



ARBEITSBERICHT NAB 23-39

Analytische Methoden zur Untersuchung
der Sickerströmung und des Transports in
einem generischen Tiefenlager für radio-
aktive Abfälle

Oktober 2023

Kalman Kovári



ARBEITSBERICHT

NAB 23-39

Analytische Methoden zur Untersuchung der Sickerströmung und des Transports in einem generischen Tiefenlager für radioaktive Abfälle

Oktober 2023

Kalman Kovári

STICHWÖRTER

Auflockerungszone, Strömungszeit, Flussrate, Mengenentwicklung, Formeln

Nagra Arbeitsberichte stellen Ergebnisse aus laufenden Aktivitäten dar, welche nicht zwingend einem vollumfänglichen Review unterzogen wurden. Diese Berichtsreihe dient dem Zweck der zügigen Verteilung aktueller Fachinformationen.

Der vorliegende Bericht wurde im Auftrag der Nagra erstellt. Die Autoren haben ihre eigenen Ansichten und Schlussfolgerungen dargestellt. Diese müssen nicht zwingend mit denjenigen der Nagra übereinstimmen.

Zusammenfassung

Im vorliegenden Bericht werden geschlossene Formeln für die Beschreibung der Sickerströmung entlang den Auflockerungszonen (AUZ) eines generischen Tiefenlagers für hochradioaktive Abfälle (HAA-Lagers) abgeleitet und diese für umfassende Modellrechnungen verwendet. Das hydraulische Netzwerk lehnt sich an die von der Nagra im Jahre 2016 vorgestellte Lagerauslegung, die mit wenigen Änderungen dem Stand von 2022 entspricht. Sie besteht aus einer Reihe gleich langer Lagerstollen und einem Betriebstunnel, welcher zu einem Betriebsschacht führt. Das Lager befindet sich in der Mitte der rund 100 m mächtigen Schicht des Wirtgesteins. Sowohl die Lagerstollen wie auch der Betriebstunnel weisen eine Bentonitverfüllung auf, deren Durchlässigkeitsbeiwert berücksichtigt werden kann. Die AUZ der Lagerstollen und des Betriebstunnels werden durch Versiegelungsbauwerke unterbrochen, welche die Flussrate zum Betriebstunnel verringern und die Strömungszeit vergrössern. Es erfolgt eine kontinuierliche Sickerströmung vom Wirtgestein in die Lagerstollen und hieraus entlang des Betriebstunnels zum Schachtfuss. An dieser Stelle herrscht ein piezometrischer Druck, der kleiner ist als der im ungestörten Wirtgestein vorherrschende Druck. Dank diesem Druckunterschied wird eine stationäre Sickerströmung im System aufrechterhalten. Das Wasser steigt in der kurzen Länge der AUZ des Schachtes zur Obergrenze des Wirtgesteins. Unsere Untersuchung der Sickerströmung endet am Schachtfuss.

Die vereinfachenden Annahmen der Strömungsberechnung sind im Wesentlichen die gleichen, welche den numerischen Berechnungen der von der Nagra verwendeten Software zugrunde liegen. Das Wirtgestein sowie das Gestein in der AUZ werden als homogen isotropes poröses Material betrachtet, das dem Gesetz von Darcy folgt. Die Strömung erfolgt gesättigt und stationär.

Die physikalischen Grössen, welche in den Berechnungen auftreten, sind der piezometrische Druck, die Filtergeschwindigkeit, die Strömungszeit und die Flussrate. Die eingeführten Parameter beziehen sich auf die Geometrie, auf die hydraulischen Eigenschaften und die Druckverhältnisse. Die Länge der Lagerstollen, ihr gegenseitiger Abstand, die Länge des Betriebstunnels, der Abstand zwischen dem Lagerfeld und Schacht, die Abmessungen der AUZ, die Länge des Verschlussbauwerkes sowie auf die Mächtigkeit des Wirtgesteins und ergeben insgesamt 9 geometrische Parameter. Die Zahl der Durchlässigkeitsbeiwerte beträgt 4. Zusammen mit dem im Wirtgestein herrschenden piezometrischen Druck und jenem am Schachtfuss werden somit im allgemeinen Fall 15 unabhängige Parameter in die Berechnungen eingeführt.

Den Ausgangspunkt der Ableitungen bildet die zweidimensionale Radialströmung vom Wirtgestein in die Lagerstollen. In der Umgebung eines Vertikalbrunnens, der eine unter gespanntem Grundwasser stehende Schicht durchörtert, spielen sich Vorgänge ab wie bei einem horizontalen Brunnen oder in einem Tunnel unter Grundwasser. Deshalb kann für die Lagerstollen unter Anpassung die Formel von Dupuit verwendet werden.

Ist der piezometrische Druck am Eingang des Lagerstollens in den Betriebstunnel bekannt, so kann die eindimensionale Strömung in ihm aufgrund des Gesetzes von Darcy und der Massenerhaltung exakt berechnet werden. So erhält man insbesondere jene Wassermenge, welche von den Lagerstollen in den Betriebstunnel einfließt. Um nun die Strömung im Betriebstunnel selbst zu ermitteln, greift man zu einem mathematischen Kunstgriff, indem man die singulären Wasserzutritte aus den einzelnen Lagerstollen auf die Länge entsprechend ihrem gegenseitigen Abstand gleichmässig verteilt. Dies ist eine in der Physik gängige Methode, um Singularitäten formal zu überwinden. Auf diese Weise ist es möglich das Problem des Betriebstunnels auf jenes der Lagerstollen zu überführen. In beiden Fällen ergibt sich für die Ermittlung des piezometrischen Drucks eine inhomogene lineare Differentialgleichung zweiter Ordnung, deren Integration auf die natürliche Exponentialfunktion führt. Dies erklärt die Tatsache, dass trotz einer grossen Zahl von Parametern geschlossene Lösungen möglich sind. Dies gilt ebenso für die Zeit, die es braucht, bis

das Wasser von einem Punkt des Lagerfeldes zum Schacht gelangt. Die mathematischen Ableitungen erfolgen schrittweise unter Verwendung von einfachen zu komplexeren Modellen, wobei sich die ersteren jeweils als Sonderfall des letzteren darstellen lassen.

Die erhaltenen Formeln bieten die Möglichkeit, die Strömungsvorgänge unter unterschiedlichen Modellannahmen und insbesondere für konservative Parameterwerte quantitativ zu untersuchen. Die erhaltenen Resultate bestätigen die von der Nagra bereits 2002 aufgrund numerischer Berechnungen erhaltene Erkenntnis, dass die Flussrate des aus dem Lager austretenden Wassers eine absolute Obergrenze hat, welche im Wesentlichen durch die Durchlässigkeit des Wirtgesteins bedingt ist. Besonders aufschlussreich sind neben den zahlreichen Diagrammen die Isolinien für die Strömungszeit im Lagerfeld, die unter Berücksichtigung der Porosität der AUZ ermittelt wird. So erkennt man beispielsweise jenen hinteren Bereich des Lagerfeldes, von dem das Wasser mehr als 1 Mio. J. benötigt, um den Schacht zu erreichen. Hieraus schliesst man, dass von dort keine Radionuklide während des Nachweiszeitraumes zum Schacht gelangen können.

Die Modellrechnungen haben des Weiteren ergeben, dass der mit Bentonit verfüllte Abschnitt des Betriebstunnels zwischen Schacht und Lagerfeld, je nach seiner Länge, eine erhebliche Barrierewirkung entfalten kann. Sie beruht auf dem Energieverlust, welcher auf dieser Strecke stattfindet. Bei kürzeren Strecken vergrössert sich der Anteil des Lagerfeldes, von dem aus während der Betriebszeit Radionuklide zum Schacht gelangen können. Des Weiteren ist zu beachten, dass auf der Strecke der Verlängerung des Betriebstunnels eine Rückhaltung (Sorption) stattfindet, welche besonders für Radionuklide mit langer Halbwertszeit eine wirksame Barriere darstellen kann. Es wird vorgeschlagen, zur Erhöhung der Langzeitsicherheit eine solche mit Bentonit verfüllte Strecke bei der Lagerauslegung in Erwägung zu ziehen.

Einen wichtigen Einfluss haben die Verschlussbauwerke, die am Eingang der Lagerstollen angeordnet werden und auf einer bestimmten Länge eine wesentlich geringere Durchlässigkeit aufweisen als die AUZ. Die Modellrechnungen haben ergeben, dass die Wirkung der Verschlussbauwerke gemeinsam mit jener der Verlängerung des Betriebstunnels nur geringfügig höher ist als die Wirkung dieser einzelnen Massnahmen.

Eine gesonderte Untersuchung wird dem Einfluss einer ausbruchnahen Zone höherer Durchlässigkeit in der AUZ sowie jenem der Durchlässigkeit der Bentonitverfüllung gewidmet.

Der Bericht schliesst mit der Anwendung der Formel auf die Ermittlung der Menge von Radionukliden, die von einem gegebenen Punkt eines Lagerstollens unter Berücksichtigung der Halbwertszeit und der Ablösungsrate bei Vernachlässigung der Rückhaltung (Sorption) im Wirtgestein unzerfallen den Schacht erreicht. Auch für dieses Problem liegt eine geschlossene Lösung vor. Solche Berechnungen könnten dazu beitragen, die Funktionsweise eines Tiefenlagers für hochaktive Abfälle auch nicht sachkundigen Personen verständlich zu machen.

Abstract

In this report, closed formulas for describing seepage flow along the excavation-damaged zone (EDZ) of a generic deep geological repository for high-level radioactive waste (HLW repository) are derived and used for comprehensive model calculations. The flow model network follows the repository layout presented by the National Cooperative for the Disposal of Radioactive Waste (Nagra) in 2016 and consists of a series of emplacement drifts of equal length and an operations tunnel leading to an access shaft. The repository is located in the middle of the approximately 100-m-thick layer of host rock. Both the emplacement drifts and the operations tunnel have a bentonite backfill whose permeability coefficient can be taken into account. The respective EDZs of these tunnels are not interrupted by sealing structures, which reduce the flow rate and increase seepage time. A continuous seepage flow takes place from the host rock into the emplacement drifts and from there along the operations tunnel to the base of the access shaft. At this point, a piezometric pressure prevails that is lower than the pressure prevailing in the undisturbed host rock. Thanks to this pressure difference, a steady-state seepage flow is maintained in the system. The water rises to the upper limit of the host rock in the short length of the EDZ of the access shaft.

The simplifying assumptions of the flow calculation are essentially the same as those underlying the numerical calculations of the software used by Nagra. The host rock, as well as the rock in the EDZ, is considered to be a homogeneous isotropic porous material obeying Darcy's law. The flow is saturated and stationary.

The physical quantities used in the calculations are piezometric pressure, flow velocity, flow time and flow rate. The parameters introduced are related to the geometry, to the hydraulic properties and to the pressure conditions. The length of the emplacement tunnels, their distance apart, their number, the length of the operations tunnel, the distance between the emplacement area and the access shaft, the dimensions of the EDZ, the length of the sealing structures and the thickness of the host rock add up to nine geometrical parameters. The number of permeability coefficients is four. Together with the undisturbed piezometric pressure in the host rock and at the base of the access shaft, a total of 15 independent parameters are introduced into the calculations.

The starting point of the derivations is the two-dimensional radial flow from the host rock into the emplacement drifts. In the vicinity of a vertical well that passes through a layer under the pressure of groundwater, similar processes take place as in a horizontal well or in a tunnel under groundwater. Therefore, Dupuit's formula can be used by adapting it for the emplacement drifts.

If the piezometric pressure is known at the entrance of an emplacement drift – where it meets the operations tunnel, the one-dimensional flow in it can be calculated exactly on the basis of Darcy's law and the conservation of mass. In particular, the amount of water flowing from the emplacement drifts into the operations tunnel is obtained. In order to determine the flow in the operations tunnel itself, a mathematical trick is used in which the singular water inflows from the individual emplacement drifts are evenly distributed along the length according to their distance of separation. This is a common method in physics to formally overcome singularities. As a result, it is possible to transfer the problem of the operations tunnel to that of the emplacement drifts. In both cases, the determination of the piezometric pressure results in an inhomogeneous linear differential equation of second order, whose integration leads to the natural exponential function. This explains the fact that closed-form solutions are possible despite a large number of parameters. This is also true for the time it takes for the water to travel from a point in the disposal area to the shaft. The mathematical derivations are made step by step using simple to more complex models, where the former can be represented in each case as a special case of the latter.

The formulas provide the possibility to investigate quantitatively the flow processes for different model assumptions and especially for conservative parameter values. The results obtained confirm the finding, previously obtained by Nagra in 2002 on the basis of numerical calculations, that the flow rate of water leaving the repository has an absolute upper limit, which is governed by the permeability of the host rock. In addition to the numerous diagrams, the isolines for the flow time in the disposal area are especially informative. Thus, for example, one can identify the specific rear area of the disposal area from which the water needs more than one million years to reach the shaft. Based on this, it can be concluded that no radionuclide can reach the shaft from this area during the operating period.

The model calculations have also shown that the section of the operations tunnel between the shaft and the disposal area, if backfilled with bentonite, can have a considerable barrier effect depending on its length. This is due to the energy loss that takes place along this distance. Furthermore, it should be noted that along the route of the extension of the operations tunnel, retention (sorption) takes place, which can serve as an effective barrier, especially for radionuclides with long half-lives. It is suggested that in order to increase post-closure safety, such a bentonite-filled section should be taken into consideration in the design of the repository.

The sealing structures positioned at the entrance of the emplacement drifts have an important influence. However, for a given length, they exhibit a much lower reduction of permeability than that assigned to the EDZ. The model calculations provide useful results, i.e., they show that the influence of the sealing structures combined with the effect of extending the operations tunnel is only a little greater than the effects of the individual measures.

Special attention is paid to the influence of a near-excavation zone of higher permeability within the EDZ as well as to the permeability of the bentonite backfill.

The report concludes by applying the formula to determine the number of radionuclides that reach the shaft from a given point of an emplacement drift prior to decaying, taking into account the half-life and fractional release rate while neglecting the retention capacity of the host rock. A closed-form solution for this problem can also be obtained. Calculations such as these can help to explain even to a lay audience how a deep geological repository for high-level waste works.

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung.....	I
Abstract	III
Inhaltsverzeichnis.....	V
Tabellenverzeichnis.....	VIII
Figurenverzeichnis	VIII
1 Einleitung	1
2 Grundannahmen.....	5
2.1 Geometrische Grössen.....	5
2.2 Materialeigenschaften.....	6
2.3 Hydraulische Bedingungen.....	6
3 Radialströmung zu den Lagerstollen	9
4 Strömung entlang der Lagerstollen	13
4.1 Lagerstollen mit offenem Ende	13
4.2 Lagerstollen mit geschlossenem Ende.....	17
4.3 Bestimmung der Obergrenze der Flussrate.....	19
4.4 Inhomogene Auflockerungszone.....	20
4.5 Einfluss der Durchlässigkeit der Bentonitverfüllung.....	21
5 Strömung entlang des Betriebstunnels	23
5.1 Betriebstunnel mit offenem Ende	23
5.2 Betriebstunnel mit geschlossenem Ende.....	27
5.3 Radialströmung in den Betriebstunnel aus dem Wirtgestein.....	29
6 Feldgrössen.....	31
6.1 Lagerstollen und Betriebstunnel mit offenem Ende	31
6.2 Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenem Ende.....	32
7 Einfluss des Betriebstunnels zwischen Lagerfeld und Schacht	35
7.1 Betriebstunnel und Lagerstollen mit offenem Ende	36
7.1.1 Betriebstunnel im Lagerbereich.....	36
7.1.2 Betriebstunnel im Bereich zwischen Schacht und Lagerfeld	37
7.1.3 Feldgrössen.....	37
7.2 Betriebstunnel und Lagerstollen mit geschlossenem Ende.....	38
7.2.1 Betriebstunnel im Lagerbereich.....	38
7.2.2 Betriebstunnel zwischen Schacht und Lagerfeld	39
7.2.3 Feldgrössen.....	39
7.3 Wasserzutritt aus dem Wirtgestein im verlängerten Betriebstunnel.....	40

8	Zeitdauer der Strömung bis zum Schachtfuss	43
8.1	Lager- und Betriebstunnel mit offenem Ende.....	44
8.2	Lager- und Betriebstunnel mit geschlossenem Ende.....	45
8.2.1	Strömungszeit in einem porösen Material mit gegebener Fließstrecke und konstantem Druckgradient.....	47
8.2.2	Strömungszeit im Wirtgestein zum Lagerstollen.....	48
9	Anwendung des Zerfallsgesetzes auf die Strömungszeit	49
10	Schlussbemerkungen	51
11	Literaturverzeichnis	53
12	Symbole	55
Anhang A	Zweck der Modellstudien	A-1
Anhang B	Festlegung der Grunddaten	B-1
Anhang C	Radialströmung	C-1
Anhang D	Lagerstollen	D-1
D.1	Piezometrischer Druck.....	D-1
D.2	Flussrate.....	D-3
D.3	Abstandsgeschwindigkeit	D-7
Anhang E	Einfluss der Mächtigkeit des Wirtgesteins	E-1
Anhang F	Inhomogene Auflockerungszone	F-1
Anhang G	Einfluss der Durchlässigkeit der Bentonitverfüllung	G-1
Anhang H	Betriebstunnel	H-1
H.1	Piezometrischer Druck.....	H-1
H.2	Flussrate.....	H-3
H.3	Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts des Betriebstunnels auf die Flussrate	H-8
H.4	Radialströmung aus dem Wirtgestein in den Betriebstunnel.....	H-9
Anhang I	Feldgrößen	I-1
I.1	Piezometrischer Druck im Feld	I-1
I.2	Abstandsgeschwindigkeit im Feld.....	I-2
I.3	Flussrate im Feld	I-4
Anhang J	Verlängerung des Betriebstunnels	J-1
Anhang K	Strömungszeit	K-1
K.1	Strömungszeit in ausgewählten Lagerstollen und im Betriebstunnel	K-1
K.2	Strömungszeit im Feld.....	K-5
K.3	Abstandsgeschwindigkeit und Strömungszeit im Wirtgestein	K-7

Anhang L	Radioaktiver Zerfall während der Sickerströmung	L-1
Anhang M	Verschlussbauwerke in den Lagerstollen	M-1
M.1	Mathematische Ableitungen	M-1
M.1.1	Lagerstollen	M-1
M.1.2	Betriebstunnel	M-4
M.1.3	Feldgrößen	M-6
M.1.4	Strömungszeit	M-7
M.1.5	Einfluss der Verlängerung des Betriebstunnels	M-9
M.2	Modellstudien zum Einfluss der Verschlussbauwerke	M-10
M.2.1	Lagerstollen	M-10
M.2.2	Betriebstunnel	M-16
M.2.3	Strömungszeit	M-20
M.2.4	Interaktion zwischen den Verschlussbauwerken und der Verlängerung des Betriebstunnels	M-22
Anhang N	Überblick über Entwicklung und Struktur der Formeln	N-1
N.1	Modelle	N-1
N.2	Kongruenz zwischen Lagerstollen und Betriebstunnel	N-3
Anhang O	Menge der nicht zerfallenen Radionuklide am Schacht	O-1
O.1	Mathematische Ableitungen	O-1
O.1.1	Entwicklung der Menge im Behälter	O-1
O.1.2	Transport der abgelösten Radionuklide zum Schacht	O-3
O.1.3	Gesamtmenge am Schacht aus dem Lagerfeld	O-5
O.2	Modellrechnungen zur Mengenentwicklung	O-6
O.2.1	Mengenentwicklung im Behälter selbst	O-6
O.2.2	Mengenentwicklung am Schacht aus einem Behälter	O-7
O.2.3	Mengenentwicklung am Schacht von einem Behälter in einem gegebenen Lagerfeld	O-9

Tabellenverzeichnis

Tab. B-1: Verknüpfung der Werte für ρA mit ρAA und zugehörige Flächeninhalte der AUZ	B-2
--	-----

Figurenverzeichnis

Fig. 1-1: Systemskizze für die untertägigen Anlagen des BE/HAA-Lagers	2
Fig. 2-1: Die für das Netzwerk vereinfachte Anlage mit den BE/HAA-Lagerstollen und dem Betriebstunnel bis zum Schachtfuss mit Verschlussbauwerken	5
Fig. 2-2: Das Lagerfeld im Vertikalschnitt und die initiale piezometrische Druckverteilung im Wirtgestein beim Druckgradient $i = 1$	7
Fig. 3-1: Die ins Wirtgestein eingebettete AUZ des Lagerstollens mit dem gesuchten Verlauf des piezometrischen Drucks p , der Filtergeschwindigkeit v und der Flussrate $dq\rho$	10
Fig. 3-2: Die Analogie zwischen einem vertikalen Brunnen, welcher eine unter gespanntem Wasser stehende Bodenschicht der Dicke dy durchstösst, und dem horizontalen Brunnen	11
Fig. 4-1: Die Randbedingungen für einen Lagerstollen mit offenem Ende	13
Fig. 4-2: Randbedingungen für einen Lagerstollen mit geschlossenem Ende	17
Fig. 4-3: «Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M	20
Fig. 4-4: «Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M unter Berücksichtigung der Bentonitverfüllung mit gegebenem Durchlässigkeitsbeiwert (k_B)	21
Fig. 5-1: Gleichmässige Verteilung der Zuflüsse aus den Lagerstollen zum Betriebstunnel	23
Fig. 5-2: Die Randbedingungen für die Sickerströmung im Betriebstunnel mit offenem Ende	24
Fig. 5-3: Zur Sickerströmung im Betriebstunnel mit geschlossenem Ende	27
Fig. 6-1: Das Lagerfeld als hydraulisches Kontinuum mit den Feldgrössen piezometrischer Druck, spezifische Flussrate und Abstandsgeschwindigkeit	31
Fig. 7-1: Linearer Druckverlauf im Bereich der Verlängerung des Betriebsstollens	35
Fig. 7-2: Verlauf des Porenwasserdrucks in einem Betriebstunnel extrem grosser Länge L mit Wasserzutritt ausschliesslich aus dem Wirtgestein	40
Fig. 8-1: Zeitdauer $t = (t_1 + t_2 + t_3)$ der Sickerströmung vom Punkt $P(x, y)$ zum Schacht	43
Fig. 8-2: Rohr mit Darcy-Material des Durchlässigkeitsbeiwerts k unter einem konstanten Druckgradient	47
Fig. C-1: Radiale Flussrate $dq\rho$ bei $k_0 = 10^{-14}$ m/s und $(p_H - p_\rho) = 0.5$ MPa in Funktion des Radius der AUZ ρA und der Mächtigkeit des Wirtgesteins $2h$	C-1

Fig. C-2:	Substitution ωA in Funktion des Radius ρ_A und der Mächtigkeit des Wirtgesteins $2h$	C-2
Fig. C-3:	Zur Untersuchung der gegenseitigen hydraulischen Beeinflussung der Lagerstollen bei $D \leq 2h$	C-3
Fig. C-4:	Ergebnisse numerischer Berechnungen zum Einfluss des gegenseitigen Abstandes der Lagerstollen D auf die radiale Flussrate nach Nagra	C-3
Fig. D-1:	Substitution $\sqrt{a_A}$ Abhängigkeit des Durchlässigkeitsbeiwerts k_A und des Radius der AUZ ρ_A in doppelt logarithmischer Darstellung	D-1
Fig. D-2:	Piezometrischer Druck $p_y(0,y)$ entlang des ersten Lagerstollens für verschiedene Werte von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_S) = 0.5$ MPa	D-2
Fig. D-3:	Druckverlauf in den Lagerstollen bei $x = 0, 250, 500$ und 750 m	D-3
Fig. D-4:	Verlauf der Flussrate Q_y im Lagerstollen bei $x = 0$ in Funktion von verschiedenen Werten von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa.....	D-4
Fig. D-5:	Verlauf der bezogenen Flussrate am Eingang des ersten Lagerstollens in den Betriebstunnel in Funktion von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa	D-5
Fig. D-6:	Flussrate Q_0 am Eingang des ersten Lagerstollens in den Betriebstunnel in Funktion von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa.....	D-6
Fig. D-7:	Flussrate am Eingang des ersten Lagerstollens Q_0 in Funktion von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa	D-7
Fig. D-8:	Die Abstandsgeschwindigkeit v_y^* in Abhängigkeit von y und für $k_A = 2.6$ m und $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa	D-8
Fig. E-1:	Flussrate Q_0 im ersten Lagerstollen am Schacht in Abhängigkeit von h und ρ_A für $k_A = 10^{-11}$ m/s und $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa	E-1
Fig. F-1:	«Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M , bezogen auf k_2 , in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts k_1 und der Flächeninhalte F_1 und F_2	F-1
Fig. F-2:	Einfluss eines ausbruchnahen Bereiches der AUZ der Stärke d mit dem Durchlässigkeitsbeiwert k_1 auf den «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert k_M	F-2
Fig. G-1:	Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts der Bentonitverfüllung k_B/k_A auf den «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert k_M/k_A für verschiedene Werte von ρ_A in normalisierter Darstellung	G-1
Fig. G-2:	«Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M in Funktion von ρ_A und des Durchlässigkeitsbeiwerts der Bentonitverfüllung k_B	G-2
Fig. H-1:	«Steuerungsparameter» $\sqrt{m_R}$ und \sqrt{m} für Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenem und offenem Ende in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts k_A und des Radius der AUZ ρ_A	H-1
Fig. H-2:	Piezometrischer Druck p_x im Betriebstunnel als Funktion von k_A und ρ_A	H-2
Fig. H-3:	Flussrate Q_x im Betriebstunnel in Funktion von k_A und ρ_A ; (a) in natürlicher und (b) in halblogarithmischer Darstellung.....	H-3
Fig. H-4:	Verlauf der bezogenen Flussrate Q_x/Q_S in Funktion von k_A für $\rho_A = 2.5$ m; (a) in natürlicher und (b) in halblogarithmischer Darstellung	H-4

Fig. H-5:	Flussrate am Schacht Q_S in Funktion von ρ_A und k_A bei $(\rho_H - \rho_S) = 0.5$ MPa.....	H-5
Fig. H-6:	Flussrate Q_S in Funktion von ρ_A und k_A in halblogarithmischer Darstellung	H-6
Fig. H-7:	Flussrate Q_S in Funktion von k_A und ρ_A	H-6
Fig. H-8:	Aufgrund numerischer Berechnungen ermittelte Flussrate im hydraulischen Netzwerk der Nagra.....	H-7
Fig. H-9:	Flussrate Q_S in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts des Betriebstunnels k_{AA} für vier Werte von k_A bei $\rho_A = 3.5$ m	H-9
Fig. H-10:	Einfluss des Wasserzutritts aus dem Wirtgestein in den Betriebstunnel auf die Flussrate Q_S in Funktion von k_A bei $\rho_A = 2.5$ m.....	H-10
Fig. I-1:	Isobare p_y im Lagerfeld für $k_A = 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s	I-2
Fig. I-2:	Isolinien der Abstandsgeschwindigkeit für $v_y^* = 1.0$ und 0.1 mm/a bei zwei Werten von k_A	I-3
Fig. I-3:	Isolinien der Abstandsgeschwindigkeit im Lagerfeld für $v_y^* = 0.01$ mm/a bei drei Werten von k_A	I-3
Fig. I-4:	Isolinien der Flussrate Q_y im Lagerfeld für zwei Werte von k_A	I-5
Fig. I-5:	Flussrate Q_y im Lagerfeld für $k_A = 10^{-10}$ m/s	I-5
Fig. J-1:	Schematischer Verlauf des piezometrischen Drucks in der Verlängerung des Betriebsstollens und im Lagerfeld.....	J-1
Fig. J-2:	Piezometrischer Druck p_M am Eingang des Lagerfeldes in Funktion der Länge L und des Durchlässigkeitsbeiwertes k_A	J-2
Fig. J-3:	Flussrate am Schacht Q_S in Abhängigkeit der Verlängerung L und des Durchlässigkeitsbeiwertes k_A für $\rho_A = 2.5$ und 3.5 m.....	J-2
Fig. J-4:	Druckverlauf in einem Tunnel wie der Betriebstunnel mit offenem Ende ohne Einfluss vom Lagerfeld.....	J-3
Fig. K-1:	Strömungszeit t_1 im ersten Lagerstollen für verschiedene Werte von k_A bei $L = 0$	K-1
Fig. K-2:	Strömungszeit t_1 im ersten Lagerstollen für verschiedene Werte von L	K-2
Fig. K-3:	Strömungszeit t_2 im Betriebstunnel bei $L = 0$ für verschiedene Werte von k_A	K-3
Fig. K-4:	Strömungszeit t_2 im Betriebstunnel für verschiedene Werte von L	K-4
Fig. K-5:	Strömungszeit t_3 in der Verlängerung in Funktion der Länge L und des Durchlässigkeitsbeiwerts k_{AA} nach der exakten Lösung (8.25) und gemäss Näherungsformel (8.28).....	K-5
Fig. K-6:	Isolinien der Strömungszeiten t_1 und $(t_1 + t_2)$ im Feld für die Dauer von 1 Mio. J. in Funktion von k_A bei $L = 0$	K-5
Fig. K-7:	Isolinien der Strömungszeit $(t_1 + t_2 + t_3)$ für die Dauer von 1 Mio. J. für $k_A = 10^{-9}$ m/s	K-6
Fig. K-8:	Isolinien der Strömungszeit $(t_1 + t_2 + t_3)$ für die Dauer von 1 Mio. J. für $k_A = 10^{-10}$ m/s	K-7
Fig. K-9:	Radiale Abstandsgeschwindigkeit v_r^* im Wirtgestein in Funktion des Radius r für verschiedene Werte von k_0 und ρ_A bei $(\rho_H - \rho_\rho) = 0.5$ MPa	K-8

Fig. K-10:	Strömungszeit t_r im Wirtgestein in Funktion des Radius r für verschiedene Werte von k_0 und ρ_A bei $(p_H - p_\rho) = 0.5$ MPa.....	K-8
Fig. L-1:	Isolinien der Verhältniszahl N/N_0 , bezogen auf die Strecke zwischen einem Punkt im Lagerfeld und dem Schacht mit und ohne Verlängerung des Betriebstunnels für $k_A = 10^{-9}$ m/s und $\rho_A = 2.5$ m.....	L-1
Fig. L-2:	Isolinien der Verhältniszahl N/N_0 , bezogen auf die Strecke zwischen einem Punkt im Lagerfeld und dem Schacht mit und ohne Verlängerung des Betriebstunnels für $k_A = 10^{-10}$ m/s und $\rho_A = 2.5$ m.....	L-2
Fig. L-3:	Isolinien der gesamten Strömungszeit für 1 Mio. J. und solche der Zerfallsrate N/N_0 , bezogen auf die Strecke zwischen einem Punkt im Lagerfeld und dem Schacht mit und ohne Verlängerung des Betriebstunnels	L-2
Fig. M-1:	Lagerstollen mit dem Verschlussbauwerk der Länge L_V und dem Durchlässigkeitsbeiwert $k_V < k_A$	M-1
Fig. M-2:	Schematischer Druckverlauf in einem Lagerstollen mit dem Verschlussbauwerk der Länge L_V und dem Durchlässigkeitsbeiwert k_V	M-2
Fig. M-3:	Lagerfeld mit den Verschlussbauwerken und den piezometrischen Drücken.....	M-6
Fig. M-4:	Zeitdauer $t_V = t_{1V} + t_{01} + t_{2V}$ der Sickerströmung vom Punkt $P(x, y)$ bis zum Schacht.....	M-7
Fig. M-5:	Die Anlage mit der Verlängerung des Betriebstunnels (L)	M-9
Fig. M-6:	Piezometrischer Druck p_{0V} im ersten Lagerstollen am Schacht bei $p_0 = 5.5$ MPa und $k_V = 10^{-12}$ m/s in Funktion der Länge L_V und k_A	M-11
Fig. M-7:	Piezometrischer Druck p_{0V} bei $p_0 = 5.5$ MPa in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwertes k_V für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V bei $k_A = 10^{-11}$ m/s	M-11
Fig. M-8:	Piezometrischer Druck p_{0V} bei $p_0 = 5.5$ MPa in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwertes k_V für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V bei $k_A = 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s.....	M-12
Fig. M-9:	Verlauf des piezometrischen Drucks im ersten Lagerstollen beim Schacht ab Ende Verschlussbauwerk für verschiedene Längen L_V ($k_A = 10^{-10}$ m/s)	M-12
Fig. M-10:	Verlauf des piezometrischen Drucks im ersten Lagerstollen beim Schacht ab Ende Verschlussbauwerk für verschiedene Längen L_V ($k_A = 10^{-9}$ m/s)	M-13
Fig. M-11:	Korrekturfaktor X (M.14) in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V	M-13
Fig. M-12:	Flussrate Q_{yV} im ersten Lagerstollen direkt am Schacht bei $p_S = p_0 = 5.5$ MPa und verschiedenen Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-11}$ m/s)	M-14
Fig. M-13:	Flussrate Q_{yV} im ersten Lagerstollen direkt am Schacht bei $p_S = p_0 = 5.5$ MPa und verschiedenen Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s).....	M-15
Fig. M-14:	Flussrate Q_{0V} im ersten Lagerstollen direkt am Schacht bei $p_S = p_0 = 5.5$ MPa in Funktion der Länge L_V des Verschlussbauwerks und dessen Durchlässigkeitsbeiwertes ($k_V = 10^{-12}$ und 10^{-11} m/s).....	M-15
Fig. M-15:	Angepasster «Steuerungsparameter» $\sqrt{m_{RV}}$ nach (A.13.19).....	M-16

Fig. M-16:	Verlauf des piezometrischen Drucks im Betriebstunnel, ausgehend vom Druckniveau p_{SV} für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V und $k_A = 10^{-10}$ m/s.....	M-17
Fig. M-17:	Verlauf des piezometrischen Drucks im Betriebstunnel ausgehend vom Druckniveau p_{SV} für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V und $k_A = 10^{-9}$ m/s	M-17
Fig. M-18:	Verlauf der Flussrate in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V	M-18
Fig. M-19:	Flussrate am Schacht in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V für verschiedene Durchlässigkeitsbeiwerte k_V und k_A	M-19
Fig. M-20:	Flussrate am Schacht in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V und in Funktion der Länge des Betriebstunnels L für verschiedene Durchlässigkeitsbeiwerte k_A	M-19
Fig. M-21:	Strömungszeit im Verschlussbauwerk des ersten Lagerstollens am Schacht in Funktion von dessen Länge L_V und des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ (k_A)	M-20
Fig. M-22:	Verlauf der Strömungszeit im ersten Lagerstollen am Schacht bei verschiedenen Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-10}$ m/s).....	M-21
Fig. M-23:	Verlauf der Strömungszeit im ersten Lagerstollen am Schacht bei verschiedenen Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-9}$ m/s)	M-21
Fig. M-24:	Hydraulisches Netzwerk unter Einbezug der Verschlussbauwerke und der Verlängerung des Betriebstunnels mit ihren Längen L_V und L	M-22
Fig. M-25:	Interaktionsdiagramm für die Flussrate am Schacht. Der Einfluss der Länge der Verschlussbauwerke L_V ohne und mit Verlängerung des Betriebstunnels der Länge L	M-23
Fig. M-26:	Interaktionsdiagramm für die Strömungszeit von 1 Mio. J. für verschiedene Längen der Verschlussbauwerke L_V und der Verlängerung des Betriebstunnels L bei der Porosität $n = 0.1$	M-24
Fig. M-27:	Interaktionsdiagramm für die Strömungszeit von 1 Mio. J. für verschiedene Längen der Verschlussbauwerke L_V und der Verlängerung des Betriebstunnels L bei der Porosität $n = 0.2$	M-25
Fig. O-1:	Unmittelbare Ablösung nach Verlust der Dichtheit der Behälter (t_C) und das Einsetzen der Ablösung von Radionukliden einer bestimmten Sorte mit konstanter Ablösungsrate	O-2
Fig. O-2:	Ablösung der infinitesimalen Menge dM_τ eines Radionuklides vom Behälter zum Zeitpunkt τ und ihr unmittelbarer Transport zum Schacht	O-4
Fig. O-3:	Bezogene Mengenentwicklung im Behälter in Funktion der Zeit τ und des Ablösungsparameters κ für Radionuklide mit den Halbwertszeiten $T_{0.5} = 1e3$ und $1e4$ a	O-7
Fig. O-4:	Mengenentwicklung am Schacht für einen Behälter mit der Strömungszeit $t_0 = 1e4$ a für $T_{0.5} = 1e4$ a und für drei Werte des Ablösungsparameters κ	O-8
Fig. O-5:	Mengenentwicklung am Schacht für Behälter mit Strömungszeiten von $t_0 = 0, 1e4, \dots 5e4$ a mit der Ablösungsrate $\kappa = 1e-4$ a ⁻¹ und der Halbwertszeit $T_{0.5} = 1e4$ a.....	O-9

- Fig. O-6: Mengenentwicklung am Schacht in halblogarithmischer Darstellung für drei Behälter mit den gewählten Strömungszeiten $t_0 = 1e4, 5e4$ und $1e5$ a und für je vier Werte des Ablösungsparameters O-10
- Fig. O-7: Mengenentwicklung im ersten Behälter des ersten Lagerstollens in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwertes k_A der AUZ O-11
- Fig. O-8: Mengenentwicklung am Schacht von Behältern in den Viertelpunkten des ersten Lagerstollens O-12
- Fig. O-9: Mengenentwicklung am Schacht von den Behältern in den Viertelpunkten des ersten Lagerstollens mit Einfluss der Verlängerung des Betriebstunnels (L) O-13
- Fig. O-10: Die Mengenentwicklung aus den individuellen Behältern des ersten Lagerstollens einer Anlage nach Fig. K-1 für Durchlässigkeitsbeiwerte von $k_A = 10^{-11}, 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s der AUZ O-13

1 Einleitung

Bei der Untersuchung der Langzeitsicherheit eines Tiefenlagers spielt ein möglicher advektiver Transport von Radionukliden in der Auflockerungszone (AUZ) der Untertagbauwerke eine zentrale Rolle. Dies geht allein schon aus den behördlichen Vorgaben zur Standortevaluation (BFE 2011) hervor, in denen sich das Kriterium «Lagerbedingte Einflüsse» neben anderen Aspekten (Gas, Temperatur, chemische Wechselwirkungen) direkt auf die AUZ bezieht. Diese Problematik macht sich auch an der Gestaltung des Lagersystems bemerkbar, indem komplexe konstruktive Massnahmen, wie etwa spezielle Verschlusskonstruktionen im Stollensystem, vorgesehen sind.

Man geht generell von der Vorstellung aus, dass es im Laufe des Nachweiszeitraumes von bis zu 1 Mio. J. zu einer vertikalen Durchströmung des Wirtgesteins kommen kann. Dies würde einen Fließmechanismus in der AUZ der Untertagbauwerke in Gang setzen, der Radionuklide in die oberen Rahmengesteine und so auch in die Biosphäre befördern könnte. Hierbei kommt den berechneten Flussraten eine grosse Bedeutung zu^{1/}. Das geplante Tiefenlager der Nagra gemäss Stand 2016 (Nagra 2016a, Nagra 2016b), bestehend aus Lagerstollen, Konstruktions- und Betriebstunneln sowie Verschluss- und Zugangsbauwerken, kann in hydraulischer Hinsicht als ein Netzwerk aufgefasst werden (Fig. 1-1). Die Software PICNIC-TD modelliert numerisch ein solches hydraulisches Netzwerk (Nagra 2010, Nagra 2012, Nagra 2014a). Sie ist in der Lage, die oben genannten Lagerelemente mit ihren unterschiedlichen Geometrien und hydraulischen Eigenschaften für die Ermittlung der Flussraten zu berücksichtigen. Es liegen auch parametrische Studien vor, die den Einfluss hoher Durchlässigkeitsbeiwerte der AUZ auf diese Grösse zum Gegenstand haben. Wie aus diesen Berechnungen hervorgeht, hat in solchen Fällen die Durchlässigkeit der Bentonitverfüllung in den Lagerstollen praktisch keinen Einfluss auf die Flussraten. Sie kann deshalb in einem ersten Schritt als undurchlässig betrachtet werden.

In Anbetracht dieser Erkenntnisse ist der Gedanke entstanden, unter Beschränkung auf das Lagerfeld der BE/HAA-Lagerstollen (Fig. 1-1) und des zugehörigen Betriebstunnels die Sickerströmung in der AUZ mittels analytischer Methoden zu beschreiben und so weit wie möglich geschlossene Formeln zu entwickeln. Solche Formeln, welche die wesentlichen Einflussgrössen explizit enthalten, bringen die in einem solchen Problem innewohnenden Gesetzmässigkeiten klar zum Ausdruck und können zu zwingend gültigen Folgerungen führen.

Aus der schematischen Darstellung der Anlage gemäss Fig. 1-1 geht hervor, dass beim Eingang der Lagerstollen in den Betriebstunnel kurze Verschlussbauwerke errichtet werden, welche die AUZ dort unterbrechen sollen. Nach diesem Konzept wird deshalb der Betriebstunnel wie auch der Bautunnel nicht mit verdichtetem Bentonit, sondern mit einer Sand-Bentonit-Mischung höherer Durchlässigkeit verfüllt. Das Gleiche gilt für den Betriebstunnel zwischen Lagerfeld und Zugangsbauwerken. Die in Fig. 1-1 dargestellte Anlage unterscheidet sich vom Standpunkt der Modellierung nicht von jener gemäss Stand 2022 (Nagra 2022).

Das den nachfolgenden analytischen Untersuchungen zugrunde gelegte Lagermodell beinhaltet in einem ersten Schritt lediglich die Lagerstollen und den Betriebstunnel bis zum Schachtfuss oder zum Fusse einer Rampe (Fig. 2-1). Auf die Berücksichtigung von Verschlussbauwerken und ihrer Zusammenwirkung mit der Verlängerung des Betriebstunnels wird erst in einem zweiten Schritt eingegangen. Es wird angenommen, dass der Betriebstunnel so wie die Lagerstollen vollständig mit verdichtetem Bentonit verfüllt werden. Der Bautunnel und andere Einrichtungen

^{1/} «Das Bemessungskriterium für das Dichtsystem ist das Unterschreiten eines bestimmten, durch hydrodynamische Modellrechnungen festzulegenden kritischen Volumenstromes. Dadurch ist es möglich, die kombinierte Wirkung der Durchlässigkeit des Dichtsystems einschliesslich des aufgelockerten Gebirgsbereiches und des hydraulischen Gradienten zu berücksichtigen.» (Nagra 2002, S.133)

bleiben unberücksichtigt. In hydraulischer Hinsicht sind die für die nachfolgende analytische Behandlung getroffenen Annahmen weitestgehend identisch mit jenen, welche der oben genannten Software PICNIC-TD der Nagra zugrunde liegen.

Die hier getroffenen Vereinfachungen beziehen sich somit einzig auf die Lagerauslegung bzw. auf das modellierte Netzwerk. Der Mechanismus, welcher das Wasser vom Schachtfuss an die obere Begrenzung des Wirtgesteins befördert, wird hier nicht untersucht. Es sei nur erwähnt, dass er durch die vertikale Durchströmung des Wirtgesteins bedingt ist. Die Sickerströmung in der AUZ des Schachtes kann allerdings schon deshalb nicht von besonderer Bedeutung sein, da sie nur auf einer kurzen Länge von etwa 50 m erfolgt.

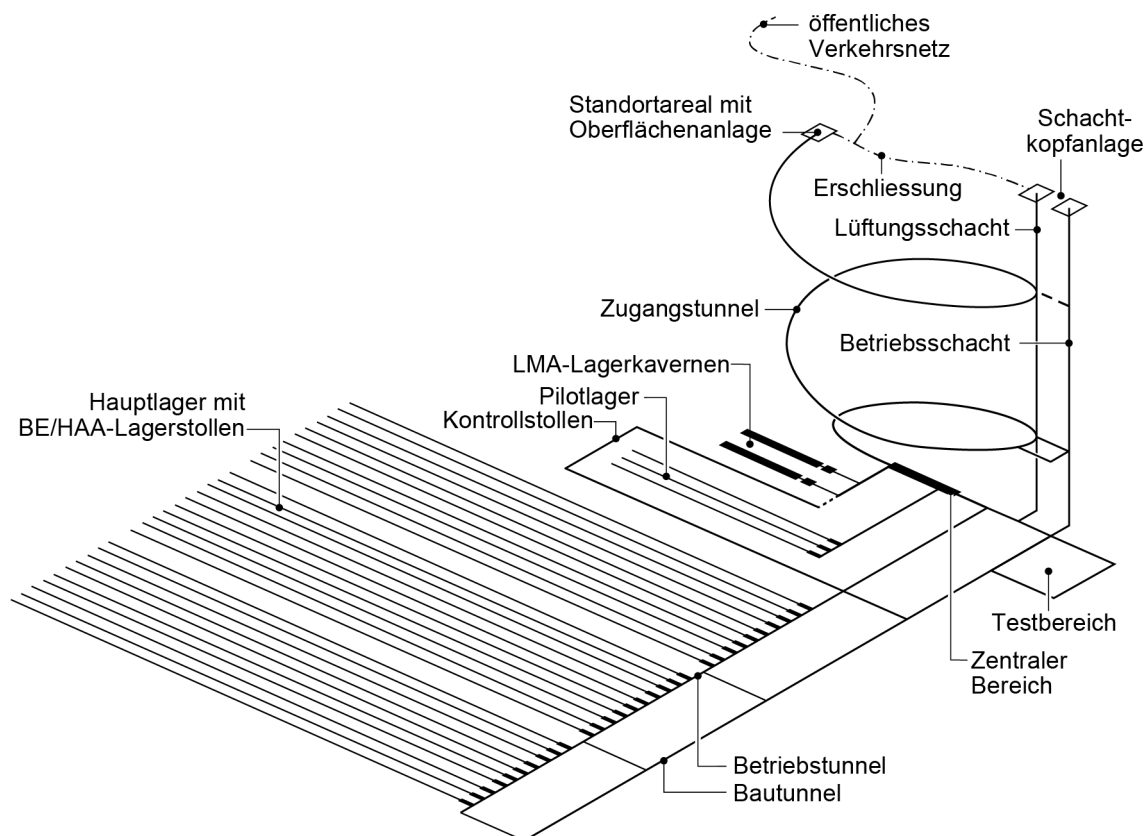


Fig. 1-1: Systemskizze für die untertägigen Anlagen des BE/HAA-Lagers

BE: abgebrannte Brennelemente, HAA: hochaktive Abfälle
Nagra (2016a), Nagra (2016b)

Der Bericht gliedert sich in zwei Hauptteile: einerseits in die mathematischen Ableitungen mit den zugehörigen parametrischen Studien für eine Lagerauslegung ohne Verschlussbauwerke. In einem zweiten Schritt werden die Ableitungen und die Modellrechnungen auf die Berücksichtigung der Verschlussbauwerke ausgeweitet. Dies gilt auch für das Kapitel über den Einbezug der Verschlussbauwerke.

Bei den Ableitungen fassen wir zunächst die Grundlagen zusammen, um anschliessend die mathematische Behandlung von einfacheren zu komplexeren Fällen fortschreitend durchzuführen. Die Strömungsvorgänge werden gesondert für die Lagerstollen, die Verschlussbauwerke, den Betriebstunnel und seine Verlängerung sowie in verallgemeinerter Form für das Lagerfeld

behandelt. Es zeigt sich, dass die mathematische Beschreibung des Problems eine erstaunliche Geschlossenheit aufweist, die im Wesentlichen auf die Lösung von Differentialgleichungen mit natürlichem Logarithmus und der Exponentialfunktion mit der Eulerschen Zahl beruht. Eine wichtige Rolle spielt auch die mathematische Kongruenz zwischen Lagerstollen und Betriebstunnel.

Die im Anhang des Berichtes dargestellten Modellrechnungen verfolgen ein zweifaches Ziel. Zum einen soll ein vertieftes Verständnis des Strömungsvorganges in einem solchen Netzwerk möglich sein. Mittels zahlreicher Diagramme sollen die Aussagen der abgeleiteten Formel visualisiert und so auch die Plausibilität der Berechnungsergebnisse herausgestellt werden. Zum anderen sollen die quantitativen Untersuchungen auch zu allgemein gültigen Schlüssen führen.

Die Sichtweise auf die Problematik der Langzeitsicherheit wird hier um zwei Aspekte erweitert. Zum einen zeigt es sich, dass der Betriebstunnel, insbesondere mit seinem Teil zwischen Lagerfeld und Schacht, eine bedeutende Barrierewirkung entfalten kann. Zum Zweiten zeigt es sich, dass neben der Flussrate auch die Zeitdauer der Sickerströmung ein Sicherheitskriterium darstellen sollte. Für die Berechnung der Transportzeit der Radionuklide muss mit der Abstandsgeschwindigkeit gerechnet und so die Porosität der AUZ und der Verschlussbauwerke berücksichtigt werden. Man kann zeigen, dass bei begründeten Annahmen über die hydraulischen Eigenschaften der AUZ von einem erheblichen Teil des Lagerfeldes innert 1 Mio. J. kein Wasser zum Schacht gelangen kann.

Es ist zu hoffen, dass die hier gewonnenen Einsichten in den advektiven Transport auch neue Gesichtspunkte für die konstruktive Lagerauslegung liefern würden.

2 Grundannahmen

In Fig. 2-1 deutet der Punkt P mit den Koordinaten (x, y) die übergeordnete Aufgabenstellung für die analytischen Berechnungen an – vorerst ohne Berücksichtigung der Verschlussbauwerke. Gesucht sind Formeln, welche für einen beliebigen Punkt eines beliebigen Lagerstollens den piezometrischen Druck, die Flussrate, die Filtergeschwindigkeit und die Strömungszeit des Wassers zu liefern vermögen. Des Weiteren sollten diese Grössen auch für den Betriebstunnel und seine Verlängerung bis zum Schacht ermittelt werden. Die hierzu notwendigen Annahmen gliedern sich in die geometrischen Grössen, die hydraulischen Randbedingungen und die Materialeigenschaften.

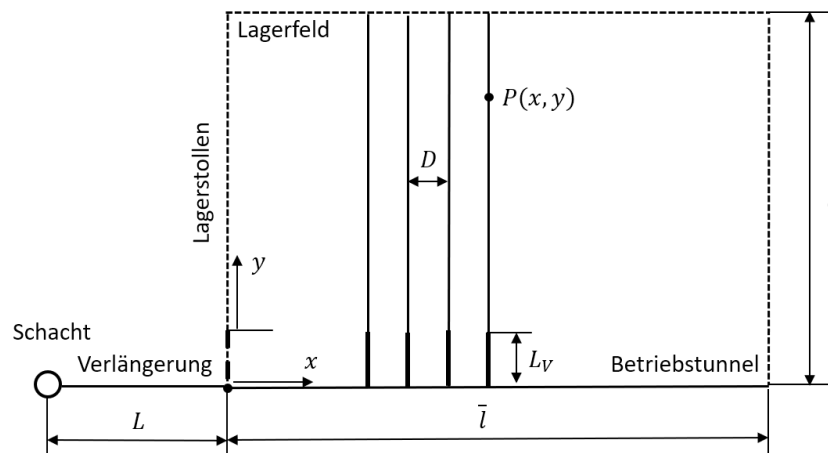


Fig. 2-1: Die für das Netzwerk vereinfachte Anlage mit den BE/HAA-Lagerstollen und dem Betriebstunnel bis zum Schachtfuss mit Verschlussbauwerken

2.1 Geometrische Grössen

Die Länge der Lagerstollen wird mit l , jene des Betriebstunnels im Bereich des Lagerfeldes mit \bar{l} , die Strecke der Verlängerung bis zum Schachtfuss mit L und der Abstand zwischen den Lagerstollen mit D bezeichnet. Die Länge des Betriebstunnels innerhalb des Lagerfeldes ergibt sich aus der Anzahl der Lagerstollen und ihrem gegenseitigen Abstand. Das Lagerfeld befindet sich in der Mitte des Wirtgesteins der Mächtigkeit $2h$ (Fig. 2-2). Seine effektive Tiefenlage ist für die hydraulischen Berechnungen nicht von Belang und tritt somit nicht in Erscheinung. Der Radius der Lagerstollen wird mit r_A und jener des Betriebstunnels mit r_{AA} bezeichnet. Die Radien der entsprechenden AUZ bezeichnen wir mit ρ_A und ρ_{AA} .

2.2 Materialeigenschaften

Das Wirtgestein und die AUZ der Lagerstollen sowie des Betriebstunnels bestehen aus einem isotrop porösen Material. Sie können als ins Wirtgestein eingebettete mit porösem Material gefüllte Zylinderringe aufgefasst werden. Die Sickerströmung erfolgt stationär und gesättigt. Das Wasser strömt vom Wirtgestein in die AUZ der Lagerstollen, von hier in die AUZ des Betriebstunnels und so bis zum Schachtfuss. Den Durchlässigkeitsbeiwert des Wirtgesteins bezeichnen wir mit k_0 , jenen der AUZ der Lagerstollen mit k_A und jenen des Betriebstunnels mit k_{AA} . Die Bentonitverfüllung dieser Stollen und Tunnel wird, wie oben erwähnt, wegen ihrer um mehrere Grössenordnungen geringeren Durchlässigkeit vorerst als undurchlässig angenommen. Eine Sickerströmung zum Schacht findet somit ausschliesslich in den Auflockerungszonen der Stollen und Tunnel statt. Den Einfluss einer durchlässigen Bentonitverfüllung auf die interessierenden Grössen wird gesondert untersucht (s. Kap. 4.5).

Falls man eine Sickerströmung in einer als degradiert angenommenen Spritzbetonschale berücksichtigen möchte, kann dies entsprechend durch ein erhöhtes hydraulisches Leitvermögen der AUZ berücksichtigt werden (Nagra 2014a). Hierfür werden stellvertretende Durchlässigkeitsbeiwerte der AUZ hergeleitet (s. Kap. 4.4).

2.3 Hydraulische Bedingungen

Die hydraulischen Randbedingungen sind in Fig. 2-2 dargestellt. Der piezometrische Druck am Schachtfuss wird mit p_S und jener des initialen Drucks im Wirtgestein auf der Höhe des Lagerfeldes mit p_H bezeichnet. Entsprechend der gegebenen piezometrischen Höhe H_0 an der Obergrenze des Wirtgesteins und einem, wie von der Nagra in allen ihren Berichten angenommenen Druckgradienten von $i = 1$ gelten die folgenden Beziehungen (γ_w , Wichte des Wassers)

$$H = H_0 + 2h$$

bzw.

$$p_H = (H_0 + 2h)\gamma_w \quad (2.1)$$

Damit eine Sickerströmung einerseits vom Schachtfuss nach oben und andererseits vom Betriebstunnel zum Schachtfuss stattfinden kann, muss für p_S folgende Bedingung erfüllt sein:

$$(H_0 + 2h)\gamma_w \geq p_S \geq (H_0 + h)\gamma_w \quad (2.2)$$

In den parametrischen Studien (Anhang) wird stets mit dem Grenzwert

$$p_S = (H_0 + h)\gamma_w \quad (2.3)$$

gerechnet, bei dem gerade noch Wasser durch den Vertikalschacht fließen kann. Mit dieser Annahme erhält man die grösste physikalisch denkbare Flussrate aus dem Lagerfeld zum Schacht.

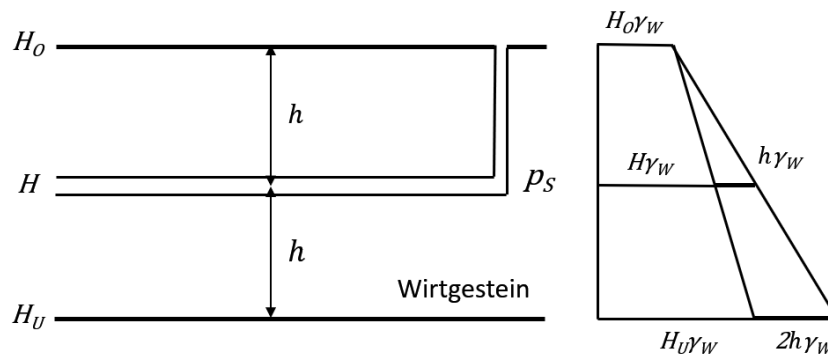


Fig. 2-2: Das Lagerfeld im Vertikalschnitt und die initiale piezometrische Druckverteilung im Wirtgestein beim Druckgradient $i = 1$

Im Wirtgestein findet eine ebene Strömung senkrecht zur Achse der Lagerstollen und in diesen sowie im Betriebstunnel eine eindimensionale Strömung statt, welche bei unseren Betrachtungen am Schachtfuss endet. Eine ausgesprochen dreidimensionale Strömung findet in Wirklichkeit nur in einem kurzen Bereich an beiden Enden der Lagerstollen statt, die hier wie bei der Nagra unberücksichtigt bleibt. Angesichts der grossen Länge der Lagerstollen bzw. des Betriebstunnels im Verhältnis zu den Stollendurchmessern ist diese Vereinfachung gerechtfertigt.

Bei den hier im Querschnitt als kreisförmig angenommenen AUZ handelt es sich um eine Radialströmung. Für die Ermittlung dieser Strömung wird im Wirtgestein ein homogenes Druckfeld mit dem Betrag p_H gemäss (2.1) angenommen und damit die mit der Tiefe gravitationsbedingte Druckzunahme sowie der lokale Einfluss des Druckgradienten ($i = 1$) vernachlässigt. Auch in dieser Hinsicht folgen wir den Grundannahmen der Nagra (Nagra 2012, Nagra 2014c).

3 Radialströmung zu den Lagerstollen

Infolge des verminderten Porenwasserdrucks p_S am Schachtfuss herrsche an einer bestimmten Stelle eines Lagerstollens der Druck p_ρ . Da $p_\rho < p_H$ ist, erfolgt – wie oben ausgeführt – eine radiale Sickerströmung vom Wirtgestein zur AUZ des Lagerstollens. In Fig. 3-1 ist im Querschnitt die ins Wirtgestein eingebettete AUZ dargestellt. Es gilt, den Verlauf des piezometrischen Drucks $p = p(r)$ und hieraus die Filtergeschwindigkeit $v(r)$ sowie die Flussrate dq_ρ in die AUZ zu ermitteln. Hier greifen wir auf Ableitungen zurück, die im Tunnelbau unter den gleichen Modellannahmen durchgeführt wurden (Anagnostou & Kovári 2003).

