



Georg Thek, BSc

# **Bemessungskonzept für das Triebwassersystem thermischer Pumpspeicherkraftwerke**

## **MASTERARBEIT**

zur Erlangung des akademischen Grades  
Diplom-Ingenieur

Masterstudium  
Geotechnical and Hydraulic Engineering

eingereicht an der

**Technischen Universität Graz**

### **Betreuer**

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Gerald Zenz

Dipl.-Ing. Franz Georg Pinkl, BSc

Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft

## **EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG**

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit identisch.

---

Datum, Unterschrift

## **Danksagung**

Mein erster Dank gilt meinen Betreuern Dipl.-Ing. Franz Georg Piki und Univ.-Prof. Gerald Zenz für die Möglichkeit der Durchführung und die Unterstützung bei meiner Masterarbeit. Besonders erwähnen möchte ich Franz Georg. Mit seiner fachlichen Kompetenz ist er mir während der Durchführung immer zur Seite gestanden. Auch die, durch die Covid-19 Pandemie bedingten, Onlinemeetings haben mit ihm immer einwandfrei funktioniert und er hatte sich auch immer die Zeit für längere und sehr interessante Diskussionen genommen. Ein besonderes Danke dafür.

Ein weiterer Dank gilt auch Dr. techn. Alexander Ecker vom Institut für Stahlbau der TU Graz, dessen stahlbauliche Kompetenz und Beratung ausschlaggebend für die gelungene Durchführung des Stahlbauteils meiner Masterarbeit war.

Selbstverständlich gilt ein großer Dank meiner Familie. Ohne deren Unterstützung ein erfolgreiches Absolvieren meines Studiums nicht denkbar gewesen wäre. Vor allem möchte ich mich bei meinen Eltern bedanken, die mir immer unterstützend, egal in welcher Hinsicht, zur Seite gestanden sind.

Großer Dank gilt auch meiner Freundin Anna. Ohne ihren Zuspruch hätte ich mich vermutlich nie für ein Studium und vor allem nicht für diesen Masterstudiengang entschieden und hätte somit nicht meine Leidenschaft dafür entdeckt. Während meiner gesamten Studienzeit ist sie mir immer zur Seite gestanden und hat mich jederzeit unterstützt.

Bei meinen Studienkollegen und Freunden darf ich mich abschließend noch für eine unvergessliche Studienzeit bedanken.

## **Kurzfassung**

In dieser Arbeit wird für das Triebwassersystem thermischer Pumpspeicherkraftwerke ein Bemessungskonzept entwickelt. Besondere Herausforderung dabei sind die hohen Wassertemperaturen, mit welchen das Kraftwerk betrieben wird. Das Bemessungskonzept umfasst eine detaillierte Vorgehensweise der Berechnung der einzelnen Abschnitte der triebwasserzugehörigen Anlagenelemente vom Druckschacht über die Druckrohrleitung sowie den Verteilrohrleitungen im Oberwasserbereich und dem Druckstollen im Bereich des Unterwassers. Dem Bemessungskonzept zugehörig wurde ein Bemessungsprogramm mit der Hilfe von MS-Excel entwickelt. Das Bemessungsprogramm umfasst die Dimensionierung der einzelnen Auskleidungsarten unter verschiedenen Lastsituationen. Das Programm ist so gestaltet, dass es möglich ist alle einzelnen Abschnitte unabhängig voneinander zu dimensionieren. Die schriftliche Dokumentation über den genauen Rechenweg, welcher dem Bemessungsprogramm zugrunde liegt, wird mit dieser Arbeit dargelegt.

Nach einem Überblick über den Triebwasserweg folgt die ausführliche Dokumentation aller berücksichtigten und benötigten Parameter, wie zum Beispiel den geotechnischen und hydrogeologischen Gebirgseigenschaften, oder den Eigenschaften der Baumaterialien (Auskleidungsmaterialien). Auch die Gleichungen, welche im Programm miteinander verknüpft sind, sind in der vorliegenden Arbeit ausführlich dokumentiert. Um die Besonderheiten bei der Dimensionierung der Auskleidungen für thermische Pumpspeicherkraftwerke näher beschreiben zu können, wurde ein Referenzprojekt erstellt. Das Referenzprojekt selbst basiert auf praxisnahen Eingangsparametern, wie zum Beispiel dem zurzeit im Bau befindlichen Koralmtunnel der ÖBB-Infrastruktur GmbH, wovon die Gebirgseigenschaften übernommen wurden. Durch das Referenzprojekt ist es möglich, anschauliche Ergebnisse zu präsentieren und die Auswirkung der hohen Wassertemperaturen, welche bei thermischen Pumpspeichieranlagen entstehen, zu beschreiben.

Nach den aufbereiteten Ergebnissen des Referenzprojekts wird noch ein Handbuch, welches die Bedienung des erstellten Berechnungsprogramm beschreibt, im Anhang angehängt.

## **Abstract**

In this master thesis a design concept for the power waterway of thermal pumped-storage power plant was established. A special challenge is the high water temperatures which are used for the operation of the power plant. The design concept takes a detailed step by step description of the single parts of the power waterway into account. The power waterway consists of a vertical shaft, a high-pressure tunnel and pipeline in the upstream and a pressure tunnel in the downstream part. A part of the design concept is a programme to dimension the linings of each section, which was created by the help of MS-Excel. The programme itself is user friendly and it is possible to dimension each section of the power waterway separately. The written documentation about the exact calculation procedure is described with in this master thesis.

A documentation of all necessary parameters e.g., the rock mass parameters follow a short overview of the power waterway. All the equations which were used in the design concept are documented in this master thesis. A reference project was used to describe the specifics of dimensioning a power waterway for thermal pumped-storage power plants. The reference project itself is based on practical examples like the Koralmtunnel from ÖBB-Infrastruktur GmbH, where the rock mass parameters were inherited. Due to this reference project, it was possible to present results and to describe the influence of high water temperatures on the linings which occur in thermal pumped-storage power plants.

After the discussion of the results a manual is attached to help the user to use the programme.

## Inhaltsverzeichnis

Danksagung.....	i
Kurzfassung.....	ii
Abstract.....	iii
Inhaltsverzeichnis.....	iv
Notationsverzeichnis.....	vii
1. Einleitung.....	10
2. Thermische Pumpspeicherkraftwerke.....	13
3. Triebwasserweg.....	15
3.1 Auskleidungsarten.....	18
4. Bemessungskonzept.....	20
4.1 Referenzprojekt.....	20
4.1.1 Gebirgseigenschaften.....	21
4.1.1.1 Primärspannung.....	21
4.1.1.2 Verformungsmodul $V_F$ .....	21
4.1.1.3 Thermische Gradienten.....	23
4.1.2 Länge Triebwasserweg.....	24
4.1.3 Innendruck.....	24
4.1.4 Joukowsky Druckstoß.....	26
5. Druckschacht.....	29
5.1 Berechnung.....	29
5.1.1 Betoneigenschaften.....	29
5.2 Bemessung: Analytisches Verfahren nach Seeber.....	30
5.2.1 Innendruck in der Kontaktfuge.....	30
5.2.2 Beton- und Felsanteil.....	30
5.2.3 Vorspannen der Betonauskleidung.....	32
5.2.4 Benötigte Vorspannung $p_V$ .....	32
5.2.4.1 Vorspannverluste.....	33
5.2.5 Bergwasserdruck $p_W$ .....	38

5.2.6	Bestimmung der Auskleidungsdicke d.....	39
5.2.6.1	Iteration im Lastfall 1 .....	39
5.2.6.2	Iteration im Lastfall 2.....	44
5.3	Berechnungsbeispiele.....	47
5.3.1	Lastfall 1 .....	48
5.3.1.1	Erstfülltemperatur 4°C.....	48
5.3.1.2	Erstfülltemperatur 45°C.....	51
5.3.1.3	Vergleich der Erstfülltemperatur im Lastfall 1 .....	58
5.3.2	Lastfall 2 .....	71
5.3.2.1	Erstfülltemperatur 4°C.....	71
5.3.2.2	Erstfülltemperatur 45°C.....	74
5.3.2.3	Vergleich der Erstfülltemperaturen im Lastfall 2 .....	81
5.3.3	Gebirgseigenschaften .....	90
5.3.3.1	Fall 1 .....	90
5.3.3.2	Fall 2.....	93
5.3.4	Zusammenfassung Betonauskleidung .....	94
6.	Krümmen .....	95
7.	Druckstollen .....	95
7.1	Druckstollen Lastfall 2.....	96
8.	Verteilrohrleitung .....	99
8.1	Innendruckbemessung: Analytisches Verfahren nach Seeber .....	99
8.2	Außendruckbemessung .....	103
8.2.1	Beulen der Panzerung .....	104
8.2.1.1	Beulen nach Amstutz .....	104
8.2.1.2	Beulverhalten unter erhöhter Temperatureinwirkung.....	105
8.2.1.3	Vergleich Beulen unter Außendruck- und Temperatureinwirkung..	109
8.3	Verankerungslänge.....	110
8.4	Berechnungsbeispiele.....	113
8.4.1	Variante 1 .....	114
8.4.2	Variante 2 .....	122

8.4.3	Vergleich Panzerungsstärke .....	128
8.4.4	Vergleich Verankerungslänge .....	129
8.5	Freitragende Rohrleitung .....	130
9.	Zusammenfassung und Ausblick.....	132
	Literaturverzeichnis .....	134
	Abbildungsverzeichnis.....	136
	Tabellenverzeichnis.....	139
	Anhang.....	141



## Notationsverzeichnis

Die Notation wurde zum größten Teil und aus Gründen der Konsistenz aus den anerkannten und verwendeten Literaturquellen übernommen.

$\nu$	.....	Querdehnungszahl, Poisson'sche Zahl
$m_F   m_B$	.....	Querdehnungszahl Fels   Beton $1/\nu$
$k_0$	.....	Seitendruckbeiwert
$V_F   V_F^*$	.....	Verformungsmodul   Rechenwert des Verformungsmoduls des Gebirges
$E_F   E_F^*$	.....	E-Modul   Rechenwert des E-Moduls des Gebirges
$\alpha_{T,B}; \alpha_{T,S}$	.....	Temperaturausdehnungskoeffizient Beton; Stahl
$E_{cm}   E_{cm}^*$	.....	E-Modul   E-Modul Rechenwert des Betons
$d$	.....	Dicke der Betonauskleidung
$r_a$	.....	Außenradius der Auskleidung
$r_i$	.....	Innenradius der Auskleidung
$p_i$	.....	Innendruck
$\bar{p}_l$	.....	Innendruck in der Kontaktfuge
$\sigma_v$	.....	Vertikale Spannung des Gebirges
$\sigma_h$	.....	Horizontale Spannung des Gebirges
$\sigma_3$	.....	Kleinste Hauptspannung des Gebirges
$p_F; p_B; p_S$	.....	Innendruckanteil Gebirge; Betonauskleidung; Stahlpanzerung
$\varepsilon(r_a)   \varepsilon(r_i)$	.....	Verformung am Außenrand   Innenrand der Auskleidung
$\sigma_t(r_a)   \sigma_t(r_i)$	.....	Tangentialspannung am Außenrand   Innenrand der Auskleidung
$\Delta T_F$	.....	Auftretender Temperaturunterschied im Gebirge
$\Delta T_B; \Delta T_S$	.....	Auftretender Temperaturunterschied in der Betonauskleidung; Stahlpanzerung
$\varepsilon_{F,\Delta T}; \varepsilon_{B,\Delta T}; \varepsilon_{S,\Delta T}$	.....	Temperaturbedingte Verformung des Gebirges, der Betonauskleidung, der Stahlpanzerung
$\Delta p_{B,\Delta T}$	.....	Spannung zufolge Temperatur in der Betonauskleidung
$\Delta p_{F,\Delta T}$	.....	Spannung zufolge Temperatur im Gebirge
$\Delta p_{V,\Delta T}$	.....	Änderung der Kontaktspannung zufolge Temperatur
$p_{V,0}$	.....	Aufzubringender Injektionsdruck
$\Delta p_{Kr}$	.....	Spannungsverlust zufolge Kriechen
$p_V$	.....	Benötigte Vorspannung
$\Delta p_{\Delta T,max}$	.....	Spannungsdifferenz zufolge maximaler Betriebstemperatur
$g$	.....	Erdbeschleunigung $9,81 \frac{m}{s^2}$
$\rho_W$	.....	Dichte Wasser
$\Delta p_i$	.....	Innendruckdifferenz
$P$	.....	Leistung des Kraftwerkes
$H$	.....	Bruttofallhöhe
$k_{St}$	.....	Rauigkeit nach Strickler
$d_i$	.....	Innendurchmesser
$v$	.....	Fließgeschwindigkeit

$Q_T$	.....	Turbinendurchfluss
$Q_P$	.....	Pumpendurchfluss
$\gamma_F$	.....	Wichte des Gebirges
$T_L$	.....	Laufzeit der Druckwelle
$T_R$	.....	Reflexionszeit der Druckwelle
$a$	.....	Druckwellengeschwindigkeit, - schnelligkeit
$\Delta v$	.....	Geschwindigkeitsdifferenz
$maxh_{a,jou}$	.....	Maximaler Joukowsky Druckstoß
$t_S$	.....	Schließzeit der Turbine/Pumpe
$v_T   v_P$	.....	Fließgeschwindigkeit im Turbinenbetrieb   Pumpbetrieb
$l$	.....	Rohrlänge
$L_{Triebw.}$	.....	Triebwasserweglänge
$L_1$	.....	Druckschachtlänge
$L_2$	.....	Länge des oberwasserseitigen Druckstollen
$h_0$	.....	Wirksame Bauteildicke in mm
$A_C$	.....	Gesamtquerschnittsfläche Beton
$u$	.....	Der Trocknung ausgesetzten Seitenlänge beim Kriechen
$\alpha_1; \alpha_2; \alpha_3$	.....	Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Betondruckfestigkeit
$RH$	.....	Relative Luftfeuchtigkeit in %
$\beta_C(t, t_0)$	.....	Beiwert zur Beschreibung der zeitlichen Entwicklung des Kriechens nach Belastungsbeginn
$\beta(f_{cm})$	.....	Beiwert zur Berücksichtigung der Betonfestigkeit auf die Grundzahl des Kriechens
$\beta_H$	.....	Beiwert zur Berücksichtigung der relativen Luftfeuchtigkeit und der wirksamen Bauteildicke
$\beta(t_0)$	.....	Beiwert zur Berücksichtigung des Betonalters bei Belastungsbeginn
$t_0$	.....	Betonalter bei Belastungsbeginn
$T$	.....	Betonalter zum Betrachtungszeitpunkt (zum Zeitpunkt der Aufbringung des Innendruckes)
$\varphi(T, t_0)$	.....	Kriechzahl
$\alpha$	.....	Beiwert zur Bestimmung des Spannungsverlustes infolge Kriechen
$\varphi_0$	.....	Grundzahl des Kriechens
$\varphi_{RH}$	.....	Beiwert zur Auswirkung der relativen Luftfeuchtigkeit auf die Grundzahl des Kriechens
$f_{cm}$	.....	Würfeldruckfestigkeit des Betons
$\gamma_C$	.....	Teilsicherheitsbeiwert Beton
$PSKW$	.....	Pumpspeicherkraftwerk
$\rho_F$	.....	Dichte Fels
$\kappa_F$	.....	Durchtrennungsgrad Fels
$p_W$	.....	Bergwasserdruck
$p'_W$	.....	Bergwasserdruck abgemindert mit Durchtrennungsgrad
$T_{Gebirge}$	.....	Gebirgstemperatur
$E_S^*   E_S^{**}$	.....	E-Modul Rechenwerte für den ebenen Verformungszustand

$\varepsilon_{zul}$	.....	Zulässige Verformung
$\sigma_{S,zul}$	.....	Zulässige Stahlspannung
$f_y$	.....	Streckgrenze Stahl
$\gamma_S$	.....	Teilsicherheitsbeiwert Stahl
$\varepsilon_{min}$	.....	Mindestverformung
$\Delta\sigma$	.....	Spannungsänderung durch Überbrückung des Initialspaltes bei der Stahlpanzerung
$\Delta p_S$	.....	Zusätzliche Stahlspannung durch Initialspalt
$\sigma_N$	.....	Membranspannung
$\sigma_{V,S}$	.....	Spannung aus dem Initialspalt bei Beulen nach Amstutz
$f_y^*$	.....	Erhöhte Streckgrenze des Stahls durch ebenen Dehnungszustand
$t$	.....	Panzerungsstärke
$p_{cr}$	.....	Kritischer Außendruck, Beuldruck
$p_a$	.....	Wirkender Außendruck
$\rho_{cr}$	.....	Wert zur Bestimmung des kritischen Außendrucks nach [1]
$g_0$	.....	Initialspalt
$D$	.....	Deckeldruckkraft
$C_F$	.....	Radiale Steifigkeit in Abhängigkeit von $V_F$
$\varepsilon_\theta$	.....	Verformung in Umfangsrichtung der Panzerung
$l_{fr}$	.....	Verankerungslänge
$n_{fr}$	.....	Kraftanteil welcher über Reibung ins Gebirge abgetragen wird
$\mu$	.....	Reibungskoeffizient
$\sigma_{r,0}$	.....	Radiale Druckspannung zwischen Gebirge und Panzerung
$n_D$	.....	Abgeminderte Deckeldruckkraft
$n_{AP}$	.....	Kraftanteil welcher über Ankerpunkt in das Gebirge abgetragen wird
$\sigma_{x,m,\infty}$	.....	Längsspannungen der Stahlpanzerung
$\sigma_{\theta,m,\infty}$	.....	Zugspannung in Umfangsrichtung
$u_{\Delta T}$	.....	Längsverschiebung zufolge Temperatur
$L$	.....	Länge der freitragenden Rohrleitung
$u_D$	.....	Längsverformung aus der Deckeldruckkraft
$\sigma_D$	.....	Spannungen aus der Deckeldruckkraft

## 1. Einleitung

Pumpspeichieranlagen sind seit dem Beginn des 20. Jahrhunderts wesentlicher Bestandteil unseres elektrischen Energieversorgungsystems. Das bewehrte Prinzip im Bereich der elektrischen Energiespeicherung wird seitdem an die veränderlichen Bedürfnisse der E-Wirtschaft angepasst. Die nachhaltige Energiebereitstellung erfordert neben der Speicherung elektrischer Energie auch die Wärmespeicherung. Wasser als Energieträger spielt hier eine immer größer werdende Rolle [2]. Denn Wasser hat ideale Voraussetzungen um elektrische sowie auch Wärmeenergie zu speichern. Da für beide Energien das gleiche Medium verwendet werden kann, ist die Idee daraus entstanden beide Sektoren miteinander zu koppeln und so die Vorteile von Wasser in einem Speichersystem miteinander zu verbinden [3].

Um Lage unabhängiger zu werden sind thermische Pumpspeichieranlagen Untertage geplant. Dies bringt auch den Vorteil mit, dass die Umwelt nicht vom bestehenden Kraftwerk beeinträchtigt wird. Der untertägige Bau solcher Speichieranlagen ermöglicht auch die Topografie unabhängige Errichtung von Pumpspeichieranlagen in der Nähe von Städten oder Ballungsräumen. Somit kann die bis zuvor von geografischer und Topografie abhängiger Lage rund um Städte und Tälern, in jedem geologischen günstigen Verhältnis erweitert werden. Der angesprochene untertägige Bau von Speichieranlagen ist kein unbekanntes System bei Pumpspeicherkraftwerken. Bei Projekten wurden diverse Anlagenelemente bereits untertage errichtet, wie zum Beispiel das Unterbecken des Pumpspeicherkraftwerkes Nassfeld (siehe Abbildung 1). Eine neue Herausforderung allerdings ist die Errichtung einer kompletten untertägigen Kraftwerksanlage insbesondere bei größeren Fallhöhen. Durch das bereits vorhandene Knowhow in Bereichen des Untertagebaus und Wasserbaus besteht die ideale Möglichkeit unterirdische Pumpspeichieranlagen wirtschaftlich zu realisieren [4].

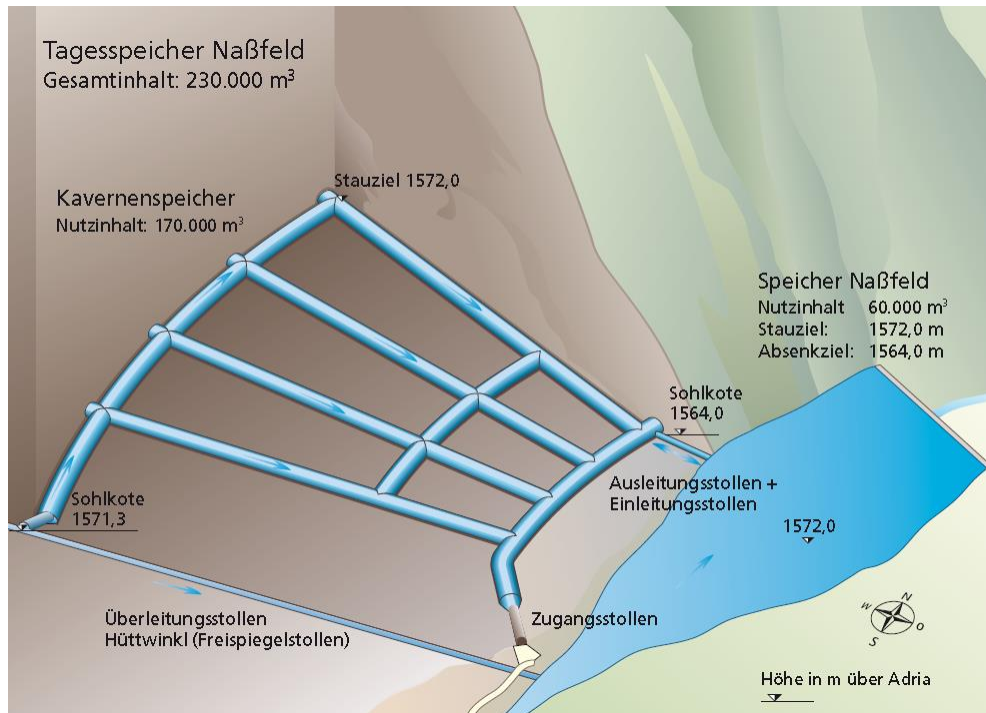


Abbildung 1: Kavernenspeicher der Kraftwerksanlage Nassfeld (Quelle: Salzburg AG)

Der Triebwasserweg und Krafthauskavernen von Limberg II und Reißbeck II stellen weitere Beispiel untertägiger Errichtungen dar. Bei diesen Projekten wurde das Krafthaus untertage in einer Kaverne errichtet. Abbildung 2 zeigt das Schema Kaprun mit der untertägigen Kraftwerkskaverne Limberg II unten links im Bild.

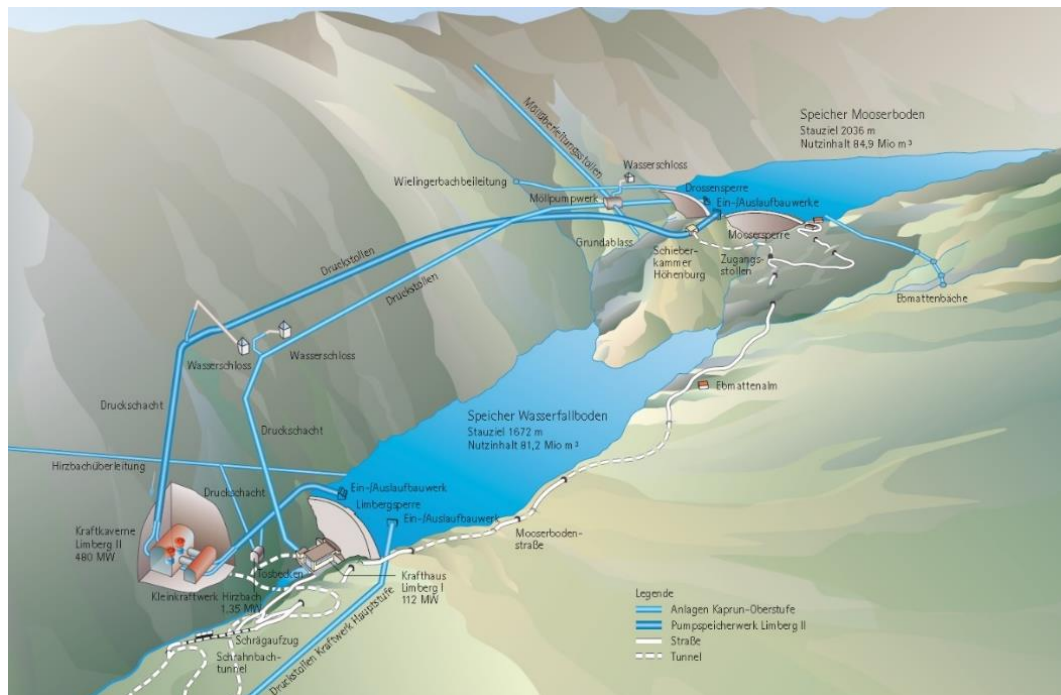


Abbildung 2: Schematische Darstellung der Kaprun Oberstufe. Unten links im Bild die Kraftwerkskaverne Limberg II (Quelle: Verbund Hydro Power GmbH [5]).

Diese Masterarbeit befasst sich im speziellen mit dem Triebwasserweg thermischer Pumpspeicheranlagen. Neben dem bereits bekannten elektrischen Energiespeicher stellt nicht die Wärmespeicherung das Speichersystem vor komplexe Aufgaben, sondern vielmehr die technische für den Betrieb benötigte Ausrüstung und die Auskleidung des Triebwasserweges [3].

Der Triebwasserweg und seine einzelnen Abschnitte sind bereits bekannt. Die Masterarbeit zielt darauf ab, ein Bemessungskonzept für die Auskleidung des Triebwasserweges bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken zu gestalten. Das Bemessungskonzept ergibt die Bestimmung der notwendigen Auskleidungsdicken. Vor allem mit der Hilfe von G. Seeber und R. Friedrichs Buch, Druckstollen und Druckschächte: Bemessung, Konstruktion und Ausführung [6] und den daraus entnommenen Grundlagen zur Dimensionierung von Auskleidungen von Druckschächten und Druckstollen war es möglich ein Programm zu entwickeln, dass die Dimensionierung der Auskleidungsarten unter Berücksichtigung zusätzlicher thermischer Beanspruchungen erlaubt.

Die thermische Beanspruchung ist eine besondere Herausforderung bei der Dimensionierung der Auskleidung thermischer Pumpspeicherkraftwerke. Die detaillierte Vorgehensweise, welche für die Erstellung des Programms notwendig ist, ist in dieser Arbeit dokumentiert. Anhand eines praxisnahen Beispiels werden, die Einflüsse der hohen Wassertemperaturen anschaulich dargestellt.

## 2. Thermische Pumpspeicherkraftwerke

Bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken wird, die bereits bekannte und seit über 100 Jahren bewehrte Methode der Pumpspeichertechnik mit der thermischen Energiespeicherung verbunden. Die neu entwickelte Kombination solcher Pumpspeicherkraftwerke wird komplett unter Tage situiert was den Vorteil mit sich bringt, dass man unabhängig von der Topografie Speicherkraftwerke errichten kann. Somit ist man nicht mehr auf den natürlichen Höhenunterschied angewiesen, wie es bisher bei Pumpspeichieranlagen der Fall ist. Der Höhenunterschied ermöglicht die elektrische Energiespeicherung mit Hilfe von Pump- und Turbinenbetrieb. Bei Strombedarf wird das Wasser aus dem oberen Speicher über Turbinen nach unten geleitet und Strom erzeugt, dagegen werden bei Stromüberschuss im Netz mit diesem überschüssigem Strom Pumpen betrieben, welche das Wasser aus dem untenliegenden Speicher nach oben pumpen und so für den nächsten Turbinenbetrieb speichern [7].

Zusätzlich zur elektrischen Energiespeicherung wird die hohe Wärmespeicherkapazität des Wassers mit genutzt. Mit der Hilfe von erneuerbaren Energiequellen wird das Wasser des thermischen Pumpspeicherkraftwerkes erhitzt und mit Wärmetauschern, wenn der Wärmebedarf besteht, entnommen und zum Endverbraucher transportiert [7].

Wie bereits erwähnt werden thermische Pumpspeichieranlagen untertage errichtet. Abbildung 3 stellt das System der thermischen Pumpspeicherkraftwerke grafisch dar. Durch diese Art der Ausführung wirkt das umliegende Gebirge nicht nur als Stütze, sondern auch als natürliche Wärmedämmung und Wärmespeicher. Durch die geringe Wärmeleitung des Gebirges kann auf zusätzliche Wärmedämmung verzichtet werden. Die Kombination der elektrischen und thermischen Energiespeicherung ermöglicht es auch, dass hydraulische Verluste, welche meist in Wärme übergehen genutzt sind. Dieser zusätzliche Wärmeeintrag erlaubt einen Wirkungsgrad thermischer Pumpspeichieranlagen, in Bezug auf die elektrische Energie, von bis zu 98% [4].



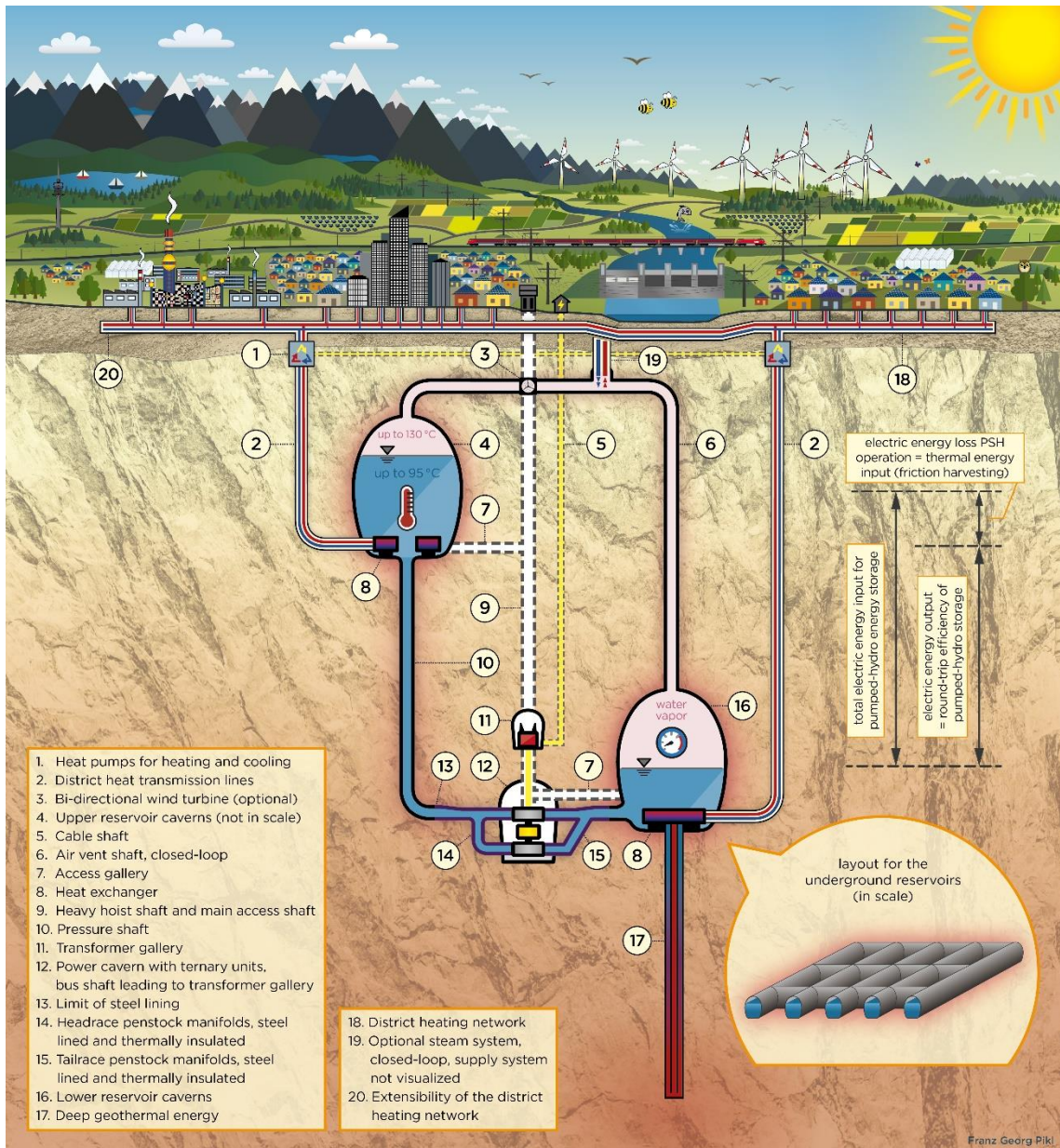


Abbildung 3: Darstellung eines thermischen Pumpspeicherkraftwerks (Quelle: Franz Georg Piki)

Zufolge der Wärmespeicherung und der damit verbundenen hohen Wassertemperaturen im thermischen Pumpspeicherkraftwerk kommt es neben dem Innendruck zu einer zusätzlichen Beanspruchung des Triebwassersystems der Anlage.



### 3. Triebwasserweg

Die Elemente des Triebwasserweges thermischer Pumpspeicherkraftwerke unterscheiden sich nicht grundlegend zu konventionellen Pumpspeichieranlagen. Es sind die aus den konventionellen Anlagen bekannten Bereiche enthalten.

Ein wesentlicher Unterschied zu konventionellen Anlagen ist zu jedoch erwähnen. Bei konventionellen Anlagen muss der Druckschacht zumeist vollkommen gepanzert werden. Aufgrund der Lage nahe der Oberfläche („Hangparallel“) besteht oft nicht genug Gebirgsüberdeckung, um dem Gebirge einen größeren Teil des Innendruckes zu zuteilen. Somit muss die hier ausgeführte Panzerung den Innendruck übernehmen [8]. Hingegen kann der Druckschacht bei unterirdischen Pumpspeicherkraftwerken mit einer Betonauskleidung ausgekleidet werden. Der thermische Pumpspeicher wird unter Tage ausgeführt, was den Vorteil der stets vorhandenen Gebirgsüberdeckung birgt und mit dem Innendruck gleichzeitig zunehmenden Gebirgsspannungen vorzuweisen hat. Dieser Vorteil zieht auch nach sich, dass nur kurze hydraulisch und felsmechanisch notwendige Strecken stahlgepanzert ausgeführt werden müssen.

