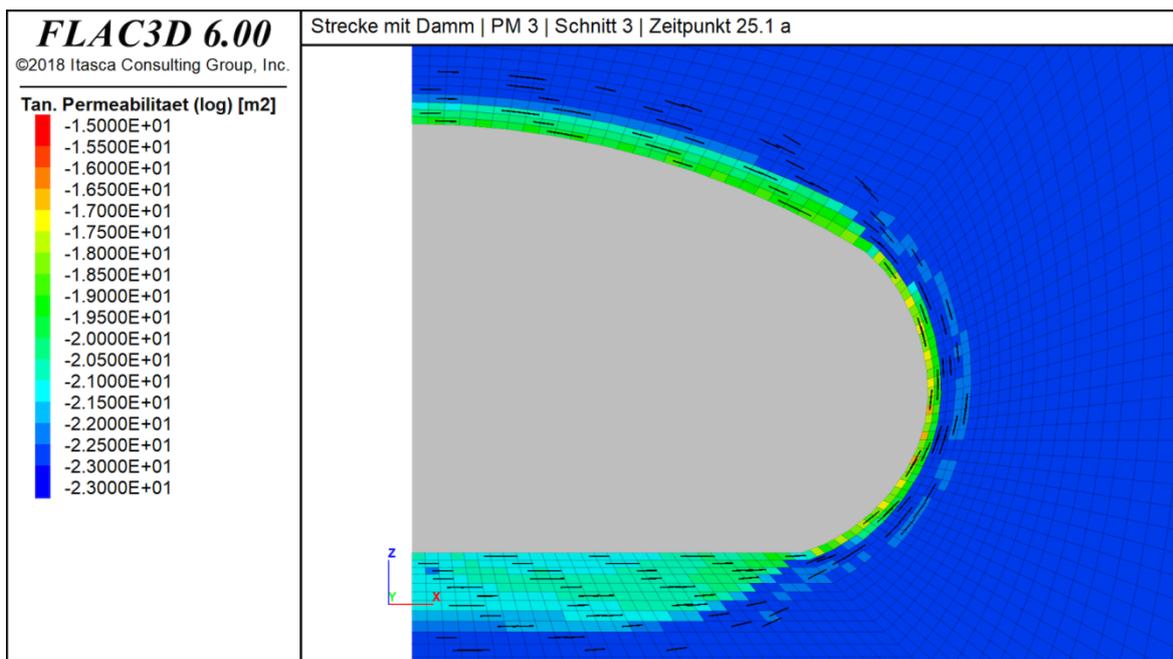


Abbildung C 55: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3 mit Damm grau angedeutet)

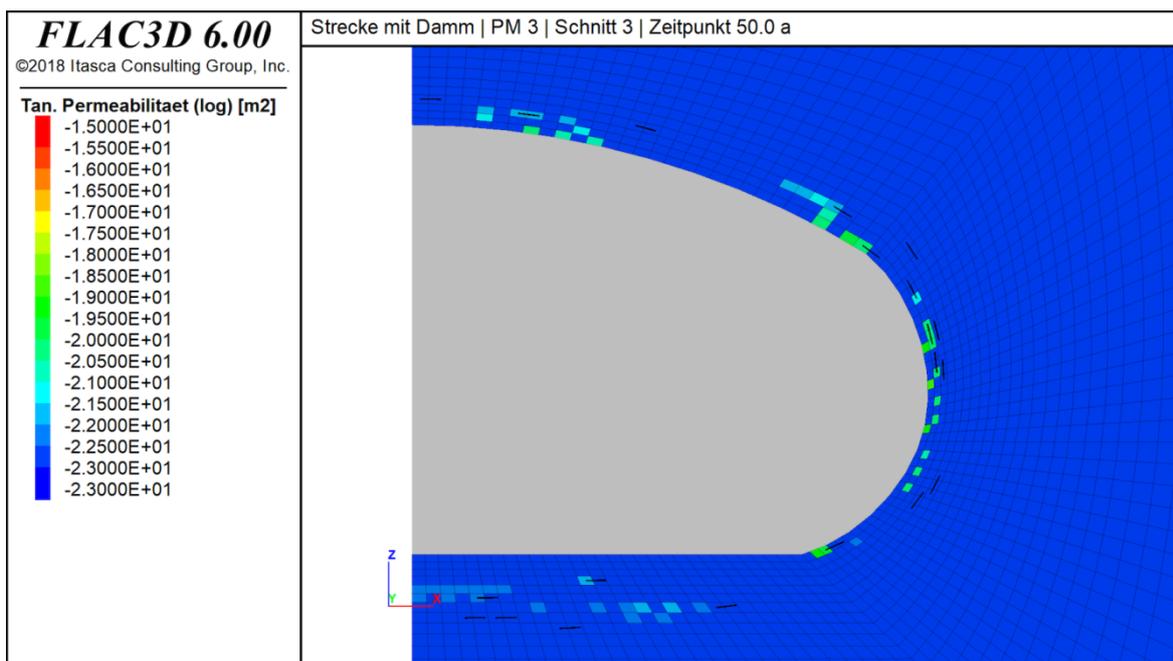


Abbildung C 56: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3 mit Damm grau angedeutet)