Als Erstes stellt man fest, dass die Wassermenge, welche gegen die AUZ fließt, infolge der Inkompressibilität des Wassers konstant sein muss (Massenerhaltung):

$$2\pi r v = \text{konst.} \quad (3.1)$$

Hieraus folgt, dass

$$\frac{d}{dr}(rv) = 0 \quad (3.2)$$

sein muss. Zudem gilt das Gesetz von Darcy:

$$v = \frac{1}{\gamma_w} k_0 \frac{dp}{dr} \quad (3.3)$$

Aus (3.2) und (3.3) erhält man die lineare homogene Differentialgleichung zweiter Ordnung

$$p'' + \frac{1}{r}p' = 0 \quad (3.4)$$

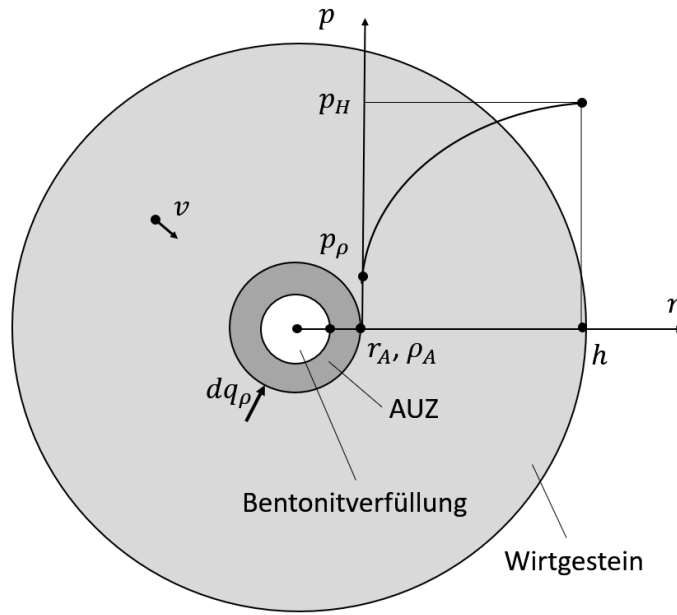


Fig. 3-1: Die ins Wirtgestein eingebettete AUZ des Lagerstollens mit dem gesuchten Verlauf des piezometrischen Drucks p , der Filtergeschwindigkeit v und der Flussrate dq_ρ

Mit den Randbedingungen

$$p(\rho_A) = p_\rho, \tag{3.5}$$

$$p(h) = p_H \tag{3.6}$$

lautet die Lösung der Differentialgleichung

$$p = p_\rho + \frac{(p_H - p_\rho)}{\ln(\frac{h}{\rho_A})} \ln\left(\frac{r}{\rho_A}\right) \tag{3.7}$$

Die erste Ableitung in (3.3) führt zur Filtergeschwindigkeit

$$v = \frac{1}{\gamma_w} k_0 \frac{(p_H - p_\rho)}{\ln(\frac{h}{\rho_A})} \frac{1}{r} \tag{3.8}$$

Die in die AUZ einfließende Wassermenge je Längeneinheit dy ergibt sich mit (3.1) als

$$dq_\rho = \frac{1}{\gamma_w} \frac{2\pi}{\ln(\frac{h}{\rho_A})} k_0 (p_H - p_\rho) dy \tag{3.9}$$

Die hier behandelte Sickerströmung entspricht formal dem Fall des vertikalen Brunnens, in welchen aus einer Schicht der Dicke dy gespanntes Grundwasser eintritt (Fig. 3-2).

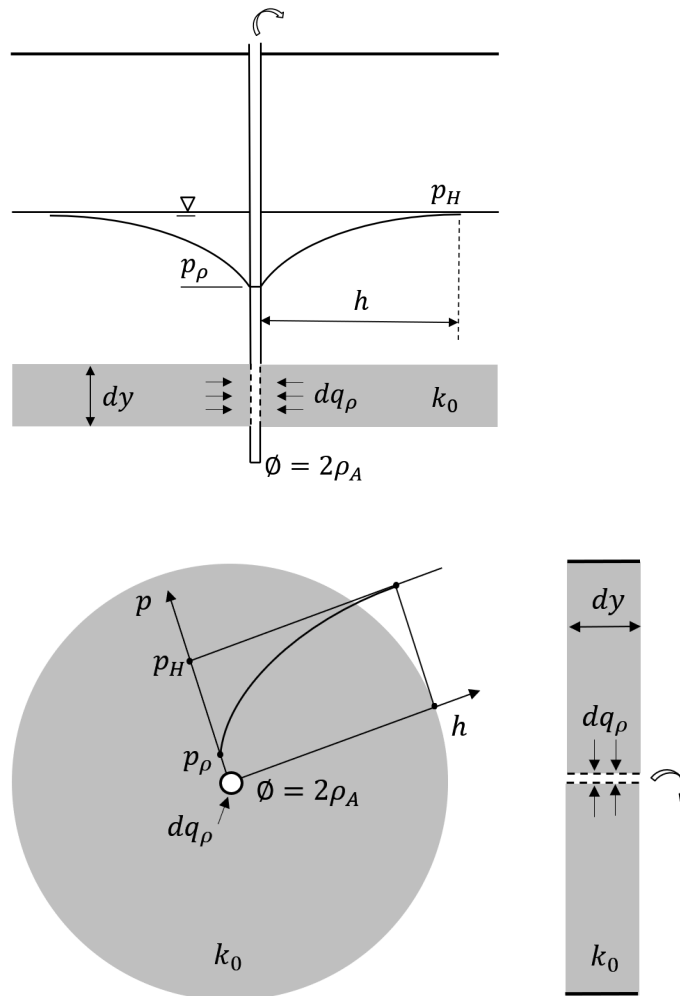


Fig. 3-2: Die Analogie zwischen einem vertikalen Brunnen, welcher eine unter gespanntem Wasser stehende Bodenschicht der Dicke dy durchstösst, und dem horizontalen Brunnen

Der Lagerstollen kann also als eine horizontale Bohrung aufgefasst werden, die eine ebenfalls unter gespanntem Grundwasser stehende Bodenschicht der Dicke dy durchquert und ihr dabei die Wassermenge dq_ρ entzieht. Die Formel (3.9) ist in der Geotechnik mit dem Namen Dupuit verknüpft (Dupuit 1863, Höltling & Codewey 2013, Matthews & Russel 1967). Für das Programm PICNIC-TD wurde eine Näherungsformel abgeleitet (Nagra 2012), die nur unwesentlich von der exakten Lösung nach Dupuit abweicht. Sie hat mit unseren Bezeichnungen die Form (Nagra 2012)

$$dq_\rho = \frac{1}{\gamma_w} \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{4h}{\pi\rho_A}\right)} k_0 (p_H - p_\rho) dy \quad (3.10)$$

Für die weitere Arbeit ist es vorteilhaft, die Abkürzung

$$\omega_A = \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{4h}{\rho_A}\right)} \quad (3.11)$$

in die Formel (3.9) einzuführen. Sie lässt sich dann auch so schreiben:

$$dq_\rho = \frac{1}{\gamma_w} \omega_A k_0 (p_H - p) dy \quad (3.12)$$

Die Gleichung (3.9) bzw. (3.12) setzt voraus, dass der Abstand D zwischen den Lagerstollen derart gross ist, dass ihre gegenseitige hydraulische Beeinflussung nicht stattfindet, d. h. $D \geq 2 h$ ist (Fig. C-3). Die Auswirkung des Abstandes D auf die in die AUZ der Lagerstollen einflussende Wassermenge wurde anderswo durch numerische Methoden untersucht (Nagra 2014a). Bei einer Lagerauslegung mit $D \sim h$ ergeben die Formeln (3.9) und (3.12) ein wenig höhere Wassermengen als jene der numerischen Berechnungen.

4 Strömung entlang der Lagerstollen

Dieses Problem wollen wir in zwei Schritten angehen. Als Erste sei der Stollen mit offenem Ende, d. h. in mathematischer Hinsicht mit einer unbegrenzten Länge, angenommen. In diesem Falle gestaltet sich die formale Behandlung etwas einfacher als im Falle eines Stollens von begrenzter Länge.

4.1 Lagerstollen mit offenem Ende

In Fig. 4-1 ist ein Lagerstollen an der Stelle x des Betriebstunnels schematisch dargestellt (siehe auch Fig. 2-1). In einem Punkt y herrscht der piezometrische Druck $p_y(x, y)$ und die Flussrate $Q_y(x, y)$. An der Einmündung des Lagerstollens in den Betriebsstollen betragen diese Grössen $p_y(x, 0) = p_0$ und $Q_y(x, 0) = Q_0$. Für $y \rightarrow \infty$ nähert sich der Porenwasserdruck dem ungestörten Wert p_H .

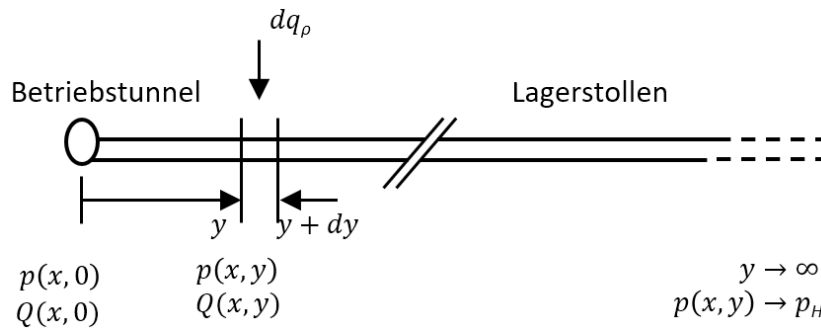


Fig. 4-1: Die Randbedingungen für einen Lagerstollen mit offenem Ende

Da x in einem Lagerstollen konstant ist, führen wir – um den weiteren Formalismus zu vereinfachen – die folgende Schreibweise ein

$$p_y(x, y) = p_y$$

$$Q_y(x, y) = Q_y$$

Die Flussrate entlang des Lagerstollens ist zum einen bedingt durch den Druckgradienten dp_y/dy und zum andern durch die quer zum Stollen zuströmende Wassermenge dq_ρ gemäss (3.12). Die Massenbilanz (Fig. 4-1), die auch PICNIC-TD verwendet (Nagra 2006), fordert

$$dq_\rho = \frac{dQ_y}{dy} dy \tag{4.1}$$

Für die Sickerströmung im Lagerstollen gilt das Gesetz von Darcy

$$Q_y = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{dp_y}{dy} k_A F_A \tag{4.2}$$

Hier bezeichnet F_A die Fläche der AUZ mit

$$F_A = \pi(\rho_A^2 - r_A^2) \quad (4.3)$$

Wenn man in (4.1) für dq_ρ den Ausdruck (3.12) einsetzt und auf der rechten Seite die erste Ableitung von Q_y berücksichtigt, erhält man

$$\frac{1}{\gamma_w} \omega_A k_0 (p_H - p_y) = -\frac{1}{\gamma_w} k_A F_A p_y''$$

und so die inhomogene Differentialgleichung zweiter Ordnung mit konstanten Koeffizienten (gemäss PICNIC-TD mit anderen Randbedingungen, s. Nagra 2006)

$$k_A F_A p_y'' - \omega_A k_0 p_y = -\omega_A k_0 p_H \quad (4.4)$$

Die Einführung zweier neuen Substitutionen

$$a_A = \frac{\omega_A k_0}{F_A k_A} \quad (4.5)$$

und

$$b_A = a_A p_H \quad (4.6)$$

ergibt die übersichtliche Schreibweise

$$p_y'' - a_A p_y = -b_A \quad (4.7)$$

Zur Lösung dieser Differentialgleichung verwendet man bekanntlich den Lösungsansatz

$$p_y = C_1 e^{\sqrt{a_A} y} + C_2 e^{-\sqrt{a_A} y} + \frac{b_A}{a_A} \quad (4.8)$$

welche mit den Randbedingungen in Fig. 4-1

$$p_y(x, 0) = p_0$$

$$\lim_{y \rightarrow \infty} p_y = p_H \quad (4.9)$$

zu den folgenden Integrationskonstanten führen:

$$C_1 = 0$$

$$C_2 = p_0 - p_H$$

Die Lösung der Differentialgleichung lautet dann

$$p_y = p_H - (p_H - p_0)e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (4.10)$$

Mit der ersten Ableitung

$$p_y' = \sqrt{a_A}(p_H - p_0)e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (4.11)$$

und (4.2) ergibt sich die Flussrate entlang eines Lagerstollens als

$$Q_y = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0)e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (4.12)$$

bzw. mit (4.5)

$$Q_y = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{\omega_A} \sqrt{k_0 k_A F_A} (p_H - p_0)e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (4.13)$$

Mit $y = 0$ ist

$$Q_0 = Q_y(x, 0)$$

und so die in den Betriebsstollen einfließende Wassermenge

$$Q_0 = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \quad (4.14)$$

bzw. mit (4.5) auch

$$Q_0 = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{\omega_A} \sqrt{k_0 k_A F_A} (p_H - p_0) \quad (4.15)$$

Den Verlauf der Flussrate kann man mit (4.14) und (4.12) auch so schreiben:

$$Q_y = Q_0 e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (4.16)$$

Die bezogene Wassermenge Q_y/Q_0 ergibt sich damit als

$$\frac{Q_y}{Q_0} = e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (4.17)$$

Die enge Beziehung zwischen dem Verlauf des piezometrischen Drucks p_y und der Flussrate Q_y zeigt sich klar, wenn man in (4.12) die Beziehung (4.10) berücksichtigt, was zu

$$Q_y = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_y) \quad (4.18)$$

führt. Mit (3.11) und (4.3) kann man (4.5) vollständig so ausschreiben

$$a_A = \frac{2}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)(\rho_A^2 - r_A^2)} \frac{k_0}{k_A} \quad (4.19)$$

Damit erhält man für die Beziehungen (4.10), (4.12) und (4.14) folgende Gleichungen, in welchen alle Eingangsgrößen explizit in Erscheinung treten

$$p_y = p_H - (p_H - p_0) e^{-y \sqrt{\frac{2}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)(\rho_A^2 - r_A^2)} \frac{k_0}{k_A}}} \quad (4.20)$$

$$Q_y = -\frac{\sqrt{2}\pi}{\gamma_w} \sqrt{\frac{\rho_A^2 - r_A^2}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)}} \sqrt{k_0 k_A} (p_H - p_0) e^{-y \sqrt{\frac{2}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)(\rho_A^2 - r_A^2)} \frac{k_0}{k_A}}} \quad (4.21)$$

$$Q_0 = -\frac{\sqrt{2}\pi}{\gamma_w} \sqrt{\frac{\rho_A^2 - r_A^2}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)}} \sqrt{k_0 k_A} (p_H - p_0) \quad (4.22)$$

Die Flussrate Q_0 ergibt sich somit als Produkt von drei Gruppen von Parametern:

- die geometrischen Grössen (h, r_A, ρ_A)
- die Durchlässigkeitsbeiwerte (k_0, k_A)
- piezometrische Drücke (p_H, p_0)

Dieser Umstand ist bemerkenswert und erleichtert das Verständnis für die übergeordneten Zusammenhänge.

Wir wollen auch noch die Filtergeschwindigkeit v_y bestimmen, die wir aus (4.12) durch die Division mit dem Faktor F_A als

$$v_y = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A (p_H - p_0) e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (4.23)$$

erhalten.

4.2 Lagerstollen mit geschlossenem Ende

In Fig. 4-2 ist ein Lagerstollen der Länge l dargestellt. Da am Ende des Stollens die Flussrate verschwindet, muss dort auch der Druckgradient verschwinden. So lauten dann die Randbedingungen:

$$p_y(x, 0) = p_0 \quad (4.24)$$

$$p_y'(x, l) = 0 \quad (4.25)$$

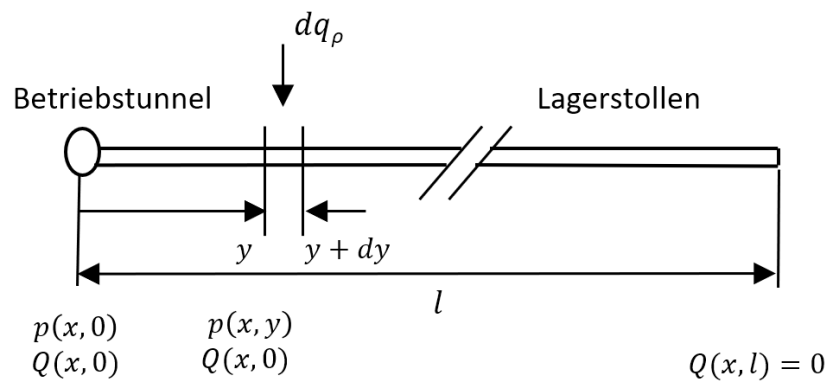


Fig. 4-2: Randbedingungen für einen Lagerstollen mit geschlossenem Ende

Den Ausgangspunkt bildet die Differentialgleichung (4.7) mit den Abkürzungen gemäss (4.5) und (4.6)

$$p_y'' - a_A p_y = -b_A \quad (4.26)$$

Wir gehen auch wieder vom exponentiellen Ansatz aus

$$p_y = C_1 e^{\sqrt{a_A}y} + C_2 e^{-\sqrt{a_A}y} + \frac{b_A}{a_A} \quad (4.27)$$

Um den Formalismus zu vereinfachen, schreiben wir auch hier wieder $p_y(x, y) = p_y$ und $Q_y(x, y) = Q_y$. Führt man die Ableitungen gemäss (4.27) unter Berücksichtigung der Randbedingungen durch, so erhält man die Integrationskonstanten als

$$C_1 = -(p_H - p_0) \frac{1}{e^{2l\sqrt{a_A+1}}} \quad (4.28)$$

$$C_2 = -(p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}}}{e^{-2l\sqrt{a_A+1}}} \quad (4.29)$$

Setzt man diese in (4.27) ein, so erhält man den piezometrischen Druck als

$$p_y = p_H - (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} + e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A+1}}} \quad (4.30)$$

Betrachtet man die Länge $l \rightarrow \infty$, so erhält man als Sonderfall die Formeln für den Lagerstollen mit offenem Ende (4.10).

Die erste Ableitung von p_y ergibt sich als

$$p_y' = \sqrt{a_A} (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} - e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A+1}}} \quad (4.31)$$

Die Flussrate erhält man auch hier nach dem Gesetz von Darcy als

$$Q_y = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{dp_y}{dy} k_A F_A \quad (4.32)$$

und mit (4.31)

$$Q_y = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} - e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A+1}}} \quad (4.33)$$

Hieraus resultiert mit $y = 0$ die in den Betriebsstollen einflussende Wassermenge, als

$$Q_0 = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} - 1}{e^{2l\sqrt{a_A+1}}} \quad (4.34)$$

Mit (4.5) für $\sqrt{a_A}$ kann man diese Gleichung in folgende Form bringen:

$$Q_0 = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{\omega_A} \sqrt{k_0 k_A F_A} (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} - 1}{e^{2l\sqrt{a_A+1}}} \quad (4.35)$$

Ein Vergleich von (4.15) mit (4.35) lässt erkennen, dass sich die Flussrate am Eingang zum Betriebstunnel bei offenem und geschlossenem Ende der Lagerstollen einzig durch den Faktor

$$\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (4.36)$$

unterscheiden. Für $l \rightarrow \infty$ konvergiert dieser Term zu 1. Die Konvergenz hängt von a_A und damit hauptsächlich vom Durchlässigkeitsbeiwert k_A und dem Radius der AUZ ρ_A ab.

Von Interesse ist auch hier der Verlauf der bezogenen Flussrate, die man mit (4.33) und (4.34) wie folgt erhält

$$\frac{Q_y}{Q_0} = \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} - e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}-1}} \quad (4.37)$$

Die Filtergeschwindigkeit ergibt sich aus (4.33), wenn dort mit dem Term F_A gekürzt wird als

$$v_y = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} - e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (4.38)$$

4.3 Bestimmung der Obergrenze der Flussrate

Man kann sich den theoretischen Fall vorstellen, bei dem die Durchlässigkeit der AUZ in Bezug auf das Wirtgestein derart gross ist, dass auf der ganzen Länge des Stollens l – ähnlich wie in einem offenen Drainagerohr – der Druck p_0 herrscht. Dadurch ergibt sich die denkbar grösstmögliche Flussrate mit (3.12) als

$$Q_{0max} = \frac{dq_p}{dy} l \quad (4.39)$$

bzw.

$$Q_{0max} = -\frac{1}{\gamma_w} \omega_A k_0 (p_H - p_0) l \quad (4.40)$$

Die entsprechende Wassermenge Q_0 muss somit

$$|Q_0| < |Q_{0max}| \quad (4.41)$$

sein.

Setzt man hier (4.35) mit (4.40) in Beziehung, so erhält man die Bedingung für die gesättigte Strömung in der AUZ als

$$k_A F_A < \frac{\omega_A}{\sqrt{a_A}} k_0 l \frac{e^{2l\sqrt{a_A}+1}}{e^{2l\sqrt{a_A}-1}} \quad (4.42)$$

4.4 Inhomogene Auflockerungszone

In der unmittelbaren Umgebung der Stollen könnte die Durchlässigkeit der AUZ baubedingt grösser sein als in weiterer Entfernung vom Ausbruchprofil (Nagra 2013, Martin & Lanyon 2004). Um diesem Umstand Rechnung zu tragen, bedienen wir uns eines vereinfachten Modells, wonach die AUZ in zwei Hohlzylinder unterschiedlicher Durchlässigkeiten aufgeteilt wird. In Fig. 4-3 bezeichnet ρ_2 den Aussenradius der eigentlichen AUZ und ρ_1 den Radius des inneren Teilbereiches mit der erhöhten Durchlässigkeit. Entsprechend sind dort die zugehörigen Flächen

$$F_2 = \pi(\rho_2^2 - r_A^2) \quad (4.43)$$

$$F_1 = \pi(\rho_1^2 - r_A^2) \quad (4.44)$$

und die Durchlässigkeitskoeffizienten k_1 und k_2 bezeichnet. Es stellt sich die Frage nach einem «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert k_M einer als hydraulisch homogen betrachteten AUZ der Gesamtfläche F_2 bzw. des Radius ρ_2 . Mit einem solchen «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert könnten die Strömungsberechnungen stets mit ihm und mit $\rho_A = \rho_2$ durchgeführt werden.

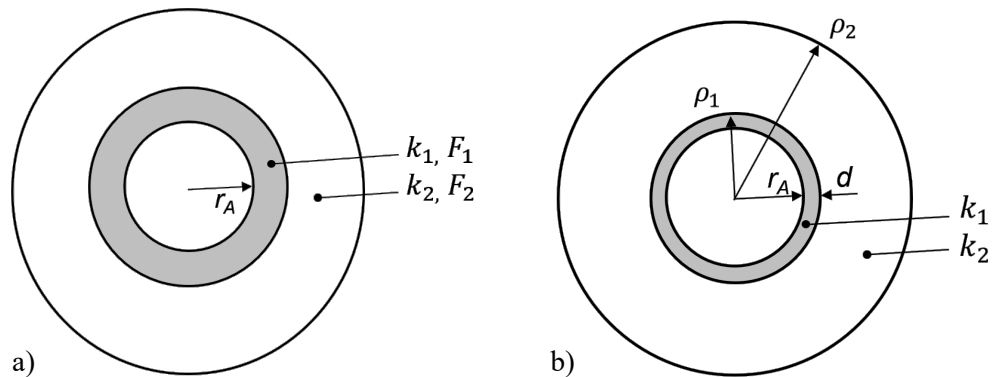


Fig. 4-3: «Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M

a) Ausbruchnaher Bereich (ρ_1) mit erhöhter Durchlässigkeit (k_1) b) Ausbruchnaher Bereich der Stärke d mit erhöhter Durchlässigkeit (k_1)

Bei einem inhomogenen Fliessprofil (Bentonitverfüllung/EDZ) wurde bei den Berechnungen mit PICNIC-TD im Sinne der Massenerhaltung die Forderung gestellt, wonach die hydraulische Leitfähigkeit der Summe der Einzelteile mit jener der AUZ unter der Annahme von k_M gleich sein soll (Nagra 2006). Auf unser Problem gemünzt lautet dies:

$$F_2 k_M = F_1 k_1 + (F_2 - F_1) k_2 \quad (4.45)$$

Hieraus folgt der Ausdruck

$$\frac{k_M}{k_2} = \frac{F_1 k_1}{F_2 k_2} + \left(1 - \frac{F_1}{F_2}\right) \quad (4.46)$$

Man kann diese Gleichung durch die bezogenen Radien ρ_1/r_A und ρ_2/r_A mittels (4.43) und (4.44) auch wie folgt ausdrücken

$$\frac{k_M}{k_2} = 1 + \frac{\left(\frac{\rho_1}{r_A}\right)^2 - 1}{\left(\frac{\rho_2}{r_A}\right)^2 - 1} (k_1 - 1) \quad (4.47)$$

Bei einem gegebenen Stollenradius r_A und Radius ρ_2 der AUZ lässt sich der «stellvertretende» Durchlässigkeitsbeiwert k_M bei einer gegebenen Stärke d des inneren Hohlzylinders mit k_1 entsprechend Fig. 4-3b so schreiben:

$$\frac{k_M}{k_2} = 1 + \frac{d(2r_A + d)}{\rho_2^2 - r_A^2} (k_1 - 1) \quad (4.48)$$

Aus dem Ansatz (4.45) folgt, dass in beiden Teilen der AUZ der gleiche Druckgradient herrscht, die Filtergeschwindigkeit in diesen ist jedoch unterschiedlich.

4.5 Einfluss der Durchlässigkeit der Bentonitverfüllung

In den oben durchgeführten Ableitungen wurde angenommen, dass die Durchlässigkeit der Bentonitverfüllung vernachlässigbar gering sei. Hier wird untersucht, wie ein gegebener Durchlässigkeitsbeiwert der Bentonitverfüllung die Flussrate beeinflussen könnte. Wir gehen von einer AUZ mit den Radien r_A , ρ_A und dem Flächeninhalt F_A aus und ermitteln einen «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert k_M . Die Bentonitverfüllung ist gekennzeichnet durch den Stollenradius r_A mit dem entsprechenden Flächeninhalt F_B und des Durchlässigkeitsbeiwerts k_B (Fig. 4-4). Die Fläche der AUZ ergibt sich nach (4.3) und jene der Bentonitverfüllung nach

$$F_B = \pi r_A^2 \quad (4.49)$$

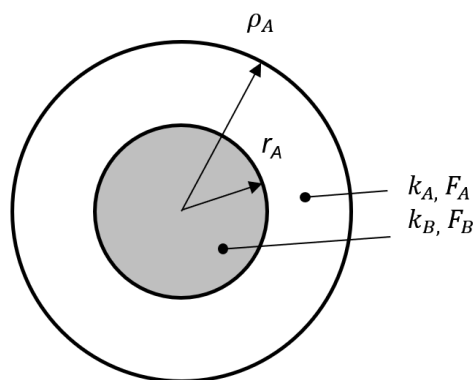


Fig. 4-4: «Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M unter Berücksichtigung der Bentonitverfüllung mit gegebenem Durchlässigkeitsbeiwert (k_B)

«Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M ergibt sich auch hier aus der Bedingung der gleichwertigen Flussraten

$$F_A k_M = F_A k_A + F_B k_B \quad (4.50)$$

Hieraus erhält man den bezogenen «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert als

$$\frac{k_M}{k_A} = \frac{F_B}{F_A} \frac{k_B}{k_A} + 1 \quad (4.51)$$

Durch die Radien r_A und ρ_A ausgedrückt lautet dies

$$\frac{k_M}{k_A} = \frac{r_A^2}{\rho_A^2 - r_A^2} \frac{k_B}{k_A} + 1 \quad (4.52)$$

oder in nicht bezogener Form

$$k_M = k_B \frac{r_A^2}{\rho_A^2 - r_A^2} + k_A \quad (4.53)$$

5 Strömung entlang des Betriebstunnels

Wie im Falle der Lagerstollen werden auch hier Betriebstunnel mit offenem und mit geschlossenem Ende gesondert untersucht. Der Betriebstunnel erhält Wasser sowohl aus den Lagerstollen als auch aus dem Wirtgestein (Radialströmung). Vorerst wird der Zutritt von Wasser aus dem Wirtgestein vernachlässigt. In der ersten Modellierung beginnt der Betriebstunnel am Schacht, d. h. $L = 0$ (Fig. 2-1).

5.1 Betriebstunnel mit offenem Ende

In den Betriebstunnel gelangen somit gemäss (5.1) nur die konzentriert zutretenden Wassermengen Q_0 aus den einzelnen Lagerstollen. Um eine analytische Behandlung des Problems zu ermöglichen, werden diese Wassermengen jeweils auf die Längenabschnitte D zwischen zwei benachbarten Lagerstollen verteilt (Fig. 5-1). Es wird somit anstelle von singulären Wasserzutritten mit einer kontinuierlich verteilten Wassermenge gerechnet.

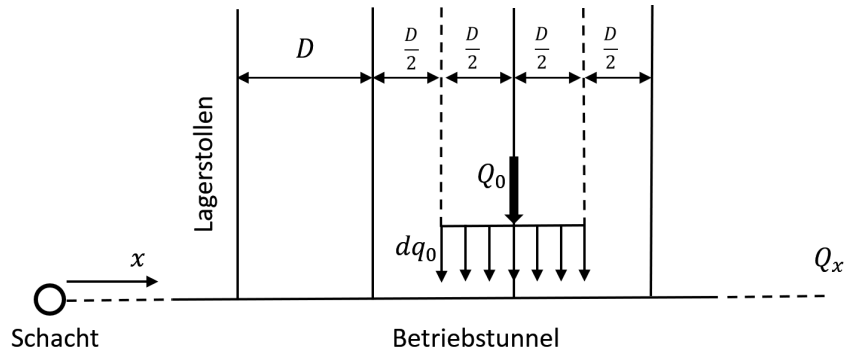


Fig. 5-1: Gleichmässige Verteilung der Zuflüsse aus den Lagerstollen zum Betriebstunnel

Für die infinitesimale Strecke dx an der Stelle x gilt die spezifische Flussrate

$$dq_0 = \frac{1}{D} Q_0 dx \quad (5.1)$$

Mit der Gleichung (4.14) erhält man

$$dq_0 = \frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_x) dx \quad (5.2)$$

oder mit (4.5) für $\sqrt{a_A}$

$$dq_0 = \frac{1}{D} \frac{\sqrt{\omega_A}}{\gamma_w} \sqrt{k_0 k_A F_A} (p_H - p_x) dx \quad (5.3)$$

Hier bezeichnet die Grösse p_x den Porenwasserdruck im Betriebstunnel an der Stelle x d. h.

$$p_x = p_x(x, 0) \quad (5.4)$$

Mit der Flussrate Q_x im Betriebstunnel lautet die Gleichung für die Massenbilanz (Fig. 5-2)

$$dq_0 = \frac{dQ_x}{dx} dx \tag{5.5}$$

Für die Grösse Q_x gilt nach Darcy

$$Q_x = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{dp_x}{dx} k_{AA} F_{AA} \tag{5.6}$$

Die Fläche der AUZ des Betriebstunnels beträgt

$$F_{AA} = \pi(\rho_{AA}^2 - r_{AA}^2) \tag{5.7}$$

So ergibt sich aus (5.5) die Gleichung

$$\frac{1}{D} \frac{\sqrt{\omega_A}}{\gamma_w} \sqrt{k_0 k_A F_A} (p_H - p_x) = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} p_x'' \tag{5.8}$$

Mit der Einführung der Substitution

$$c = \frac{\sqrt{\omega_A}}{D} \sqrt{k_0 k_A F_A} \tag{5.9}$$

erhält man aus (5.8) auch hier eine inhomogene lineare Differenzialgleichung zweiter Ordnung mit konstanten Koeffizienten

$$p_x'' - \frac{c}{k_{AA} F_{AA}} p_x = -\frac{c}{k_{AA} F_{AA}} p_H \tag{5.10}$$

Da diese Differentialgleichung die Gleiche ist, wie im Falle der Lagerstollen (4.7), besteht eine physikalische Ähnlichkeit zwischen den Ableitungen für die Lagerstollen und den Betriebstunnel.

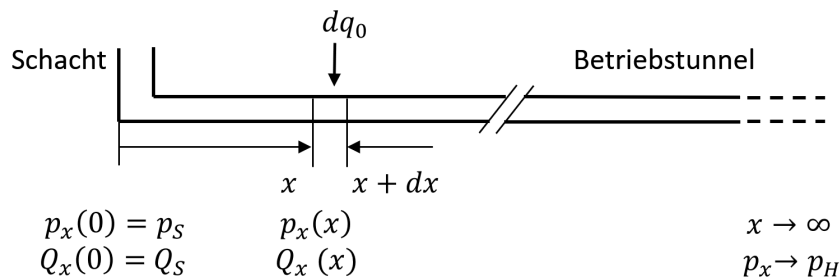


Fig. 5-2: Die Randbedingungen für die Sickerströmung im Betriebstunnels mit offenem Ende

Es ist vorteilhaft die weitere Substitution

$$m = \frac{c}{k_{AA}F_{AA}} \quad (5.11)$$

bzw. unter Berücksichtigung von (5.9)

$$m = \frac{\sqrt{\omega_A} \sqrt{k_0 k_{AA} F_{AA}}}{D k_{AA} F_{AA}} \quad (5.12a)$$

einzuführen. Mit (4.5) erhält man

$$m = \frac{1}{D} \sqrt{a_A} \frac{k_{AA} F_{AA}}{k_{AA} F_{AA}} \quad (5.12b)$$

Auf diese Weise ergibt sich mit (5.10) die vereinfachte Schreibweise:

$$p_x'' - m p_x = -m p_H \quad (5.13)$$

Als Randbedingungen gelten gemäss (Fig. 5-2)

$$p_x(x = 0) = p_S$$

$$\lim_{x \rightarrow \infty} p_x = p_H$$

Die Lösung der Differentialgleichung ergibt sich wie im Falle der Lagerstollen mit einem Exponentialansatz (4.8) als

$$p_x = p_H - (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (5.14)$$

Für die erste Ableitung erhält man

$$p_x' = \sqrt{m} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (5.15)$$

und aus (5.6) ergibt sich die Flussrate entlang des Betriebstunnels

$$Q_x = -\frac{\sqrt{m}}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (5.16)$$

Setzt man hier $x = 0$, so ergibt sich die Flussrate am Schachtfuss (der sich hier direkt am Lagerfeld befindet) als

$$Q_S = -\frac{\sqrt{m}}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} (p_H - p_S) \quad (5.17)$$

Ein Vergleich der Gleichungen (5.14), (5.16) und (5.17) mit jenen von (4.10), (4.12) und (4.14) bestätigt sich die vollständige Analogie zwischen dem Fließmechanismus in den Lagerstollen und in jenem des Betriebstunnels, die auf der Gleichheit der Differenzialgleichungen beruht. Folgende Entsprechungen sind zu beachten:

$$a_A \rightarrow m \quad (5.18a)$$

$$k_A F_A \rightarrow k_{AA} F_{AA} \quad (5.18b)$$

$$p_0 \rightarrow p_S \quad (5.18c)$$

Wenn man in (5.17) den Ausdruck (5.12a) sowie (3.11), (4.3) und (5.7) berücksichtigt, kann man die Flussrate am Schachtfuss auch so schreiben:

$$Q_S = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{\frac{\sqrt{2}\pi}{D}} \sqrt{\frac{\rho_A^2 - r_A^2}{\ln h - \ln \rho_A}} \times \sqrt{\pi(\rho_{AA}^2 - r_{AA}^2)} \times \sqrt{k_{AA} \sqrt{k_0 k_A}} \times (p_H - p_S) \quad (5.19)$$

Auch hier – wie im Falle der Lagerstollen (4.22) – erkennt man, dass sich die Flussrate Q_S als Produkt von drei Gruppen von Parametern darstellen lässt, in denen

- die geometrischen Grössen ($h, D, r_A, r_{AA}, \rho_A, \rho_{AA}$)
- die Durchlässigkeitsbeiwerte (k_0, k_A, k_{AA})
- die piezometrischen Drücke (p_H, p_S)

gesondert in Erscheinung treten. So zeigt es sich, dass für Q_S eine geschlossene Lösung mit insgesamt 11 Parametern möglich ist.

Eine andere Schreibweise der Gleichung (5.17) lautet so

$$Q_S = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{\frac{\sqrt{\omega_A}}{D}} \sqrt{k_{AA} F_{AA} \sqrt{k_0 k_A F_A}} (p_H - p_S) \quad (5.20)$$

Hier kommen die Einflüsse des «hydraulischen Leitvermögens» der Lagerstollen und des Betriebstunnels ($k_A F_A$), ($k_{AA} F_{AA}$) explizit zum Ausdruck.

Die Filtergeschwindigkeit ergibt sich, wenn (5.16) durch F_{AA} dividiert wird als

$$v_x = -\frac{\sqrt{m}}{\gamma_w} k_{AA} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (5.21)$$

5.2 Betriebstunnel mit geschlossenem Ende

Wir betrachten hier einen Betriebsstollen der Länge \bar{l} und die zugehörigen hydraulischen Randbedingungen. Am Ende des Stollens muss die Flussrate verschwinden und somit die erste Ableitung des piezometrischen Druckes (Fig. 5-3). Am Schachtfuss herrscht der piezometrische Druck p_S . Ein Wasserzutritt aus dem Wirtgestein (Radialströmung) wird vorerst nicht berücksichtigt.

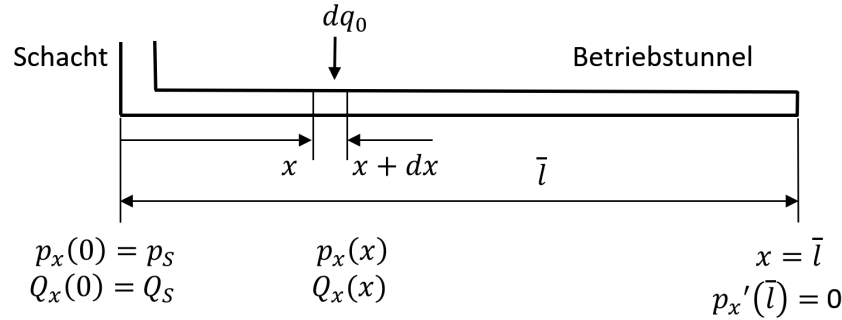


Fig. 5-3: Zur Sickerströmung im Betriebstunnel mit geschlossenem Ende

Bei der Ableitung können wir von (5.2) ausgehen und gemäss (4.34) den Wasserzufluss aus den Lagerstollen wie folgt berücksichtigen:

$$dq_0 = -\frac{\sqrt{a_A}}{D\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_x) \left(\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \right) dx \quad (5.22)$$

Damit kann (5.12b) mit dem Term

$$\left(\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \right) \quad (5.23)$$

so angepasst werden

$$m_R = \frac{1}{D} \sqrt{a_A} \frac{k_A F_A}{k_{AA} F_{AA}} \left(\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \right) \quad (5.24)$$

Dank der oben erwähnten hydraulischen Analogie zwischen Lagerstollen und Betriebstunnel können wir nun unter Beachtung der Entsprechungen (5.18a) bis (5.18c) die im Kap. 4 hergeleiteten Beziehungen (4.30) und (4.33) wie folgt übernehmen:

$$p_x = p_H - (p_H - p_S) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-\sqrt{m_R}x} + e^{\sqrt{m_R}x}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) \quad (5.25)$$

$$Q_x = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} (p_H - p_S) \sqrt{m_R} \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-\sqrt{m_R}x} - e^{\sqrt{m_R}x}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) \quad (5.26)$$

Mit (5.22) bringt man die obige Gleichung in die Gestalt

$$Q_x = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{\frac{\sqrt{\omega_A}}{D} \sqrt{k_0 k_A F_A k_{AA} F_{AA}}} \sqrt{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R} e^{-\sqrt{m_R}x} - e^{\sqrt{m_R}x}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}}} (p_H - p_S) \quad (5.27)$$

Die Flussrate am Schacht ergibt sich, wenn in (5.26) $x = 0$ gesetzt wird, als

$$Q_S = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \sqrt{m_R} \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}-1}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} (p_H - p_S) \quad (5.28)$$

oder mit (5.27)

$$Q_S = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{\frac{\sqrt{\omega_A}}{D} \sqrt{k_{AA} F_{AA} \sqrt{k_0 k_A F_A}}} \sqrt{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}}} (p_H - p_S) \quad (5.29)$$

Vergleicht man diesen Ausdruck mit der Formel (5.20), so erkennt man, dass die beschränkte Länge der Lagerstollen l und des Betriebsstollens \bar{l} nur durch den Faktor

$$\sqrt{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}}} \quad (5.30)$$

unterscheidet.

Mit $l \rightarrow \infty$ und $\bar{l} \rightarrow \infty$ strebt er zum Wert 1. So übergeht dann (5.29) in (5.20).

Die Filtergeschwindigkeit ergibt sich, wenn (5.27) durch F_{AA} dividiert wird als

$$v_x = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{1}{F_{AA}} \sqrt{\frac{\sqrt{\omega_A}}{D} \sqrt{k_0 k_A F_A k_{AA} F_{AA}}} \sqrt{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R} e^{-\sqrt{m_R}x} - e^{\sqrt{m_R}x}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}}} (p_H - p_S) \quad (5.31)$$

5.3 Radialströmung in den Betriebstunnel aus dem Wirtgestein

Hier beschränken wir uns auf den Fall von Lagerstollen und des Betriebstunnels mit offenem Ende. Für den radialen Zufluss aus dem Wirtgestein gelten die für die Lagerstollen abgeleiteten Beziehungen, wobei hier für den Radius der AUZ die Grösse ρ_{AA} zu berücksichtigen ist. So schreibt man denn entsprechend (3.11)

$$\omega_{AA} = \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_{AA}}\right)} \quad (5.32)$$

Den Wasserzutritt je Längeneinheit dx bezeichnen wir mit dq_0 und man erhält gemäss (3.12)

$$dq_0 = \frac{1}{\gamma_w} \omega_{AA} k_0 (p_H - p_x) dx \quad (5.33)$$

Hinzu kommt noch gemäss (5.3) der auf die Länge D verteilte Beitrag aus den Lagerstollen

$$dq_0 = \frac{1}{D} \frac{\sqrt{\omega_A}}{\gamma_w} \sqrt{k_0 k_A F_A} (p_H - p_x) dx \quad (5.34)$$

bzw. mit (5.9)

$$dq_0 = \frac{c}{\gamma_w} (p_H - p_x) dx \quad (5.35)$$

Der gesamte Wasserzufluss zum Betriebstunnel je Längeneinheit dx ergibt sich dann als Summe der beiden Zuflüsse gemäss (5.33) und (5.35)

$$dq_{0tot} = \frac{1}{\gamma_w} (c + \omega_{AA} k_0) (p_H - p_x) dx \quad (5.36)$$

Da es sich bei $(c + \omega_{AA} k_0)$ um eine Konstante handelt, behalten die oben abgeleiteten Beziehungen (5.13) bis (5.17) ihre volle Gültigkeit, wenn man dort für die Substitution m gemäss (5.11) anstelle von c die Summe $(c + \omega_{AA} k_0)$ einsetzt. Die Abkürzung m wird so in die neue Grösse M überführt:

$$M = \frac{1}{k_{AA} F_{AA}} (c + \omega_{AA} k_0) \quad (5.37)$$

Mit (5.9) ausgedrückt wird M in diese Gestalt überführt:

$$M = \frac{1}{k_{AA} F_{AA}} \left(\frac{\sqrt{\omega_A}}{D} \sqrt{k_0 k_A F_A} + \omega_{AA} k_0 \right) \quad (5.38)$$

Die auf den radialen Wasserzutritt erweiterten Formeln lauten dann entsprechend (5.14), (5.16) und (5.17):

$$p_x = p_H - (p_H - p_S)e^{-x\sqrt{M}} \quad (5.39)$$

$$Q_x = -\frac{\sqrt{M}}{\gamma_w} k_{AA}F_{AA}(p_H - p_S) e^{-x\sqrt{M}} \quad (5.40)$$

$$Q_S = -\frac{\sqrt{M}}{\gamma_w} k_{AA}F_{AA}(p_H - p_S) \quad (5.41)$$

Mit (5.38) kommt der Anteil der Radialströmung durch $(\omega_{AA}F_A k_0)$ gegenüber (5.20) explizit so zum Ausdruck

$$Q_S = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{k_{AA}F_{AA}} \sqrt{\left(\frac{\sqrt{\omega_A}}{D} \sqrt{k_0 k_A F_A} + \omega_{AA} k_0\right)} (p_H - p_S) \quad (5.42)$$

Wie die numerische Auswertung dieser Formel zeigt, ist der Einfluss des Wasserzutritts aus dem Wirtgestein unter den gegebenen Modellannahmen vernachlässigbar gering.

6 Feldgrößen

Da die konzentrierten Zuflüsse aus den Lagerstollen zum Betriebstunnel gemäss Ansatz (5.1) kontinuierlich verteilt werden, darf das Lagerfeld in hydraulischer Hinsicht als Kontinuum aufgefasst werden. Deshalb können zu jedem Punkt $P(x, y)$ im Feld der piezometrische Druck p_y , die spezifische Flussrate $q_y = Q_y/D$ und die Abstandsgeschwindigkeit v_y^* ermittelt werden (Fig. 6-1). Die Feldgrößen gelten aber nur unter der Bedingung, dass $y > 0$, weil ja für $y = 0$ die Beziehungen für den Betriebstunnel Gültigkeit besitzen.

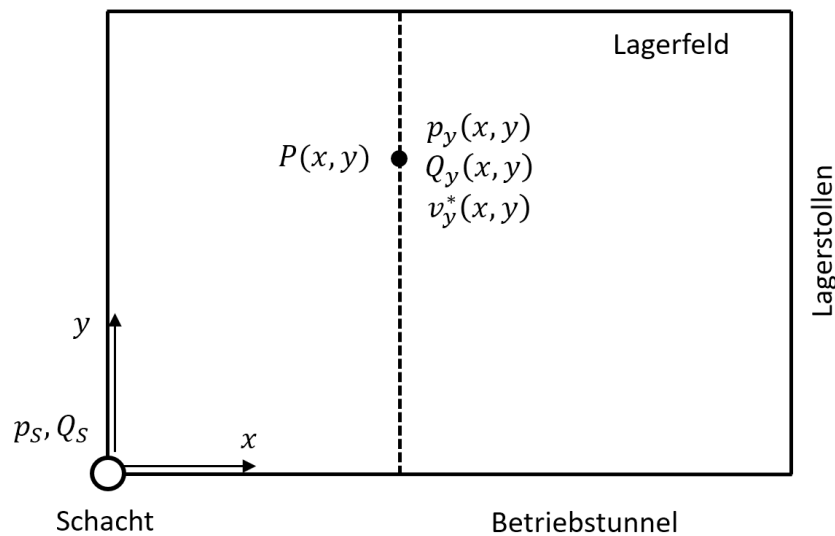


Fig. 6-1: Das Lagerfeld als hydraulisches Kontinuum mit den Feldgrößen piezometrischer Druck, spezifische Flussrate und Abstandsgeschwindigkeit

6.1 Lagerstollen und Betriebstunnel mit offenem Ende

Hierfür geht man zunächst von der Formel (4.10) für die Lagerstollen aus und setzt dort für den piezometrischen Druck am Stolleneingang $p_0 = p_x$ ein. So erhält man

$$p_y = p_H - (p_H - p_x) e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (6.1)$$

Der piezometrische Druck p_x ergibt sich aus (5.14) als

$$p_x = p_H - (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (6.2)$$

Setzt man nun p_x in (6.1) ein, so erhält man nach einigen Umformungen den piezometrischen Druck in einem Punkt $P(x, y)$ des Lagerfeldes als

$$p_y(x, y) = p_H - (p_H - p_S) e^{-(x\sqrt{m} + y\sqrt{a_A})} \quad (6.3)$$

Für die auf eine Länge von D verteilte spezifische Flussrate gilt

$$q_y = \frac{1}{D} Q_y$$

und so mit (4.12)

$$q_y = -\frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_x) e^{-y\sqrt{a_A}} \quad (6.4)$$

Setzt man auch hier für p_x die Gleichung (6.1) ein, so erhält man nach einigen Umformungen

$$q_y(x, y) = -\frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_S) e^{-(x\sqrt{m} + y\sqrt{a_A})} \quad (6.5)$$

Die Filtergeschwindigkeit ergibt sich durch Division mit (F_A/D) als

$$v_y(x, y) = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A (p_H - p_S) e^{-(x\sqrt{m} + y\sqrt{a_A})} \quad (6.6)$$

Von eigentlichem Interesse ist allerdings die Abstandsgeschwindigkeit, die man mittels Division der Filtergeschwindigkeit durch die Porosität n erhält. In den Auswertungen tritt nur sie in Erscheinung.

6.2 Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenem Ende

In diesem Falle gilt gemäss (4.30) die Beziehung

$$p_y = p_H - (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} + e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1} \quad (6.7)$$

wo, wie oben, p_0 durch p_x gemäss (5.25) ersetzt werden muss. So erhält man:

$$p_x = p_H - (p_H - p_S) \frac{e^{2l\sqrt{m_R}} e^{-\sqrt{m_R}x} + e^{\sqrt{m_R}x}}{e^{2l\sqrt{m_R}} + 1} \quad (6.8)$$

Dies gilt auch für die anderen Feldgrößen, und wir erhalten die folgenden Beziehungen:

$$p_y(x, y) = p_H - (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} + e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (6.9)$$

$$q_y(x, y) = -\frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (6.10)$$

$$v_y(x, y) = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (6.11)$$

7 Einfluss des Betriebstunnels zwischen Lagerfeld und Schacht

Es wird nun angenommen, dass sich der Vertikalschacht durch eine Verlängerung des Betriebstunnels gemäss Fig. 2-1 in einem Abstand von L vom Lagerfeld entfernt befindet. Vom Schachtfuss ausgehend trifft der Betriebstunnel im Punkt M auf das Lagerfeld (Fig. 7-1). Dieser Tunnel sei auf seiner ganzen Länge L nach denselben Kriterien erfüllt wie im Bereich des Lagerfeldes. Die hydraulischen Eigenschaften seiner AUZ ($r_{AA}, \rho_{AA}, k_{AA}, F_{AA}$) seien auf dieser Strecke auch die Gleichen. Wie in Fig. 7-1 gezeigt, weist die neue Abszisse x_S , die ihren Anfang am Schachtfuss hat, den Gültigkeitsbereich

$$0 \leq x_S \leq L$$

auf. Ein Wasserzutritt aus dem Wirtgestein zu diesem Stollenabschnitt wird nicht berücksichtigt. Deshalb verläuft hier der Porenwasserdruck p_1 gemäss dem Gesetz von Darcy linear. Am Schachtfuss herrscht der Druck p_S und am Eingang des Lagerfeldes, d. h. im Punkt M , der Druck p_M . Die Flussrate erhält man so als

$$Q_{M1} = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{(p_M - p_S)}{L} k_{AA} F_{AA} \quad (7.1)$$

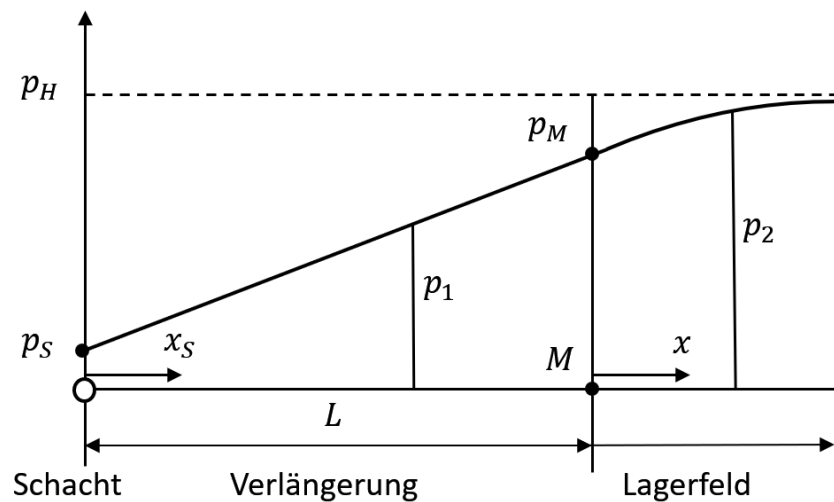


Fig. 7-1: Linearer Druckverlauf im Bereich der Verlängerung des Betriebstollens

7.1 Betriebstunnel und Lagerstollen mit offenem Ende

Die aus dem Lagerfeld in die Verlängerung des Betriebstunnel eintretende Wassermenge erhält man, wenn in (5.17) anstelle von p_S sinngemäss p_M setzt

$$Q_{M2} = -\frac{\sqrt{m}}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} (p_H - p_M) \quad (7.2)$$

Aus der Massenbilanz an der Stelle M

$$Q_{M1} = Q_{M2} \quad (7.3)$$

erhält man mit (7.1) und (7.2) den piezometrischen Druck p_M als

$$p_M = \frac{1}{1+L\sqrt{m}} (L\sqrt{m} p_H + p_S) \quad (7.4)$$

oder anders ausgedrückt

$$p_M = \frac{L\sqrt{m}}{1+L\sqrt{m}} p_H + \frac{1}{1+L\sqrt{m}} p_S \quad (7.5)$$

Hier sieht man, dass bei $L \rightarrow \infty$ der piezometrische Druck p_M zum Wert p_H , bei $L \rightarrow 0$ hingegen zum Wert p_S konvergiert.

7.1.1 Betriebstunnel im Lagerbereich

Um die hydraulischen Grössen (p_x , Q_x) im Lagerbereich des Betriebstunnels zu erhalten, muss man in den Ausdrücken (5.14) bis (5.16) lediglich die Substitution

$$p_S = p_M$$

durchführen. So erhält man

$$p_x = p_H - (p_H - p_M) e^{-x\sqrt{m}}$$

und mit (7.4) bzw. (7.5)

$$p_x = p_H - \frac{1}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (7.6)$$

Die erste Ableitung liefert

$$p_x' = \frac{\sqrt{m}}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (7.7)$$

Die Flussrate ergibt sich nach dem Gesetz von Darcy als

$$Q_x = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \frac{\sqrt{m}}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (7.8)$$

Hieraus erhält man die Filtergeschwindigkeit durch Division mit F_{AA} als

$$v_x = -\frac{k_{AA}}{\gamma_w} \frac{\sqrt{m}}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (7.9)$$

7.1.2 Betriebstunnel im Bereich zwischen Schacht und Lagerfeld

Die Flussrate und die Filtergeschwindigkeit im verlängerten Bereich des Betriebstunnels ergeben sich aus (7.8) und (7.9), wenn man dort $x = 0$ setzt, als

$$Q_{Sx} = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \frac{\sqrt{m}}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) \quad (7.10)$$

$$v_{Sx} = -\frac{k_{AA}}{\gamma_w} \frac{\sqrt{m}}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) \quad (7.11)$$

Um den Einfluss der Verlängerung des Betriebstunnels auf die Flussrate am Schachtfuss zu ermitteln, bilden wir den Koeffizienten von (7.10) und (5.17) und erhalten so

$$\frac{Q_{Sx}}{Q_S} = \frac{1}{1+L\sqrt{m}} \quad (7.12)$$

Mit $L \rightarrow 0$ erhält man 1 und bei $L \rightarrow \infty$ strebt er zu 0.

7.1.3 Feldgrößen

Die Anwendung der oben entwickelten Vorgehensweise auf die Beziehungen (6.3), (6.5), und (6.6) führt zu den folgenden Gleichungen:

$$p_y(x, y) = p_H - \frac{1}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-(x\sqrt{m}+y\sqrt{a_A})} \quad (7.13)$$

$$q_y(x, y) = -\frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A \frac{1}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-(x\sqrt{m}+y\sqrt{a_A})} \quad (7.14)$$

$$v_y(x, y) = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A \frac{1}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-(x\sqrt{m}+y\sqrt{a_A})} \quad (7.15)$$

Der Gültigkeitsbereich dieser Gleichungen ist, wie oben erwähnt, $y > 0$.

7.2 Betriebstunnel und Lagerstollen mit geschlossenem Ende

Die aus dem Lagerfeld in die Verlängerung des Betriebsstollens eintretende Wassermenge ergibt sich aus (5.28). Setzt man

$$p_S = p_M$$

so erhält man

$$Q_{M2} = -\frac{1}{\gamma_w} \sqrt{m_R} \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}-1}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) k_{AA} F_{AA} (p_H - p_M) \quad (7.16)$$

Vorteilhaft ist es auch hier eine neue Substitution einzuführen:

$$N = \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}-1}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \quad (7.17)$$

Die Massenbilanz lautet auch hier wie in (7.3)

$$Q_{M1} = Q_{M2} \quad (7.18)$$

und mit (7.1) (7.16) und (7.17):

$$\frac{1}{L} (p_M - p_S) = N \sqrt{m_R} (p_H - p_M) \quad (7.19)$$

So erhält man nach einigen Umformungen

$$p_M = \frac{LN\sqrt{m_R} p_H + p_S}{1 + LN\sqrt{m_R}} \quad (7.20)$$

Mit $L \rightarrow 0$ wird $p_M \rightarrow p_S$ und mit $L \rightarrow \infty$ wird $p_M \rightarrow p_H$.