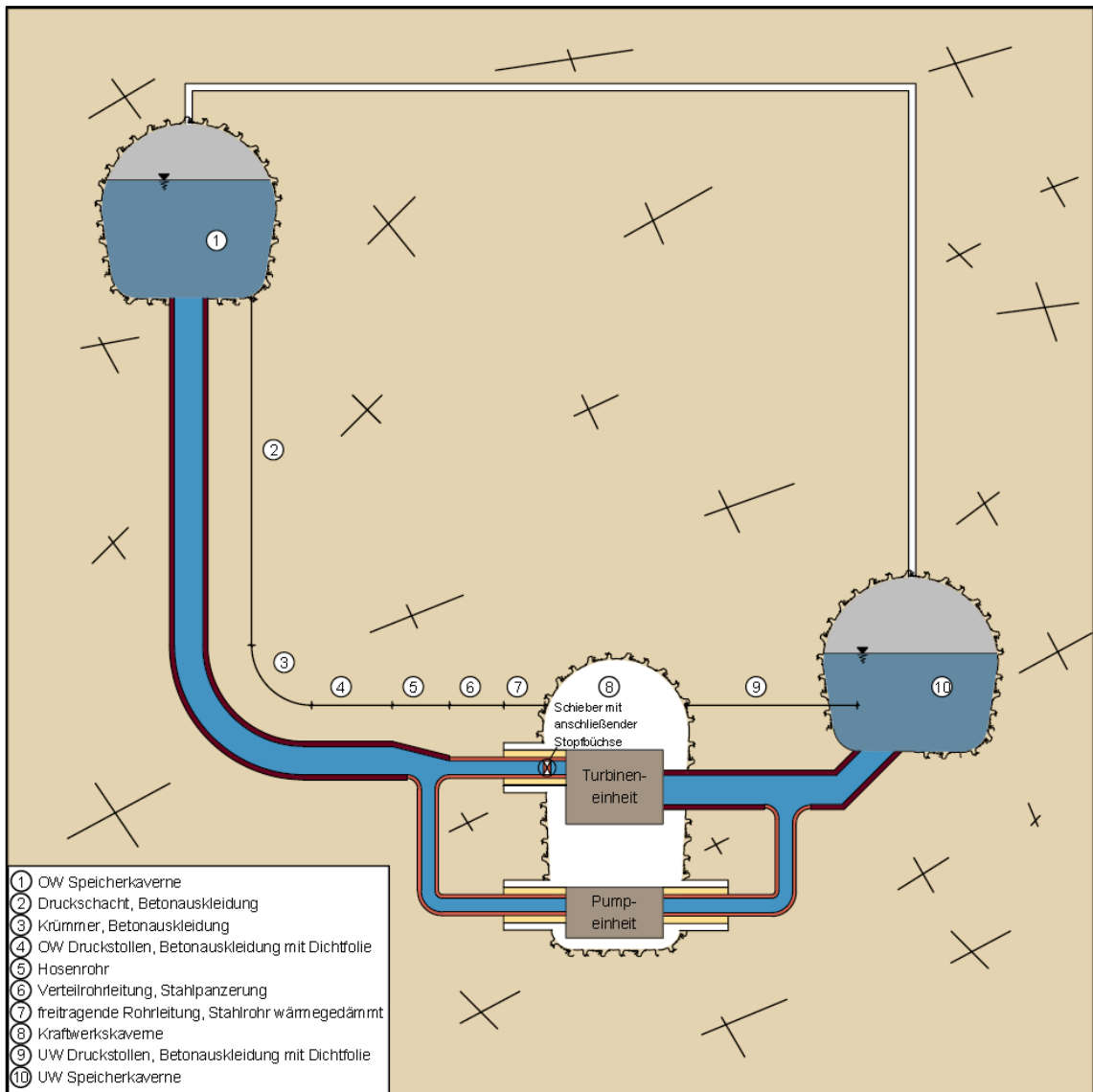


Abbildung 4: Schema des Triebwasserweges thermischer Pumpspeicherkraftwerke, Triebwassersystem hervorgehoben

Abbildung 4 zeigt das im Bemessungskonzept verwendete Schema des Triebwasserweges thermischer Pumpspeicherkraftwerke. Es gliedert sich in folgende Bereiche:

- Druckschacht
- Krümmer
- Oberwasserseitigem Hochdruckstollen
- Verteilrohrleitung
- Freitragende Verteilrohrleitung
- Unterwasserseitiger Druckstollen

Beide Speicher, der oberwasserseitige sowie unterwasserseitige, werden hier untertage ausgeführt. Dadurch kommt es zu nahezu keinem Wärmeverlust durch einen an der

Oberfläche liegenden Speicher. Der Druckschacht mit anschließendem Krümmer verbindet den oberwasserseitigen Speicher mit dem oberwasserseitigem Hochdruckstollen. Ausgehend vom Hochdruckstollen teilt sich der Triebwasserweg über ein Hosenrohr in die Verteilrohrleitungen auf, welche in die Kraftwerkskaverne münden. Nach den Turbinen- und Pumpeinheiten führt der unterwasserseitige Druckstollen in die Unterwasserspeicherkaverne.

### 3.1 Auskleidungsarten

Der Triebwasserweg umfasst grundsätzlich zwei unterschiedliche Auskleidungsarten. Der Druckschacht und die Druckstollen werden mit einer Betonauskleidung versehen. Die Verteilrohrleitung werden stahlgepanzert, beziehungsweise die freitragende Rohrleitung aus Stahl gefertigt.

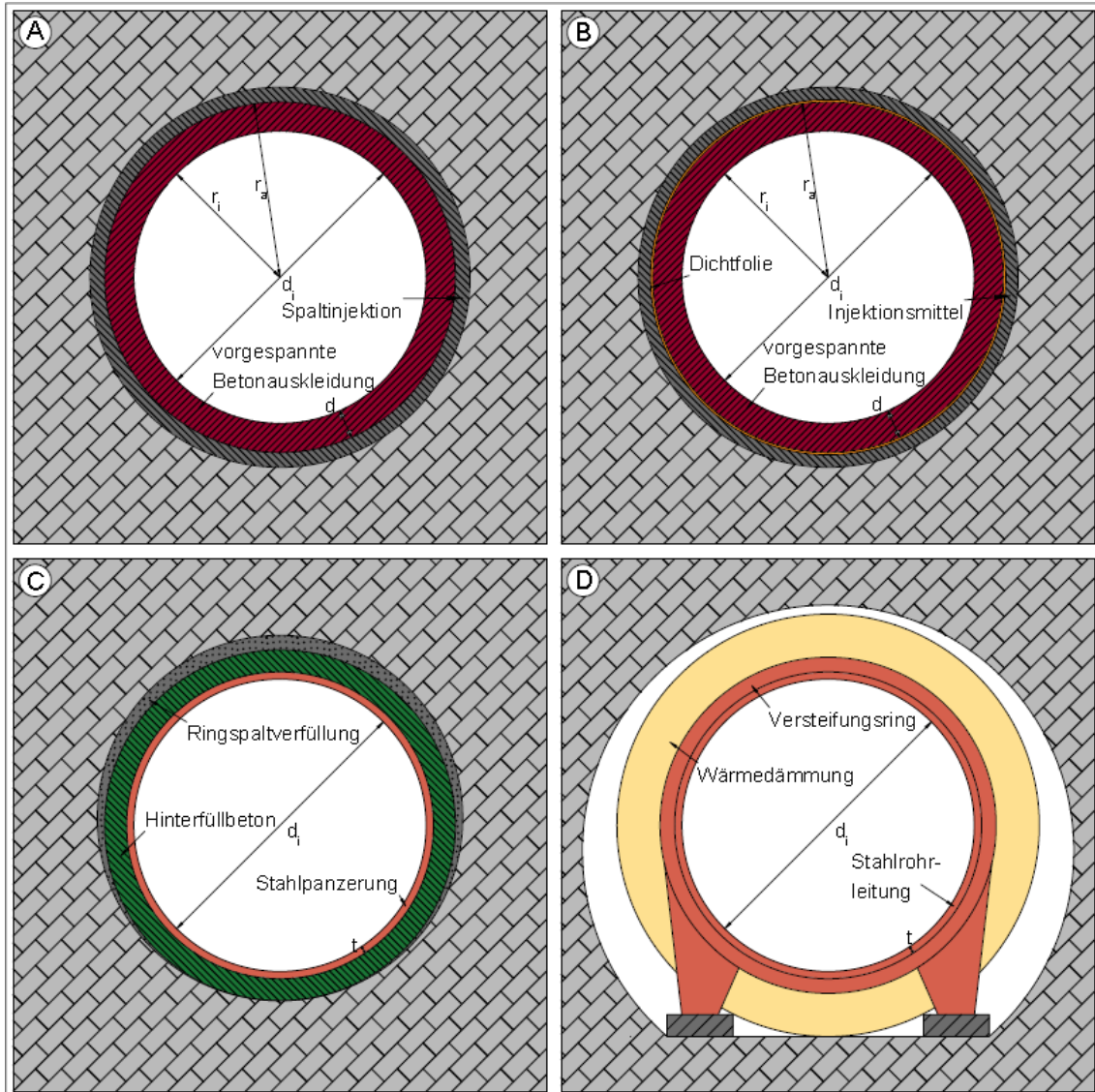


Abbildung 5: Unterschiedliche Auskleidungen im Triebwasserweg thermischer Pumpspeicherkraftwerke. A Druckschacht; B OW/UW Druckstollen; C Verteilrohrleitung, D freitragende Rohrleitung

Abbildung 5 zeigt eine schematische Darstellung der Auskleidungsarten, welche im Bemessungskonzept berücksichtigt sind und dimensioniert werden. Die Auskleidung des Oberwasser- sowie Unterwasserdruckstollen wird zusätzlich zum Beton noch mit einer Dichtfolie versehen. Die Folie dient dazu die Dichtheit des Systems in diesem Bereich zu gewährleisten. Beim Druckschacht ist dies nicht notwendig, da sich dieser weit genug von der Kraftwerkskaverne entfernt befindet. Diese Entfernung ist von der Durchlässigkeit des vorliegenden Gebirges abhängig. Somit besteht vom Druckschacht

auch keine Gefahr, dass Triebwasser über Sickerwasserströmung in die Kraftwerkskaverne drängt und es zu einem hydraulischen Gebirgsbruch, verursacht durch das Triebwasser, kommt.

## 4. Bemessungskonzept

Das erstellte Bemessungskonzept sieht, vor den gesamten Ablauf der Dimensionierung der unterschiedlichen Auskleidungsarten darzustellen. Für die Berechnung, die zum größten Teil auf der Grundlage von Seeber und Friedrich, Druckstollen und Druckschächte: Bemessung; Konstruktion; Ausführung [6] basiert, wird vorausgesetzt, dass diverse Parameter bekannt sind.

Um die zu dimensionierenden Bauteile anhand von Rechenbeispielen zu erklären, wurde ein Referenzprojekt erstellt. Das Projekt beinhaltet diverse Parameter aus der Praxis sowie angenommene Parameter.

Die nachfolgenden Punkte zeigen auf, welche Parameter unabhängig der Auskleidungsart benötigt werden und wie diese zu bestimmen sind.

### 4.1 Referenzprojekt

Im Zuge der Dissertation von Franz Georg Pikel ist ein Referenzprojekt eines thermischen PSKW erstellt worden. Für das Bemessungskonzept wurden daraus hydraulische und energiewirtschaftliche Parameter des thermischen Pumpspeicherkraftwerkes entnommen, um eine Beispielberechnung zu ermöglichen. Das Projekt umfasst einen standardisierten Entwurf eines thermischen Pumpspeicherkraftwerks für urbane Großanwendungen. Die folgenden Daten, welche für die Berechnung des Triebwassersystems erforderlich sind, stammen aus diesem Referenzprojekt.

- Kraftwerksleistung  $P = 500 \text{ MW}$
- Fallhöhe (Brutto)  $H = 800 \text{ m}$
- Strickler-Rauigkeit Betonauskleidung  $k_{ST} = 80 \text{ m}^{\frac{1}{3}}/\text{s}$
- Strickler-Rauigkeit Stahlpanzerung  $k_{ST} = 120 \text{ m}^{\frac{1}{3}}/\text{s}$
- Druckschacht  $d_i = 4,75 \text{ m}$
- OW/UW Druckstollen  $d_i = 4,75 \text{ m}$
- Verteilrohrleitung  $d_i = 2,74 \text{ m}$
- Fließgeschwindigkeit Druckschacht/-stollen  $v = 4 \text{ m/s}$
- Fließgeschwindigkeit Verteilrohrleitung  $v = 6 \text{ m/s}$
- Ausbauwassermenge:
  - Turbinendurchfluss  $Q_T = 70,6 \text{ m}^3/\text{s}$
  - Pumpendurchfluss  $Q_P = 58,1 \text{ m}^3/\text{s}$

#### 4.1.1 Gebirgseigenschaften

Für die nachfolgende Dimensionierung der Beton- sowie Stahlauskleidung, sind auch geotechnische Gebirgsparameter erforderlich.

Die Gebirgsparameter, welche verwendet werden, stammen vom Kristallinenabschnitt des Koralmtunnels der ÖBB – Infrastruktur AG, Koralmbahn, Graz – Klagenfurt, Baulos KAT3 [9].

Folgende Gebirgseigenschaften aus dem Kristallinenbereich wurden übernommen.

- Wichte  $\gamma_F = 27,00 \frac{kN}{m^3}$
- Seitendruckbeiwert  $k_0 = 1,00$
- E-Modul variiert  $E_F = 15.000 - 40.000 \frac{MN}{m^2}$ ;
- Verformungsmodul wurde mit den Gleichungen (3) und (4) berechnet
- Querdehnzahl  $\nu = 0,15$

##### 4.1.1.1 Primärspannung

Die Primärspannung im Gebirge ist jene Spannung, welche im Ausgangszustand herrscht, also vor Ausbruch des Stollens.

Der vertikale Anteil lässt sich wie folgt bestimmen [6].

$$\sigma_V = \rho_F * g * H_F \quad (1)$$

Der horizontale Anteil der Primärspannungen ist abhängig vom Seitendruckbeiwert  $k_0$ . Dieser muss zumeist gemessen werden da er von unterschiedlichsten Parametern (Tektonik, Topographie, etc.) beeinflusst wird [6].

$$\sigma_H = \sigma_V * k_0 \quad (2)$$

$k_0$  als Seitendruckbeiwert beschreibt die genannten beeinflussenden Parameter der horizontalen Hauptspannung mit einer Zahl. Bei  $k_0 < 1$  gilt, dass die vertikale Hauptspannung größer als die horizontale ist. Bei  $k_0 > 1$  ist der Wert der horizontalen Hauptspannung größer als jener der vertikalen. Dies kann zum Beispiel bei tektonischen Verschiebungen oder auch durch frühere Gletschereislast an der Oberfläche des Gebirges der Fall sein (Tallagen).

##### 4.1.1.2 Verformungsmodul $V_F$

Die Arbeitslinie des Gebirges wird mit Hilfe des Verformungsmoduls  $V_F$  beschrieben. Dieser Verformungsmodul kann mit Hilfe der TIWAG-Pressen einem In-Situ Versuch ermittelt werden. Der Verformungsmodul wird abgemindert  $V_F^*$  um Rücksicht auf den

elastischen und plastischen Verformungsanteil und eventuellen Auflockerungen des Gebirges durch Sprengvortrieb zu nehmen [6].

### **TIWAG Presse**

Beim Kraftwerk Kaunertal der TIWAG wurde eine bereits bekannte Messmethode von Lazarevic zur TIWAG Presse weiterentwickelt [6].

Die Presse selbst gleicht einem großen Modellversuch, welcher In-Situ durchgeführt wird. Ein Abschnitt eines aufgefahrenen Stollens (Länge 2,00 m, Durchmesser 2,20 m) wird von der hydraulischen Presse belastet. Die Verschiebung, welche während des Versuchs gemessen wird, gibt direkten Aufschluss über den E-Modul und Verformungsmodul des getesteten Gebirgsbereiches wieder [6].

Für die Versuchsdurchführung wird ein Stollenabschnitt mit Spritzbeton versehen, sodass der Stollen einen Durchmesser von 2,20 m aufweist. Die Innenlaibung sollte einem 16-Eck entsprechen. Darauf werden Druckkissen aufgetragen, welche von einer Konstruktion aus Hartholzbohlen und hochfesten Stahlringen gehalten werden. Um die Verformungen messen zu können, wird ein Zentralrohr, etwa 6 m lang, außerhalb der Belastungszone abgestützt. Mit Messuhren kann dann die Verschiebung (Radialverschiebung) der zusätzlich angebrachten Messanker zum Zentralrohr gemessen werden. Mit dieser Methode ist es möglich, einen Prüfdruck von bis zu 70 bar (= 7 MPa) aufzutragen [6].

Aus einem Zusammenhang des dynamischen E-Moduls, ermittelt durch Bohrlochseismik und dem ermittelten Verformungsmodul aus der TIWAG-Pressen, lässt sich folgender, in Abbildung 6 dargestellter Zusammenhang aus beiden Modulen (E-Modul und Verformungsmodul) ableiten [6].



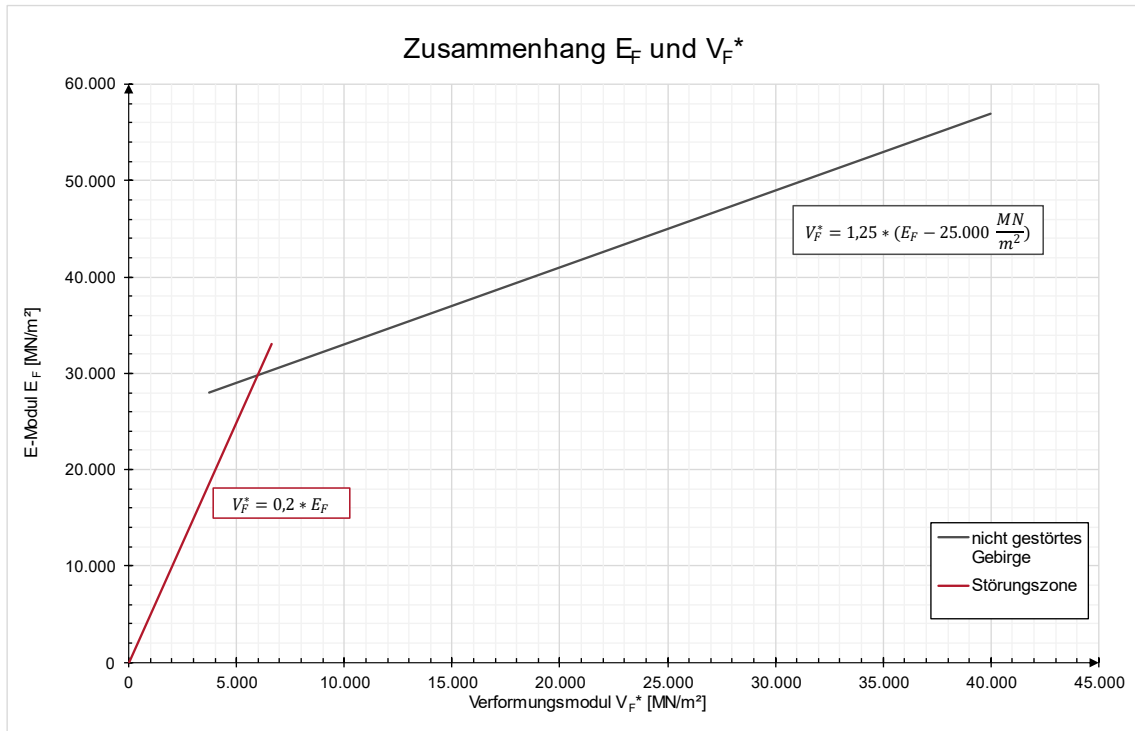


Abbildung 6: Zusammenhang E-Modul Fels mit dessen Verformungsmodul nach [6]

Die im Diagramm gezeigten Gleichungen werden auch im Bemessungskonzept zur Bestimmung des Verformungsmoduls, sollte dieser nicht aus Radialpressversuchen bekannt sein, verwendet.

$$V_F^* = 0,2 * E_F; \text{ in Störungszone} \quad (3)$$

$$V_F^* = 1,25 * (E_F - 25.000 \frac{\text{MN}}{\text{m}^2}), \text{ im nicht gestörten Gebirge} \quad (4)$$

#### 4.1.1.3 Thermische Gradiente

Um die nachfolgenden Temperaturspannungen berechnen zu können, ist es notwendig die Umgebungstemperatur (Gebirgstemperatur) zu beachten.

Angenommen wird, dass das Gebirge in 100 m u. GOK eine konstante Temperatur von  $12^\circ\text{C}$  besitzt.

Die Temperatur in allen anderen Tiefen wird ausgehend von diesem Temperaturniveau mit der geothermischen Gradienten des Gebirges ( $3^\circ\text{C}/100 \text{ m}$ ) berechnet.

$$T_{\text{Gebirge}}(x \text{ m u. GOK}) = 12^\circ\text{C} + \frac{(x \text{ m u. GOK} - 100 \text{ m}) * 3^\circ\text{C}}{100 \text{ m}} \quad (5)$$

#### 4.1.2 Länge Triebwasserweg

Um die Triebwasserweglänge bestimmen zu können, wird die Fallhöhe sowie die Länge des oberwasserseitigen Druckstollens benötigt.

Die Fallhöhe ist bereits mit der Bruttofallhöhe gegeben und die Länge des oberwasserseitigen horizontalen Hochdruckstollen, an dem Lotschacht anschließend, setzt sich zusammen aus

$$L_2 = \frac{H}{i} \quad (6)$$

Die zulässige Gradiente der Sickerwasserströmung ist als konstant anzunehmen und wurde mit einem konservativen Ansatz  $i = 4$  gewählt. Da der Druckschacht nicht technisch dicht ausgeführt wird, wird  $L_2$  benötigt, um zu gewährleisten, dass die Kraftwerkskaverne weit genug vom Druckschacht entfernt situiert ist. Wäre diese Entfernung nicht gegeben bestünde die Gefahr vor einem hydraulischen Grundbruch zufolge des Triebwassers. Zusätzlich würde es auch zu ungewollten Triebwasserwasserverlust durch Sickerwasser kommen.

Die gesamte oberwasserseitige Triebwasserweglänge ist durch

$$L_{Triebw.} = L_1 + L_2 \quad (7)$$

gegeben, wobei  $L_1 = H$  gilt. Aus (6) und (7) ergibt sich schließlich die Triebwasserweglänge in diesem Referenzprojekt zu

$$L_{Triebw.} = 800 + \frac{800}{4} = 1000 \text{ m} \quad (8)$$

Die Triebwasserweglänge beschreibt nun den Teil des oberwasserseitigem Triebwassersystem welcher sich aus dem Druckschacht, dem oberwasserseitigem Hochdruckstollen sowie der Verteilrohrleitung zusammensetzt.

#### 4.1.3 Innendruck

Der vorherrschende Innendruck errechnet sich aus der Bruttofallhöhe sowie der Dichte des Wassers.

$$p_i = \rho_w * g * H = \gamma_w * H \quad (9)$$

Wasser besitzt allerdings die Eigenschaft, dass dessen Dichte mit geänderter Temperatur variiert. Zwischen 0°C und 4°C nimmt die Dichte des Wasser zu und erreicht den Maximalwert bei rund 4°C. [10].

In Abbildung 7 ist der Zusammenhang der Wassertemperatur mit dessen Dichte sowie relative Raumausdehnung abgebildet.

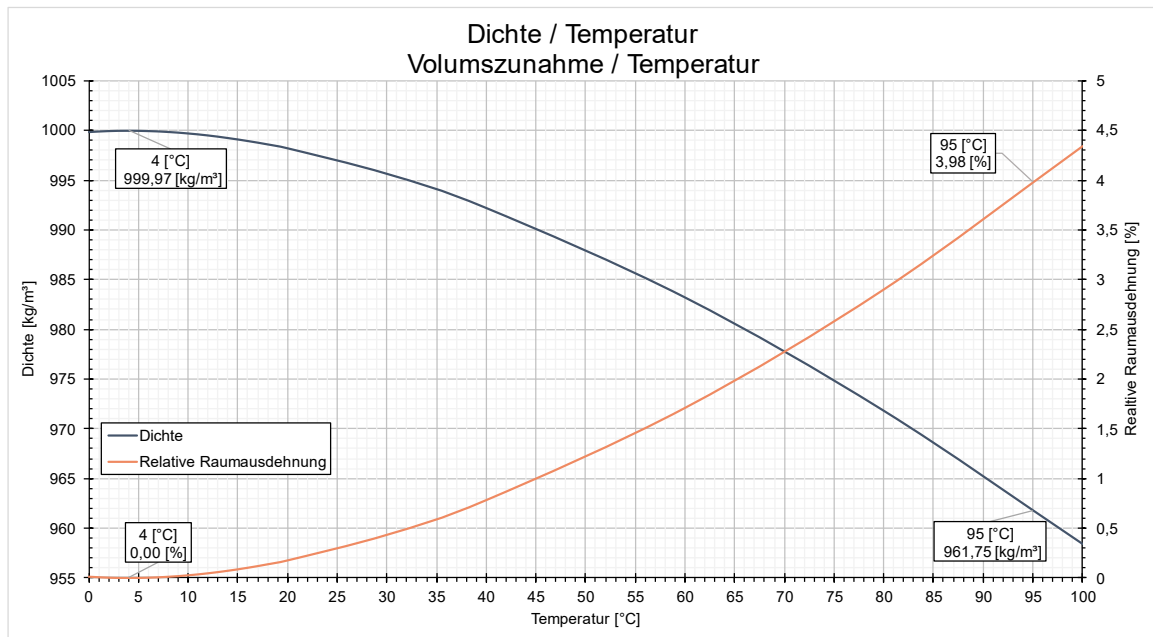


Abbildung 7: Dichte und relative Raumaussdehnung von Wasser in Bezug auf dessen Temperatur

Hat Wasser bei 4°C seine größte Dichte von  $999,97 \text{ kg/m}^3$ , nimmt diese bei der maximalen Betriebstemperatur von thermischen Pumpspeicherkraftwerken von 95°C ab und beträgt  $961,75 \text{ kg/m}^3$  [10].

Bei der gegebenen Bruttofallhöhe macht dies einen Druckunterschied von

$$\begin{aligned} \Delta p_{i,95^\circ\text{C}-4^\circ\text{C}} &= \left( 999,97 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} - 961,75 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right) * 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} * 800 \text{ m} * \frac{1}{1000} = 299,95 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \quad (10) \\ &= 0,30 \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \end{aligned}$$

Der bei einer Temperatur von 95°C auftretende Innendruck, spielt in der Bemessung selbst keine Rolle. Das Wasser hat bei dieser Temperatur die geringste Dichte, welche im System auftreten kann und ist somit nicht relevant für die Bemessung der Auskleidung. Wichtig ist jedoch die Dichte des Wassers bei der Erstbefüllung des Triebwassersystems. Die Erstfülltemperatur ist zugleich die geringste Wassertemperatur, welche während der Nutzungsdauer auftreten kann und ergibt somit die höchste Dichte im Nutzungszeitraum des PSKWs. Beim Referenzprojekt wird ein Vergleich zwischen 4°C und 45°C warmen Wasser als Erstfülltemperatur für die Betonauskleidung aufgezeigt (siehe Kapitel 5.3).

Bei 45°C beträgt die Dichte des Wassers  $989,95 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ . Dies hat eine Druckdifferenz durch die Dichtereduzierung gegenüber 4°C, bei der im Beispiel vorzufindenden Bruttofallhöhe, zufolge von

$$\begin{aligned}\Delta p_{i,45^{\circ}\text{C}-4^{\circ}\text{C}} &= \left(999,97 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} - 989,95 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}\right) * 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} * 800 \text{ m} * \frac{1}{1000} = 78,64 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \quad (11) \\ &= 0,079 \frac{\text{MN}}{\text{m}^2}\end{aligned}$$

Eine genauere Beschreibung, welche Auswirkungen diese geringere Dichte auf das System hat wird im Kapitel 5.3.1.3 aufgezeigt.

Es können nun die statischen Innendrucke, bezogen auf die Bruttofallhöhe, für die Fülltemperaturen von 45°C und 4°C wie folgt berechnet werden.

$$p_{i,45^{\circ}\text{C}} = 989,95 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} * 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} * 800 \text{ m} * 10^{-6} = 7,77 \frac{\text{MN}}{\text{m}^3} \quad (12)$$

$$p_{i,4^{\circ}\text{C}} = 999,97 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} * 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} * 800 \text{ m} * 10^{-6} = 7,85 \frac{\text{MN}}{\text{m}^3} \quad (13)$$

Für die weitere Dimensionierung ist allerdings nicht der statische Innendruck der maßgebende, welcher in (12) und (13) definiert wurde, sondern der dynamische Druck. Der dynamische Druck ist größer als der statische Innendruck, daher ist dieser der ausschlaggebende Wasserdruck bei der Dimensionierung. Der dynamische Anteil lässt sich mit dem Vorgehen nach Joukowsky bestimmen.

#### 4.1.4 Joukowsky Druckstoß

Beim plötzlichen Schließen einer Druckrohrleitung, welche beispielweise ein Becken entleert, entsteht eine, zwischen Verschlussorgan und freier Wasseroberfläche, sich ausbreitende Druckwelle. Die Druckwelle zieht eine kurzfristige Druckerhöhung im System nach sich: der Joukowsky-Stoß [11].

Die entstehende Druckwelle breitet sich nach oben mit der Druckwellengeschwindigkeit  $a$  aus. Sie reflektiert an der Oberfläche eines freien Wasserspiegels und breitet sich wiederum bis zum Punkt ihrer Entstehung aus. [11]

$$T_L = \frac{l}{a} \quad (14)$$

$$T_R = 2 * T_L = 2 * \frac{l}{a} \quad (15)$$

$T_L$  beschreibt hierbei die Laufzeit der Druckwelle über die gesamte Rohrlänge  $l$ .  $T_R$  hingegen ist die Reflexionszeit. Sie ist definiert als die Zeit, welche die Druckwelle braucht um wieder am Ort der Entstehung (beim Absperrorgan) anzugelangen [11].

Der maximale Druckstoß (Joukowsky-Stoß) lässt sich wie folgt beschreiben [11]:

$$\max h_{a,jou} = \pm \frac{a * \Delta v}{g} \quad (16)$$

Wobei  $\Delta v$  die Geschwindigkeitsdifferenz beschreibt, welche beim Schließen erreicht wird. Wird das Verschlussorgan zur Gänze geschlossen ist  $\Delta v$  gleich der zuvor herrschenden Fließgeschwindigkeit.

Der Druckstoß selbst, wie in (16) beschrieben, kann jedoch mit Hilfe einer verlangsamten Schließung des Absperrorgans, verringert werden.

Das Absperrorgan und dessen Schließzeit  $t_s$  können den auftretenden Druckstoß wesentlich verringern. Voraussetzung ist dabei, dass die Schließzeit  $t_s$  größer ist als die Reflexionszeit  $T_R$ . Wäre  $t_s$  kleiner als  $T_R$ , so würde der volle Druckstoß aus (16) weiterhin wirken. Bei  $t_s > T_R$  ergibt sich die Druckerhöhung aufgrund des Druckstoßes und der Abminderung durch die längere Schließ-/ als Reflexionszeit zu [11]:

$$\max h_a = \frac{a * \Delta v}{g} * \frac{T_R}{t_s} \quad (17)$$

Für die Berechnung des Joukowsky – Stoßes ist im Bemessungskonzept vorausgesetzt, dass es sich um eine unnachgiebige Rohrleitung handelt.

Angewendet auf das Beispiel eines Pumpspeicherkraftwerks sind zwei mögliche Druckstoßszenarien zu berücksichtigen. Einmal der Druckstoß zufolge des Schließens des Absperrorgans im Turbinenbetrieb und einmal das gleiche Szenario im Pumpbetrieb.

Bei  $Q_T = 70,6 \text{ m}^3/\text{s}$  und  $d_i = 4,75 \text{ m}$  ergibt sich eine Fließgeschwindigkeit von

$$v_T = \frac{Q_T}{A} = \frac{70,6 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}}{(4,75\text{m})^2 * \frac{\pi}{4}} = 3,98 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (18)$$

Im Pumpbetrieb ergibt sich bei gleichem Durchmesser und einem  $Q_P = 58,1 \text{ m}^3/\text{s}$  eine Fließgeschwindigkeit von

$$v_P = \frac{Q_P}{A} = \frac{58,1 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}}{(4,75\text{m})^2 * \frac{\pi}{4}} = 3,27 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (19)$$

Zur Berechnung des Druckstoßes wird noch zusätzlich die Triebwasserweglänge benötigt. Diese ist gleichzusetzen mit der Rohrlänge  $l$  in (14) und (15). Die Länge wird in Kapitel 4.1.2 bestimmt.