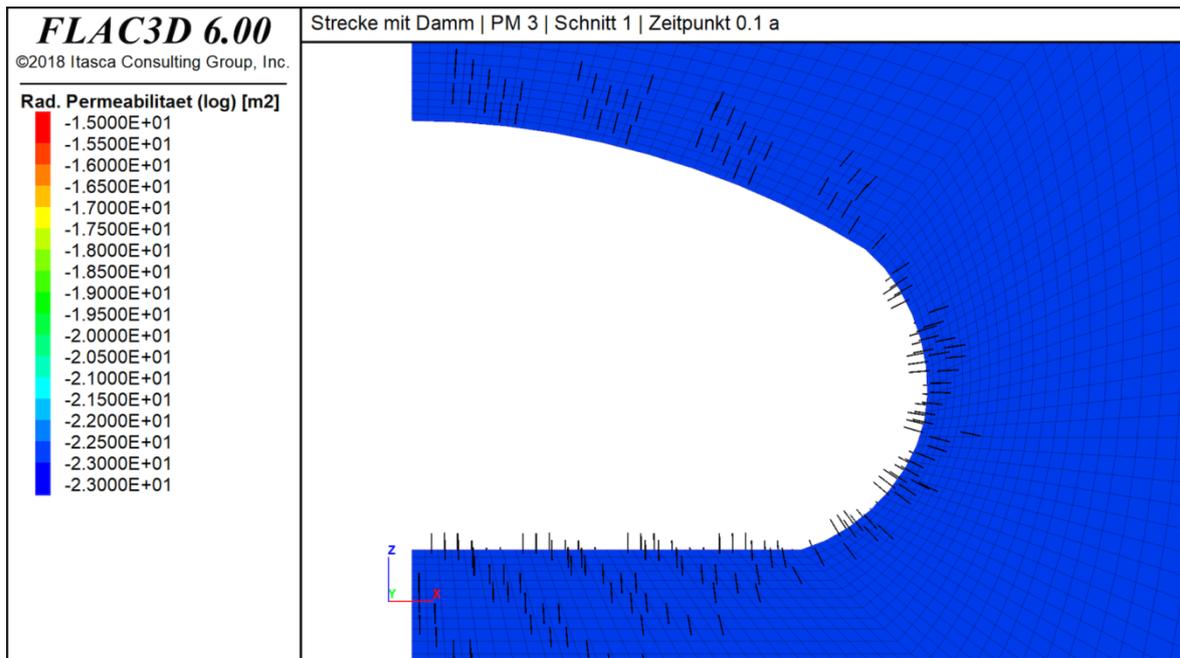


Abbildung C 57: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

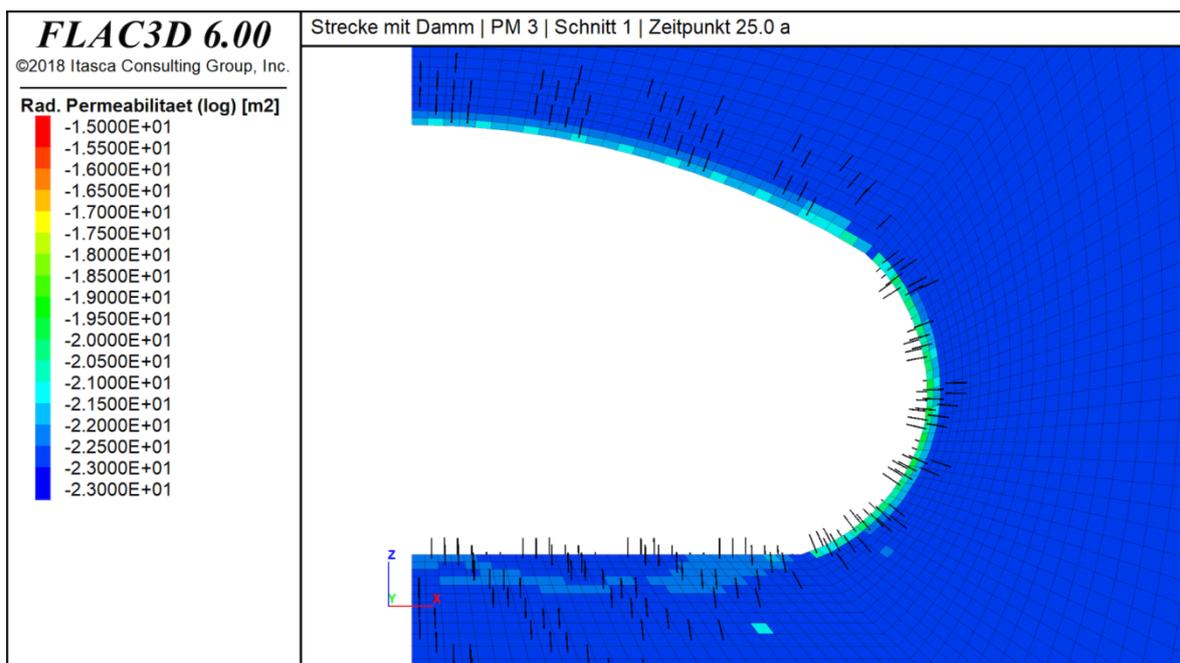


Abbildung C 58: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

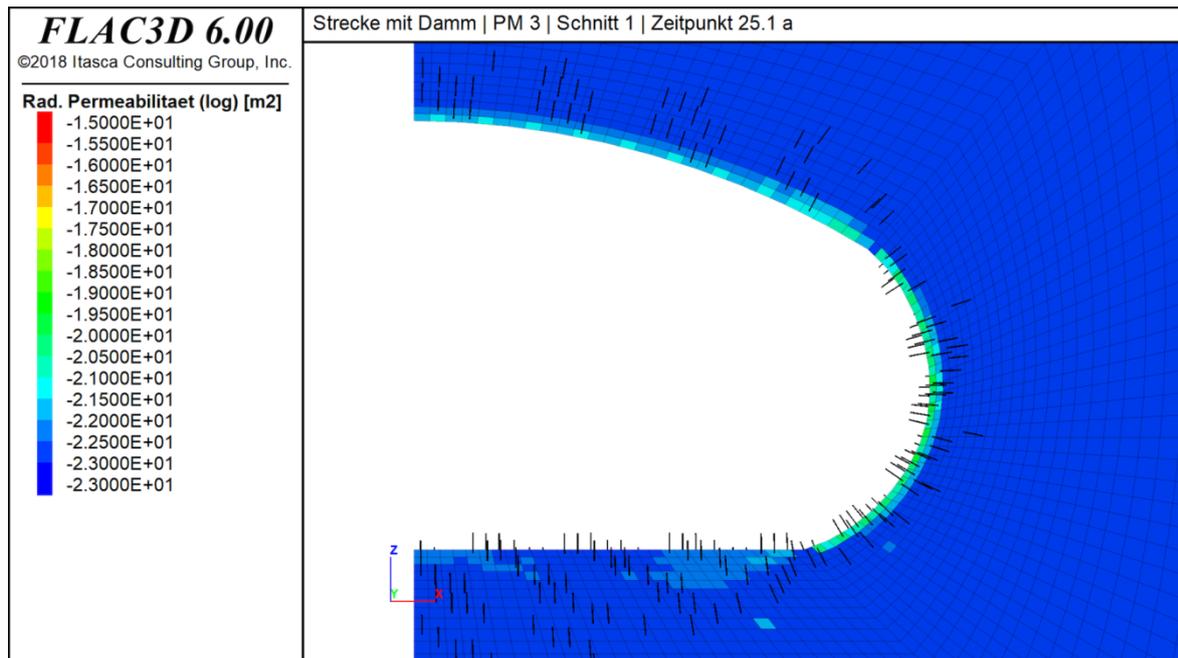


Abbildung C 59: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

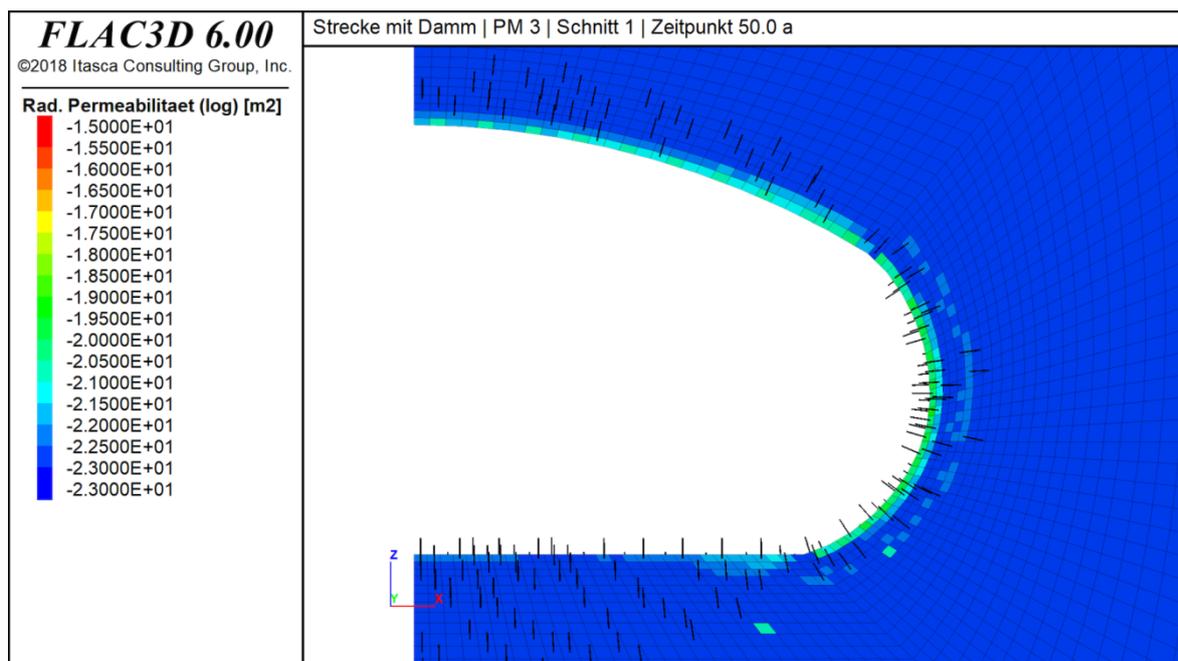


Abbildung C 60: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

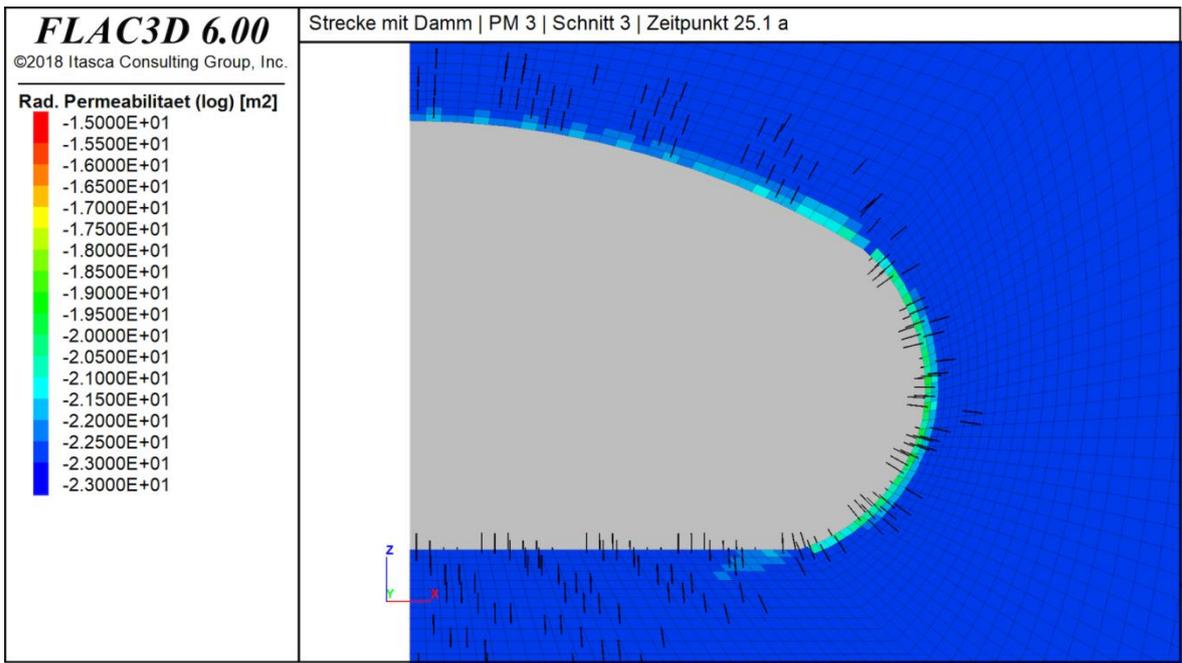


Abbildung C 61: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3 mit Damm grau angedeutet)