7.2.1 Betriebstunnel im Lagerbereich

Setzt man in (5.25) $p_S = p_M$ so gilt hier:

$$p_x = p_H - (p_H - p_M) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) \quad (7.21)$$

So erhält man mit (7.20)

$$p_x = p_H - \frac{1}{1 + LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) \quad (7.22)$$

Analog zu (5.27) und (5.31) ergeben sich dementsprechend folgende Gleichungen

$$Q_x = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \frac{\sqrt{m_R}}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} - e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) \quad (7.23)$$

$$v_x = -\frac{k_{AA}}{\gamma_w} \frac{\sqrt{m_R}}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} - e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) \quad (7.24)$$

7.2.2 Betriebstunnel zwischen Schacht und Lagerfeld

Flussrate und Filtergeschwindigkeit des aus dem Lagerfeld austretenden Wassers ergeben sich, wenn wir in (7.23) und (7.24) $x = 0$ setzen als

$$Q_{Sx} = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \frac{N\sqrt{m_R}}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \quad (7.25)$$

$$v_{Sx} = -\frac{k_{AA}}{\gamma_w} \frac{N\sqrt{m_R}}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \quad (7.26)$$

Den Einfluss des verlängerten Betriebstunnels ($L > 0$) auf die Flussrate am Schachtfuss ermittelt man, indem man den Quotienten von (7.25) mit (5.28) bildet:

$$\frac{Q_{Sx}}{Q_S} = \frac{1}{1+LN\sqrt{m_R}} \quad (7.28)$$

7.2.3 Feldgrößen

Die oben durchgeführten Prozeduren können wir auch auf die Formel (6.9), (6.10) und (6.12) anwenden. So erhält man folgende Feldgrößen:

$$p_y(x, y) = p_H - \frac{1}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} + e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (7.29)$$

$$q_y(x, y) = -\frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A \frac{1}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (7.30)$$

$$v_{Ly}(x, y) = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A \frac{1}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (7.31)$$

7.3 Wasserzutritt aus dem Wirtgestein im verlängerten Betriebstunnel

Hier betrachten wir den Fall eines verlängerten Betriebsstollens von einer derart grossen Länge L , sodass Wasser aus dem Bereich des Lagerfeldes nur in vernachlässigbar geringen Mengen, zum Schachtfuss gelangen kann. Der Betriebsstollen nimmt somit nach dieser Vorstellung Wasser nur aus dem umgebenden Wirtgestein auf. In Fig. 7-2 ist der Verlauf des piezometrischen Drucks für den Initialdruck p_H , einen piezometrischen Druck p_S am Schachtfuss und ein gegebenes hydraulisches Leitvermögen $k_{AA}F_{AA}$ des Betriebstunnels schematisch dargestellt.

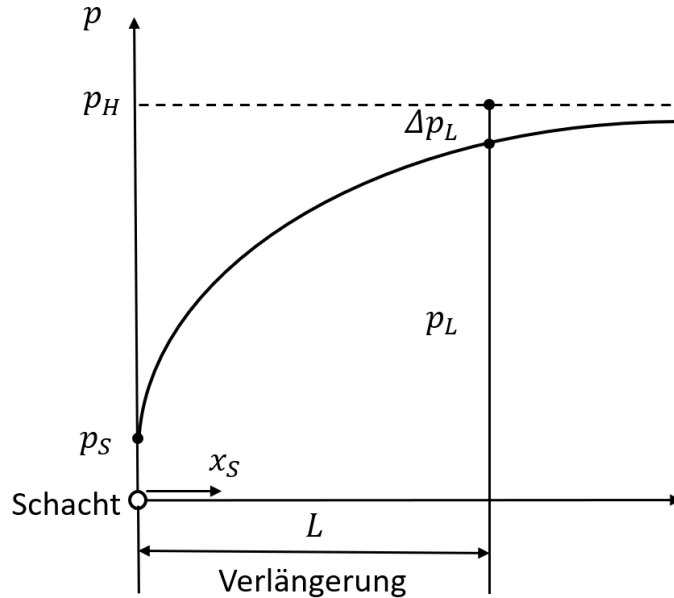


Fig. 7-2: Verlauf des Porenwasserdrucks in einem Betriebstunnel extrem grosser Länge L mit Wasserzutritt ausschliesslich aus dem Wirtgestein

Für die Bestimmung des Druckverlaufs können wir die für die Lagerstollen abgeleitete Gleichung (4.10) verwenden, wobei dort folgende Substitutionen vorzunehmen sind:

$$y \rightarrow x_s \text{ und } a_A \rightarrow a_{AA} \tag{7.32}$$

mit

$$\omega_{AA} = \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_{AA}}\right)} \tag{7.33}$$

$$a_{AA} = \frac{\omega_{AA} k_0}{F_{AA} k_{AA}} \tag{7.34}$$

oder vollständig ausgeschrieben

$$a_{AA} = \frac{2}{\ln\left(\frac{h}{\rho_{AA}}\right)(\rho_{AA}^2 - r_{AA}^2)} \frac{k_0}{k_{AA}} \tag{7.35}$$

erhalten wir so

$$p = p_H - (p_H - p_S)e^{-x_s\sqrt{a_{AA}}} \quad (7.36)$$

Von Interesse ist die bezogene Druckdifferenz an einer bestimmten Stelle $x_s = L$

$$\frac{\Delta p_L}{(p_H - p_S)}, \quad (7.37)$$

die wir mit $\Delta p_L = p_H - p$ gemäss Fig. 7-2 aus (7.36) als

$$\frac{\Delta p_L}{(p_H - p_S)} = e^{-L\sqrt{a_{AA}}}$$

erhalten. Die Länge L für eine vorgegebene bezogene Druckdifferenz ergibt sich als

$$L = -\frac{1}{\sqrt{a_{AA}}} \ln\left(\frac{\Delta p_L}{p_H - p_S}\right) \quad (7.38)$$

Diese Gleichung können wir mit (7.35) weiter so ausdrücken:

$$L = -\sqrt{\frac{\rho_{AA}^2 - r_{AA}^2}{2}} \sqrt{\ln\left(\frac{h}{\rho_{AA}}\right)} \sqrt{\frac{k_{AA}}{k_0}} \ln\left(\frac{\Delta p_L}{p_H - p_S}\right) \quad (7.39)$$

Es ist bemerkenswert, dass die gesuchte Länge L sich als Produkt von 3 Funktionen darstellt. Es sind dies die geometrischen Grössen, die Durchlässigkeiten und die piezometrischen Drücke. Man kann so für einen gegebenen Parameteransatz jene Länge ermitteln bei welcher am Ende des Tunnels nur noch eine Druckdifferenz von beispielsweise $0.1(p_H - p_S)$ herrscht.

8 Zeitdauer der Strömung bis zum Schachtfuss

Es stellt sich die Frage, wie lange Zeit es braucht, bis das Wasser von einem Punkt $P(x, y)$ des Lagerfeldes (Fig. 8-1) zum Schacht gelangt. Wir untersuchen den Fall für Lagerstollen und Betriebstunnel separat bei offenem und bei geschlossenem Ende.

Die Gesamtzeit t setzt sich aus drei Anteilen zusammen:

- t_1 die Zeit für den Weg im Lagerstollen bis zum Betriebstunnel
- t_2 die Zeit für den Weg im Betriebstunnel bis zum Eingang Lagerfeld
- t_3 die Zeit für den Weg im verlängerten Betriebstunnel bis zum Schachtfuss

Die entsprechenden Geschwindigkeiten werden mit v_y^* , v_x^* und v_{sx}^* bezeichnet. Die Abstandsgeschwindigkeit ergibt sich aus der Filtergeschwindigkeit mittels Division durch die Porosität n .

Die Zeitbeträge lassen sich über die Geschwindigkeiten und eine Integration wie folgt ermitteln:

$$t_1 = \int_0^y \frac{dy}{|v_y^*|} \quad (8.1)$$

$$t_2 = \int_0^x \frac{dx}{|v_x^*|} \quad (8.2)$$

$$t_3 = \int_0^L \frac{dx}{|v_{sx}^*|} \quad (8.3)$$

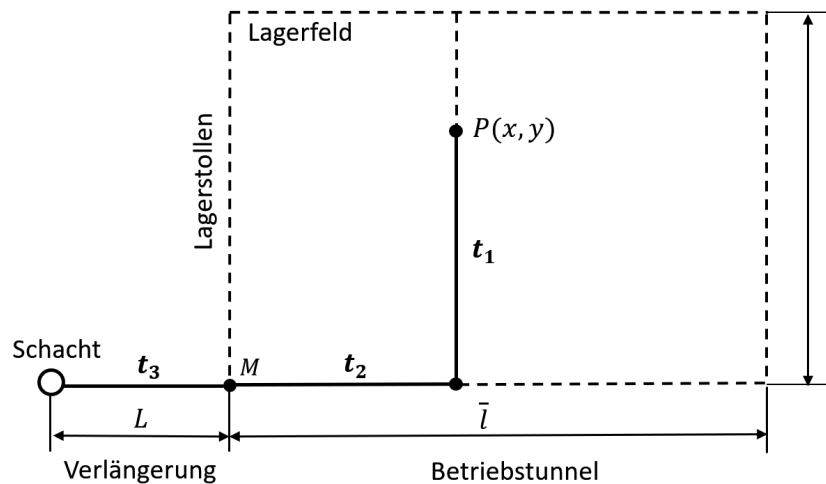


Fig. 8-1: Zeitdauer $t = (t_1 + t_2 + t_3)$ der Sickerströmung vom Punkt $P(x, y)$ zum Schacht

8.1 Lager- und Betriebstunnel mit offenem Ende

Die Abstandsgeschwindigkeit v_y^* im Lagerfeld lautet nach (7.15)

$$v_y^*(x, y) = -\frac{1}{n} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A \frac{1}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-(x\sqrt{m}+y\sqrt{a_A})} \quad (8.4)$$

Die **Zeitdauer** t_1 bis zum Betriebstunnel ergibt sich unter der Berücksichtigung der Randbedingung

$$y = 0, \quad t_1 = 0 \quad (8.5)$$

und nach Durchführung der Integration gemäss (8.1) als

$$t_1 = n(1 + L\sqrt{m}) \frac{\gamma_w}{a_A k_A} \frac{(e^{y\sqrt{a_A}} - 1)e^{x\sqrt{m}}}{(p_H - p_S)} \quad (8.6)$$

Die Abstandsgeschwindigkeit v_x^* im Betriebstunnel erhält man nach (7.9)

$$v_x^* = -\frac{1}{n} \frac{k_{AA}}{\gamma_w} \frac{\sqrt{m}}{1+L\sqrt{m}} (p_H - p_S) e^{-x\sqrt{m}} \quad (8.7)$$

Für die **Zeitdauer** t_2 von einem Punkt des Betriebstunnel bis zum Anfang des Lagerfeldes gilt als Randbedingung

$$x = 0, \quad t_2 = 0 \quad (8.8)$$

Nach Ausführung der Integration gemäss (8.2) ergibt sich die Laufzeit wie folgt:

$$t_2 = n(1 + L\sqrt{m}) \frac{\gamma_w}{mk_{AA}} \frac{(e^{x\sqrt{m}} - 1)}{(p_H - p_S)} \quad (8.9)$$

Die **Zeitdauer** t_3 im verlängerten Betriebstunnel ergibt sich nach (7.11) mit folgender Randbedingung

$$x_s = 0, \quad t_3 = 0 \quad (8.10)$$

$$t_3 = nL \frac{\gamma_w}{k_{AA}} \frac{1+L\sqrt{m}}{\sqrt{m}(p_H - p_S)} \quad (8.11)$$

Die totale Zeitdauer ergibt sich aus (8.6), (8.9) und (8.11) als

$$t_{tot} = n(1 + L\sqrt{m}) \left(\frac{\gamma_w}{a_A k_A} \frac{(e^{y\sqrt{a_A}} - 1)e^{x\sqrt{m}}}{(p_H - p_S)} + \frac{\gamma_w}{mk_{AA}} \frac{(e^{x\sqrt{m}} - 1)}{(p_H - p_S)} \right) + nL \frac{\gamma_w}{k_{AA}} \frac{1+L\sqrt{m}}{\sqrt{m}(p_H - p_S)} \quad (8.12)$$

8.2 Lager- und Betriebstunnel mit geschlossenem Ende

Um die **Zeitdauer** t_1 zu ermitteln, greifen wir auf Gleichung (7.31) zurück, welche lautet:

$$v_y(x, y) = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A \frac{1}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (8.13)$$

Mit der neuen Substitution

$$A = \frac{\sqrt{a_A} k_A (p_H - p_S)}{\gamma_w 1+LN\sqrt{m_R}} \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{(e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1})(e^{2l\sqrt{a_A}+1})} \quad (8.14)$$

lässt sich die obige Beziehung übersichtlicher in die folgende Gleichung überführen

$$v_y(x, y) = -A(e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}) \quad (8.15)$$

Um die Zeit zu berechnen, greifen wir mit dieser Gleichung auf (8.1) zurück und erhalten dann unter Berücksichtigung der Porosität

$$t_1 = n \frac{1}{A} \int \frac{1}{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}} dy \quad (8.16)$$

Die Integration führt auf die Form

$$t_1 = n \frac{1}{A} \frac{1}{\sqrt{a_A} e^{l\sqrt{a_A}}} \tanh^{-1} \left(\frac{e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) + C_1 \quad (8.17)$$

Die Integrationskonstante C_1 lässt sich unter der Berücksichtigung der Randbedingung (8.5) ermitteln und so erhält man den geschlossene Ausdruck

$$t_1 = n \frac{1}{A} \frac{1}{\sqrt{a_A} e^{l\sqrt{a_A}}} \left(\tanh^{-1} \left(\frac{e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) - \tanh^{-1} \left(\frac{1}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) \right) \quad (8.18)$$

Um die **Zeitdauer** t_2 im Betriebstunnel des Lagerfeldes zu ermitteln, greifen wir auf Gleichung (7.24) zurück, welche lautet:

$$v_x = -\frac{k_{AA}}{\gamma_w} \frac{\sqrt{m_R}}{1+LN\sqrt{m_R}} (p_H - p_S) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} - e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \right) \quad (8.19)$$

Mit der neuen Substitution

$$B = \frac{\sqrt{m_R} k_{AA} (p_H - p_S)}{\gamma_w 1+LN\sqrt{m_R}} \frac{1}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \quad (8.20)$$

lässt sich die obige Beziehung übersichtlicher in die folgende Gleichung überführt werden

$$v_x = -B(e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}}e^{-x\sqrt{m_R}} - e^{x\sqrt{m_R}}) \quad (8.21)$$

Um die Zeit zu berechnen, greifen wir mit dieser Gleichung auf (8.2) zurück und erhalten unter Berücksichtigung der Porosität dann

$$t_2 = n \frac{1}{B} \int \frac{1}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}}e^{-x\sqrt{m_R}} - e^{x\sqrt{m_R}}} dx \quad (8.22)$$

Die Integration führt auf die Form

$$t_2 = n \frac{1}{B} \frac{1}{\sqrt{m_R}e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}} \tanh^{-1}\left(\frac{e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}}\right) + C_1 \quad (8.23)$$

Die Integrationskonstante C_1 lässt sich unter der Berücksichtigung der Randbedingung (8.8) ermitteln und so erhält man den geschlossenen Ausdruck

$$t_2 = n \frac{1}{B} \frac{1}{\sqrt{m_R}e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}} \left(\tanh^{-1}\left(\frac{e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}}\right) - \tanh^{-1}\left(\frac{1}{e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}}\right) \right) \quad (8.24)$$

Die **Zeitdauer** t_3 im verlängerten Betriebstunnel ergibt sich mit (7.26) nach einer Integration gemäss (8.3) und unter Beachtung der Randbedingungen

$$t_3 = nL \frac{\gamma_w}{k_{AA}} \frac{1+LN\sqrt{m_R}}{N\sqrt{m_R}(p_H-p_S)} \quad (8.25)$$

Die Gesamtzeit der Strömung von einem Punkt des Lagerstollens bis zum Schacht wird als Summe der einzelnen Beiträge der Strömungszeit nach (8.18), (8.24) und (8.25) gebildet werden, und so erhält man nach einigen Umformungen:

$$t_{tot} = n \frac{1}{A} \frac{1}{\sqrt{a_A}e^{\bar{l}\sqrt{a_A}}} \left(\tanh^{-1}\left(\frac{e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{\bar{l}\sqrt{a_A}}}\right) - \tanh^{-1}\left(\frac{1}{e^{\bar{l}\sqrt{a_A}}}\right) \right) + n \frac{1}{B} \frac{1}{\sqrt{m_R}e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}}} \left(\tanh^{-1}\left(\frac{e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}}\right) - \tanh^{-1}\left(\frac{1}{e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}}\right) \right) + nL \frac{\gamma_w}{k_{AA}} \frac{1+LN\sqrt{m_R}}{N\sqrt{m_R}(p_H-p_S)} \quad (8.26)$$

8.2.1 Strömungszeit in einem porösen Material mit gegebener Fließstrecke und konstantem Druckgradient

Um die Formel (8.25) auf ihre Plausibilität zu prüfen, betrachten wir in Fig. 8-2 ein mit porösem Material gefülltes Rohr der Länge L unter der Druckdifferenz von $(p_o - p_U)$. Die Zeit, welche das Wasser für die Zurücklegung dieser Strecke benötigt, bezeichnen wir mit t_3^* . Sie berechnet sich nach dem Gesetz von Darcy aus der Abstandsgeschwindigkeit

$$v_3^* = \frac{1}{n} \frac{1}{\gamma_W} k \frac{p_o - p_U}{L} \quad (8.27)$$

und mit

$$t_3^* = \frac{L}{v_3^*}$$

als

$$t_3^* = n\gamma_W \frac{L^2}{k(p_o - p_U)} \quad (8.28)$$

Hier kommt klar zum Ausdruck, dass sich die Strömungszeit in einem solchen Rohr und somit auch in der AUZ der Verlängerung des Betriebstunnels mit dem Quadrat der Länge des Tunnels zunimmt. Auch in den Ausdrücken (8.12) bzw. (8.25) erscheint die Grösse L^2 . Der Unterschied zwischen diesen Formeln und (8.28) besteht darin, dass bei der Ersteren die Druckdifferenz $(p_H - p_S)$ nicht jener von $(p_o - p_U)$ entspricht, da am Eingang des Lagerfeldes nicht p_H , sondern gemäss (7.20) p_M herrscht.

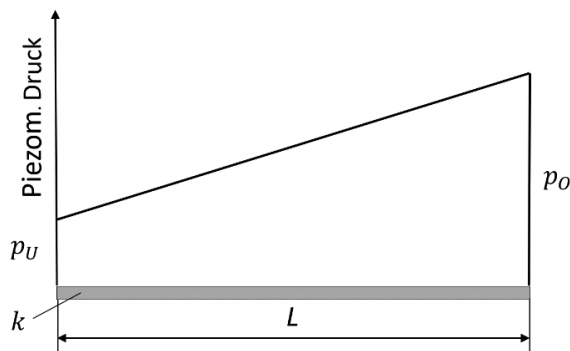


Fig. 8-2: Rohr mit Darcy-Material des Durchlässigkeitsbeiwerts k unter einem konstanten Druckgradient

8.2.2 Strömungszeit im Wirtgestein zum Lagerstollen

Die Gleichung für die radiale Abstandsgeschwindigkeit folgt aus (3.8) unter Berücksichtigung der Porosität

$$v_r^* = \frac{1}{n} \frac{1}{\gamma_W} k_0 \frac{(p_H - p_\rho) 1}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \frac{1}{r} \quad (8.29)$$

Hieraus ergibt sich durch Integration die Strömungszeit

$$t_r = \int_{\rho_A}^r \frac{dr}{v_r^*} \quad (8.30)$$

und damit

$$t_r = n \frac{\gamma_W}{2k_0 (p_H - p_\rho)} \frac{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)}{r^2} + C_1 \quad (8.31)$$

Die Integrationskonstante ergibt sich aus der Randbedingung

$$r = \rho_A, t_r = 0 \quad (8.32)$$

Und so erhält man

$$t_r = n \frac{\gamma_W}{2k_0 (p_H - p_\rho)} \frac{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)}{(r^2 - \rho_A^2)} \quad (8.33)$$

9 Anwendung des Zerfallsgesetzes auf die Strömungszeit

Tritt eine bestimmte Menge N_0 von Radionukliden in einem Punkt (x, y) in einen Lagerstollen und wird diese Menge vom Wasser ohne jegliche Rückhaltung durch das Wirtgestein bis zum Schacht transportiert, so erfolgt während der Strömungszeit ein radioaktiver Zerfall. Der nicht zerfallene Anteil dieser Menge N_t kann nach dem bekannten Zerfallsgesetz so bestimmt werden:

$$N_t = N_0 e^{-\frac{\ln(2)}{T_{1/2}} t} \quad (9.1)$$

Übersichtshalber betrachten wir hier den einfacheren Fall der Lagerstollen und des Betriebstunnels mit offenem Ende. Mit (8.12) erhält man die geschlossene Formel für die Menge der nicht zerfallenen Radionukliden am Schacht als Funktion der Lagekoordinaten x und y :

$$N_t = N_0 e^{-n \frac{\ln(2)}{T_{1/2}} \left((1+L\sqrt{m}) \left(\frac{\gamma_w}{a_A k_A} \frac{(e^{\nu\sqrt{a_A}-1}) e^{x\sqrt{m}}}{(p_H-p_S)} + \frac{\gamma_w}{mk_{AA}} \frac{(e^{x\sqrt{m}}-1)}{(p_H-p_S)} \right) + L \frac{\gamma_w}{k_{AA}\sqrt{m}} \frac{1+L\sqrt{m}}{(p_H-p_S)} \right)} \quad (9.2)$$

Für Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenem Ende gelten die Formeln gemäss Kap. 8.2.

10 Schlussbemerkungen

Die vorgelegte analytische Beschreibung der Sickerströmung in den Auflockerungszonen des hydraulisch modellierten Tiefenlagers für hochradioaktive Abfälle ergibt ein bemerkenswert einheitliches Bild über die ablaufenden Prozesse. Die geschlossenen Lösungen sind möglich, weil die Strömungsvorgänge, seien sie im Wirtgestein, in den Lagerstollen oder im Betriebstunnel, durch lineare Differentialgleichungen zweiter Ordnung beherrscht werden. Ihre Lösung führt im vorliegenden Fall stets auf Ausdrücke, die lediglich e-Funktionen oder den natürlichen Logarithmus enthalten. Im Gegensatz zu numerischen Berechnungen liefert die analytische Lösung des Problems die Erkenntnis zwingender Gesetzmässigkeiten und genaue Berechnungsergebnisse. Sie kann deshalb zu Folgerungen führen, die so aus numerischen Berechnungen nicht hervorgehen. Die Ermittlung der Strömungszeit unter Berücksichtigung der Abstandsgeschwindigkeit von einem Punkt des Lagers bis zum Schacht liefert wertvolle Hinweise auf die Langzeitsicherheit. Je nach Lagerauslegung und Modellannahmen gelangen Radionuklide in einem mehr oder weniger grossen Bereich des Lagerfeldes während des Nachweiszeitraumes von 1 Mio. J. gar nicht zum Schacht. Wegen der Vernachlässigung der Sorption handelt sich hier um eine konservative Ermittlung der Transportzeit.

Die analytischen Untersuchungen liefern auch wertvolle Hinweise für die Auswirkung ausbruchnaher Zonen höherer Durchlässigkeit sowie des erforderlichen Verdichtungsgrades der Bentonitverfüllung der Lagerstollen bzw. des Betriebstunnels.

Will man die Bedenken hinsichtlich der Rolle der Auflockerungszonen für die Langzeitsicherheit des geplanten Tiefenlagers gänzlich ausräumen, so würden zwei neue technische Massnahmen genügen. Zum einen die Verfüllung des Betriebstunnels mit Bentonit in gleicher Art wie die Lagerstollen und zum andern dessen Verlängerung (500 bis 1'000 m) bis zum Schacht. Im Lichte dieser Massnahmen könnten auch die Ansprüche an die Verschlussbauwerke überprüft werden.

Im Anhang M wird der Einfluss von Verschlussbauwerken gesondert behandelt. Es wird dort gezeigt, wie die verschiedenen Sicherheitsmassnahmen gemeinsam ihre Wirkung insbesondere auf die Flussrate und Strömungszeit entfalten. Die hierfür erarbeiteten Interaktionsdiagramme sind sehr aufschlussreich und stellen ein Werkzeug dar, um das Programm der numerischen Sicherheitsanalysen effizienter zu gestalten.

Die vorgestellte Modellierung des Tiefenlagers und die parametrischen Studien könnten helfen, Bedenken von Nichtspezialisten hinsichtlich möglicher Transportvorgänge in der Auflockerungszone zu zerstreuen. Flussrate und Strömungszeit und zerfallene Menge während des Transports sind anschaulichere Grössen als Dosis und ihre Ermittlung und wesentlich leichter nachvollziehbar.

11 Literaturverzeichnis

- Anagnostou, G. & Kovári, K. (2003): The stability of tunnels in grouted fault zones, Publications of the Division of Geotechnical Engineering (IGT) Vol. 220. Swiss Federal Institute of Technology, Zürich, vdf Hochschulverlag AG.
- BFE (2011): Sachplan geologische Tiefenlager, Konzeptteil. Bundesamt für Energie (Revision vom 30. November 2011). Departement für Umwelt, Verkehr, Energie und Kommunikation UVEK, Bern
- Dupuit, J. (1863): Etudes théoretiques et pratiques sur le mouvement des eaux dans les canaux découverts et à travers les terrains perméables. Dunod, Paris.
- Höltling, B. & Coldewey, W.G. (2013): Hydrogeologie. Einführung in die Allgemeine und Angewandte Hydrogeologie. 8. Auflage. Springer Verlag, Berlin/Heidelberg.
- Labouise, V. & Vietor, T. (2014): Laboratory and In Situ Simulation Tests of the Excavation Damaged Zone Around Galleries in Opalinus Clay. Rock Mechanics and rock Engineering 47/1, 57-70.
- Lisjak, A., Tatone, B., Mahabadni, O. & Grasselli, G. (2015): Simulating the mechanical recompaction of the EDZ in an indurated claystone (Opalinus Clay). EUROCK 2015, Salzburg, Austria, 639-644
- Martin, C.D., Lanyon, G.W. (2004): Excavation Disturbed Zone (EDZ) in Clay Shale: Mont Terri. Mont Terri Technical Report TR 01-01. Mont Terri Project, Switzerland.
- Matthews, C.S., Russel, D.G. (1967): Pressure buildup and flow tests in wells. SPE Monograph Series Vol.1, Henry L. Doherty. Society of Petroleum Engineers (SPE) of AIME New York.
- Nagra (2002a): Projekt Opalinuston, Konzept für die Anlage und den Betrieb eines geologischen Tiefenlagers, Entsorgungsnachweis für abgebrannte Brennelemente, vergaste hochaktive sowie langlebige mittelaktive Abfälle. Nagra Technischer Bericht NTB 02-02.
- Nagra (2002b): Projekt Opalinuston, Synthese der geowissenschaftlichen Untersuchungsergebnisse. Nagra Technischer Bericht NTB 02-03.
- Nagra (2002c): Projekt Opalinuston, Models, Codes and Data for Safety Assessment. Nagra Technical Report NTB 02-06.
- Nagra (2008): Geologische Grundlagen Textband. Nagra Technischer Bericht NTB 08-04.
- Nagra (2010): Beurteilung der geologischen Unterlagen für die provisorischen Sicherheitsanalysen in SGT Etappe 2. Nagra Technischer Bericht NTB 10-01.
- Nagra (2012): The Nagra Resister Network Code. Nagra Arbeitsbericht NAB 12-36.
- Nagra (2013): Extent and shape of the EDZ around underground structures of a geological repository for radioactive waste – A sensitivity study for the Opalinus Clay formation in the proposed siting regions in Northern Switzerland. Nagra Arbeitsbericht NAB 13-78.

Nagra (2014a): Modelling of Radionuclide Transport along the Underground Access Structures of Deep Geological Repositories. Nagra Technical Report NTB 14-10.

Nagra (2014b): Geologische Grundlagen, Dossier IV Geomechanische Unterlagen. Nagra Technischer Bericht NTB 14-02.

Nagra (2014c): Provisional Safety Analyses for SGT Stage 2 Dezember 2014 Models, Codes and General Modelling Approach. Nagra Technical Report NTB 14-09.

Nagra (2014d): Hydraulic conductance of the EDZ around underground structures of a geological repository for radioactive waste – A sensitivity study for the candidate host rocks in the proposed siting regions in Northern Switzerland. Nagra Arbeitsbericht NAB 13-94.

Nagra (2014e): Development and evolution of the Excavation Damaged Zone (EDZ) in the Opalinus Clay – A synopsis of the state of knowledge from Mont Terri. Nagra Arbeitsbericht NAB 14-87.

Nagra (2016a): Entsorgungsprogramm der Entsorgungspflichtigen. Nagra Technischer Bericht NTB 16-01.

Nagra (2016b): Prüfung der Lager- und Barrierenkonzepte. Nagra Arbeitsbericht NAB 16-42.

Nagra (2016c): The Nagra Research, Development and Demonstration (RD&D) Plan for the Disposal of Radioactive Waste in Switzerland. Nagra Technical Report NTB 16-02.

Nagra (2022): Der Standort für das Tiefenlager - Der Vorschlag der Nagra.

12 Symbole

Lateinische Symbole

A, A_V	Substitutionen
a_A, a_{AA}, a_{AR}	Substitutionen
B, B_V	Substitutionen
b, b_A	Substitutionen
c	Substitution
C_1, C_2	Integrationskonstanten
dq, dq_ρ	Radiale Flussraten
D	Abstand zwischen den Lagerstollen
f	Referenzfläche
F_A	Fläche der AUZ der Lagerstollen
F_{AA}	Fläche der AUZ des Betriebstunnels
h	Halbe Mächtigkeit des Wirtgesteins
H	Piezometrische Höhe auf der Lagerebene
H_o	Piezometrische Höhe auf der oberen Grenze des Wirtgesteins
H_U	Piezometrische Höhe auf der unteren Grenze des Wirtgesteins
i	Druckgradient im Wirtgestein
k_A	Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ der Lagerstollen
k_A^*	Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ für Abstandsgeschwindigkeit
k_{AA}	Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ des Betriebstunnels
k_B	Durchlässigkeitsbeiwert der Bentonitverfüllung
k_M	Stellvertretender Durchlässigkeitsbeiwert
k_0	Durchlässigkeitsbeiwert des Wirtgesteins
k_V	Durchlässigkeitsbeiwert des Verschlussbauwerks
k_1, k_2	Durchlässigkeitsbeiwerte (inhomogene AUZ)
l	Länge der Lagerstollen
\bar{l}	Länge des Betriebstunnels im Lagerfeld
L	Länge des Betriebstunnels zwischen Lagerfeld und Schacht
L_V	Länge des Verschlussbauwerks
m, m_R, m_{RV}	Substitutionen
m_0, m_0^*	Auf Flächeneinheit bezogene Menge von Radionukliden
M	Substitution, Punkt am Eingang Lagerfeld
M_τ, M_t, M_0, M_0^*	Menge von Radionukliden

n	Porosität des Wirtgesteins, der AUZ und der Verschlussbauwerke
N, N_0	Substitution, Menge von Radionukliden
N, N_L, N_V	Substitutionen, Ableitungen
p_ρ	Piezometrischer Druck
p_x	Piezometrischer Druck im Betriebstunnel ($L = 0$)
p_{Lx}	Piezometrischer Druck im Betriebstunnel ($L > 0$)
p_y	Piezometrischer Druck im Lagerstollen ($L = 0$)
p_{Ly}	Piezometrischer Druck im Lagerstollen ($L > 0$)
p_H	Initialer piezometrischer Druck auf Lagerebene
p_S	Piezometrischer Druck am Schachtfuss
p_M	Piezometrischer Druck im Betriebstunnels (Verlängerung zum Schacht)
p_1, p_2, p_{Lx}, p_{Ly}	Piezometrischer Druck im verlängerten Betriebstunnels
p_O, p_U, p_ρ	Piezometrischer Druck
$p_{0V}, p_{xV}, p_{yV}, p_{SV}$	Piezometrischer bezüglich Verschlussbauwerk
P	Punkt im Lagerfeld
q_0	Spezifische Flussrate zum Betriebstunnel
q_q	Flussrate zum Betriebstunnel aus dem Wirtgestein
Q_0	Flussrate aus Lagerstollen in den Betriebstunnel
Q_S	Flussrate am Schachtfuss
Q_x	Flussrate im Betriebstunnel ($L = 0$)
Q_y	Flussrate im Lagerstollen ($L = 0$)
Q_{Lx}	Flussrate im Betriebstunnel ($L > 0$)
Q_{M1}, Q_{M2}	Flussraten
Q_{Sx}	Flussrate im Betriebstunnel mit Verlängerung des Betriebstunnels
$Q_{0V}, Q'_{0V}, Q_x, Q_y, Q_{SV}$	Flussrate bezüglich Verschlussbauwerk
r	Radius
r_A	Radius des Lagerstollens
r_{AA}	Radius des Betriebstunnels
t	Zeit
t_c	Zeitpunkt des Verlustes der Schutzwirkung des Hohlrohres
t_r	Dauer der Sickerströmung im Wirtgestein
t_1	Dauer der Sickerströmung im Lagerstollen
t_2	Dauer der Sickerströmung im Betriebstunnel
t_3	Dauer der Sickerströmung in der Verlängerung des Betriebstunnels

t_{tot}, t_3^*	Dauer der Sickerströmung
$t_{totV}, t_{01}, t_{1V}, t_{2V}$	Dauer der Sickerströmung betreffend Verschlussbauwerk
v	Filtergeschwindigkeiten Wirtgestein
v_x	Filtergeschwindigkeit im Betriebstunnel
v_y	Filtergeschwindigkeit im Lagerstollen
v_L	Filtergeschwindigkeit in der Verlängerung des Betriebstunnels
$v_{Lx}, v_{Ly}, v_{Sx}, v_{01}$	Filtergeschwindigkeiten im Verschlussbauwerk
$v^*, v_r^*, v_x^*, v_y^*, v_{Sx}^*, v_{01}^*$	Abstandsgeschwindigkeiten
x, x_S	Abszissen
y	Ordinate

Griechische Symbole

α	Distanz zwischen zwei benachbarten Endlagerbehältern
Δp_L	Druckdifferenz
γ_w	Wichte des Wassers
κ	Ablösungsrate (fractional release rate)
ρ_A	Radius der AUZ der Lagerstollen
ρ_{AA}	Radius der AUZ des Betriebstunnels
ρ_V	Radius des Verschlussbauwerks
t	Zeit

Substitutionen

$$a_A = \frac{\omega_A k_0}{F_A k_A} \quad (4.5)$$

$$a_{AA} = \frac{\omega_{AA} k_0}{F_{AA} k_{AA}} \quad (7.34)$$

$$a_{AR} = a_A \left(\frac{e^{2l\sqrt{a_A}} - 1}{e^{2l\sqrt{a_A} + 1}} \right)^2 \quad (5.24)$$

$$b_A = a_A p_H \quad (4.6)$$

$$c = \frac{\sqrt{\omega_A}}{D} \sqrt{k_0 k_A F_A} \quad (5.9)$$

$$m = \frac{c}{k_{AA} F_{AA}} \quad (5.11)$$

$$m_R = \frac{1}{D} \sqrt{a_{AR}} \frac{k_A F_A}{k_{AA} F_{AA}} \quad (5.24)$$

$$m_{RV} = \frac{1}{D} \sqrt{a_A} \frac{k_{AA} F_{AA}}{k_{AA} F_{AA}} \frac{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}}}{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1}} \quad (\text{M.19b})$$

$$\omega_A = \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \quad (3.11)$$

$$\omega_{AA} = \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_{AA}}\right)} \quad (5.32)$$

$$A = \frac{\sqrt{a_A} k_A (p_H - p_S)}{\gamma_w (1 + LN\sqrt{m_R})} \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{(e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1})(e^{2l\sqrt{a_A}+1})} \quad (8.14)$$

$$A_V = \frac{\sqrt{a_A} k_A (p_H - p_{SV})}{\gamma_w (e^{2l\sqrt{a_A}+1})} k_A (p_H - p_{SV}) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} e^{-x\sqrt{m_{RV}}} + e^{x\sqrt{m_{RV}}}}{(e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}+1})}} \quad (\text{M.28})$$

$$B = \frac{\sqrt{m_R} k_{AA} (p_H - p_S)}{\gamma_w (1 + LN\sqrt{m_R})} \frac{1}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \quad (8.20)$$

$$B_V = \frac{1}{\gamma_w} \sqrt{m_{RV}} k_{AA} (p_H - p_{SV}) \frac{1}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}+1}}} \quad (\text{M.34})$$

$$M = \frac{1}{k_{AA} F_{AA}} (C + \omega_{AA} k_0) \quad (5.37)$$

$$N = \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}-1}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \quad (7.17)$$

$$N_l = \frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (\text{M.2})$$

$$N_V = \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}-1}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}+1}}} \quad (\text{M.37})$$

$$X = \frac{1}{N_l L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1} \quad (\text{M.14})$$

Abkürzungen

AUZ

Auflockerungszone

Anhang A Zweck der Modellstudien

Die nachfolgenden Modellrechnungen verfolgen das Ziel, die physikalische Aussagekraft der abgeleiteten Formeln anhand von Diagrammen systematisch zu verdeutlichen. Im Mittelpunkt stehen vier Grössen: der piezometrische Druck, die Abstandsgeschwindigkeit, die Flussrate und die Strömungszeit. Der Verlauf dieser Grössen in Funktion der Koordinaten x , y und der unterschiedlichen Parameter liefert ein klares Bild über die Strömungsvorgänge und die quantitativen Zusammenhänge. Von direktem Interesse für die Dosisberechnungen und so für die Langzeitsicherheit sind die Flussrate am Schachtfuss und die Strömungszeit von einem Punkt des Lagerfeldes bis zu diesem. Von den Eingangsparametern sind folgende Grössen von besonderem Interesse: die Ausdehnung und der Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ der Lagerstollen bzw. des Betriebstunnels sowie die Länge des mit Bentonit verfüllten Betriebstunnels zwischen Lagerfeld und Schacht.

Die Auswertungen erfolgen in der Reihenfolge der im Berichtsteil entwickelten Formeln. In vielen Fällen sind für das unmittelbare Verständnis der Zusammenhänge Diagramme sowohl in natürlicher als auch in logarithmischer Darstellung angegeben. Diese ergänzen sich gegenseitig.

Anhang B Festlegung der Grunddaten

Um die Anzahl der Rechnungsfälle zu beschränken ist es erforderlich von einem Basisfall mit festgelegten Grunddaten auszugehen, die den erwarteten geotechnischen Verhältnissen, den Parametern der geplanten Lagerauslegung und der vorgesehenen Baumethoden Rechnung tragen. In Einzelfällen werden jedoch selbst die Grunddaten einer Parametervariation unterworfen.

Geometrische Grössen:	[m]
• Mächtigkeit des Wirtgesteins	$2h = 100$
• Länge der Lagerstollen	$l = 1'000$
• Abstand zwischen den Lagerstollen	$D = 40$
Länge des Betriebstunnels im Lagerfeld	$\bar{l} = 1'500$
• Ausbruchradius der Lagerstollen	$r_A = 1.5$
• Ausbruchradius des Betriebstunnels	$r_{AA} = 2.0$
Piezometrischer Druck:	[MPa]
• im ungestörten Wirtgestein	$p_H = 6.0$
• am Schachtfuss	$p_S = 5.5$
Druckgradient:	[-]
• im ungestörten Wirtgestein	$i = 1$
Durchlässigkeitsbeiwert:	[m/s]
• Wirtgestein	$k_0 = 10^{-14}$
Porosität:	[-]
• Porosität des Wirtgesteins, der AUZ und der Verschlussbauwerke	$n = 0.1$

Bemerkungen:

- Der Festlegung der Mächtigkeit des Wirtgesteins h liegen folgende Angaben aus den Technischen Berichten der Nagra zugrunde:
 - $80 \leq 2h \leq 130$ Zürich Nordost und Nördlich Lägern (Nagra 2014b)
 - $140 \leq 2h \leq 180$ Jura Ost gemäss Annahmen aus SGT E2 (Nagra 2014b)
- Der angenommene Durchlässigkeitsbeiwert des Wirtgesteins k_0 basiert ebenfalls auf Angaben der Nagra. Anhand von Permeabilitätstests und Packertests erhielt man je nach Standort folgende Wertbereiche:
 - $6 \times 10^{-14} \leq k_0 \leq 6 \times 10^{-13}$ m/s (Nagra 2002a, Nagra 2002b)
 - $2 \times 10^{-14} \leq k_0 \leq 1 \times 10^{-13}$ m/s (Nagra 2008, Nagra 2014b)

Die an Kernproben durchgeführten Tests an Opalinuston ergaben folgendes Ergebnis:

 - $2.7 \times 10^{-15} \leq k_0 \leq 6.4 \times 10^{-13}$ m/s (Nagra 2014b)

- Der Radius der AUZ der Lagerstollen und jener des Betriebstunnels gehen in die parametrischen Studien stets im festgelegten Verhältnis von $\rho_{AA} = 2\rho_A$ ein. Es handelt sich um die Zuordnungen gemäss folgender Tabelle:

Tab. B-1: Verknüpfung der Werte für ρ_A mit ρ_{AA} und zugehörige Flächeninhalte der AUZ
($r_A = 1.5$ m, $r_{AA} = 3.0$ m)

ρ_A [m]	ρ_{AA} [m]	F_A [m ²]	F_{AA} [m ²]
2.5	5.0	12.6	50.2
3.5	7.0	31.4	125.6
4.5	9.0	56.6	226.6
5.5	11.0	87.8	351.1

Diese Zahlen stellen die berücksichtigte Bandbreite der Ausdehnung der AUZ dar, welche die starke Zunahme der Fläche mit dem Radius verdeutlicht. Dies macht sich besonders bei der Flussrate, jedoch nur geringfügig bei der Strömungszeit bemerkbar.

- Die berücksichtigten Durchlässigkeitsbeiwerte der AUZ der Lagerstollen liegen im Bereich $10^{-12} \leq k_A \leq 10^{-7}$ m/s. Wir halten uns an den in diversen Berichten der Nagra angenommenen Zahlenwerten (Nagra 2014a, Nagra 2014b). Es ist hier nicht der Ort einen Bezug der angenommenen Bandbreiten zur möglichen physikalischen Realität während des Zeithorizontes von 1 Mio. J. zu erörtern. Es sei nur erwähnt, dass in verschiedenen Forschungsvorhaben versucht wurde die hydraulischen Eigenschaften der AUZ sowohl mit numerischen als auch mit in situ-Versuchen einzuschätzen (Labieuse & Vietor 2014, Lisjak et al. 2015, Nagra 2014d, Nagra 2014e, Nagra 2016c). Eine grosse Bandbreite der Parameter ist hilfreich, um unabhängig von der physikalischen Realität das Modellverhalten auch für Extremfälle zahlenmässig zu verstehen.

Die Durchlässigkeitsbeiwerte der AUZ der Lagerstollen und des Betriebstunnels werden gleichgesetzt, d. h. $k_A = k_{AA}$. Eine Ausnahme bildet die parametrische Studie in Fig. H-9.

- Wie im Kap. 2 (Fig. 2-2) ausgeführt, beträgt der grösste denkbare Wert des Drucks am Schacht $p_S = 5.5$ MPa, bei welchem infolge des nach aufwärtsgerichteten hydraulischen Gradienten ($i = 1$) Wasser noch durch den Schacht aufsteigen kann (2.3). So beträgt die in den Auswertungen eingesetzte Druckdifferenz stets $(p_H - p_S) = 0.5$ MPa.
- Es wird ohne Einschränkung der Allgemeinheit der gleiche Wert der Porosität für das Wirtsgestein, die AUZ und das Verschlussbauwerk angenommen. Die abgeleiteten Formeln gestatten es unterschiedliche Beträge zu berücksichtigen.

Anhang C Radialströmung

Der Zufluss des Wassers dq_ρ vom Wirtgestein in die Lagerstollen (Fig. 3-1) wird durch die Gleichung (3.9)

$$dq_\rho = \frac{1}{\gamma_w} \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} k_0 (p_H - p_\rho) dy \quad (\text{A3.1})$$

bestimmt, in welcher p_ρ für den piezometrischen Druck steht, welcher an der betrachteten Stelle des Lagerstollens herrscht. Man sieht, dass dq_ρ von der Druckdifferenz und dem Durchlässigkeitsbeiwert des Wirtgesteins linear abhängig ist.

Unter der Annahme der grösstmöglichen Druckdifferenz von 0.5 MPa, die an einer Stelle im Lager überhaupt auftreten kann, erhält man die in Fig. C-1 dargestellte radiale Zuflussrate dq_ρ in Funktion des Radius der AUZ ρ_A und der Mächtigkeit des Wirtgesteins ($2h$). Man beachte, dass in diesem Diagramm als Volumeneinheit übersichtshalber Liter gewählt wurde. Es ist gut erkennbar, dass im betrachteten Wertbereich $\rho_A = 2.5 \div 4.5$ m die Flussrate für einen gegebenen Wert von h nur etwa 20 % Veränderung erfährt ($0.027 \div 0.033$, $0.036 \div 0.045$). Wie das Diagramm zeigt, nimmt die Flussrate mit zunehmender Mächtigkeit des Wirtgesteins ab. Die entsprechende Variation bleibt allerdings innerhalb rund 30 % ($0.027 - 0.036$, $0.033 - 0.045$).

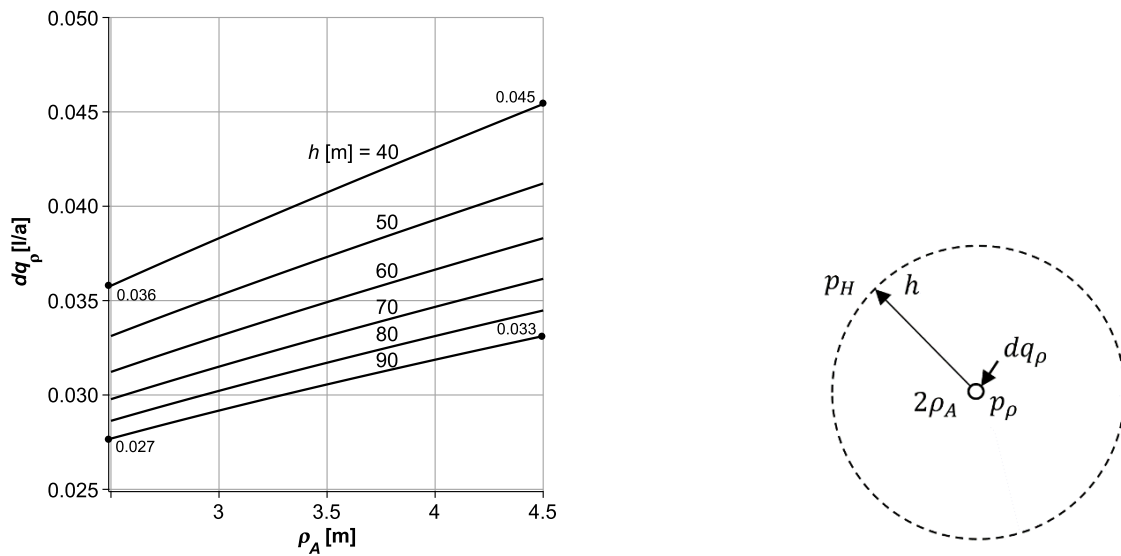


Fig. C-1: Radiale Flussrate dq_ρ bei $k_0 = 10^{-14}$ m/s und $(p_H - p_\rho) = 0.5$ MPa in Funktion des Radius der AUZ ρ_A und der Mächtigkeit des Wirtgesteins $2h$

Für einen zahlenmässigen Vergleich des Ansatzes (3.9) mit jenem der Nagra (3.10) erweist sich auch hier die Abkürzung (3.11)

$$\omega_A = \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)}$$

als vorteilhaft. In Fig. C-2 ist ω_A in Funktion von ρ_A und h dargestellt. Im Basisfall $h = 50$ m und im interessierten Wertebereich $2.5 \leq \rho_A \leq 4.5$ variiert ω_A zwischen den engen Grenzen von $2.1 \div 2.6$.

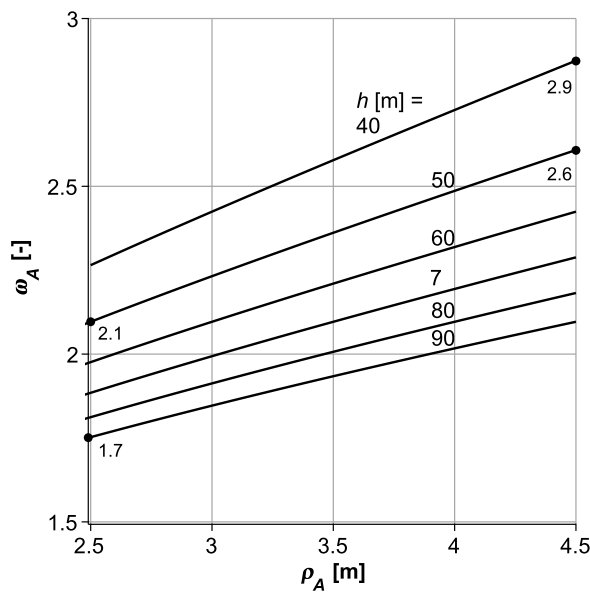


Fig. C-2: Substitution ω_A in Funktion des Radius ρ_A und der Mächtigkeit des Wirtgesteins $2h$

Die grösste Differenz erhält man zwischen den Werten $\omega_A = 1.7$ ($\rho_A = 2.5$ m und $h = 90$ m) und $\omega_A = 2.9$ ($\rho_A = 4.5$ m und $h = 40$ m).

Für die Software «Nagra Resistor Network Code» (Nagra 2012) wurde gemäss (3.10) für die radiale Flussrate dq_ρ mittels der Laplace-Gleichung unter Berücksichtigung des vertikalen hydraulischen Gradienten die folgende Näherungsformel abgeleitet:

$$dq_\rho = \frac{1}{\gamma_w} \frac{2\pi}{\ln\left(\frac{4h}{\pi\rho_A}\right)} k_0(p_H - p_\rho) dy \tag{A3.2}$$

Wie ein Vergleich dieser Formel mit jener von (C.1) zeigt, besteht hier der Unterschied lediglich im Nenner beim natürlichen Logarithmus. Da der Term $\left(\frac{4h}{\pi\rho_A}\right)$ um den Faktor rund 1.3 grösser ist als $\left(\frac{h}{\rho_A}\right)$, liefert der Ansatz nach Dupuit etwas höhere Flussraten. So erhält man mit (C.1), beispielsweise bei $h = 50$ m und $\rho_A = 2.5$ m, einen um nur rund 10 % grösseren Wert als mit (A3.2).

Man darf deshalb behaupten, dass der Einfluss des vertikalen Strömungsfeldes auf den Ansatz nach Dupuit praktisch vernachlässigbar ist.

Ein anderes Problem stellt sich im Zusammenhang mit der gegenseitigen hydraulischen Beeinflussung benachbarter Lagerstollen, falls $D \leq 2h$ ist (Fig. C-3).

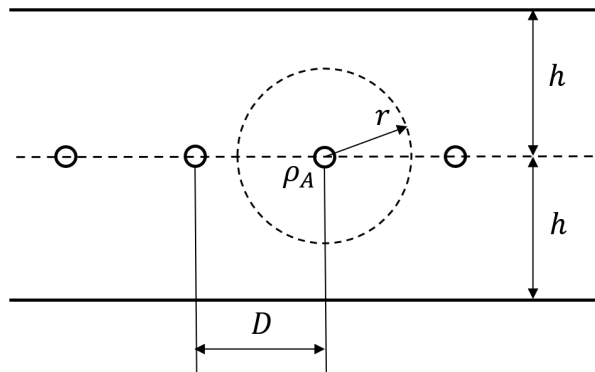


Fig. C-3: Zur Untersuchung der gegenseitigen hydraulischen Beeinflussung der Lagerstollen bei $D \leq 2h$

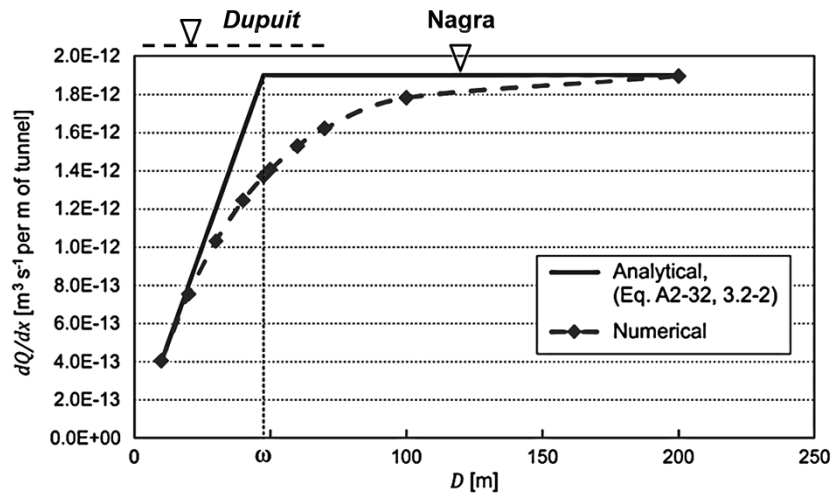


Fig. C-4: Ergebnisse numerischer Berechnungen zum Einfluss des gegenseitigen Abstandes der Lagerstollen D auf die radiale Flussrate nach Nagra

Nagra (2014a)

Um diesen Einfluss auf die radiale Flussrate zu untersuchen, wurden numerische Berechnungen durchgeführt (Nagra 2014a), welche das Diagramm in Fig. C-4 ergeben haben. Die analytische Berechnung wurde mit der Formel (A3.2) durchgeführt. Man sieht, dass bei $D = 40$ m die Flussrate mit den Formeln (3.9) und (A3.2) überschätzt werden.

Es sei hier noch angemerkt, dass jeder Ansatz der folgenden Form (Nagra 2012)

$$dq_\rho = \frac{1}{\gamma_w} W k_0 (p_H - p) dy$$

für die in diesem Bericht abgeleiteten Formeln Verwendung finden können. Man muss in (3.9) lediglich anstelle von $2\pi/\ln(h/\rho_A)$ die Grösse W setzen. Im Rahmen «Projekt Opalinuston (2002)» wurde für diese Grösse aufgrund einer analytischen Lösung und einer Annahme der Wert $W = 4$ ermittelt: «The spread of vertical flow lines away from the tunnel is accounted for by a factor of 2» (Nagra 2002c).

Anhang D Lagerstollen

Für die numerischen Auswertungen gehen wir auch hier von den Daten des Basisfalles aus und betrachten als Berechnungsfall den Lagerstollen mit geschlossenem Ende, der direkt am Schacht liegt. Die Druckdifferenz beträgt deshalb am Stolleneingang $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa. Von einer Verlängerung des Betriebstunnels wird somit vorerst abgesehen.

D.1 Piezometrischer Druck

Als Erstes untersuchen wir den Verlauf des piezometrischen Drucks nach (4.30)

$$p_y = p_H - (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} + e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1}$$

und zeigen die Entwicklung der Substitution $\sqrt{a_A}$ nach (4.5)

$$a_A = \frac{\omega_A k_0}{F_A k_A}$$

in Abhängigkeit von k_A und ρ_A , wobei zu beachten ist, dass ρ_A nicht nur in ω_A , sondern auch in F_A gemäss (4.3) auftritt (Fig. D-1). Die Grösse $\sqrt{a_A}$ bestimmt den Verlauf von p_y entlang des Lagerstollens wie auch jenen von Q_y gemäss (4.33).

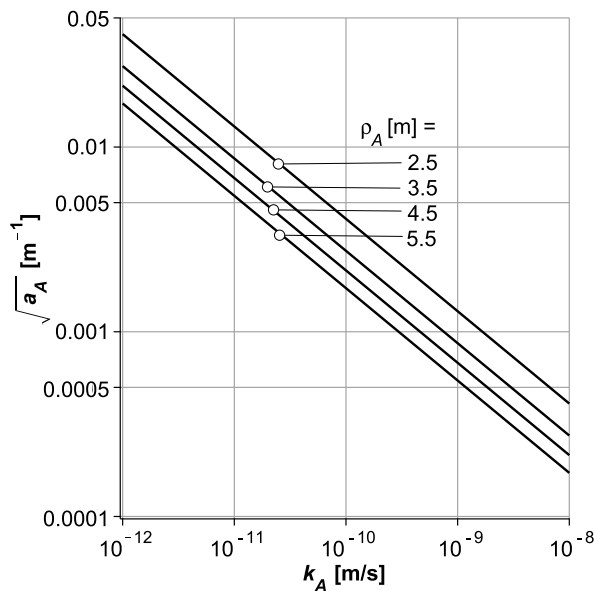


Fig. D-1: Substitution $\sqrt{a_A}$ Abhängigkeit des Durchlässigkeitsbeiwerts k_A und des Radius der AUZ ρ_A in doppelt logarithmischer Darstellung

Die Entwicklung des piezometrischen Drucks p_y entlang des Lagerstollens ist für das Verständnis des Strömungsvorganges in Funktion der Eingangsparameter, insbesondere des Durchlässigkeitsbeiwerts und des Radius der AUZ, sehr aufschlussreich. Als Beispiel für die Betrachtung des Druckverlaufs wählen wir – wie oben erwähnt – den Stollen direkt am Schacht ($x = 0$). Fig. D-2 zeigt die Entwicklung von p_y in Funktion der Stollentiefe für verschiedene Werte von k_A und ρ_A . Am Eingang des Stollens herrscht der Druck $p_S = 5.5$ MPa. Im Diagramm erkennt man, dass bei $k_A = 10^{-11}$ m/s und für $\rho_A = 2.5$ m der Druck bereits in einer Tiefe von $y \sim 400$ m und für $\rho_A = 3.5$ m in einer solchen von $y \sim 600$ m praktisch den ungestörten piezometrischen Zustand von 6.0 MPa erreicht.