Die Reflexionszeit für das System beim Referenzprojekt dieser Masterarbeit, ergibt sich zu

$$T_R = 2 * T_L = 2 * \frac{l}{a} = 2 * \frac{1000 \text{ m}}{1000 \frac{\text{m}}{\text{s}}} = 2 \text{ s} \quad (20)$$

Der Druckstoß ergibt sich im Turbinenbetrieb mit einer angenommen Schließzeit  $t_S = 45 \text{ s}$  (Pelton turbine, Verminderung durch Strahlableiter) zu

$$\max h_{a,T} = \frac{a * v_T}{g} * \frac{T_R}{t_S} = \frac{1000 \frac{\text{m}}{\text{s}} * 3,98 \frac{\text{m}}{\text{s}}}{9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}} * \frac{2 \text{ s}}{45 \text{ s}} = 18,03 \text{ m} \quad (21)$$

Beim Pumpbetrieb ist die Schließzeit des Leitapparats der Pumpe mit  $t_S = 10 \text{ s}$  angenommen und führt somit zu einer Druckhöhe von

$$\max h_{a,P} = \frac{a * v_P}{g} * \frac{T_R}{t_S} = \frac{1000 \frac{\text{m}}{\text{s}} * 3,27 \frac{\text{m}}{\text{s}}}{9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}} * \frac{2 \text{ s}}{10 \text{ s}} = 66,67 \text{ m} \quad (22)$$

Der Maximalwert ist ausschlaggebend (hier:  $\max h_{a,P}$ ), daher ergibt sich der dynamische Innendruck bei einer Wassertemperatur von  $4^\circ\text{C}$  und  $45^\circ\text{C}$  zu

$$\begin{aligned} p_{i,dyn,4^\circ\text{C}} &= (H + \max h_{a,P}) * g * \rho_W \\ &= (800\text{m} + 66,7\text{m}) * 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} * 999,97 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} * 10^{-6} = 8,50 \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \end{aligned} \quad (23)$$

$$\begin{aligned} p_{i,dyn,45^\circ\text{C}} &= (H + \max h_{a,P}) * g * \rho_W \\ &= (800\text{m} + 66,67\text{m}) * 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} * 989,95 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} * 10^{-6} = 8,41 \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \end{aligned} \quad (24)$$

Dieser Innendruck ist der Ausgangsparameter für die weitere Bestimmung des Außenradius  $r_a$  der Betonauskleidung sowie dem aufzubringenden Injektionsdruck  $p_{V,0}$ . Bei der Stahlpanzerung hat der Innendruck Einfluss auf die Stahlpanzerungsstärke  $t$ .

## 5. Druckschacht

Der Druckschacht bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken gleicht am ehesten denen der „Schwedischen Lösung“ für Pumpspeicherkraftanlagen.

Bei der schwedischen Lösung führt zumeist ein lotrechter Schacht vom oberen Speicher zur Kraftkaverne. Dies ist der skandinavischen Topographie geschuldet wo oft natürliche Seen als Speicher genutzt werden und ein oberer Druckstollen durch steil abfallende Bergücken meist nicht realisierbar ist [6].

Bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken befinden sich allerdings beide Speicher, der obere sowohl als auch der untere, unter der Geländeoberkante. Somit kann die nötige Fallhöhe mittels eines direkten Druckschachtes realisiert werden.

Der Druckschacht selbst verbindet den kurzen Druckstollen, welcher vor der Kraftwerkskaverne situiert ist, mit dem Einlauf des oben liegenden Speichers.

Die Auskleidung des Druckschachtes wird aus Beton gefertigt. Die Grundlagen des hydraulischen und technischen Designs sind aus [6] entnommen.

### 5.1 Berechnung

Alle dem Stand der Technik entsprechenden Berechnungsschritte für die Betonauskleidung, welche auch im entwickeltem Excelprogramm Verwendung finden, werden hier näher beschrieben.

Um den Berechnungsablauf verständlicher zu gestalten, wird hierzu das Referenzprojekt aus Kapitel 4.1 mit folgenden Parametern ergänzt.

#### 5.1.1 Betoneigenschaften

Folgende Betoneigenschaften sind der Berechnung zu Grunde gelegt.

- Betongüte C55/67 | C80/95
- E-Modul  $E_{cm} = 38.000 \frac{MN}{m^2} | 42.000 \frac{MN}{m^2}$
- Querdehnzahl  $\nu = 0,2$
- Temperaturendeckungskoeffizient  $\alpha_{T,B} = 1,0 * 10^{-5} \frac{1}{K}$

Da der Druckschacht lotrecht in die Tiefe führt und damit ein hoher, linear ansteigender Innendruck einhergeht, wurde eine hohe Betongüte gewählt.

## 5.2 Bemessung: Analytisches Verfahren nach Seeber

Das analytische Verfahren nach Seeber beinhaltet beim entwickelten Bemessungskonzept folgende Bereiche:

- Innendruck
- Temperaturspannung
  - aus Erstfülltemperatur
  - aus maximaler Betriebstemperatur
- Kriechverformung
- Injektion
- Bergwasserdruck

### 5.2.1 Innendruck in der Kontaktfuge

Die Berechnung sieht vor, dass der Innendruck in der Kontaktfuge zwischen Betonauskleidung und Fels wirkt. Diese Annahme ist bei dickwandiger Auskleidung nicht korrekt, da der Innendruck an der innenliegenden Seite der Betonauskleidung wirkt. Somit muss der Innendruck  $p_i$  auf den Innendruck in der Kontaktfuge  $\bar{p}_l$  umgerechnet werden [6].

$$\bar{p}_l = p_i * \frac{r_i}{r_a} \quad (25)$$

$$\bar{p}_l = p_B + p_F \quad (26)$$

### 5.2.2 Beton- und Felsanteil

Wie bereits in (26) zu sehen ist, teilt sich der Innendruck in der Kontaktfuge auf die Betonauskleidung und das umliegende Gebirge (Fels) auf.

In der grafischen Lösung würde dies wie folgt aussehen:



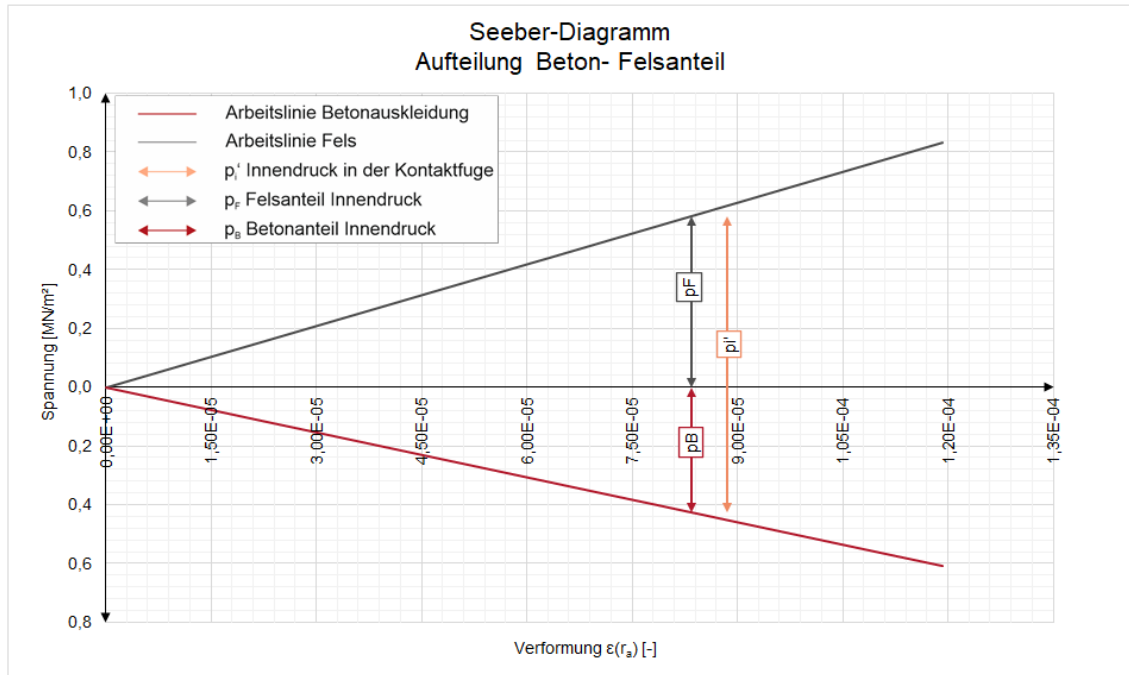


Abbildung 8: Seeber-Diagramm, Übersicht über Beton- und Felsanteil aus Innendruck in der Kontaktfuge

Die Arbeitslinie des Gebirges ist durch dessen Verformungsmodul  $V_F^*$  bestimmt. Der abgeminderte Verformungsmodul  $V_F^*$  nimmt unter anderem Rücksicht auf den elastischen und plastischen Verformungsanteil und etwaige Auflockerungen durch Sprengvortrieb [6].

$$V_F^* = V_F * \frac{m}{1 + m} \quad (27)$$

Die Verformung des Gebirges am Außenrand der Betonauskleidung beträgt laut [6]:

$$\varepsilon(r_a) = \frac{p_F}{V_F^*} \quad (28)$$

Die Arbeitslinie des Betons lässt sich durch die Theorie des dickwandigen Rohres beschreiben [6].

$$\varepsilon(r_a) = \frac{\bar{p}_i - p_F}{E_{cm}} * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right) \quad (29)$$

$$\sigma_t(r_a) = \varepsilon(r_a) * E_{cm} \quad (30)$$

Für die weitere Berechnung wird allerdings die Spannung am Innenrand der Auskleidung benötigt, da sich hier die größere Belastung befindet. Diese wird mit folgender Formel ermittelt [6]:

$$\varepsilon(r_i) = \frac{2r_a^2}{r_a^2 + r_i^2} * \varepsilon(r_a) \quad (31)$$

$$\sigma_t(r_i) = \varepsilon(r_i) * E_{cm} \quad (32)$$

Das abgebildete Seeber-Diagramm in Abbildung 8 repräsentiert den Idealfall ohne Risse oder einen Spalt in der Kontaktfuge.

Dieser Idealfall tritt so nie auf. Durch diverse Einflüsse, wie Temperatur und Kriechen, entsteht ein Spalt zwischen der Betonauskleidung und dem Gebirge. Diese Einflüsse, sowie auch die geringe Zugfestigkeit des Betons, müssen für die weitere Berechnung miteinbezogen werden [6].

### 5.2.3 Vorspannen der Betonauskleidung

Durch die eben beschriebenen Einflüsse auf die Betonauskleidung ist ein Vorspannen dieser notwendig.

Würde der Kontaktspace einfach drucklos verfüllt werden, würde das Gebirge nur dann zum Mittragen veranlasst werden, wenn es zu keinem Einfluss aus Abkühlen des Betonringes oder auch durch Kriechen des Betons und des Gebirges kommt [6].

Die Vorspannung selbst muss nun so groß gewählt werden, dass die Vorspannverluste durch den Temperaturspalt und dem Kriechen kompensiert werden können und der Betonring weiterhin nicht durch die Innendruckbelastung in den Zugbereich kommt.

$$p_{V,0} = p_V + \Delta p_{B\Delta T} + \Delta p_{Kr} \quad (33)$$

### 5.2.4 Benötigte Vorspannung $p_V$

Die benötigte Vorspannung beschreibt die Spannung, die benötigt wird, damit die Betonauskleidung unter allen der Bemessung zugrunde gelegten Lastfällen nicht auf Zug belastet wird.

Somit kann man

$$p_V = p_B \quad (34)$$

setzen.

Ist nun die benötigte Vorspannung gleich groß dem Betonanteil aus dem Innendruck, so wird sich unter dem Fall, dass Innendruck wirkt, ein spannungsloser Zustand in der Betonauskleidung einstellen.

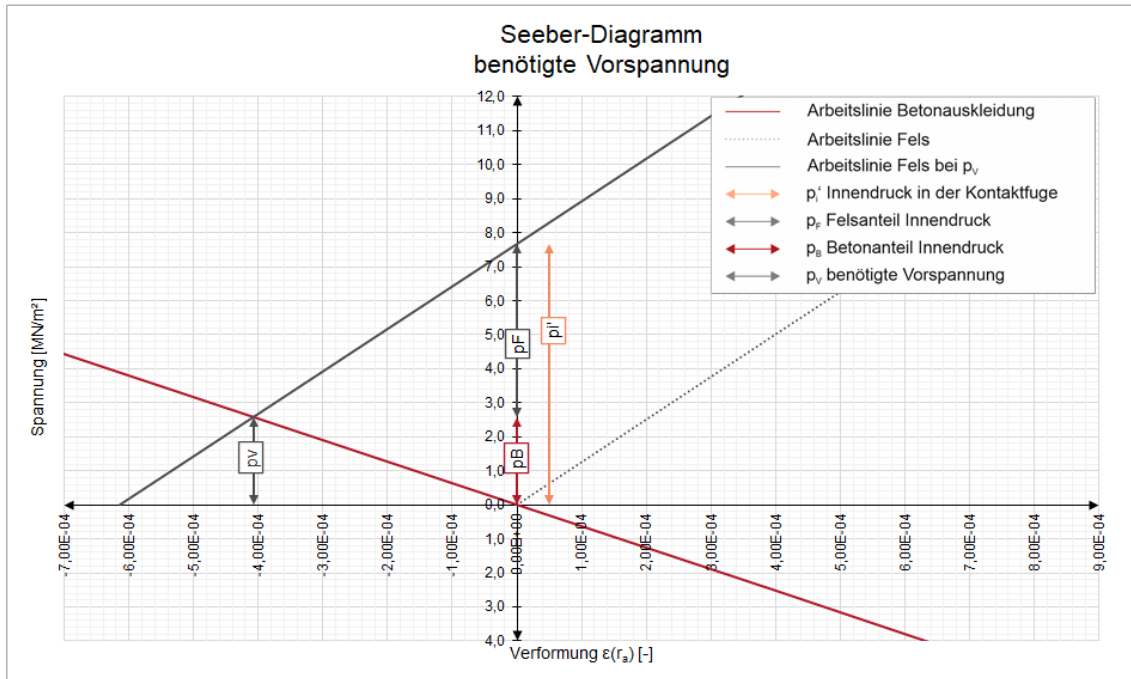


Abbildung 9: Seeber-Diagramm, benötigte Vorspannung

Abbildung 9 zeigt das Seeber-Diagramm mit der benötigten Vorspannung  $p_V$  einer Betonauskleidung.

Die Vorspannung bewirkt, dass in der Auskleidung eine Druckspannung entsteht. Um den Punkt der benötigten Vorspannung nun grafisch einzutragen, folgt man der Arbeitslinie der Auskleidung nach links in den Druckbereich, und zwar so weit, bis der Wert der benötigten Vorspannung auf der y-Achse erreicht ist. Auf der x-Achse lässt sich nun die dadurch entstandene Auskleidungsverformung ablesen. Durch Aufbringen des Innendruck folgt man, startend, vom Punkt der benötigten Vorspannung wieder der Auskleidungsarbeitslinie nach rechts und kommt im Nullpunkt zu liegen. Somit herrscht im Fall der Innendruckbelastung, ein spannungsloser Zustand in der Betonauskleidung [6].

#### 5.2.4.1 Vorspannverluste

Wie schon erwähnt, gibt es zwei grundlegende Einflüsse, welche die Vorspannung reduzieren. Damit diese kompensiert werden können, ist es wichtig, den Injektionsdruck so zu wählen, dass nach Abziehen der Vorspannverluste aus Temperatur und Kriechen, der benötigte Vorspanndruck bestehen bleibt.

#### Temperatur

Vergleicht man konventionelle Pumpspeicherkraftwerke mit thermischen Pumpspeicherkraftwerken, gibt es bei dem Temperaturverlust einen wesentlichen Unterschied, die Erstfülltemperatur. Die Erstfülltemperatur lässt sich als Wassertemperatur beschreiben, welche bei der Nassinbetriebnahme herrscht. In den

folgenden Berechnungen wird immer davon ausgegangen, dass sich diese Temperatur im System einstellt und es nicht zu einem Abkühlen des Wassers durch das Erwärmen der Auskleidung kommt.

Liegt die Erstfülltemperatur im Normalfall bei 4 - 10°C und ist nicht von lokalen Gegebenheiten abhängig, kann sie bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken beeinflusst werden und unter Umständen deutlich höhere Werte annehmen.

Die höhere Wassertemperatur hat den Vorteil, dass sich bei Gebirgstemperaturen welche niedrigere Werte haben als die für den Betrieb genutzten Wassertemperaturen, sich die Betonauskleidung nicht nach innen, sondern nach außen verformt. Dieser Effekt führt dazu, dass sich die Betonauskleidung durch die Temperaturspannung vorspannt und somit entsteht kein temperaturbedingter Spalt zwischen Auskleidung und Gebirge. Weiter kann durch diese Vorspannung aus der Temperatur auch der aufzubringenden Injektionsdruck vermindert werden.

Die allgemeine Berechnung der Temperaturspannung sieht wie folgt aus.

Die Beeinflussung der Temperatur beider Materialien ist unterschiedlich [6]

$$\Delta T_F = \frac{1}{3} \Delta T_B \quad (35)$$

$$\varepsilon_{B,\Delta T} = \Delta T_B * \alpha_{\Delta T,B} \quad (36)$$

$$\varepsilon_{F,\Delta T} = \frac{1}{3} * \varepsilon_{B,\Delta T} \quad (37)$$

Die daraus entstehende Druckdifferenz, in den Materialien, lässt sich wie folgt definieren

$$\Delta p_{B,\Delta T} = \varepsilon_{B,\Delta T} * E_{cm}^* \quad (38)$$

$$\Delta p_{F,\Delta T} = \varepsilon_{F,\Delta T} * E_F^* \quad (39)$$

mit

$$E_{cm}^* = E_{cm} * \frac{d}{r} \quad (40)$$

$$E_F^* = E_F * \frac{m}{m+1} \quad (41)$$

Die gesamte Druckdifferenz der Temperaturbeeinflussung, egal ob sie sich nun positiv oder negativ auswirkt, ist in [6] folgenderweise definiert.

$$\Delta p_{V,\Delta T} = \varepsilon_{B,\Delta T} * E_{cm}^* * \left( 1 - \frac{E_{cm}^* - \frac{1}{3} E_F^*}{E_{cm}^* + E_F^*} \right) \quad (42)$$

Der aufzubringende Injektionsdruck, unter Berücksichtigung der Temperaturdifferenz, erfolgt mit:

$$p_{V,0} = p_V + \Delta p_{V,\Delta T} \quad (43)$$

Abhängig von der Umgebungstemperatur des Gebirges und der Temperatur des Wassers, ist es nun möglich, dass  $p_{V,0} \leq p_V$  oder auch  $p_{V,0} \geq p_V$  ist.

Näheres dazu in den Kapiteln 5.3.1.3 und 5.3.2.3.

### **Kriechen der Betonauskleidung**

Durch den aufgebrauchten Injektionsdruck kommt es bei der Betonauskleidung zum Kriechen. Die Kriechverformung selbst hat den Einfluss, dass sich die aufgebrauchte Vorspannung verringert [6].

Die ausschlaggebendsten Parameter beim Kriechen sind die relative Luftfeuchtigkeit in der Umgebung und die Größe des Bauteils. Auch der Fortschritt beim Aushärten des Betons spielt dabei eine Rolle [12].

Um das Kriechen bei der Betonauskleidung berechnen zu können wurden die Verfahren zur Bestimmung der Kriechzahl nach Eurocode 2 [12] bestimmt. Die weitere Berechnung, um den Wert der Kriechverformung (Vorspannverlust zufolge Kriechen) bestimmen zu können, wurde mit dem Vorgehen aus [6] gearbeitet.

Unter der Anleitung von [12] wurden die benötigten Parameter (diverse Kriechparameter) bestimmt. Der Ablauf sieht wie folgt aus.

Die wirksame Bauteildicke  $h_0$  errechnet sich zu

$$h_0 = \frac{2 * A_C}{u} \quad (44)$$

Es ist unbedingt zu beachten, dass  $h_0$  für die weitere Berechnung in Millimeter einzusetzen ist. Dies ist in [12] so geregelt.

$A_C$  ist als Gesamtquerschnittsfläche des Betons definiert. Der Querschnitt der Auskleidung entspricht einem Rohrquerschnitt und wurde als solcher berechnet.

$$A_C = 2 * \pi * (r_a^2 - r_i^2) \quad (45)$$

$u$  ist die Seitenlänge, welche der Trocknung ausgesetzt ist. Bei der Betonauskleidung wurde  $u$  als der Innenrand der Auskleidung angenommen.

$$u = 2 * r_a * \pi \quad (46)$$

Um die Betondruckfestigkeit in die Berechnung miteinfließen zu lassen schreibt [12] drei Beiwerte vor.

$$\alpha_1 = \left[ \frac{35}{f_{cm}} \right]^{0,7} \quad \alpha_2 = \left[ \frac{35}{f_{cm}} \right]^{0,2} \quad \alpha_3 = \left[ \frac{35}{f_{cm}} \right]^{0,5} \quad (47)$$

$\beta_c(T, t_0)$  ist in [12] als Beiwert beschrieben, welcher die zeitliche Entwicklung des Kriechens beschreibt.

$$\beta_c(T, t_0) = \left[ \frac{T - t_0}{\beta_H + T - t_0} \right]^{0,3} \quad (48)$$

Um die bereits erwähnte Luftfeuchtigkeit mit zu berücksichtigen, gibt es in [12] den Beiwert  $\beta_H$ . Dieser lässt sich wie folgt bestimmen.

$$\beta_H = 1,5 * [1 + 0,012 RH]^{18} * h_0 + 250 \leq 1500 \text{ für } f_{cm} \leq 35 \quad (49)$$

$$\beta_H = 1,5 * [1 + 0,012 RH]^{18} * h_0 + 250 * \alpha_3 \leq 1500 \alpha_3 \text{ für } f_{cm} > 35 \quad (50)$$

Wobei  $T$  das Betonalter in Tagen zum Zeitpunkt der zu berechnende Kriechverformung ist und  $t_0$  dem Betonalter in Tagen bei Belastungsbeginn entspricht. RH entspricht der relativen Luftfeuchtigkeit [12].

Die Grundzahl des Kriechens, welche für die weitere Berechnung zu bestimmen ist, setzt sich zusammen aus

$$\varphi_0 = \varphi_{RH} * \beta(f_{cm}) * \beta(t_0) \quad (51)$$

Auch bei  $\varphi_0$  wird die relative Luftfeuchtigkeit erneut mitberücksichtigt.

$$\varphi_{RH} = 1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 * \sqrt[3]{h_0}} \text{ für } f_{cm} \leq 35 \text{ N/mm}^2 \quad (52)$$

$$\varphi_{RH} = \left[ 1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 * \sqrt[3]{h_0}} * \alpha_1 \right] * \alpha_2 \quad (53)$$

$\beta(f_{cm})$  wird in [12] als Beiwert zur Berücksichtigung der Betondruckfestigkeit bei der Grundzahl des Kriechens beschrieben.

$$\beta(f_{cm}) = \frac{16,8}{\sqrt{f_{cm}}} \quad (54)$$

Um auch das Betonalter wieder mitzuberechnen wird  $\beta(t_0)$  eingeführt.

$$\beta(t_0) = \frac{1}{0,1 + t_0^{0,2}} \quad (55)$$

Um das Kriechen des Betonringes nach [6] berechnen zu können, wird die Kriechzahl  $\varphi(T, t_0)$  benötigt. Die Kriechzahl selbst setzt sich zusammen aus der Grundzahl des Kriechens  $\varphi_0$ , sowie dem Beiwert zur Beschreibung der zeitlichen Entwicklung des Kriechens  $\beta_c(T, t_0)$  [12].

$$\varphi(T, t_0) = \varphi_0 * \beta_c(T, t_0) \quad (56)$$

Die weitere Vorgehensweise zur Bestimmung des Vorspannverlustes zufolge Kriechen wurde aus [6] entnommen.

Annahme für die weitere Berechnung ist, dass das Gebirge genügend Überdeckung aufweist, und somit als elastisches Widerlager angesehen werden kann [6].

Unter dieser Annahme ergibt sich die Formel zur Berechnung des prozentuellen Anteils des Kriechverlustes zu [6]:

$$\Delta p_{Kr}/p_{V,0} = 1 - e^{-\alpha * \varphi(T, t_0)} \quad (57)$$

mit

$$\alpha = \frac{E_F^*}{E_F^* + E_{cm}^*} \quad (58)$$

### **Kriechen des Gebirges**

Wird die geringste Gebirgsspannung beim Innendruckanteil des Gebirges nicht überschritten, kann es auch zu keinem Kriechen des Gebirges kommen. Um Kriechen des durch den Ausbruch aufgelockerten Gebirges zu vermeiden ist dieser Teil mit Injektionen zu versehen [6].

Beim Bemessungskonzept wird angenommen, dass das Gebirge eine ausreichend große Primärspannung aufweist und somit das Kriechen des Gebirges vernachlässigt werden kann.

Sollte die Primärspannung (speziell im Bereich des Einlaufs) nicht ausreichen, um ein Kriechen des Gebirges zu verhindern, wird eine Gebirgsverbesserung durch Injizieren der umgebenden Gebirgsbereiche vorausgesetzt. Durch die Injektion zur Verbesserung der geotechnischen Gebirgseigenschaften wird angenommen, dass ein ausreichender Widerstand des Gebirges erreicht wird und es somit zu keinem Kriechen kommt.

### **Schwinden der Betonauskleidung**

In der Umgebung der Druckschachtauskleidung herrscht ein hoher Feuchtigkeitsgehalt. Aufgrund dieser hohen Feuchtigkeit ist mit einem Schwinden der Betonauskleidung nicht zu rechnen und wird somit auch nicht in Rechnung gestellt [6]. Die hohe Feuchtigkeit ist vor allem dem vorhandenen Bergwasser geschuldet

#### **5.2.5 Bergwasserdruck $p_W$**

Der Bergwasserdruck kann bei der Dimensionierung der Auskleidungsstärke eine wesentliche Rolle spielen.

Der Bergwasserdruck kann in zwei Fällen auftreten. Er kann größer sein als der herrschende Innendruck  $p_i$  oder auch kleiner als dieser sein.

Beim Fall, dass der Bergwasserdruck größer dem herrschenden Innendruck ist, und sich ein Spalt zwischen dem Gebirge und der Auskleidung ausbildet, so wirkt der Bergwasserdruck als Druckspannung in der Betonauskleidung. Es besteht dabei auch die Möglichkeit, dass Bergwasser in den Druckschacht eintritt, was wiederum zu keinem Triebwasserverlust führt [6].

Andererseits, wenn der Bergwasserdruck kleiner dem Innendruck ist, kann es ohne Vorspanninjektion wieder zu Rissen im Beton kommen, da die Auskleidung erneut den Spalt aus Temperatur und Kriechen überwinden muss. Bei einer undichten Auskleidung kann es darüber hinaus zum Austreten von Triebwasser kommen und einen damit verbundenen, ungewollten Wasserverlust [6].

Beim Bemessungskonzept wird davon ausgegangen, dass, wie in [6] beschrieben, die Auskleidung dicht an den Fels betoniert ist und somit der Bergwasserdruck als Kluftwasserdruck nur in benetzten Kluftflächen und in den Poren des Betons wirken kann. Somit kann der Bergwasserdruck  $p'_W$  folgender Weise bestimmt werden [6].

$$p'_W = p_W * \kappa_F \quad (59)$$

$\kappa_F$  beschreibt den Durchtrennungsgrad des Gebirges. In den im Gebirge vorhandenen Klüften wirkt der Bergwasserdruck. Da aber auch über die Klüfte der Gebirgsdruck übertragen werden muss, müssen in den Klüften Gesteinsbrücken vorhanden sein. Den Anteil zwischen Kluftfläche und Gesteinsbrücken wird mit dem Durchtrennungsgrad beschrieben [6].

In der Dimensionierung der Auskleidungsstärke wird  $p'_W$  als herrschender Außendruck dazugerechnet (vergleichbar mit dem aufzubringenden Injektionsdruck).



### **5.2.6 Bestimmung der Auskleidungsdicke $d$**

Das Bemessungskonzept dient der Dimensionierung der Auskleidungsdicke  $d$ . Da allerdings in nahezu jeder Gleichung des analytischen Seeberversfahrens der Außenradius  $r_a$  vorkommt, ist dies nur iterativ möglich.

Im entwickelten Berechnungsprogramm ist diese Iteration implementiert und wird automatisch ausgeführt.

Der Iterationsvorgang, welcher im Excel ausgeführt wird, lässt sich in zwei unterschiedliche Lastfälle teilen und berechnen.

Beim Lastfall 1 wird die Wanddicke über den Maximalwert vom aufzubringenden Vorspanndruck  $p_{V,0}$  oder dem benötigten Vorspanndruck  $p_V$  bestimmt. Mit den Wassertemperaturen eines Pumpspeicherkraftwerkes (Erstfülltemperatur  $\sim 10^\circ\text{C}$  = Betriebstemperatur) entspricht dieser Lastfall auch den von „herkömmlichen“ Pumpspeicherkraftwerken.

Lastfall 2 hingegen, ist speziell für thermische Pumpspeicherkraftwerke konzipiert. Hier wird die benötigte Wanddicke, über die zusätzlich zu berücksichtigende und maximal auftretende Temperaturspannung bestimmt.

Die maximalen Spannungen, welche bei beiden Lastfällen zur Berechnung herangezogen werden, herrschen immer im leeren Schacht ohne Innendruck.

#### **5.2.6.1 Iteration im Lastfall 1**

Lastfall 1 bezieht sich zur Bestimmung der Auskleidungsdicke  $d$  auf den Maximalwert aus dem aufzubringenden Injektionsdruck oder der benötigten Vorspannung inklusive dem Bergwasserdruck.

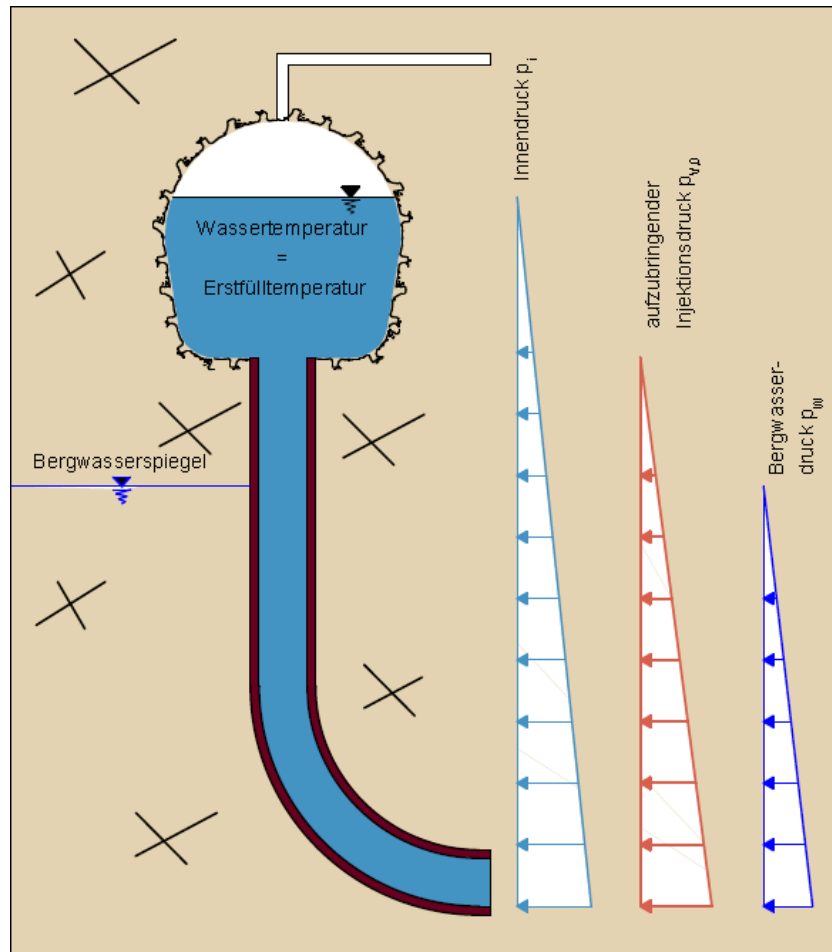


Abbildung 10: Schematische Darstellung der wirkenden Lasten im Lastfall 1

Da die Spannung im Beton nie den Wert aus Gleichung (60)

$$\sigma_t(r_i) \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (60)$$

übersteigen darf, sieht die Gleichung, welche für die Iteration erforderlich ist, wie folgt aus.

$$(p_{V,0} + p'_W) * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (61)$$

Der Teil der Gleichung  $\frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2}$  dient der Umrechnung der Spannungen am Außenrand auf die Spannungen am Innenrand der Auskleidung.

Tritt der Fall ein, dass  $p_V > p_{V,0}$  ist dann, ersetzt  $p_V$  eben  $p_{V,0}$  in (61).

$p_V$ , die benötigte Vorspannung ist immer gleich dem Betonanteil aus dem Innendruck  $p_B$ . Dies rührt daher, dass die benötigte Vorspannung immer so groß sein muss, dass der Innendruck zugspannungsfrei aufgenommen werden kann.

Bei  $p_V > p_{V,0}$  ergibt sich die Gleichung, mit allen enthaltenen Variablen wie folgt.

$$(p_V + p'_W) * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} = p_B * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (62)$$

mit (26) und (25) folgt dann

$$(\bar{p}_i - p_F + p'_W) * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (63)$$

und für  $p_F$  aus (28)

$$(\bar{p}_i - \varepsilon(r_a) * V_F^* + p'_W) * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (64)$$

durch Einsetzen von (28) und (25) in (29) ergibt sich  $\varepsilon(r_a)$  zu

$$\varepsilon(r_a) = \frac{p_i * \frac{r_i}{r_a} * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right)}{E_B + V_F^* * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right)} \quad (65)$$

im letzten Schritt gehört noch (65) und (25) in (64) eingesetzt und daraus ist es möglich, den Außenradius  $r_a$  durch Iteration zu bestimmen.

$$\left[ p_i * \frac{r_i}{r_a} - \frac{\left( p_i * \frac{r_i}{r_a} * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right) \right)}{\left( E_B + V_F^* * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right) \right)} * V_F^* + p'_W \right] * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (66)$$

Abbildung 11 bildet die Herleitung der Gleichung (66) in einem Flussdiagramm schematisch ab.

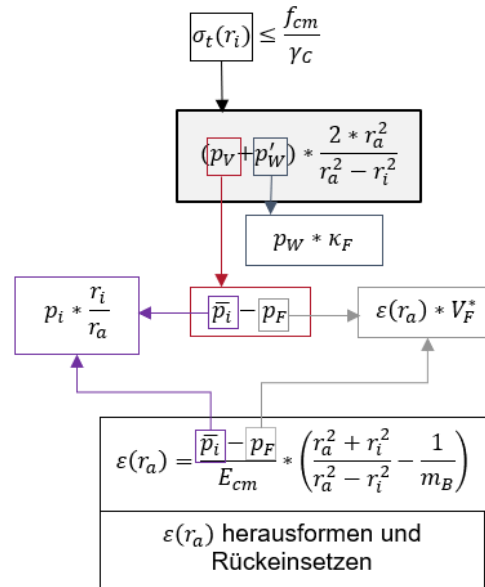


Abbildung 11: Flussdiagramm zur Herleitung der Iterationsgleichung für die Auskleidungsdicke  $d$  im Lastfall 1 mit der benötigten Vorspannung  $p_V$ . Hervorgehoben ist die Ausgangsgleichung der Iteration.