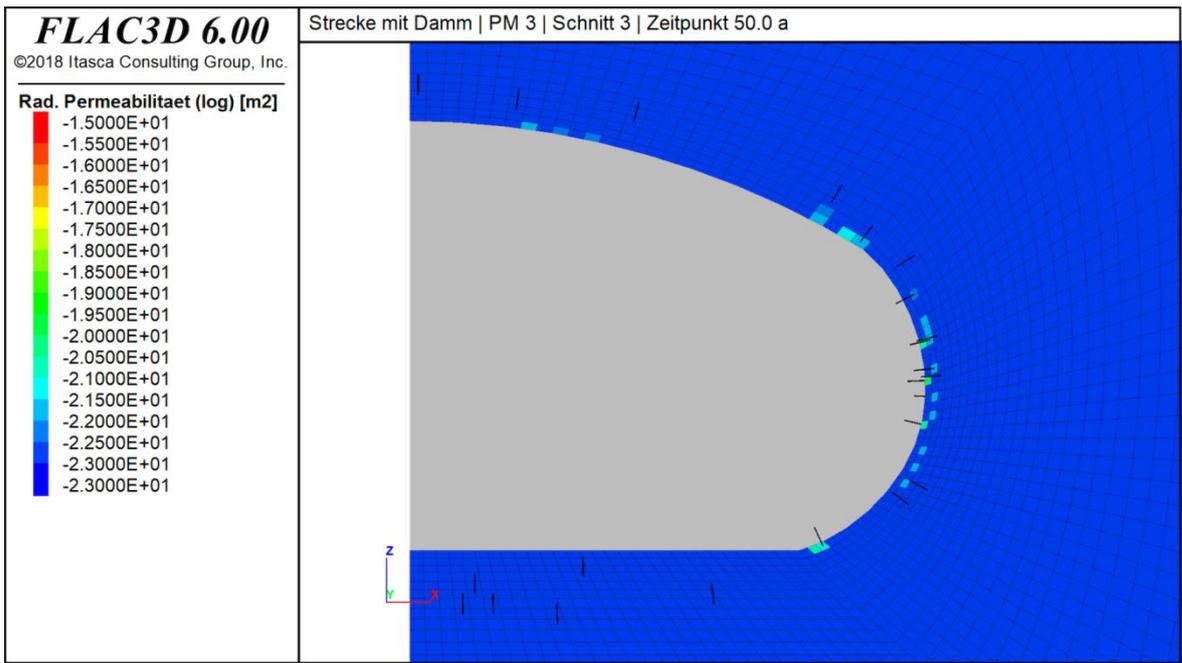


Abbildung C 62: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3 mit Damm grau angedeutet)

Anhang D – Berechnungsergebnisse zu Abschnitt 5.3.4

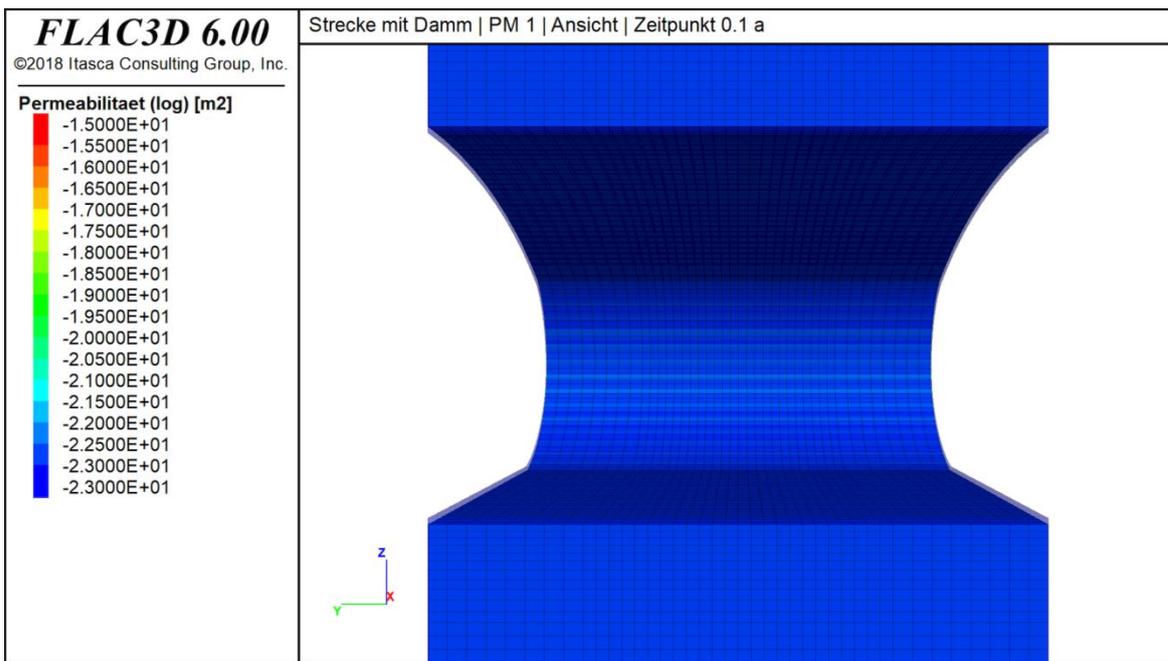


Abbildung D 1: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

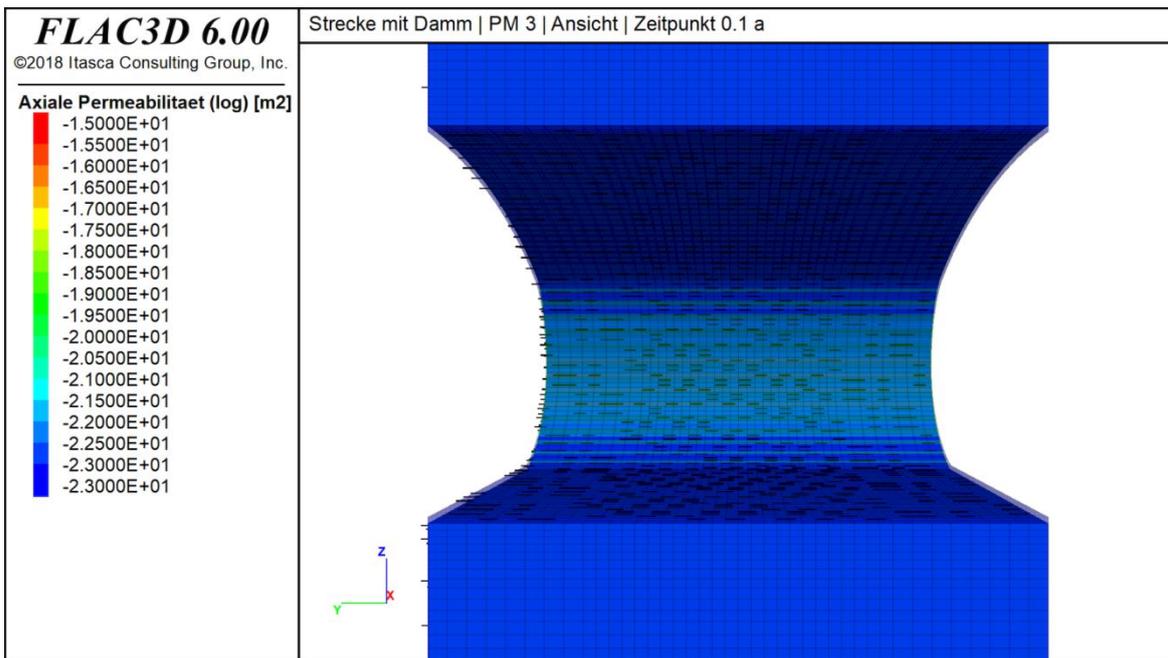


Abbildung D 2: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Ansicht)