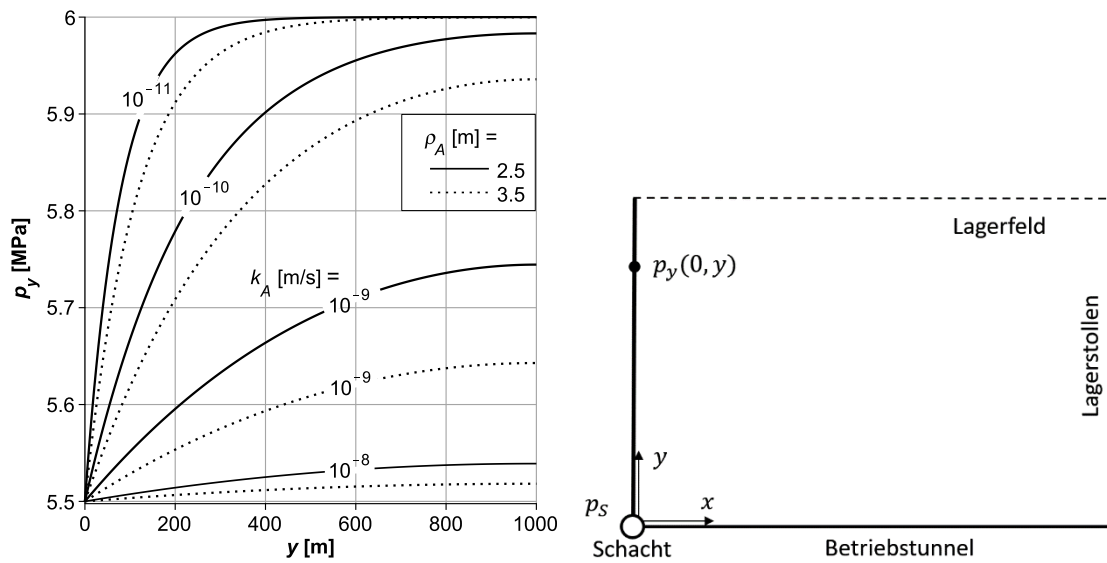


Fig. D-2: Piezometrischer Druck $p_y(0,y)$ entlang des ersten Lagerstollens für verschiedene Werte von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_S) = 0.5$ MPa

Dies bedeutet, dass man bei einer Stollenlänge von 1000 m den gleichen Druckverlauf erhält, wie bei einem Stollen mit offenem Ende. Selbst bei $k_A = 10^{-10}$ m/s und $\rho_A = 3.5$ m beträgt an dieser Stelle die Differenz zwischen p_H und p_y nur etwa 1 %. Im Wertebereich $10^{-10} < k_A < 10^{-9}$ m/s erkennt man im Druckverlauf einen markanten Unterschied. Bei noch höheren Werten von k_A steigt der Druck von seinem Anfangswert 5.5 MPa mit zunehmender Tiefe nur noch geringfügig. Es ist anzumerken, dass entsprechend der Bedingung der verschwindenden Flussrate am Ende des Stollens die Kurven horizontal verlaufen müssen ($p' = 0$). Des Weiteren zeigt das Diagramm deutlich den Einfluss des Radius der AUZ, was insbesondere für $k_A > 10^{-10}$ m/s ins Auge sticht.

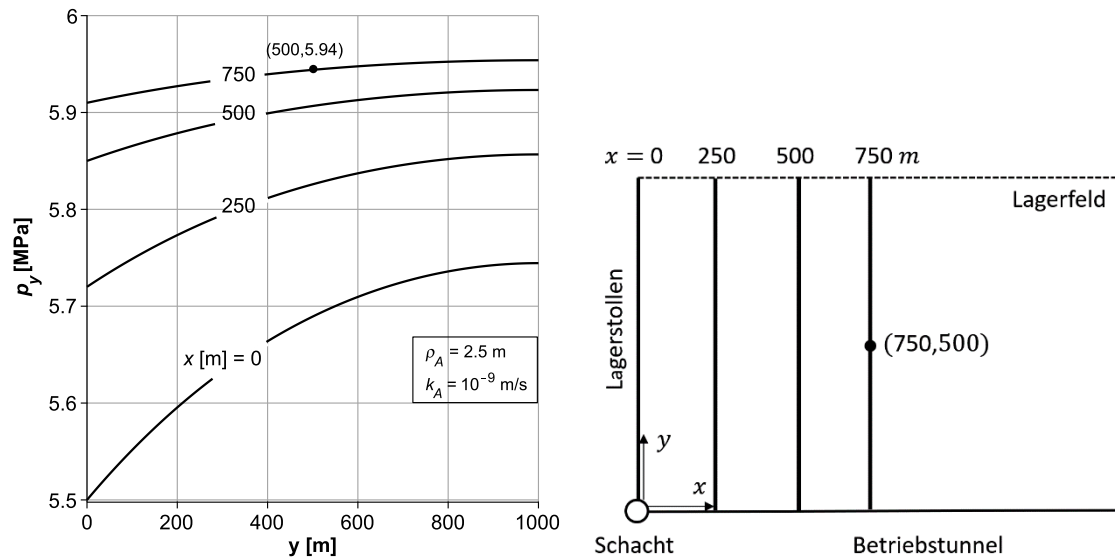


Fig. D-3: Druckverlauf in den Lagerstollen bei $x = 0, 250, 500$ und 750 m
Der angegebene Punkt steht für den Lagermittelpunkt.

Wie entwickelt sich der Druck p_y in Lagerstollen, die in einem gewissen Abstand x vom Schacht entfernt liegen? Zur Beantwortung dieser Frage betrachten wir Fig. D-3. Im Diagramm links ist für die angenommenen Parameter $\rho_A = 2.5$ m und $k_A = 10^{-9}$ m/s der Druckverlauf in vier ausgewählten Lagerstollen in Abständen von je 250 m dargestellt. Je grösser die Entfernung eines Lagerstollens vom Schacht beträgt, desto höher wird der Druck an seiner Einmündung in den Betriebstunnel und so auch der Druck im Stollen selbst. Im Mittelpunkt des Lagers mit den Koordinaten $(750/500)$ beträgt der Druck bereits 5.94 MPa. In diesem Stollen verläuft die Kurve sehr flach und so wird der Druckgradient immer kleiner, was auf eine geringe Flussrate verweist. Am Stolleneende konvergieren alle Kurven zum Horizontalen, da hier – wie oben gesagt – die Flussrate verschwinden muss.

Die Ermittlung der dargestellten Kurven setzt die Kenntnis der Drücke jeweils am Stolleneingang ($y = 0$) voraus, was dank des Druckverlaufs im Betriebstunnel gemäss Gleichung (5.25) bekannt ist.

D.2 Flussrate

Wir betrachten nun den Verlauf der Flussrate im Lagerstollen, die durch die Formel (4.33)

$$Q_y = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1}$$

beschrieben wird. Hier erscheint $\sqrt{a_A}$ nicht nur als Exponent mit der Basis e , sondern auch als Multiplikationsfaktor. Für die Modellrechnung wählen wir zunächst auch hier den ersten Lagerstollen, direkt am Schacht ($x = 0$), wo deshalb $p_0 = p_S$ ist. Zur Veranschaulichung der Aussage dieser Formel ist es vorteilhaft die Grösse Q_y sowohl in natürlicher wie auch in logarithmischer

Form darzustellen. Die Diagramme in Fig. D-4 zeigen schon auf den ersten Blick den grossen Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts k_A sowie auch jenes des Radius ρ_A der AUZ. Man kann aus dieser Figur folgende Schlüsse ziehen:

- Selbst wenn der Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ vier Grössenordnungen höher ist als jener des Wirtgesteins ($k_A = 10^{-10}$ m/s) und $\rho_A = 4.5$ m beträgt, bleibt die Flussrate kleiner als 0.02 m³/a.
- Die Beziehung zwischen Q_y und y in der halblogarithmischen Darstellung ist anfänglich linear (Fig. D-4b). Die Abbiegung der Linien nach unten, die für $k_A \geq 10^{-10}$ m/s bereits bei $\rho_A = 2.5$ m deutlich in Erscheinung tritt, ist eine Folge der Beschränkung der Länge des Stollens auf 1'000 m.
- Die Gerade g in Fig. D-4b zeigt den Verlauf von Q_y für den Fall des Stollens mit offenem Ende für die Parameter $k_A = 10^{-10}$ m/s und $\rho_A = 4.5$ m. Man sieht, dass es für die in den Betriebstunnel eintretende Wassermenge Q_0 keinen Unterschied macht, ob das Ende des Stollens offen oder geschlossen ist. Weiter unten wird diese Frage noch vertieft diskutiert.
- Bei $k_A = 10^{-11}$ m/s und $\rho_A < 3.5$ m ist der Verlauf der Flussrate in der halblogarithmischen Darstellung im Bereich $Q_y \leq 10^{-5}$ m³/a linear. Dies bedeutet, dass sich die Flussrate wie bei einem Stollen mit offenem Ende verläuft.
- Sowohl in der natürlichen wie auch in der halblogarithmischen Darstellung kommt der Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts und jener der Ausdehnung der plastischen Zone gesondert klar zum Ausdruck.

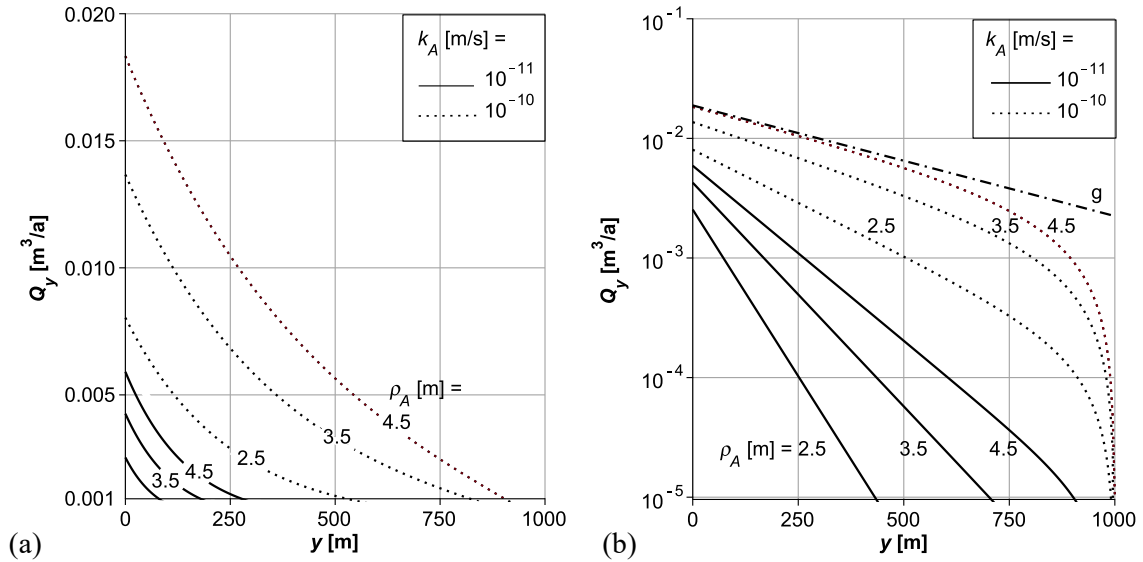


Fig. D-4: Verlauf der Flussrate Q_y im Lagerstollen bei $x = 0$ in Funktion von verschiedenen Werten von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_0) = 0.5$ MPa
 a) in natürlicher und b) in halblogarithmischer Darstellung

Bezieht man die Flussrate Q_y auf jene beim Eintritt in den Betriebstunnel Q_0 , so erhält man die normierten Diagramme in Fig. D-5. Sie sind Ausdruck der Formel (4.37). Der Verlauf im tiefen Wertbereich der Ordinate ($y \rightarrow 0$) kommt auch hier nur bei der halblogarithmischen Darstellung klar zum Ausdruck. Aus dem Diagramm Fig. D-5b kann man direkt ablesen, dass beispielsweise bei $\rho_A = 2.5$ m und $k_A = 10^{-11}$ m/s rund 99 % der Wasserzutritte aus dem Stollenbereich von $y \leq 400$ m herrührt. Wie in Fig. D-2, beobachtet man auch hier einen Trendwechsel für den Bereich $k_A \geq 10^{-10}$ m/s.

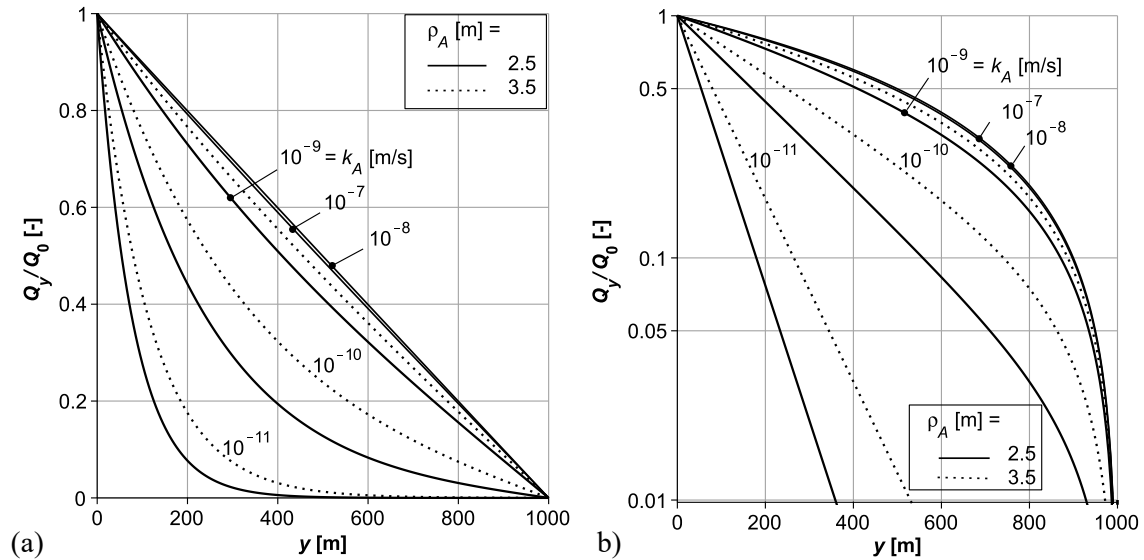


Fig. D-5: Verlauf der bezogenen Flussrate am Eingang des ersten Lagerstollens in den Betriebstunnel in Funktion von k_A und ρ_A bei $(\rho_H - \rho_0) = 0.5$ MPa

a) in natürlicher und b) in halblogarithmischer Darstellung

Die Kurven mit $k_A = 10^{-8}$ und 10^{-7} m/s lassen sich kaum mehr voneinander unterscheiden, sie nähern sich zu einer Grenzlinie. In der natürlichen Darstellung der Fig. D-5a zeigt sich die Grenze als Diagonale. Dies bedeutet, dass die in den Stollen je Längeneinheit eintretende Wassermenge aus dem Wirtgestein nicht mehr von der Lagertiefe abhängig ist, da der piezometrische Druck praktisch konstant ist (Fig. D-2).

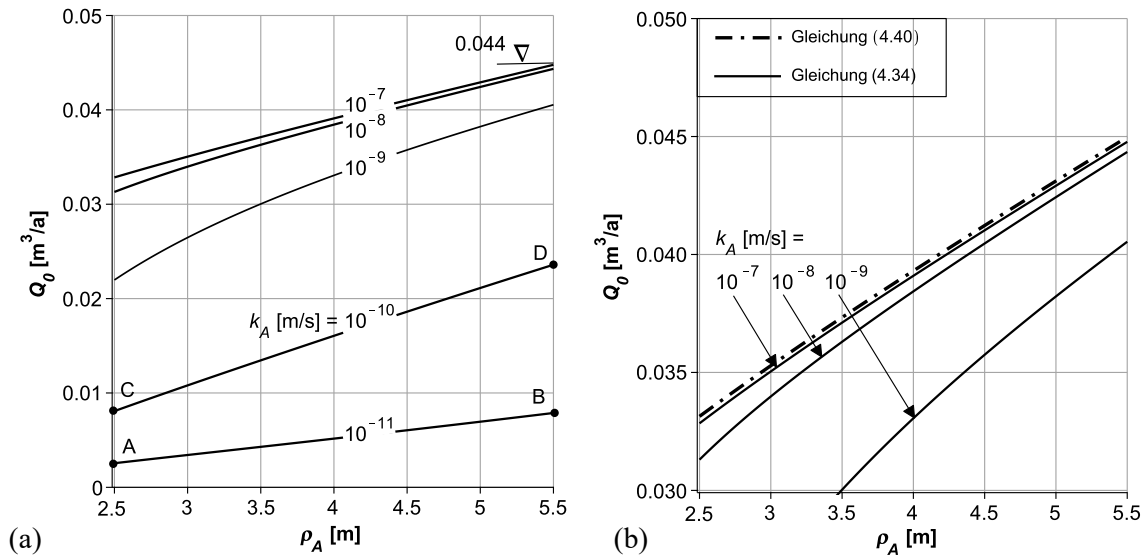


Fig. D-6: Flussrate Q_0 am Eingang des ersten Lagerstollens in den Betriebstunnel in Funktion von k_A und ρ_A bei $(\rho_H - \rho_0) = 0.5$ MPa
 a) Wertebereich $0 \leq Q_0 \leq 0.05$, b) Wertebereich $0.03 \leq Q_0 \leq 0.05$

Wir wenden uns nun dem in Fig. D-6a dargestellten Diagramm zu. Hier wird Q_0 in Funktion des Radius und des Durchlässigkeitsbeiwertes der AUZ anhand der Formel (4.34) dargestellt. Folgende Schlüsse können aus dieser Figur gezogen werden:

- Da die Punkte B und C etwa auf gleicher Höhe liegen ($Q_0 \sim 0.008$), ergibt eine Vergrößerung des Radius der AUZ von $\rho_A = 2.5$ auf 5.5 m (AB) die gleiche Wirkung auf Q_0 wie eine Erhöhung des Durchlässigkeitsbeiwertes von $k_A = 10^{-11}$ auf 10^{-10} m/s. Das Gleiche gilt, wenn man die Punkte E und D mit den Werten $k_A = 10^{-10}$ bzw. 10^{-9} m/s in Betracht zieht ($Q_0 \sim 0.022$).
- Mit zunehmendem Durchlässigkeitsbeiwert k_A nähert sich die Flussrate bei jedem Wert von ρ_A zu einem Grenzwert, welche zu einer Grenzlinie führen, die in der Figur durch eine Strichpunktlinie dargestellt ist.
- Das Wertepaar $\rho_A = 5.5$ m und $k_A = 10^{-7}$ m/s darf physikalisch als ein Extremfall angesehen werden und so auch die damit verbundene Flussrate $Q_0 = 0.044$ m³/a. Für konservativere Annahmen könnte man aufgrund von Überlegungen experimenteller und theoretischer Art kaum eine Begründung finden.

In Fig. D-6b ist übersichtshalber ein Ausschnitt aus der oberen Hälfte des Diagrammes von Fig. D-6a dargestellt. Hier sieht man deutlicher, wie sich die Kurven mit zunehmender Durchlässigkeit der AUZ der Grenzlinie nähern. Diese kann mit Gleichung (4.40) beschrieben werden. Bei Durchlässigkeitsbeiwerten von $k_A > 10^{-7}$ m/s hängt die Flussrate Q_0 nur noch von dem Radius der AUZ ab. Wie oben schon erwähnt herrscht im Grenzzustand infolge der hohen Durchlässigkeit der AUZ praktisch der konstante Druck von ~ 5.5 MPa (Fig. D-2). Man beachte, dass in der Formel (4.34) der Durchlässigkeitsbeiwert k_A im Ausdruck $\sqrt{a_A}$ entsprechend (4.5) enthalten ist.

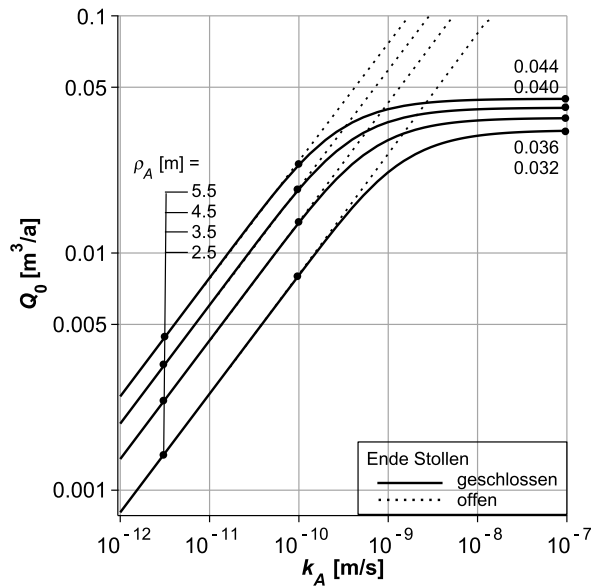


Fig. D-7: Flussrate am Eingang des ersten Lagerstollens Q_0 in Funktion von k_A und ρ_A bei $(p_H - p_0) = 0.5 \text{ MPa}$

Eine besonders aufschlussreiche Darstellung des individuellen Einflusses der Parameter ρ_A und k_A auf Q_0 , findet sich in Fig. D-7. Hier liegt in logarithmischer Darstellung k_A auf der Abszisse. Die Punkte auf den Linien zeigen die Grenze des Durchlässigkeitsbeiwerts an, ab welchem nur die Formel für den Stollen mit geschlossenem Ende Gültigkeit besitzt (4.34). Die gestrichelten Linien gelten für den Stollen mit offenem Ende (4.15). So zeigt das Diagramm, dass für Durchlässigkeitsbeiwerte $k_A = 10^{-10} \text{ m/s}$ die Annahme von Lagerstollen mit offenem Ende (Kap. 4.1) voll berechtigt ist, d. h. die Beschränkung der Stollenlänge auf 1'000 m keinen Einfluss auf Q_0 hat. Jede Kurve weist eine klar definierte Plattform auf, deren Höhe nur durch den Radius der AUZ beeinflusst wird. Dies ist eine andere Form der Darstellung des Diagrammes in Fig. D-6 und so entspricht die bei $k_A = 10^{-7} \text{ m/s}$ angeführte Zahlenreihe den in den Fig. D-6a und Fig. D-6b angegebenen Grenzlinien.

D.3 Abstandsgeschwindigkeit

Auch hier betrachten wir als Beispiel für die Auswertungen den ersten Lagerstollen beim Schacht ($x = 0$), der direkt in den Schacht mündet, d. h. mit der Druckdifferenz am Stolleneingang von $(p_H - p_0) = 0.5 \text{ MPa}$. In Fig. D-8 ist der Verlauf der Abstandsgeschwindigkeit gemäss Gleichung (4.38) unter Berücksichtigung der Porosität n in Funktion der Lagertiefe dargestellt. Im Interesse der Anschaulichkeit haben wir als Längeneinheit mm statt m gewählt. Die Geschwindigkeit konvergiert für $y = 1'000 \text{ m}$ gegen Null, da am Stolleneinde die Flussrate verschwinden muss. Die Konvergenz zu einer Grenzlinie macht sich in dieser Darstellung erst für Durchlässigkeitsbeiwerte von $k_A > 10^{-10} \text{ m/s}$ deutlich bemerkbar. Wie bei der Flussrate Q_0 weichen die Kurven für die Werte $k_A = 10^{-8}$ und 10^{-7} m/s kaum mehr voneinander ab. Die geringen Beträge der Geschwindigkeit sind bemerkenswert; sie sind in erster Linie die Folge des geringen Durchlässigkeitsbeiwerts des Wirtgesteins (10^{-14} m/s). Den grössten Wert der Geschwindigkeit erhält man am Eingang dieses speziell gewählten Lagerstollens bei $k_A = 10^{-7} \text{ m/s}$ mit 26 mm/a .

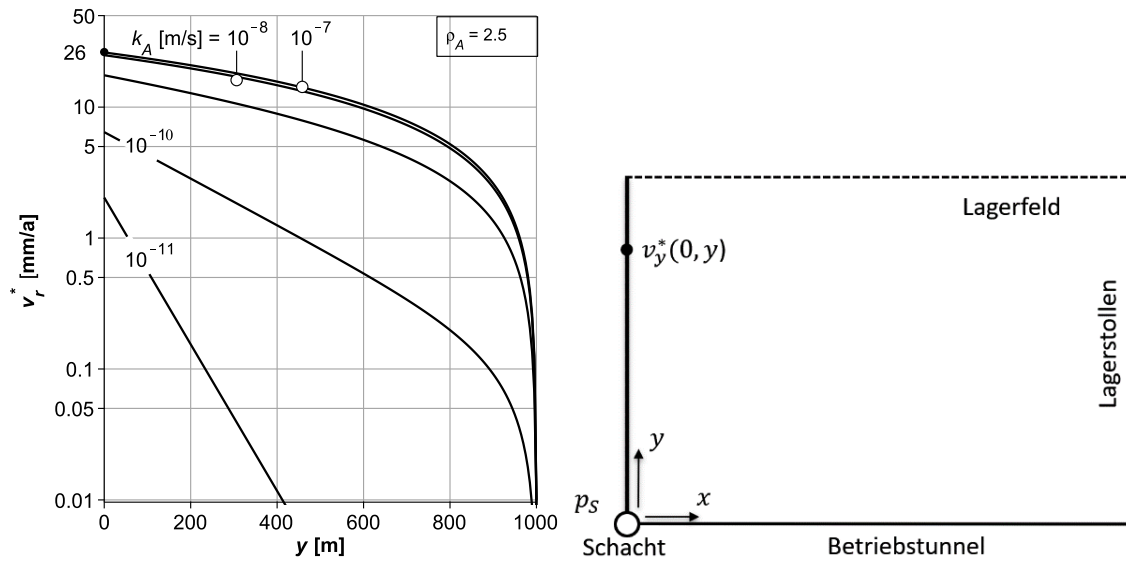


Fig. D-8: Die Abstandsgeschwindigkeit v_y^* in Abhängigkeit von y und für $k_A = 2.6$ m und $(\rho_H - \rho_0) = 0.5$ MPa

Anhang E Einfluss der Mächtigkeit des Wirtgesteins

Die Mächtigkeit des Wirtgesteins beträgt 2 h (Fig. 2-2). Diese Grösse erscheint explizit bei der Ermittlung der Filtergeschwindigkeit und der Flussrate in (3.8) und (3.9) sowie in der Substitution ω_A (3.11). Ihr Einfluss auf die Flussrate Q_0 wird auch hier anhand des Lagerstollens direkt am Schacht ($x = 0$) in Abhängigkeit von ρ_A in Fig. E-1 dargestellt. Man sieht, dass mit zunehmender Mächtigkeit des Wirtgesteins die Flussrate abnimmt; dieser Einfluss ist allerdings gering. Beispielsweise bei $\rho_A = 3.5$ m bewirkt die Erhöhung von h von 40 auf 90 m eine Abnahme der Flussrate von lediglich rund 15 %.

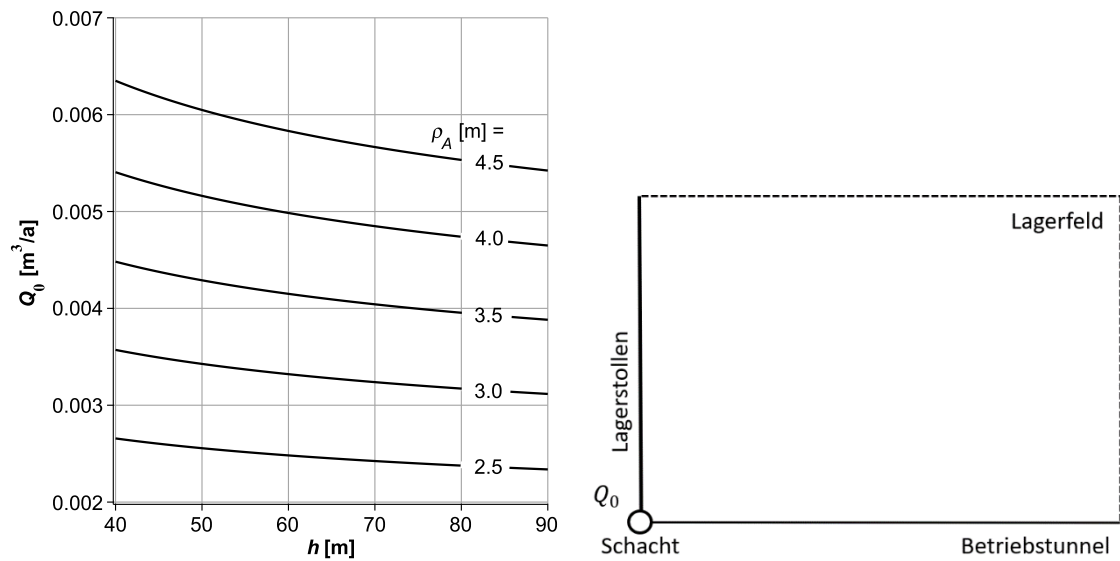


Fig. E-1: Flussrate Q_0 im ersten Lagerstollen am Schacht in Abhängigkeit von h und ρ_A für $\kappa_A = 10^{-11}$ m/s und $(\rho_H - \rho_0) = 0.5$ MPa

Anhang F Inhomogene Auflockerungszone

Die Auswertung der Beziehung (4.46) zur Berücksichtigung einer inneren Zone erhöhter Durchlässigkeit ist in Fig. F-1 dargestellt. Je nach dem bezogenen Durchlässigkeitsbeiwert k_1/k_2 des inneren Hohlzylinders und seinem bezogenem Flächenanteil F_1/F_2 erhält man aus dem Diagramm den bezogenen Wert des «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwerts k_M/k_2 . Die Kurvenschar erfasst den Fall eines dünnen Spaltes ($F_1/F_2 = 0.001$) bis zur Erstreckung der inneren Zone höherer Durchlässigkeit auf die Hälfte des Flächeninhaltes der AUZ ($F_1/F_2 = 0.5$).

Der lineare Anteil der Kurven in dieser doppelt logarithmischen Darstellung besagt, dass dort mit einer Erhöhung des Flächenanteils der inneren Zone um den Faktor 10^n eine Vergrößerung der «stellvertretenden Durchlässigkeitsbeiwerts» um den gleichen Faktor einhergeht. Es zeigt sich beispielsweise, dass eine Ausdehnung der inneren Zone mit einem Flächeninhalt von $F_1/F_2 = 0.1$ und $k_1/k_2 = 10^2$ (Punkt A) hydraulisch gleichwertig ist mit einer inneren Zone von $F_1/F_2 = 0.01$ und $k_1/k_2 = 10^3$ (Punkt B). Betrachtet man die Punkte B und C, so wird deutlich, dass eine Erhöhung des bezogenen Durchlässigkeitsbeiwerts k_1/k_2 um einen Faktor 10 zu einer Zunahme des bezogenen stellvertretenden Durchlässigkeitsbeiwerts k_M/k_2 um den gleichen Faktor führt.

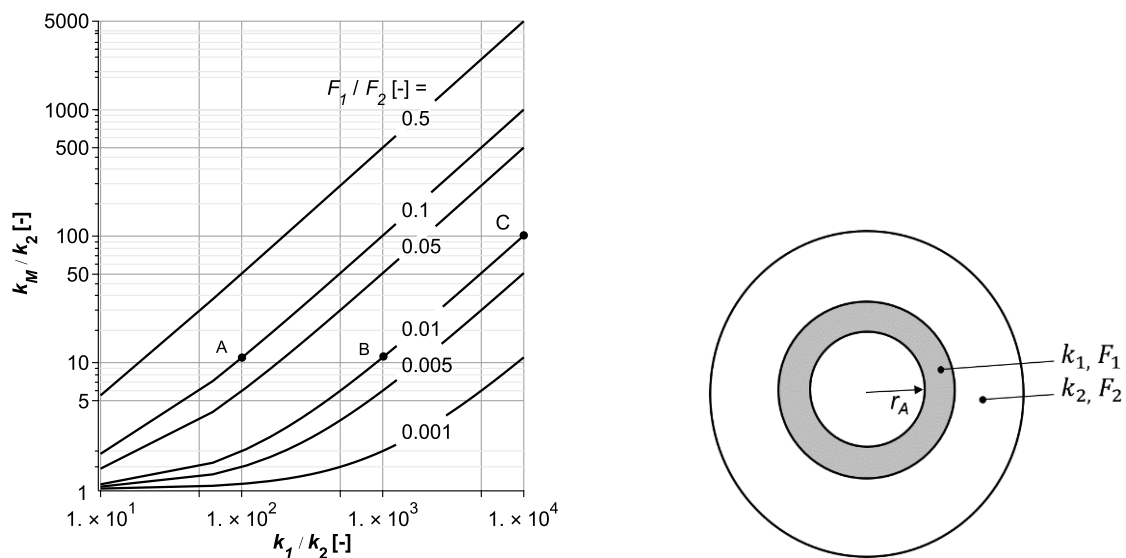


Fig. F-1: «Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M , bezogen auf k_2 , in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts k_1 und der Flächeninhalte F_1 und F_2

Anstelle der Flächeninhalte kann man für einen gewählten Ausbruchradius des Lagerstollens r_A die Radien ρ_A und die Stärke der inneren Zone d zur Kennzeichnung der inhomogenen AUZ verwenden. Die Auswertung der Formel (4.48) für die gewählten Werte $r_A = 1.5$ m, $\rho_A = 2.5$ und 3.5 m führt zum Diagramm in Fig. F-2. Im Wertebereich $0.2 < d < 0.5$ m sind die Kurvenverläufe annähernd linear. Welche Auswirkung hat die Stärke d des inneren Bereiches und der in ihm geltende Durchlässigkeitsbeiwert k_1 auf den «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwerts k_M ? Zur Beantwortung dieser Frage betrachten wir die Linien für $k_1/k_2 = 10^2$ und 10^3 . Erhöht man die Stärke d von 0.05 auf 0.5 m, so entspricht einem solchen Multiplikationsfaktor von 10 eine rund 10-fache Zunahme des bezogenen «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwertes. Die entsprechenden Zahlenwerte sind 5/40 und 45/430. Das Diagramm zeigt zudem, dass ein grösserer Radius der AUZ den Einfluss der Stärke d verringert. Dies sieht man klar, wenn man die

Zahlenwerte bei $d = 0.5$ m jeweils für $\rho_A = 2.5$ und 3.5 m betrachtet. So sinken die Zahlen für k_M/k_2 um rund 50 % (430/175). Dies ist verständlich, da die Ausdehnung der AUZ wächst, während die Stärke d unverändert bleibt.

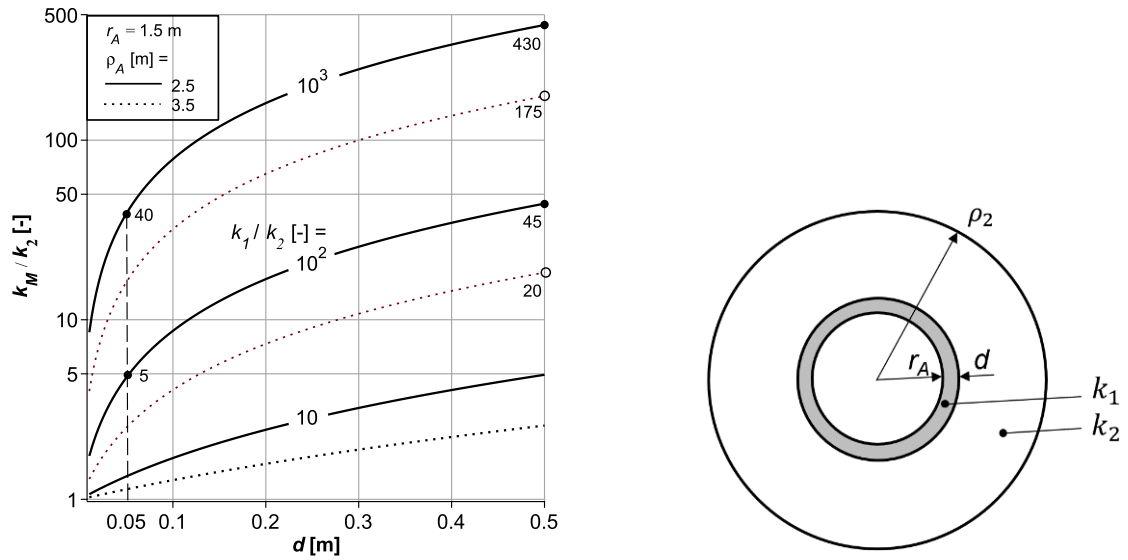


Fig. F-2: Einfluss eines ausbrunnnahen Bereiches der AUZ der Stärke d mit dem Durchlässigkeitsbeiwert k_1 auf den «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert k_M

Anhang G Einfluss der Durchlässigkeit der Bentonitverfüllung

In allen Ableitungen wurde angenommen, dass eine Sickerströmung nur entlang der AUZ stattfindet. Im Folgenden wird untersucht, welche Auswirkung ein nicht verschwindender Durchlässigkeitsbeiwert der Bentonitverfüllung k_B auf die Sickerströmung haben kann. Zu diesem Zweck wird, ähnlich wie im Falle der inhomogenen AUZ, ein «stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M ermittelt, der die gemeinsame Wirkung der AUZ und der Bentonitverfüllung erfasst. Das Diagramm in Fig. G-1 wurde nun mit der Formel (4.52) erarbeitet. Es erlaubt folgende Schlüsse:

- Erfüllt der Durchlässigkeitsbeiwert der Bentonitverfüllung die Bedingung $k_B \leq 0.1 k_A$, so hat sie praktisch keinen Einfluss auf k_M und so auch nicht auf die Flussrate. Führt man die Sicherheitsnachweise beispielsweise mit einem Wert von $k_A = 10^{-9}$ m/s, so würde ein Wert von $k_B = 10^{-10}$ m/s für die Bentonitverfüllung vollends genügen. Unter der Bedingung $k_B = k_A$ könnte man bei $\rho_A = 3.5$ m sogar mit dem Wert $k_M = 1.2 \times 10^{-9}$ m/s und bei $\rho_A = 4.5$ m mit jenem von $k_M = 1.6 \times 10^{-9}$ m/s rechnen.
- Es zeigt sich, dass der Einfluss von k_B auf k_M mit zunehmendem Wert von ρ_A deutlich abnimmt. Bei $\rho_A = 2.5$ m und $k_B/k_A = 1.0$ erhält man $k_M/k_A = 1.1$ und bei $k_B/k_M = 100$ steigt dieser auf den Wert 56. Betrachtet man nun die gleichen Verhältnisse bei $\rho_A = 4.5$ m so sind die entsprechenden Zahlen 1.1 und 13.
- Als grobe Richtlinie könnte folgende Bedingung gelten $k_B \leq 10 k_A$.

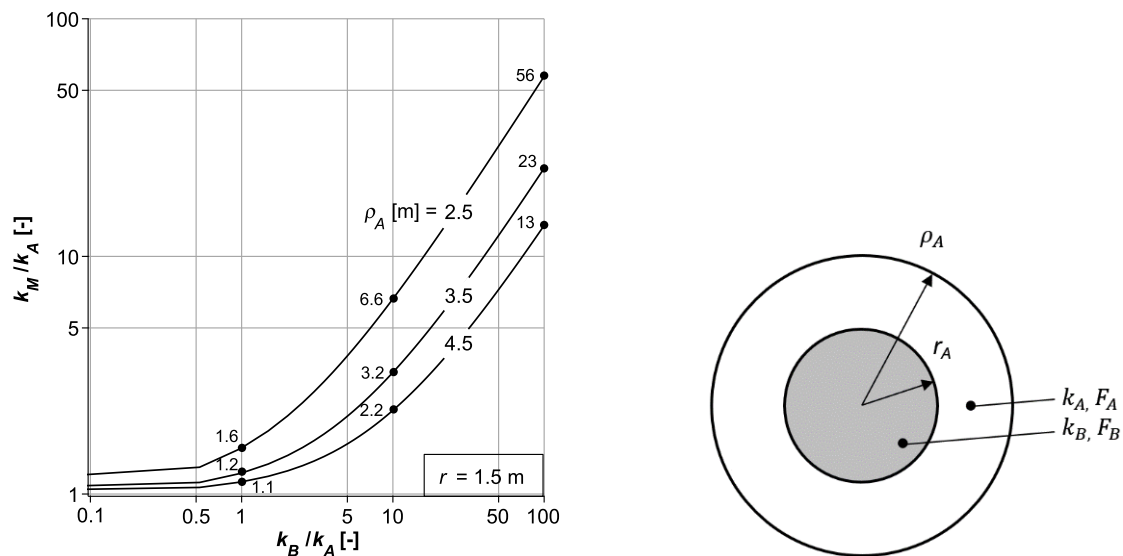


Fig. G-1: Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts der Bentonitverfüllung k_B/k_A auf den «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert k_M/k_A für verschiedene Werte von ρ_A in normalisierter Darstellung

Um die Beziehung zwischen k_A , ρ_A und k_M auch in absoluten Zahlen zu verdeutlichen, kann man mittels der Formel (4.53) die Diagramme in Fig. G-2 erstellen, in denen ρ_A auf der Abszisse erscheint. Sie stehen für die zwei gewählten Werte $k_A = 10^{-10}$ bzw. 10^{-9} m/s. Die stärker ausgezogenen Linien gelten unter der Bedingung $k_B = k_A$, also für Werte $k_B = 10^{-10}$ bzw. 10^{-9} m/s der Bentonitfüllung. Diese beiden Diagramme heben die oben gemachte Behauptung hervor, wonach ein um den Faktor 10 erhöhter Durchlässigkeitsbeiwert der Bentonitverfüllung gegenüber jenem der AUZ nur einen geringen Einfluss auf den «stellvertretenden» Durchlässigkeitsbeiwert hat. Dies zeigen beispielsweise im Diagramm rechts bei $\rho_A = 2.5$ m die Wertepaare $(1.6 \times 10^{-10}/6.6 \times 10^{-10})$ bzw. bei $\rho_A = 4.5$ m jene von $(1.1 \times 10^{-10}/2.2 \times 10^{-10})$.

Es wird vorgeschlagen, dass im Lichte der Ergebnisse dieser Untersuchungen der geforderte Verdichtungsgrad der Bentonitverfüllung von 1.45 t/m^3 (Nagra 2016c), (Nagra 2006) überprüft wird. Es scheint vertretbar zu sein, den Verdichtungsgrad gemäss einem Wert von $k_B = 10^{-8}$ m/s zu bewerkstelligen.

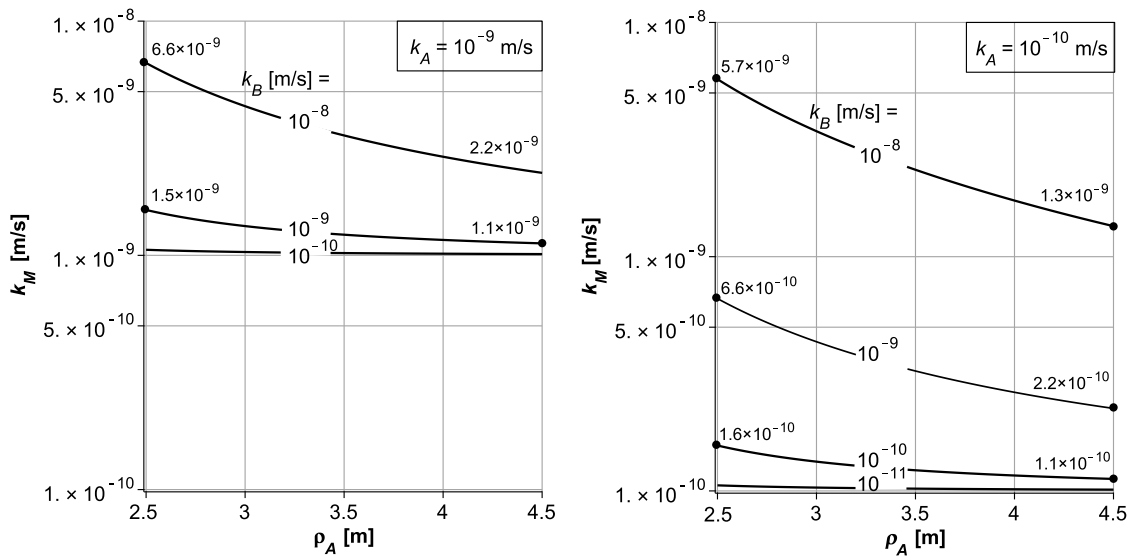


Fig. G-2: «Stellvertretender» Durchlässigkeitsbeiwert k_M in Funktion von ρ_A und des Durchlässigkeitsbeiwerts der Bentonitverfüllung k_B

Anhang H Betriebstunnel

H.1 Piezometrischer Druck

Auch beim Betriebstunnel gehen wir von den Daten des Basisfalles aus und betrachten Lagerstollen und Betriebstunnel in der Regel mit geschlossenem Ende, und nehmen auch hier zunächst an, dass sich der Schacht direkt am Eingang des Lagerfeldes befindet. Der piezometrische Druck wird durch die Formel (5.25)

$$p = p_H - (p_H - p_S) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-\sqrt{m_R}x} + e^{\sqrt{m_R}x}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} + 1} \right)$$

ausgedrückt. Hier erscheint der «Steuerungsparameter» $\sqrt{m_R}$ gemäss (5.24), der in der mathematischen Beschreibung der Prozesse eine zentrale Rolle spielt. Der Verlauf dieser Grösse in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts k_A ist in Fig. H-1 für verschiedene Radien der AUZ durch die ausgezogene Linie dargestellt. Die punktierte Linie beschreibt den Verlauf der Grösse \sqrt{m} gemäss (5.12a), welche für das System mit offenem Ende der Tunnel gilt.

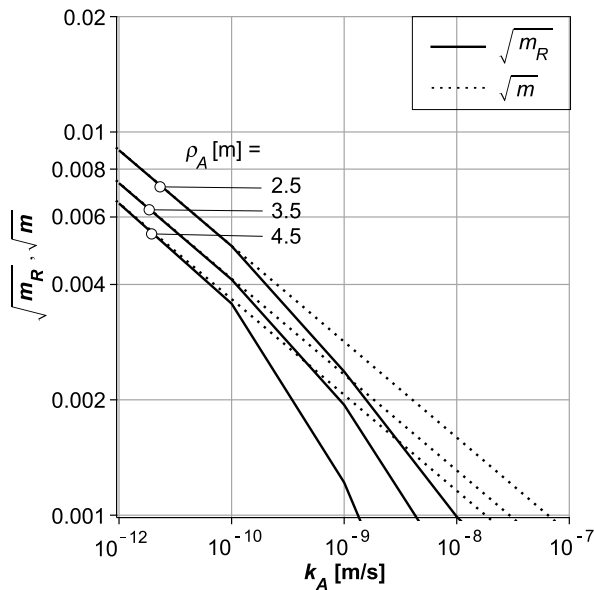


Fig. H-1: «Steuerungsparameter» $\sqrt{m_R}$ und \sqrt{m} für Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenem und offenem Ende in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts k_A und des Radius der AUZ ρ_A

In dieser doppelt logarithmischen Darstellung erkennt man, dass für $k_A > 10^{-10}$ m/s eine Abweichung vom gradlinigen Verlauf stattfindet, was den wachsenden Einfluss der beschränkten Länge des Lagerstollens und des Betriebstunnels ankündigt.

Die Beziehung zwischen diesen beiden Grössen ist durch den Term

$$\frac{m_R}{m} = \frac{e^{2l\sqrt{a_A}-1}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}}$$

gegeben. Dieser Quotient strebt mit $l \rightarrow \infty$ zu 1. Das Diagramm bestätigt die Erkenntnis, wonach bis zum Durchlässigkeitsbeiwert $k_A \geq 10^{-10}$ m/s die Ableitungen im Kap. 5.1 und 5.2 zum gleichen Ergebnis führen. Wie im Diagramm erkennbar ist, hat der Radius der AUZ ρ_A auf den Verzweigungspunkt der Kurven praktisch keinen Einfluss. Dieser befindet sich bei $k_A \sim 10^{-10}$ m/s. Der Unterschied zwischen \sqrt{m} und $\sqrt{m_R}$ nimmt jedoch bei grösserem Durchlässigkeitsbeiwert k_A und grösserem Radius der AUZ ρ_A deutlich zu.

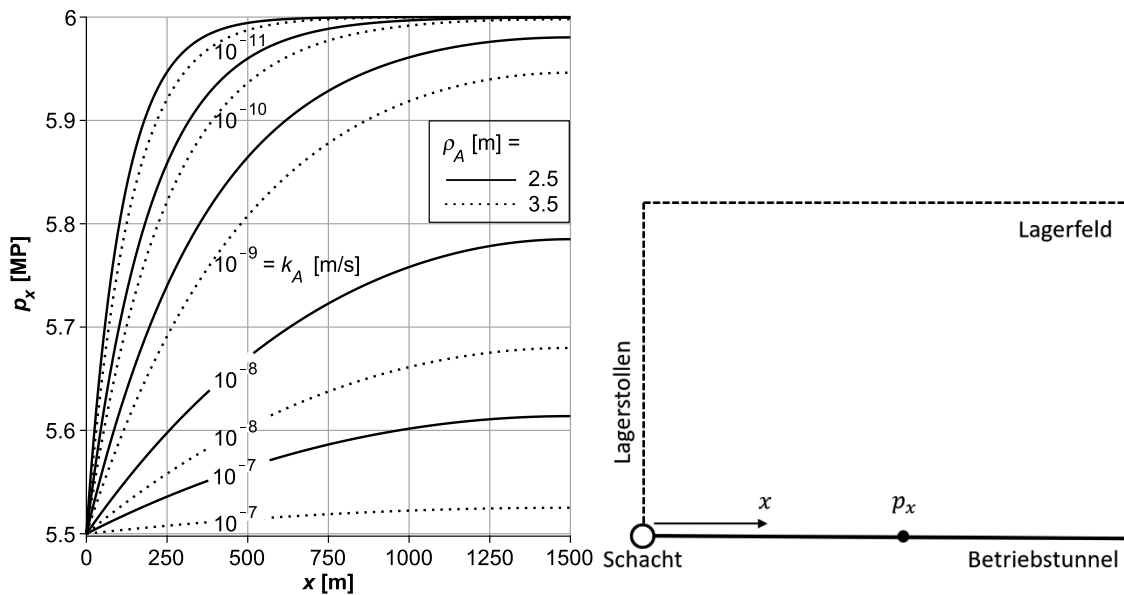


Fig. H-2: Piezometrischer Druck p_x im Betriebstunnel als Funktion von k_A und ρ_A

In Fig. H-2 ist der Verlauf des piezometrischen Drucks p_x entlang des Betriebstunnels ebenfalls in Funktion von k_A für die Werte $\rho_A = 2.5$ und 3.5 m dargestellt. Es sei nochmal daran erinnert, dass gemäss Anhang B bei allen Auswertungen $\rho_{AA} = 2\rho_A$ beträgt. Bei $k_A \leq 10^{-10}$ m/s strebt der Druck rasch zum Wert des Initialdruckes im Wirtgestein $p_H = 6$ MPa. Wie man sieht, wird dieser Wert im Falle von $k_A = 10^{-11}$ m/s bereits bei etwa 750 m und im Falle von $k_A = 10^{-10}$ m/s bei etwa 1'000 m nahezu erreicht. Für $k_A \geq 10^{-9}$ m/s ist der Druck am Ende des Betriebstunnels deutlich unter dem Wert von 6 MPa. Dies ist eine Folge der Randbedingung, wonach am Ende des Betriebstunnels die Flussrate Q_x und so auch p'_x verschwinden müssen. Die Erhöhung von $\rho_A = 2.5$ auf 3.5 m wird erst bei Werten $k_A \geq 10^{-9}$ m/s besonders ausgeprägt. Es ist bemerkenswert, dass der Druck bei $k_A = 10^{-7}$ m/s und $\rho_A = 3.5$ m selbst am Ende des Betriebstunnels nur wenig grösser ist als $p_S = 5.5$ MPa. Man beachte die auffallende Ähnlichkeit zwischen dem Druckverlauf im Lagerstollen (Fig. D-2) und in jenem des Betriebstunnels (Fig. H-2). Der piezometrische Druck am Eingang eines Lagerstollens wurde in den Kap. 4.1 und 4.2 mit p_0 bezeichnet, der im Betriebstunnel als p_x in Erscheinung tritt.

H.2 Flussrate

In Fig. H-3 ist der Verlauf der Flussrate Q_x entlang des Betriebstunnels gemäss (5.26) für drei Werte von k_A und für zwei solche von ρ_A dargestellt. Wie bei den Lagerstollen vermitteln die natürliche und die halblogarithmische Darstellung jeweils einen anderen Eindruck von den funktionellen Zusammenhängen. In Fig. H-3a fällt als Erstes der grosse Einfluss von k_A auf den Verlauf von Q_x auf. In Fig. H-3b erkennt man leicht, dass es, wie bei den Lagerstollen (Fig. D-4) so auch hier, trotz zunehmendem Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ einen Höchstwert bei $x = 0$ gibt, der von ρ_A nur wenig beeinflusst wird. Wie man sieht, beträgt dieser Wert beispielsweise für $\rho_A = 3.5$ m rund $1.3 \text{ m}^3/\text{a}$. In derselben Figur erkennt man auch, wie alle Kurven gegen Ende des Stollens zum Wert Null streben. Dies ist eine Folge der Randbedingung, wonach am Ende des Betriebstunnels Q_x und so auch p_x' verschwinden müssen. In der Figur rechts bei der Linie für $k_A = 10^{-9} \text{ m/s}$ und $\rho_A = 3.5$ m ist eine Gerade g eingezeichnet. Sie steht für Lagerstollen und Betriebstunnel mit offenem Ende und wurde mit der Formel (5.15) ermittelt. Es ist bemerkenswert, dass sich selbst bei einer so hohen Durchlässigkeit der AUZ das geschlossene Ende des Tunnels erst ab Tiefen $x > 1'100$ m bemerkbar macht. Die Punkte auf der Abszisse zeigen, dass bei $k_A = 10^{-11} \text{ m/s}$ und $\rho_A = 2.5$ m die Flussrate im Tiefenbereich $x > 250$ m und bei $k_A = 10^{-10} \text{ m/s}$ und $\rho_A = 2.5$ m in einem solchen von $x > 750$ m nur noch $Q_x \leq 0.001 \text{ m}^3/\text{a}$ beträgt.

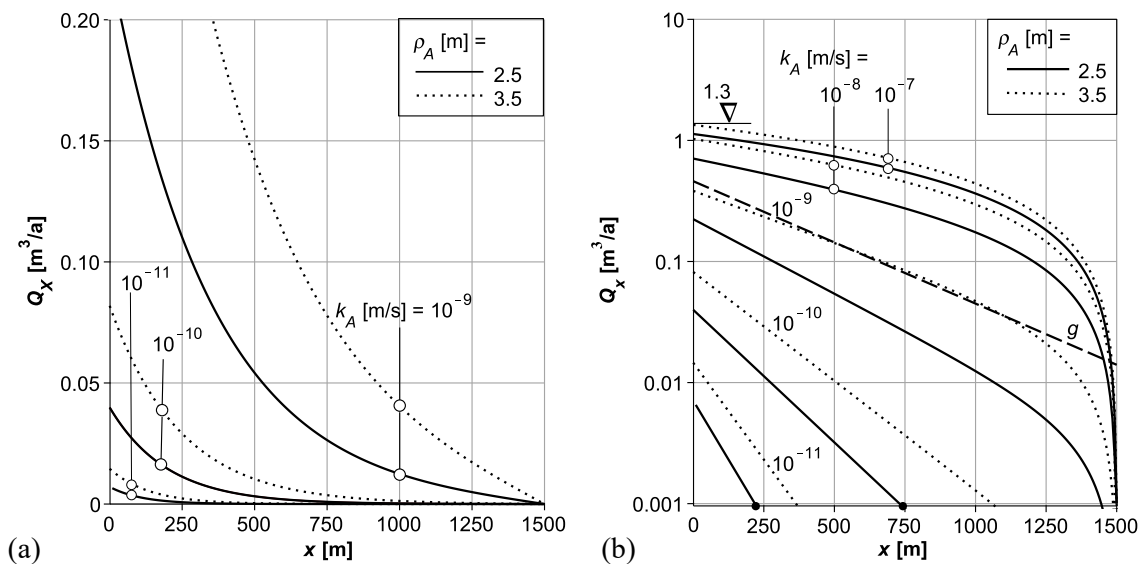


Fig. H-3: Flussrate Q_x im Betriebstunnel in Funktion von k_A und ρ_A ; (a) in natürlicher und (b) in halblogarithmischer Darstellung

Es ist aufschlussreich die bezogene Flussrate Q_x/Q_S in Funktion von x und k_A auch hier in natürlicher und halblogarithmischer Darstellung anzugeben. Das Diagramm in Fig. H-4a zeigt deutlich die prozentuelle Zunahme der Flussrate mit zunehmender Durchlässigkeit der AUZ. In Fig. H-4b kann man auf der Abszisse direkt ablesen, in welcher Tiefe des Betriebsstollens die Flussrate beispielsweise nur noch 1 % von Q_S unterscheidet. In derselben Figur zeigen die zwei Punkte auf der Abszisse, dass bei $k_A = 10^{-11} \text{ m/s}$ für Lagertiefen $x \geq 500$ m und bei $k_A = 10^{-10} \text{ m/s}$ für Lagertiefen $x \geq 900$ m die Flussrate $Q_x < 0.01 Q_S$ beträgt. Des Weiteren sieht man, dass im Anfangsbereich des Tunnels in der halblogarithmischen Darstellung die Beziehung zwischen Q_x/Q_S und x bei allen Kurven linear ist. Mit zunehmenden Werten von k_A macht sich die Abweichung von der Linearität zunehmend bemerkbar. Alle Kurven müssen an der Stelle $x = 1'500$ m zur Vertikalen konvergieren, da hier die Flussrate verschwinden muss. Bei $k_A = 10^{-11}$

und 10^{-10} m/s würde sich die Konvergenz zur Vertikalen erst bei sehr geringen Beträgen von Q_x/Q_S bemerkbar machen. Auffallend ist in beiden Darstellungen der geringe Abstand der Kurven für $k_A = 10^{-8}$ und 10^{-7} m/s, der auf den gleichen Sachverhalt in Fig. H-3 verweist.