Im Gegensatz zur Bestimmung der Wanddicke über  $p_V$  werden bei der Bestimmung über  $p_{V,0}$  die einzelnen Vorspannverluste mitberücksichtigt.

$p_{V,0}$ , die aufzubringende Vorspannung, setzt sich zusammen aus:

$$p_{V,0} = p_V + \Delta p_{\Delta T} + \Delta p_{Kr} \quad (67)$$

Ausgangsformel ist wiederum (61). (67) darin eingesetzt ergibt.

$$(p_V + \Delta p_{\Delta T} + \Delta p_{Kr} + p'_W) * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (68)$$

Für  $\Delta p_{\Delta T}$  setzt man (40) in (42) ein und erhält somit den Vorspannverlust aus der Temperatur mit Berücksichtigung des zu ermittelnden Außenradius  $r_a$ .

$$\Delta p_{V,\Delta T} = \varepsilon_{B,\Delta T} * E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{r_a + r_i} * \left( 1 - \frac{E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{r_a + r_i} - \frac{1}{3} E_F^*}{E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{r_a + r_i} + E_F^*} \right) \quad (69)$$

Der Vorspannverlust durch Kriechen wird in (57) als Prozentsatz von  $p_{V,0}$  berechnet. Um nun die benötigte Vorspannung bestimmen zu können muss die bereits bekannte Vorspannung aus  $p_V + \Delta p_{V,\Delta T}$  um einen Prozentsatz erhöht werden, damit nach dem Kriechverlust die benötigte Vorspannung überbleibt. Somit sieht  $p_{V,0}$  wie folgt aus

$$p_{V,0} = \frac{p_V + \Delta p_{V,\Delta T}}{1 - (1 - e^{-\alpha\varphi(t,t_0)})} \quad (70)$$

Setzt man nun (70) in (61) ein und ersetzt noch die Ausdrücke  $\Delta p_{V,\Delta T}$  mit (69) und  $p_V$  mit  $p_V$  aus (66) so erhält man zur iterativen Bestimmung des Außenradius  $r_a$  folgende Gleichung.

$$\left[ \begin{aligned} & p_i * \frac{r_i}{r_a} - \frac{\left( p_i * \frac{r_i}{r_a} * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right) \right) * V_F^*}{E_{cm} + V_F^* * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right)} \\ & \frac{1 - (1 - e^{-\alpha\varphi(t,t_0)})}{1 - (1 - e^{-\alpha\varphi(t,t_0)})} \end{aligned} \right] \quad (71)$$

$$+ \frac{\varepsilon_{B,\Delta T} * E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{2} * \left( 1 - \frac{E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{r_a + r_i} - \frac{1}{3} E_F^*}{E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{r_a + r_i} + E_F^*} \right)}{1 - (1 - e^{-\alpha\varphi(t,t_0)})} + p'_W$$

$$* \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c}$$

Abbildung 12 bildet die Herleitung der Gleichung (77) in einem Flussdiagramm schematisch ab.

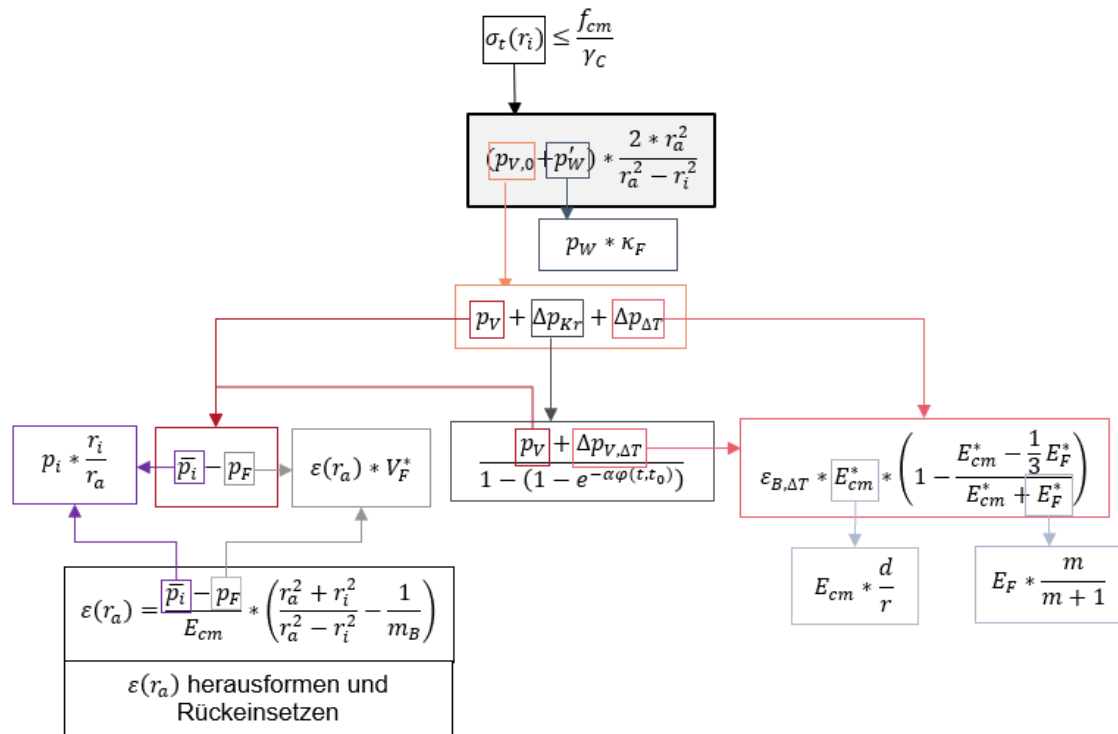


Abbildung 12: Flussdiagramm zur Herleitung der Iterationsgleichung für die Auskleidungsdicke  $d$  im Lastfall 1 mit der aufzubringenden Vorspannung  $p_{V,0}$ . Die Ausgangsgleichung der Iteration ist hervorgehoben.

### 5.2.6.2 Iteration im Lastfall 2

Lastfall 2 sieht vor, dass die Auskleidungsdicke  $d$  mit Berücksichtigung der Spannung aus der maximalen Betriebstemperatur berechnet wird. Diese errechnet sich aus der Temperaturdifferenz der Erstfülltemperatur zur maximalen Betriebstemperatur.

Auch hier ist die Lösung wiederum nur iterativ zu finden. Die Spannung dafür setzt sich zusammen aus dem benötigten Vorspanndruck  $p_V$  und der maximalen Spannung zufolge Temperatur (inklusive dem Bergwasserdruck).

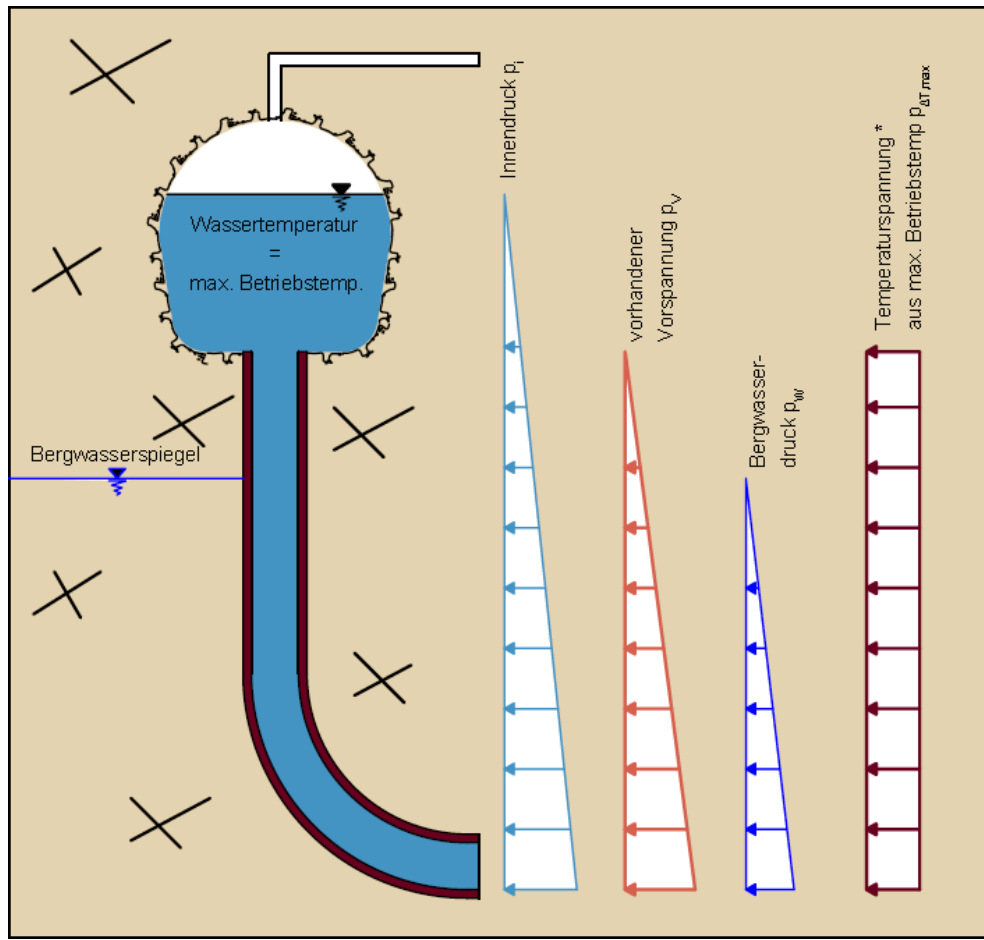


Abbildung 13: Schematische Darstellung der wirkenden Lasten im Lastfall 2, \*Temperaturspannung ist von verschiedenen Parametern wie zum Beispiel der maximalen Betriebstemperatur und der Gebirgstemperatur abhängig, deshalb kann diese vom dargestellten Verlauf abweichen

Die Auskleidungsdicke wird wiederum im leeren Rohr ohne Innendruck bestimmt.

Ausgangsgleichung der Iteration ist

$$(p_v + \Delta p_{\Delta T, max} + p'_w) * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (72)$$

$p_v$  ist gleich zu bestimmen wie in Kapitel 5.2.6.1. Die maximale Spannung zufolge Temperatur kann mit Gleichung (42) bestimmt werden.  $\Delta T$  ist dann die Differenz der Erstfülltemperatur zur maximalen Betriebstemperatur des Triebwassers.

Somit sieht die Gleichung zur Iteration für den Ausbruchsradius  $r_a$  wie folgt aus

$$\left[ p_i * \frac{r_i}{r_a} - \left( \frac{p_i * \frac{r_i}{r_a} * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right)}{E_{cm} + V_F^* * \left( \frac{r_a^2 + r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{1}{m_B} \right)} \right) * V_F^* + \varepsilon_{B,\Delta T} * E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{r_a + r_i} \right. \\ \left. * \left( 1 - \frac{E_{cm} * \frac{r_a - r_i}{r_a + r_i} - \frac{1}{3} E_F^*}{2} \right) + p'_W \right] * \frac{2 * r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \leq \frac{f_{cm}}{\gamma_c} \quad (73)$$

Die nachstehende Abbildung 14 zeigt die Herleitung der Iterationsgleichung für den Lastfall 2 schematisch in einem Flussdiagramm.

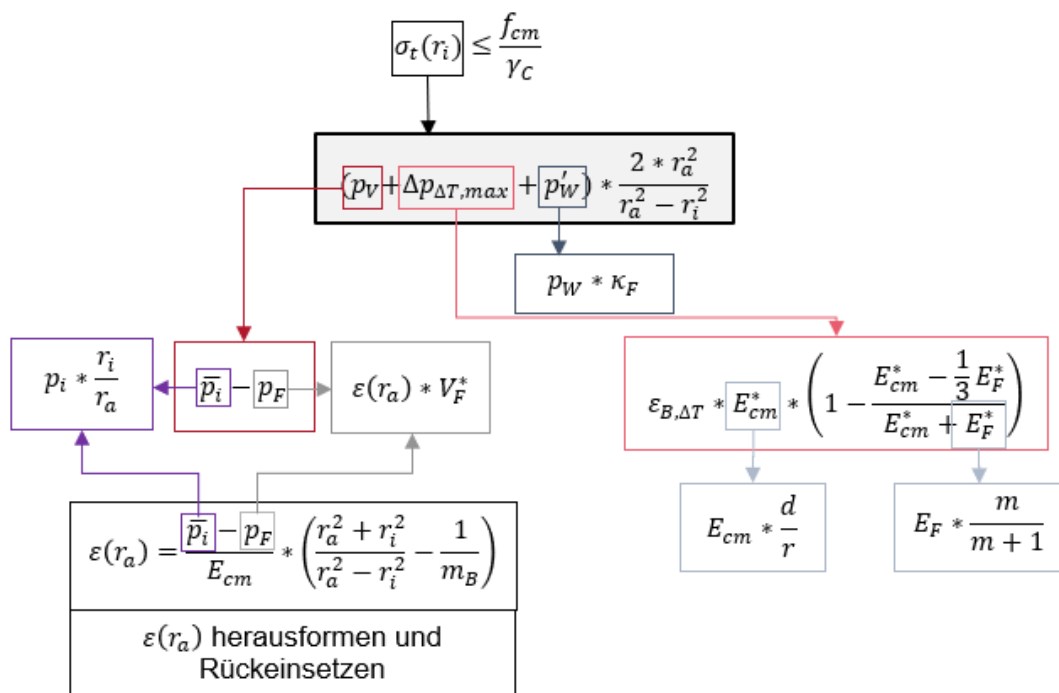


Abbildung 14: Flussdiagramm zur Herleitung der Iterationsgleichung für die Auskleidungsdicke  $d$  im Lastfall 2 mit der maximalen Temperaturspannung  $\Delta p_{\Delta T, max}$ . Die Ausgangsgleichung der Iteration ist hervorgehoben.



### 5.3 Berechnungsbeispiele

Der große Unterschied von thermischen Pumpspeicherkraftanlage zu konventionellen, ist neben dem energiewirtschaftlichen Hintergrund auch die Wassertemperatur, mit welcher das Pumpspeicherkraftwerk betrieben wird.

Insbesondere die Erstfülltemperatur, also die Temperatur, mit welcher das PSKW bei Nassinbetriebnahme gefüllt wird, hat einen enormen Einfluss auf die Auskleidungsstärke.

Um den Einfluss der Temperatur, sei es die Betriebstemperatur oder die Erstfülltemperatur, auf den aufzubringenden Injektionsdruck oder auch die Auskleidungsstärke aufzuzeigen, werden Vergleichsrechnungen durchgeführt. Die Ergebnisse dieser sind nachfolgend beschrieben und miteinander verglichen.

Konkret werden beide bereits beschriebenen Lastfälle (siehe Kapitel 5.2.6) je einmal mit einer Erstfülltemperatur von 4°C und 45°C berechnet und anschließend gegenübergestellt. Die Ergebnisse der Berechnung sind nachfolgend angeführt. Die zugehörigen Seeber-Diagramme der Erstfülltemperatur 4°C sind dem Anhang zu entnehmen.

*Tabelle 1: Zusammensetzung des Bemessungsdruckes im Lastfall 1 sowie Lastfall 2 der Betonauskleidungsbemessung*

	Zusammensetzung des Bemessungsdruck
Lastfall 1	$p_V \mid p_{V,0} + p'_w$
Lastfall 2	$p_V + p'_w + \Delta p_{\Delta T, max}$

Im Lastfall 1 ist es möglich, dass  $p_V > p_{V,0}$  ist. Dies kommt daher, dass sich bei einer höheren Erstfülltemperatur als die Umgebungstemperatur eine Vorspannung zufolge der Temperaturspannung einstellt. Diese Vorspannung kann größer sein als die benötigte und es kommt somit zu keinem aufzubringendem Injektionsdruck  $p_{V,0}$ . Im Lastfall 2 wird die maximale Betriebstemperatur mitberücksichtigt. Diese wirkt nie gleichzeitig mit der aufzubringenden Vorspannung  $p_{V,0}$ , sondern erst nach dem Eintreten der Vorspannverluste. Somit muss die maximale Temperaturspannung zu der vorhandenen Vorspannung  $p_V$  addiert werden.

Die Berechnung wurde mit dem erstellten Excelprogramm durchgeführt. Die einzelnen Diagramme wurden auch dem Excelprogramm entnommen. Lediglich Diagramme, welche einen direkten Vergleich zeigen, wurden gesondert erstellt.

Die verwendeten Parameter der Pumpspeicheranlage sowie die Eigenschaften der Betonauskleidung und des Gebirges sind in den Kapiteln 4.1 und 5.1.1 nachzulesen.

Anzumerken ist, dass bei der Berechnung des Lastfalles 1 aufgrund der niedrigeren Spannungen in der Betonauskleidung, die geringere Betongüte aus Kapitel 5.1.1 gewählt ist. Hingegen ist beim Lastfall 2 die höhere Betongüte gewählt.

### **5.3.1 Lastfall 1**

Beim gewählten Lastfall 1, wird die Auskleidungsstärke mit dem größeren Wert aus vorhandener Vorspannung oder aufzubringenden Injektionsdruck berechnet. Die Berechnung ist in zwei verschiedene Erstfülltemperaturen unterteilt, in 4°C und 45°C.

#### **5.3.1.1 Erstfülltemperatur 4°C**

Eine Erstfülltemperatur von 4°C wird als Worst-Case-Szenario angenommen, da damit die größte Temperaturschwankung verbunden ist.

Bei dieser niedrigen Erstfülltemperatur kommt es in jeder Gebirgstiefe zu einem Abkühlen des Triebwassersystems bei der Nassinbetriebnahme. Das Abkühlen kommt daher, dass die Gebirgstemperatur in jeder im Referenzprojekt vorzufindenden Tiefe höher ist als die Wassertemperatur.

Dieser Temperaturunterschied hat zur Folge, dass sich die Betonauskleidung nach innen verformt. Der auftretende Temperaturspalt zwischen Gebirge und Auskleidung muss daher mit einer Injektion verpresst werden, um die Kraftübertragung der Auskleidung auf das Gebirge zu ermöglichen.

Aus der Vorspannung durch Injektion resultiert wiederum eine Kriechverformung (= Vorspannverlust durch Kriechen). Somit kommt es bei einer Erstfülltemperatur von 4°C zu der höchstmöglichen Vorspanninjektion im Referenzprojekt.

Die folgenden Berechnungen des Druckschachtes unterteilen sich in drei Bereiche.

- Einlaufbereich; 120 m WS
- Bereich Druckschacht Mitte; 500 m WS
- Bereich Druckschachtfuß; 800 m WS

Die Seeber-Diagramme für die Erstfülltemperatur von 4°C befinden sich im Anhang

#### **Einlaufbereich**

Das zugehörige Seeber-Diagramm lässt erkennen, dass im Lastfall 1 mit einer Erstfülltemperatur von 4°C eine Vorspannung durch Injektion nötig ist, um nicht durch die Innendruckbelastung in den Zugbereich der Auskleidung zu kommen.

Nach Aufbringen des Innendruckes (Betriebslastfall) herrscht somit ein spannungsloser Zustand in der Betonauskleidung.

Tabelle 2: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 4°C

Bezeichnung	Bezeichnung im Diagramm	Wert
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	0,69 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	0,20 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,3 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	0,69 [MN/m <sup>2</sup> ]

Im Einlaufbereich reicht die gewünschte Mindestdicke der Auskleidung aus, um mit den gegebenen Parametern die Last aufnehmen zu können.

### Bereich Druckschachtmitte

Im Bereich der Druckschachtmitte sind keine Unterschiede im Seeber-Diagramm zum Einlaufbereich zu erkennen. Lediglich ist durch die tiefere Lage der Innendruck ein höherer, was sich wiederum in der höheren benötigten Vorspannung  $p_V$  widerspiegelt.

Auch die Vorspannverluste sind betragsmäßig höher als noch im Bereich des Einlaufes. Dies rührt daher, dass in tieferer Lage die Umgebungstemperatur eine höhere ist, was zur Folge hat, dass die Temperaturdifferenz (Abkühlung) eine größere ist. Somit kommt es auch zu einem höherem Vorspannverlust durch Abkühlen.

Der Bemessungsdruck ist allerdings nicht mehr die benötigte Vorspannung, sondern die benötigte Vorspannung inklusive dem herrschenden Bergwasserdruck  $p'_{W}$  (Punkt G).

Tabelle 3: Berechnungsergebnisse, Druckschacht Mitte, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 4°C

Bezeichnung	Bezeichnung im Diagramm	Wert
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	2,68 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	1,33 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,3 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	3,07 [MN/m <sup>2</sup> ]

Auch im Bereich Mitte des Druckschachtes, reicht die gewünschte Mindestbetonstärke aus, um die Last aufnehmen zu können.

### Bereich Druckschachtfuß

Auch im Bereich des Druckschachtfußes sind in der Darstellung keine Unterschiede zu erkennen. Es sind wiederum nur die ausschlaggebenden Werte (aufzubringender Injektionsdruck, benötigte Vorspannung, Bemessungsspannung) höher, da durch die tiefere Lage der Innendruck ein höherer ist.

Auch die Vorspannverluste sind betragsmäßig größer als zuvor. Das resultiert wiederum aus der höheren Umgebungstemperatur und der dadurch stärkeren Abkühlung zufolge der geringen Erstfülltemperatur. Auch ein höherer Injektionsdruck bewirkt einen größeren Kriechverlust.

Tabelle 4: Berechnungsergebnisse, Druckschachtfuß, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 4°C

Bezeichnung	Bezeichnung im Diagramm	Wert
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	4,22 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	2,16 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,33 [m]
Bemessungsdruck	Punkt G	4,90 [MN/m <sup>2</sup> ]

Im Bereich des Druckschachtfußes reicht die geforderte Mindestbetonstärke von 30 cm nicht mehr aus und muss auf 33 cm erhöht werden.

### **5.3.1.2 Erstfülltemperatur 45°C**

Eine Erstfülltemperatur von 45°C entspricht der geforderten Mindestbetriebstemperatur des thermischen Pumpspeicherkraftwerks im Referenzprojekt.

Die höhere Erstfülltemperatur bringt den Vorteil mit, dass sie bis zu einer gewissen Gebirgstiefe höher ist als die Gebirgstemperatur. Dies wirkt sich positiv auf die Verformung der Betonauskleidung aus. Verformt sich diese bei einer niedrigen Erstfülltemperatur, wie z.B. 4°C, nach innen und generiert dadurch einen Vorspannverlust, verformt sie sich bei höheren Temperaturen (höher als die Gebirgstemperatur) nach außen und setzt sich dadurch einer Vorspannung aus. Dieser Effekt hat den großen Vorteil, dass sich ein Teil der benötigten Vorspannung schon durch die Temperaturdehnung aufbaut und somit nicht mehr durch die Injektion aufzubringen ist.

Auch bei dieser Erstfülltemperatur werden die drei Bereiche von zuvor betrachtet.

Einlaufbereich

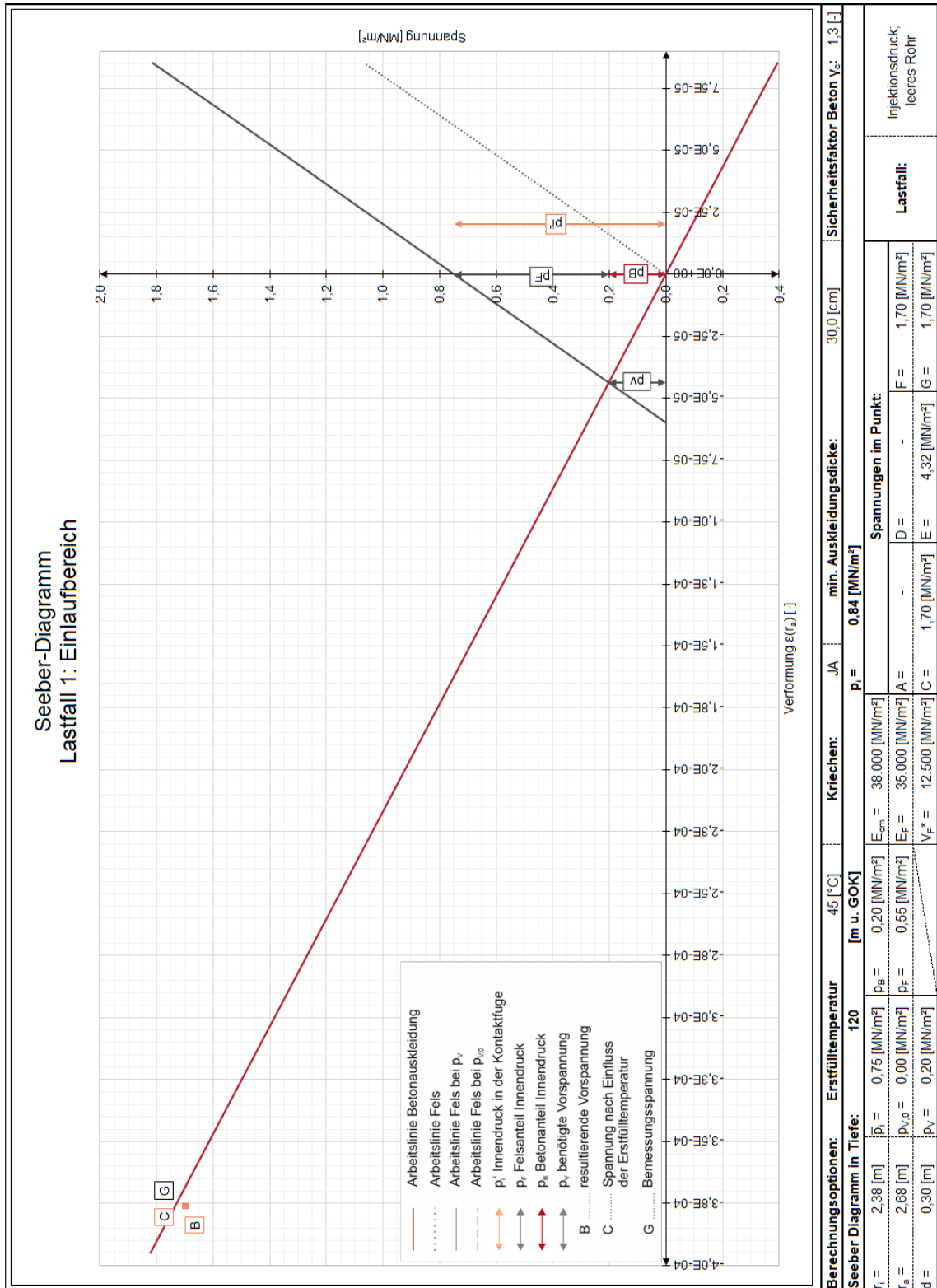


Abbildung 15: Seeber-Diagramm, Einlaufbereich (120 m u. GOK = 20 m WS), Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C

**Grafische Lösung:**

Die auftretende Temperaturspannung ist vom Koordinatenursprung aus nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung, aufzutragen. Dies ergibt Punkt C, Spannung nach Einfluss der Erstfülltemperatur.

Da die benötigte Vorspannung, welche gleich der Temperaturspannung aufgetragen werden kann, kleiner ist als die Temperaturspannung, gleicht der Punkt B dem Punkt C.

Punkt G, liegt an der gleichen Stelle, da in diesem Bereich kein Bergwasserdruck herrscht.

Abbildung 15 zeigt den großen Vorteil der hohen Erstfülltemperatur auf. Im Einlaufbereich ist der Temperaturunterschied (Gebirgstemperatur zur Erstfülltemperatur) so hoch, dass die entstehende Vorspannung ausreicht, dass dadurch die Betonauskleidung nicht in den Zugbereich durch Innendruck kommt.

Es ist gut zu erkennen, dass sich die benötigte Vorspannung  $p_V$  deutlich unter der resultierenden Vorspannung (Punkt B) befindet.

Die Spannung auf, welche nun die Auskleidung bemessen wird, wird durch den Punkt G repräsentiert. Punkt G liegt hier an der gleichen Stelle wie Punkt B. Dies ist der Fall, da im Einlaufbereich noch kein Bergwasser vorhanden ist.

*Tabelle 5: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C*

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bezeichnung im Diagramm</b>	<b>Wert</b>
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	0,00 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	0,20 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,30 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	1,70 [MN/m <sup>2</sup> ]

Die gewählte Mindestbetonstärke reicht für den Einlaufbereich aus.

Bereich Druckschachtmitte

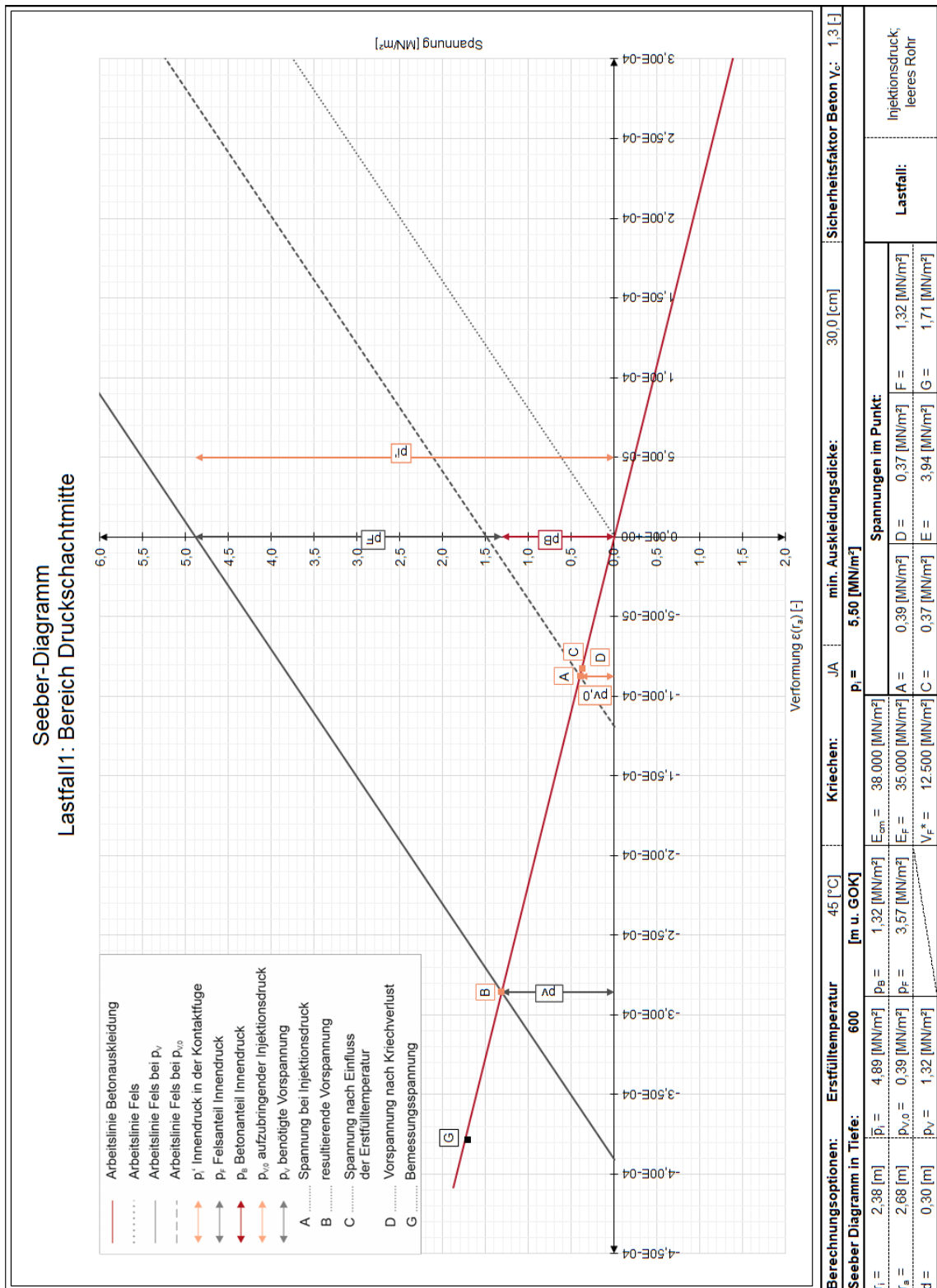


Abbildung 16: Seeber-Diagramm, Bereich Druckschachtmitte (600 m u. GOK = 500 m WS), Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C



**Grafische Lösung:**

Der aufzubringende Injektionsdruck ist vom Nullpunkt aus nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen (Punkt A).

Punkt D lässt sich durch Abtragen des Kriechverlustes, vom Punkt A weg, bestimmen.

Punkt C gleicht Punkt D. Die vorhandene Vorspannung aus der Temperatur ist nun, ausgehend vom Punkt C, nach links entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen. Somit kommt man an der Stelle der resultierenden Vorspannung zu liegen (Punkt B).

Um den Punkt der Bemessungsspannung zu erhalten, folgt man der Arbeitslinie nach links (ausgehend von Punkt B) und trägt den wirkenden Bergwasserdruck auf. Das Ergebnis daraus ist Punkt G, die Bemessungsspannung.

In Abbildung 16 ist zu sehen, dass der aufzubringende Injektionsdruck niedriger als die benötigte Vorspannung ist. Dies kommt daher, dass die Temperaturspannung in diesem Bereich nicht mehr hoch genug ist, dass kein Injektionsdruck aufzubringen wäre. Somit teilt sich die Vorspannung in zwei Teile. Zu einem aus der Temperaturspannung und zum anderen aus der aufzubringenden Vorspannung durch Injektion.

Der Punkt G spiegelt die Bemessungsspannung wider und liegt höher als die benötigte Vorspannung in Punkt B, da in 600 m Tiefe bereits der Bergwasserdruck wirkt.

*Tabelle 6: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschacht Mitte, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C*

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bezeichnung im Diagramm</b>	<b>Wert</b>
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	0,39 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	1,32 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,30 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	1,71 [MN/m <sup>2</sup> ]

Die Mindestbetonstärke von 30 cm reicht aus, um die Last sicher abzutragen.