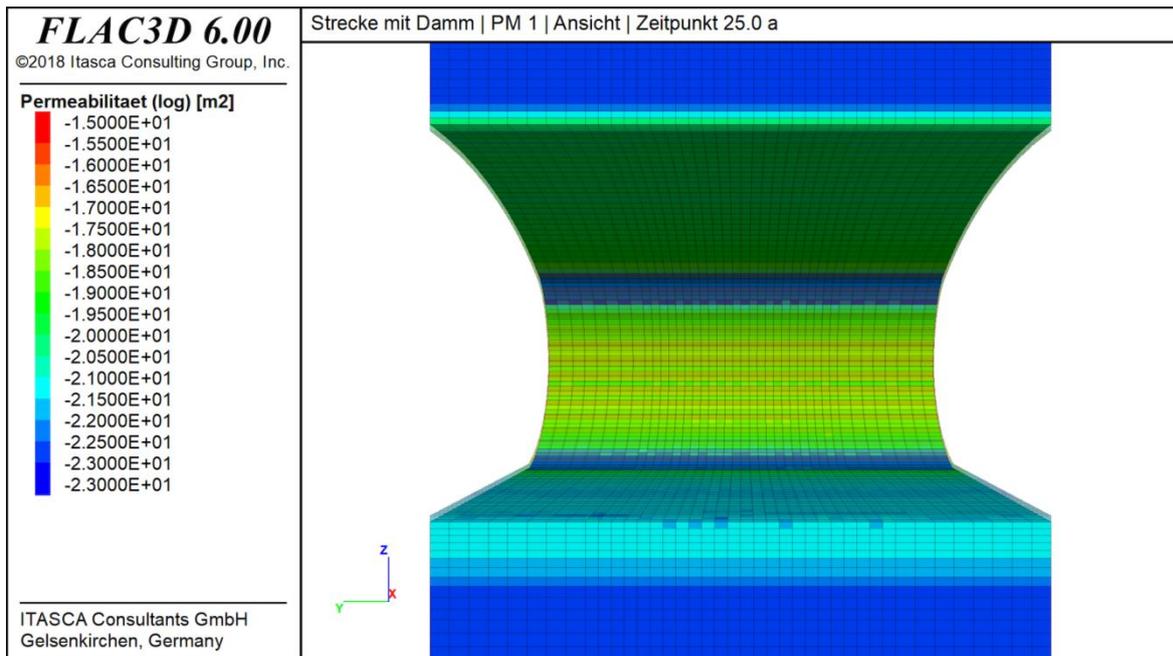


Abbildung D 3: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

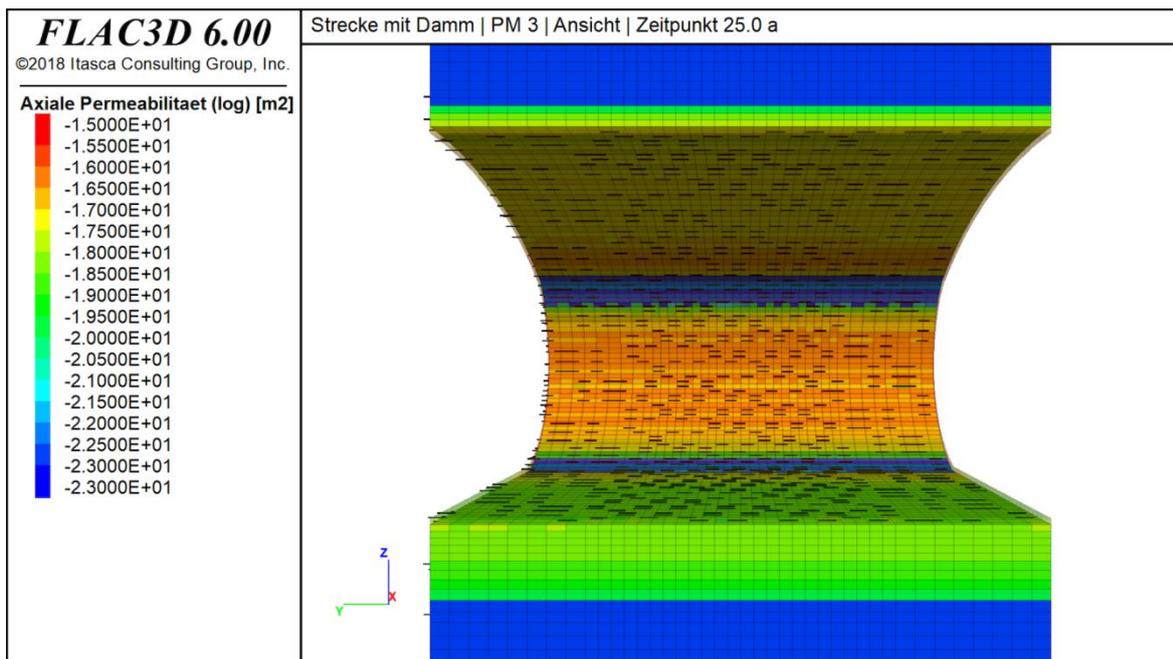


Abbildung D 4: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Ansicht)

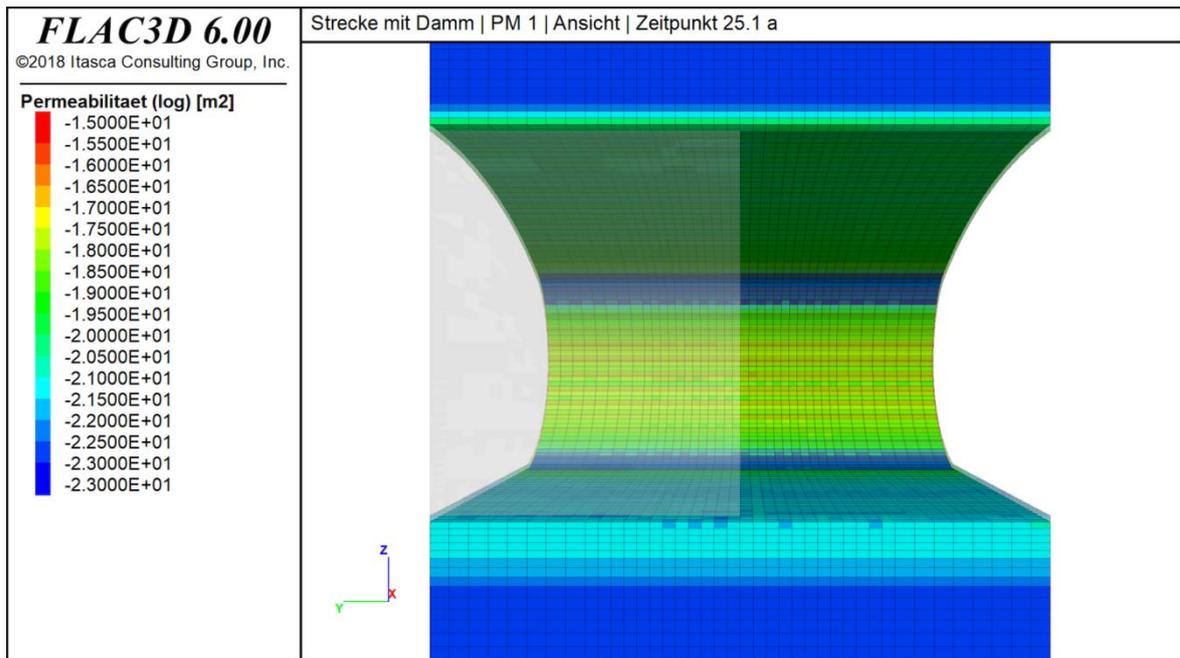


Abbildung D 5: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht mit Damm grau angedeutet)

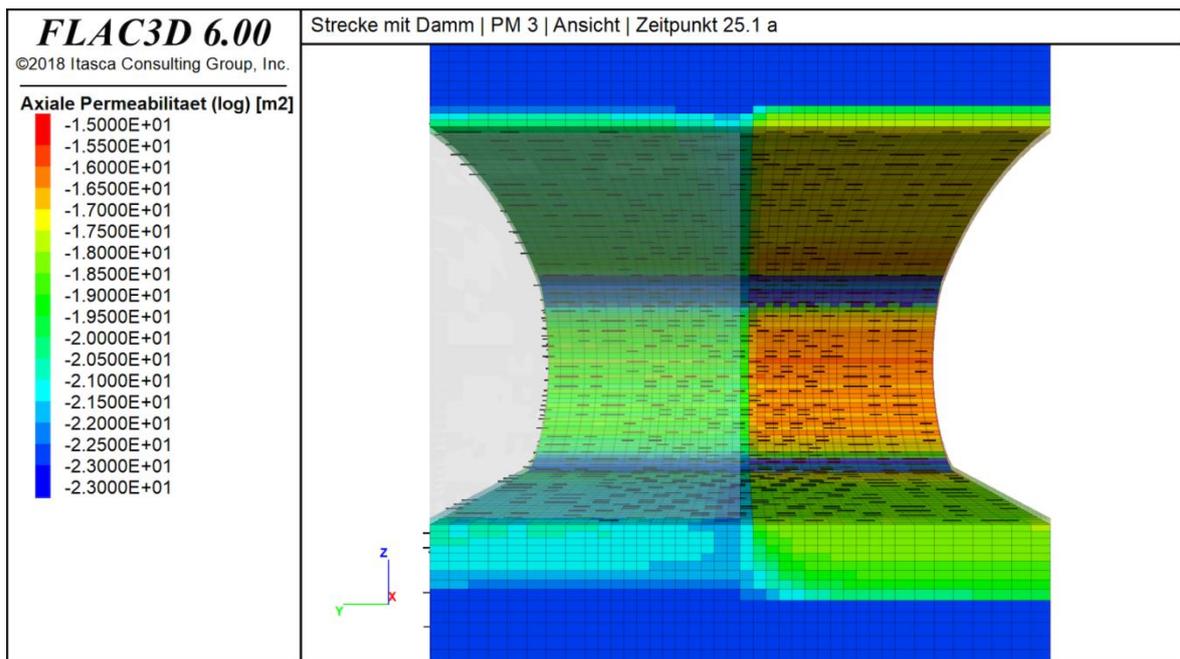


Abbildung D 6: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Ansicht mit Damm grau angedeutet)