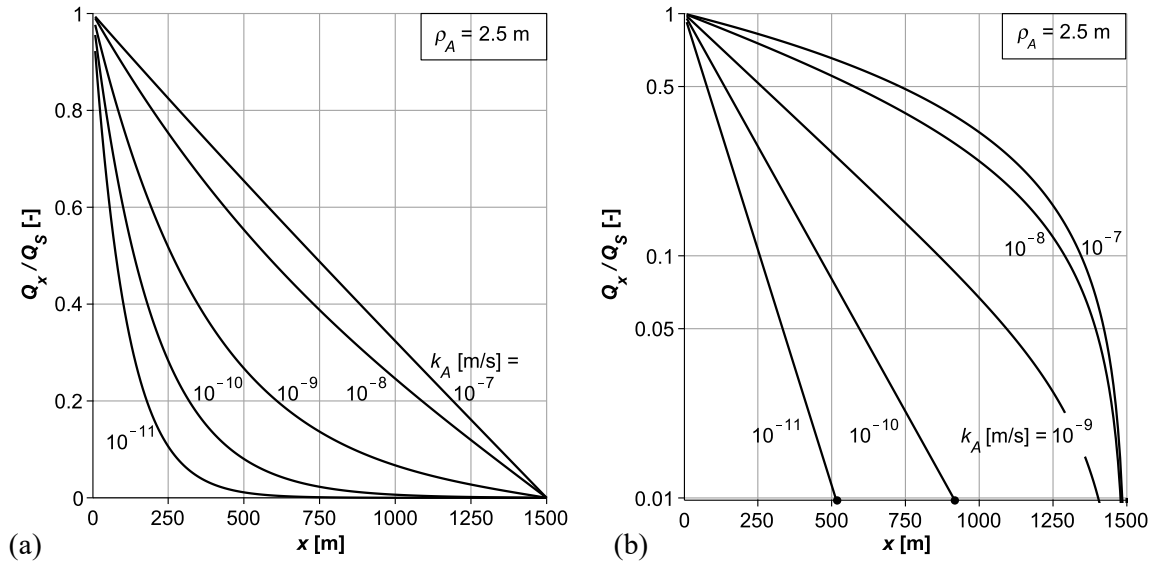


Fig. H-4: Verlauf der bezogenen Flussrate Q_x/Q_S in Funktion von k_A für $\rho_A = 2.5$ m; (a) in natürlicher und (b) in halblogarithmischer Darstellung

Flussrate am Schacht in Funktion von ρ_A und k_A

Die Bedeutung der Flussrate aus dem Lagerfeld wurde, wie im Kap. 1 erwähnt und anderswo, durch folgende Aussage bekräftigt:

Das Bemessungskriterium für das Dichtsystem ist das Unterschreiten eines bestimmten, durch hydrodynamische Modellrechnungen festzulegenden kritischen Volumenstromes (Nagra 2002).

Es stellt sich die Frage, wie ein solcher «Volumenstrom» durch den Radius ρ_A und den Durchlässigkeitsbeiwert k_A der AUZ beeinflusst wird. Die Antwort liefern zunächst die Diagramme in Fig. H-5, in denen die Grösse Q_S in Abhängigkeit von ρ_A und k_A dargestellt ist.

Aus dem Diagramm in Fig. H-5a ist ersichtlich, dass die Beziehung zwischen Q_S und ρ_A in der natürlichen Darstellung nahezu linear ist. Es zeigt sich beispielsweise auch, dass bei $\rho_A = 2.5$ m einer Erhöhung der Durchlässigkeit von 10^{-9} auf 10^{-8} m/s eine Zunahme der Flussrate von 0.2 auf 0.7 m³/a entspricht (A→B). Die gleiche (~ 3.5-fache) Zunahme erhält man aber auch, wenn ρ_A von 2.5 m auf 5.5 m erhöht wird (A→C). In dieser Darstellung ergibt sich der Maximalwert der Flussrate $Q_S = 1.65$ m³/a, wenn $\rho_A = 5.5$ m und $k_A = 10^{-6}$ m/s gesetzt werden. Wie man sieht, macht es praktisch keinen Unterschied, ob man 10^{-7} oder 10^{-6} m/s annimmt. Mit zunehmenden Werten von k_A nähern sich die Linien zu einer Grenzlinie. Diese Annäherung der Linien an eine Grenzlinie sieht man noch deutlicher in halblogarithmischer Darstellung in Fig. H-6. Es handelt sich um die gleiche Erscheinung, die man auch bei den Lagerstollen beobachten konnte (Fig. D-6). Die Grenzlinie erhält man, wenn in allen Lagerstollen und im Betriebstunnel der piezometrische Druck am Schachtfuss $p_S = 5.5$ MPa herrscht.

Im Diagramm in Fig. H-6 erkennt man dank der logarithmischen Darstellung auf der Ordinate die Verhältnisse auch für niedrige Werte der Durchlässigkeit der AUZ. So sieht man hier den Einfluss von ρ_A auch bei $k_A = 10^{-11}$ m/s ganz deutlich. Die Flussrate wächst infolge der Erhöhung von ρ_A von 2.5 m auf 5.5 m auf den 10-fachen Wert (0.007 \rightarrow 0.07). Bei $k_A = 10^{-9}$ m/s beträgt eine solche Zunahme nur noch den 3.5-fachen Wert (0.20 \rightarrow 0.70). Der Einfluss von ρ_A auf Q_S nimmt somit mit zunehmender Durchlässigkeit der AUZ ab. Deren Auswirkung zeigt sich sehr deutlich durch die Zahlenreihe auf der Vertikalen bei $\rho_A = 3.5$ m. Nimmt k_A vom Wert 10^{-11} auf 10^{-6} zu, so bedeutet dies eine rund 100-fache Zunahme von Q_S (0.015 \rightarrow 1.33).

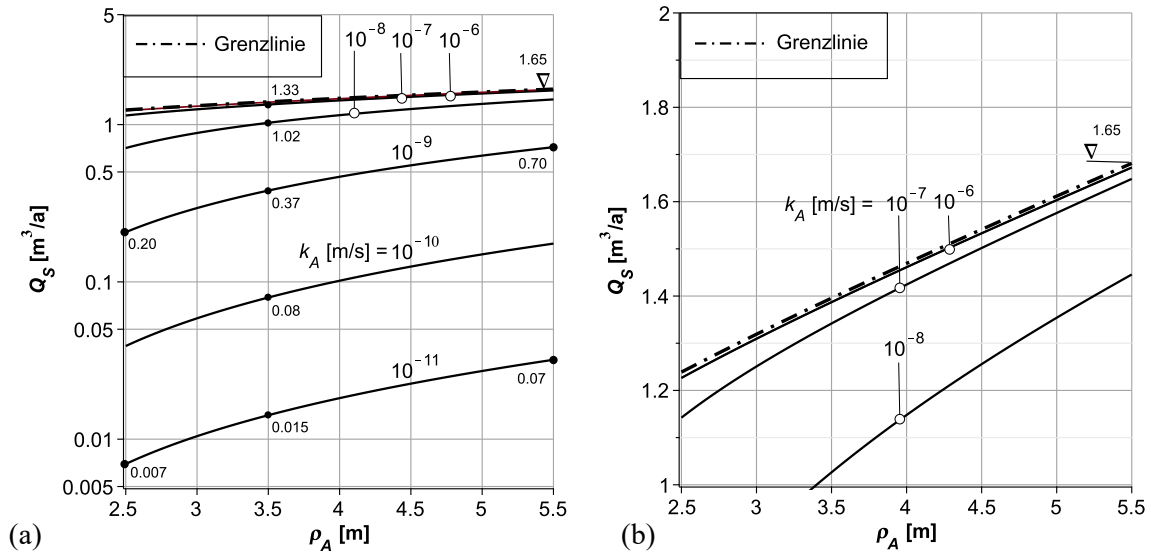


Fig. H-5: Flussrate am Schacht Q_S in Funktion von ρ_A und k_A bei $(\rho_H - \rho_S) = 0.5$ MPa

- a) Wertbereich $0 \leq Q_S \leq 2$
- b) Wertbereich $1 \leq Q_S \leq 2$

Man kann das Verständnis der geschilderten Zusammenhänge weiter vertiefen, indem man gemäss Formel (5.26) den Durchlässigkeitsbeiwert k_A auf die Abszisse legt und Linien mit $\rho_A = \text{konst.}$ ermittelt. In der doppelt logarithmischen Darstellung der Fig. H-7 verlaufen solche Linien je nach ρ_A im Bereich $10^{-12} \leq k_A \leq 10^{-9}$ m/s linear, um bei höheren Durchlässigkeiten zu einem horizontalen Plateau zu streben. Nimmt man die Linie mit $\rho_A = 2.5$ m in den Blick, so sieht man zum Beispiel, dass einer Erhöhung des Durchlässigkeitsbeiwerts von 10^{-12} auf 10^{-9} m/s eine rund 100-fache Vergrösserung der Flussrate entspricht.

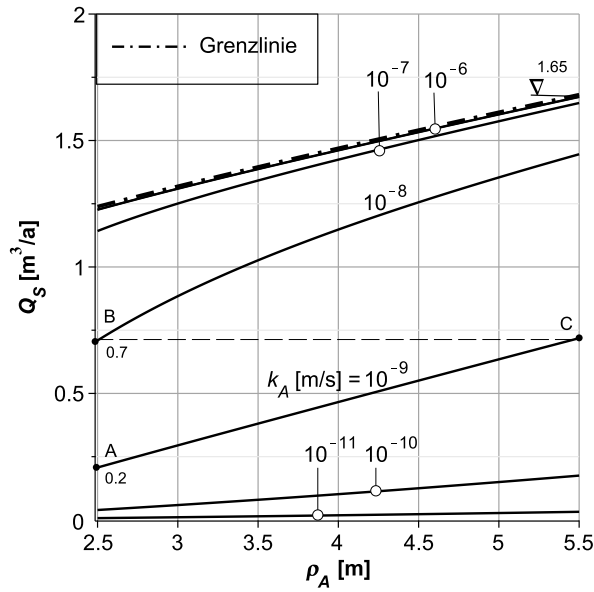


Fig. H-6: Flussrate Q_S in Funktion von ρ_A und k_A in halblogarithmischer Darstellung

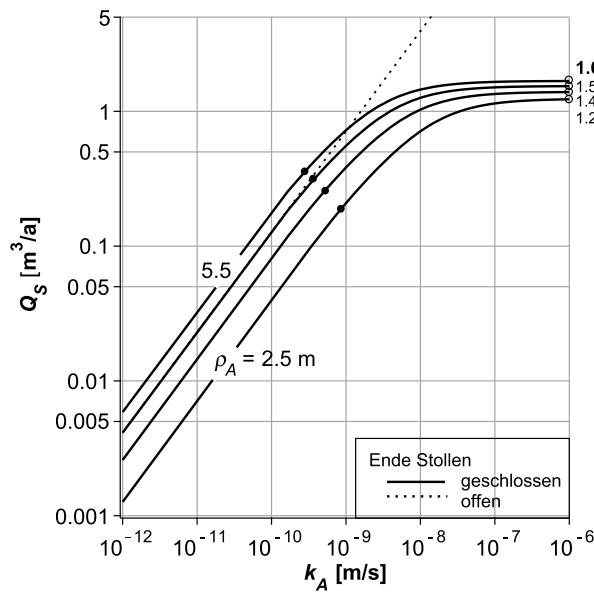


Fig. H-7: Flussrate Q_S in Funktion von k_A und ρ_A

Die auf dem rechten Rand ($k_A = 10^{-6}$ m/s) angeführte Zahlenreihe liegt auf der in den Diagrammen der Fig. H-5 und Fig. H-6 dargestellten Grenzlinie. Auch hier zeigt es sich, dass bei sehr hoher Durchlässigkeit der Einfluss von ρ_A auf Q_S gering ist ($1.21 \div 1.65$). Eine AUZ mit $\rho_A > 5.5$ m dürfte – wie bereits oben erwähnt – vom geotechnisch-bautechnischen Standpunkt aus kaum begründbar sein, weshalb der Wert $Q_S = 1.65$ m³/a als die absolute Grenze angesehen werden darf. Die punktierten Linien im Diagramm zeigen den Verlauf der Flussrate für ein Netzwerk mit

offenem Ende der Lagerstollen und des Betriebstunnels. Man sieht auch hier, dass bis zu einem Wert von $k_A = 10^{-9}$ m/s die Berechnungen mit der Annahme eines offenen oder geschlossenen Endes der Stollen und des Betriebstunnels praktisch zu gleichem Ergebnis führen.

Vergleich der Ergebnisse von analytischen und numerischen Berechnungen der Flussrate

Es liegen Ergebnisse von numerischen Berechnungen eines hydraulischen Netzwerks vor, welches der Lagerauslegung gemäss Fig. 1-1 entspricht (Nagra 2014a). Der in Fig. H-8 dargestellte Fall mit der Bezeichnung «S/R» entspricht den Flussraten, die man unter Berücksichtigung des Lagerfeldes und des Betriebstunnels bis zum Betriebsschacht und Zugangstunnel erhält. Die Eingangsparameter unterscheiden sich allerdings von unseren, da hier mit $k_A = 10^{-13}$ m/s, $r_A = 1.25$ m, $\rho_A = 1.95$ m und $\rho_{AA} = 3.95$ m (statt $k_A = 10^{-14}$ m/s, $r_A = 1.5$ m, $\rho_A = 2.5 \div 5.5$ m und $\rho_{AA} = 5.0 \div 9.0$ m) gerechnet wurde. Am nächsten zum numerisch berechneten Fall wäre somit die Linie in Fig. H-7 mit $\rho_A = 2.5$ m. Man sieht die Entwicklung der Flussrate für Durchlässigkeitsbeiwerte im Bereich $10^{-12} \leq k_A \leq 10^{-6}$ m/s. Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen der Nagra bestätigen den durch die analytischen Methoden erhaltenen Befund, wonach die Flussrate mit zunehmender Durchlässigkeit der AUZ zu einem Grenzwert strebt. Es ist bemerkenswert, dass die maximale Flussrate etwa $1 \text{ m}^3/\text{a}$ beträgt, d. h. nahe dem von uns erhaltenen Wert von $1.65 \text{ m}^3/\text{a}$ liegt. Der Grenzwert kann auch durch eine einfache Handrechnung abgeschätzt werden (maximale Druckabsenkung in den Lagerstollen bezogen auf die Lagerfläche). Es ist erwähnenswert, dass die Nagra für den Basisfall den Durchlässigkeitsbeiwert $k_A = 10^{-12}$ m/s annimmt.

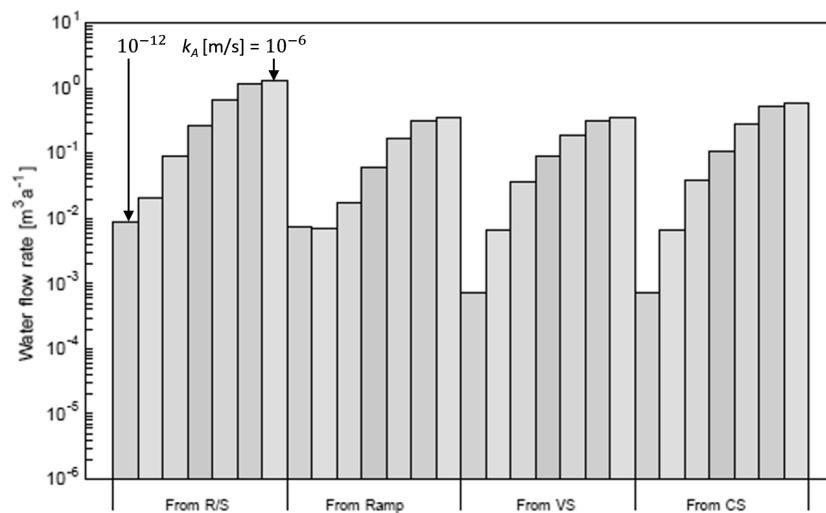


Fig. H-8: Aufgrund numerischer Berechnungen ermittelte Flussrate im hydraulischen Netzwerk der Nagra

S: Schacht, R: Rampe Nagra (2014a)

H.3 Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts des Betriebstunnels auf die Flussrate

In den oben angeführten numerischen Modellrechnungen wurde angenommen, dass der Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ der Lagerstollen k_A und jener des Betriebstunnels k_{AA} gleich gross sind. Hier wird nun untersucht, welchen Einfluss unterschiedliche Werte von k_{AA} und k_A auf die Flussrate Q_S ausüben könnten. Für die Auswertung dient auch hier die Formel (5.26).

Die Zusammenhänge werden am Beispiel einer AUZ mit $\rho_A = 3.5$ m numerisch untersucht. Es sei daran erinnert, dass dann gemäss Anhang B der Radius der AUZ des Betriebstunnels $\rho_{AA} = 7.0$ m beträgt. In Fig. H-9 wird Q_S in Funktion von k_A in doppelt logarithmischer Darstellung angegeben. Für die AUZ der Lagerstollen wurde der Wertebereich $10^{-11} \leq k_A \leq 10^{-8}$ m/s und für den Betriebstunnel der Wertebereich $10^{-11} \leq k_A \leq 10^{-6}$ m/s berücksichtigt. Von praktischem Interesse sind nur jene Fälle, bei denen

$$k_A \leq k_{AA}$$

ist. Die Werte für $k_A = k_{AA}$ sind im Diagramm auf den Kurven mit einem Punkt und einer Zahl gekennzeichnet. So stehen die Zahlen 0.016, 0.08, 0.38, 1.01 jeweils für Q_S bei $k_A = k_{AA}$. Wie das Diagramm in Fig. H-9 zeigt, herrscht in dieser doppelt logarithmischen Darstellung im Anfangsbereich der Linien zwischen k_{AA} und Q_S Proportionalität. Die geraden Linien übergehen allmählich in ein Plateau, wo die Höchstwerte von Q_S im Bereich $0.16 \div 1.34$ m³/a stehen. Den Einfluss höherer Durchlässigkeit der AUZ des Betriebstunnels sieht man gut, wenn man Fälle miteinander vergleicht, in denen (bei $\rho_A = \text{konst.}$)

$$k_{AA} = k_A$$

$$k_{AA} = 10^2 k_A$$

beträgt. Auf dem Diagramm erkennt man, dass bei $k_A = 10^{-11}$ m/s und $\rho_A = 3.5$ m ein solcher Unterschied in den Durchlässigkeitsbeiwerten k_A und k_{AA} eine Zunahme der Flussrate von 0.016 auf 0.12 m³/a bewirkt. Bei $k_A = 10^{-10}$ m/s betragen die entsprechenden Werte 0.08 und 0.45 m³/a und bei $k_A = 10^{-9}$ m/s liest man die Zahlenwerte 0.38 und 1.10 m³/a ab. Die entsprechenden Vergrösserungsfaktoren betragen so 7.5, 5.6 und 2.9. Damit ist es klar, dass mit zunehmender Durchlässigkeit der AUZ der Lagerstollen der Einfluss der Durchlässigkeit der AUZ des Betriebstunnels abnimmt.

Aus diesen Berechnungen geht hervor, dass im Interesse der Reduktion der Flussrate $k_{AA} \cong k_A$ sein sollte. So sollte denn auch der Durchlässigkeitsbeiwert der Bentonitverfüllung im Betriebstunnel etwa der gleiche sein wie in den Lagerstollen.

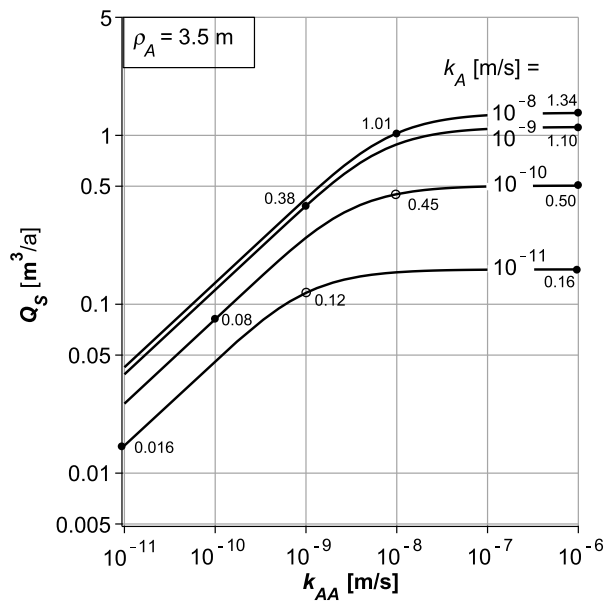


Fig. H-9: Flussrate Q_S in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts des Betriebstunnels k_{AA} für vier Werte von k_A bei $\rho_A = 3.5$ m

H.4 Radialströmung aus dem Wirtgestein in den Betriebstunnel

Dieser Fall wurde im Kap. 5.3 für Lagerstollen und Betriebstunnel mit offenem Ende behandelt und für die Flussrate Q_S die erweiterte Formel (5.41) hergeleitet. Den Einfluss eines Wasserzutrittes aus dem Wirtgestein können wir an einem Rechenfall veranschaulichen. Für $\rho_A = 2.5$ m und den Wertebereich $10^{-11} \leq k_A \leq 10^{-9}$ m/s wurde Q_S mit beiden Formeln (5.17) und (5.41) ermittelt. Wie erwartet, erhöht sich beim Wasserzutritt aus dem Wirtgestein in den Betriebstunnel die Flussrate; allerdings nur geringfügig. Bei $k_A = 10^{-11}$ m/s beträgt der Unterschied lediglich 20 %, ein Wert, der sich mit zunehmender Durchlässigkeit der AUZ noch verringert. Es ist somit zulässig, bei allen Berechnungen auf die Berücksichtigung des Wasserzutrittes aus dem Wirtgestein in den Betriebstunnel zu verzichten.

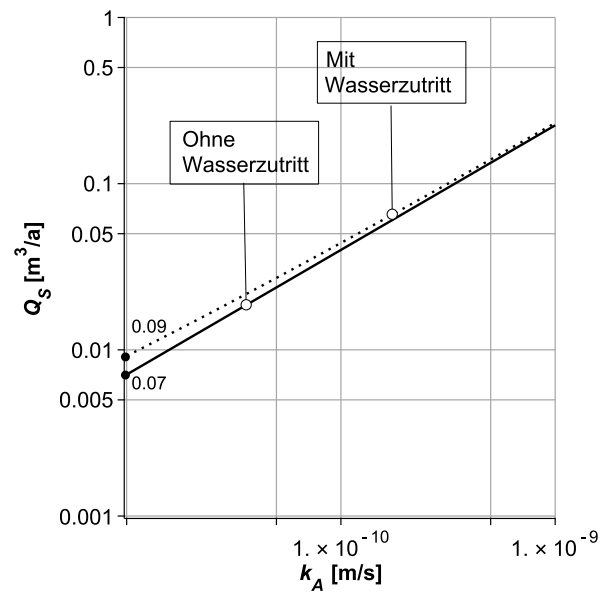


Fig. H-10: Einfluss des Wasserzutritts aus dem Wirtgestein in den Betriebstunnel auf die Flussrate Q_S in Funktion von k_A bei $\rho_A = 2.5$ m

Anhang I Feldgrössen

Hier handelt sich um die im Kap. 6 entwickelten Formeln zur Ermittlung des piezometrischen Drucks p_y , der Abstandsgeschwindigkeit v_y^* und der Flussrate Q_y in einem beliebigen Punkt $P(x, y)$ eines beliebigen Lagerstollens (Fig. 2-1). Die folgende Darstellung der Ergebnisse der parametrischen Studien erfolgt durch Isolinien dieser Grössen im Lagerfeld. Im Schnittpunkt einer Isolinie mit der Achse eines Lagerstollens herrscht der Wert einer Grösse, der durch diese Isolinie angezeigt wird. Das Lagerfeld wird gemäss Anhang B in x - Richtung durch $\bar{l} = 1'500$ m und in y -Richtung durch $l = 1'000$ m abgegrenzt. Für die nachfolgenden Auswertungen werden die Formeln (6.9) bis (6.11) verwendet. Bei der Anwendung von (6.10) ist zu beachten, dass $Q_y = Dq_y$ gilt. Die Berechnungsbeispiele beziehen sich somit durchwegs auf Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenem Ende. Für die Radien der AUZ wird mehrheitlich $\rho_A = 2.5$ m ($\rho_{AA} = 5.0$ m) angenommen.

I.1 Piezometrischer Druck im Feld

Die Formel (6.9) liefert mit den Parametern $\rho_A = 2.5$ m, $k_A = 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s die Isobaren in Fig. I-1. Es ist bemerkenswert, dass diese Linien für $k_A = 10^{-10}$ m/s im Bereich $p_y \leq 5.95$ MPa gradlinig verlaufen. Dies ist dadurch zu erklären, dass sich – wie schon im Kap. D.1 ausgeführt – die Beschränkung der Länge des Lagerstollens auf $l = 1'000$ m auf die Druckentwicklung keinen Einfluss hat. Die Ausdrücke (4.10) und (4.30) würden so die gleichen Ergebnisse liefern. Im Diagramm rechts für $k_A = 10^{-9}$ m/s ist die Linearität nur etwa für $p \leq 5.7$ MPa gegeben, da sich die beschränkte Länge des Lagerstollens bei diesem Druck bereits auswirkt. Es sei daran erinnert, dass der Wert 5.95 MPa eine Druckdifferenz von $(p_H - p_y) = 0.05$ MPa ergibt, die nur noch 10 % der beim Schachtfuss herrschenden Druckdifferenz beträgt. Wie aus dem Diagramm rechts weiter ersichtlich ist, bewirkt die Zunahme von k_A um eine Grössenordnung ($10^{-10} \rightarrow 10^{-9}$) eine erhebliche Verschiebung der Kurven in x -Richtung. Die drei Linien für $p_y \geq 5.8$ MPa konvergieren mit zunehmender Tiefe y zur Vertikalrichtung, da die Ableitung p'_y am Ende der Stollen verschwinden muss (Fig. D-2).

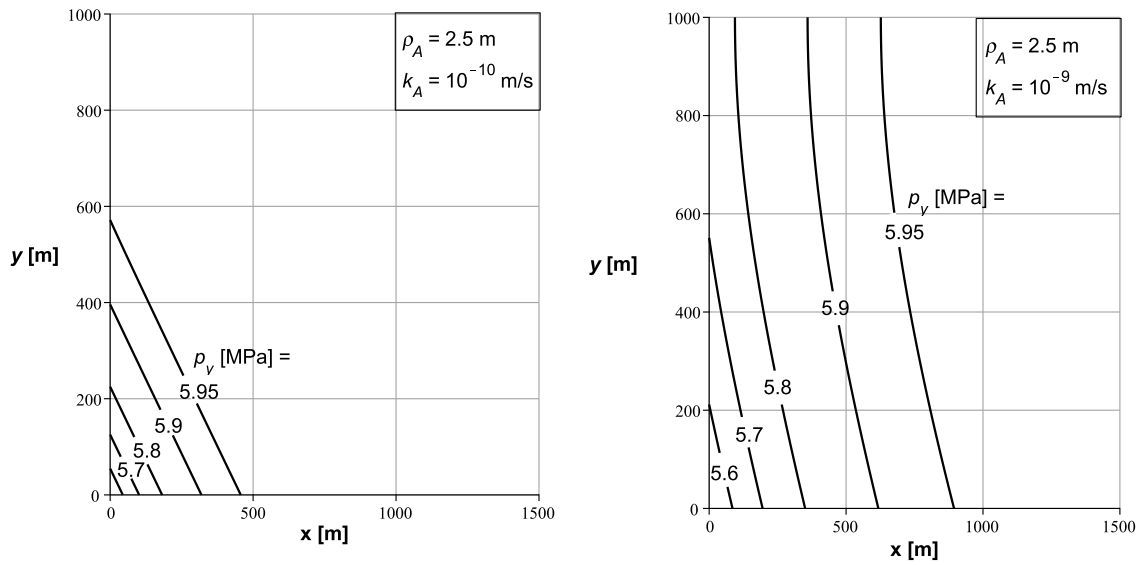


Fig. I-1: Isobare p_y im Lagerfeld für $k_A = 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s

I.2 Abstandsgeschwindigkeit im Feld

In Fig. I-2 sind Isolinien der Abstandsgeschwindigkeit v_y^* gemäss Formel (6.11) unter Berücksichtigung der Porosität n wiederum für zwei Werte des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ k_A dargestellt. Wie man sieht, bewirkt die Erhöhung von k_A eine Verschiebung der Kurven in Diagonalrichtung. Dies geht beispielsweise aus einem Vergleich der Isolinien für $v_y^* = 0.001$ mm/a hervor. Während im Falle von $k_A = 10^{-10}$ m/s die Isolinie nur etwa ein Viertel des Lagerfeldes abgrenzt, deckt der Fall von $k_A = 10^{-9}$ m/s bereits rund 90 % desselben ab. Wir sind nicht überrascht, dass auch hier für $k_A = 10^{-10}$ m/s die Isolinien zum grössten Teil gradlinig verlaufen.

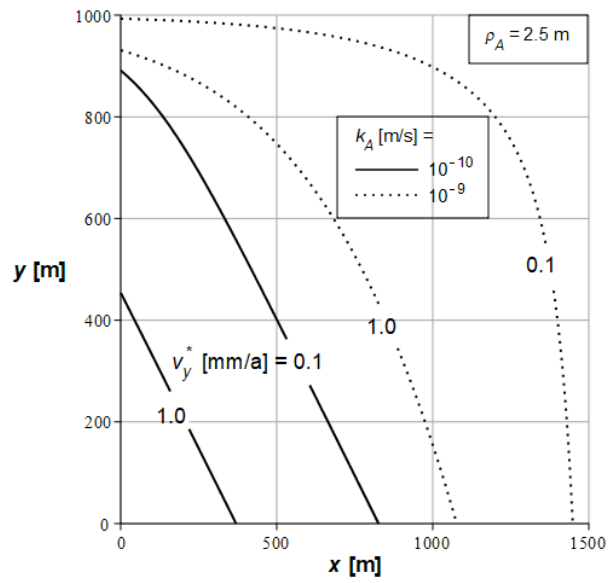


Fig. I-2: Isolinen der Abstandsgeschwindigkeit für $v_y^* = 1.0$ und 0.1 mm/a bei zwei Werten von k_A

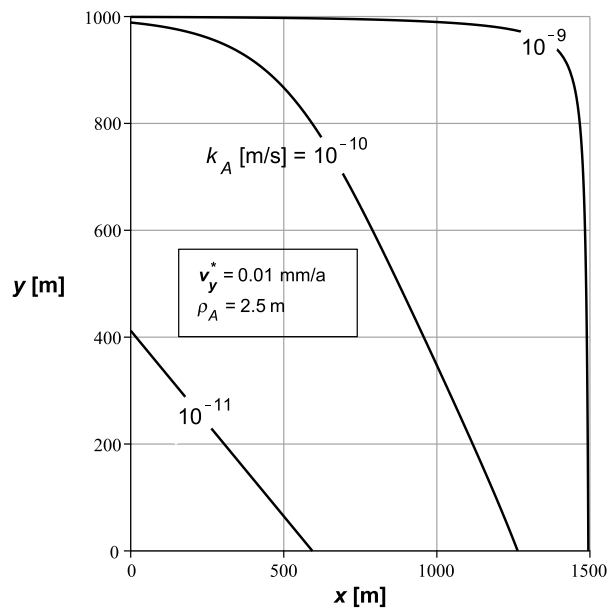


Fig. I-3: Isolinen der Abstandsgeschwindigkeit im Lagerfeld für $v_y^* = 0.01$ mm/a bei drei Werten von k_A

Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ auf die Abstandsgeschwindigkeit wird weiter verdeutlicht, indem die Isolinien für einen extrem geringen Wert von $v_y^* = 0.0001$ mm/a betrachtet werden. In Fig. I-3 sieht man, dass bei $k_A = 10^{-11}$ m/s in etwa 1/15 der Fläche des Lagerfeldes $v_y^* \geq 0.0001$ mm/a beträgt, während bei $k_A = 10^{-9}$ m/s im ganzen Lagerfeld $v_y^* \geq 0.0001$ mm/a ist.

I.3 Flussrate im Feld

Die Isolinien für die Flussrate im Lagerfeld zeigt Fig. I-4 die für $k_A = 10^{-11}$ und 10^{-9} m/s. Aus dieser Figur geht beispielsweise hervor, welchen Einfluss eine Erhöhung des Durchlässigkeitsbeiwerts um zwei Grössenordnungen auf das Strömungsfeld ausübt. Im Diagramm links ($k_A = 10^{-11}$ m/s) grenzt der Wert $Q_y = 1e5$ m³/a rund 5 % des Lagerfeldes ab, während im Diagramm rechts ($k_A = 10^{-9}$ m/s) dieser Wert bereits praktisch das ganze Lagerfeld beansprucht. Dies ist eine Entsprechung zu den Isolinien der Abstandsgeschwindigkeit in Fig. I-3. Den grossen Einfluss von k_A auf die Isolinien der Flussrate zeigt auch die Tatsache, dass dort wo im linken Diagramm ($k_A = 10^{-11}$ m/s) die Isolinie für $1e-6$ m³/a verläuft im rechten Diagramm ($k_A = 10^{-9}$ m/s) die Isolinie etwa für $1e-2$ m³/a zu finden ist. Infolge einer Erhöhung des Durchlässigkeitsbeiwerts um zwei Grössenordnungen findet somit eine Erhöhung der Flussrate um eine vierfache Grössenordnung statt. Die gleichen Folgerungen ergeben sich, wenn man beispielsweise den Verlauf der Isolinien $1e-3$ m³/a im Diagramm links und im Diagramm rechts vergleicht. Während im Falle der geringeren Durchlässigkeit das Feld praktisch gänzlich frei ist von dieser Flussrate, gilt $Q_y > 1.0$ l/a bei der höheren Durchlässigkeit praktisch in der Hälfte des Lagerfeldes.

Die Isolinien in Fig. I-5a für $k_A = 10^{-10}$ m/s ergeben eine weitere Abbildung des Strömungsfeldes in Funktion von k_A . Hier werden die Lagerstollen an der Stelle $x = 0$ und $x = 500$ m näher betrachtet. Die Schnittpunkte der Isolinien mit den Achsen der Lagerstollen in Fig. I-5a finden ihre Entsprechungen in den Punkten auf den Kurven der Flussrate in Fig. I-5b. Zur Verdeutlichung der Zusammenhänge betrachten wir die Punkte A und B mit ihren Koordinaten (660 und 60). Man sieht, dass im Lagerstollen bei $x = 0$ die Grenze $Q_y \geq 5e-3$ m³/a bis zu einer Tiefe von 660 m in den Stollen reicht (Punkt A), während im Stollen bei $x = 500$ diese Grenze bei 60 m liegt (Punkt B). Aus diesem Diagramm kann man auch ablesen, dass in über 50 % der gesamten Lagerfläche die Flussrate nur $Q_y \leq 5e-5$ m³/a beträgt.

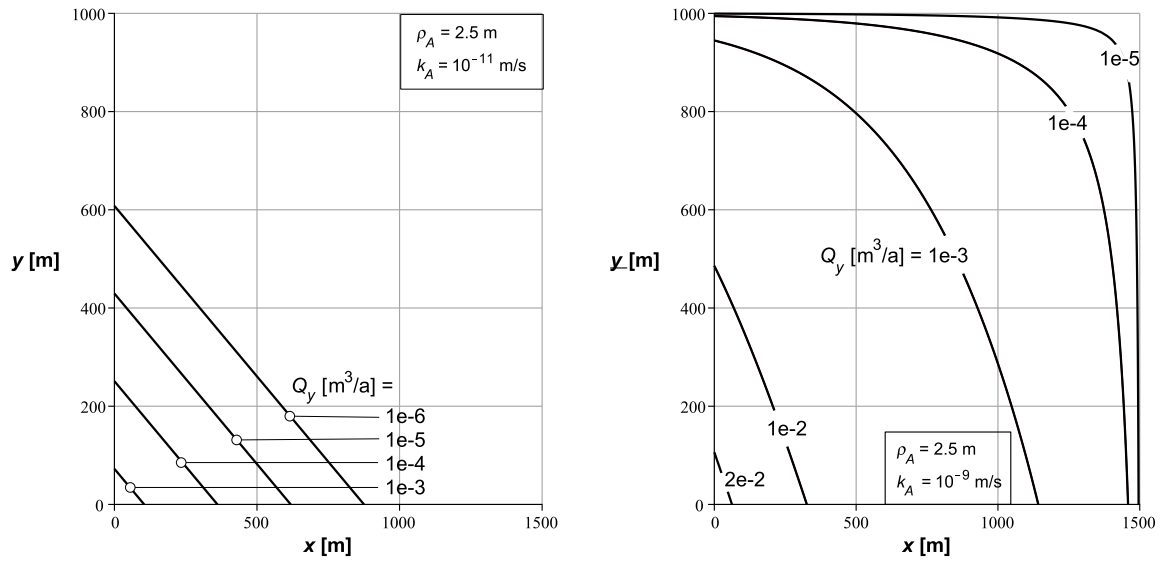


Fig. I-4: Isolinen der Flussrate Q_y im Lagerfeld für zwei Werte von k_A

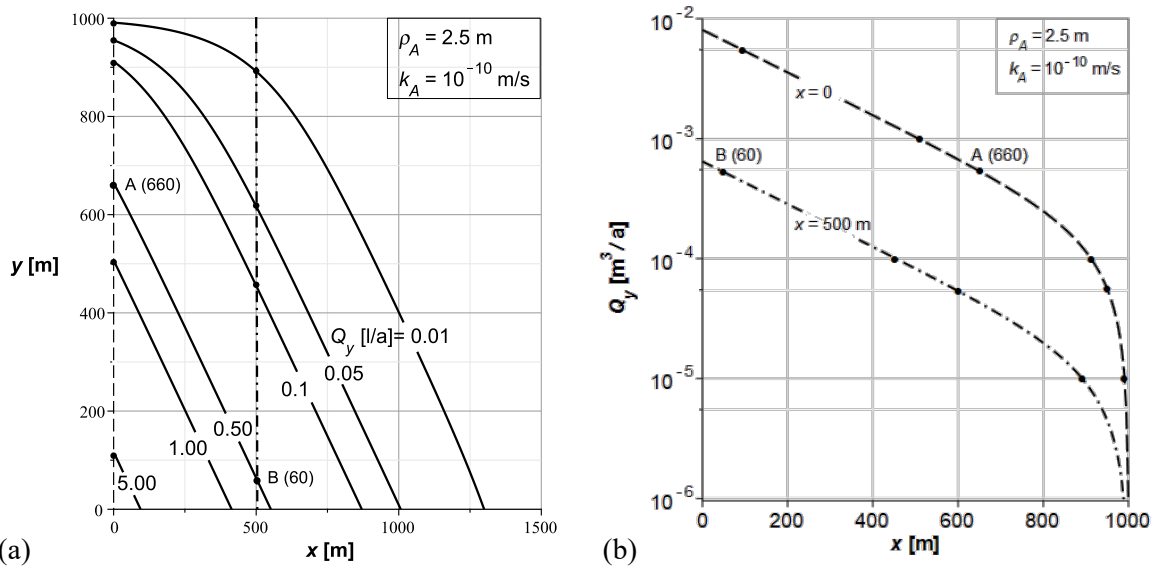


Fig. I-5: Flussrate Q_y im Lagerfeld für $k_A = 10^{-10}$ m/s

- a) Isolinen im Lagerfeld mit Lagerstollen
- b) Verlauf der Flussrate in den Lagerstollen bei $x = 0$ und $x = 500$ m

Die Isolinien in Fig. I-5a für $k_A = 10^{-10}$ m/s ergeben eine weitere Abbildung des Strömungsfeldes in Funktion von k_A . Hier werden die Lagerstollen an der Stelle $x = 0$ und $x = 500$ m näher betrachtet. In Fig. I-5b ist der Verlauf der Flussrate entlang dieser zwei Lagerstollen dargestellt. Die eingetragenen Punkte entsprechen jenen in Fig. I-5a. Zur Verdeutlichung der Entsprechungen wurden die Punkte A und B hervorgehoben. Hieraus kann man – wie oben erwähnt - entnehmen, dass im Lagerstollen am Schacht ($x = 0$ m) die Grenze $Q_y \geq 5e-5$ m³/a bis 660 m tief in den Stollen reicht (Punkt A) während im Stollen bei ($x = 500$ m) diese Grenze bei 60 m liegt (Punkt B).

Anhang J Verlängerung des Betriebstunnels

Wie in Fig. J-1 schematisch dargestellt bewirkt ein mit Bentonit verfüllter Betriebstunnel zwischen Schacht und Lagerfeld eine Erhöhung des piezometrischen Drucks am Eingang des Lagerfeldes von p_S auf p_M (M). Dies geht aus Formel (7.5) hervor (s. auch Fig. 7-1). Die Grösse dieser Druckerhöhung hängt, wie Fig. J-2 zeigt, sehr stark von der Länge L , aber auch von dem Durchlässigkeitsbeiwert k_A ab. Man sieht, dass beispielsweise die Linie für $k_A = 10^{-11}$ m/s den Wert $p_M = 5.95$ MPa bereits bei $L = 1'000$ m erreicht, sodass dort die Druckdifferenz nur noch $(p_H - p_M) = 0.05$ MPa beträgt. Dies ist 1/10 des Wertes beim Ausbleiben einer Verlängerung ($L = 0$).

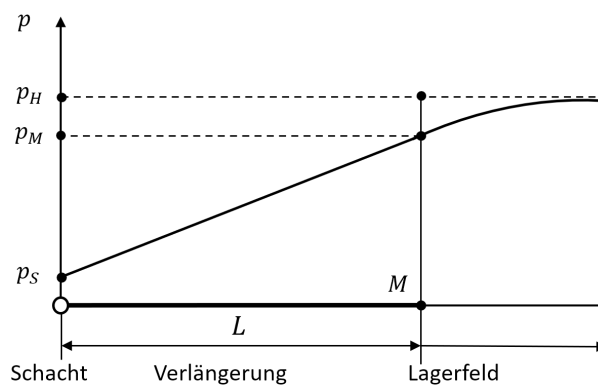


Fig. J-1: Schematischer Verlauf des piezometrischen Drucks in der Verlängerung des Betriebsstollens und im Lagerfeld

Wir können den Einfluss der Verlängerung L auf die Flussrate Q_S mit der Formel (7.25) bestimmen. In Fig. J-3 ist Q_S in Funktion von L und k_A bei Lagerstollen mit $\rho_A = 2.5$ und 3.5 m dargestellt.

Als Erstes betrachte man die Kurve mit $k_A = 10^{-11}$ m/s. Ohne Verlängerung ($L = 0$) erhält man bei $\rho_A = 2.5$ m die Flussrate 0.007 m³/a während dieser Wert bei $L = 1'000$ m nur noch 0.0007 m³/a beträgt. Der Reduktionsfaktor ist somit 0.1. Betrachtet man jetzt die Kurve mit $k_A = 10^{-9}$ m/s, so sieht man, dass der Einfluss – ebenfalls bei $L = 1'000$ m – weniger ausgeprägt ist ($0.204 \rightarrow 0.056$), der Reduktionsfaktor beträgt aber immer noch rund 0.25. Eine grössere Ausdehnung der AUZ mit $\rho_A = 3.5$ m ergibt zwar die doppelte Flussrate, aber der Einfluss von L bleibt derselbe. Die entsprechenden Werte sind hier 0.015 und 0.0017 m³/a.

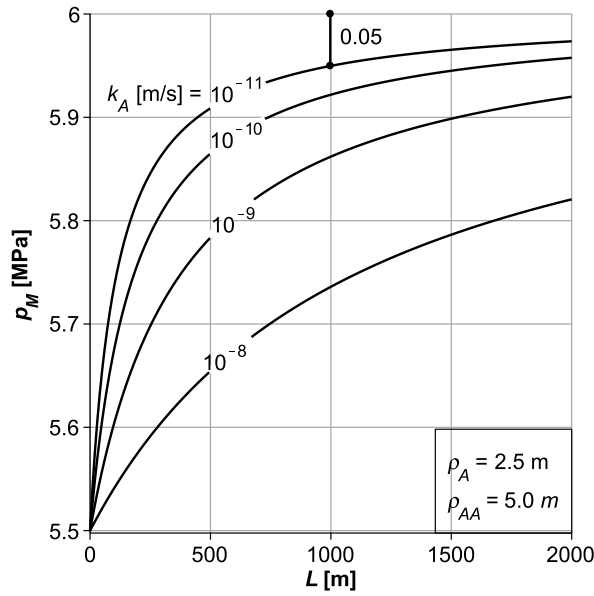


Fig. J-2: Piezometrischer Druck p_M am Eingang des Lagerfeldes in Funktion der Länge L und des Durchlässigkeitsbeiwertes k_A

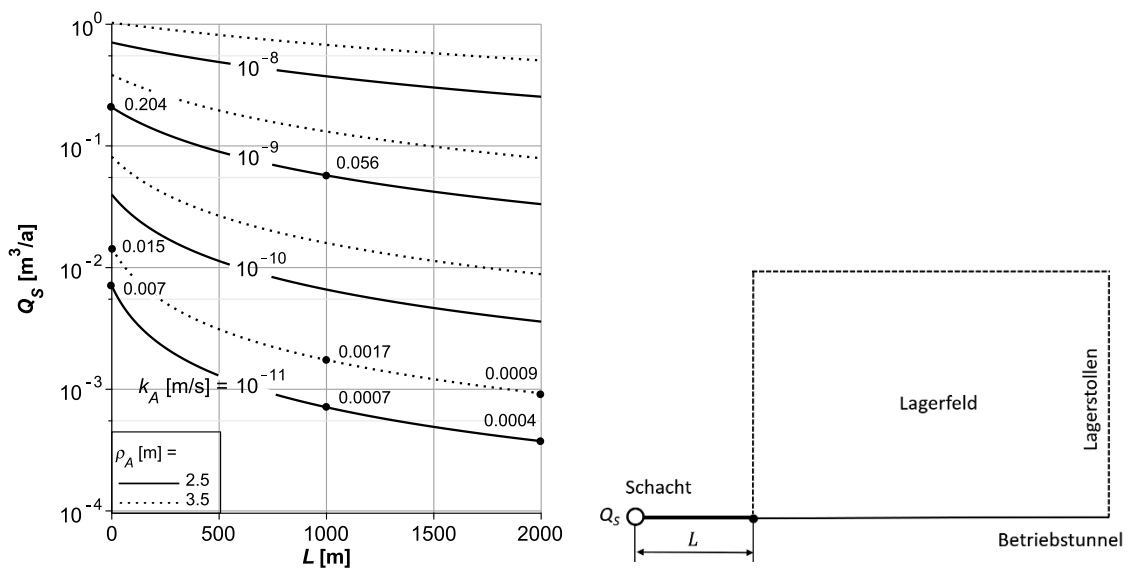


Fig. J-3: Flussrate am Schacht Q_S in Abhängigkeit der Verlängerung L und des Durchlässigkeitsbeiwertes k_A für $\rho_A = 2.5$ und 3.5 m

Das hier verwendete hydraulische Modell nach Fig. J-1 zeigt, dass ab etwa $L \geq 1'000$ m der Einfluss von L kaum mehr abnimmt. So beträgt die weitere Reduktion der Flussrate bei einer Verdoppelung der Verlängerung von 1'000 auf 2'000 m von 0.0007 nur noch auf 0.0004 m³/a bzw. bei $\rho_A = 3.5$ m von 0.0017 nur noch auf 0.0009 m³/a. Gleichung (7.25) zeigt, dass der Einfluss erst bei $L \rightarrow \infty$ verschwindet. Dies ist eine Folge der Vernachlässigung des Wasserzutritts aus dem Wirtgestein in die Verlängerung. Für die Berücksichtigung eines solchen

Wasserzutritts in Kombination mit dem Fluss aus dem Lagerfeld konnte keine mathematische Lösung gefunden werden. Wir vermuten, dass man hier auf die Grenzen des Modells eines Kontinuums mit eingebetteten Hohlzylindern stösst.

Um dennoch dieser Fragestellung näher zu kommen, untersuchen wir den Fall eines sehr langen aus dem Schacht ausgehenden Tunnels mit den hydraulischen Eigenschaften des Betriebstunnels, sodass eine Interaktion zwischen diesem und dem Lagerfeld vernachlässigbar sei. Das in diesen Tunnel eintretende Wasser aus dem Wirtgestein wird – wie im Falle eines Lagerstollens – eine stete Zunahme des piezometrischen Drucks bis zum Initialdruck im Wirtgestein p_H bewirken. Ist dieser Druck noch vor dem Lagerfeld erreicht, so kann im Lagerfeld selbst keine Strömung stattfinden. Wir gehen somit von der Vorstellung aus, dass bei einem genügend grossen Abstand zwischen Schacht und Lagerfeld allein schon der bentonitverfüllte Betriebstunnel eine vollständige Barriere zum Lagerfeld bilden könnte. Dies zeigt sich in der Tat am Beispiel eines Betriebstunnels mit $\rho_{AA} = 5.0$ bzw. 7.0 m und $k_{AA} = 10^{-11}$ bzw. $k_{AA} = 10^{-10}$ m/s. In Fig. J-4 ist der Verlauf des piezometrischen Drucks in Funktion der Tiefe x_L dargestellt. Die Punkte A und B markieren die Stellen, wo die Druckdifferenz ($p_H - p$) im Falle von $k_A = 10^{-11}$ m/s nur noch 0.005 MPa beträgt, d. h. 1% jenes Wertes, der am Schacht herrscht.

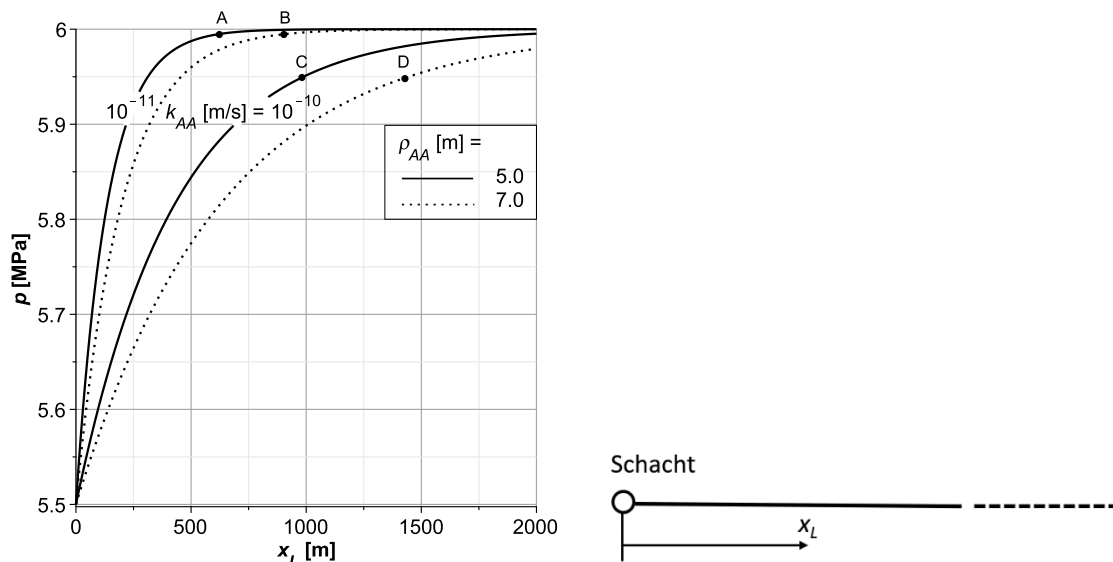


Fig. J-4: Druckverlauf in einem Tunnel wie der Betriebstunnel mit offenem Ende ohne Einfluss vom Lagerfeld

Würde sich das Lagerfeld weiter als diese Distanzen vom Schacht entfernt befinden, so könnte kein Wasser von ihm zum Schacht gelangen. Wie diese Figur zeigt, verschieben sich die Drucklinien mit zunehmender Durchlässigkeit der AUZ nach rechts, sodass sich die Stellen, bei denen je nach ρ_{AA} die Druckdifferenz im Falle von $k_A = 10^{-10}$ m/s bereits 10% des Wertes am Schacht beträgt, bei $L \sim 1'000$ m bzw. bei $L \sim 1'500$ m befinden (Punkte C und D).

Es sei angemerkt, dass sich die Diagramme in Fig. J-2 und Fig. J-4 auf unterschiedliche Modellfälle beziehen. Ein verbessertes Modell wäre jenes, bei dem sowohl der Wasserfluss aus dem Lagerstollen als auch der Wasserzutritt aus dem Wirtgestein berücksichtigt werden könnte.

Anhang K Strömungszeit

K.1 Strömungszeit in ausgewählten Lagerstollen und im Betriebstunnel

Im Folgenden werden die abgeleiteten Formeln des Kap. 8 gesondert ausgewertet (Fig. 8-1) für

- den ersten Lagerstollen am Schacht t_1
- den Betriebstunnel im Bereich des Lagerfeldes t_2
- den Betriebstunnel zwischen Schacht und Lagerfeld t_3

Lagerstollen

Für die Lagerstollen gilt die Formel (8.6) bzw. (8.18), die wir für das Beispiel des Lagerstollens direkt am Schacht ($x = 0$) anwenden ohne Verlängerung des Betriebstunnels ($L = 0$). Wie beeinflusst der Durchlässigkeitsbeiwert k_A der AUZ die Strömungszeit? Diese Frage beantwortet das Diagramm in Fig. K-1. Die Linien beziehen sich auf Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenem Ende. Für die Berechnungen wurden die Durchlässigkeitsbeiwerte $k_A = 10^{-11}$, 10^{-10} und 10^{-9} m/s verwendet. Der erweiterte Zeithorizont von bis zu 10^{10} J. gestattet es, selbst bei den kleineren Durchlässigkeitsbeiwerten den Zeitverlauf bis Ende Lagerstollen zu verfolgen. Wie erwartet konvergieren die Kurven mit $t_1 \rightarrow \infty$ zur Vertikalen bei $x = 1'000$ m, da hier ja die Flussrate Q_y verschwinden muss.

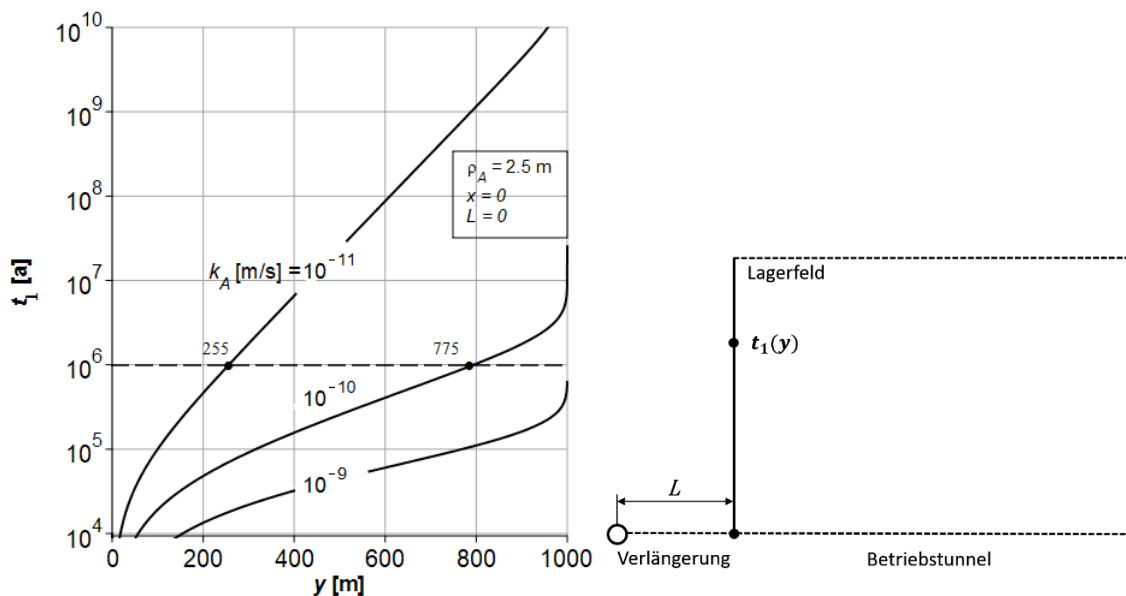


Fig. K-1: Strömungszeit t_1 im ersten Lagerstollen für verschiedene Werte von k_A bei $L = 0$

Von besonderem Interesse sind die Punkte der Kurven, welche das Ende der Nachweiszeitraumes, d. h. $t_1 = 10^6$ J. anzeigen. Es sind dies je nach dem Durchlässigkeitsbeiwert Stollentiefen $y = 255$, 775 und $1'000$ m. So gelangen bei $k_A = 10^{-11}$ m/s aus dem Stollenabschnitt $y > 255$ m im Zeitraum von 1 Mio. J. keine Radionuklide bis zum Schacht, während bei $k_A = 10^{-10}$ m/s diese Grenze bei $y > 775$ m liegt.

In Fig. K-2 ist im selben Lagerstollen ($x = 0$) und bei $k_A = 10^{-9}$ m/s der Einfluss einer Verlängerung des Betriebsstollens ($L = 500$ und $1'000$ m) gemäss Gleichung (8.18) dargestellt. Die Punkte bei $t_1 = 10^5$ J. befinden sich an den Stellen $y = 360, 495$ und 770 m. Durch die Verschiebung der Kurven infolge der Zunahme von L nach links verringert sich somit der Bereich des Stollens, aus dem während des Zeitraumes von 10^5 J. Radionuklide zum Schacht gelangen können. Durch Anordnung einer Verlängerung mit $L = 1'000$ m beschränkt sich somit dieser Bereich auf nur 360 m.