Bereich Druckschachtfuß

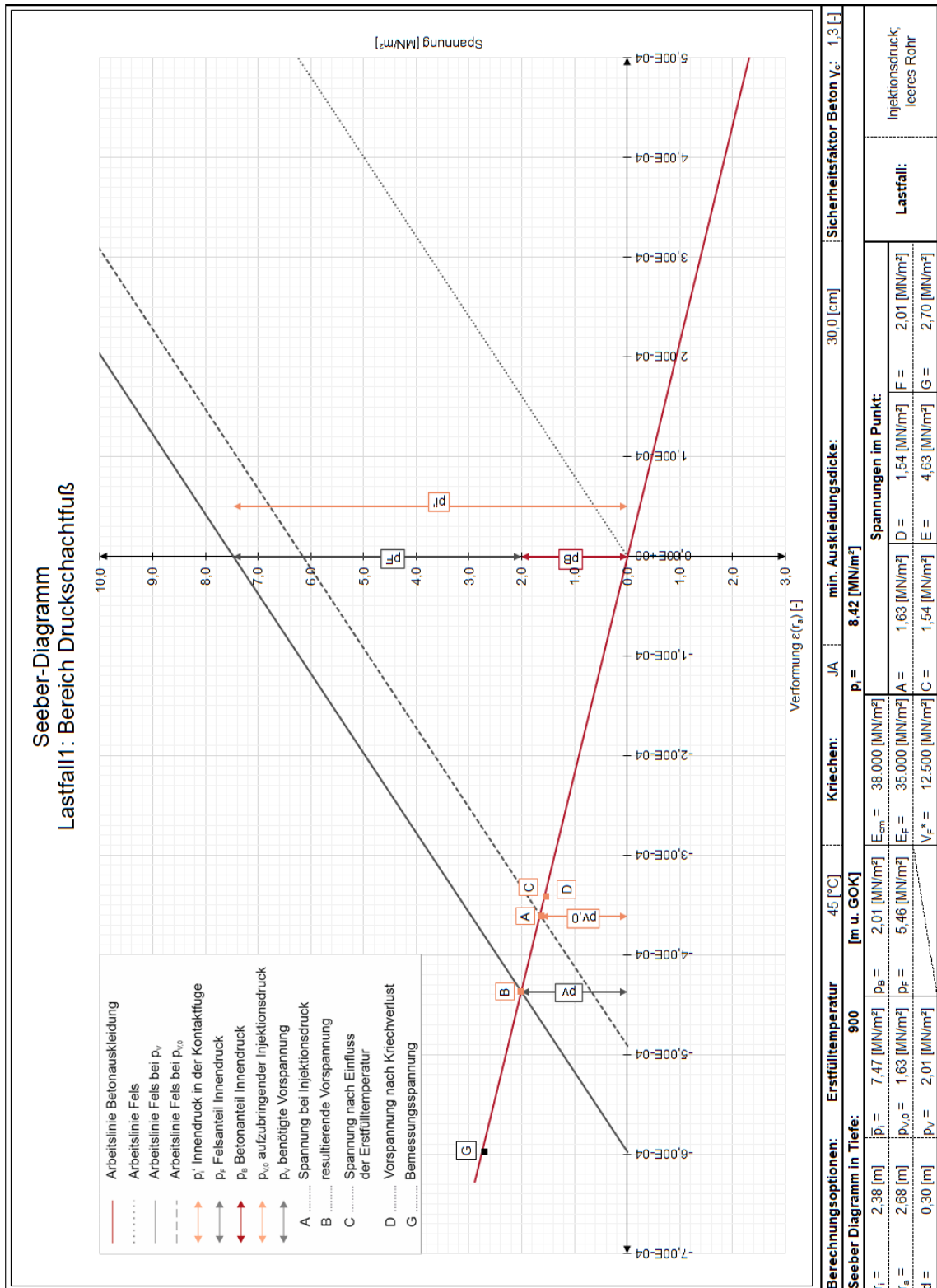


Abbildung 17: Seeber Diagramm, Bereich Druckschachtfuß (900 m u. GOK = 800 m WS), Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°

**Grafische Lösung:**

Die Vorgehensweise der grafischen Lösung ist ident mit der Lösung zuvor im Bereich Druckschachtmitte. Lediglich die Werte der einzelnen Spannungen sind höher als zuvor.

Abbildung 17 ist nahezu ident mit Abbildung 16. Der Unterschied liegt in der Höhe der Werte. Eine tiefere Lage hat einen höheren Innendruck zufolge, wodurch die benötigte Vorspannung ansteigt.

Ein wesentlicher Unterschied ist die Temperaturspannung, die mit zunehmender Tiefe kleiner wird, da die Differenz der Erstfülltemperatur mit der Gebirgstemperatur abnimmt. Allerdings befindet man sich in Abbildung 17 immer noch in einer Tiefe, wo sich die Temperaturspannung positiv (Gebirge ist weiterhin kälter als das Wasser bei der Erstfüllung) auf die aufzubringende Vorspannung auswirkt.

*Tabelle 7: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschachtfuß, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C*

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bezeichnung im Diagramm</b>	<b>Wert</b>
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	1,63 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	2,01 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,30 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	2,70 [MN/m <sup>2</sup> ]

Die Mindestbetonstärke (gewählt 30 cm) ist weiterhin ausreichend und muss nicht erhöht werden.

### **5.3.1.3 Vergleich der Erstfülltemperatur im Lastfall 1**

Die beiden unterschiedlichen Erstfülltemperaturen wirken sich unterschiedliche auf die Betonauskleidung aus. Um diese Unterschiede aufzuzeigen wird ein Vergleich der folgenden Parameter angeführt:

- Innendruck
- Temperaturspannung – Erstfüllung zur Gebirgstemperatur
- Vorspannung: benötigt, vorhanden, aufzubringen
- Kriechverlust
- Vergleich der Bemessungsspannung

## Innendruck

Über die Tiefe hinweg nimmt der Innendruck zu. Jedoch kommt es bei unterschiedlicher Wassertemperatur, zu unterschiedlichen Werten der Innendrucke.

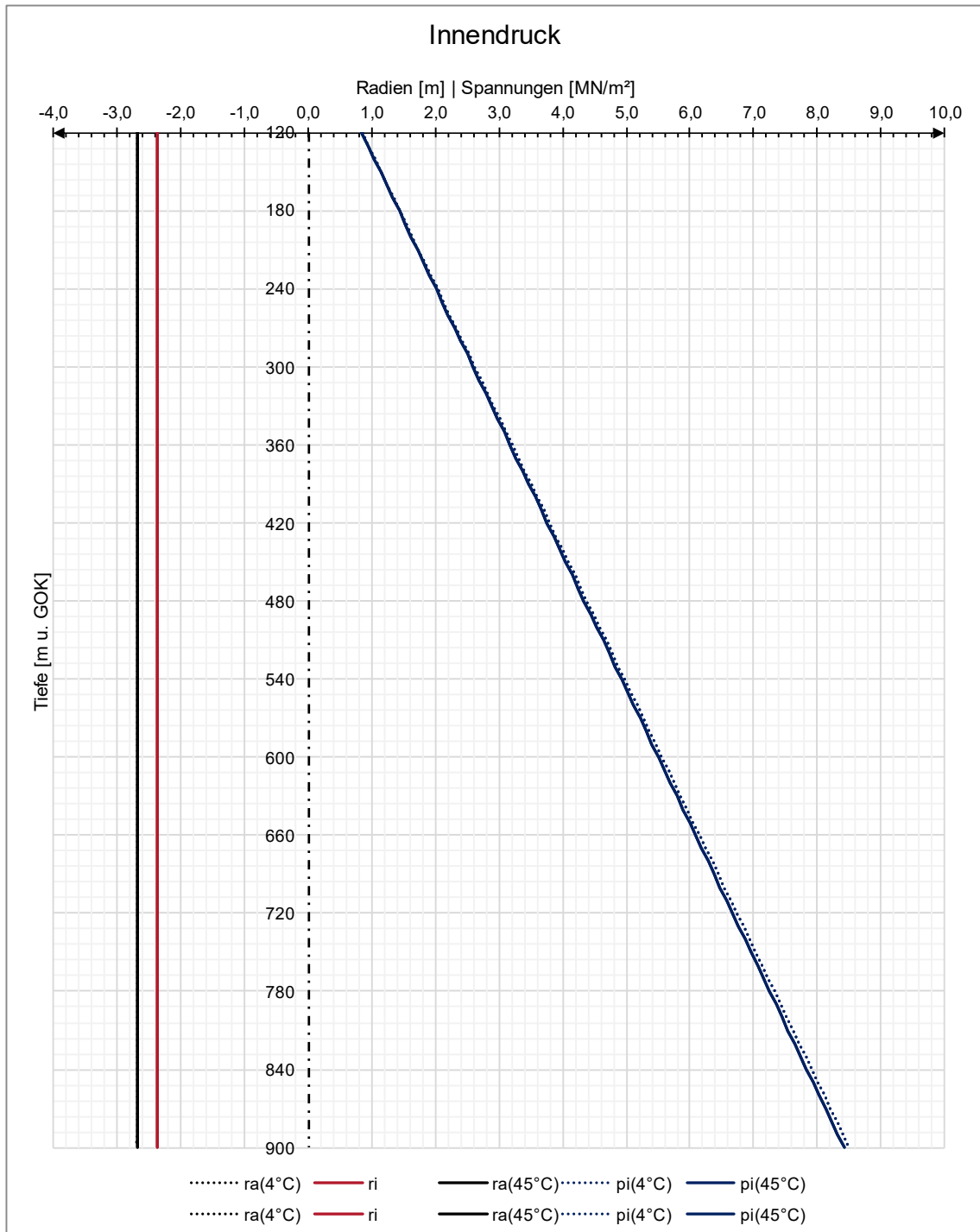


Abbildung 18: Innendruck, Vergleich der Erstfülltemperaturen im Lastfall 1

Abbildung 18 zeigt den Verlauf des Innendrucks der beiden Erstfülltemperaturen. Dargestellt ist der Innendruck über die Tiefe, im rechten (positiven) Teil des Diagramms. Im linken Teil (negativen) sind die Radien ( $r_a, r_i$ ) dargestellt.

Es zeigt sich, dass der Innendruck des 45°C warmen Wassers geringer ausfällt als der des 4°C warmen Wassers. Dies kommt allein aus der unterschiedlichen Dichte des Wassers bei den einzelnen Temperaturen.

Tabelle 8: Vergleich des Innendrucks beider Erstfülltemperaturen, Lastfall 1

Tiefe	Hydraulische Höhe	Innendruck $p_i$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,85 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,84 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	5,56 [MN/m <sup>2</sup> ]	5,50 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	8,50 [MN/m <sup>2</sup> ]	8,42 [MN/m <sup>2</sup> ]

Im Druckschachtfuß ist der Innendruck bei 45°C warmen Wasser somit um ca. 1% geringer als bei 4°C warmen Wasser. Rechnerisch ergibt sich ein geringerer Wasserdruck von  $0,08 \frac{MN}{m^2}$ .

### Temperaturspannung – Erstfüllung zu Gebirgstemperatur

Der temperaturbedingte Vorspannverlust entsteht durch eine Abkühlung der Betonauskleidung durch die Erstfüllung.

Die Gebirgstemperatur selbst nimmt mit steigender Tiefe linear zu. Die Erstfülltemperatur des Wassers ist jedoch in jeder Tiefe gleich. Somit kommt es zu einem immer stärkeren Abkühleffekt der Auskleidung in zunehmender Tieflage. Allerdings nur dann, wenn die Erstfülltemperatur des Triebwassers geringer ist als die Umgebungstemperatur (Gebirgstemperatur).

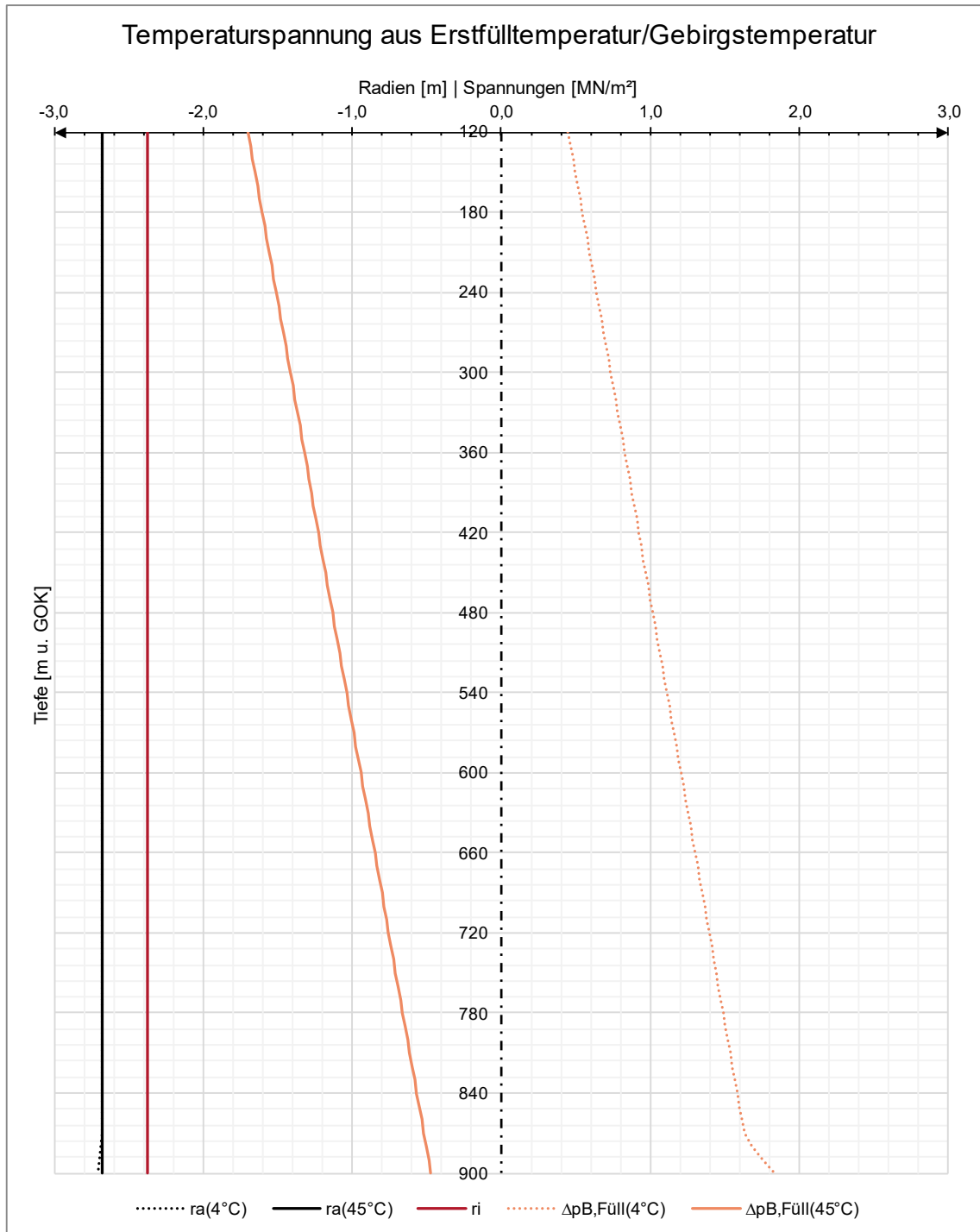


Abbildung 19: Vergleich der Temperaturspannung aus der Differenz von Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 1

Abbildung 19 zeigt über die Tiefe, die entstehende Spannung aus der Temperaturdifferenz von Füll- zu Gebirgstemperatur.

Füllt man das Triebwassersystem mit einer Wassertemperatur von 4 °C, kommt es in jeder Tiefe des Druckschachtes zu einer Abkühlung, da die Gebirgstemperatur höher ist (und mit Tiefe auch zunimmt). Dadurch entsteht in jeder Tieflage eine Spannung, welche sich als Vorspannverlust ausbildet.

Ab dem Punkt, wo nun auch die Auskleidungsstärke aufgrund der höheren Belastung ansteigt (ab ~870 m u. GOK = 770 m WS) macht der Spannungsverlauf einen Sprung. Dies hängt direkt mit der stärkeren Auskleidung zusammen, da sich die Spannung mit zunehmender Dicke des Betonringes erhöht.

Bei einer Füllung mit 45°C warmen Wasser kommt es beim Referenzprojekt in jeder Tiefe zu einer Erwärmung und somit einer Vorspannung durch die entstehende Temperaturspannung. Der Sprung der Spannung bleibt aus, da bei der Fülltemperatur von 45°C die Mindestbetonstärke von 30 cm in jeder Tiefe ausreichend ist.

Tabelle 9: Vergleich der sich ergebenden Temperaturspannung aus Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 1

Tiefe	Hydraulische Höhe	Temperaturspannung $\Delta p_{\Delta T, Füll}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 m WS	0,45 [MN/m <sup>2</sup> ]	-1,70 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 m WS	1,18 [MN/m <sup>2</sup> ]	-0,92 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 m WS	2,27 [MN/m <sup>2</sup> ]	-0,46 [MN/m <sup>2</sup> ]

Ein positiver Wert (Tabelle 9) heißt, dass sich ein Vorspannverlust einstellt. Hingegen bedeutet ein negativer Wert, dass sich ein Vorspanngewinn ergibt. Die Werte können somit vorzeichenreu in die Gleichungen in Kapitel 5.2.6.1 eingesetzt werden.

### Vorspannung: benötigt, vorhanden, aufzubringen

Die Vorspannung der Auskleidung lässt sich für diese Abhandlung in drei Bereiche gliedern:

- Benötigte Vorspannung
- Vorhandene Vorspannung
- Aufzubringende Vorspannung

Um die Betonauskleidung davor zu bewahren, während des Betriebes, in den Zugbereich zu kommen, wird eine Vorspannung dieser benötigt.

Vorspannverluste, Temperatur- und Kriechbedingt, tragen dazu bei, dass eine höhere Vorspannung aufgetragen werden muss als nötig wäre, um zu garantieren, dass die Betonauskleidung zu keinem Zeitpunkt in den Zugbereich gerät.

Die Temperaturspannung aus der Differenz der Erstfüll- mit der Gebirgstemperatur kann sich positiv auf die Vorspannung auswirken. Es ist sogar möglich, dass die eben



genannte Temperaturspannung so groß wird, dass kein Vorspannen durch eine Injektion nötig ist.

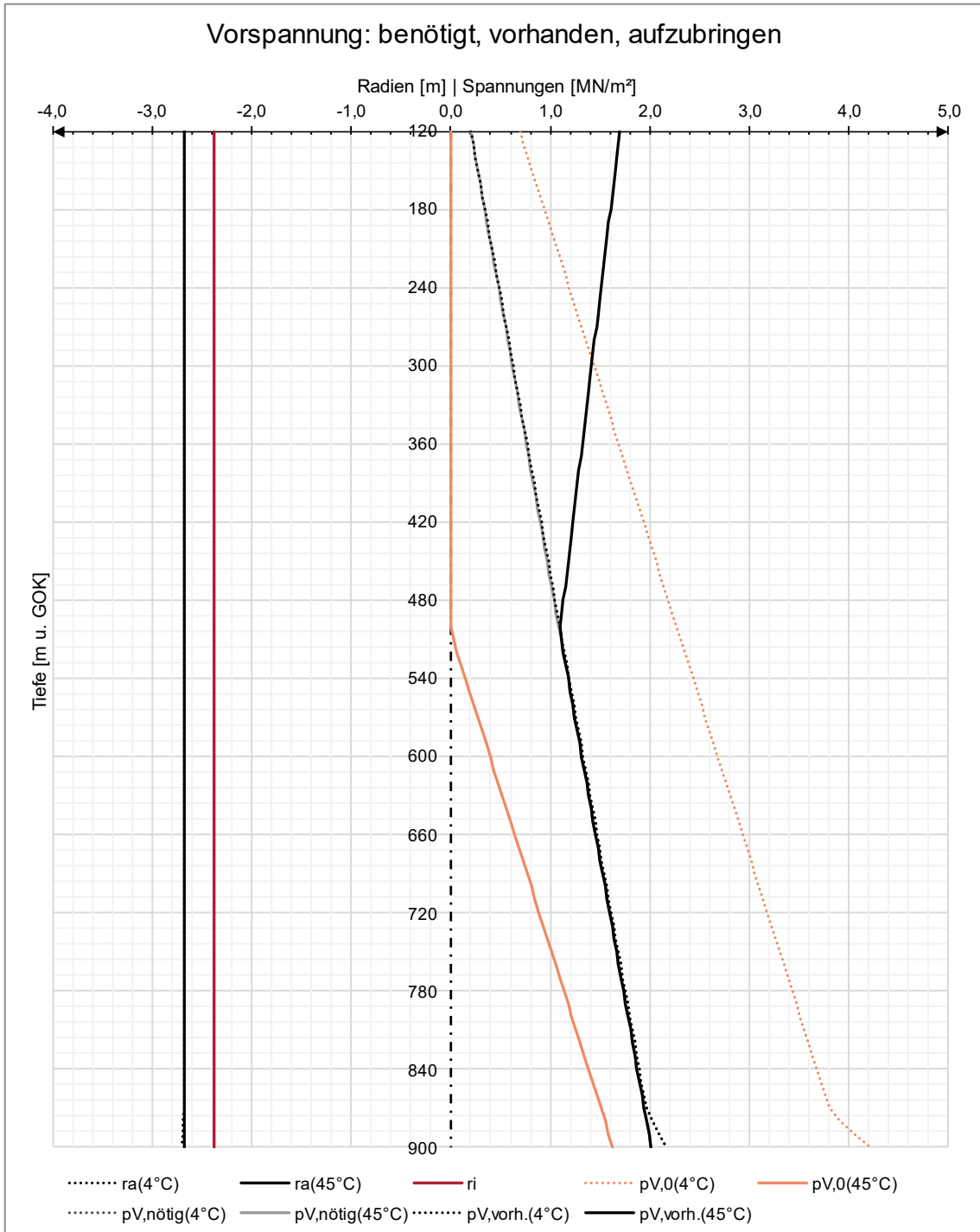


Abbildung 20: Vergleich der verschiedenen Vorspannungen in Abhängigkeit der Erstfülltemperatur im Lastfall 1

Abbildung 20 zeigt einen Vergleich der eben angesprochenen Vorspannungen.  $p_{V,0}$  stellt den Verlauf der aufzubringenden Vorspannung durch Injektion dar.  $p_V$  beschreibt die benötigte Vorspannung, um die Betonauskleidung nicht auf Zug im Betrieb zu beanspruchen.  $p_{V,vorh.}$  zeigt die bereits herrschende Vorspannung, welche auf die Temperaturspannung zurückzuführen ist.

Die aufzubringende Vorspannung unterscheidet sich bei beiden Erstfülltemperaturen. Bei einer Fülltemperatur von 4°C ist schon beim Druckschachtbeginn (Einlauf) ein Injektionsdruck aufzubringen, wobei bei der Fülltemperatur von 45°C erst ab einer Tiefe von 500 m u. GOK = 400 m WS ein Injektionsdruck herzustellen ist.

Dies spiegelt sich auch in der vorhandenen Vorspannung wider. Bei 4°C Erstfülltemperatur ist es nicht möglich, dass sich eine Vorspannung durch Temperaturspannung ergibt. Daher ist hier die benötigte Vorspannung immer gleich der vorhandenen. Dies rührt daher, dass die herzustellende Vorspannung immer so gewählt wird, dass nach den Vorspannverlusten die benötigte Vorspannung bestehen bleibt.

Bei 45°C Erstfülltemperatur, hat man im Bereich vom Einlauf bis 500 m u. GOK = 400 m WS mehr vorhandene Vorspannung als nötig. Dies bedeutet wiederum, dass hier der Druckschacht auch im Betrieb unter einer Druckspannung steht und nicht in den spannungslosen Zustand übergeht.

Ab der Tiefe von 500 m u. GOK muss die Differenz, welche auf die benötigte Vorspannung fehlt, mittels Vorspanninjektion aufgetragen werden. In Abbildung 20 ist dies gut zu erkennen, denn ab dem Punkt, wo  $p_{V,vorh.}(45^\circ C) = p_{V,nötig}(45^\circ C)$  gilt, nimmt auch die aufzubringende Vorspannung  $p_{V,0}(45^\circ C)$  zu.

Auch die Sprünge in den Verläufen, welche den 4°C zugehören, lassen sich wiederum mit der stärkeren Auskleidung erklären.

Tabelle 10: Vergleich der vorherrschenden Spannungen: benötigt, vorhanden, aufzubringen, für den Lastfall 1

Tiefe	Hydraulische Höhe	Aufzubringender Injektionsdruck $p_{V,0}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,69 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,00 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	2,64 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,39 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	5,00 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,61 [MN/m <sup>2</sup> ]
Tiefe	Hydraulische Höhe	Benötigte Vorspannung $p_{V,nötig}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,20 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,20 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	1,30 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,29 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	2,48 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,97 [MN/m <sup>2</sup> ]
Tiefe	Hydraulische Höhe	Vorhandene Vorspannung $p_{V,vorh.}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,20 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,70 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	1,30 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,29 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	2,48 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,97 [MN/m <sup>2</sup> ]

### Kriechverlust

Mit unterschiedlichen, stark variierenden Injektionsdruckspannungen (aufzubringender Injektionsdruck), variiert auch der Wert des Kriechens des Betonringes.

Das Kriechen hängt direkt mit dem Außendruck aus der Injektion zusammen (siehe Kapitel Kriechen der Betonauskleidung).

Ist nun keine Vorspannung durch Injektion vorhanden, kann es auch zu keinem spannungsbedingten Kriechen der Betonauskleidung kommen und weiterhin auch zu keinem Vorspannverlust.

Abbildung 21 zeigt den Verlauf der Kriechverluste auf. Zu sehen ist, dass im Bereich bis 500 m u. GOK, entspricht 400 m WS, bei einer Erstfülltemperatur von 45°C kein Kriechverlust festzustellen ist. Dies hat mit dem oben erwähnten Effekt zu tun, dass bei

Ausbleiben der Vorspannung durch Injektionsdrücke es zu keinem Kriechen kommen kann.

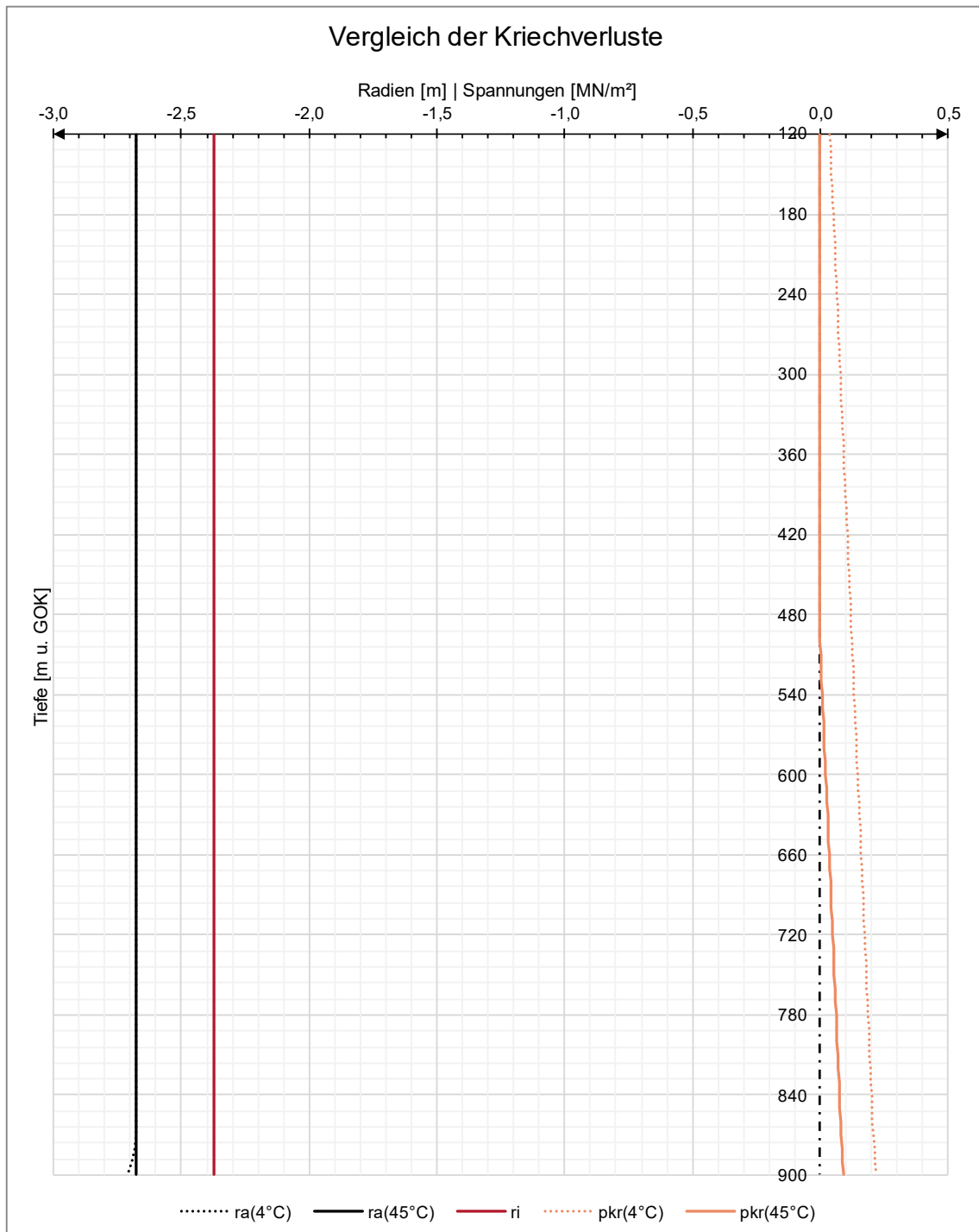


Abbildung 21: Vergleich der Vorspannverluste infolge Kriechen des Betonringes, Lastfall 1

Interessant zu erwähnen ist auch, dass sich bei der Erstfülltemperatur von 4°C und bei der stärker werdenden Auskleidung ein vergleichsweise geringer Sprung im Verlauf der Kriechverluste ergibt, auch wenn der Injektionsdruck sprunghaft ansteigt.

Dies lässt sich dadurch begründen, dass die Bauteildicke einen großen Einfluss auf das Kriechverhalten hat. Bei größeren Bauteildicken kommt es zu einem geringeren Kriechen des Bauteils.

Tabelle 11: Vergleich der Kriechverluste im Lastfall 1

Tiefe	Hydraulische Höhe	Kriechverlust $\Delta p_{Kr}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,04 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,00 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	0,16 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,02 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	0,24 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,10 [MN/m <sup>2</sup> ]

### Vergleich Bemessungsspannung

Im Lastfall 1 sind die Parameter, welche die Bemessungsspannung definieren die vorhandene/aufzubringende Vorspannung, und der Bergwasserdruck. Im Referenzprojekt wirkt der Bergwasserdruck sehr abgeschwächt angenommen, dies ist allerdings nicht immer der Fall. Die Wirkung des Bergwasserdruckes ist stark vom Gebirge abhängig. Bei zerrüttetem Gebirge wirkt der Bergwasserdruck höher als bei intaktem Gebirge.

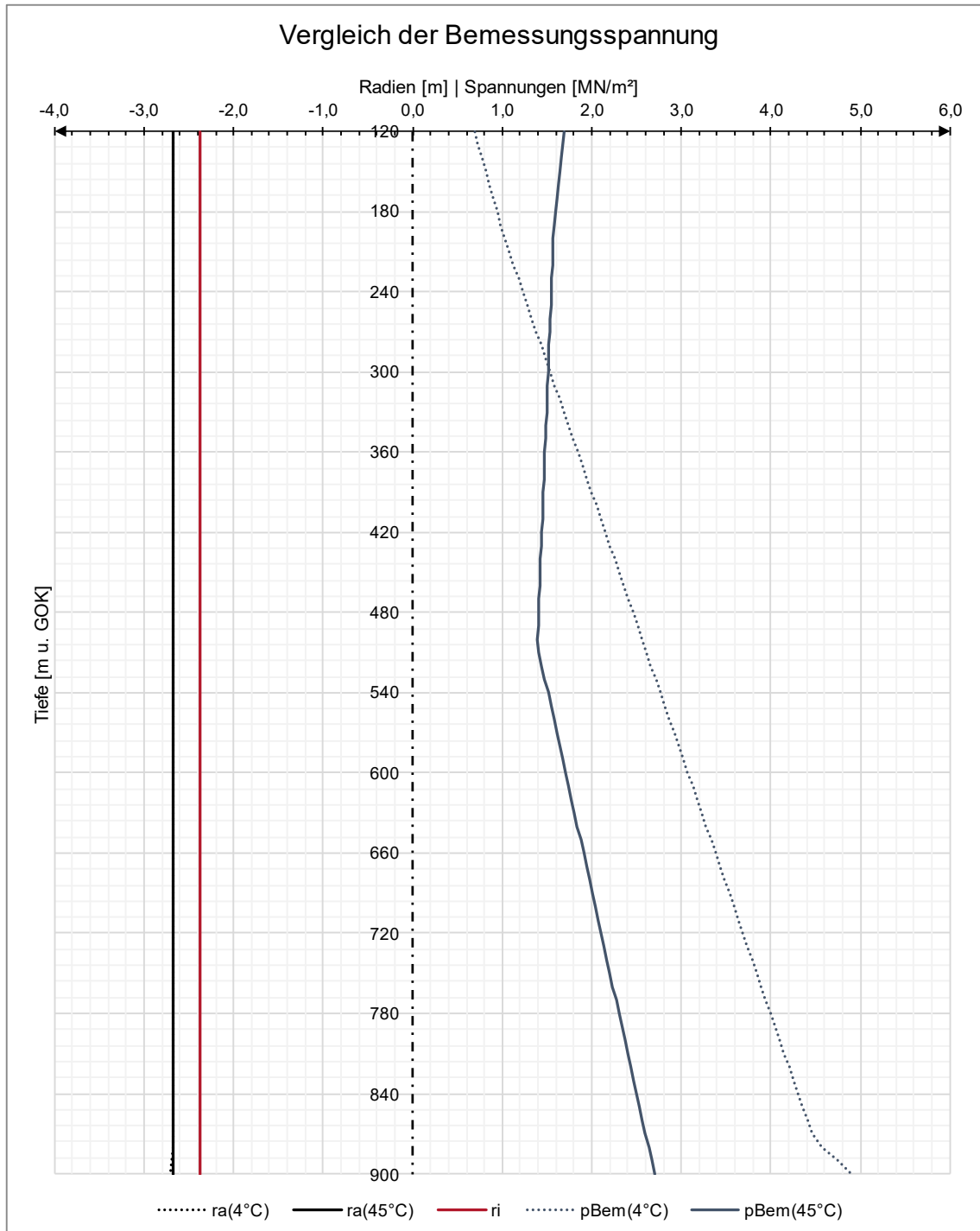


Abbildung 22: Vergleich der Bemessungsspannung im Lastfall 1

Im Falle einer Erstfülltemperatur von 4°C steigt die Bemessungsspannung stetig an und wird ab dem Punkt, wo die Auskleidungsstärke zunimmt auch erheblich größer. Bei genauerer Betrachtung macht sie bei 200 m u. GOK einen leichten Knick, ab dieser Tiefe wirkt im Referenzprojekt der Bergwasserdruck, welcher die Bemessungsspannung erhöht. Würde der Bergwasserdruck höher sein, so wäre der Knick stärker ausgeprägt und der Bemessungsdruck mehr davon abhängen.