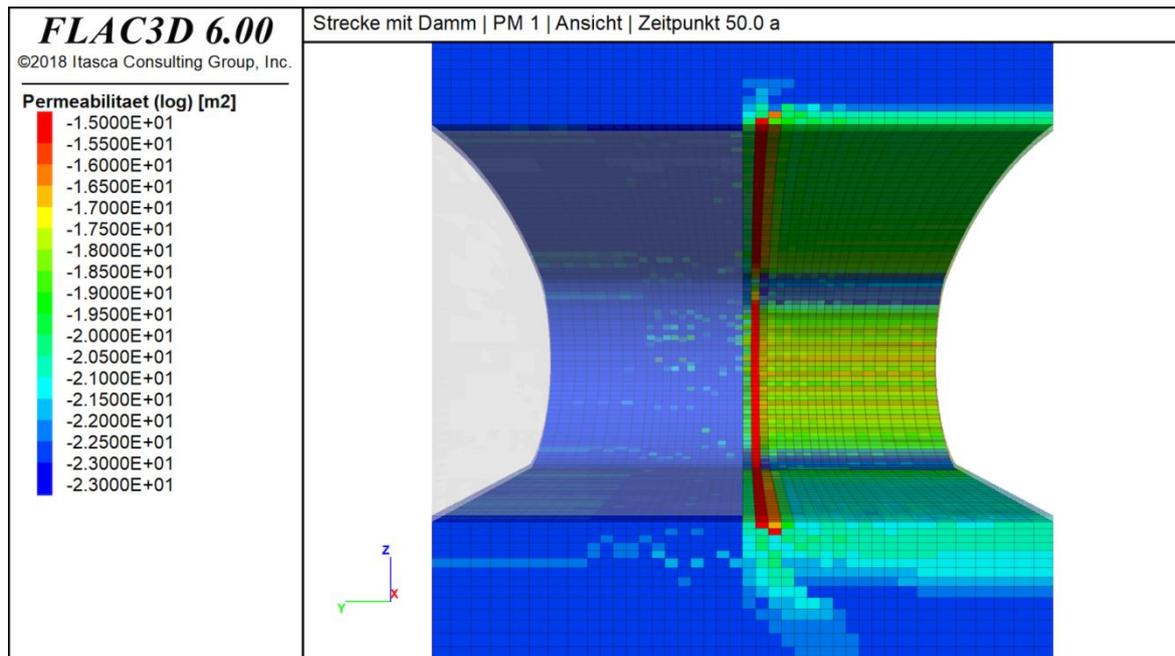


Abbildung D 7: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht mit Damm grau angedeutet)

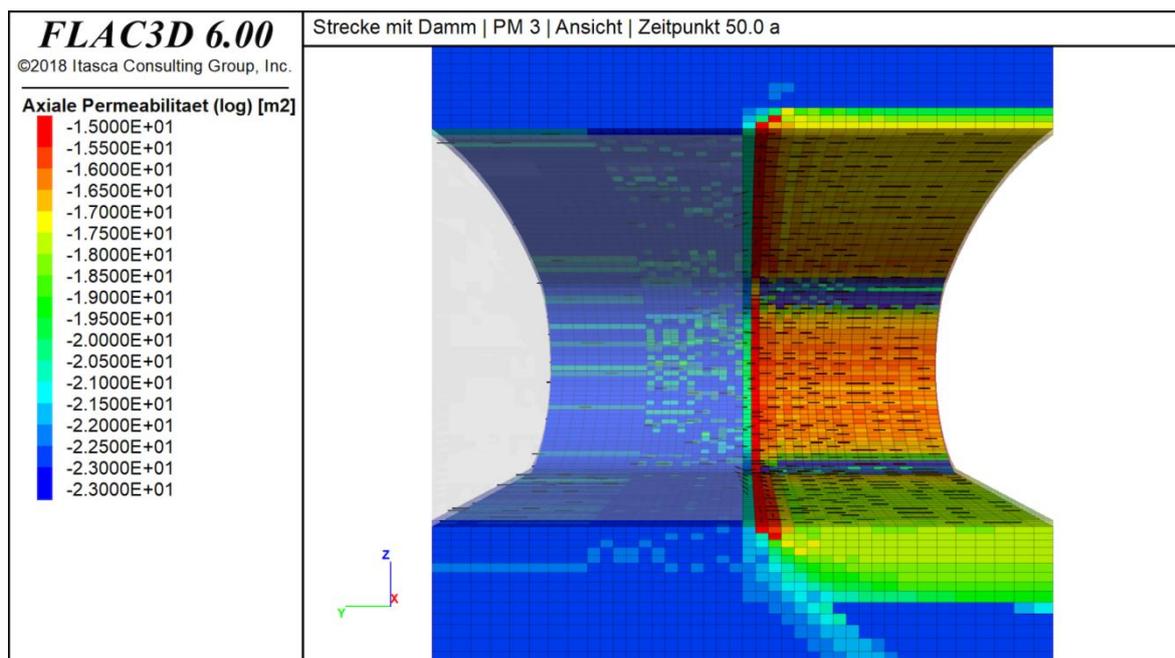


Abbildung D 8: Axiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Ansicht mit Damm grau angedeutet)