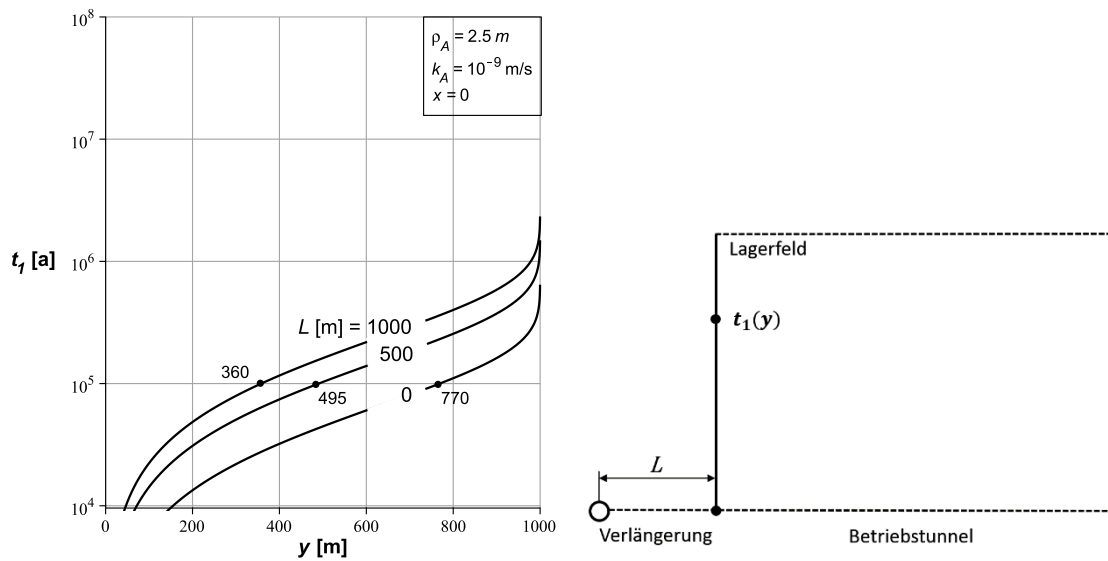


Fig. K-2: Strömungszeit t_1 im ersten Lagerstollen für verschiedene Werte von L

Betriebstunnel

Die Strömungszeit t_2 gilt für den Tunnelabschnitt zwischen einem Punkt an der Stelle x und dem Eingang zum Lagerfeld (M). Eine Auswertung der entsprechenden Formel (8.24) für den Fall ohne Verlängerung ($L = 0$) ist in Fig. K-3 dargestellt.

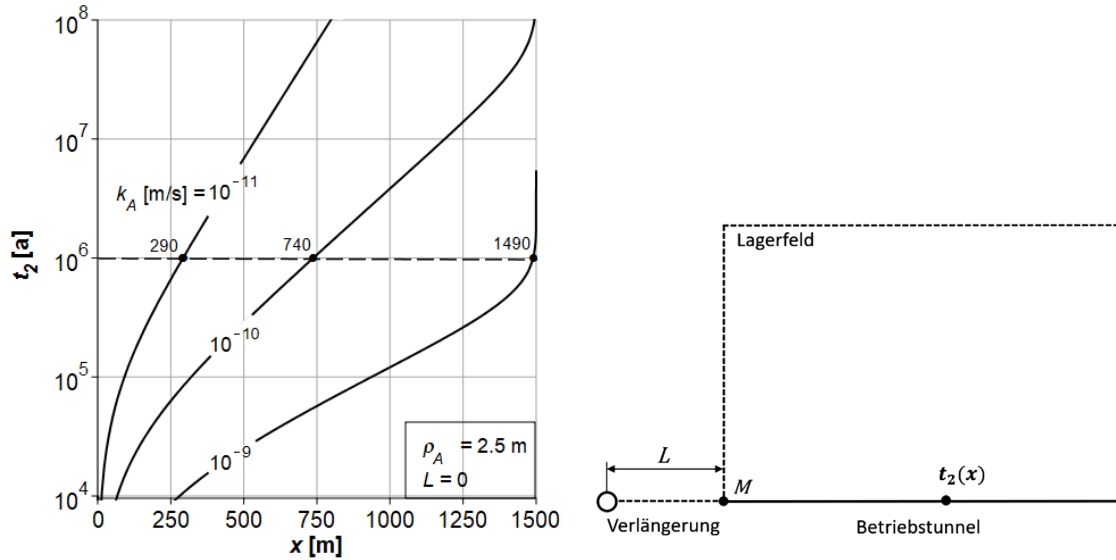


Fig. K-3: Strömungszeit t_2 im Betriebstunnel bei $L = 0$ für verschiedene Werte von k_A

Auch hier sind jene Stellen im Tunnel von besonderem Interesse, welche die Strömungszeit $t_2 = 10^6$ J. anzeigen. Die entsprechenden Tunnelabschnitte befinden sich bei $x = 290$, 740 und 1400 m. Es ist bemerkenswert, dass bei $k_A = 10^{-11}$ m/s nur aus einem Tunnelabschnitt von weniger als 290 m Länge Radionuklide während der Nutzungszeit zum Schacht gelangen können. Mit dem vorgegebenen gegenseitigen Stollenabstand von $D = 40$ m sind es somit nur die ersten 8 solche Stollen, in welchen Transport überhaupt relevant wäre.

Die Strömungszeit kann auch hier durch Anordnung einer Verlängerung ($L > 0$) beeinflusst werden. Fig. K-4 zeigt das Beispiel wiederum für $k_A = 10^{-9}$ m/s. Die angegebenen Punkte für $t_2 = 10^5$ J. befinden sich in den Tiefen $x = 530$, 660 und 950 m.

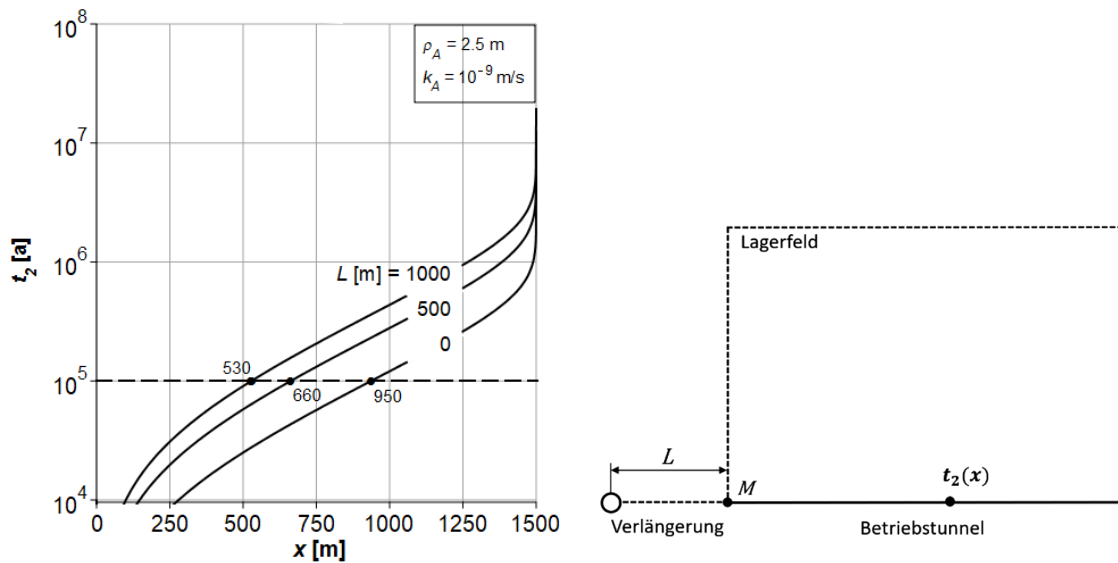


Fig. K-4: Strömungszeit t_2 im Betriebstunnel für verschiedene Werte von L

Verlängerung des Betriebstunnels

Die Strömungszeit t_3 für die Zurücklegung der Strecke L ist in Fig. K-5 für verschiedene Werte des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ dargestellt. Die Kurven mit ausgezogener Linie ergeben sich gemäss der Gleichung (8.25), jene mit punktierter Linie entsprechend der Näherung (8.28). Im ersten Fall herrscht im Punkt M bei $L \geq 0$ der piezometrische Druck $p_M \leq p_H$. Beim vereinfachten Ansatz wurde der Wert $p_M = p_H$ angenommen. Wie das Diagramm zeigt, erhält man mit der genauen Formel erwartungsgemäss etwas längere Strömungszeiten als mit der Näherungsformel; der Unterschied zwischen den Strömungszeiten nach den beiden Ansätzen ist – wie das Diagramm zeigt – gering.

Auch hier zeigen wir die Punkte bei den Kurven, welche die Zeit von 10^5 J. anzeigen. Die entsprechenden Längen ergeben sich je nach k_{AA} wie folgt: 80, 310 und 1'080 m (Punkte) bzw. 130, 340 und 1'260 m (Kreise). Die Unterschiede sind praktisch irrelevant. So ist es bemerkenswert, dass die «Barrierewirkung» einer Verlängerung hinsichtlich Strömungszeit mit einer einfachen Berechnung ermittelt werden kann. Dies beruht auf dem Umstand, dass auf dieser Strecke der Druckgradient konstant ist. Betrachtet man einen Zeithorizont von 10^4 J., so zeigt dieses Diagramm, dass selbst bei $k_A = 10^{-9} \text{ m/s}$ bereits für eine Verlängerung um nur $L = 250 \text{ m}$ in dieser Zeitperiode keine Radionuklide das Lager verlassen würden. Für die Zeitgrenze von 10^5 J. beträgt diese Länge rund 1'000 m.

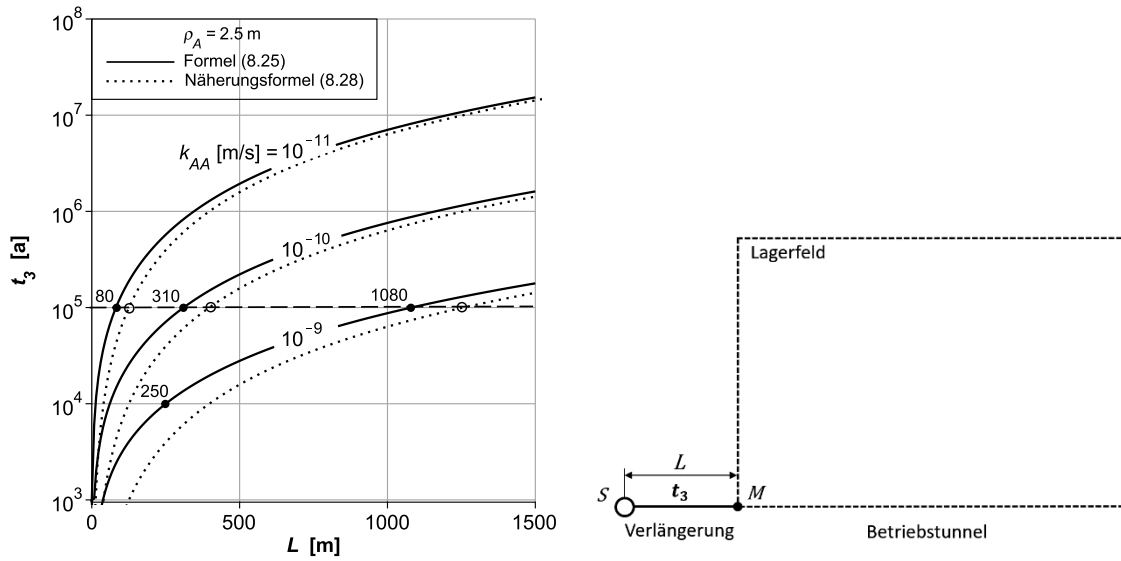


Fig. K-5: Strömungszeit t_3 in der Verlängerung in Funktion der Länge L und des Durchlässigkeitsbeiwerts k_{AA} nach der exakten Lösung (8.25) und gemäss Näherungsformel (8.28)

K.2 Strömungszeit im Feld

Mit den Formeln (8.18), (8.24) und (8.25) lassen sich Isolinien für die Dauer der Strömungszeit im Feld ermitteln. Aus praktischen Gründen ist die Zeitdauer von 1 Mio. J. von besonderem Interesse.

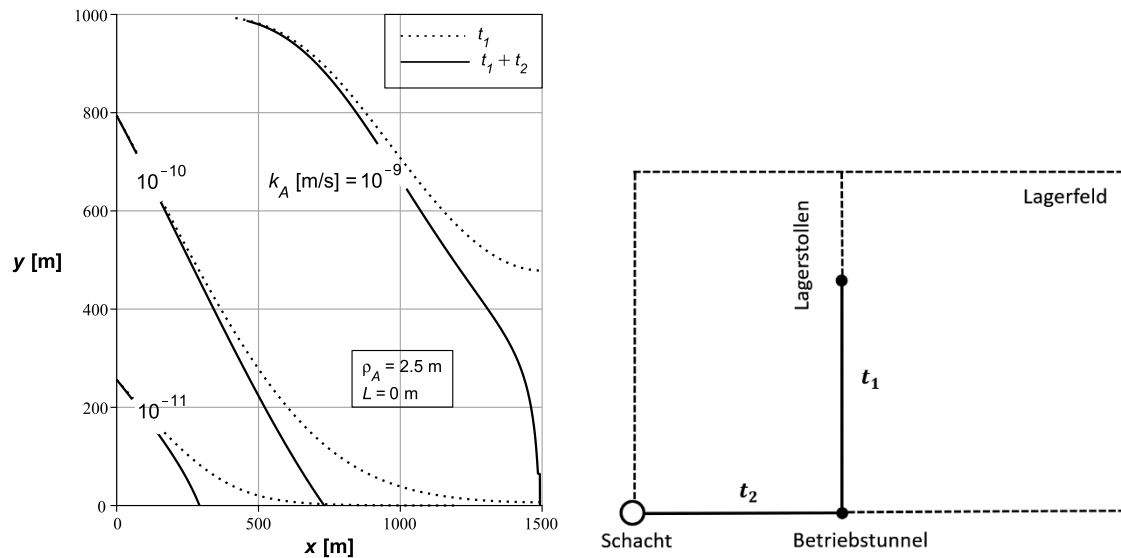


Fig. K-6: Isolinien der Strömungszeiten t_1 und $(t_1 + t_2)$ im Feld für die Dauer von 1 Mio. J. in Funktion von k_A bei $L = 0$

Als Erstes betrachten wir den Fall, in dem sich der Schacht direkt am Lagerfeld befindet ($L = 0$). In Fig. K-6 sind die Isolinien gesondert für die Strömungszeit und für die Summe der Zeiten ($t_1 + t_2$) für verschiedene Werte von k_A dargestellt. Von einem Punkt, wo die Achse eines Lagerstollens eine gestrichelte Isolinie (t_1) schneidet, braucht das Wasser 1 Mio. J., bis es den Betriebstunnel erreicht. Der Schnittpunkt mit einer ausgezogenen Linie markiert die gleiche Zeitdauer, jedoch mit inbegriffen ist die im Betriebsstollen verstrichene Zeit (t_2) bis zum Schacht, d. h. insgesamt ($t_1 + t_2$). Für Punkte des Lagerfeldes, die rechts oberhalb solcher Isolinien liegen, beträgt die Strömungszeit bis zum Schacht mehr als 1 Mio. J., weshalb die in diesem Lagerbereich freigesetzten Radionuklide keine Relevanz für die Langzeitsicherheit haben. Im Diagramm fällt als Erstes der grosse Einfluss von k_A auf die Lage der Isolinien auf. Man sieht, dass bei $k_A = 10^{-11}$ m/s das Lager während der gesamten Nutzungszeit nahezu verschlossen bleibt. Bei der sehr hohen Durchlässigkeit der AUZ von $k_A = 10^{-9}$ m/s ist dies für rund 25 % des Lagerfeldes der Fall.

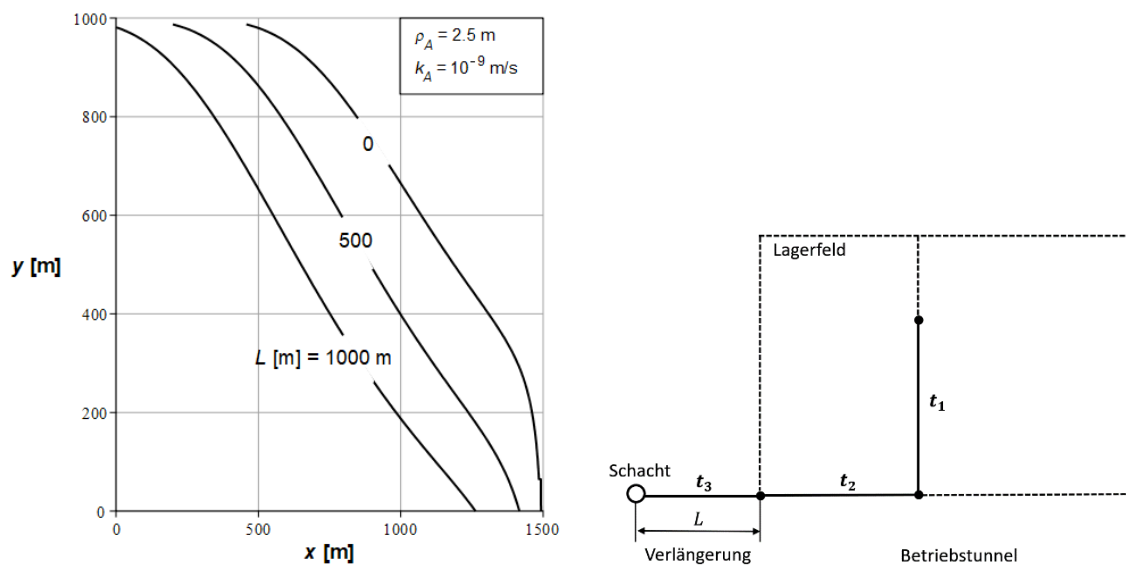


Fig. K-7: Isolinien der Strömungszeit ($t_1 + t_2 + t_3$) für die Dauer von 1 Mio. J. für $k_A = 10^{-9}$ m/s

Wir betrachten nun den Einfluss einer Verlängerung ($L \geq 0$) auf die Lage der Isolinien ebenfalls für die Zeitdauer von 1 Mio. J. In Fig. K-7 werden die Verhältnisse nur für den Fall von $k_A = 10^{-9}$ m/s dargestellt. Neben den schon in der vorangehenden Figur angegebenen Isolinien ($L = 0$) sehen wir hier auch solche für $L = 500$ und $L = 1'000$ m. Die Auswirkung der in der Verlängerung verstrichene Zeit t_3 auf die Gesamtzeit zeigt sich sehr deutlich. Man erkennt, dass selbst bei dem gewählten hohen Durchlässigkeitsbeiwert von $k_A = 10^{-9}$ m/s eine Verlängerung von $L = 1'000$ m das Lagerfeld gegen einen advektiven Transport etwa zur Hälfte abzuschirmen vermag.

Vollständigkeitshalber zeigen wir noch die Verhältnisse bei $k_A = 10^{-10}$ und 10^{-11} m/s. Man erkennt aus Fig. K-8, dass der Effekt der praktisch vollständigen Abschirmung für die beiden Wertepaare ($k_A = 10^{-10}$ m/s, $L = 1'000$ m) und ($k_A = 10^{-11}$ m/s, $L = 200$ m) etwa gleich ist.

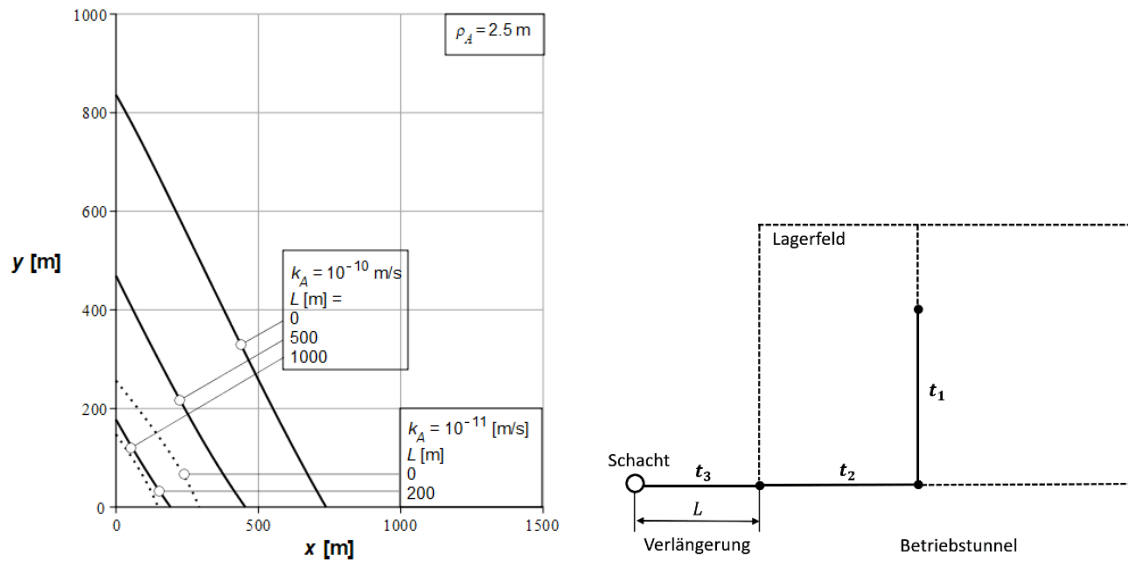


Fig. K-8: Isolinen der Strömungszeit ($t_1 + t_2 + t_3$) für die Dauer von 1 Mio. J. für $k_A = 10^{-10} \text{ m/s}$

K.3 Abstandsgeschwindigkeit und Strömungszeit im Wirtgestein

Die Gleichung (8.29) bietet die Möglichkeit, den Verlauf der radialen Abstandsgeschwindigkeit v_r^* im Wirtgestein in Funktion des Abstandes r zu ermitteln. Als Druckdifferenz wurde der denkbar höchste Wert $(p_H - p_\rho) = 0.5 \text{ MPa}$ angenommen. Wie man in Fig. A11-9 sieht, erweist sich diese Beziehung im doppelt logarithmischen Massstab als linear.

Der Radius ρ_A der AUZ hat praktisch keinen Einfluss auf die Geschwindigkeit. Massgebend ist der Durchlässigkeitsbeiwert des Wirtgesteins k_0 . Die Abstandsgeschwindigkeit ist ausserordentlich gering; beträgt sie doch an den Rändern des Wirtgesteins ($r = 50 \text{ m}$) je nach k_0 lediglich $3.3 \cdot 10^{-13}$ bzw. $3.3 \cdot 10^{-14} \text{ mm/s}$. Am Aussenrand der AUZ beträgt sie auch nur $6.6 \cdot 10^{-12}$ bzw. $6.6 \cdot 10^{-13} \text{ mm/s}$. Entsprechend variiert der Strömungsgradient zwischen 6.6 und 0.33. An den mit offenen Kreisen markierten Stellen (16,5 m) beträgt er 1.0.

Die Strömungszeit t_r , die das Wasser benötigt um von einer bestimmten Entfernung r zur Aussenbegrenzung der AUZ ($r = \rho_A$) zu gelangen, wird durch die Formel (8.33) beschrieben. Der folgenden Auswertung wurde wiederum die Druckdifferenz $(p_H - p_\rho) = 0.5 \text{ MPa}$ zugrunde gelegt. In Fig. K-10 ist diese Zeit in Funktion von r für verschiedene Werte von k_0 und ρ_A dargestellt. Von besonderem Interesse ist auch hier der Radius, von wo aus das Wasser 1 Mio. J. braucht, um zur AUZ zu gelangen. Die zwei Punkte, welche diesen Abstand markieren, sind im Diagramm angezeigt. Man sieht, dass bei $k_0 = 10^{-14} \text{ m/s}$ diese Distanz 10.5 m und bei $k_0 = 10^{-13} \text{ m/s}$ auch nur 32.7 m beträgt. Dies bedeutet, dass im Falle von $k_0 = 10^{-14} \text{ m/s}$ das Wasser in 1 Mio. J. nur eine Distanz von 8.0 m ($10.5 - 2.5$) zurücklegt und im Falle eines 10-fach grösseren Durchlässigkeitsbeiwerts auch nur 30.2 m ($32.7 - 2.5$). Diese Erkenntnisse stehen im Einklang mit den Ergebnissen der Berechnung der Strömungszeit in den Lagerstollen und im Betriebstunnel. Der Radius der AUZ spielt bei der Strömungszeit eine untergeordnete Rolle.

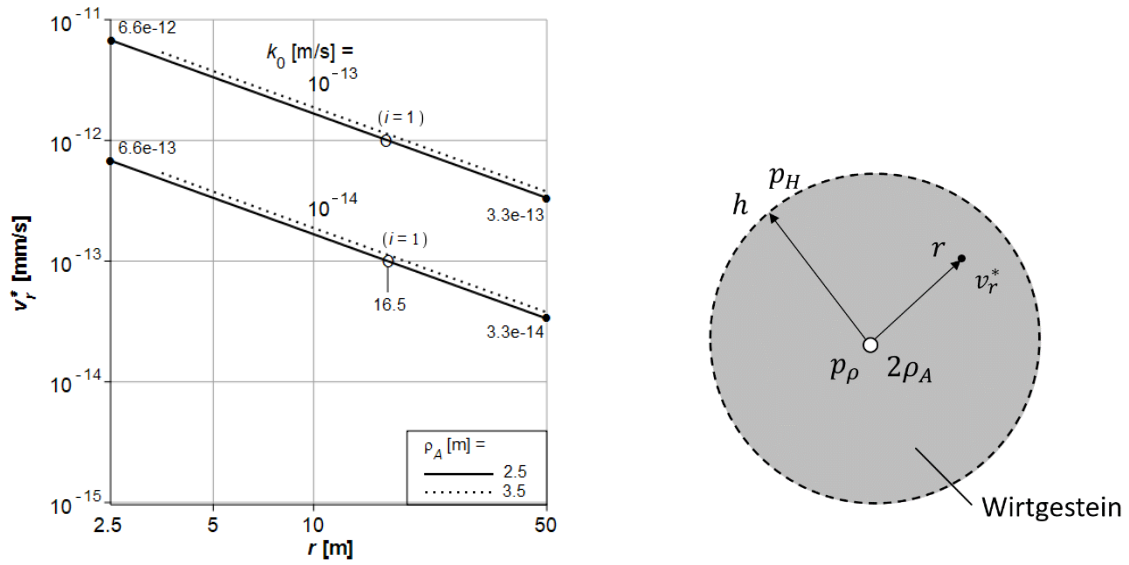


Fig. K-9: Radiale Abstandsgeschwindigkeit v_r^* im Wirtgestein in Funktion des Radius r für verschiedene Werte von k_0 und ρ_A bei $(p_H - p_\rho) = 0.5$ MPa

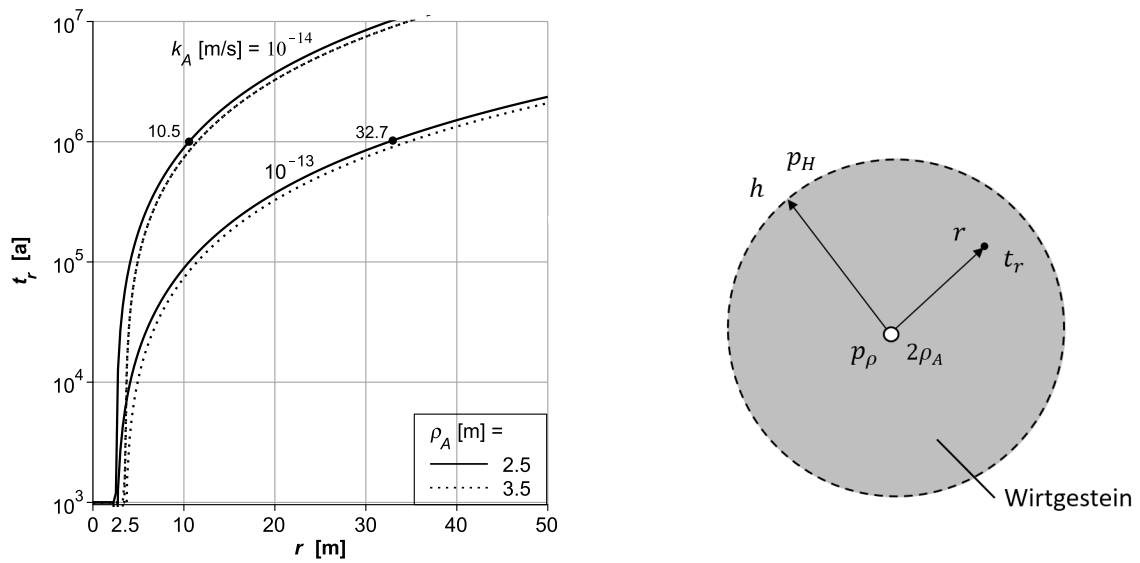


Fig. K-10: Strömungszeit t_r im Wirtgestein in Funktion des Radius r für verschiedene Werte von k_0 und ρ_A bei $(p_H - p_\rho) = 0.5$ MPa

Anhang L Radioaktiver Zerfall während der Sickerströmung

Während der Zeit, in der das Wasser von einem Punkt des Lagerfeldes zum Schacht gelangt, findet ein Zerfall jener Radionuklide statt, welche in dem betreffenden Punkt in die Strömung gelangt sind. Man bezeichne die Menge dieser Radionuklide beim Eintritt in die Strömung mit N_0 und jene zu einem bestimmten Zeitpunkt mit N und nehme einfachheitshalber an, dass während der Zeit der Sickerströmung keine Sorption an das Wirtgestein stattfindet. So lassen sich Isolinien ermitteln, welche die Punkte im Lagerfeld definieren, in denen das Verhältnis N/N_0 konstant ist.

Wie bereits im Anhang B angeführt, wird im Folgenden durchwegs mit der Porosität $n = 0.1$ gerechnet. In Fig. L-1 sind Isolinien für besonders langlebige Radionuklide mit $T_{0,5} = 26'000$ J. für die Verhältnisse $N/N_0 = 10^{-6}$ und 10^{-9} sowie für die Fälle ohne und mit Verlängerung L des Betriebstunnels dargestellt. Es wurde mit dem hohen Durchlässigkeitsbeiwert $k_A = 10^{-9}$ m/s der AUZ gerechnet.

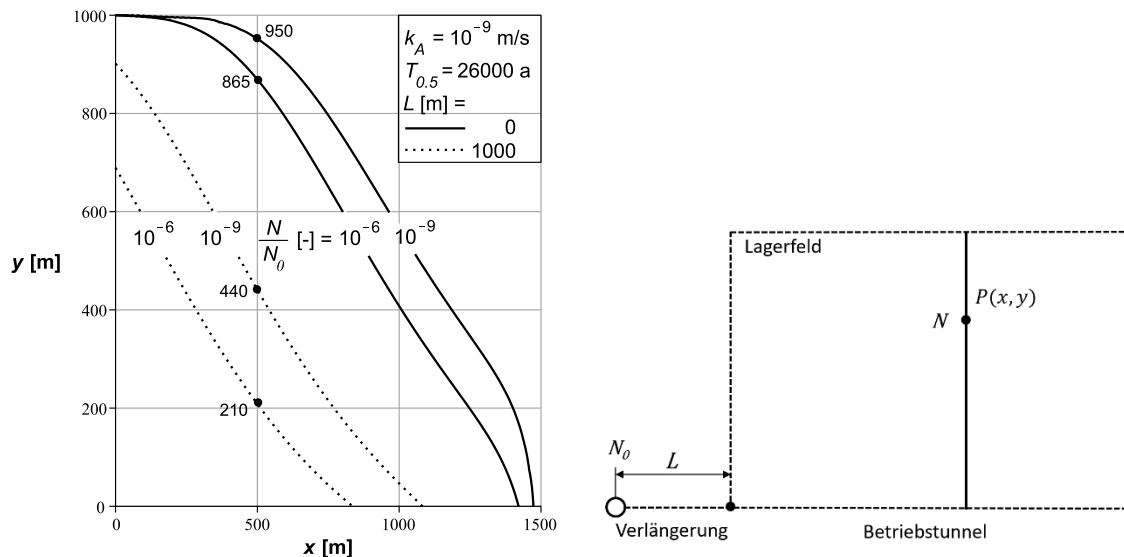


Fig. L-1: Isolinien der Verhältniszahl N/N_0 , bezogen auf die Strecke zwischen einem Punkt im Lagerfeld und dem Schacht mit und ohne Verlängerung des Betriebstunnels für $k_A = 10^{-9}$ m/s und $\rho_A = 2.5$ m

Als Erstes fällt der grosse Einfluss einer Verlängerung von $L = 1'000$ m ins Auge. So zeigt es sich beispielsweise, dass in diesem Falle der Anteil der nicht zerfallenen Radionuklide mit $N \leq N_0 \times 10^{-9}$ praktisch für mehr als die Hälfte des Lagerfeldes gilt. Den Einfluss der Verlängerung des Betriebs-tunnels kann man auch durch das Betrachten des Lagerstollens bei $x = 500$ m treffend illustrieren. Bei $L = 1'000$ m liegt die Grenze für das Verhältniszahl $N/N_0 = 10^{-9}$ bei einer Tiefe von 440 m, während sie bei $L = 0$ m bei einer solchen von 950 m anzufinden ist.

Um den Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts k_A auf die Zerfallsraten weiter zu verdeutlichen, betrachten wir noch Fig. L-2. Als Beispiel greifen wir auch hier auf ein langlebiges Isotop zurück und nehmen einen um eine Grössenordnung kleineren Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ von $k_A = 10^{-10}$ m/s an. Es ist bemerkenswert, dass hier bereits eine Verlängerung von $L = 500$ m genügt, um die Zerfallsrate für das ganze Lagerfeld auf $N/N_0 \leq 10^{-9}$ zu reduzieren.

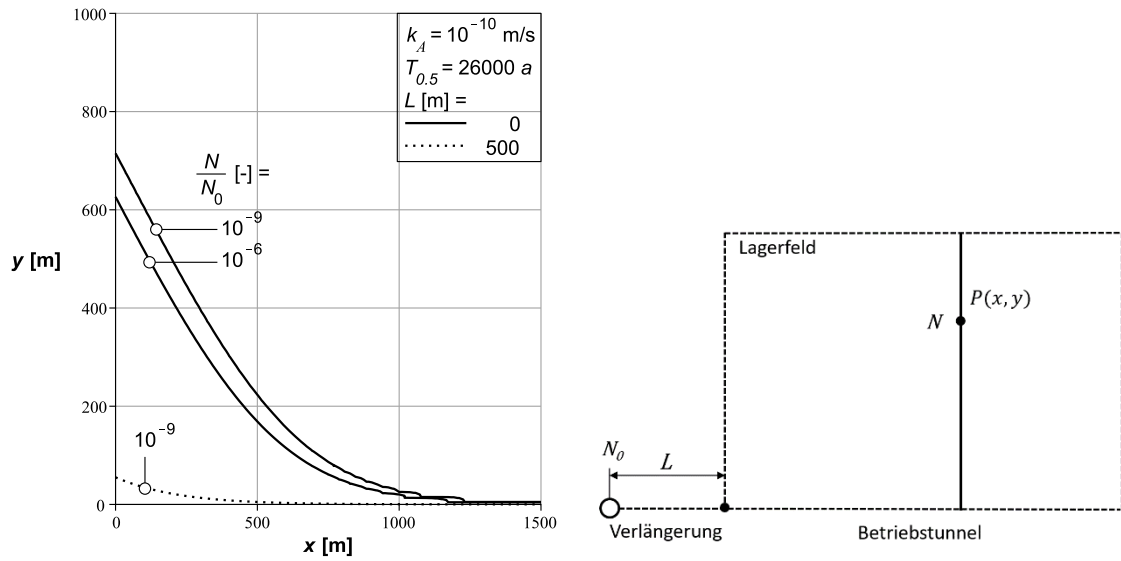


Fig. L-2: Isolinien der Verhältniszahl N/N_0 , bezogen auf die Strecke zwischen einem Punkt im Lagerfeld und dem Schacht mit und ohne Verlängerung des Betriebstunnels für $k_A = 10^{-10}$ m/s und $\rho_A = 2.5$ m

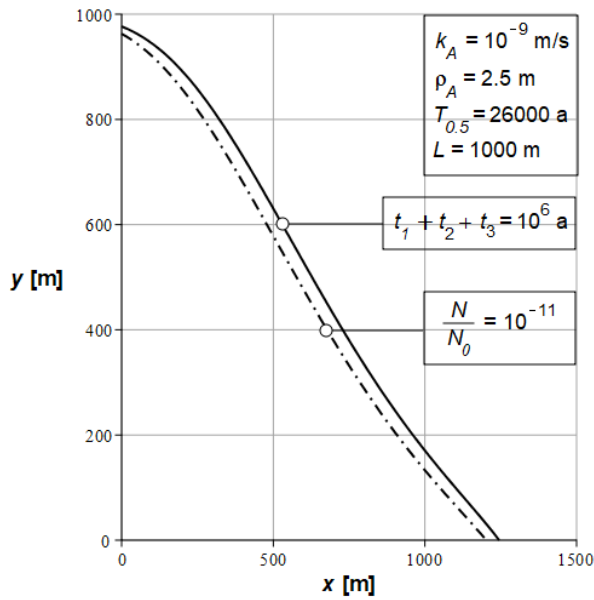


Fig. L-3: Isolinien der gesamten Strömungszeit für 1 Mio. J. und solche der Zerfallsrate N/N_0 , bezogen auf die Strecke zwischen einem Punkt im Lagerfeld und dem Schacht mit und ohne Verlängerung des Betriebstunnels

Fig. L-3 bringt für $k_A = 10^{-9}$ m/s zwei völlig verschiedene Grössen miteinander in Beziehung. Im Lagerfeld sind bei einer Verlängerung von $L = 1'000$ m die Isolinien sowohl der Strömungszeit ($t_1 + t_2 + t_3$) als auch der Verhältniszahl N/N_0 eingetragen, welche mit den Formeln (8.12) und (9.2) ermittelt wurden. Bei der gewählten Parameterkombination zeigt es sich, dass die Isolinie der Strömungszeit (1 Mio. J.) praktisch mit jener der Verhältniszahl von 10^{-11} übereinstimmt. Dies bedeutet, dass Isolinien dieser Verhältniszahl im Wertbereich $N/N_0 \leq 10^{-11}$ für die Lagersicherheit keine Relevanz haben, da vom entsprechenden Lagerbereich die Strömungszeit mehr als 1 Mio. J. betragen würde. Es ist bemerkenswert, dass gerade bei $L = 1'000$ m solche Isolinien praktisch zusammenfallen.

Anhang M Verschlussbauwerke in den Lagerstollen

M.1 Mathematische Ableitungen

Wie in Fig. M-1 dargestellt, sieht das Projekt vor, Verschlussbauwerke in den Lagerstollen bei deren Einmündung in den Betriebstunnel anzuordnen. In dieser Arbeit werden sie hydraulisch in der Weise abgebildet, dass die AUZ auf einer Länge von L_V eine geringere Durchlässigkeit als jene der AUZ der Lagerstollen ($k_V < k_A$) aufweise. So stimmt der Radius des Verschlussbauwerks ρ_V mit demjenigen der plastischen Zone ρ_A der AUZ überein (Fig. M-1). In mathematischer Hinsicht wäre es kein Problem, unterschiedliche Radien einzuführen. Physikalisch ist dies jedoch kaum begründbar, da bei $\rho_V < \rho_A$ das Wasser das Verschlussbauwerk umfliessen würde und bei $\rho_V > \rho_A$ ein Teil dessen nutzlos wäre. Die Ableitungen werden der Übersicht halber zunächst ohne eine Verlängerung des Betriebstunnels durchgeführt. Lagerstollen und Betriebstunnel weisen geschlossene Enden (l, \bar{l}) auf.

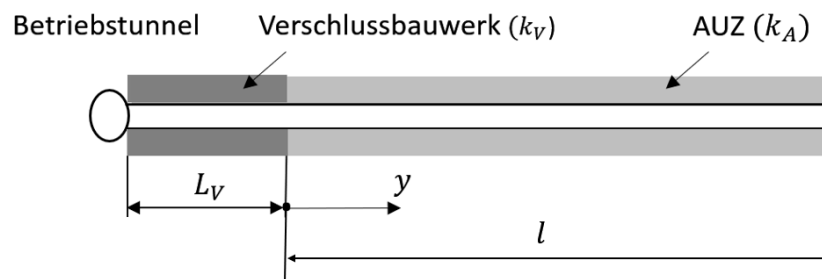


Fig. M-1: Lagerstollen mit dem Verschlussbauwerk der Länge L_V und dem Durchlässigkeitsbeiwert $k_V < k_A$

M.1.1 Lagerstollen

Der Druckverlauf in einem Lagerstollen mit Verschlussbauwerk ist in Fig. M-2 schematisch dargestellt. Am Eingang des Verschlussbauwerks, d. h. beim Betriebstunnel, wird der piezometrische Druck generisch mit p_0 und an dessen Ende mit p_{0V} bezeichnet. Um den Letzteren bei einem gegebenen Wert von p_0 zu ermitteln, gehen wir ähnlich wie in den Ausführungen im Kap. 7 vor. Der Ursprung der Koordinate y befindet sich am Ende des Verschlussbauwerks.

Die Flussrate Q_{0V} des aus dem Lagerstollen in das Verschlussbauwerk eintretenden Wassers ergibt sich gemäss (4.34) als

$$Q_{0V} = -\frac{\sqrt{\alpha_A}}{\gamma_w} k_A F_A \frac{e^{2l\sqrt{\alpha_A}-1}}{e^{2l\sqrt{\alpha_A}+1}} (p_H - p_{0V}) \quad (\text{M.1})$$

oder mit der Abkürzung

$$N_l = \frac{e^{2l\sqrt{\alpha_A}-1}}{e^{2l\sqrt{\alpha_A}+1}} \quad (\text{M.2})$$

als

$$Q_{0V} = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A N_l (p_H - p_{0V}) \quad (\text{M.3})$$

Die Flussrate im Verschlussbauwerk ergibt sich andererseits nach Darcy wie folgt (Fig. M-2):

$$Q'_{0V} = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{(p_{0V} - p_0)}{L_V} k_V F_A \quad (\text{M.4})$$

Bemerkung: Bei dieser Gleichung wird eine radiale Sickerströmung vom Wirtgestein in das Verschlussbauwerk vernachlässigt. Dies ist angesichts der kurzen Länge und – wie weiter unten gezeigt wird – des hier herrschenden erhöhten piezometrischen Drucks vertretbar.

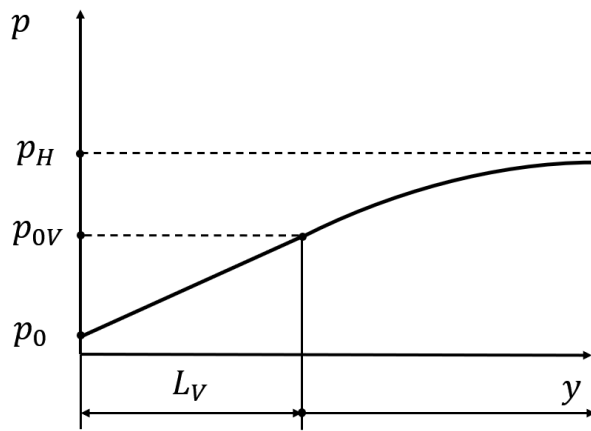


Fig. M-2: Schematischer Druckverlauf in einem Lagerstollen mit dem Verschlussbauwerk der Länge L_V und dem Durchlässigkeitsbeiwert k_V

Die Kompatibilitätsbedingung fordert, dass $Q_{0V} = Q'_{0V}$ sei und so gilt die folgende Gleichung:

$$-\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A N_l (p_H - p_{0V}) = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{(p_{0V} - p_0)}{L_V} k_V F_A \quad (\text{M.5})$$

Hieraus erhält man bei einem gegebenen Druck p_0 den Ausdruck für den erhöhten piezometrischen Druck p_{0V} :

$$p_{0V} = \frac{N_l L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_0}{N_l L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \quad (\text{M.6})$$

Für $L_V = 0$ wird $p_{0V} = p_0$ und für $L_V \rightarrow \infty$ gilt $p_{0V} \rightarrow p_H$.

Für die Behandlung weiterer Problemstellungen kann auch die Ermittlung von p_0 in Funktion von p_{0V} von Nutzen sein. Die Umformung von (M.6) liefert folgenden Ausdruck:

$$p_0 = p_{0V} \left(\frac{k_A}{k_V} N_l L_V \sqrt{a_A} + 1 \right) - \frac{k_A}{k_V} N_l L_V \sqrt{a_A} p_H \quad (\text{M.7})$$

Der Druckverlauf im Lagerstollen

Im Bereich $0 \leq y \leq l$ erhält man den Druckverlauf, wenn man in (4.30) für p_0 die Grösse p_{0V} gemäss (M.6) setzt:

$$p_{yV} = p_H - (p_H - p_{0V}) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} + e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (\text{M.8})$$

Ausgeschrieben sieht dieser Ausdruck wie folgt aus:

$$p_{yV} = p_H - \left(p_H - \frac{N_l L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_0}{N_l L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \right) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} + e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (\text{M.9})$$

Für $L_V = 0$ übergeht diese Formel in (4.30) und für $L_V \rightarrow \infty$ gilt $p_{yV} \rightarrow p_H$.

Der piezometrische Druck direkt am Ende des Verschlussbauwerks eines Lagerstollens ($y = 0$) ergibt sich als

$$p_{yV} = \frac{N_l L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_0}{N_l L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \quad (\text{M.10})$$

Flussrate im Lagerstollen

Wir greifen auf (4.33) zurück und schreiben auch hier für p_0 die Grösse p_{0V} gemäss (M.6) ein und erhalten:

$$Q_y = - \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A \left(p_H - \frac{N_l L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_0}{N_l L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \right) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} - e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (\text{M.11})$$

Der Ausdruck in der Klammer lässt sich nach einigen Umformungen auch so schreiben:

$$\frac{1}{N_l L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1} (p_H - p_0) \quad (\text{M.12})$$

So geht die Formel (M.11) in

$$Q_y = - \frac{1}{N_l L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} - e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (\text{M.13})$$

über. Mit der neuen Abkürzung

$$X = \frac{1}{N_l L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1} \quad (\text{M.14})$$

lässt sich sie einfacher so schreiben:

$$Q_y = -X \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-\sqrt{a_A}y} - e^{\sqrt{a_A}y}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (\text{M.15})$$

Hieraus resultiert mit $y = 0$ und unter Beachtung von (M.2) die Flussrate der in den Betriebstunnel einflussenden Wassermenge

$$Q_{0V} = -X \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} - 1}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} \quad (\text{M.16})$$

Unter Berücksichtigung von (M.2) und (M.14) lässt sich diese Beziehung auch so ausdrücken:

$$Q_{0V} = -\frac{N_l}{N_l L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_0) \quad (\text{M.17})$$

Hieraus ist der Einfluss des Verschlussbauwerks durch dessen Parameter L_V und k_V direkt erkennbar. Für $L_V = 0$ übergeht diese Formel in (4.34) für den Fall des Lagerstollens ohne Verschlussbauwerk.

M.1.2 Betriebstunnel

Wir gehen von den Lagerstollen aus und berücksichtigen die infolge des Verschlussbauwerks bewirkte Reduktion der Flussrate in den Betriebstunnel. Da sich die Flussrate gemäss (M.16) um den Faktor X verringert, muss für die Bestimmung des piezometrischen Druckes und der Flussrate die Grösse m_R (5.24) entsprechend (M.17) wie folgt angepasst werden:

$$m_{RV} = X m_R \quad (\text{M.18})$$

Ausgeschrieben unter Verwendung von (M.2) ergibt sich die neue Abkürzung wie folgt:

$$m_{RV} = \frac{1}{D} \sqrt{a_A} \frac{k_A F_A}{k_{AA} F_{AA}} \frac{N_l}{N_l L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1} \quad (\text{M.19a})$$

Es ist für das Verständnis der Struktur dieser Formel aufschlussreich, N_l gemäss (M.2) einzusetzen. So erhält man

$$m_{RV} = \frac{1}{D} \sqrt{a_A} \frac{k_A F_A}{k_{AA} F_{AA}} \frac{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}} - 1}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}}}{\frac{e^{2l\sqrt{a_A}} - 1}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}} L_V \sqrt{a_A} \frac{k_A}{k_V} + 1} \quad (\text{M.19b})$$

Es ist interessant, diese Formel mit jenen zu vergleichen, welche für die einfacheren Lagermodelle Geltung haben.

$$m_R = \frac{1}{D} \sqrt{a_A} \frac{k_A F_A}{k_{AA} F_{AA}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} - 1}{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1}$$

$$m = \frac{1}{D} \sqrt{a_A} \frac{k_A F_A}{k_{AA} F_{AA}}$$

Die Erstere bezieht sich auf den Fall der Lagerstollen und Betriebstunnel mit geschlossenen (5.24) und die Letztere auf jenen mit offenen Enden (5.12b). Das Produkt $k_{AA} F_{AA}$ betrifft die hydraulische Leitfähigkeit der AUZ des Betriebstunnels und $\sqrt{a_A}$ steht für den Lagerstollen mit (4.5).

Wir können die Ergebnisse der Ableitungen im Kap. 5 übernehmen, indem wir jeweils für m_R gemäss (M.19) m_{RV} schreiben. Es ist zu erwähnen, dass der piezometrische Druck in den Lagerstollen nur entlang des Betriebstunnels ($y = 0$) in Funktion von x von eigentlichem Interesse ist (Fig. M-3). Dieser bestimmt ja die Vorgänge im Lagerfeld (Verlauf des piezometrischen Drucks, der Flussrate und der Strömungszeit). Wir erhalten diesen Druckverlauf, indem wir in der Formel (5.25) für p_S den Wert des piezometrischen Drucks am Ende des Verschlussbauwerks des ersten Lagerstollens (direkt am Schacht) gemäss (M.10) setzen. So tritt dann p_S neu wie folgt in Erscheinung:

$$p_{SV}(x = 0) = \frac{N_1 L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_S}{N_1 L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \quad (\text{M.20})$$

Damit erhält man den Verlauf des piezometrischen Druckes am Ende der Verschlussbauwerke ($y = 0$) als

$$p_{xV} = p_H - \left(p_H - \frac{N_1 L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_S}{N_1 L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \right) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} e^{-\sqrt{m_{RV}}x} + e^{\sqrt{m_{RV}}x}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} + 1} \right) \quad (\text{M.21})$$

Es ist zu beachten, dass in der Abkürzung m_{RV} gemäss (M.19) die Parameter L_V und k_V ebenfalls vorkommen.

Flussrate im Betriebstunnel

Wir gehen von der Formel (5.26) aus und ersetzen dort $\sqrt{m_R}$ gemäss (M.19) durch $\sqrt{m_{RV}}$ sowie p_S durch p_{SV} gemäss (M.20), was zum folgenden Ausdruck führt:

$$Q_x = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \sqrt{m_{RV}} (p_H - p_{SV}) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} e^{-\sqrt{m_{RV}}x} - e^{\sqrt{m_{RV}}x}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} + 1} \right) \quad (\text{M.22})$$

Auch hier kann man (M.20) für p_{SV} einsetzen und erhält so

$$Q_{SV} = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \sqrt{m_{RV}} \left(p_H - \frac{N_l L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_S}{N_l L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \right) \left(\frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} e^{-\sqrt{m_{RV}}x} - e^{\sqrt{m_{RV}}x}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} + 1} \right) \quad (\text{M.23})$$

Die Flussrate am Schacht ergibt sich mit $x = 0$ als

$$Q_{SV} = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \sqrt{m_{RV}} \left(p_H - \frac{N_l L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_S}{N_l L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} \right) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} - 1}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} + 1} \quad (\text{M.24})$$

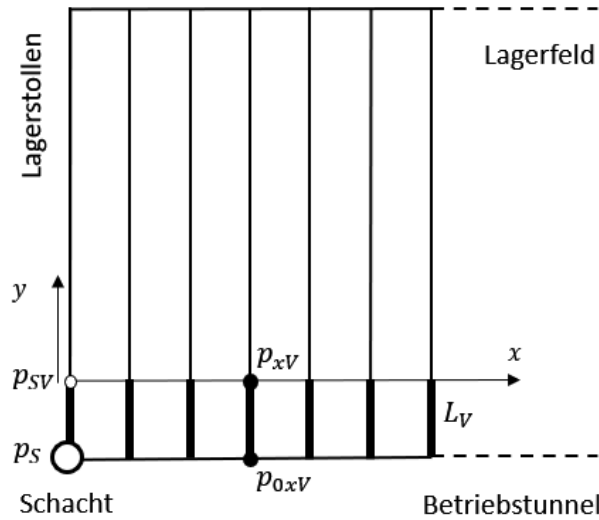


Fig. M-3: Lagerfeld mit den Verschlussbauwerken und den piezometrischen Drücken

M.1.3 Feldgrößen

Wir greifen hier auf die Gleichungen (7.29) bis (7.31) zurück und setzen dort $L = 0$ sowie die Substitutionen gemäss (M.19) und (M.20) durch.

So erhält man folgende Gleichungen (Druck, Flussrate, Filtergeschwindigkeit):

$$p_y(x, y) = p_H - (p_H - p_{SV}) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} e^{-x\sqrt{m_{RV}}} + e^{x\sqrt{m_{RV}}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} + 1} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} + e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1} \quad (\text{M.25})$$

$$q_y(x, y) = -\frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_{SV}) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} e^{-x\sqrt{m_{RV}}} + e^{x\sqrt{m_{RV}}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} + 1} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1} \quad (\text{M.26})$$

$$v_{L_y}(x, y) = -\frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A (p_H - p_{SV}) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} e^{-x\sqrt{m_{RV}}} + e^{x\sqrt{m_{RV}}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}}} + 1} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1} \quad (\text{M.27})$$

M.1.4 Strömungszeit

Um die Strömungszeit zu bestimmen, greifen wir auf Kap. 8 zurück und berücksichtigen die Anpassungen gemäss (M.19) und (M.20) sowie zusätzlich die Zeit der Durchströmung des Verschlussbauwerks. Diese Vorgehensweise gilt ebenfalls bei der Anwendung des Zerfallsgesetzes gemäss Kap. 9. In Abwesenheit einer Verlängerung des Betriebstunnels ($L = 0$, $t_3 = 0$) setzt sich die Strömungszeit aus drei Anteilen zusammen, da hier die Zeitdauer t_{01} für das Verschlussbauwerk selbst hinzutritt (Fig. M-4).

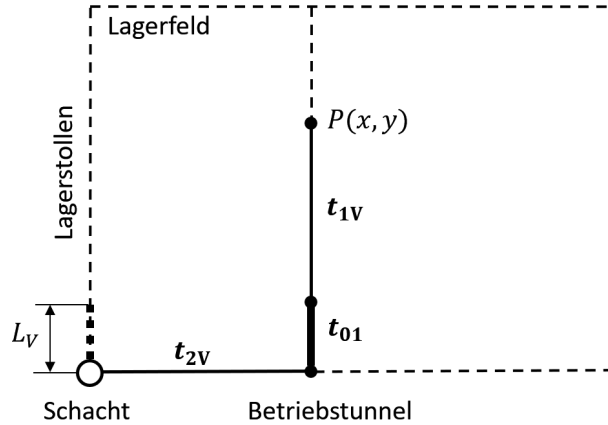


Fig. M-4: Zeitdauer $t_V = t_{1V} + t_{01} + t_{2V}$ der Sickerströmung vom Punkt $P(x, y)$ bis zum Schacht

Die mit p_{SV} und m_{RV} modifizierten Formeln (8.14) und (8.18) für t_{1V} lauten unter Berücksichtigung der Porosität n :

$$A_V = \frac{\sqrt{a_A} k_A (p_H - p_{SV})}{\gamma_w (e^{2l\sqrt{a_A}} + 1)} \frac{e^{2l\sqrt{m_{RV}}} e^{-x\sqrt{m_{RV}}} + e^{x\sqrt{m_{RV}}}}{(e^{2l\sqrt{m_{RV}}} + 1)} \quad (\text{M.28})$$

$$t_{1V} = n \frac{1}{A_V} \frac{1}{\sqrt{a_A} e^{l\sqrt{a_A}}} \left(\tanh^{-1} \left(\frac{e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) - \tanh^{-1} \left(\frac{1}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) \right) \quad (\text{M.29})$$

Beim Sonderfall $x = 0$, d. h. für den ersten Lagerstollen direkt am Schacht geht diese Formel in

$$t_{1V}(x = 0) = n \gamma_w \frac{1}{k_A (p_H - p_{SV})} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} + 1}{a_A e^{l\sqrt{a_A}}} \left(\tanh^{-1} \left(\frac{e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) - \tanh^{-1} \left(\frac{1}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) \right) \quad (\text{M.30})$$

über.

Für die Ermittlung der Strömungszeit im Verschlussbauwerk t_{01} (Fig. M-4) gehen wir vom Gesetz von Darcy aus (Fig. M-2), welches die konstante Flussrate bzw. Abstandsgeschwindigkeit vorgibt

$$|v_{01}^*| = \frac{1}{n \gamma_w} k_V \frac{p_{0V} - p_0}{L_V} \quad (\text{M.31})$$

Durch Integration gemäss (8.1) erhält man:

$$t_{01} = n\gamma_w \frac{L_V^2}{k_V(p_{0V} - p_0)} \quad (\text{M.32})$$

Betrachtet man auch hier den Sonderfall des ersten Lagerstollens am Schacht, wo am Ende dessen Verschlussbauwerks der piezometrische Druck $p_0 = p_{SV}$ herrscht, erhält man den Ausdruck

$$t_{01}(x=0) = n\gamma_w \frac{L_V^2}{k_V \left(\frac{N_L L_V \sqrt{a_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_S}{N_L L_V \sqrt{a_A} + \frac{k_V}{k_A}} - p_S \right)} \quad (\text{M.33})$$

Für die Bestimmung der Strömungszeit t_{2V} entlang des Betriebstunnels passt man mit den Grössen p_{SV} und m_{RV} die Abkürzung B (8.20) mit Berücksichtigung von $L=0$ und $k_{AA} = k_A$ an und erhält so

$$B_V = \frac{1}{\gamma_w} \sqrt{m_{RV}} k_{AA} (p_H - p_{SV}) \frac{1}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}} + 1}} \quad (\text{M.34})$$

und damit auch

$$t_{2V} = n \frac{1}{B_V} \frac{1}{\sqrt{m_{RV}} e^{\bar{l}\sqrt{m_{RV}}}} \left(\tanh^{-1} \left(\frac{e^{x\sqrt{m_{RV}}}}{e^{\bar{l}\sqrt{m_{RV}}}} \right) - \tanh^{-1} \left(\frac{1}{e^{\bar{l}\sqrt{m_{RV}}}} \right) \right) \quad (\text{M.35a})$$

Unter Berücksichtigung von (M.34) geht diese Formel über in

$$t_{2V} = n\gamma_w \frac{1}{k_{AA}(p_H - p_{SV})} \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_{RV}} + 1}}{m_{RV} e^{\bar{l}\sqrt{m_{RV}}}} \left(\tanh^{-1} \left(\frac{e^{x\sqrt{m_{RV}}}}{e^{\bar{l}\sqrt{m_{RV}}}} \right) - \tanh^{-1} \left(\frac{1}{e^{\bar{l}\sqrt{m_{RV}}}} \right) \right) \quad (\text{M.35b})$$

Man beachte die frappante Ähnlichkeit dieser Formel mit jener für den ersten Lagerstollen am Schacht (M.30).