Bei einer Erstfülltemperatur von 45°C sieht der Verlauf des Bemessungsdruck ganz anders aus. Interessant zu beobachten ist, dass die Bemessungsspannung mit zunehmender Tiefe zuerst abnimmt. Danach kommt sie zu einem Minimum und nimmt dann stärker zu als sie vorhin abgenommen hat.

Im ersten Teil herrscht eine höhere Vorspannung aus der Temperaturspannung als nötig wäre, um die Betonauskleidung durch den Innendruck nicht mit Zugspannungen zu belasten. Mit zunehmender Tiefe steigt die Temperatur im Gebirge an und somit wird die Differenz zur Erstfülltemperatur geringer. Dies hat den Effekt, dass auch die gewonnene Vorspannung aus der Temperaturspannung niedriger wird und somit die Bemessungsspannung sinkt.

Die Bemessungsspannung sinkt so lange ab, bis die Vorspannung aus der Temperatur nicht mehr ausreicht, um den Innendruck aufzunehmen. Daher muss wiederum eine Vorspannung mittels Injektionsdruck erzeugt werden. Dieser Injektionsdruck führt zu einem erneuten Anstieg in der Bemessungsspannung.

Sie nimmt mehr zu als sie zuvor abgenommen hat, da nämlich mit aufzubringendem Injektionsdruck auch ein Kriechverlust in der Vorspannung berücksichtigt werden muss. Der Bemessungsdruck muss nun höher liegen als die benötigte Vorspannung, da durch den Kriecheffekt der Betonauskleidung die aufgebrachte Vorspannung reduziert wird.

Es ist auch zu erkennen, dass bei der niedrigeren Erstfülltemperatur im Einlaufbereich die Betonauskleidung geringer belastet wird als bei der höheren. Allerdings, mit zunehmender Tiefe, dreht sich dieser Vorteil schnell um und die höhere Erstfülltemperatur führt zu einer geringeren Belastung der Betonauskleidung.

Tabelle 12: Vergleich der Bemessungsspannung im Lastfall 1

Tiefe	Hydraulische Höhe	Bemessungsspannung $p_{Bem.}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,69 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,70 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	3,07 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,71 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	4,90 [MN/m <sup>2</sup> ]	2,70 [MN/m <sup>2</sup> ]



### **5.3.2 Lastfall 2**

Lastfall 2 ist der maßgebende Lastfall bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken. Für diesen Fall errechnet sich die Auskleidungsstärke aus der maximalen Temperaturspannung (Differenz aus Erstfülltemperatur und maximaler Betriebstemperatur) inklusive dem vorliegenden Bergwasserdruck. Auch beim Lastfall 2 sind die Seeber-Diagramme der Berechnung mit 4°C warmen Wasser im Anhang dargestellt.

#### **5.3.2.1 Erstfülltemperatur 4°C**

Die Beschreibung des Einflusses der niedrigen Erstfülltemperatur ist Kapitel 5.3.1.1 zu entnehmen.

Hinzu kommt noch, dass der Einfluss aus der maximalen Betriebstemperatur nun zusätzlich berücksichtigt wird. Durch die hohen Wassertemperaturen erwärmt sich auch die Betonauskleidung, dies führt zu zusätzlichen Spannungen in der Auskleidung.

Die Differenz der Erstfüllung von 4°C zur maximalen Temperatur im Betrieb von 95°C ergibt die höchstmögliche Spanne an herrschenden Temperaturen im Triebwassersystem des thermischen PSKW, wobei angenommen wird, dass 4°C Erstfülltemperatur der Worstcase des Systems ist.

#### **Einlaufbereich**

Im angehängten Seeber-Diagramm ist zu sehen, dass im Bereich des Einlaufes die Spannung der maximalen Betriebstemperatur die minimale Hauptspannungen des umliegenden Gebirges übersteigt. Um der Spannung entgegenzuwirken, müsste dieser Bereich verbessert werden (z.B.: Gebirgsverbesserung durch Injektion).

Es ist auch sehr gut zu erkennen, dass die maximale Spannung im entleertem Druckschacht nicht durch die aufzubringende Injektionsspannung entsteht, sondern durch die Temperaturspannung aus der maximalen Betriebstemperatur.

Der Bemessungsdruck ist im Einlaufbereich gleich der Temperaturspannung, da der Bergwasserspiegel, schon wie zuvor im Lastfall 1, in dieser Tiefe noch nicht wirkt.

Für die geringe Erstfülltemperatur ist es dennoch wichtig einen Injektionsdruck aufzubringen, da sonst bei der Inbetriebnahme die Betonauskleidung in den Zugbereich kommt und es somit zu Rissen in dieser kommen kann.

Tabelle 13: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4°C

Bezeichnung	Bezeichnung im Diagramm	Wert
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	0,74 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	0,22 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,3 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	5,42 [MN/m <sup>2</sup> ]

Die Mindestbetonstärke ist hier ausreichend und auch die Vorspanndrücke (aufzubringend, benötigt) sind gleich wie beim Lastfall 1. Der eindeutige Unterschied zum Lastfall 1 ist der Bemessungsdruck.

#### Bereich Druckschachtmitte

Die Werte der Vorspannung sind wieder ident mit denen aus dem Bereich der Druckschachtmitte des Lastfall 1.

Der Unterschied zeigt sich allerdings im Bemessungsdruck, welcher weitaus höher liegt als beim ersten Lastfall.

Es zeigt sich auch, dass beim Lastfall 2, die Mindestbetonstärke von 30 cm und einer höheren Betongüte von C80/95 nicht mehr ausreicht und somit verstärkt auszuführen ist. Die Auskleidungsdicke beträgt 56 cm, dagegen ist beim Lastfall 1 noch die Mindestbetonstärke von 30 cm ausreichend.

Tabelle 14: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschachtmitte, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4°C

Bezeichnung	Bezeichnung im Diagramm	Wert
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	4,13 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	1,90 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,56 [m]
Bemessungsdruck	Punkt G	10,60 [MN/m <sup>2</sup> ]

**Bereich Druckschachtfuß**

Im Bereich des Druckschachtfußes kommt es zu einer äußerst hohen Bemessungsspannung, welche nach sich zieht, dass in diesem Bereich die Betonauskleidungsstärke deutlich erhöht werden muss, um die herrschenden Lasten sicher abtragen zu können.

Die Berechnungsergebnisse sind Tabelle 15 zu entnehmen.

Tabelle 15: Berechnungsergebnisse Bereich Druckschachtfuß, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4 °C

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bezeichnung im Diagramm</b>	<b>Wert</b>
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	8,16 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	3,31 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	1,20 [m]
Bemessungsdruck	Punkt G	17,22 [MN/m <sup>2</sup> ]

Solche hohe Auskleidungsdicken würden in der Praxis nicht ausgeführt werden. Daher sollte das thermische Pumpspeicherkraftwerk nicht mit kaltem Wasser in Betrieb genommen werden.

### **5.3.2.2 Erstfülltemperatur 45°C**

Die Vorteile der höheren Erstfülltemperatur sind, bezogen auf die Vorspannung, dieselben wie im Lastfall 1 (siehe Kapitel 5.3.1.2).

Im Lastfall 2 wird nun die maximale Auskleidungsstärke inklusive der Temperaturspannung, welche aus der Differenz der Erstfülltemperatur zur maximalen Betriebstemperatur berechnet wird, bestimmt.

Füllt man das System mit wärmerem Wasser, so entstehen auch niedrigerer Temperaturdifferenzen und somit kleiner Spannungen aus dieser Differenz.

Wiederrum ist die Berechnung in drei Bereiche des Druckschachtes unterteilt.

- Einlaufbereich; 120 m WS
- Bereich Druckschachtmitte; 500 m WS
- Bereich Druckschachtfuß; 800 m WS

Einlaufbereich

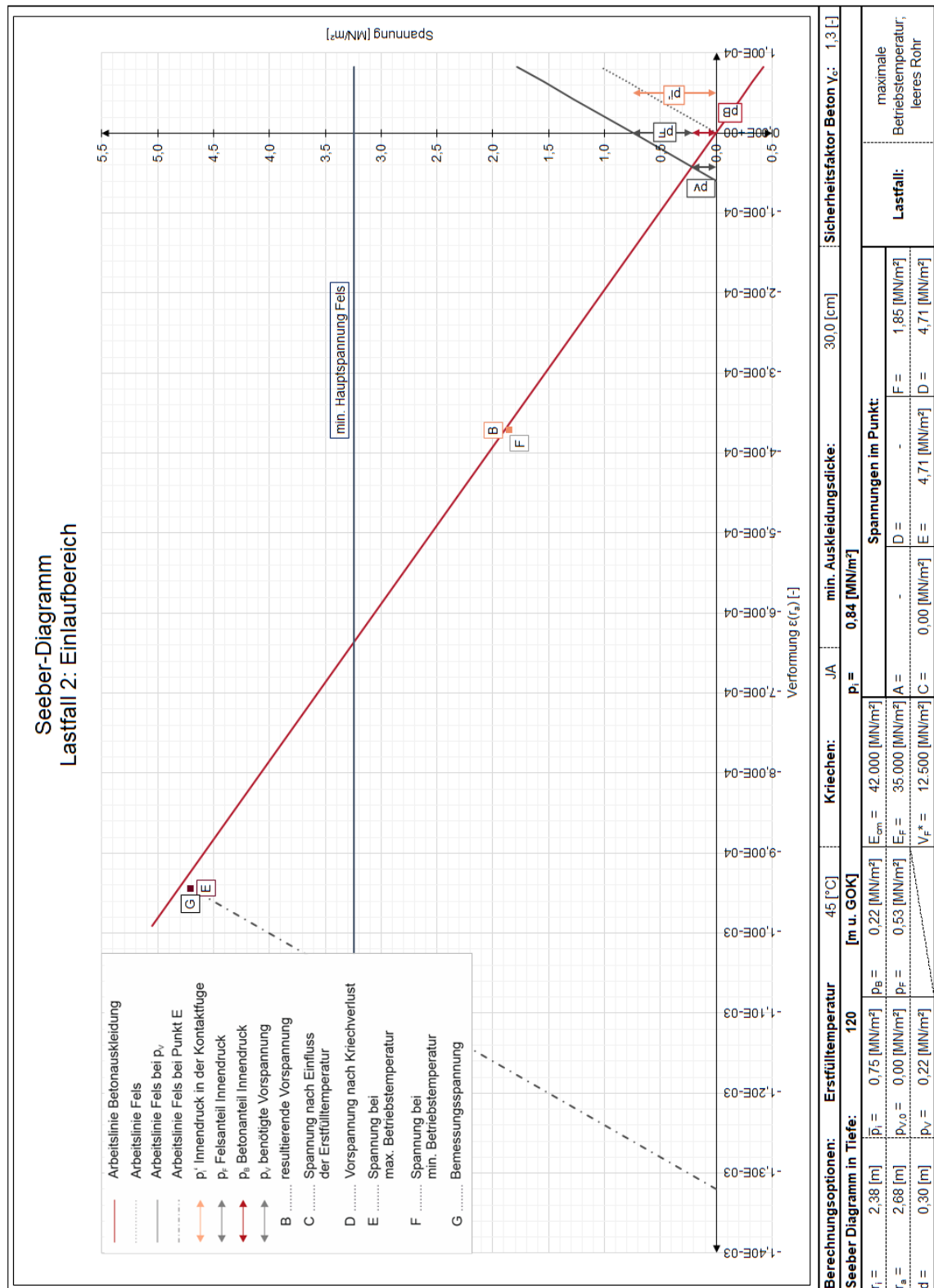


Abbildung 23: Seeber-Diagramm, Einlaufbereich (120 m u. GOK = 20 m WS), Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C

**Grafische Lösung:**

Vom Koordinatenursprung aus folgt man der Arbeitslinie der Auskleidung, bis man den Wert der Temperaturspannung aus der maximalen Betriebstemperatur erreicht hat (Punkt E).

Da im Einlaufbereich kein Bergwasserdruck herrscht ist Punkt E gleich Punkt G. Punkt B die vorhandene Vorspannung ist vom Koordinatenursprung entlang der Auskleidungslinie aufzutragen. Punkt F ist gleich dem Punkt B da das System mit der minimalen Betriebstemperatur von 45°C gefüllt wird.

Auch in Abbildung 23 ist zu sehen, dass bei einer Erstfülltemperatur von 45°C, im Bereich des Einlaufes die minimale Hauptspannung des umliegenden Gebirges überschritten wird. In diesem Fall gehört der Untergrund wiederum verbessert, um tragfähiger zu werden.

Es ist auch wieder der Fall, wie beim Lastfall 1, dass sich im Bereich des Auslaufs der aufzubringende Injektionsdruck erspart bleibt, denn die Vorspannung, welche sich aus dem Temperaturunterschied (Erwärmung beim Erstfüllen) ergibt, ausreicht, um die benötigte Vorspannung sogar zu übersteigen.

*Tabelle 16: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C*

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bezeichnung im Diagramm</b>	<b>Wert</b>
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	0,00 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	0,22 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,30 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	4,71 [MN/m <sup>2</sup> ]

Bereich Druckschachtmitte

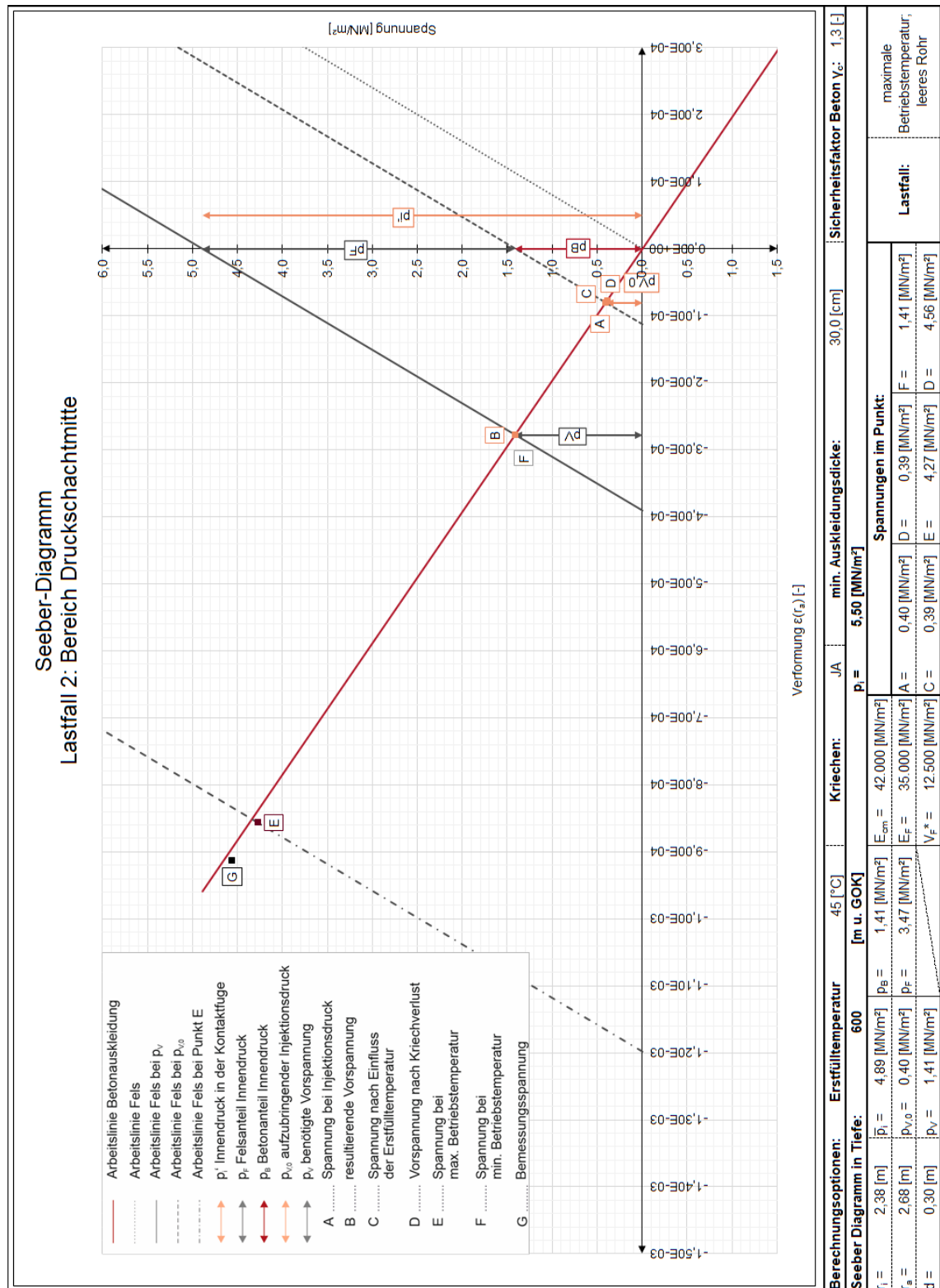


Abbildung 24: Seeber-Diagramm, Bereich Druckschacht Mitte (600 m u. GOK = 500 m WS), Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C

**Grafische Lösung:**

Der aufzubringende Injektionsdruck ist, ausgehend vom Koordinatenursprung, nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen (Punkt A).

Wiederrum nach rechts ist der Kriechverlust abzutragen (Punkt D). Dieser Punkt gleicht dem Punkt C.

Ausgehend vom Punkt C, nach links, ist die Vorspannung aus der Temperatur aufzutragen und ergibt somit den Punkt B.

Weiter vom Punkt B, nach links, ist die Spannung der maximalen Betriebstemperatur aufzutragen, um Punkt E zu erhalten.

Abschließend gehört vom Punkt E der Bergwasserdruck aufgetragen um den Punkt G (Bemessungsspannung) zu erhalten.

Aufgrund der Tiefe und des herrschenden Bergwasserdruckes, scheint in Abbildung 24 wieder ein größerer Bemessungsdruck auf als noch zuvor in Abbildung 23.

Die benötigte Vorspannung kann wiederum nicht mehr zu Gänze durch die Temperaturspannung abgedeckt werden, wie schon im Bereich Druckschachtmitte des Lastfalls 1 beschrieben. Somit ist wieder eine Vorspannung durch Injektion notwendig. Daraus resultieren wiederum Kriechverluste, welche zu berücksichtigen sind.

*Tabelle 17: Berechnungsergebnisse, Druckschachtmitte, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C*

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bezeichnung im Diagramm</b>	<b>Wert</b>
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	0,40 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	1,41 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,30 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	4,56 [MN/m <sup>2</sup> ]

Bei der hier gewählten Betongüte von C80/95, reicht weiterhin die Mindestbetonstärke von 30 cm aus, um die einwirkenden Lasten aufnehmen zu können.



Bereich Druckschachtfuß

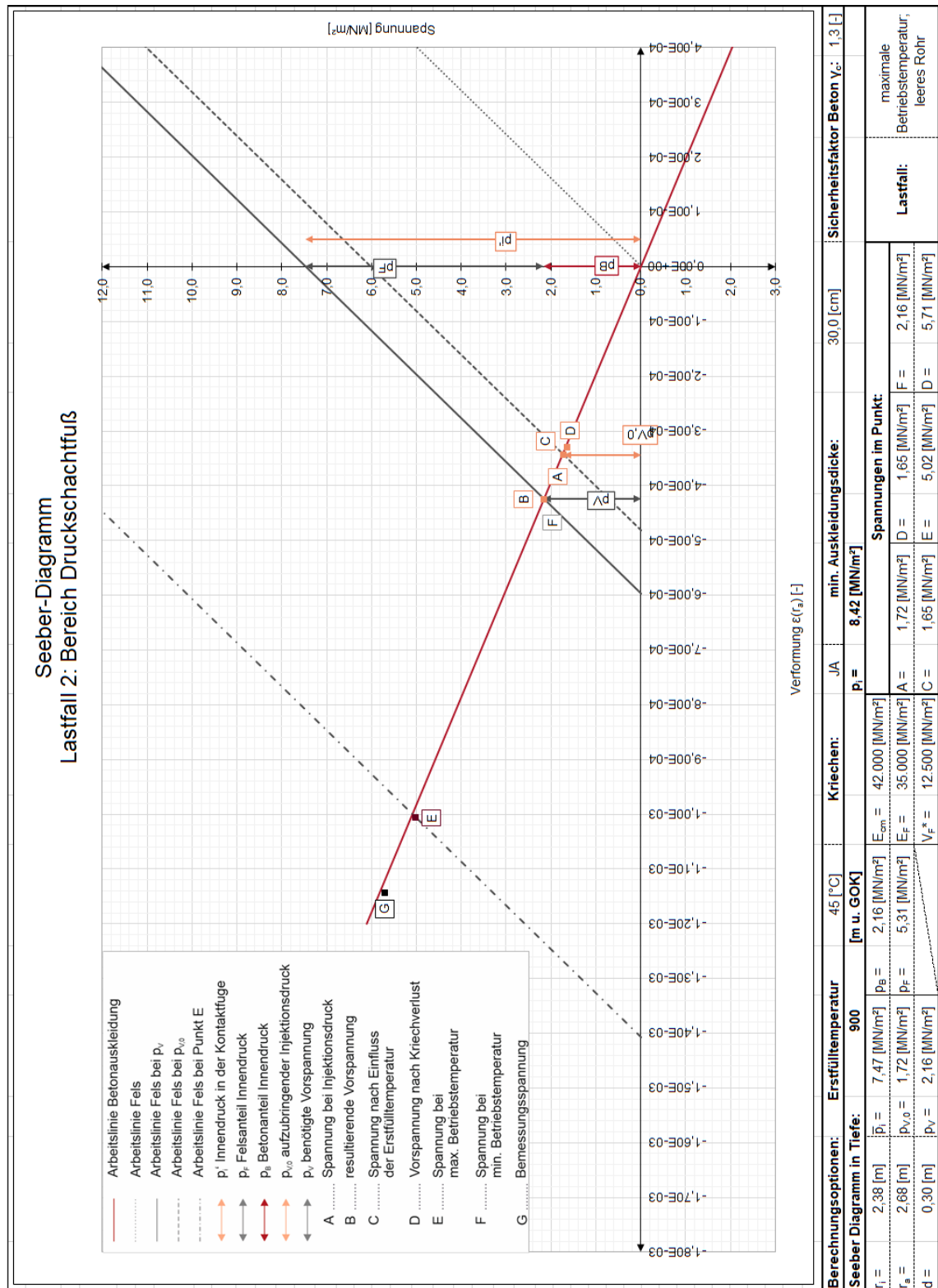


Abbildung 25: Seeber Diagramm, Bereich Druckschachtfuß (900 m u. GOK), Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C

**Grafische Lösung:**

Die grafische Lösung folgt der gleichen Vorgehensweise wie zuvor im Bereich der Druckschachtmitte im Lastfall 2.

In Abbildung 25 zeigen die Punkte A bis D die identen Werte wie beim Lastfall 1 im Bereich des Druckschachtfußes

Der Bemessungsdruck ist allerdings weitaus höher, da die Temperaturspannung aus Erstfüllung zur maximalen Betriebstemperatur nun zur Bestimmung der Auskleidungsdicke herangezogen wird. Daraus resultieren folgende Ergebnisse.

*Tabelle 18: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschachtfuß, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C*

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bezeichnung im Diagramm</b>	<b>Wert</b>
Aufzubringender Injektionsdruck	$p_{V,0}$	1,72 [MN/m <sup>2</sup> ]
Benötigte Vorspannung	$p_V$	2,16 [MN/m <sup>2</sup> ]
Dicke der Auskleidung	$d$	0,30 [m] Mindeststärke
Bemessungsdruck	Punkt G	5,71 [MN/m <sup>2</sup> ]

Weiterhin reicht die gewählte Mindestdicke der Betonauskleidung aus.

### 5.3.2.3 Vergleich der Erstfülltemperaturen im Lastfall 2

Um einen Überblick und Vergleich zu schaffen, welche Auswirkungen die Erstfülltemperatur im Lastfall 2 hat, sind, wie schon beim Lastfall 1, verschiedene Parameter miteinander verglichen und gegenübergestellt. Die nachfolgenden Vergleiche sind mit den verschiedenen Erstfülltemperaturen, 4°C und 45°C berechnet.

Im Lastfall 2 wird die Betonauskleidungsstärke über die maximale Betriebstemperatur inklusive dem Bergwasserdruck bestimmt. Es kommt dabei bei einer Fülltemperatur von 4°C und der maximal möglichen Betriebstemperatur von 95°C zu einem  $\Delta T = 91^\circ C$ . Im Gegensatz dazu bei einer Fülltemperatur von 45°C zu einem  $\Delta T = 50^\circ C$ .

Allein das  $\Delta T$  beider berechneten Erstfülltemperaturen zeigt auf, dass sich der Unterschied der Wassertemperatur, mit welcher das System in Betrieb geht, beträchtlich auswirkt und somit der Unterschied der hier folgend aufgezeigten Parameter größer ausfällt als dies noch bei Lastfall 1 (siehe Kapitel 5.3.1.3) der Fall war.

#### **Innendruck**

Der Innendruck ist ein Parameter, der sich nicht verändert. Dieser ist von der Dichte des Wassers und der zugehörigen Temperatur abhängig (inklusive Fallhöhe versteht sich).

Da die Fallhöhe und die Erstfülltemperaturen im Lastfall 2 mit denen aus Lastfall 1 ident sind, ist der Verlauf sowie die Werte des Innendruckes gleich mit dem Innendruck beim Vergleich im Lastfall 1.

Das Diagramm, das den Verlauf aufzeigt, ist in Abbildung 18 abgebildet und gilt auch hier.

#### **Temperaturspannung – Erstfüllung zu Gebirgstemperatur**

Durch die Differenz der Erstfülltemperatur zu der umgebenden Gebirgstemperatur entsteht eine Spannung im Betonring, welche sich als Vorspannung oder auch als Vorspanverlust ausbildet.

Ist bei der Erstfülltemperatur von 45°C der Verlauf gleich wie bei Lastfall 1 (siehe Abbildung 19) unterscheidet er sich bei der Erstfülltemperatur von 4°C doch erheblich.

Der Unterschied rührt daher, dass die Spannung, welche sich aufbaut oder auch verloren geht (Erwärmung oder Abkühlen bei Erstfüllung) stark von der Auskleidungsstärke abhängig ist.

Die Berechnung zeigt, dass bei 45°C Fülltemperatur in jeder Tiefe die gewählte Mindestbetonstärke von 30 cm ausreicht (ident wie Lastfall 1). Jedoch bei der kälteren Erstfüllung von 4°C, hier im Lastfall 2, die Betonstärke schon in einem Bereich näher

dem Einlauf zunehmen muss, was zur Folge hat, dass es zu größeren Spannungsverlusten durch die Abkühlung bei der Füllung kommt.

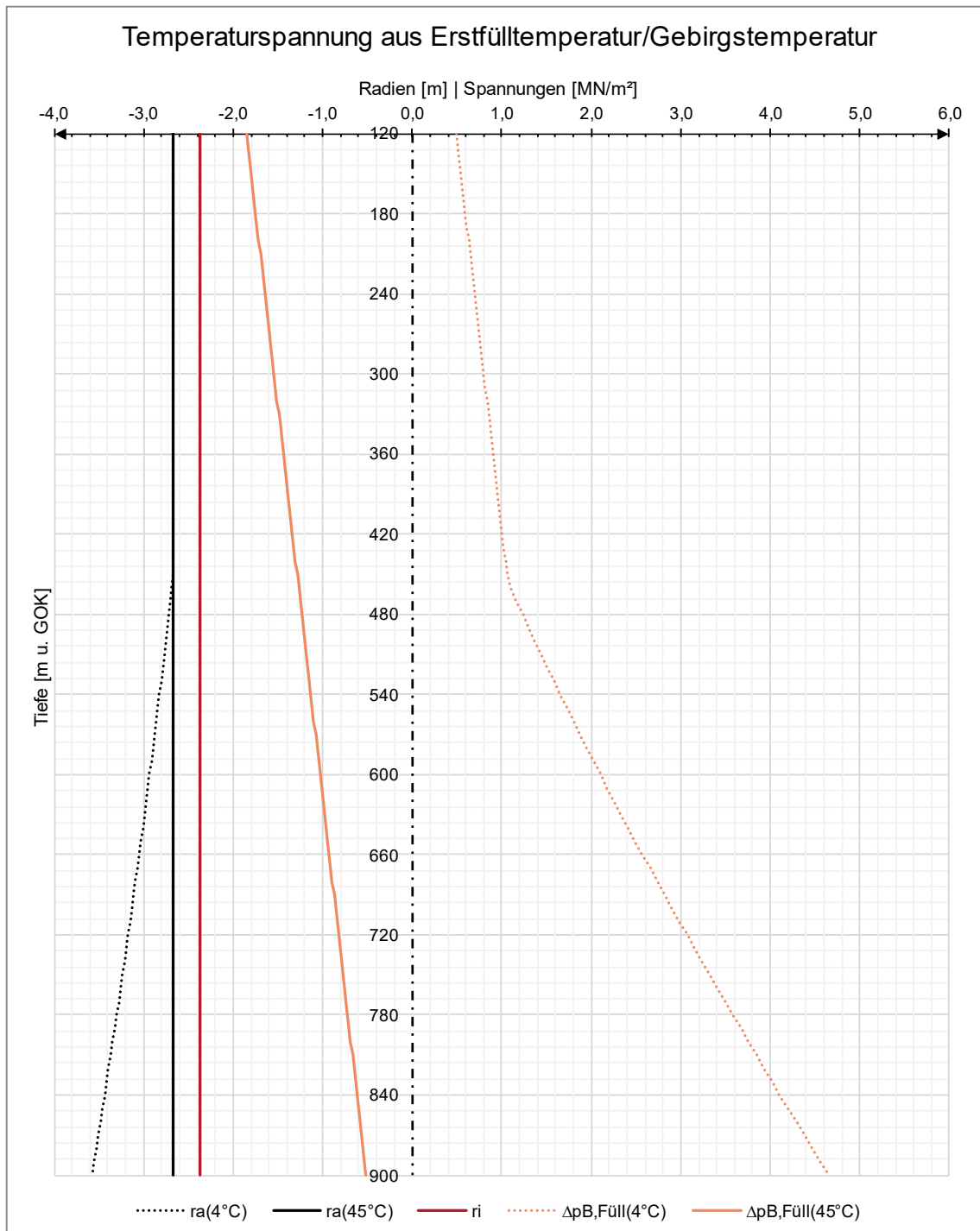


Abbildung 26: Vergleich der Temperaturspannung aus der Differenz von Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 2

Abbildung 26 zeigt nun den Verlauf der auftretenden Spannung, welche durch die unterschiedlichen Temperaturen (Wasser und Gebirge) entsteht.

Es ist ersichtlich, dass sich, wie oben beschrieben, die Spannung bei der Erstfülltemperatur von 45°C nicht zu der in Abbildung 19 unterscheidet.

Jedoch ist die Spannung bei einer Erstfüllung mit 4°C warmen Wasser deutlich höher als noch zuvor in Abbildung 19, was, wie zuvor beschrieben, auf die stärkere Betonauskleidung zurückzuführen ist.

Der Verlauf der Betonauskleidungsstärke  $d$ , ist wiederum im linken Bereich des Diagramms zu sehen. Es lässt sich gut erkennen, dass die niedrigere Erstfülltemperatur eine stärkere Auskleidung mit sich zieht als die höhere Erstfülltemperatur.

Tabelle 19: Vergleich der sich ergebenden Temperaturspannung aus Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 2

Tiefe	Hydraulische Höhe	Temperaturspannung $\Delta p_{\Delta T, Füll}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,49 [MN/m <sup>2</sup> ]	-1,85 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	2,10 [MN/m <sup>2</sup> ]	-1,03 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	4,65 [MN/m <sup>2</sup> ]	-0,51 [MN/m <sup>2</sup> ]

Die negativen Werte bei den Spannungen in Tabelle 19 bedeuten, dass sich eine Vorspannung der Betonauskleidung durch die Temperaturspannung einstellt. Dagegen ergibt ein positiver Wert einen Vorspannverlust.

#### **Vorspannung: benötigt, vorhanden, aufzubringend**

Auch hier ist wieder die Unterteilung in die drei verschiedenen Vorspannungen erforderlich.

- Benötigte Vorspannung
- Vorhandene Vorspannung
- Aufzubringende Vorspannung

Es ist zu erkennen, dass der Verlauf der Vorspannungen, bei der Erstfülltemperatur von 45°C, der gleiche ist wie im Lastfall 1. Die Höhe der Vorspannung ist jedoch nicht ident mit der aus Lastfall 1.

Da der E-Modul der höheren Betongüte, im Lastfall 2, ein höherer ist, weisen die Spannungen, welche vom E-Modul direkt abhängig sind, andere Werte auf wie noch im ersten Lastfall.

Die Vorspannungen der niedrigen Erstfülltemperatur, fällt weitaus höher aus. Der hohe Bemessungsdruck führt zu einer stärkeren Auskleidung, was sich wiederum direkt auf die Vorspannungen auswirkt.