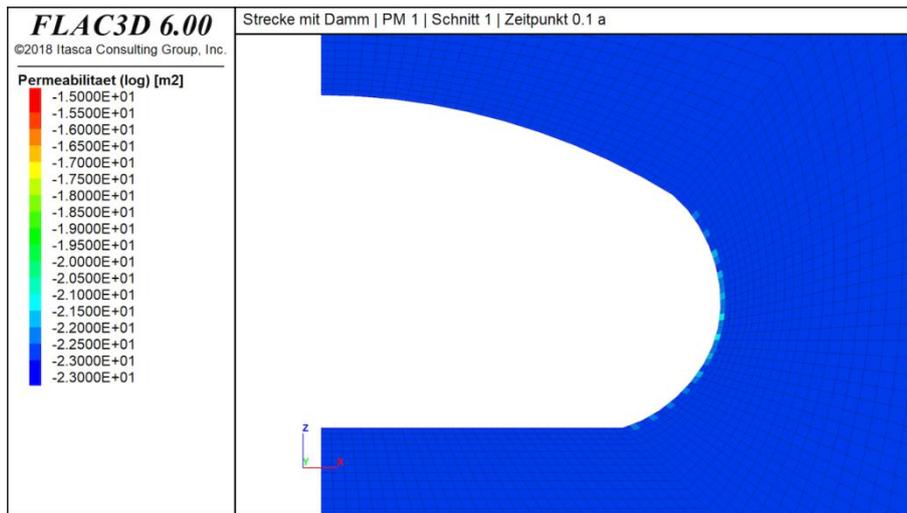


Abbildung D 9: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

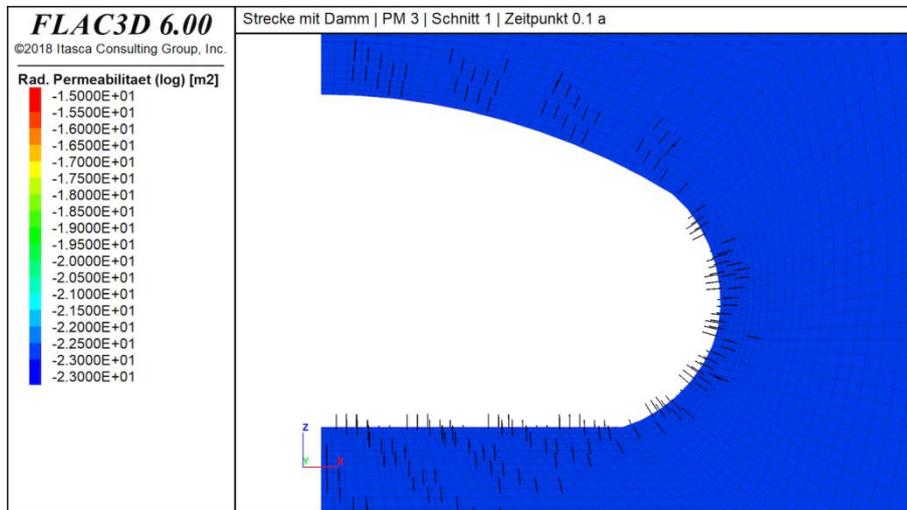


Abbildung D 10: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

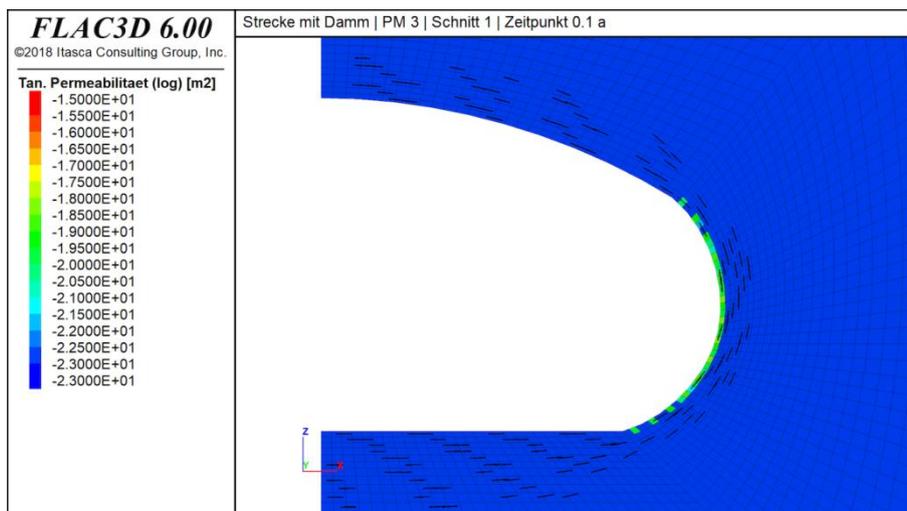


Abbildung D 11: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 0,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