Die gesamte Strömungszeit ohne Verlängerung des Betriebstunnels beträgt

$$t_{totV} = t_{1V} + t_{10} + t_{2V} \quad (\text{M.36})$$

M.1.5 Einfluss der Verlängerung des Betriebstunnels

Fig. M-5 zeigt schematisch die Anlage mit einer hydraulisch wirksamen Verlängerung des Betriebstunnels der Länge L . Nach den Ausführungen im Kap. 7 lassen sich die in den Kap. M.1.1 bis M.1.4 abgeleiteten Beziehungen auf den Fall eines verlängerten Betriebstunnels erweitern.

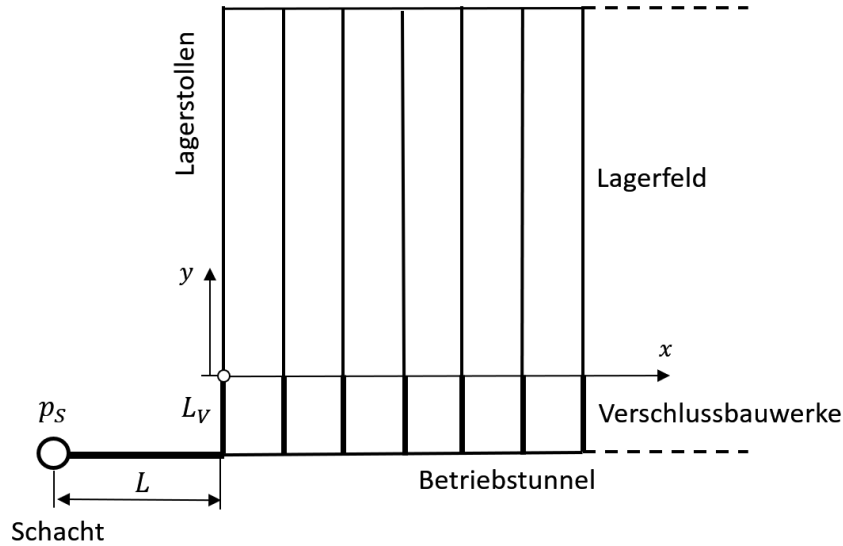


Fig. M-5: Die Anlage mit der Verlängerung des Betriebstunnels (L)

Um die oben abgeleiteten Formeln auf diesen Fall zu verallgemeinern, genügt es die im Kap. 7.2 verwendete Abkürzung N (7.17) mittels (M.19) durch

$$N_V = \frac{e^{2i\sqrt{m_{RV}}} - 1}{e^{2i\sqrt{m_{RV}}} + 1} \quad (\text{M.37})$$

zu ersetzen und insbesondere in den wichtigsten Gleichungen (7.8) – (8.26) die Anpassungen gemäss

$$m_R = m_{RV} \quad (\text{M.38a})$$

$$N = N_V \quad (\text{M.38b})$$

systematisch durchzuführen. Die Flussrate am Schacht ergibt sich so gemäss (7.25) mit (M.24) als

$$Q_{SV} = -\frac{1}{\gamma_w} k_{AA} F_{AA} \sqrt{m_{RV}} \frac{N_V}{1 + LN_V \sqrt{m_{RV}}} \left(p_H - \frac{N_V L_V \sqrt{\alpha_A} p_H + \frac{k_V}{k_A} p_S}{N_V L_V \sqrt{\alpha_A} + \frac{k_V}{k_A}} \right) \quad (\text{M.39})$$

Man beachte, dass die Länge des Verschlussbauwerks L_V auch in der Abkürzung m_{RV} gemäss (M.19) vorkommt. Die Gleichung (M.39) ist insofern bemerkenswert, als sie die Interaktion von zwei Barrieren, nämlich jener der Verschlussbauwerke (L_V, k_V) und jene der Verlängerung des Betriebstunnels (L, k_{AA}, F_{AA}) zum Ausdruck bringt.

Es ist leicht einzusehen, dass man bei der Ableitung der Feldgrössen (Kap. 7.2.3) und der Strömungszeit (Kap. 8.2) entsprechend (M.38) und (M.20) vorgehen kann.

M.2 Modellstudien zum Einfluss der Verschlussbauwerke

Die folgenden Auswertungen dienen dazu, den Mechanismus der Sickerströmung entlang der AUZ unter Berücksichtigung der Parameter des Verschlussbauwerks (L_V, k_V) zu verdeutlichen. Hierzu werden die «Steuerungsparameter», die piezometrischen Drücke, die Flussrate und die Strömungszeit untersucht. Auch hier gelten die im Anhang B festgelegten Grunddaten. Die erste Serie der Berechnungen beschränkt sich auf eine Lagerauslegung ohne das Vorhandensein einer hydraulisch wirksamen Verlängerung des Betriebstunnels bis zum Schacht (Kap. 7, $L = 0$). Die erarbeiteten Diagramme werden in derselben Reihenfolge angeführt, wie die entsprechenden Formeln im vorangehenden Kapitel in Erscheinung treten. In der Regel werden die Zusammenhänge am Beispiel des ersten Lagerstollens am Schacht untersucht, da hier der piezometrische Druck am Eingang des Stollens mit $p_0 = p_s = 5.5$ MPa bekannt ist. Um die Anzahl der Berechnungsfälle zu beschränken, wird auf eine Variation des Radius der AUZ verzichtet und durchwegs mit $\rho_A = 2.5$ m gerechnet. In den meisten Fällen wird der Durchlässigkeitsbeiwert für die Auflockerungszone des Verschlussbauwerks mit $k_V = 10^{-12}$ m/s angenommen. Bei allen Auswertungen gilt als Referenzfall der Lagerstollen ohne Verschlussbauwerk ($L_V = 0$)

M.2.1 Lagerstollen

Die Erhöhung des piezometrischen Drucks infolge des Verschlussbauwerks

Die Auswertung der Formel (M.6) liefert für den ersten Lagerstollen am Schacht und mit dem gewählten Satz von Parametern das Diagramm in Fig. M-6. Schon auf den ersten Blick ist erkennbar, dass der Einfluss der Länge des Verschlussbauwerks L_V auf den piezometrischen Druck p_{0V} stark vom Unterschied zwischen den Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ k_A und jenem der AUZ des Verschlussbauwerks k_V abhängig ist. So sieht man, dass beispielsweise bei $L_V = 5.0$ m und $k_A = 10^{-11}$ m/s die Erhöhung nur geringfügig ist (von 5.50 auf 5.70 MPa) aber bei $k_A = 10^{-9}$ m/s die Druckerhöhung wesentlich höher ist (von 5.50 auf 5.92 MPa). Des Weiteren erkennt man, dass sich bei diesem Modell einerseits bereits eine kurze Länge von $L_V = 1.0$ m bemerkbar macht und andererseits Längen von $L_V > 10.0$ m keine grössere Auswirkung mehr haben. Bei $k_A = 10^{-11}$ m/s nimmt die Wirksamkeit von L_V noch bis $L_V > 15.0$ m merklich zu.

Die hydraulische Wirksamkeit eines Verschlussbauwerks hängt somit von mehreren Faktoren ab. Um dies zu verdeutlichen, betrachten wir die Diagramme in Fig. M-7 und Fig. M-8. Hier kommt die Bedeutung des Durchlässigkeitskoeffizienten k_V besonders klar zum Ausdruck. Die Grundlage der Auswertung liefert auch hier die Formel (M.6).

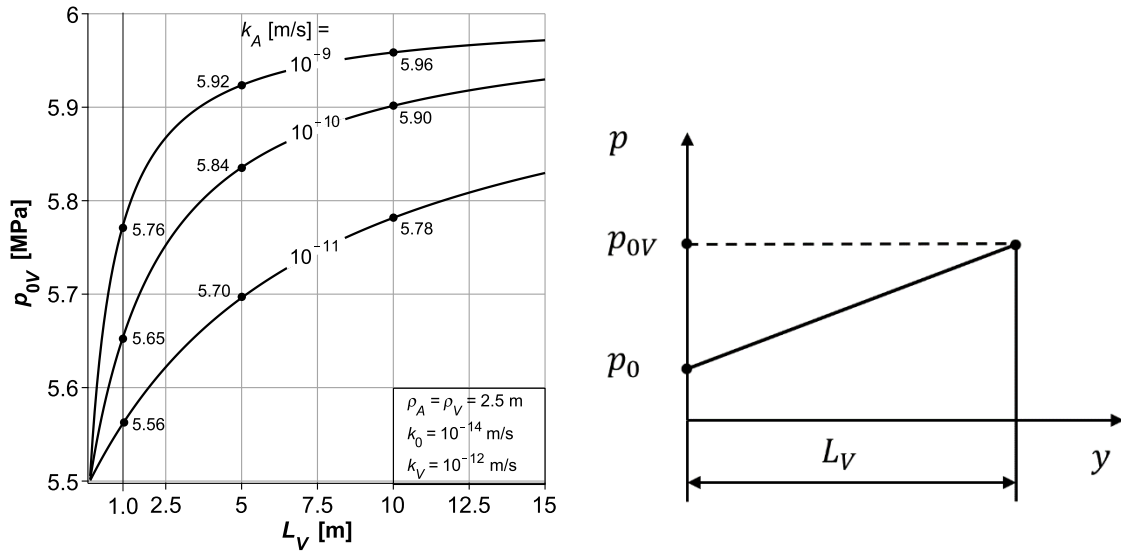


Fig. M-6: Piezometrischer Druck p_{0V} im ersten Lagerstollen am Schacht bei $p_0 = 5.5$ MPa und $k_V = 10^{-12}$ m/s in Funktion der Länge L_V und k_A

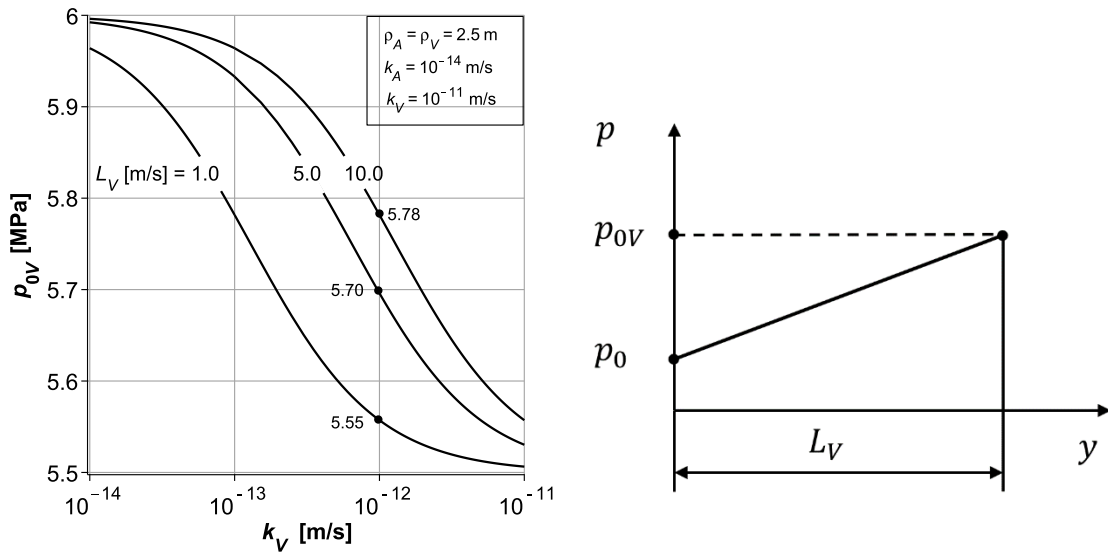


Fig. M-7: Piezometrischer Druck p_{0V} bei $p_0 = 5.5$ MPa in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwertes k_V für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V bei $k_A = 10^{-11}$ m/s

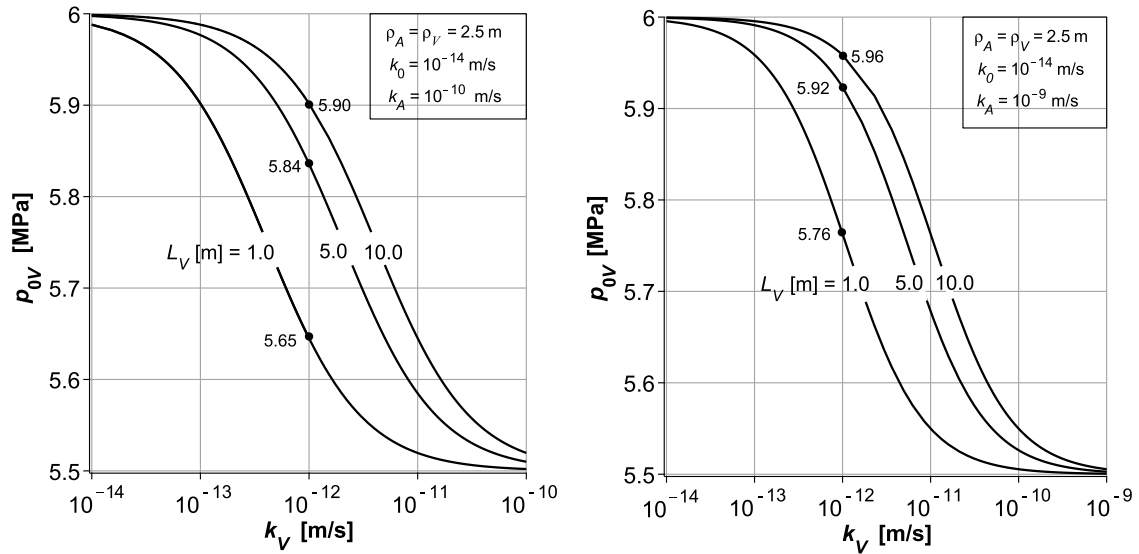


Fig. M-8: Piezometrischer Druck p_{0V} bei $p_0 = 5.5$ MPa in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwerts k_V für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V bei $k_A = 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s

Der Druckverlauf im Lagerstollen

Diesen berechnen wir für einen gewählten Satz von Parametern mittels der Formel (M.9). Die Fig. M-9 und M-10 führen auch hier den grossen Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts klar vor Augen. Bei dem gewählten Wert von $k_V = 10^{-12}$ m/s und im Falle von $k_A = 10^{-9}$ m/s ist der Druckverlauf für $L_V > 5$ m bereits praktisch horizontal.

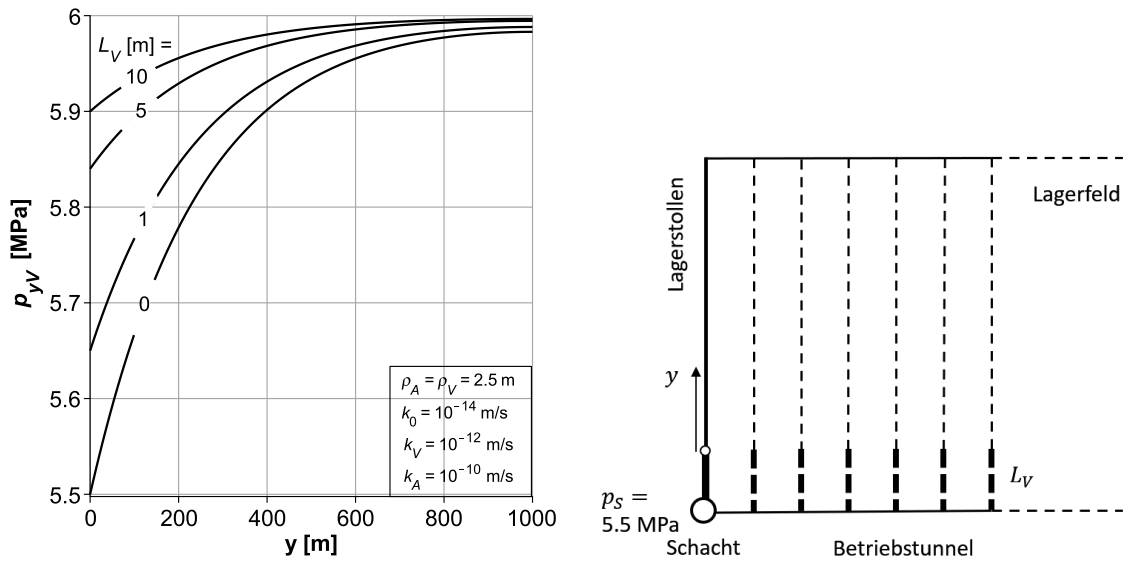


Fig. M-9: Verlauf des piezometrischen Drucks im ersten Lagerstollen beim Schacht ab Ende Verschlussbauwerk für verschiedene Längen L_V ($k_A = 10^{-10}$ m/s)

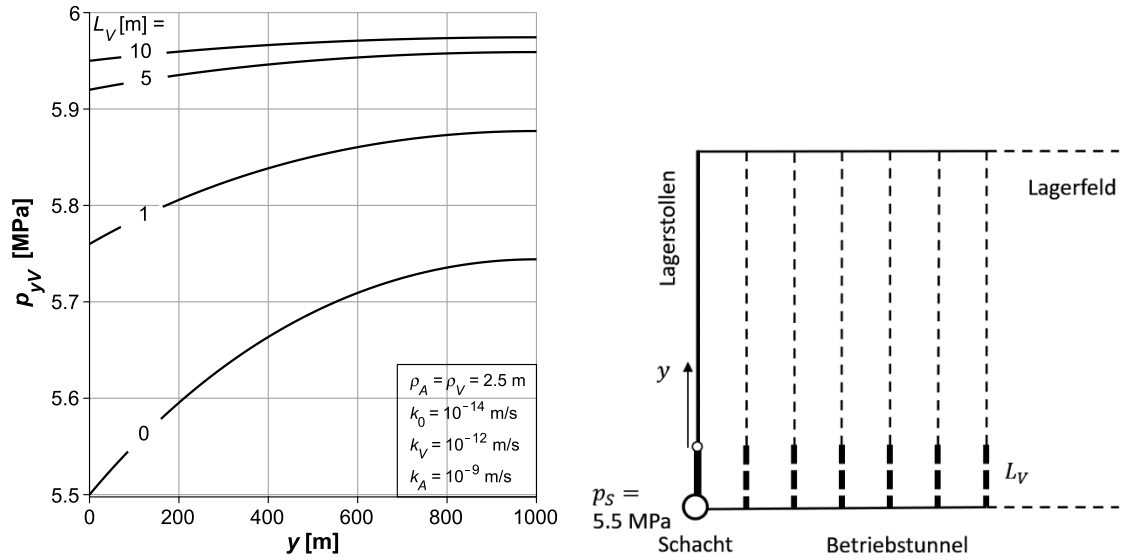


Fig. M-10: Verlauf des piezometrischen Drucks im ersten Lagerstollen beim Schacht ab Ende Verschlussbauwerk für verschiedene Längen L_V ($k_A = 10^{-9} \text{ m/s}$)

Hier sei noch der im Anhang M.1.1 eingeführte Korrekturfaktor X (M.14) für einen gegebenen Satz von Parametern kurz diskutiert. Bei fehlendem Verschlussbauwerk, d. h., bei $L_V = 0$ beträgt sein Wert 1 (Fig. M-11). Mit zunehmendem Wert von L_V nimmt X ab. Diese Abnahme hängt allerdings stark vom Durchlässigkeitsbeiwert k_A der AUZ ab.

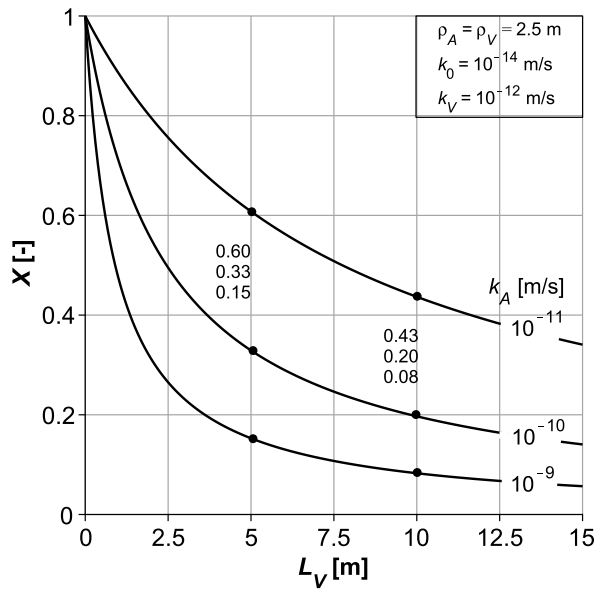


Fig. M-11: Korrekturfaktor X (M.14) in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V

Flussrate im Lagerstollen

Zur numerischen Auswertung dient die Formel (M.15). Die Diagramme in den Fig. M-12 bis M-14 zeigen wiederum den grossen Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ k_A . Der Wertbereich auf der Ordinate wurde mit $Q_{yV} > 10^{-5} \text{ m}^3/\text{a}$ begrenzt. Deshalb ist in Fig. M.12 nicht erkennbar, dass auch hier alle Kurven bei $y = 1'000 \text{ m}$ gegen 0 streben, da der Stollen dort endet.

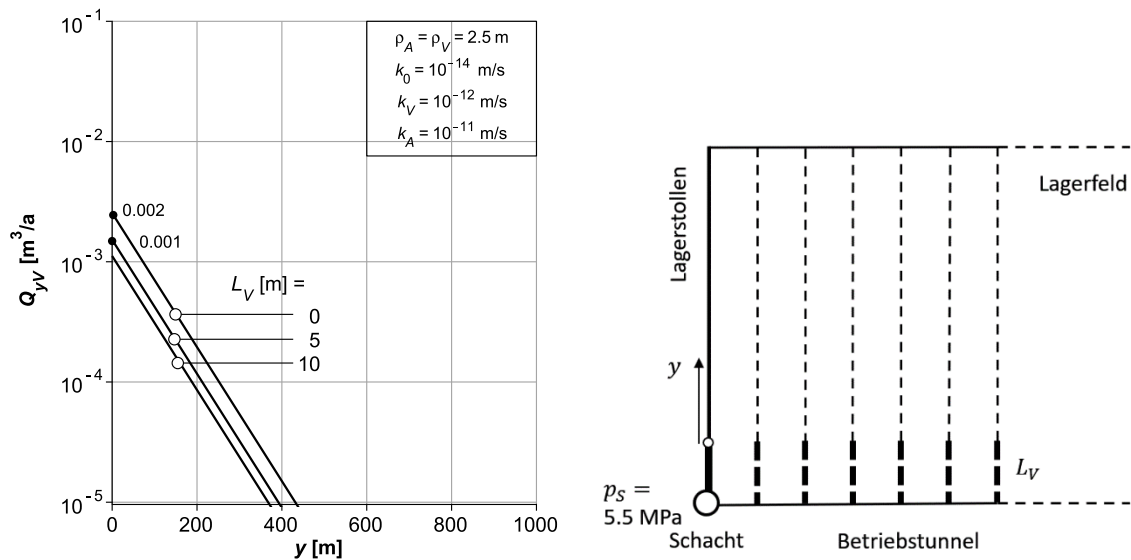


Fig. M-12: Flussrate Q_{yV} im ersten Lagerstollen direkt am Schacht bei $p_S = p_0 = 5.5 \text{ MPa}$ und verschiedenen Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-11} \text{ m/s}$)

Flussrate am Schacht Q_{0V} ergibt sich aus Formel (M.17). Sie gestattet den Einfluss der Länge des Verschlussbauwerks L_V und jenen seines Durchlässigkeitsbeiwertes k_V separat auszuweisen. Die Ergebnisse der numerischen Auswertung sind in Fig. M-14 dargestellt. Wie man erwarten konnte, spielt die Reduktion der Durchlässigkeit des Verschlussbauwerks eine entscheidende Rolle, was der Vergleich der Kurvenverläufe der Diagramme für $k_V = 10^{-12}$ und 10^{-11} m/s klar zum Ausdruck bringt. Der steile Abfall der Kurven im Diagramm links gegenüber dem flachen Verlauf rechts zeigt den Effekt eines um eine Grössenordnung erhöhten Durchlässigkeitsbeiwerts ($k_V = 10^{-12} \rightarrow 10^{-9} \text{ m/s}$). Wir sehen auch welche Rolle dabei der Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ k_A spielt. Man nehme als Beispiel das Diagramm links, wo bei $L_V = 5 \text{ m}$ sich die relative Reduktion der Flussrate wie folgt ergibt: Bei $k_A = 10^{-11} \text{ m/s}$ ist Q_{0V} gegenüber $L_V = 0$ nur um 25 % ($0.002 \rightarrow 0.0015$), bei $k_A = 10^{-9} \text{ m/s}$ jedoch um rund 85 % ($0.022 \rightarrow 0.0033$) reduziert.

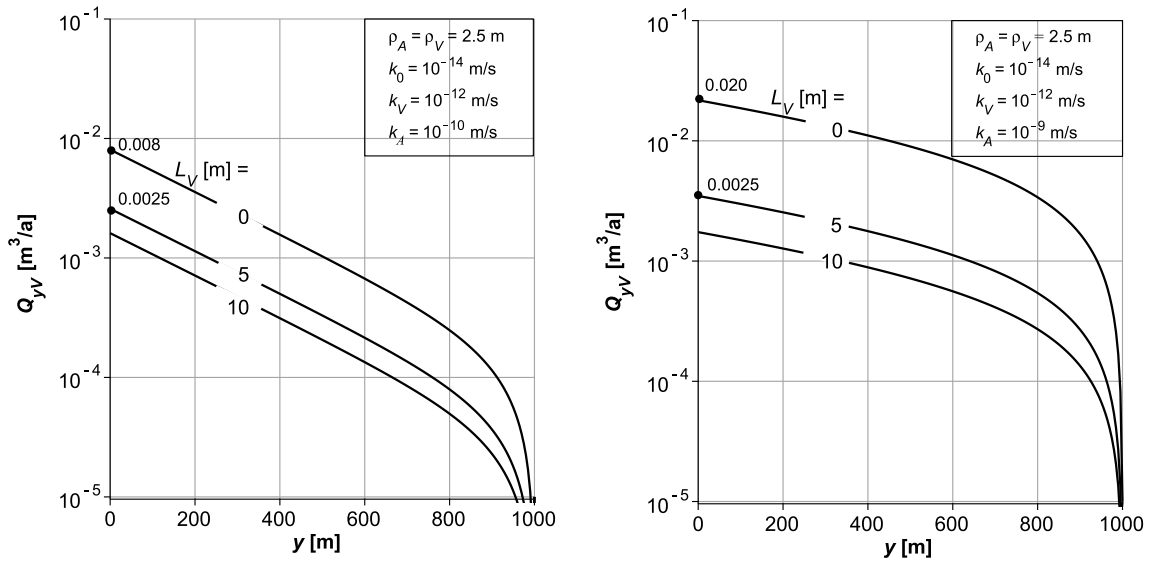


Fig. M-13: Flussrate Q_{yV} im ersten Lagerstollen direkt am Schacht bei $p_s = p_o = 5.5$ MPa und verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-10}$ und 10^{-9} m/s)

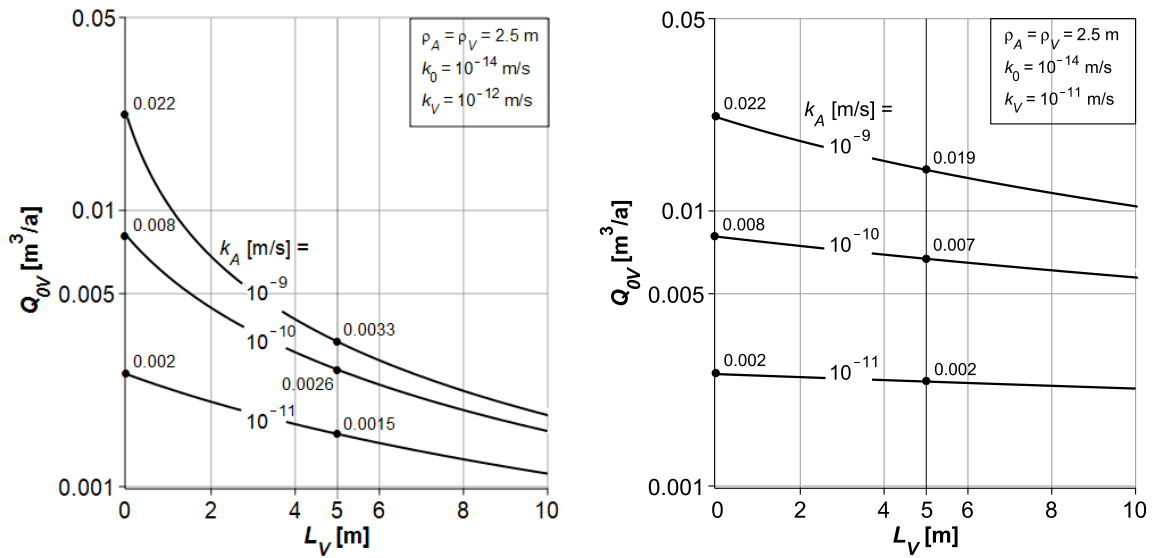


Fig. M-14: Flussrate Q_{0V} im ersten Lagerstollen direkt am Schacht bei $p_s = p_o = 5.5$ MP in Funktion der Länge L_V des Verschlussbauwerks und dessen Durchlässigkeitsbeiwerts ($k_V = 10^{-12}$ und 10^{-11} m/s)

M.2.2 Betriebstunnel

Bei der analytischen Beschreibung der Vorgänge im Betriebstunnel und im Feld spielt der angepasste «Steuerungsparameter» $\sqrt{m_{RV}}$ (M.19) eine entscheidende Rolle. So zeigt es sich, dass er 7 geometrischen Grössen $\rho_A, l, h, L_V, D, F_A, F_{AA}$ und 3 Durchlässigkeitsbeiwerte k_0, k_A, k_V enthält und damit insgesamt 10 Parameter enthält. Die Eigenschaften dieses «Steuerungsparameters» lassen sich durch Fig. M-15 verdeutlichen. Hier werden die Länge des Verschlussbauwerks L_V sowie der Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ k_A variiert. Es ist einleuchtend, dass es zwischen den Kurvenverläufen des Korrekturfaktors X (Fig. M-11) und jenen des «Steuerungsparameters» Ähnlichkeiten geben muss.

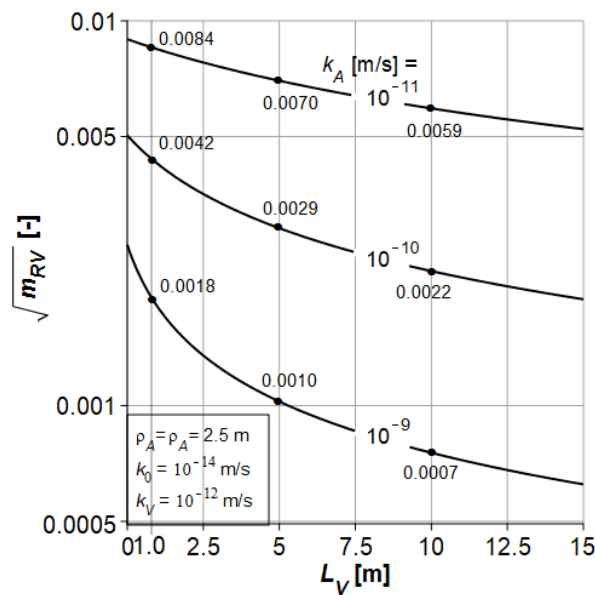


Fig. M-15: Angepasster «Steuerungsparameter» $\sqrt{m_{RV}}$ nach (A.13.19)

Der Druckverlauf im Betriebstunnel

Dieser ist durch die Formel (M.21) gegeben. In Fig. M-16 und Fig. M-17 beziehen sich die Diagramme auf die Abszisse ausgehend vom Wert p_{SV} und nicht auf den eigentlichen Betriebstunnel. In diesem herrscht ein reduzierter piezometrischer Druck, den man mittels der Formel (M.7) ermitteln könnte. In den Diagrammen erkennt man klar den Einfluss der Länge des Verschlussbauwerks L_V und jenen des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ k_A . Das Diagramm in Fig. M-17 zeigt, dass bei der hohen Durchlässigkeit der AUZ (10^{-9} m/s) und einer Länge des Verschlussbauwerks von $L_V = 10$ m der piezometrische Druck im Lagerstollen nunmehr praktisch konstant ist.

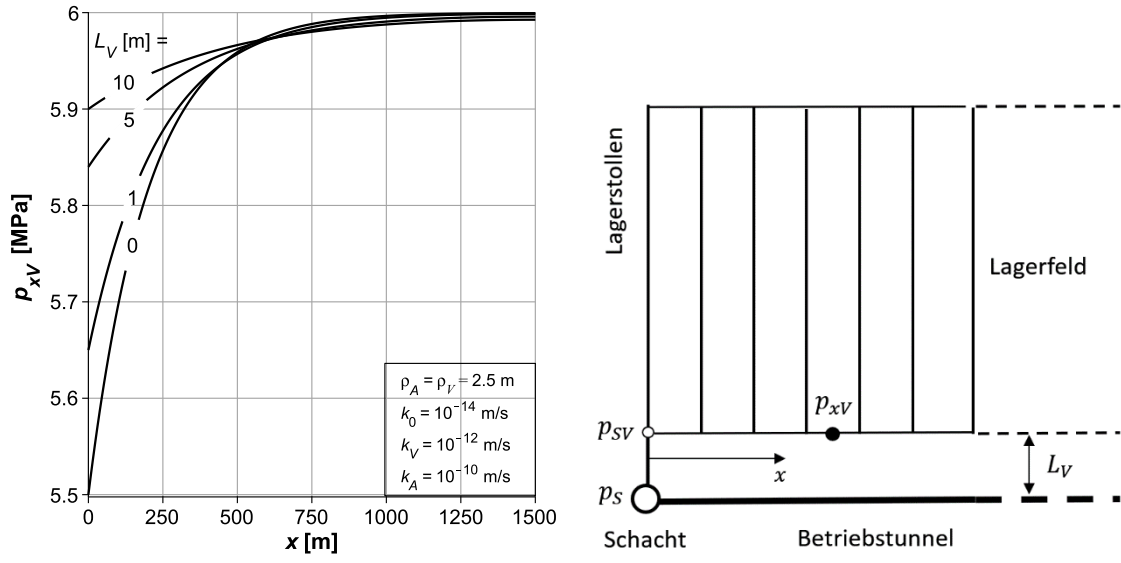


Fig. M-16: Verlauf des piezometrischen Drucks im Betriebstunnel, ausgehend vom Druckniveau p_{SV} für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V und $k_A = 10^{-10}$ m/s

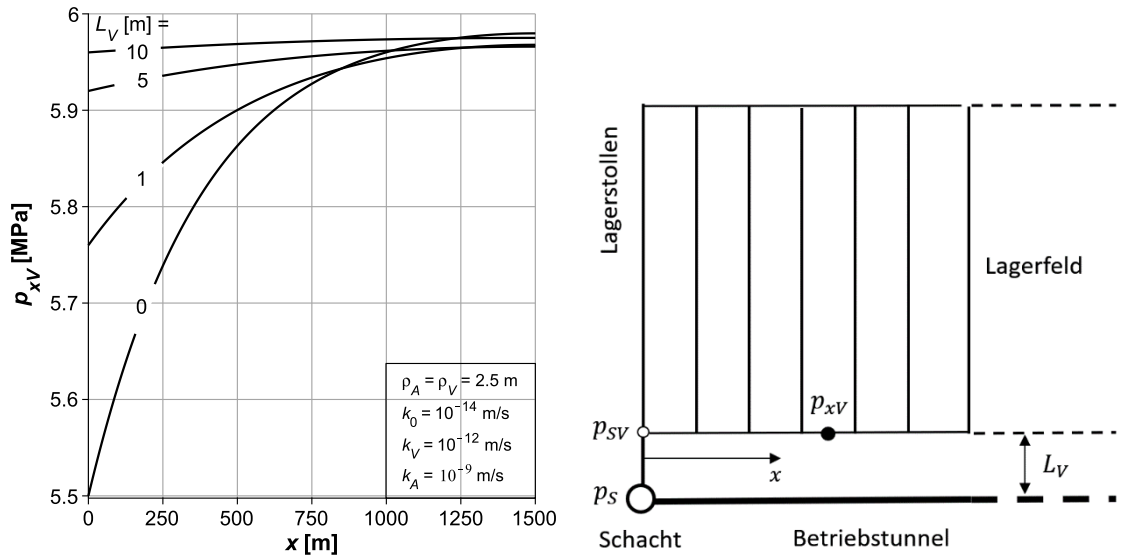


Fig. M-17: Verlauf des piezometrischen Drucks im Betriebstunnel ausgehend vom Druckniveau p_{SV} für verschiedene Längen des Verschlussbauwerks L_V und $k_A = 10^{-9}$ m/s

Flussrate im Betriebstunnel

Die Entwicklung der Flussrate entlang des Betriebstunnels ohne Verschlussbauwerke wurde bereits in Fig. H-3 dargestellt. Um den Einfluss des Letzteren für einen Satz von Parametern zu ermitteln, verwenden wir die Formel (M.22). Aus Fig. M-18 geht hervor, dass die Länge L_V sowohl den Betrag der Flussrate am Schacht ($x = 0$) als auch jenen Wert auf der x Achse bestimmt, wo die Flussrate nur noch $Q_{xV} = 0.001 \text{ m}^3/\text{a}$ beträgt.

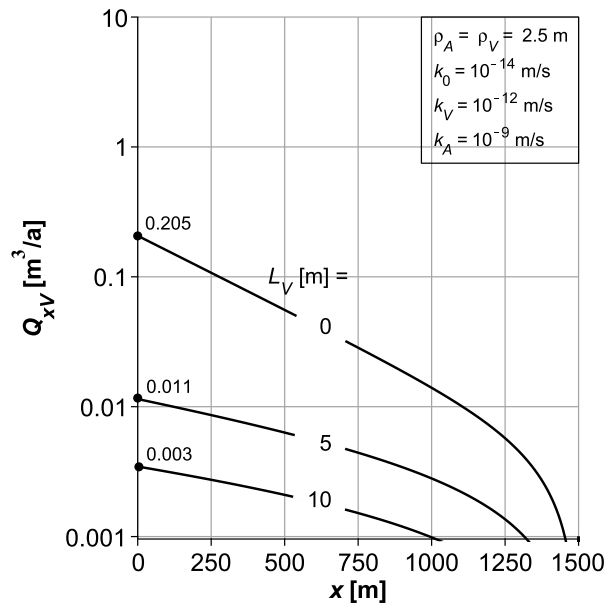


Fig. M-18: Verlauf der Flussrate in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V

Flussrate am Schacht

Die Formel (M.24) gestattet es, die für die Sicherheitsuntersuchungen wichtige Frage nach der Wirksamkeit der Verschlussbauwerke zur Reduktion der Flussrate je nach seiner Ausbildung (L_V, k_V) und für verschiedene Werte der AUZ k_A zu beantworten. Die Diagramme in Fig. M-19 beziehen sich auf zwei verschiedene Durchlässigkeitsbeiwerte der AUZ der Verschlussbauwerke.

Wie erwartet spielt die Dichtigkeit des Verschlussbauwerks zur Reduktion der Flussrate eine wichtige Rolle. Sie hängt allerdings auch hier vom Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ der Lagerstollen ab. Man sieht, dass sich für die gewählten Parameter eine bedeutendere Verringerung der Flussrate bei beispielsweise einer Länge von $L_V = 5.0 \text{ m}$ nur für den hohen Durchlässigkeitsbeiwert von $k_A = 10^{-9} \text{ m/s}$ einstellt. In diesem Fall sinkt die Flussrate für $k_V = 10^{-12} \text{ m/s}$ von $0.205 \text{ m}^3/\text{a}$ auf $0.011 \text{ m}^3/\text{a}$, d. h. auf rund 5 %.

Eine besonders aufschlussreiche Auswertung zeigt Fig. M-20. Das Diagramm links für den Einfluss der Länge des Verschlussbauwerks L_V wurde von der vorangehenden Figur übernommen. Das Diagramm rechts zeigt als Vergleich den Einfluss der Länge des Lagerstollens L in Abwesenheit von Verschlussbauwerken. Die gleichzeitige Auswirkung von L_V und L wird weiter unten anhand von Fig. M-25 diskutiert.

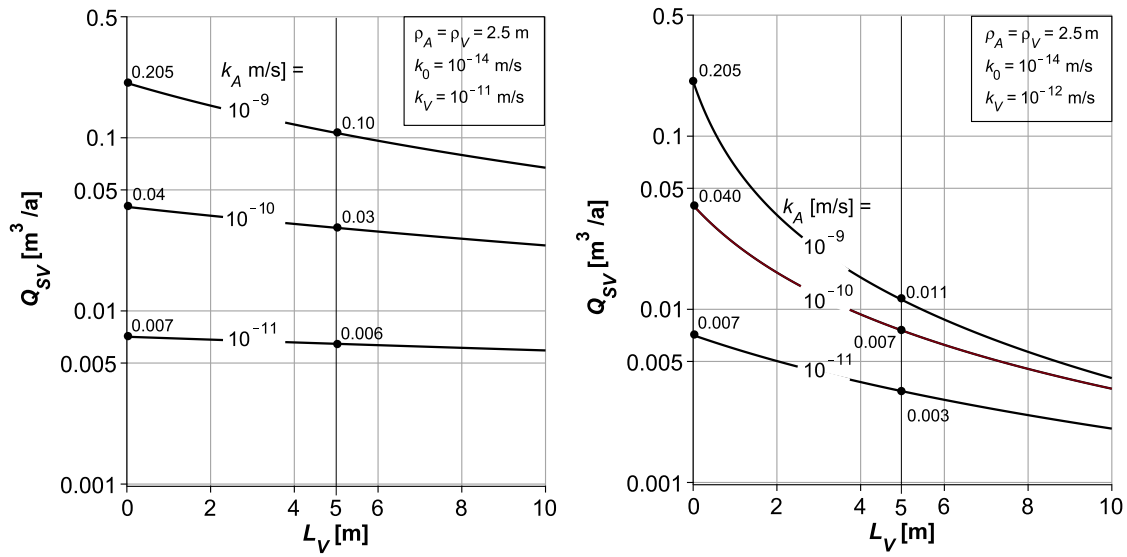


Fig. M-19: Flussrate am Schacht in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V für verschiedene Durchlässigkeitsbeiwerte k_V und k_A

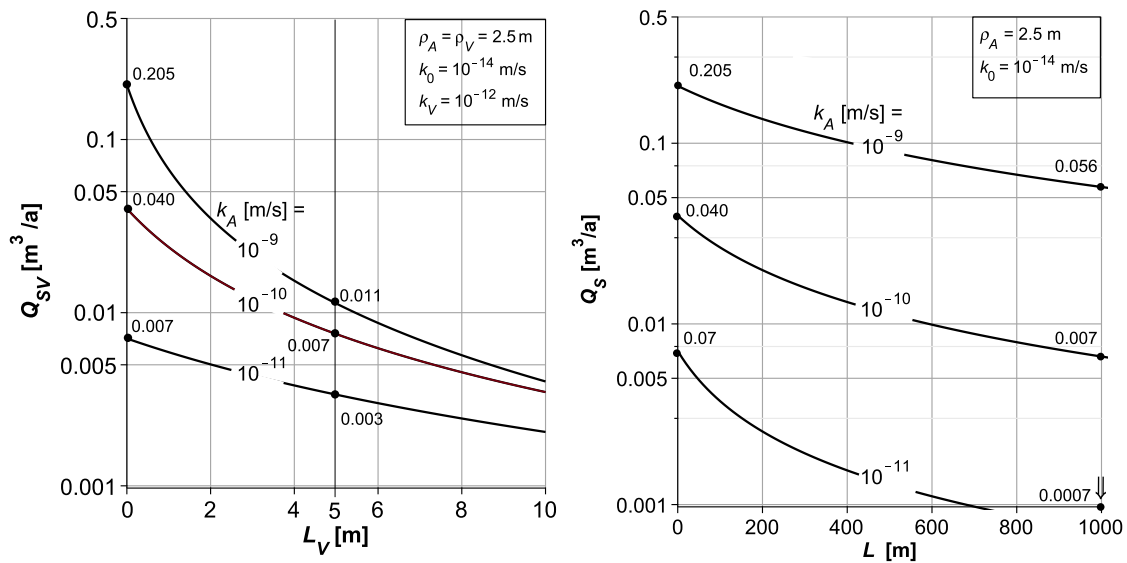


Fig. M-20: Flussrate am Schacht in Funktion der Länge des Verschlussbauwerks L_V und in Funktion der Länge des Betriebstunnels L für verschiedene Durchlässigkeitsbeiwerte k_A

M.2.3 Strömungszeit

Als Erstes betrachten wir die Zeitdauer t_{0V} , welche bei der Durchquerung des Verschlussbauwerks verstreicht. Als Rechenbeispiel dient wieder der erste Lagerstollen am Schacht, wo an dessen Eingang der piezometrische Druck – wie bei den früheren Beispielen – $p_S = 5.5$ MPa beträgt. Als Grundlage der Auswertung dient die Formel M.33. Betrachtet man das Diagramm in Fig. M-21, so zeigt es sich, dass beispielsweise bei $L_V = 5.0$ m und $k_V = 10^{-12}$ m/s – selbst bei dem hohen Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ $k_A = 10^{-9}$ m/s – das Verschlussbauwerk eine Zeitverzögerung von rund 2'000 Jahre bewirkt. Dies bedeutet, dass im Sinne des Mehrfachbarrieren-Systems der Nagra das Verschlussbauwerk zusätzlich zu den Endlagerbehältern (gemäss ENSI 1'000 J.) für die ersten 2'000 Jahre eine weitere Schutzfunktion bietet.

Bei einer Länge von $L_V = 10.0$ m bräuchten die Radionukliden gemäss Rechenmodell rund 7'000 Jahre, um durch das Verschlussbauwerk in den Betriebstunnel bzw. zum Schacht zu gelangen.

Den Verlauf der Strömungszeit im Lagerstollen ($y \geq 0$) illustrieren auch hier die Verhältnisse im ersten Lagerstollen am Schacht, auf die sich die Fig. M-22 und M-23 beziehen. Hier wurde auch der Anteil des Verschlussbauwerks berücksichtigt ($t_{0V} + t_{1V}$). Von besonderem Interesse ist der Nachweiszeitraum von 0.5 Mio. J. Das Diagramm für $k_A = 10^{-10}$ m/s zeigt beispielsweise, dass in diesem Zeitraum bei $L_V = 5.0$ m kein Radionuklid aus einer grösseren Stollentiefe als 405 m zum Betriebstunnel gelangen kann. Dies ist ein Gewinn von 240 m gegenüber dem Fall mit $L_V = 0$ (645 m).

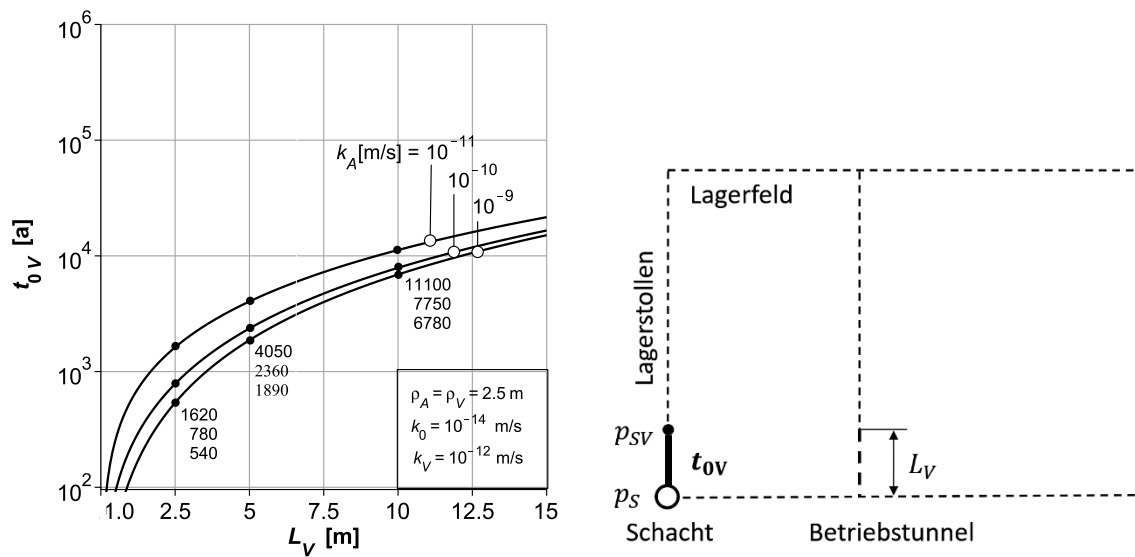


Fig. M-21: Strömungszeit im Verschlussbauwerk des ersten Lagerstollens am Schacht in Funktion von dessen Länge L_V und des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ (k_A)

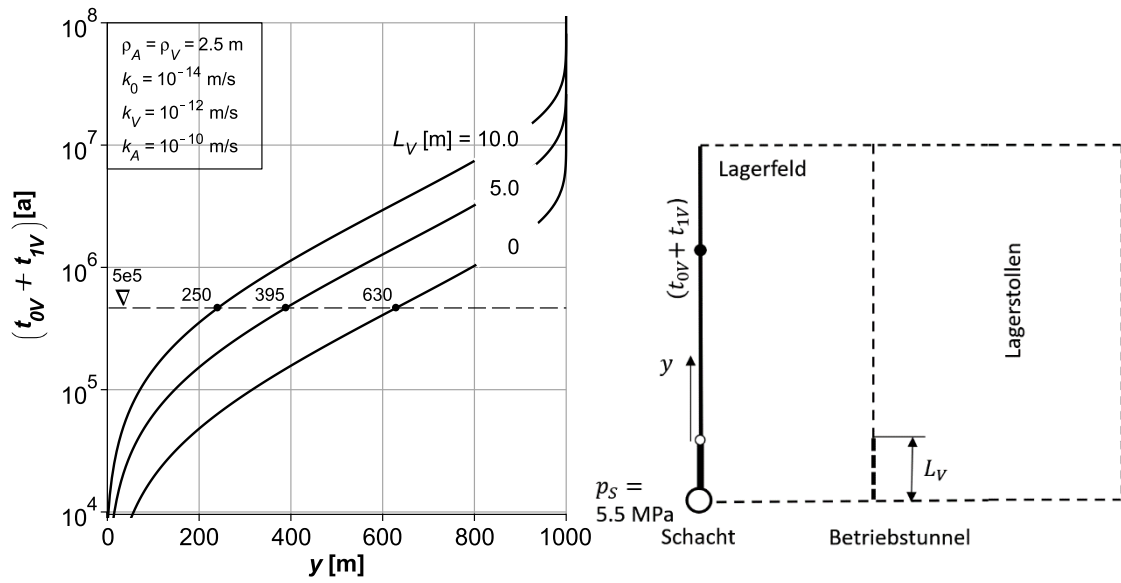


Fig. M-22: Verlauf der Strömungszeit im ersten Lagerstollen am Schacht bei verschiedenen Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-10}$ m/s)

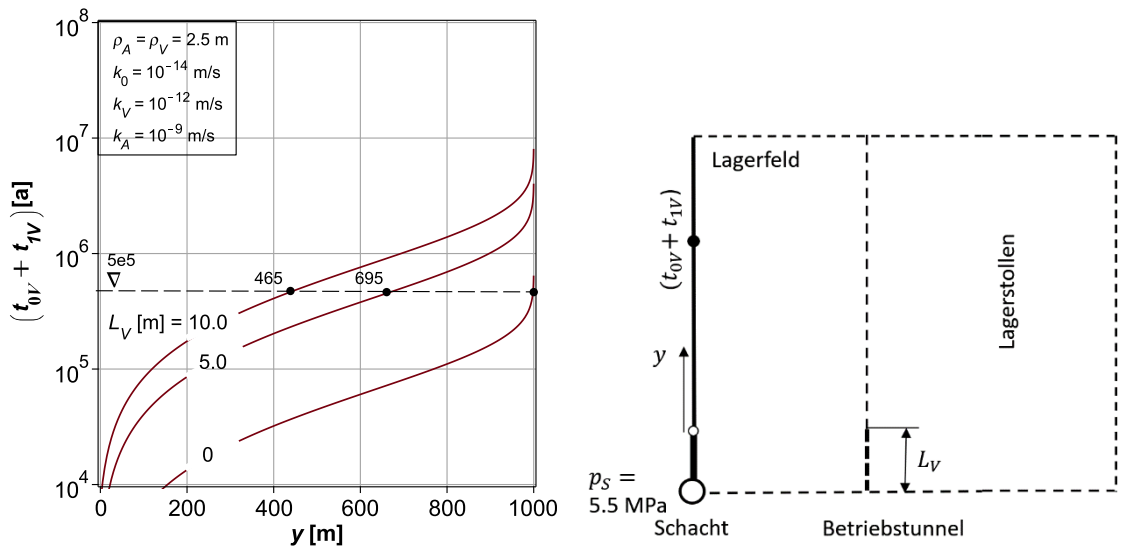


Fig. M-23: Verlauf der Strömungszeit im ersten Lagerstollen am Schacht bei verschiedenen Längen des Verschlussbauwerks L_V ($k_A = 10^{-9}$ m/s)

Ein Vergleich der Kurvenverläufe in Fig. M-22 ($k_A = 10^{-10}$ m/s) mit jenen in Fig. M-23 ($k_A < 10^{-9}$ m/s) zeigt den Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwerts der AUZ auf die Strömungszeit. Beispielsweise bei der Zeitdauer von 0.5 Mio. J. wird die Stollentiefe, von wo in diesem Zeitraum noch Radionuklide den Betriebstunnel erreichen können, von 1'000 m (für $L_V = 0$) auf 645 m reduziert.

M.2.4 Interaktion zwischen den Verschlussbauwerken und der Verlängerung des Betriebstunnels

In den Kap. J und K wurde der Einfluss einer Verlängerung des Betriebstunnels mit der Länge L auf die Flussrate und die Strömungszeit untersucht. Im vorangehenden Kapitel wurde diese Auswirkung der Verschlussbauwerke gelöst. Im Folgendem stellt sich die Frage nach der gemeinsamen Wirkung dieser beiden Sicherheitsmassnahmen (Fig. M-24).

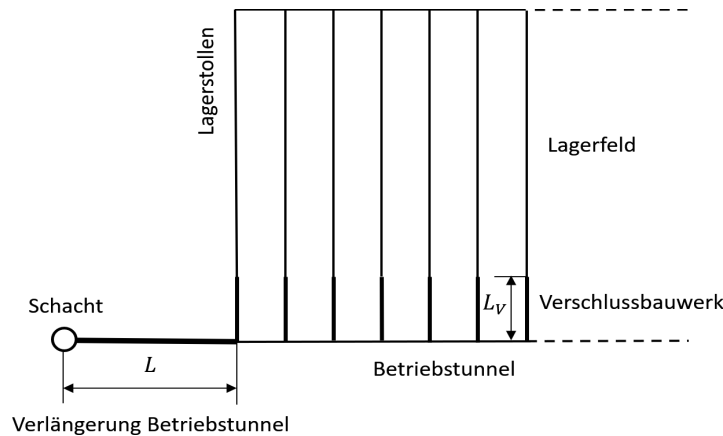


Fig. M-24: Hydraulisches Netzwerk unter Einbezug der Verschlussbauwerke und der Verlängerung des Betriebstunnels mit ihren Längen L_V und L

Wir beschränken uns auf die Betrachtung der Flussrate am Schacht und auf die Strömungszeit im Feld und bei variablen Längen der Verschlussbauwerke $0_V \leq L_V \leq 10$ und bei $L = 0$ und $1'000$ m der Verlängerung des Betriebstunnels.

Flussrate

In Bezug auf die Flussrate am Schacht greifen wir auf die Formel (M.24) zurück. Für den gewählten Parametersatz erhält man so das Diagramm in Fig. M-25. Die Berechnungen basieren auf der Annahme einer hohen Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ von $k_A = 10^{-9}$ m/s. Der Punkt auf der Ordinate mit dem höheren Wert $0.205 \text{ m}^3/\text{a}$ bezieht sich auf eine Anlage ohne Verschlussbauwerke ($L_V = 0$) und ohne Verlängerung des Betriebstunnels ($L = 0$). Die von diesem Punkt ausgehende Kurve stellt – wie schon in Fig. M-19 dargestellt – den Einfluss der Länge des Verschlussbauwerks ohne Vorhandensein einer Verlängerung des Betriebstunnels dar. So sieht man, dass beispielsweise bereits eine Länge des Verschlussbauwerks $L_V = 3$ m die Reduktion der Flussrate von 90 % bewirkt ($0.205 \rightarrow 0.022$). Eine um 2 m grössere Länge, d. h. $L_V = 5$ m, bewirkt nur noch eine bescheidene weitere Reduktion auf 95 %.