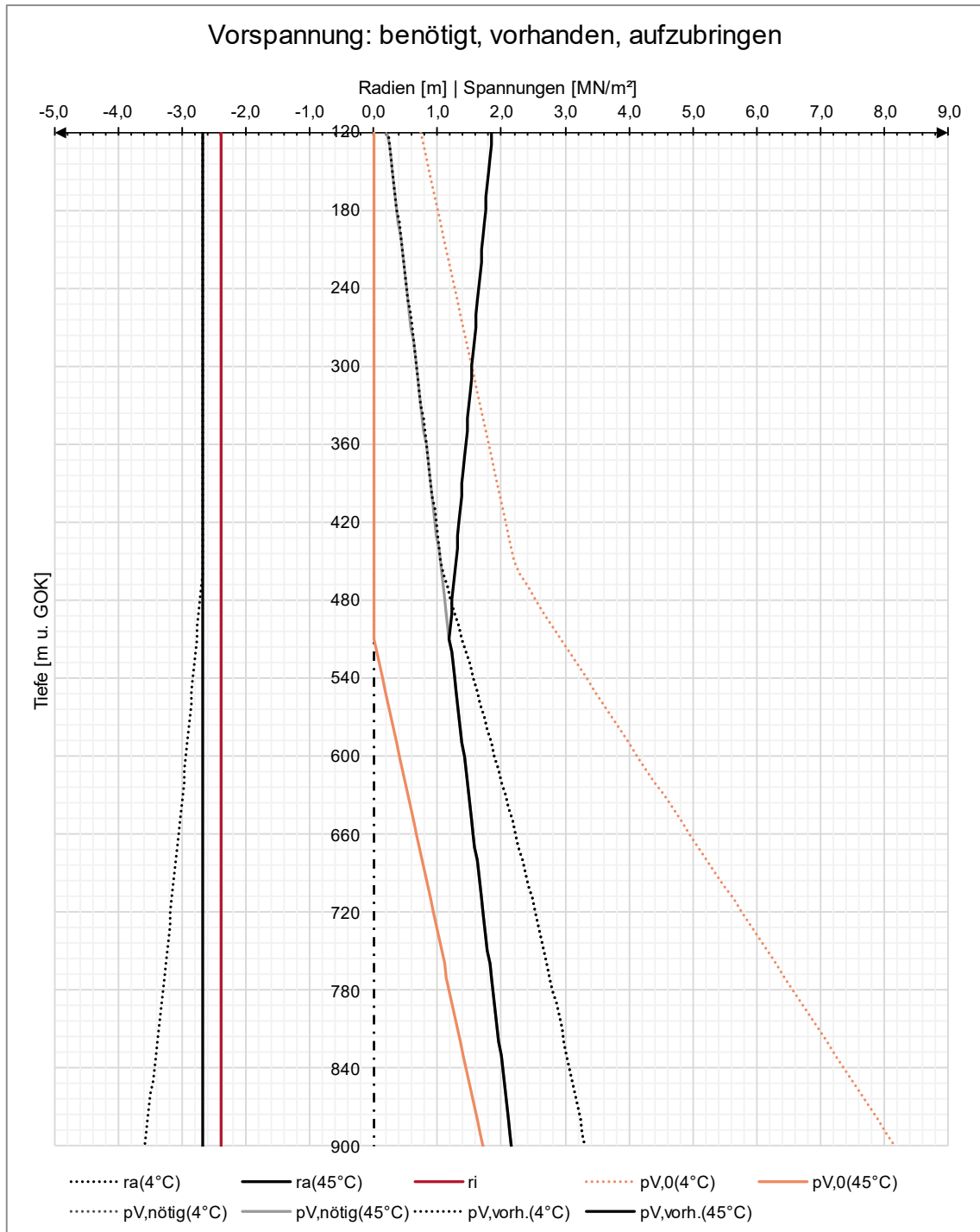


Abbildung 27: Vergleich der verschiedenen Vorspannungen in Abhängigkeit der Erstfülltemperaturen im Lastfall 2

In Abbildung 27 lässt sich der Verlauf der Vorspannungen gut erkennen. Ist er bei der Erstfülltemperatur von 45°C ident mit der in Abbildung 20, so unterscheidet sich die Spannungen zufolge 4°C erheblich.

Durch den vorhin erwähnten höheren Bemessungsdruck muss die Dicke der Auskleidung schon in einer geringeren Tiefe erweitert werden (ab 470 m u. GOK = 370 m WS).

Die stärkere Auskleidung wirkt sich stark auf die aufzubringende Vorspannung  $p_{V,0}$  aus. Dieser Effekt ist in Abbildung 27 sehr gut zu erkennen. Der Verlauf der aufzubringenden Vorspannung  $p_{V,0}(4^{\circ}\text{C})$  macht einen Knick nach außen und verläuft danach steiler nach außen weiter als noch zuvor im Bereich der im Referenzprojekt gewählten Mindestbetonstärke von 30 cm.

Der Knick der aufzubringenden Vorspannung (bei  $4^{\circ}\text{C}$  Erstfüllung) liegt sogar noch in dem Bereich, wo bei  $45^{\circ}\text{C}$  Erstfülltemperatur noch kein Injektionsdruck aufzubringen ist, da hier die Vorspannung aus dem Temperaturunterschied von Erstfüllung zu Gebirge noch größer als die benötigte Vorspannung ist.

Tabelle 20: Vergleich der vorherrschenden Spannungen, benötigt, vorhanden, aufzubringen, Lastfall 2

Tiefe	Hydraulische Höhe	Aufzubringender Injektionsdruck $p_{V,0}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,74 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,00 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	4,13 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,40 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	8,16 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,72 [MN/m <sup>2</sup> ]
Tiefe	Hydraulische Höhe	Benötigte Vorspannung $p_{V,nötig}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,22 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,22 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	1,90 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,41 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	3,31 [MN/m <sup>2</sup> ]	2,16 [MN/m <sup>2</sup> ]
Tiefe	Hydraulische Höhe	Vorhandene Vorspannung $p_{V,vorh.}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,22 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,85 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	1,90 [MN/m <sup>2</sup> ]	1,41 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	3,31 [MN/m <sup>2</sup> ]	2,16 [MN/m <sup>2</sup> ]

## Kriechverluste

Auch hier treten mit unterschiedlich stark aufzubringenden Vorspanndrücken, unterschiedliche Kriechverluste (Kriechen der Betonauskleidung) auf.

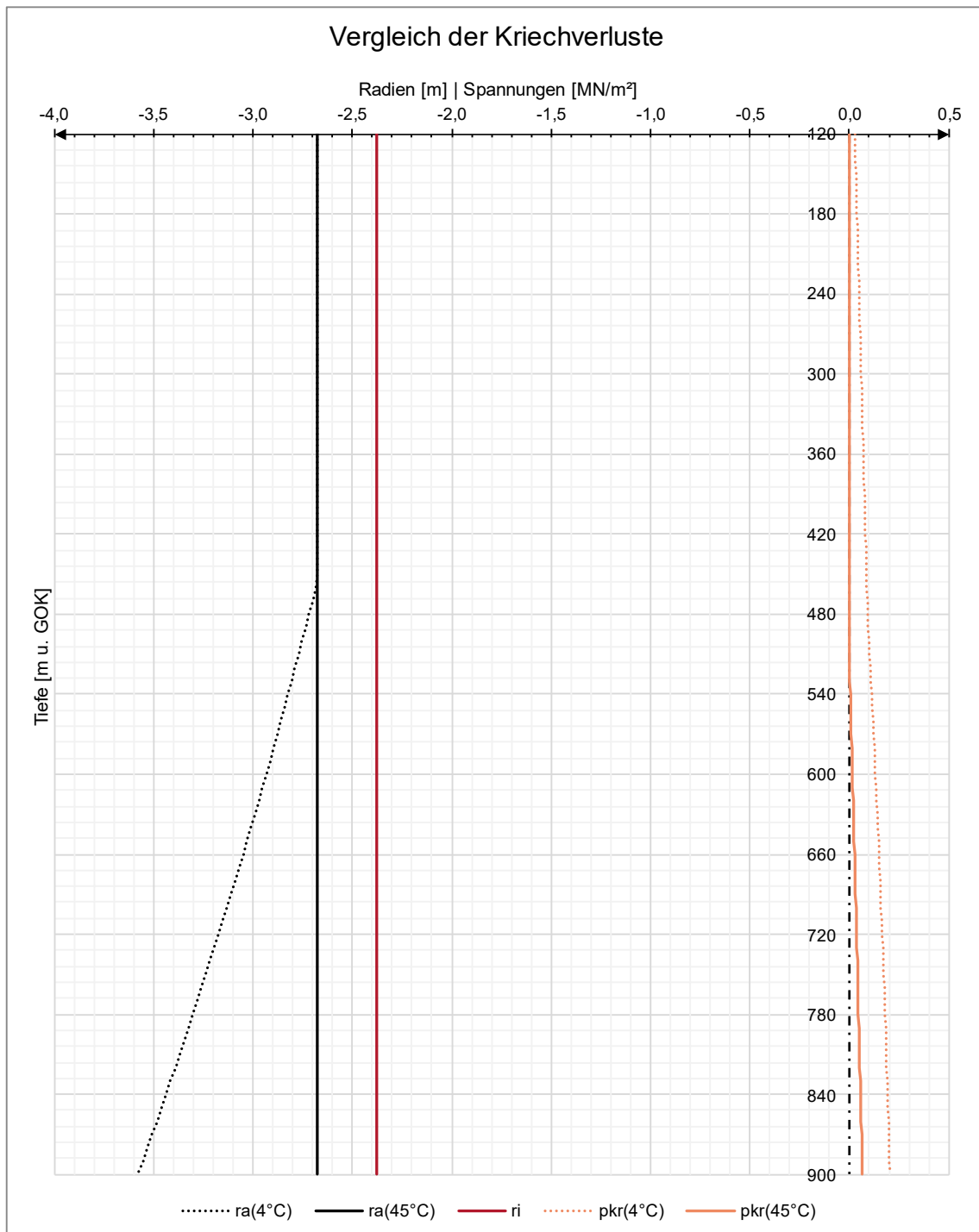


Abbildung 28: Vergleich der Vorspannverluste infolge Kriechen des Betonringes, Lastfall 2

Es ist allerdings zu beobachten, dass sich die Vorspannungen, speziell bei der niedrigeren Erstfülltemperatur erhöhen, aber gleichzeitig die Kriechverluste verringern.

Dies ist durch den höheren E-Modul und die höhere Betongüte zu erklären. Je höher die Festigkeit des Betons ist, desto geringer sind dessen Kriecherscheinungen.



Auch die Dicke des Betonteiles (hier Betonauskleidung) spielt eine Rolle beim Kriechen. Ist die Dicke höher, ist das Bauteil geringer kriechgefährdet. Somit wirkt sich die stärkere Auskleidung im Lastfall 2, positiv auf das Kriechverhalten aus, auch wenn dieser Effekt nicht dazu beitragen kann die aufzubringende Vorspannung gering zu halten.

Tabelle 21: Vergleich der Kriechverluste im Lastfall 2

Tiefe	Hydraulische Höhe	Kriechverlust $\Delta p_{Kr}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	0,03 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,00 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	0,13 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,02 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	0,21 [MN/m <sup>2</sup> ]	0,07 [MN/m <sup>2</sup> ]

## Vergleich Bemessungsspannung

Im Lastfall 2 setzt sich der Bemessungsdruck wiederum aus zwei Parametern zusammen.

War es im Lastfall 1 noch die vorhandene/aufzubringende Vorspannung zusammen mit dem Bergwasserdruck, welche die Bemessungsspannung bestimmt haben, ist es hier die Spannung aus der maximalen Betriebstemperatur inklusive dem Bergwasserdruck.

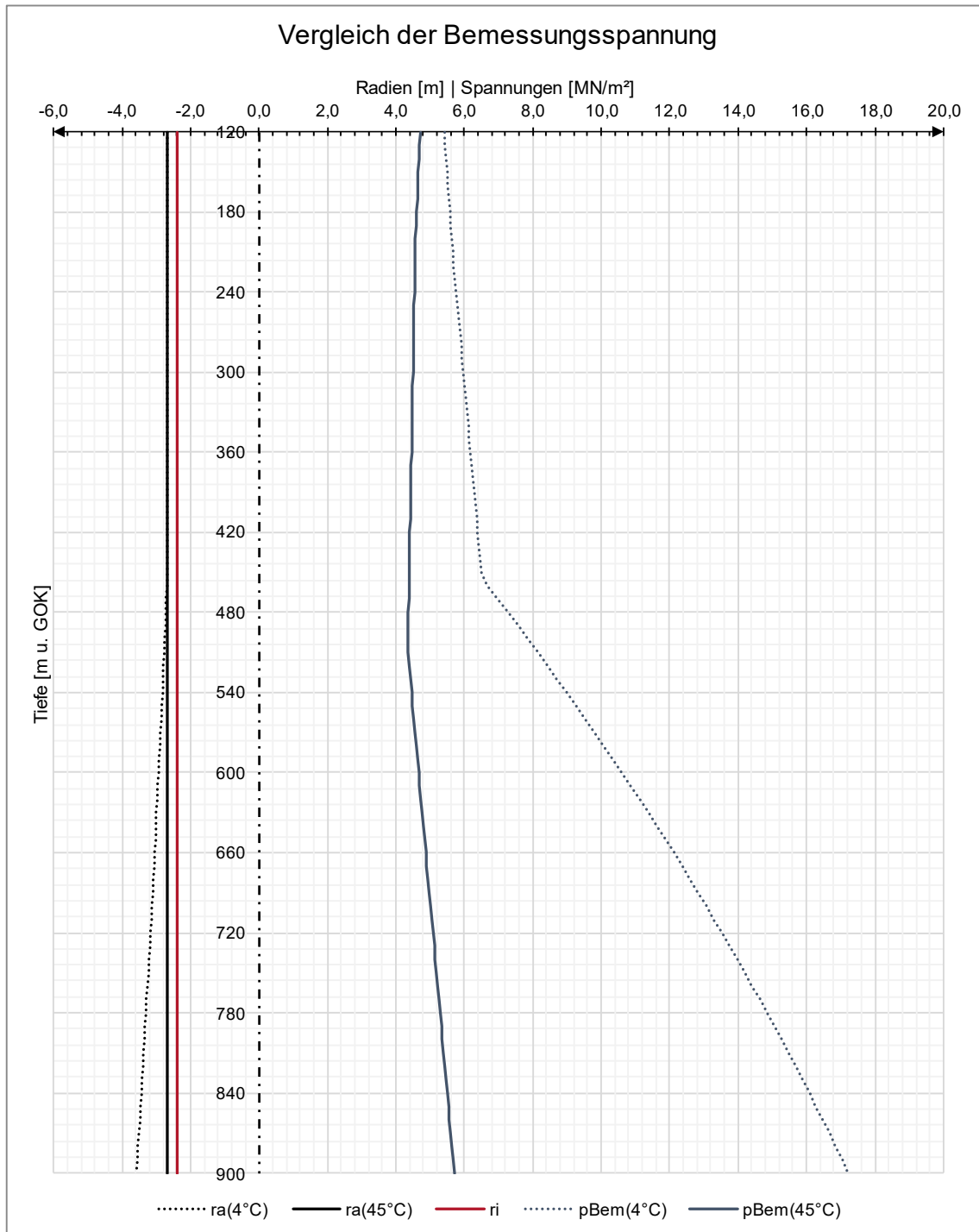


Abbildung 29: Vergleich der Bemessungsspannung im Lastfall 2

Hatte die niedrigere Erstfülltemperatur im Lastfall 1 noch einen Vorteil gegenüber der höheren Erstfülltemperatur im Einlaufbereich, zeigt Abbildung 29 nun das Gegenteil.

Wird die Betonauskleidung über die maximale Betriebstemperatur bestimmt, maßgebender Lastfall bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken, so ist bei der Erstfülltemperatur von 4°C in jeder Tiefe eine höhere Spannung in der Betonauskleidung aufzunehmen als gegenüber bei 45°C.

Die höhere Spannung führt auch zu einem früherem, bei niedrigeren Innendruck, Ansteigen der Betonauskleidungsstärke.

Mit der stärkeren Auskleidung nimmt auch die Bemessungsspannung immer mehr zu. Dies liegt daran, dass sich bei steigender Temperaturdifferenz (mit zunehmender Tiefe) und dickerer Auskleidung die Spannung aus Temperatur immer stärker auswirkt.

Der Verlauf der Bemessungsspannung bei 45°C Erstfülltemperatur ist ident mit der Spannung aus dem Lastfall 1 aufgezeigten allerdings wertemäßig höher. Die Definition über den Verlauf ist ebenfalls dieselbe und kann dort entnommen werden.

Tabelle 22: Vergleich der Bemessungsspannung, Lastfall 2

Tiefe	Hydraulische Höhe	Bemessungsspannung $p_{Bem.}$	
		4°C	45°C
120 [m u. GOK]	20 [m WS]	5,42 [MN/m <sup>2</sup> ]	4,71 [MN/m <sup>2</sup> ]
600 [m u. GOK]	500 [m WS]	10,6 [MN/m <sup>2</sup> ]	4,67 [MN/m <sup>2</sup> ]
900 [m u. GOK]	800 [m WS]	17,22 [MN/m <sup>2</sup> ]	5,71 [MN/m <sup>2</sup> ]

Der Unterschied in der Bemessungsspannung bei den unterschiedlichen Erstfülltemperaturen ist erheblich und zeigt den klaren Vorteil von höheren Wassertemperaturen bei der Erstfüllung des Triebwassersystems thermischer Pumpspeicherkraftwerke. Aus der höheren Erstfülltemperatur entstehen wegen der geringeren Differenz zu der maximalen Betriebstemperatur die kleinere Bemessungsspannung.

### 5.3.3 Gebirgseigenschaften

Die Berechnungsergebnisse wurden bis jetzt, für den Lastfall 1 und Lastfall 2, mit konstanten Gebirgseigenschaften gerechnet. Es wurde vereinfacht angenommen, dass in jeder Tiefenlage des thermischen PSKWs das umliegende Gebirge die gleichen geotechnischen Eigenschaften aufweist. In der Natur wird dies allerdings nicht der Fall sein.

Deshalb wurden zwei weitere Analysen durchgeführt, wo die Gebirgseigenschaften in unterschiedlichen Tiefenbereichen variieren.

Die erste Annahme hierfür ist, dass das Gebirge mit zunehmender Tiefe immer bessere Eigenschaften aufweist. Gefolgt von dem umgekehrten Fall, dass das Gebirge im Einlaufbereich die besten Eigenschaften aufweist und mit zunehmender Tiefe schlechter wird.

Die gewählten E-Moduli des Gebirges abhängig von der Tiefenlage, sehen wie folgt aus.

Tabelle 23: Bereichseinteilung, Variation der unterschiedlichen Gebirgseigenschaften

Bereich [m u. GOK]	E-Modul $E_F$ [MN/m <sup>3</sup> ]:	
	Fall 1	Fall 2
100-230	15.000	40.000
240-360	20.000	35.000
370-490	25.000	30.000
500-620	30.000	25.000
630-750	35.000	20.000
760-900	40.000	15.000

Beide Fälle wurden mit den gleichen Betoneigenschaften wie in Kapitel 5.3.2 berechnet und die Erstfülltemperatur beträgt 45°C.

#### 5.3.3.1 Fall 1

Der hier angeführte Fall 1 beschreibt das Gebirge von „schlecht bis gut“. Das Gebirge startet mit einem E-Modul von 15.000 MN/m<sup>2</sup> und wird über die Tiefe hin besser und steigt bis zu einem E-Modul von 40.000 MN/m<sup>2</sup> an.

Die Innendrucke verhalten sich gleich wie bei den Berechnungen davor, da diese nicht von dem umgebenden Gebirge abhängig sind.

Andere Parameter wie, die Vorspannungen (benötigt, vorhanden und aufzubringen), Bemessungsdruck und die Auskleidungsstärke hängen sehr wohl vom Gebirge und dessen Eigenschaften ab.

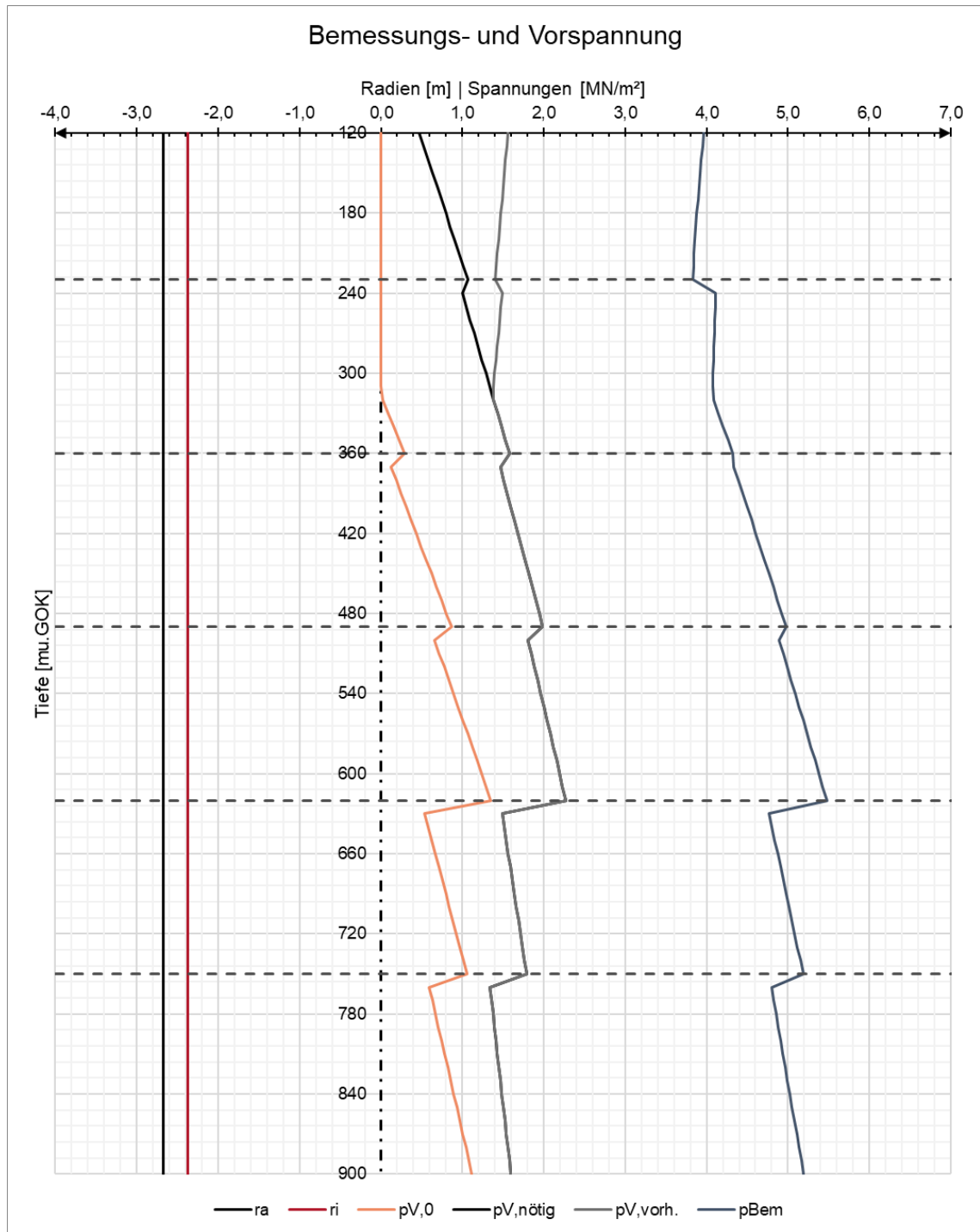


Abbildung 30: Bemessungs- und Vorspannung, Fall 1, Gebirge "schlecht bis gut"

Abbildung 30 zeigt nun die herrschenden Vorspannungen sowie die Gesamtbemessungsspannung, mit der die Auskleidung bemessen wird. Die horizontalen strichlierten Linien grenzen die Bereiche mit gleichen E-Moduli ab (siehe Tabelle 23) um einen besseren Überblick zu haben.

Es ist gut ersichtlich, wie sich die unterschiedlichen E-Moduli des Gebirges auf die Spannungen auswirken.

Beginnend bei der vorhanden und benötigten Vorspannung, sieht man den gleichen Verlauf im oberen Bereich wie man ihn zuvor bei den Vergleichsrechnungen gesehen hat. Typisch für die 45°C Erstfülltemperatur herrscht im oberen Bereich eine größere Vorspannung als nötig wäre, um den Innendruck zugfrei aufnehmen zu können.

Die Spannungen steigen kontinuierlich an, bis sie zu einem Bereich kommen, wo der E-Modul ein größerer wird. Der größere E-Modul lässt die Spannungen schlagartig kleiner werden, bevor sie mit zunehmender Tiefe wieder steigen.

Beim nächsten Übergang, zum größeren E-Modul, wiederholt sich der gleiche Effekt. Die Spannungen nehmen schlagartig ab und nehmen über die Tiefe wieder konstant zu.

Durch den immer höher werdenden E-Modul des Gebirges, reicht auch in jeder Tiefe die gewählte Mindestbetonstärke von 30 cm aus, um die Spannungen sicher abzutragen.

Den gleichen Verlauf und Effekt durch den E-Modul durchlaufen auch die Bemessungsspannung, sowie der aufzubringende Injektionsdruck.

Bei der Bemessungsspannung ist wiederum in einer Tiefe von 200 m u. GOK zu erkennen, dass hier der Bergwasserdruck zu wirken beginnt und somit der Verlauf der Bemessungsspannung einen kleinen Knick nach außen macht, und um den Wert des Bergwasserdruckes größer weiterverläuft.

### 5.3.3.2 Fall 2

Im Fall 2 wird das Gebirge von „gut bis schlecht“ beschrieben.

Im Bereich des Triebwassereinlaufes befindet sich der höchste E-Modul und nimmt bis zum Druckschachtfuß hin ab. Die Werte des E-Moduls und in welchem Bereich sie gelten, sind aus Tabelle 23 zu entnehmen.

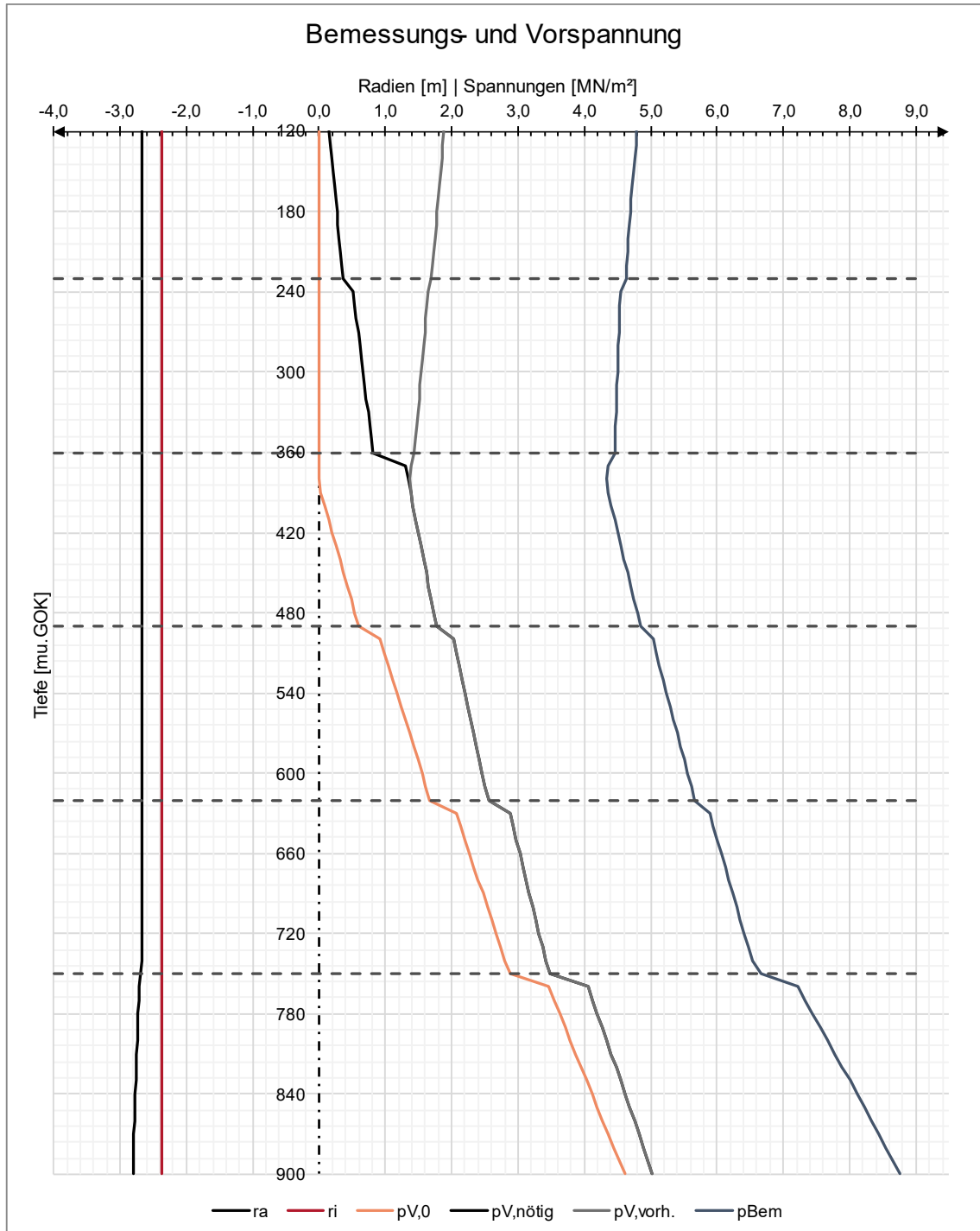


Abbildung 31: Bemessungs- und Vorspannung, Fall 2: Gebirge "gut bis schlecht"

Abbildung 31 zeigt den Verlauf der Bemessungs- und Vorspannungen im Fall 2, dass das Gebirge von hohem zu niedrigem E-Modul übergeht.

Im Gegensatz zu Fall 1, springen hier die Verläufe an den Bereichsgrenzen (bei niedrigerem E-Modul) nach rechts, das heißt sie nehmen wertemäßig zu. Dies bedeutet, dass die jeweiligen Spannungen höher werden, und danach stetig weitersteigen, bis der E-Modul im anschließenden Bereich wieder abfällt.

Der schlechte E-Modul im letzten Bereich führt dazu, dass hier auch die Auskleidungsstärke höher gesetzt werden muss, um die wirkenden Spannungen aufnehmen zu können.

#### **5.3.4 Zusammenfassung Betonauskleidung**

Die Erstfülltemperatur des Wassers eines thermischen Pumpspeicherkraftwerkes spielt eine große Rolle bei der Bemessung der Betonauskleidungsstärke.

Füllt man das Triebwassersystem mit kaltem Wasser, so muss die Auskleidung entweder mit einer höheren Betongüte versehen, oder dicker ausgeführt werden, um die größeren Lasten durch Temperatur aufnehmen zu können. Da allerdings dieser Lastfall nur beim Füllen auftritt, und während des Betriebes nicht vorkommt (auch nicht bei Revisionsarbeiten), sollte es vermieden werden, das Triebwassersystem mit kaltem Wasser zu füllen. Es würde dabei zu nicht erforderlichen Auskleidungsdicken kommen oder auch zu unwirtschaftlichem Einsatz von qualitativ hochwertigeren Betongüten.

Optimal wäre es, das System mit einer Wassertemperatur zu füllen, welche auch der niedrigsten Temperatur während des Betriebes entspricht. Somit ist die Auskleidung optimal und auf den Betriebs-Worst-Case dimensioniert und es kommt zu keinem Überdimensionieren der Auskleidung.

Die Langzeitauswirkungen thermischer Belastung auf die Betonauskleidung wurden noch nicht näher untersucht. Zurzeit wird in der Praxis angenommen, dass Temperaturschwankungen von 90°C nicht überschritten werden sollten [13]. Eine Temperaturdifferenz von 90°C sollten bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken nicht erreicht werden und durch eine Nassinbetriebnahme mit der Mindestbetriebstemperatur können Temperaturschwankung (um die 50°C) und deren Auswirkungen auch geringer gehalten werden.



## 6. Krümmen

Der Krümmen dient als Verbindung des Lotschachts mit der horizontalen Hochdruckstrecke des Triebwassersystems. Die Auskleidung erfolgt ident dem Druckschacht. Die gleiche Auskleidungsart zieht auch den gleichen Dimensionierungsvorgang mit sich. Für den Krümmen wurden keine gesonderten Berechnungen durchgeführt. Der Druckschachtfuß aus den Berechnungen in Kapitel 5.3 entspricht dem Krümmen.

## 7. Druckstollen

Der Druckstollen verbindet den Krümmen am Schachtfuß mit dem Hosenrohr. Dieser Bereich des oberwasserseitigem Druckstollens wird auch mit einer Betonauskleidung versehen. Da in diesem Abschnitt allerdings die Dichtigkeit zu garantieren ist, wird die Betonauskleidung mit einer Dichtebene konstruktiv ausgeführt. Als Dichtebene dient eine Folie zwischen der Betonauskleidung und dem Gebirge. Die Folie selbst nimmt keinen Innendruck auf [6].

Die Berechnung und Dimensionierung des Druckstollens folgt dem gleichen Vorgehen wie beim Druckschacht und wird daher nicht gesondert angeführt.

Im Unterwasserbereich erfolgt die Auskleidung des Druckstollens auf die gleiche Art und Weise. Lediglich die wirkenden Innendrucke (statisch und dynamisch) sind geringere, da der Wasserdruck aus dem unteren Speicher wirkt, welcher eine geringere statische Druckhöhe als der obere Speicher aufweist. Der Rechenweg gleicht dem des oberwasserseitigem Druckstollens und dem Druckschacht.