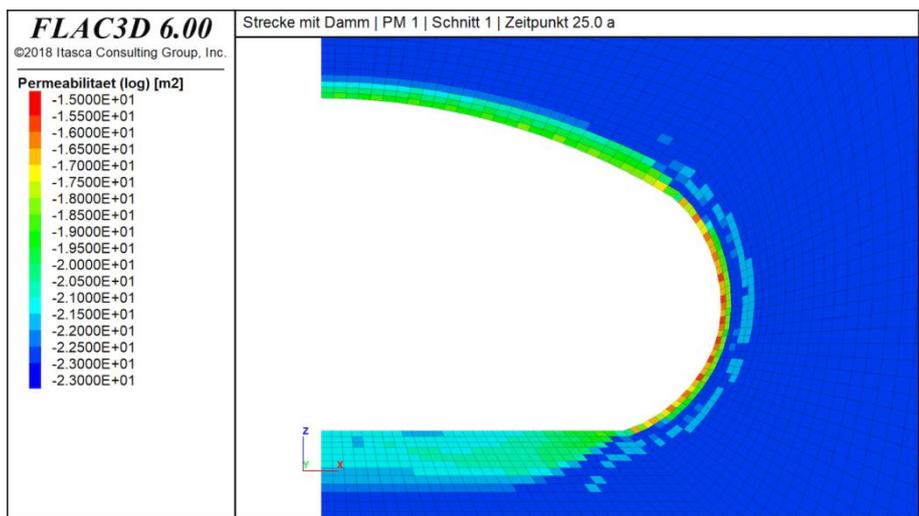


Abbildung D 12: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

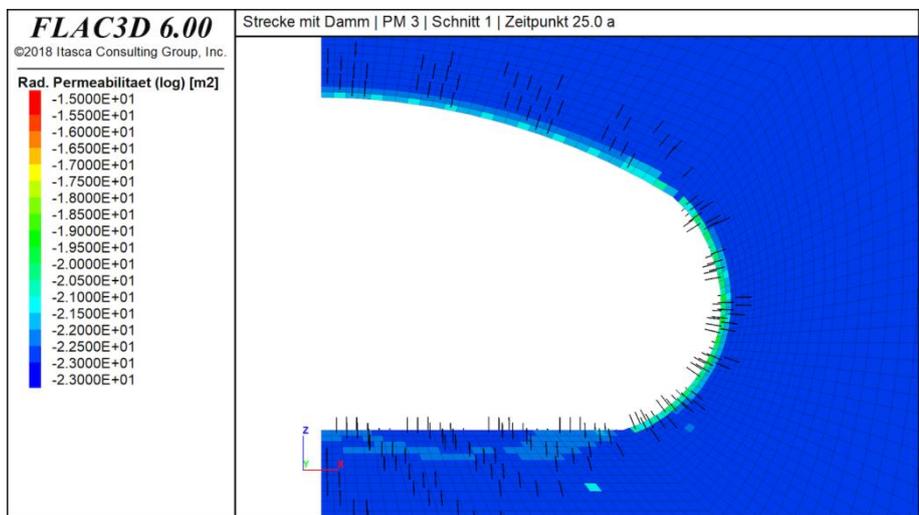


Abbildung D 13: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

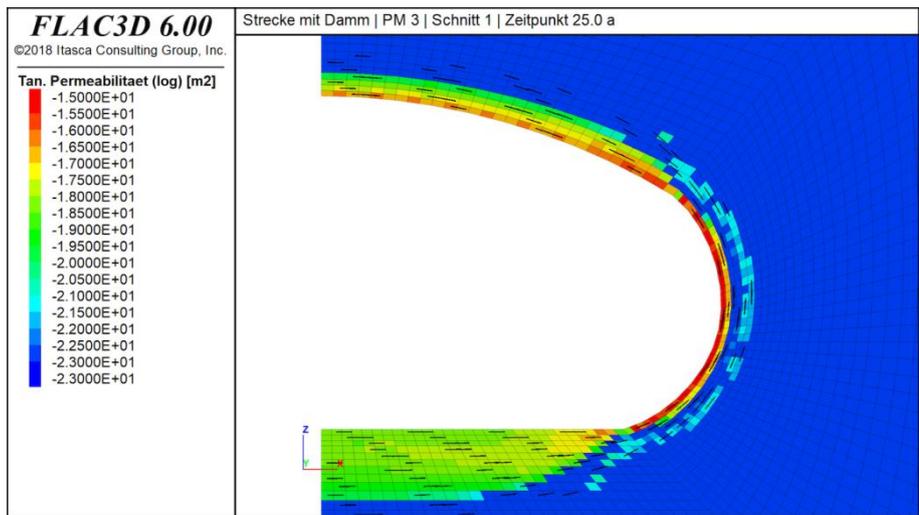


Abbildung D 14: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

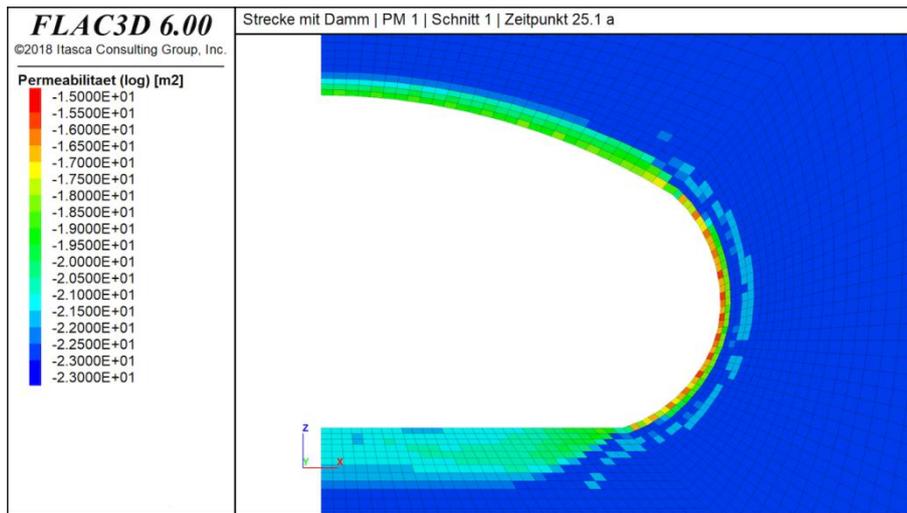


Abbildung D 15: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

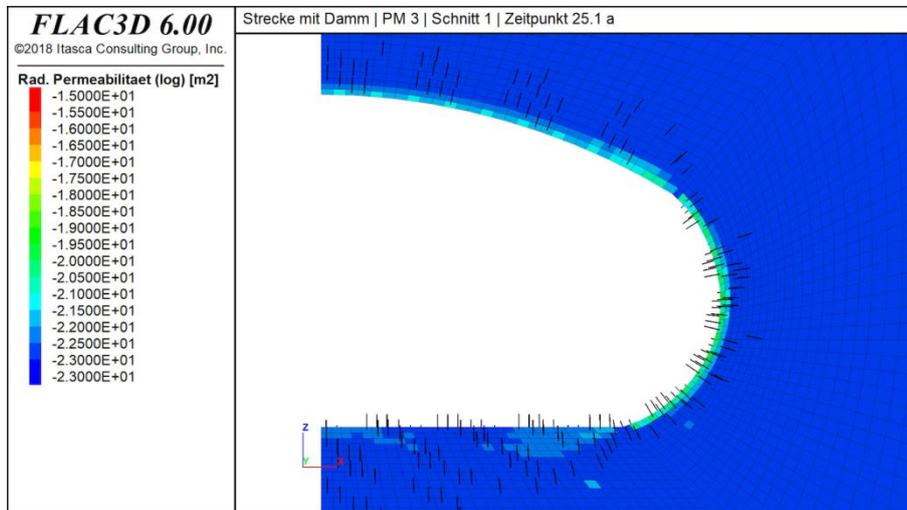


Abbildung D 16: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

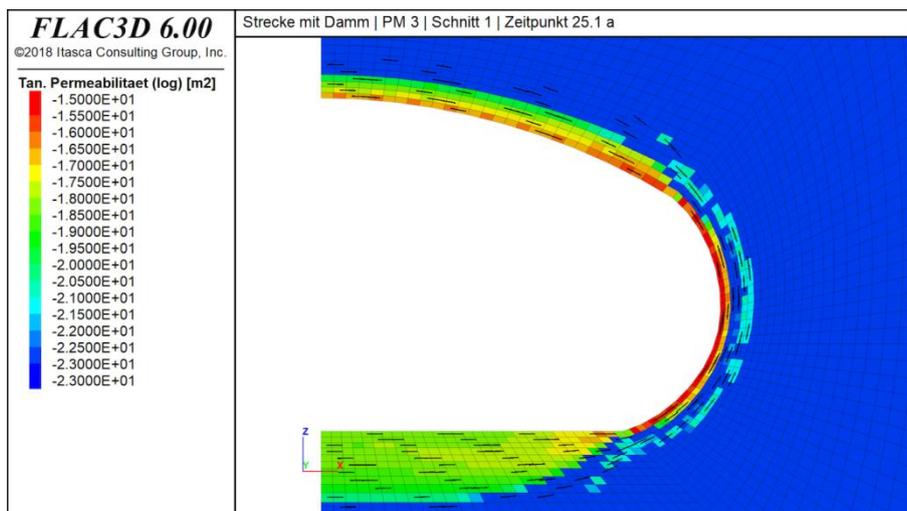


Abbildung D 17: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

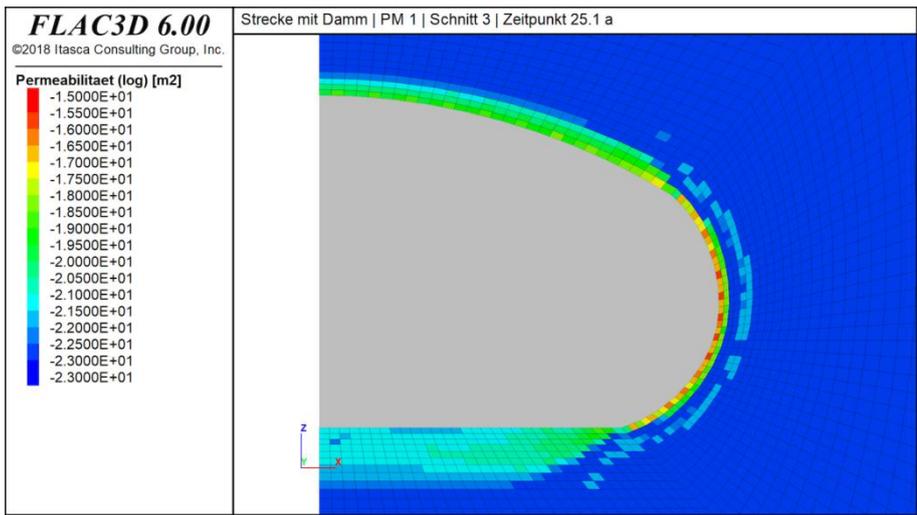


Abbildung D 18: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3 mit Damm grau angedeutet)

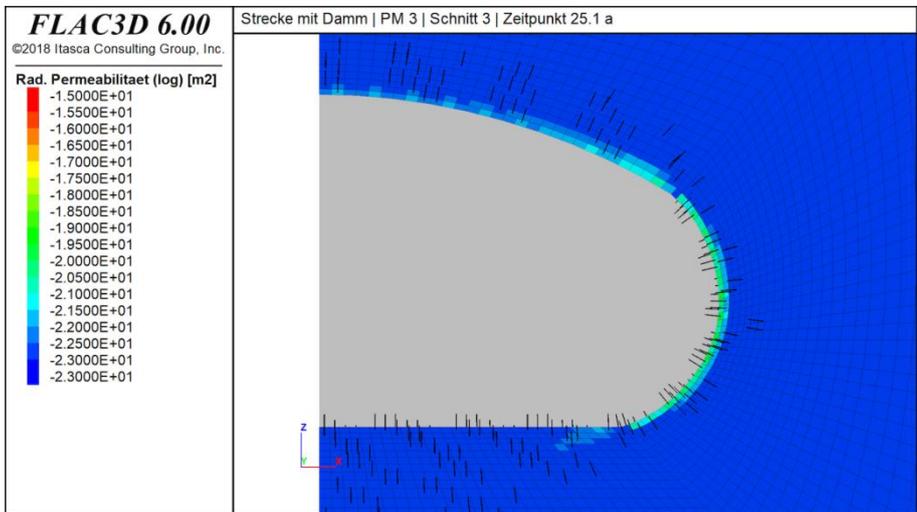


Abbildung D 19: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

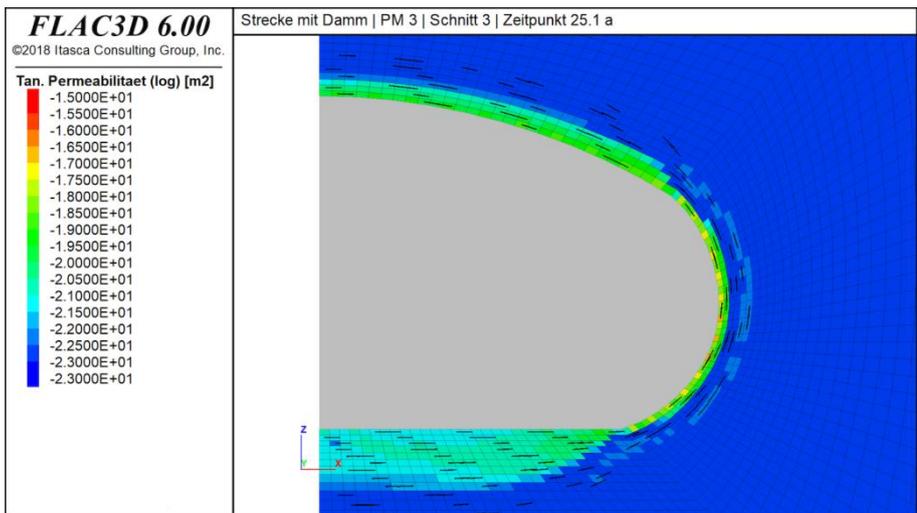


Abbildung D 20: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 25,1 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