Wie wirkt sich eine Verlängerung des Betriebstunnels mit der Länge von $L = 1'000$ m ohne Präsenz von Verschlussbauwerken auf die Flussrate aus? Hierzu betrachten wir den Punkt auf der Ordinate mit dem Wert $0.057 \text{ m}^3/\text{a}$. Er deutet eine Reduktion der Flussrate von 72 % an. Das Gleiche erreicht man mit einem Verschlussbauwerk der Länge $L_V = 1.2$ m. Dies bedeutet, dass in Bezug auf die Flussrate unter der Bedingung des gewählten Parameteransatzes die beiden Massnahmen gleichwertig sind.

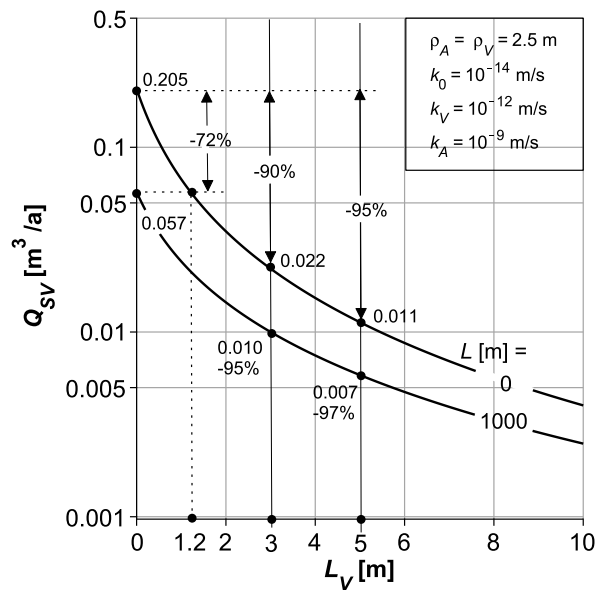


Fig. M-25: Interaktionsdiagramm für die Flussrate am Schacht. Der Einfluss der Länge der Verschlussbauwerke L_V ohne und mit Verlängerung des Betriebstunnels der Länge L

Betrachtet man etwas näher die untere Linie, welche die Flussrate unter der gleichzeitigen Wirkung der Verlängerung des Betriebstunnels und jener des Verschlussbauwerks anzeigt, stellt sich heraus, dass diese Sicherheitsmassnahmen nicht einfach additiv wirksam sind. Die Punkte beispielsweise bei $L_V = 3.0$ m und den Werten $L = 0$ und $1'000$ m (0.022 und 0.010) zeigen einen Unterschied von lediglich 5 %. Es ist interessant festzustellen, dass bezüglich der Flussrate angesichts der vielen Unwägbarkeiten bei der mathematischen Behandlung des Problems die beiden Massnahmen praktisch gleichwertig sind. Vergleicht man den Fall der angeordneten Verschlussbauwerke mit $L_V = 3.0$ m mit jenem der Verlängerung des Betriebstunnels von einer hydraulisch wirksamen Länge von $1'000$ m, fallen die Unterschiede in den Werten 0.057 und 0.022 m³/a nicht ins Gewicht.

Strömungszeit

Den Einfluss der Verschlussbauwerke und jenen des verlängerten Betriebstunnels auf die Strömungszeit kann man einzeln und in Kombination am besten durch Isolinien darstellen. In Fig. K-6 wurden bereits die Isolinien für den Nachweiszeitraum von 1 Mio. J. für den Grundfall $L = L_V = 0$ dargestellt. Die Erweiterung solcher Isolinien auf den Einfluss der Verschlussbauwerke mit und ohne Verlängerung des Betriebstunnels kann man mit den Formeln (M.29), (M.33) und (M.35b) bewerkstelligen. Angesichts der verhältnismässig kurzen Strömungszeit durch die Verschlussbauwerke t_{0V} (Fig. A13-21) wird in den folgenden Auswertungen auf diesen Anteil Einfachheit halber verzichtet. Die dargestellten Isolinien stehen somit für kürzere Strömungszeiten und sind so auf der sicheren Seite. In Fig. M-26 sind die Ergebnisse von 4 Rechenfällen dargestellt. Hier sieht man, wie sich der Anteil der Lagerfläche, von wo im Nachweiszeitraum von 1 Mio. J. keine Radionuklide mehr den Schacht erreichen können infolge der baulichen Massnahmen verringert. Es zeigt sich beispielsweise, dass man das Lager gegen Advektion nahezu absperren kann, indem man einen Verlängerungstunnel der Länge $L = 1'000$ m und Verschlussbauwerke mit einer Länge von $L_V = 5$ anordnet. Es ist bemerkenswert, dass sowohl eine Verlängerung von $L = 1'000$ m als Verschlussbauwerke mit $L_V = 5$ m etwa die gleiche Barrierewirkung ausüben, nämlich die Abschottung etwa der Hälfte der Lagerfläche für den Nachweiszeitraum von 1 Mio. J.

Um den Einfluss der Porosität auf die Strömungszeit zu prüfen, betrachten wir Fig. M-28. Wie man sieht, verschieben sich die Kurven in Richtung des Schachtes und zeigen so eine günstige Auswirkung der Porosität. Dies kommt besonders klar durch die kombinierte Wirkung einer Verlängerung mit $L = 500$ m und $L_V = 5$ m zum Ausdruck.

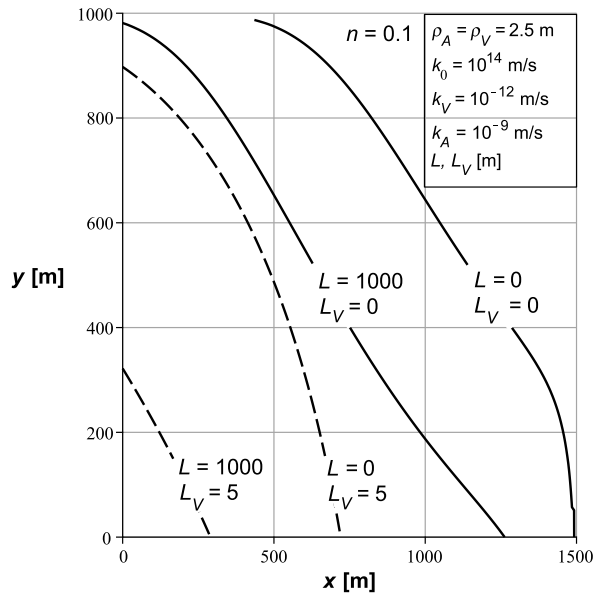


Fig. M-26: Interaktionsdiagramm für die Strömungszeit von 1 Mio. J. für verschiedene Längen der Verschlussbauwerke L_V und der Verlängerung des Betriebstunnels L bei der Porosität $n = 0.1$

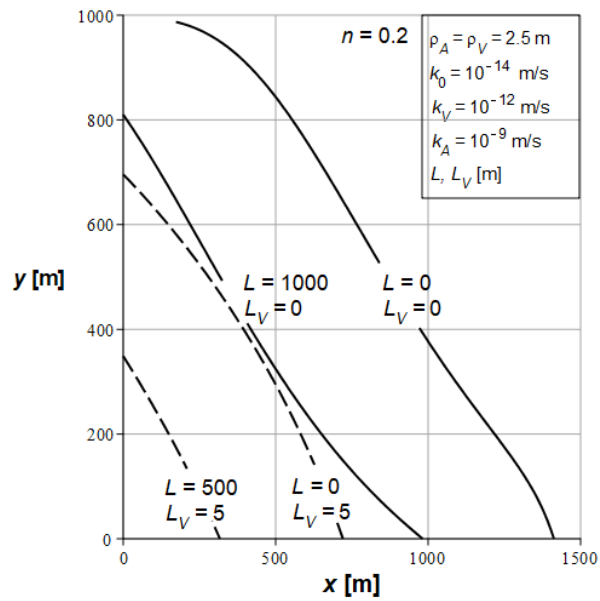


Fig. M-27: Interaktionsdiagramm für die Strömungszeit von 1 Mio. J. für verschiedene Längen der Verschlussbauwerke L_V und der Verlängerung des Betriebstunnels L bei der Porosität $n = 0.2$

Modell 3

- wie Modell 2, aber mit Verlängerung des Betriebstunnels (L)
- Im Nenner tritt neu der Term auf:

$$+L \frac{1}{D} \sqrt{\frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \frac{k_0}{F_A k_A} \frac{F_A k_A}{k_{AA} F_{AA}}} \left(\frac{e^{\sqrt{\frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \frac{k_0}{F_A k_A}} \frac{2l}{k_{AA} F_{AA}}} - 1}{e^{\sqrt{\frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \frac{k_0}{F_A k_A}} \frac{2l}{k_{AA} F_{AA}}} + 1} \right)$$

- Mit $L = 0$ wird die Formel in jene von Modell 2 überführt

Modell 4

- wie Modell 3, aber unter Berücksichtigung der Verschlussbauwerke
- neue Parameter: L_V, k_V (Länge und Durchlässigkeitsbeiwert der Verschlussbauwerke)

Die entsprechende Formel (M.24) vollständig ausgeschrieben ist auf Seite 124 dargestellt.

Mit $L_V = 0$ erhält man die Formel für Modell 3.

Diskussion

Anhand der umfassenden Formel des Modelles 4 prüfen wir einzelne mathematische Ausdrücke, welche auf Vorgänge in der physikalischen Realität verweisen.

- Der Ausdruck

$$\sqrt{\frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \frac{k_0}{F_A k_A}}$$

bezieht sich abgesehen vom Produkt $F_A k_A$ auf die Sickerströmung aus dem Wirtgestein zum Lagerstollen und kommt deshalb in den Formeln aller vier Modelle vor.

- Der Einfluss des Lagerstollens mit geschlossenem Ende ist überall in den runden Klammern erkennbar. Hier tritt neu die Länge der Lagerstollen l in Erscheinung:

$$\left(\frac{e^{\sqrt{\frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \frac{k_0}{F_A k_A}} \frac{2l}{k_{AA} F_{AA}}} - 1}{e^{\sqrt{\frac{2\pi}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} \frac{k_0}{F_A k_A}} \frac{2l}{k_{AA} F_{AA}}} + 1} \right)$$

- Der Einfluss des Betriebstunnels mit geschlossenem Ende kommt durch dessen Länge \bar{l} und den Parametern k_{AA}, F_{AA} in den geschweiften Klammern zum Ausdruck:

$$\left(\begin{array}{c} 2\bar{l} \frac{1}{D} \sqrt{\frac{2\pi k_0 k_A F_A}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)}} \frac{1}{k_{AA} F_{AA}} \left(\frac{e^{\sqrt{\frac{2\pi k_0}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} F_A k_A}}}{e^{\sqrt{\frac{2\pi k_0}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} F_A k_A}}} \right)^{-1} \\ e^{\sqrt{\frac{2\pi k_0}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} F_A k_A}} \end{array} \right) +1$$

$$\left(\begin{array}{c} 2\bar{l} \frac{1}{D} \sqrt{\frac{2\pi k_0 k_A F_A}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)}} \frac{1}{k_{AA} F_{AA}} \left(\frac{e^{\sqrt{\frac{2\pi k_0}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} F_A k_A}}}{e^{\sqrt{\frac{2\pi k_0}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} F_A k_A}}} \right)^{-1} \\ e^{\sqrt{\frac{2\pi k_0}{\ln\left(\frac{h}{\rho_A}\right)} F_A k_A}} \end{array} \right) +1$$

- Der Einfluss der Verschlussbauwerke mit ihren Parametern L_V, k_V für Länge und Durchlässigkeitsbeiwert tritt an zwei Stellen auf, während die Verlängerung des Betriebstunnels mit der Länge L nur an einer Stelle vorkommt.
- Die e-Funktionen in den runden und den geschweiften Klammern mit e^l und $e^{\bar{l}}$ treten jeweils in der gleichen Anordnung auf.

N.2 Kongruenz zwischen Lagerstollen und Betriebstunnel

Einer der Gründe für die Möglichkeit, die Vorgänge auch in einem solch komplexen hydraulischen Netzwerk mit geschlossenen Formeln zu beschreiben liegt neben der Natur der dem Problem zugrunde liegenden Differentialgleichung in der Übereinstimmung der Fliessvorgänge in den Lagerstollen und im Betriebstunnel. Die mathematische Kongruenz wird besonders deutlich in den Formeln für die Feldgrößen sowie für die Strömungszeit. Als Beispiel betrachte man Modell 2 mit dem Ausdruck für die Flussrate im Feld (6.10):

$$q_y(x, y) = -\frac{1}{D} \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A F_A (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}} \frac{e^{2l\sqrt{a_A}} e^{-y\sqrt{a_A}} - e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{2l\sqrt{a_A}+1}}$$

Hier sieht man, wie in den Brüchen sowohl im Zähler als auch im Nenner in der Potenz der e-Funktionen die «Steuerungsparameter» $\sqrt{m_R}$ und $\sqrt{a_A}$ einander entsprechen. Konsequenterweise gilt dies auch für die Strömungszeiten t_1 und t_2 nach (8.26):

$$t_1 = n \frac{1}{A} \frac{1}{\sqrt{a_A} e^{l\sqrt{a_A}}} \left(\tanh^{-1} \left(\frac{e^{y\sqrt{a_A}}}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) - \tanh^{-1} \left(\frac{1}{e^{l\sqrt{a_A}}} \right) \right)$$

$$t_2 = n \frac{1}{B} \frac{1}{\sqrt{m_R} e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}}} \left(\tanh^{-1} \left(\frac{e^{x\sqrt{m_R}}}{e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}} \right) - \tanh^{-1} \left(\frac{1}{e^{\bar{l}\sqrt{m_R}}} \right) \right)$$

Bei den Konstanten A (8.14) und B (8.20) ist die Kongruenz nur ansatzweise vorhanden:

$$A = \frac{\sqrt{a_A}}{\gamma_w} k_A (p_H - p_S) \frac{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}} e^{-x\sqrt{m_R}} + e^{x\sqrt{m_R}}}{(e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1})(e^{2\bar{l}\sqrt{a_A}+1})}$$

$$B = \frac{\sqrt{m_R}}{\gamma_w} k_{AA} (p_H - p_S) \frac{1}{e^{2\bar{l}\sqrt{m_R}+1}}$$

Anhang O Menge der nicht zerfallenen Radionuklide am Schacht

O.1 Mathematische Ableitungen

Die im Kap. 8 sowie in den Anhängen K und M.1.4 abgeleiteten Formeln für die Strömungszeit eröffnen die Möglichkeit unter bestimmten Modellannahmen die zeitliche Entwicklung der Menge von Radionukliden am Schacht zu berechnen. Im Kap. 9 haben wir uns bereits mit dem Zerfall einer gegebenen Menge von Radionukliden während des Transportes befasst und die gewonnenen Erkenntnisse durch Diagramme im Anhang L veranschaulicht. Im Folgenden gehen wir von einer bestimmten Menge von in einem Endlagerbehälter (in der Folge als *Behälter* bezeichnet) eingelagerten Radionukliden aus und folgen dem Weg, den die Nagra für die Lösung dieses Problems für ihre numerischen Berechnungen eingeschlagen hat (Nagra 2014c). Hierbei ist folgendes zu beachten:

- Radionuklide gelangen in die Sickerströmung der AUZ erst, nachdem der Behälter seine Dichtheit eingebüsst hat (containment time t_c). Es wird vorausgesetzt, dass die vertikale Durchströmung des Wirtgesteins zu diesem Zeitpunkt bereits im Gang ist (Fig. O-1)
- Hierauf erfolgt die unmittelbare Freisetzung einer bestimmten Menge Radionuklide (M^*), die gleich von der Sickerströmung wegtransportiert wird (instant release fraction)
- Ebenfalls von diesem Moment an findet fortwährend eine Ablösung von Radionukliden aus der Abfallmatrix innerhalb des Behälters statt. Ihre Intensität ist durch die *Ablösungsrate* (fractional release rate)

$$\kappa = \frac{1}{M} \frac{dM}{d\tau} [\text{s}^{-1}] \quad (\text{O.1})$$

definiert, wobei M die zum Zeitpunkt τ vorhandene nicht zerfallene Menge bezeichnet. In Abweichung von dem allgemeinen Ansatz der Nagra (Nagra 2014c) wird im Folgendem κ als eine Konstante angenommen. Man kann allerdings zeigen, dass eine zeitabhängige Ablösungsrate näherungsweise berücksichtigt werden kann, indem verschiedenen Zeitabschnitten stufenweise unterschiedliche Beträge von κ zugeordnet werden.

Die ersten Radionuklide erscheinen am Schacht erst, nachdem sie den Weg vom Standort des Behälters zu diesem zurückgelegt haben. Die entsprechende Zeitspanne bezeichnen wir mit t_0 . Diese Grösse setzt sich je nach Projektkonzept aus verschiedenen Beiträgen zusammen (Lagerstollen einschliesslich Verschlussbauwerk, Betriebstunnel, Verlängerung des Betriebstunnels).

O.1.1 Entwicklung der Menge im Behälter

Wir gehen zunächst von der Menge M_0 aus, welche nach der augenblicklichen Freisetzung (instant release fraction) zum Zeitpunkt $\tau = 0$ im Endlagerbehälter vorhanden ist und verfolgen ihre Abnahme infolge der fortwährenden Ablösung und des fortwährenden radioaktiven Zerfalls. In Fig. O-1 ist der Vorgang auf der Zeitachse dargestellt. Die Menge im Behälter zum Zeitpunkt τ wird mit M_τ bezeichnet. Die infinitesimale zeitliche Änderung dM_τ setzt sich aus zwei Anteilen zusammen, nämlich aus der Ablösung gemäss (O.1)

$$\kappa M_\tau d\tau \quad (\text{O.2})$$

und dem Zerfall (9.1)

$$M_\tau - e^{-\lambda d\tau} M_\tau \quad (\text{O.3})$$

Wir erhalten somit

$$dM_\tau = -\kappa M_\tau d\tau - M_\tau(1 - e^{-\lambda d\tau}), \quad (O.4)$$

wobei hier

$$\lambda = \frac{\ln(2)}{T_{0.5}} \quad (O.5)$$

bedeutet (Zerfallskonstante λ und Halbwertszeit $T_{0.5}$).

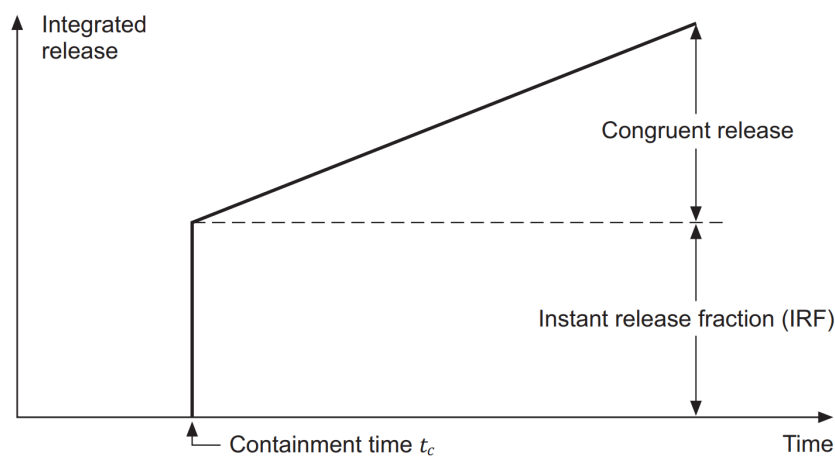


Fig. O-1: Unmittelbare Ablösung nach Verlust der Dichtheit der Behälter (t_c) und das Einsetzen der Ablösung von Radionukliden einer bestimmten Sorte mit konstanter Ablösungsrate

Nagra (2014c)

Die Reihenentwicklung der e-Funktion lautet bekanntlich wie folgt:

$$e^x = 1 + x + \frac{x^2}{2} + \dots$$

Für kleine Werte von x beschränkt man sich auf die ersten beiden Terme, weshalb man (O.4) wie folgt schreiben kann:

$$dM_\tau = -M_\tau(\kappa + \lambda)d\tau \quad (O.6)$$

Hieraus erhält man die Differentialgleichung

$$\frac{dM_\tau}{d\tau} + M_\tau(\kappa + \lambda) = 0 \quad (O.7)$$

Die Integration unter Beachtung der Randbedingung

$$M_\tau(0) = M_0 \quad (\text{O.8})$$

führt zur Lösung

$$M_\tau = M_0 e^{-(\kappa+\lambda)\tau} \quad (\text{O.9})$$

Diese Formel liefert somit die Menge der betrachteten Art des Radionuklides, die zum Zeitpunkt τ im Behälter noch vorhanden ist.

O.1.2 Transport der abgelösten Radionuklide zum Schacht

Von der zeitabhängigen Menge M_τ im Behälter löst sich – wie oben angeführt – in jedem Augenblick ($\tau \geq 0$) die infinitesimale Menge (O.1)

$$dM_\tau = \kappa M_\tau d\tau \quad (\text{O.10})$$

ab. Sie macht sich auf den Weg durch die AUZ des Lagerstollens, des Verschlussbauwerkes und des Betriebstunnels und falls vorhanden auch durch die Verlängerung des Betriebstunnels zum Schacht. Setzt man (O.9) hier ein, so erhält man die abgelöste infinitesimale Menge

$$dM_\tau = \kappa M_0 e^{-(\kappa+\lambda)\tau} d\tau \quad (\text{O.11})$$

Diese Menge ist während des Transportes, d.h. während des Zeitintervalls $(t - \tau)$ dem Zerfall unterworfen (Fig. O-2), weshalb man schreiben kann:

$$dM_t = dM_\tau e^{-\lambda(t-\tau)}$$

und mit (O.11)

$$dM_t = \kappa M_0 e^{-(\kappa+\lambda)\tau} e^{-\lambda(t-\tau)} d\tau \quad (\text{O.12})$$

Eine Umformung führt zu

$$dM_t = \kappa M_0 e^{-(\lambda t + \kappa \tau)} d\tau \quad (\text{O.13})$$

bzw. zu

$$dM_t = \kappa M_0 e^{-\lambda t} e^{-\kappa \tau} d\tau \quad (\text{O.14})$$

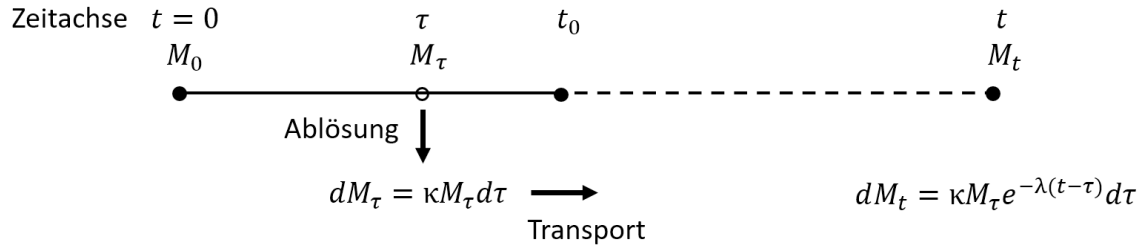


Fig. O-2: Ablösung der infinitesimalen Menge dM_τ eines Radionuklides vom Behälter zum Zeitpunkt τ und ihr unmittelbarer Transport zum Schacht

Sie verringert sich bis dorthin infolge des Zerfalls auf dM_t . Zum Zeitpunkt t befindet sich dort die Menge M_t . Die Transportzeit vom Behälter zum Schacht beträgt t_0 . Die Mengenentwicklung am Schacht selbst findet im Zeitintervall $(t - t_0)$ statt.

Bei der nachfolgenden Integration muss beachtet werden, dass nur jener Anteil der abgelösten Menge von Interesse ist, welche nach der Strömungszeit t_0 noch verbleibt, d. h. nach der Zeitspanne $(t - t_0)$. Die Gesamtmenge am Schacht zum Zeitpunkt t ergibt sich somit als

$$M_t = \kappa M_0 e^{-\lambda t} \int_0^{(t-t_0)} e^{-\kappa \tau} d\tau \tag{O.15}$$

Die Ausführung des bestimmten Integrals führt auf die gesuchte Menge in Funktion der Zeit

$$M_t = M_0 e^{-\lambda t} (1 - e^{-\kappa(t-t_0)}) \tag{O.16}$$

Für einen Behälter erhält man mit $t_0 = 0$ (hypothetische Annahme: unretardierte Freisetzung direkt zum Schacht)

$$M_t = M_0 e^{-\lambda t} (1 - e^{-\kappa t}) \tag{O.17}$$

Es sei noch erwähnt, dass der Ausdruck (O.17) auch aufgrund einer einfachen Überlegung gewonnen werden kann. Die Gesamtmenge der nach dem Zerfall verbleibenden Radionuklide zum Zeitpunkt t beträgt (inkl. abgelöster Anteil)

$$M_0 e^{-\lambda t} \tag{O.18}$$

Zieht man von hier die im Behälter vorhandene Menge gemäss (O.9) ab, so erhalten wir

$$M_0 e^{-(\kappa+\lambda)t}$$

und damit (O.17).

Bezeichnet man mit M_0^* die unmittelbar abgelöste Menge (instant release fraction), so erhält man die totale Menge am Schacht als

$$M_{St} = e^{-\lambda t} [M_0(1 - e^{-\kappa(t-t_0)}) + M_0^*] \quad (\text{O.19})$$

Um den Einfluss der Parameter Halbwertszeit $T_{0.5}$, Ablösungsrate κ und Strömungszeit t_0 zu untersuchen, führen wir eine Reihe von Modellrechnungen durch (ohne Berücksichtigung der unmittelbar abgelösten Menge M_0^*). Hierbei gehen wir von verschiedenen Lagerkonfigurationen und verschiedenen Positionen (x, y) des betrachteten Behälters aus. Die Grundlage bildet die Beziehung (O.16), angepasst auf einen einzigen Behälter an der Stelle (x, y) des Lagerfeldes

$$\frac{M_t}{M_0} = e^{-\lambda t} (1 - e^{-\kappa(t-t_0(x,y))}) \quad (\text{O.20})$$

Für $t_0(x, y)$ können die in den Anhängen K und M.2.3 abgeleiteten Beziehungen übernommen werden. Als Beispiel betrachte man eine Lagerauslegung mit Verlängerung des Betriebstunnels aber ohne Verschlussbauwerke unter Verwendung der Formel (8.12) für Lagerstollen mit offenem Ende. Der geschlossene Ausdruck für die Mengenentwicklung am Schacht lautet dann

$$\frac{M_t}{M_0} = e^{-\lambda t} \left(1 - e^{-\kappa(t-n(1+L\sqrt{m})) \left(\frac{\gamma_W}{a_A k_A} \frac{(e^{y\sqrt{a}}-1)e^{x\sqrt{m}}}{(p_H-p_S)} + \frac{\gamma_W}{mk_{AA}} \frac{(e^{x\sqrt{m}}-1)}{(p_H-p_S)} + nL \frac{\gamma_W}{k_{AA}\sqrt{m}(p_H-p_S)} \right)} \right) \quad (\text{O.21})$$

O.1.3 Gesamtmenge am Schacht aus dem Lagerfeld

Wurde oben nur ein einziger Behälter ins Auge gefasst, so stellt sich hier die Frage nach der Summe der zum Schacht transportierten Mengen der Radionuklide der betrachteten Sorte aus allen eingelagerten Behältern. Der Erfassung dieser Gesamtmenge legen wir die Annahme zugrunde, dass zum Zeitpunkt $t = 0$, d. h. nach der unmittelbaren Freisetzung (instant release fraction), in allen Behältern die gleiche Menge M_0 vorhanden ist und alle Behälter zu gleicher Zeit ihre Schutzwirkung verlieren. Des Weiteren gelte für alle Behälter die gleiche Ablösungsrate κ , welche in allen Lagerstollen in gleichmässigem Abstand angeordnet sein sollen.

Um eine analytische Behandlung des Problems zu ermöglichen, wird die Menge M_0 eines Behälters auf die Referenzfläche

$$f = \alpha D \quad (\text{O.22})$$

verteilt, wobei α für den Abstand zwischen den Behältern und D für jenen zwischen den Lagerstollen steht.

Die auf die Flächeneinheit bezogene Menge beträgt

$$m_0 = \frac{1}{\alpha D} M_0 \quad (\text{O.23})$$

$$m_0^* = \frac{1}{\alpha D} M_0^* \quad (\text{O.24})$$

Dementsprechend liefert (O.16) die von einer Flächeneinheit herrührende Menge am Schacht

$$m_{St} = e^{-\lambda t} [m_0(1 - e^{-\kappa(t-t_0)}) + m_0^*] dx dy \quad (O.25)$$

Die gesamte Zeitdauer der Strömung t_0 von einem Punkt (x, y) des Lagerfeldes bis zum Schacht ist gemäss den Formeln der Strömungszeit (8.26, M.36) eine Funktion der Koordinaten (x, y) .

Die Gesamtmenge am Schacht ergibt sich somit als

$$\overline{M}_{St} = \iint e^{-\lambda t} [m_0(1 - e^{-\kappa(t-t_0(x,y))}) + m_0^*] dx dy \quad (O.26)$$

Angesichts der Beschaffenheit der Funktion $t_0(x, y)$ wird hier auf den Versuch der Integration verzichtet. Die Formel zeigt aber deutlich die Struktur des Problems mit den Rollen der Parameter κ , λ und t_0 . Diese ist – wie oben erwähnt – bedingt durch die Lagerauslegung, die Eigenschaften der AUZ sowie die geotechnischen Bedingungen des Wirtgesteins.

O.2 Modellrechnungen zur Mengenentwicklung

O.2.1 Mengenentwicklung im Behälter selbst

Als erstes betrachten wir den Einfluss der Grössen κ , λ und τ auf die bezogene Mengenentwicklung im Behälter selbst, der durch (O.9) ausgedrückt wird:

$$\frac{M_\tau}{M_0} = e^{-(\kappa+\lambda)\tau}$$

In Fig. O-3 ist diese Verhältniszahl in Funktion der Zeit τ für verschiedene Werte von κ und λ dargestellt. Die Strichpunktlinie steht für den Extremfall der Mengenentwicklung ohne jegliche Ablösung ($\kappa = 0$). Aus dieser Figur kann man folgende Folgerungen ziehen:

- Mit zunehmender Halbwertszeit verschieben sich die Linien – wie aus der Gleichung (O.9) direkt ablesbar – nach rechts. Man vergleiche hierzu beispielsweise die Werte von M_τ/M_0 bei $\tau = 10^3$ a (Punktepaare).
- Ablösungsraten von $\kappa < 1e-5$ a⁻¹ haben für Halbwertszeiten $T_{0.5} > 1e3$ J. praktisch keinen Einfluss auf die Mengenentwicklung im Behälter.

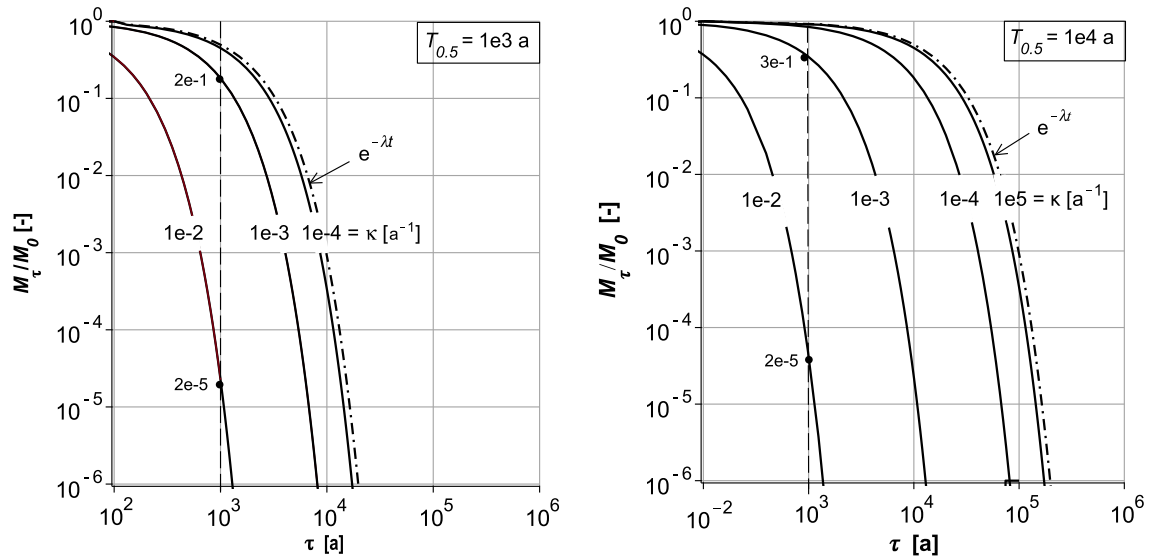


Fig. O-3: Bezogene Mengenentwicklung im Behälter in Funktion der Zeit τ und des Ablösungsparameters κ für Radionuklide mit den Halbwertszeiten $T_{0.5} = 1e3$ und $1e4 \text{ a}$

O.2.2 Mengenentwicklung am Schacht aus einem Behälter

Im Folgenden sehen wir von der augenblicklichen Ablösung M^* (instant release fraction) ab und beschränken uns auf den Einfluss des Anteils der fortwährenden Ablösungen vom Behälter, welche in die Sickerströmung gelangen.

Wie oben ausgeführt, beginnt die Ansammlung der Radionuklide am Schacht erst, nachdem die erste infinitesimale Ablösung den Weg vom Behälter zum Schacht zurückgelegt hat. Die hierfür benötigte Zeit wurde mit t_0 bezeichnet. Im Folgenden greifen wir auf die Formel (O.16) zurück und betrachten anhand eines generischen Beispiels den Einfluss der Parameter κ , $T_{0.5}$ und t_0 auf die Mengenentwicklung M_t/M_0 am Schacht.

In Fig. O-4 wurde ein Behälter mit einer Strömungszeit von $t_0 = 1e4 \text{ a}$ und den Ablösungsparametern $\kappa = 1e-1$, $1e-4$ und $1e-5 \text{ a}^{-1}$ für die Ermittlung der bezogenen Mengenentwicklung gewählt. Die Halbwertszeit beträgt $T_{0.5} = 1e4 \text{ a}$. Die Kurven nehmen ihren Anfang auf der x -Achse entsprechend (O.16) beim Punkt $t_0 = 1e4 \text{ a}$. In der Figur fällt auf, dass die Maximalpunkte der Kurven jeweils in verhältnismässig kurzer Zeit erreicht werden, wonach eine allmähliche Konvergenz zu Null erfolgt. Für die gewählten Werte bewirkt eine Verringerung von κ eine Abnahme der Maximalwerte der Verhältniszahl M_t/M_0 von 0.49, auf 0.16 und 0.02. Man beachte, dass sich die Maxima mit abnehmenden κ -Werten leicht nach rechts verschieben.

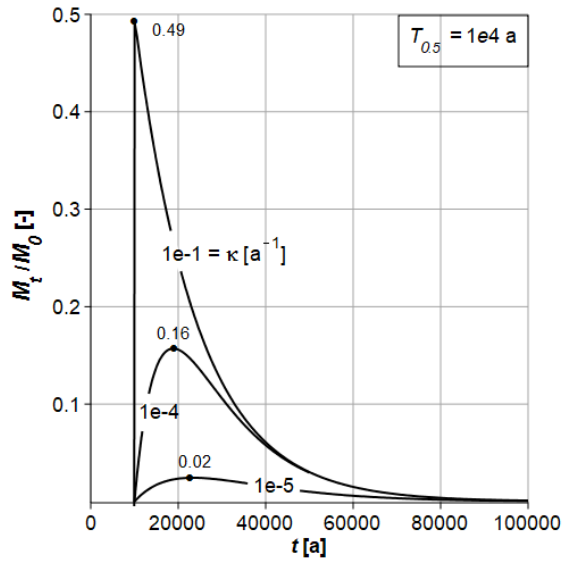


Fig. O-4: Mengenentwicklung am Schacht für einen Behälter mit der Strömungszeit $t_0 = 1e4$ a für $T_{0.5} = 1e4$ a und für drei Werte des Ablösungsparameters κ

Das Diagramm in Fig. O-5 zeigt den Einfluss der Strömungszeit t_0 auf die Entwicklung des Mengenverhältnisses anhand der Kurvenverläufe und der Maximalwerte an einem Beispiel mit $T_{0.5} = 1e4$ a und $\kappa = 1e-4$ a⁻¹. So sieht man, wie sich die Kurven bei einer schrittweisen Erhöhung der Strömungszeit von je $1e4$ Jahren mehr und mehr zu einer Grenzkurve konvergieren, welche durch

$$\frac{M_t}{M_0} = e^{-\frac{\ln 2}{1e4} t} \tag{O.27}$$

definiert wird. Die Kurven entsprechen Behältern, die sich entsprechend ihrer Strömungszeit in unterschiedlichen Punkten des Lagerfeldes befinden.

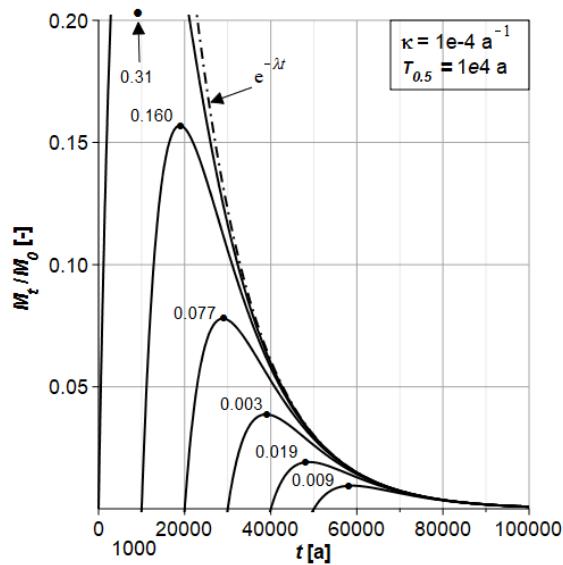


Fig. O-5: Mengenentwicklung am Schacht für Behälter mit Strömungszeiten von $t_0 = 0, 1e4, \dots 5e4$ a mit der Ablösungsrate $\kappa = 1e-4 \text{ a}^{-1}$ und der Halbwertszeit $T_{0.5} = 1e4$ a

O.2.3 Mengenentwicklung am Schacht von einem Behälter in einem gegebenen Lagerfeld

Die Lage des Behälters im Lagerfeld ist durch seine Koordinaten (x,y) definiert. Da die Strömungszeit gemäss Anhang K und M.1.4 durch diese Koordinaten ausgedrückt wird, kann zu jedem Behälter gemäss (O.16) seine «Mengenkurve» ermittelt werden.

Eine halblogarithmische Darstellung der Beziehungen gestattet es die Ergebnisse von Berechnungsfällen auch für tiefere Wertebereiche von M_t/M_0 zu verfolgen. Hierfür betrachte man das Beispiel in Fig. O-6, in der vier Werte der Ablösungsrate und drei solche der Strömungszeit berücksichtigt werden. Diese Untersuchung bezieht sich auf einen bereits im Anhang K (Fig. K-1) behandelten Berechnungsfall (Anlage ohne Verschlussbauwerke und ohne Verlängerung des Betriebstunnels) und der dort verwendeten Parameter. Die Volllinien, die Punktlinien und die Strichlinien nehmen ihren Ausgang bei den hier willkürlich angenommenen Strömungszeiten $t_0 = 1e3, 5e3$ und $1e5$ J. Wir betrachten hier somit Behälter an verschiedenen Punkten des Lagerfeldes. Das Maximum der Kurven nimmt jeweils erwartungsgemäss mit abnehmender Ablösungsrate und zunehmender Strömungszeit ab. Bei $\kappa = 1e-4 \text{ a}^{-1}$ ergeben sich beispielsweise die Werte 0.16, 0.01 und $3e-4$. Aus dem Diagramm kann man beispielsweise auch ablesen nach welcher Zeit das Verhältnis M_t/M_0 auf einen bestimmten Wert absinkt.

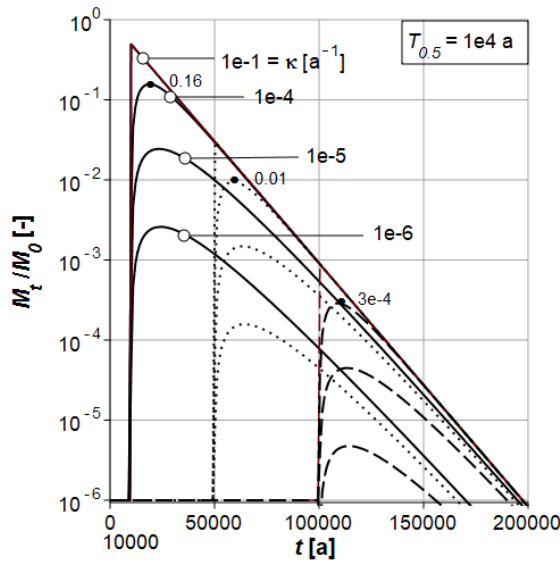


Fig. O-6: Mengenentwicklung am Schacht in halblogarithmischer Darstellung für drei Behälter mit den gewählten Strömungszeiten $t_0 = 1e4, 5e4$ und $1e5$ a und für je vier Werte des Ablösungsparameters
 Berechnungsfall nach Fig. K-1

Wir klären jetzt den Einfluss des Durchlässigkeitsbeiwertes k_A der AUZ ab. Hierzu wird wiederum der Berechnungsfall nach Fig. K-1 beigezogen und der erste Behälter ($y = 10$ m) des ersten Lagerstollens ($x = 0$) mit den Parametern $\kappa = 1e-3$ a⁻¹ und $T_{0.5} = 1e4$ a ausgewählt. Der Durchlässigkeitsbeiwert beeinflusst die Strömungszeit und so auch hier die Verschiebung der Kurven mit abnehmendem k_A -Wert nach rechts. Während die Radionuklide bei $k_A = 10^{-9}$ m/s den Schacht bereits nach rund 600 Jahren erreichen, brauchen diese bei $k_A = 10^{-11}$ m/s rund 5'300 Jahre. Die Kurven schmiegen sich auch hier an die Grenzkurve $M_t/M_0 = e^{-\lambda t}$ an. Wie man sieht unterscheiden sich die Maximalwerte für diesen ersten Behälter nur unwesentlich (0.75, 0.70 und 0.50). Weiter unten wird gezeigt in welcher Weise der Durchlässigkeitsbeiwert der AUZ für die Mengenentwicklung aus allen Behältern des Lagerstollens die entscheidende Rolle spielt.

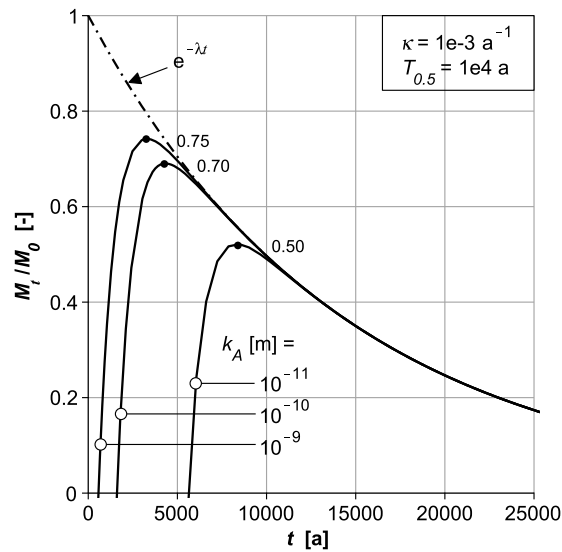


Fig. O-7: Mengenentwicklung im ersten Behälter des ersten Lagerstollens in Funktion des Durchlässigkeitsbeiwertes k_A der AUZ

Berechnungsfall nach Fig. K-1

Als weiteres Beispiel betrachten wir jetzt die Verhältnisse im ersten Lagerstollen des gleichen Berechnungsfalls für die Viertelpunkte $y = 250, 500$ und 750 m (Fig. O-8). Die Mengenentwicklung ist auch hier – entsprechend dem Exponentialgesetz für die Strömungszeit – stark abhängig von der Lage des betrachteten Behälters. Die angegebenen Zahlen für die Maximalpunkte stehen zusammen mit den dort gültigen Zeiten t . Wir erkennen, dass beispielsweise bei $y = 750$ m (3) das Maximum erst nach $9.6e4$ Jahren erreicht wird und dort das Mengenverhältnis von $2.1e-1$ ($y = 250$ m) auf den Wert $1.1e-3$ absinkt.

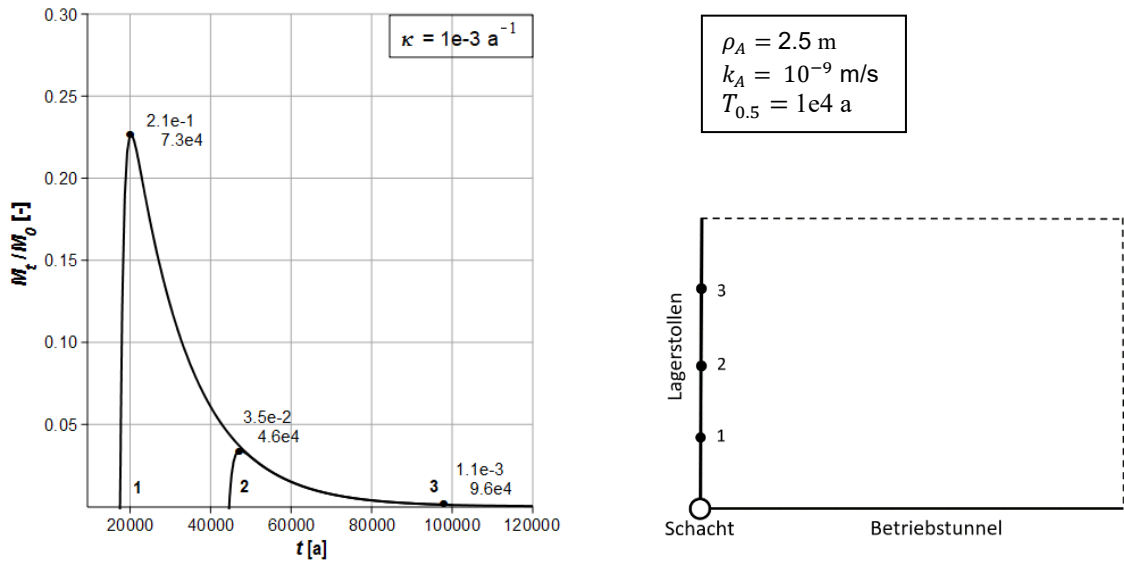


Fig. O-8: Mengenentwicklung am Schacht von Behältern in den Viertelpunkten des ersten Lagerstollens

Der Berechnungsfall entspricht jenem in Fig. K-1, d. h. ohne Verschlussbauwerke und ohne Verlängerung des Betriebstunnels.

Auch hier ist es aufschlussreich die Ergebnisse der Auswertungen im logarithmischen Massstab darzustellen. In Fig. O-9 wird der obige Berechnungsfall auf Lagerauslegungen durch Verschlussbauwerk und Verlängerung und Verlängerung des Betriebstunnels erweitert. Um den Einfluss dieser Barrieren auf die Entwicklung der Menge der Radionuklide am Schacht zu verstehen, betrachten wir beispielsweise den Behälter im Mittelpunkt ($y = 500$ m) des Lagerstollens. Die Volllinie steht für den Fall ohne diese Barrieren und führt nach rund $5e4$ Jahren zum Höchstwert von $M_t/M_0 = 3.5e-2$. Die Anordnung einer Verlängerung des Betriebstunnels von $L = 500$ m vermag für den gleichen Behälter diesen Wert auf $5.5e-5$ zu reduzieren. Diese Zahlen zeigen die ausserordentliche Wirksamkeit des verlängerten Betriebstunnels. Man beachte die grosse Bedeutung des Abstandes des Behälters vom Eingang des Lagerstollens.

Wir betrachten nun die Entwicklung der Mengenverhältnisse M_t/M_0 von Behältern im ersten Lagerstollen (Berechnungsfall nach Fig. K-1), welche in gegenseitigen Abständen von je 50 m liegen, einschliesslich des ersten Behälters bei $y = 10$ m. In Fig. O-10 sind die Berechnungsergebnisse für die Durchlässigkeitsbeiwerte von $k_A = 10^{-11}$, 10^{-10} und 10^{-9} m/s dargestellt. Die Diagramme gelten für die Ablösungsrate von $\kappa = 1e-3$ a⁻¹ und für die Halbwertszeit von $T_{0.5} = 1e4$ a. Die Darstellungen in natürlichem und in halblogarithmischem Massstab helfen auch hier die Zusammenhänge besser zu verstehen. Man beachte die unterschiedlichen Massstäbe auf der Abszisse.

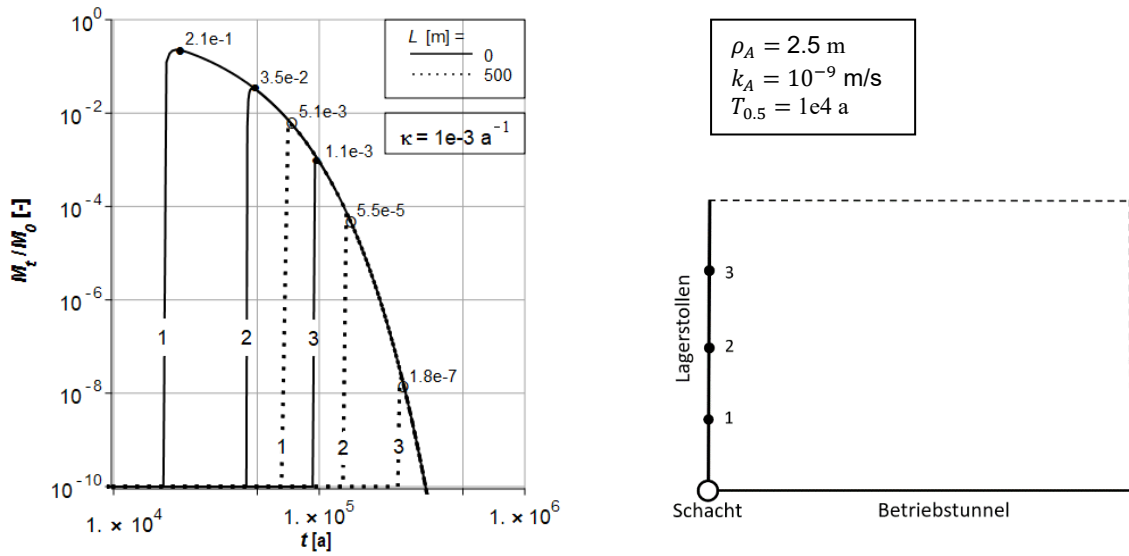


Fig. O-9: Mengenentwicklung am Schacht von den Behältern in den Viertelpunkten des ersten Lagerstollens mit Einfluss der Verlängerung des Betriebstunnels (L)

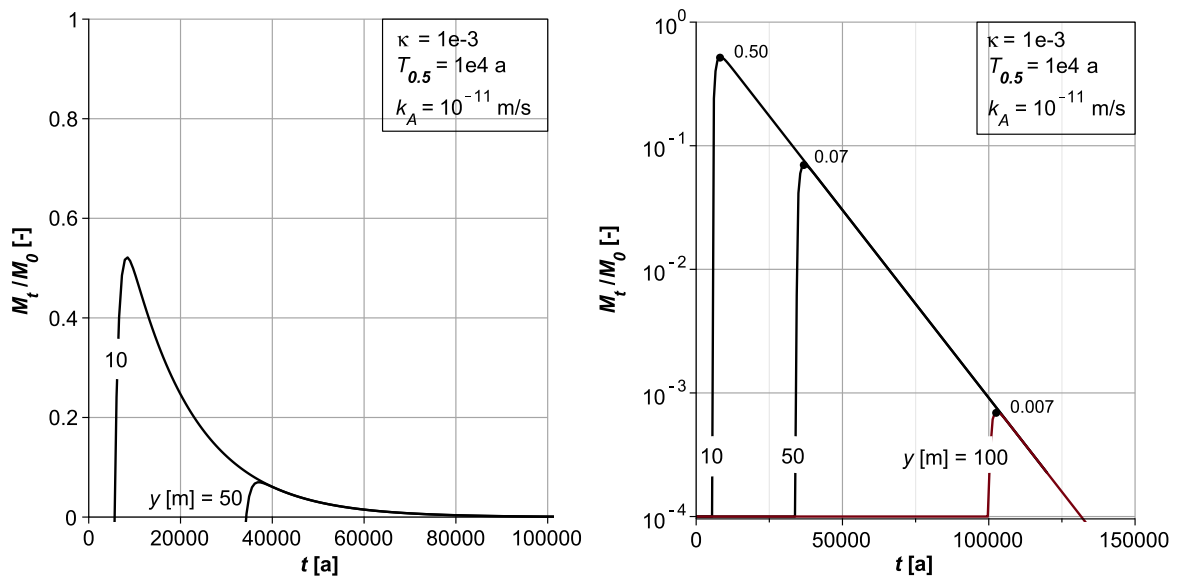


Fig. O-10: Die Mengenentwicklung aus den individuellen Behältern des ersten Lagerstollens einer Anlage nach Fig. K-1 für Durchlässigkeitsbeiwerte von $k_A = 10^{-11}$, 10^{-10} und $10^{-9} m/s$ der AUZ

Die Lage der alle 10 m angeordneten Behälter wird durch den Abstand vom Betriebstunnel in $[m]$ definiert.

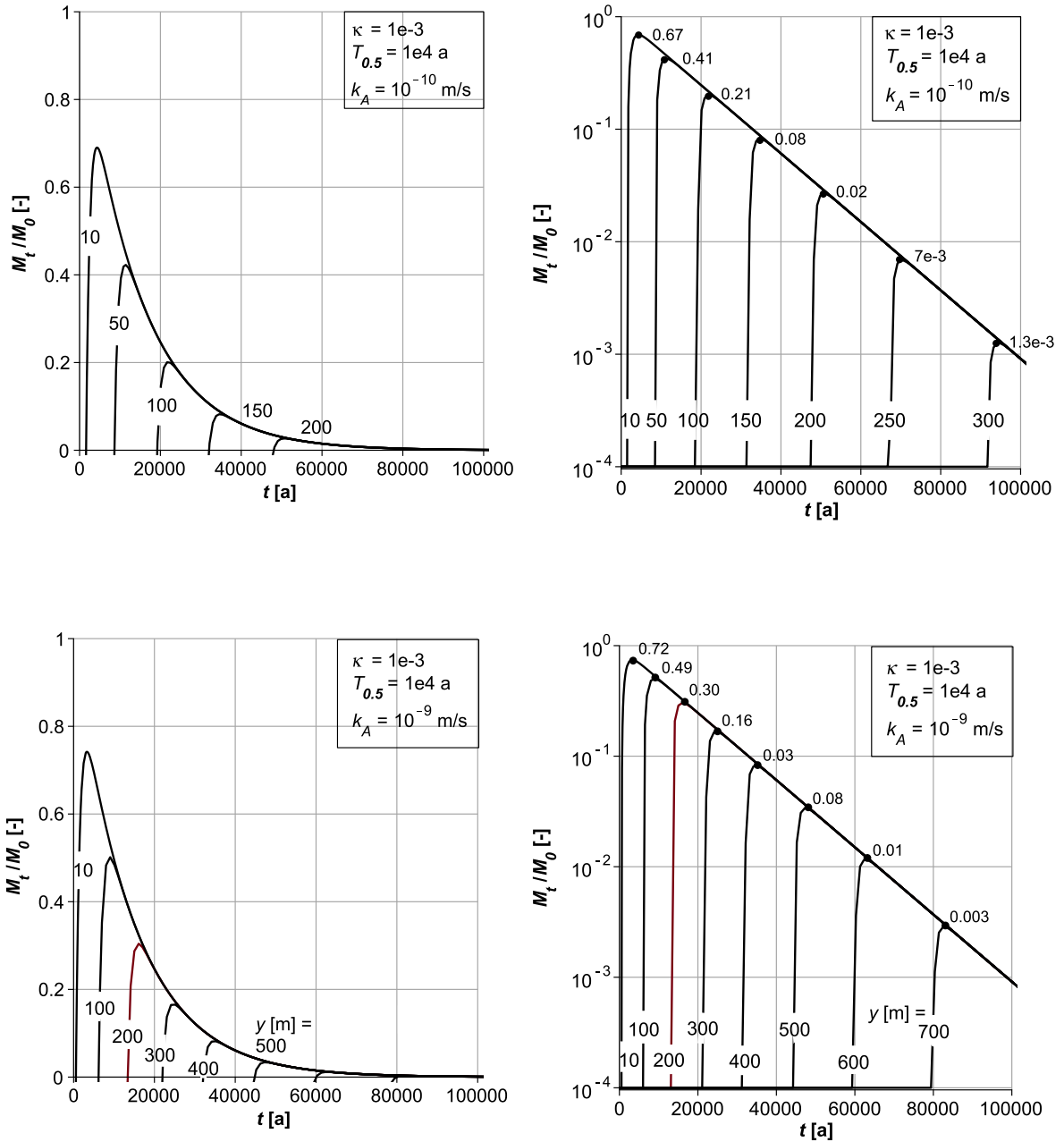


Fig. O-10: Fortsetzung

Um bei $k_A = 10^{-11}$ m/s den Behälter noch bei $y = 100$ m berücksichtigen zu können, wurde die Abszisse mit $1.5e5$ a statt mit $1e5$ a begrenzt. Die Ordinate gilt dagegen für alle Werte von M_t/M_0 . Betrachten wir in dieser Figur zunächst den Zeitbereich $0 \leq t \leq 1e5$ a so stellen wir fest, dass zur Mengenentwicklung am Schacht im Fall $k_A = 10^{-11}$ nur die ersten 10, im Fall $k_A = 10^{-10}$ nur die ersten 30, aber im Falle von $k_A = 10^{-9}$ m/s die ersten 70 Behälter einen praktisch relevanten Beitrag leisten. Mit zunehmendem Durchlässigkeitsbeiwert nimmt die Zahl der Behälter, welche zur Menge der Radionuklide am Schacht einen praktisch relevanten Beitrag leisten, zu.