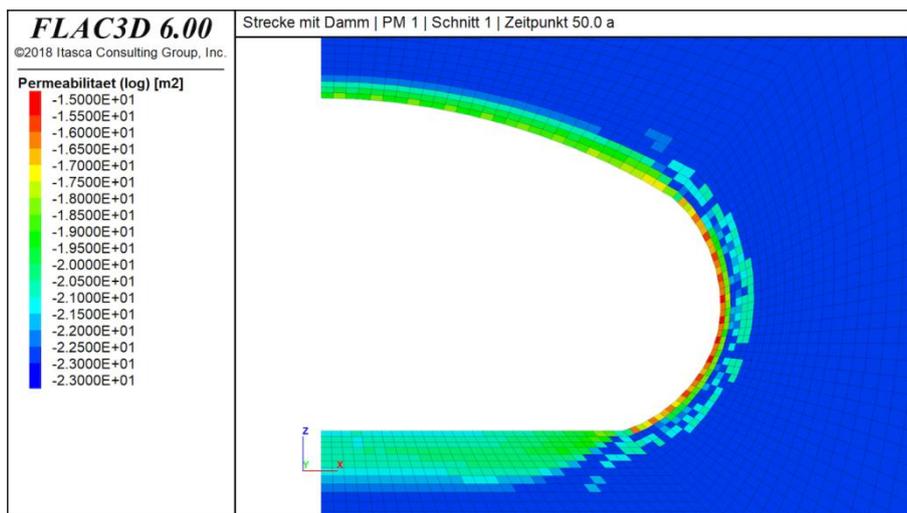


Abbildung D 21: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

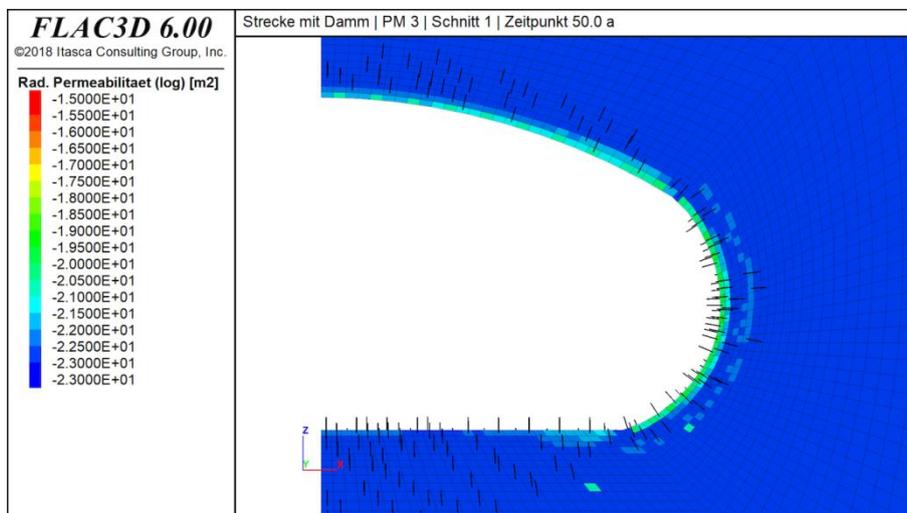


Abbildung D 22: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

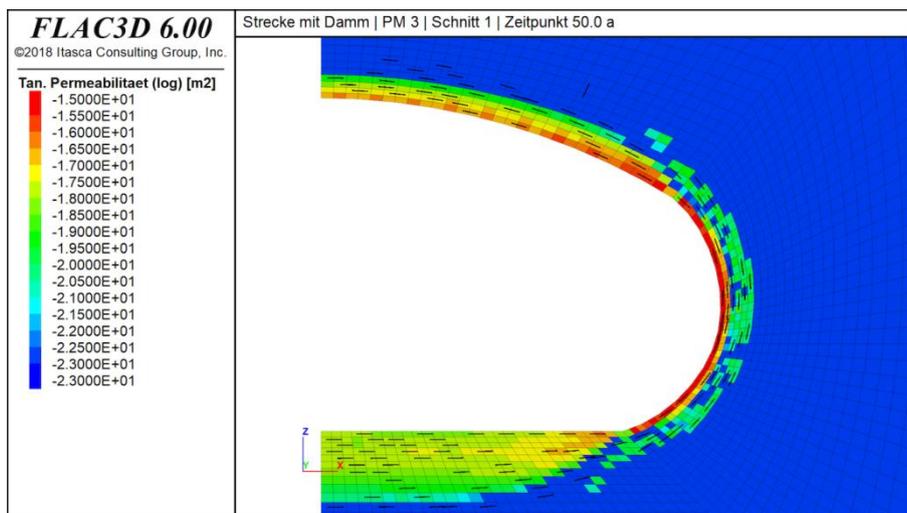


Abbildung D 23: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 1)

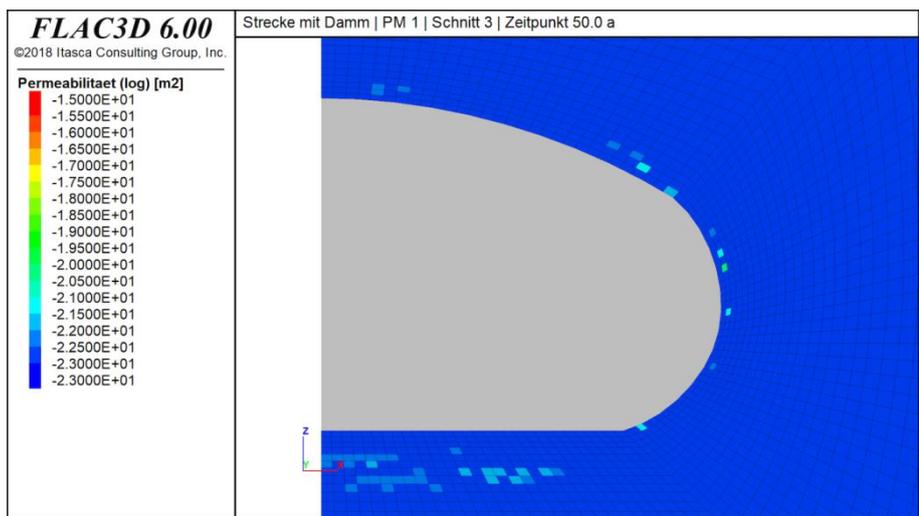


Abbildung D 24: Permeabilität in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 1 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3 mit Damm grau angedeutet)

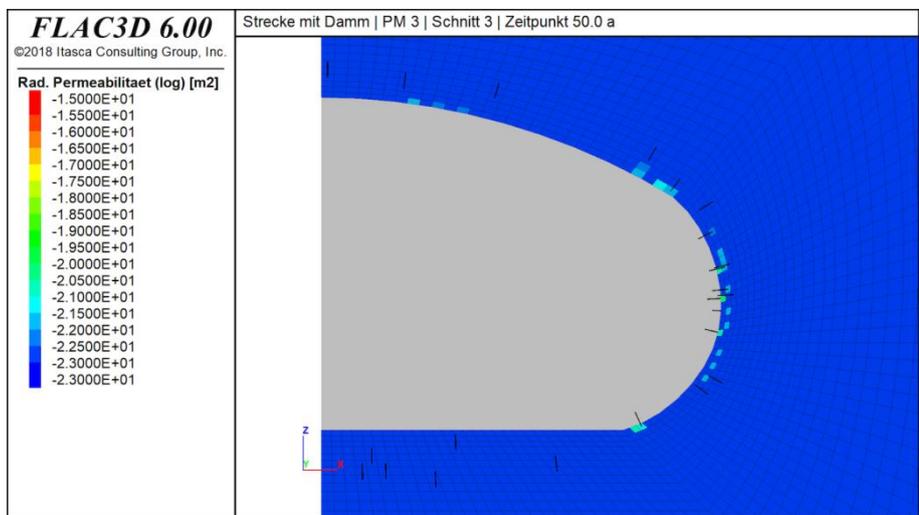


Abbildung D 25: Radiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3)

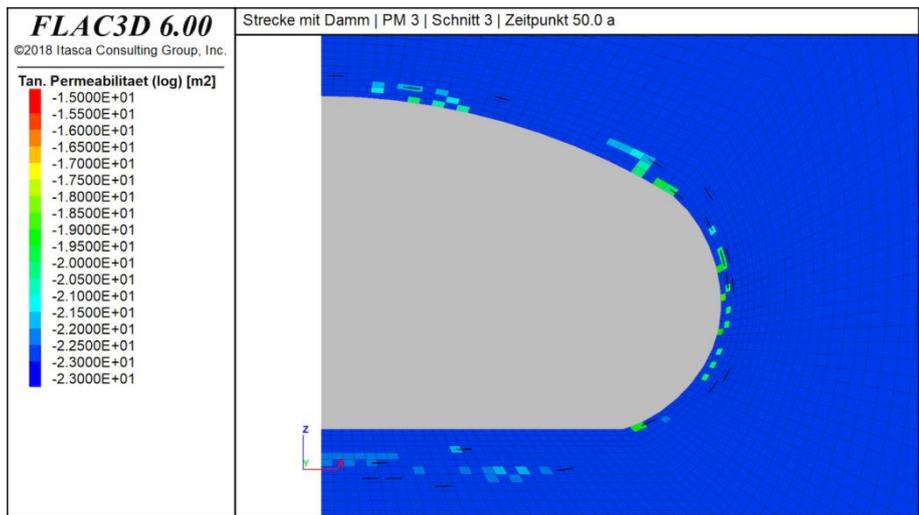


Abbildung D 26: Tangentiale Permeabilität mit Richtung in (log) m² berechnet mit dem Permeabilitätsmodell 3 zum Zeitpunkt 50,0 a nach Auffahrung (Schnitt 3)



Lebenslauf

Persönliche Daten

Christian Peter Missal

Geboren am 19.11.1976 in Hamburg

Beruflicher Werdegang

seit 05/2016

Senior Consultant, ITASCA Consultants GmbH, Gelsenkirchen

10/2008 – 04/2016

Wissenschaftlicher Mitarbeiter, Institut für Grundbau und Bodenmechanik,
TU Braunschweig

02/2007 – 09/2008

Wissenschaftlicher Mitarbeiter, Institut für Bauwerkserhaltung und Tragwerk,
TU Braunschweig

11/2005 – 01/2007

Bauleiter, Kurt Fredrich Spezialtiefbau GmbH, Loxstedt/Bremerhaven

Ausbildung

10/2002 – 11/2005

Diplomstudium Bauingenieurwesen (Diplom), TU Braunschweig

10/2000 – 09/2002

Diplomstudium Bauingenieurwesen (Vordiplom), TU Dresden

09/1997 – 02/2000

Ausbildung Beton- und Stahlbetonbauer, Wayss & Freytag AG Ingenieurbau, Hamburg

09/1996 – 06/1997

Grundwehrdienst, Technische Spezialkompanie (PpiPi) 200, Albersdorf

09/1987 – 06/1996

Abitur, Gymnasium Dörpsweg, Hamburg