Die Ergebnisse der Druckstollendimensionierung sind aufgrund der gleichen Berechnung, vergleichbar mit denen aus Kapitel 5. Beim Druckstollen wäre es allerdings denkbar, dass dieser mit einem kleineren Durchmesser als der Druckschacht ausgeführt wird. Um die Auswirkungen des kleineren Durchmessers darzustellen, wurde der Lastfall 2 aus Kapitel 5.3.2, im Druckstollen mit kleinerem Durchmesser gerechnet und dem des Druckschachtes gegenübergestellt.

## 7.1 Druckstollen Lastfall 2

Die für die Berechnung verwendeten Parameter sind nachfolgend aufgelistet:

- Erstfülltemperatur: 4°C
- $E_F = 35.000 \text{ MN/m}^2$
- Betongüte C 80/95
- Durchmesser Druckstollen  $d_i = 3,78 \text{ m}$

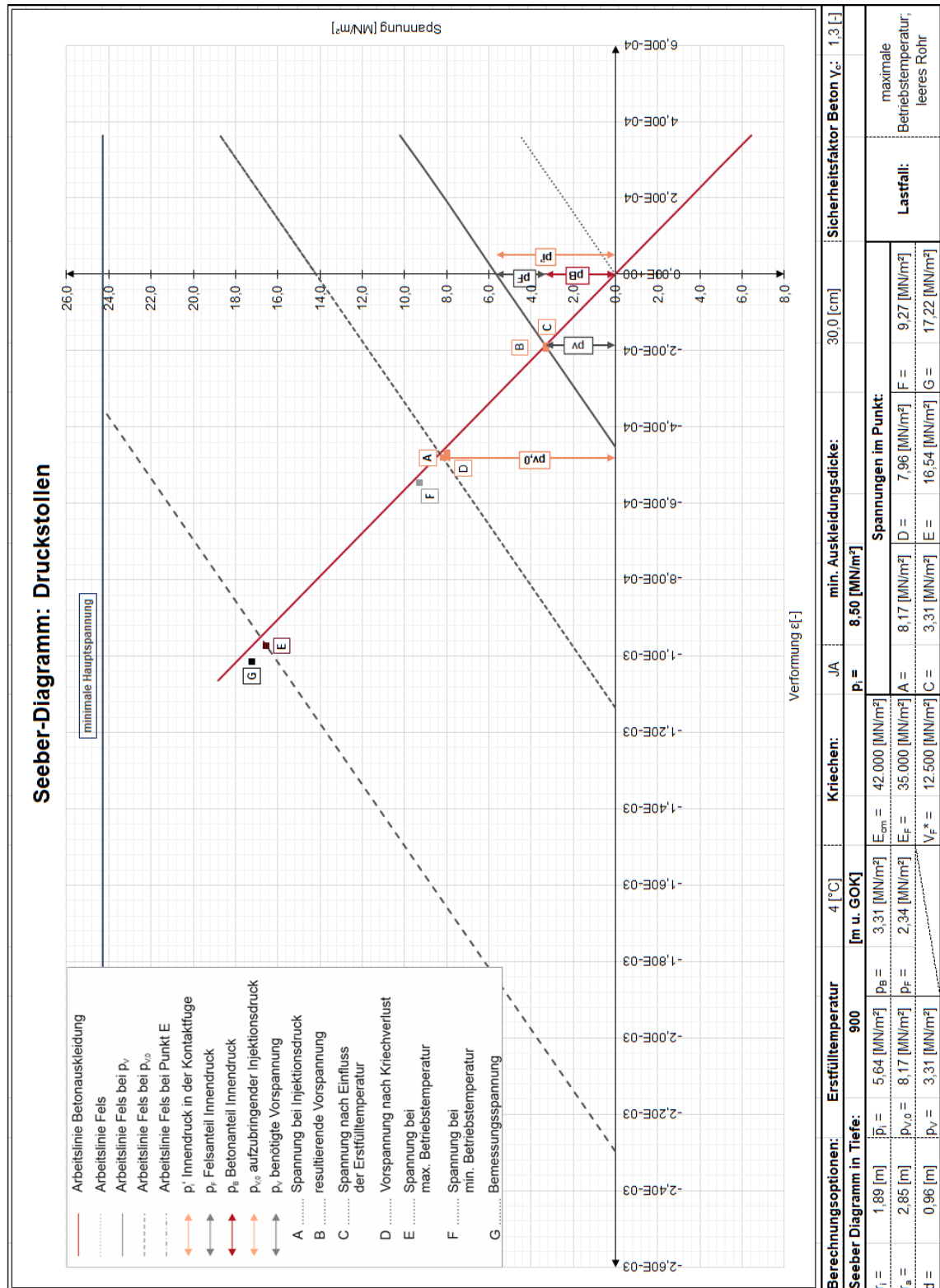


Abbildung 32: Seeber-Diagramm, Druckstollen, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4°C

Verglichen werden die Werte des benötigten Injektionsdruck sowie der resultierenden Auskleidungsstärke mit dem Druckschachtfuß aus Kapitel 5.3.1.1.

Tabelle 24: Vergleich zwischen Druckschachtfuß und OW Druckstollen, 900 m u. GOK (800 m WS)

Parameter	Druckschacht	Druckstollen
$p_{V,0}$	8,16 [MN/m <sup>2</sup> ]	8,17 [MN/m <sup>2</sup> ]
$p_V$	3,31 [MN/m <sup>2</sup> ]	3,31 [MN/m <sup>2</sup> ]
$d$	1,20 [m]	0,96 [m]
Punkt G	17,22 [MN/m <sup>2</sup> ]	17,22 [MN/m <sup>2</sup> ]

Da die Werte der vorhandenen und aufzubringenden Vorspannung nicht von der Auskleidungsstärke beziehungsweise dem Innenradius abhängig sind, ändern sich diese mit verändertem Durchmesser nicht. Die Auskleidungsstärke, also die Betonstärke welche nötig ist um die Lasten aus Außendruck, Spannung aus Injektionsdruck sowie Temperaturspannung aufnehmen zu können, ist sehr wohl vom Innendurchmesser des Bauteils abhängig.

Dies zeigt sich auch in Tabelle 24. Der kleinere Durchmesser im Druckstollen ( $d_{i,Stollen} = 3,78 \text{ m}$ ;  $d_{i,Schacht} = 4,75 \text{ m}$ ) lässt die Auskleidungsstärke, bei gleichen äußeren und inneren Verhältnissen rund 25 cm kleiner werden. Die Auskleidungsdicke nimmt von 1,20 m auf 0,96 m ab.

Der Vergleich wurde mit 4°C Erstfülltemperatur durchgeführt da bei 45°C Erstfülltemperatur die gewählte Mindestbetonstärke von 30 cm ausreichte und somit keine Veränderung feststellbar wäre.

## 8. Verteilrohrleitung

Das Hosenrohr, dass an den oberwasserseitigem Druckstollen anschließt, teilt den Druckstollen in zwei Stränge. Die sogenannten Verteilrohrleitungen teilen den Gesamtdurchfluss auf die Turbinen auf.

Die Verteilrohrleitungen werden mit einer Stahlpanzerung ausgeführt. Diese dient zuallererst der Dichtheit des Systems. Des Weiteren werden über den Verbund zwischen Hinterfüllbeton und Stahlpanzerung die Längskräfte, welche aus dem Druckstoß (siehe 4.1.4) entstehen, in das umliegende Gebirge abgeleitet. Somit dient die Stahlpanzerung auch der Systemsicherheit und schützt vor dem Versagen durch den herrschenden Innendruck.

Die Bemessung der Stahlpanzerung erfolgt unterteilt in Bemessung auf Innendruck sowie Außendruck.

Die in Abschnitt 5.1 beschriebenen Parameter, welche für die Bemessung relevant sind (Gebirgseigenschaften; Innendruck, Außendruck durch Bergwasser etc.), werden auch für die Bemessung der Stahlpanzerung übernommen.

Sollten für die Panzerung etwaige eben genannte Parameter geändert werden, werden diese explizit erwähnt.

### 8.1 Innendruckbemessung: Analytisches Verfahren nach Seeber

In erster Linie werden Stahlpanzerungen auf den herrschenden Innendruck bemessen. Da man vom umliegenden Gebirge profitiert (Gebirge nimmt einen Teil des Innendruckes auf), ergeben sich bei der Bemessung auf den Innendruck sehr geringe Stahlstärken [14].

Die Aufteilung des Innendruckes auf das Gebirge und die Stahlauskleidung erfolgt durch die zugehörigen Steifigkeiten des jeweiligen Materials [6].

$$p_i = p_F + p_S \quad (74)$$

Die Bestimmung des Innendruckes ist aus Abschnitt 4.1.3 zu entnehmen.

Der Felsanteil  $p_F$  ist in [6] über den Rechenwert des Verformungsmodul definiert

$$p_F = V_F^* * \varepsilon_F \quad (75)$$

Die Arbeitslinie des Stahls ergibt sich durch die gehinderte Querdehnung (das umliegende Gebirge verhindert eine Querdehnung des Stahls) mit [6]

$$E_S^{**} = E_S^* \cdot \frac{t}{r} \quad (76)$$

$$E_S^* = E_S \cdot \frac{m^2}{m^2 - 1} \quad (77)$$

$$m = \frac{1}{\nu} \quad (78)$$

Mit (76) ergibt sich dann der Stahlanteil aus dem Innendruck nach [6] zu

$$p_S = E_S^{**} \cdot \varepsilon_S \quad (79)$$

Da die Stahlpanzerung mit einem dünnwandigen Rohr gleichzusetzen ist gilt [6]

$$\varepsilon_S = \varepsilon_F = \varepsilon_{zul} \quad (80)$$

Ein in der Praxis üblicher Teilsicherheitsfaktor auf der Materialseite (Stahl) ist  $\gamma_S = 1,18$  [15]. Dadurch lässt sich die zulässige Stahlspannung ermitteln.

$$\sigma_{S,zul} = \frac{f_y}{\gamma_S} \quad (81)$$

Lastseitig wird im Bemessungskonzept jedoch mit einem Teilsicherheitsfaktor von 1,0 gerechnet.

Mit dem erhöhten E-Modul des Stahls ist somit die zulässige Stahldehnung definiert mit [6]

$$\varepsilon_{zul} = \frac{\sigma_{S,zul}}{E_S^*} \quad (82)$$

Bei einem Stahl der Güte S690 beträgt die Streckgrenze  $f_y = 690 \frac{MN}{m^2}$ . Unter der Berücksichtigung des Teilsicherheitsbeiwerts  $\gamma_S = 1,18 [-]$  und einer Poissonzahl von  $\nu = 0,3 [-]$  entspricht  $m = 3,33 [-]$ , ergibt sich für die angenommene Stahlgüte eine zulässige Dehnung von

$$\varepsilon_{zul} = \frac{690 \frac{MN}{m^2}}{1,18} \cdot \frac{1}{210.000 \frac{MN}{m^2} \cdot \frac{3,33^2}{3,33^2 - 1}} = 0,00253 [-] \quad (83)$$

Ist nun die zulässige Dehnung bekannt, kann der Gebirgsanteil des Innendrucks ermittelt werden. Aus dem Gebirgsanteil resultiert dann der Innendruckanteil, welcher von der Panzerung aufgenommen werden muss [6]

$$p_S = p_i - p_F \quad (84)$$

Letztlich ergibt sich nach [6] die benötigte Auskleidungsstärke durch

$$t = \frac{p_s}{\sigma_{s,zul}} * r \quad (85)$$

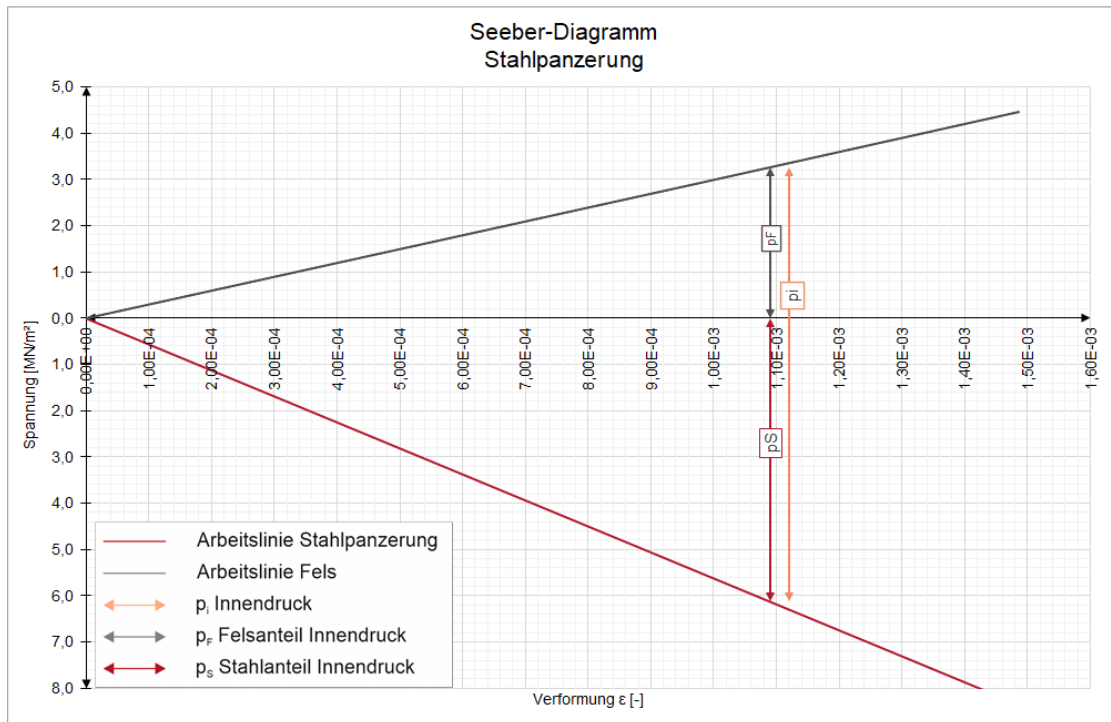


Abbildung 33: Seeber-Diagramm zur Dimensionierung der Stahlpanzerung

Im Seeber-Diagramm wird die Arbeitslinie des Gebirges aufgetragen. Im Punkt der zulässigen Stahlspannung auf der x-Achse wird auf der Ordinate, beginnend von der Arbeitslinie des Gebirges nach unten der Innendruck aufgetragen. Daraus ergibt sich der Punkt der Arbeitslinie der Stahlpanzerung und die Aufteilung des Innendruckes auf beide Medien (Stahl und Fels) [6].

Dadurch, dass bei herkömmlichen Pumpspeicherkraftwerken davon auszugehen ist, dass das Triebwasser eine geringere Temperatur als die Gebirgstemperatur und die Abbinde­temperatur des Hinterfüllbetons hat, öffnet sich ein Spalt zwischen der Stahlpanzerung und des Hinterfüllbetons [6].

$$\varepsilon_{S,\Delta T} = \alpha_T * \Delta T \quad (86)$$

Die Verformung des Gebirges ist auch schon wie in Kapitel 5.2.4.1 mit einem Drittel der Auskleidungsdehnung in [6] definiert.

$$\varepsilon_{F,\Delta T} = \frac{1}{3} * \varepsilon_{S,\Delta T} \quad (87)$$

Somit ergibt sich ein Spalt, aufgrund der Abkühlung durch das Triebwasser nach [6] mit

$$\varepsilon_{\Delta T} = \varepsilon_{F,\Delta T} + \varepsilon_{S,\Delta T} \quad (88)$$

Aus der Praxis ist bekannt, dass sich mindestens eine Verformung in der Größe von  $\varepsilon_{min} = 3,0 \cdot 10^{-4}$  ergibt [16].

In den folgenden Berechnungen zur Stahlpanzerung wird, wenn ein Spalt berücksichtigt wird, der zuvor erwähnte Mindestspalt verwendet.

Der Spalt hat direkten Einfluss auf die Innendruckbemessung der Stahlpanzerung. Durch den Innendruck verformt sich die Panzerung nach außen und muss, bis zur Überbrückung des Spaltes den Innendruck aufnehmen, ehe das Gebirge zum Mittragen kommt [6].

$$\Delta\sigma = \varepsilon_{Spalt} * E_S^* \quad (89)$$

Die in (89) berechnete Spannungsänderung ist unabhängig vom umliegenden Gebirge. Eine zusätzliche Stahlpanzerungsstärke ergibt sich aus dem nicht aktivierten Gebirgsanteil [6]. Dieser errechnet sich wie folgt:

$$\Delta p = \varepsilon_{Spalt} * V_F^* \quad (90)$$

$$\Delta t = \frac{r * \Delta p}{\sigma_{S,zul}} \quad (91)$$

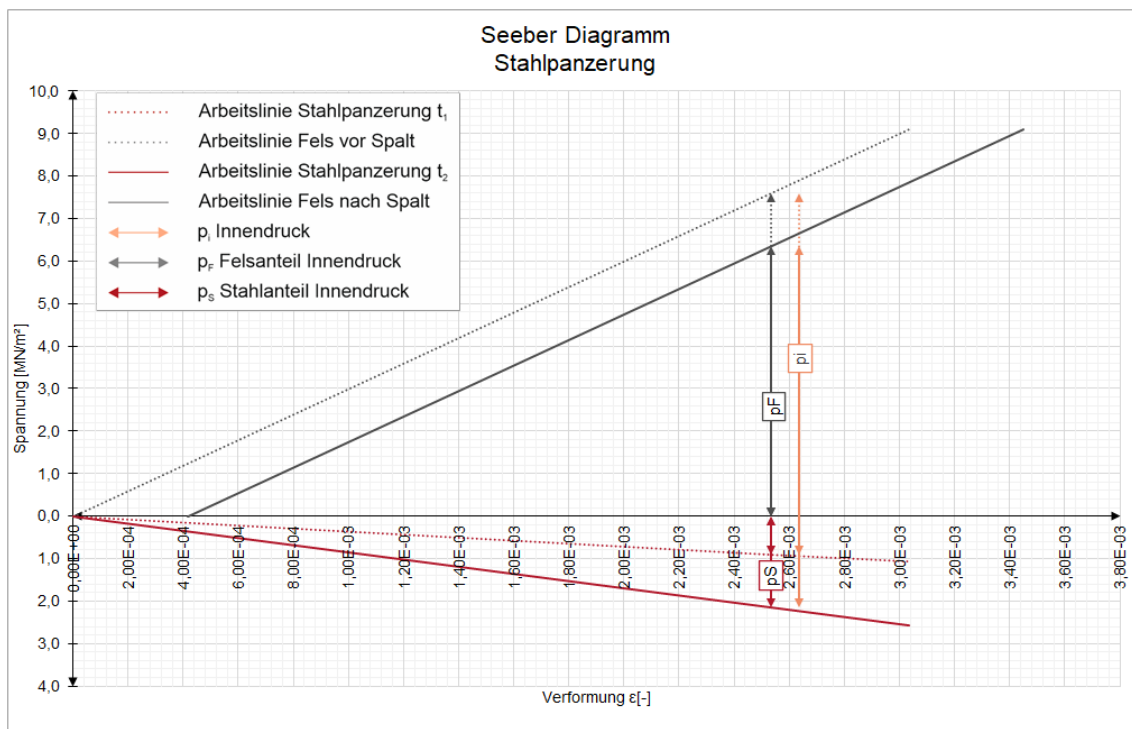


Abbildung 34: Seeber Diagramm, Stahlpanzerung unter Berücksichtigung eines Initialspalts

Die Arbeitslinie des Gebirges wird im Seeber-Diagramm aufgetragen. Durch den herrschenden Initialspalt wird die Arbeitslinie, entlang der x-Achse um den Wert des Spaltes verschoben. Die zulässige Stahldehnung bestimmt den Punkt auf der x-Achse



wo der Innendruck, beginnend von der Arbeitslinie des Gebirges nach unten aufgetragen wird. Dadurch lässt sich die Arbeitslinie der Stahlpanzerung sowie die Aufteilung des Innendrucks auf Gebirge und Panzerung erstellen und ablesen. Die punktierten Linie stellen den Fall ohne eines Initialspaltes dar.

Es ist möglich den temperaturbedingten Spalt mit einer Vorspannung, wie auch bei der Betonauskleidung, zu überbrücken und das Gebirge dazu zu veranlassen von Lastbeginn an mitzutragen. Die Folge wäre eine geringere Panzerungsstärke bei der Innendruckbemessung als mit herrschendem Spalt zwischen Stahlpanzerung und Hinterfüllbeton [6].

Da ein Injektionsdruck mit einem Bergwasserdruck gleichzusetzen ist und die Panzerung bei hohem Außendruck Gefahr läuft einzubeulen wird eine Vorspannung durch Injektion bei der Stahlpanzerung im Bemessungskonzept nicht vorgesehen. Auch eine temperaturbedingte Vorspannung, wie sie bei der Betonauskleidung berechnet wurde, wird nicht mitberücksichtigt. Somit ergibt sich die Dicke der Stahlpanzerung aus dem wirkenden Innendruck und wird nicht durch etwaige Vorspannungen verringert.

Die Bemessung der Stahlpanzerung ergibt eine geringe Panzerungsstärke, was darauf zurückzuführen ist, dass das umgebende Gebirge einen Teil des Innendrucks übernimmt. Diese schlanke Auskleidung hat allerdings zur Folge, dass die Panzerung im entleerten Zustand zufolge Außendruck extrem beulgefährdet ist [14].

## **8.2 Außendruckbemessung**

Durch die eben beschriebene Innendruckbemessung ergeben sich schlanke Stahlpanzerung. Die gegebene Schlankheit birgt das Risiko des Beulens durch Außendruck. Um dies zu vermeiden, muss die Stahlpanzerung auch auf Außendruck bemessen werden. Zumeist ergeben sich bei der Bemessung auf Außendruck stärkere Auskleidung als bei der Innendruckbemessung.

Bei der Stahlpanzerung besteht die Möglichkeit den Außenwasserdruck durch Ventile in der Panzerung zu verringern. In der entleerten Leitung, welche stahlgepanzert ist, öffnen sich die Ventile durch den hohen Außendruck und das Bergwasser kann in den gepanzerten Stollen eindringen. Dies führt dazu, dass nicht mehr der volle Außendruck auf die Stahlpanzerung wirkt und somit kann die Panzerungsstärke verringert werden. Es besteht allerdings die Gefahr, dass diese Ventile versagen was dazu führt, dass nun auf die dünnere Stahlpanzerung der volle Außenwasserdruck wirkt und die Panzerung Gefahr läuft einzubeulen [17].

Beim Bemessungskonzept werden keine Entlastungsventile oder andere Methoden berücksichtigt, um den Bergwasserdruck abzumindern.

### 8.2.1 Beulen der Panzerung

Vom Beulen betroffen sind besonders schlanke Stahlpanzerungen. Diese schlanken Stahlpanzerungen können durch hohen Außendruck (hier Bergwasserdruck) und ohne dem entgegenwirkendem Innendruck, einbeulen [6]. Das Schlankheitsverhältnis beschreibt das Verhältnis vom Innenradius der Auskleidung zu dessen Dicke:  $r/t$ .

Als Außendruckbelastung wird nicht nur der Bergwasserdruck, sondern auch etwaiger Injektionsdruck, welcher vollflächig anzunehmen ist, herangezogen [6]. Beim Bemessungskonzept wird angenommen, dass die Stahlpanzerung lediglich mit Beton zum kraftschlüssigen Verbund hinterfüllt und nicht aktiv vorgespannt wird. Somit kommt es zu keinem zusätzlichen Außendruck durch Injektion.

Um die Stahlpanzerung auf Außendruck zu bemessen, wird im Bemessungskonzept die Berechnung nach Amstutz herangezogen. Des Weiteren wird der Einfluss von hohen Temperaturen auf die Stahlpanzerung und ihres thermischen Beulverhaltens näher betrachtet.

#### 8.2.1.1 Beulen nach Amstutz

[14] zeigt eine vereinfachte Lösungsformel für das Beulen nach Amstutz auf.

$$12 * \left(\frac{r}{t}\right)^2 * \frac{\sigma_N - \sigma_V}{f_y^* - \sigma_N} * \left(\frac{\sigma_N}{E_S^*}\right)^{1,5} = 1 - 0,45 * \frac{r}{t} * \frac{f_y^* - \sigma_N}{E_S^*} \quad (92)$$

$$p_{cr} = \frac{\sigma_N}{\frac{r}{t} * \left(1 + 0,35 * \frac{r}{t} * \frac{f_y^* - \sigma_N}{E_S^*}\right)} \quad (93)$$

mit

$$\sigma_V = -\frac{j}{r} * E_S^* \quad (94)$$

wobei hier  $j$  der Spalt zwischen Stahlpanzerung und Hinterfüllbeton ist. Wie erwähnt wird für den Spalt zumindest immer der Mindestspalt angenommen. Somit gilt

$$j = r_i * \varepsilon_{Spalt} \quad (95)$$

Neben dem kritischen Außendruck  $p_{cr}$  ist nun auch die Membranspannung  $\sigma_N$  unbekannt [14]. Beim Bemessungskonzept ist zusätzlich die Wandstärke  $t$  unbekannt, da diese zu dimensionieren ist.

Um dies bewerkstelligen zu können, wurde der kritische Außendruck  $p_{cr}$  gleich dem 1,5-fachen vorliegenden Außendruck gesetzt.

$$p_{cr} = 1,5 * p_W = p_a \quad (96)$$

Der Teilsicherheitsfaktor 1,5 ist in der Praxis üblich und wurde für das Bemessungskonzept übernommen [16].

Mit bekanntem Außendruck ist es nun möglich aus (93) die Membranspannung  $\sigma_N$  zu bestimmen.

$$\sigma_N = p_i * \frac{r}{t} * \frac{E_S^* + 0,35 * \frac{r}{t} * f_y^*}{E_S^* + 0,35 * p_i * \frac{r^2}{t^2}} \quad (97)$$

Durch den günstigen Effekt des ebenen Dehnungszustands, darf  $f_y$  auf  $f_y^*$  erhöht werden [14]

$$f_y^* = m * f_y = \frac{f_y}{\sqrt{1 - \nu + \nu^2}} \quad (98)$$

Weiters wird (97) in (92) eingesetzt und ergibt

$$12 * \left(\frac{r}{t}\right)^2 * \frac{p_i * \frac{r}{t} * \frac{E_S^* + 0,35 * \frac{r}{t} * f_y^*}{E_S^* + 0,35 * p_i * \frac{r^2}{t^2}} - \sigma_V}{f_y^* - p_i * \frac{r}{t} * \frac{E_S^* + 0,35 * \frac{r}{t} * f_y^*}{E_S^* + 0,35 * p_i * \frac{r^2}{t^2}}} * \left( \frac{p_i * \frac{r}{t} * \frac{E_S^* + 0,35 * \frac{r}{t} * f_y^*}{E_S^* + 0,35 * p_i * \frac{r^2}{t^2}}}{E_S^*} \right)^{1,5} \quad (99)$$

$$= 1 - 0,45 * \frac{r}{t} * \frac{f_y^* - p_i * \frac{r}{t} * \frac{E_S^* + 0,35 * \frac{r}{t} * f_y^*}{E_S^* + 0,35 * p_i * \frac{r^2}{t^2}}}{E_S^*}$$

Mittels Iteration lässt sich anschließend die Wandstärke der Stahlpanzerung bestimmen welche den Nachweis  $p_a \leq p_{cr}$  erfüllt.

### 8.2.1.2 Beulverhalten unter erhöhter Temperatureinwirkung

Da sich das Bemessungskonzept auf thermische Pumpspeicherkraftwerke bezieht, spielen auch hier, wie zuvor bei der Betonauskleidung, die hohen und schwankenden Betriebstemperaturen des Wassers eine Rolle.

Das Beulverhalten, insbesondere der kritische Außendruck, hängt wesentlich von der Temperatur ab.

[1] welche auf den Grundlagen von [18] beruht, zeigt das Beulverhalten von Rohren in einer starren Ummantelung unter Einfluss hoher Temperaturen.

Das Beulverhalten wurde in [1] mit einer analytischen Gleichung beschrieben. Die Gleichung selbst, welche auch im Bemessungskonzept Verwendung findet, sieht wie folgt aus

$$p_{cr} * \frac{1 - \nu^2}{E} = \frac{t^3 * \rho_{cr}^2}{12 * r^3} * \left[ 1 + \frac{2}{3} \sqrt{1 - \left( \frac{5 * t^2}{36 * r^2} * \rho_{cr}^5 + \frac{g_0}{2 * R} \rho_{cr}^3 - \alpha * \Delta T * \rho_{cr}^3 \right)} \right] \quad (100)$$

mit

$$6 * \sqrt{1 - \left( \frac{5 * t^2}{36 * r^2} * \rho^5 + \frac{g_0}{2 * r} * \rho^3 - \alpha * \Delta T * \rho^3 \right)} + 4 - \left( \frac{5 * t^2}{4 * r^2} * \rho^5 + \left( 7 * \frac{g_0}{2 * R} * \rho^3 - 7 * \alpha * \Delta T * \rho^3 \right) \right) = 0 \quad (101)$$

Aus (101) wird  $\rho$  durch Iteration bestimmt und in (100) anstelle von  $\rho_{cr}$  eingesetzt [1]. Somit ist es möglich, den kritischen Außendruck  $p_{cr}$  zu bestimmen.

Um die analytische Gleichung (100) verwenden zu können, sind in [1] folgende Annahmen für das zu berechnende System zu treffen:

- Die Panzerung (Rohr), umgeben von einem weiteren Rohr (in der vorliegenden Masterarbeit das Gebirge), befindet sich in einem ebenen Verzerrungszustand, da sich das Material in Längsrichtung nicht verformt.
- Die Dicke der Auskleidung  $t$  ist im Vergleich zum Radius  $r$ , sehr klein. Es handelt sich um eine schlanke Auskleidung.
- Der Temperatureausdehnungskoeffizient der Panzerung ist konstant und unabhängig der veränderlichen Temperatur.
- Das umgebende Rohr ist unempfindlich gegenüber Temperaturschwankungen. Das heißt, es treten darin keine Spannungs- und Längsänderungen durch Temperaturschwankungen auf.
- Die Wandstärke der Auskleidung wird als konstant angenommen.
- Der Initialspalt  $g_0$  ist klein und symmetrisch über die vertikale Linie, welche den Scheitelpunkt der Auskleidung durchläuft, verteilt.

Abbildung 35 stellt die ausgewertete Gleichung (100) mit einem Initialspalt von  $g_0 = 0,41 \text{ mm}$  und einem Temperaturunterschied von  $\Delta T_1 = 20 \text{ K}$ ;  $\Delta T_2 = 50 \text{ K}$  dar. Der gewählte Initialspalt ist mit der in der Praxis üblichen Berechnung  $g_0 = 3,0 * 10^{-4} * r_i$  bestimmt worden.

Es ist gut zu erkennen, dass bei geringen Schlankheitsverhältnis auch der kritische Außendruck stark abnimmt, was zur Folge hat, dass schlanke Querschnitte eine bei weitem nicht so hohe Tragfähigkeit gegenüber Außendruck haben, wie Auskleidungen mit höhere Wandstärke.

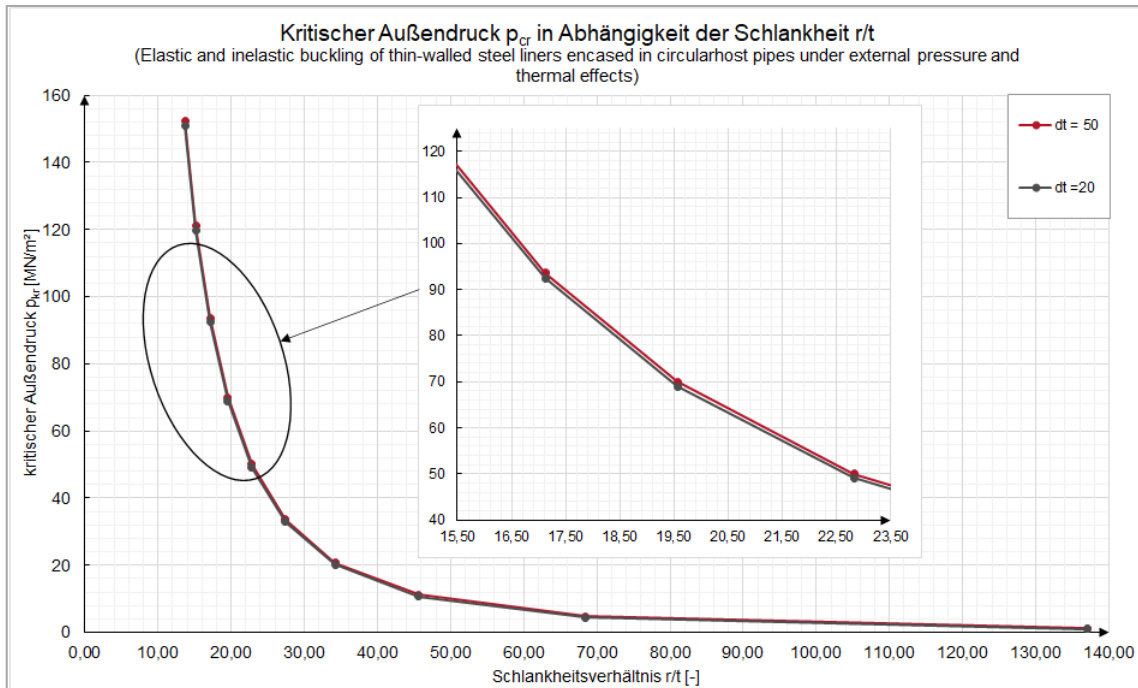


Abbildung 35: Auswertung der analytischen Gleichung aus [1] zur Bestimmung des kritischen Außendruckes in Abhängigkeit erhöhter Temperatur. Vergleich des Schlankheitsverhältnis zu dem kritischem Außendruck.

Abbildung 36 zeigt den Einfluss der Größe des Initialspalts. Es ist zu beobachten, dass je größer der Spalt wird desto geringer ist der kritische Außendruck der Panzerung. Die betrachtete Panzerung ist im Gebirge gebettet. An der Sohle der Panzerung liegt diese auf den Hinterfüllbeton auf, somit herrscht in diesem Bereich kein Spalt. Am First der Panzerung jedoch herrscht durch Schwinden des Betons und/oder Temperaturkontraktion der Auskleidung ein Spalt welcher als Initialspalt bezeichnet wird. Dieser Spalt verläuft entlang dem Kontaktbereich zwischen der Stahlpanzerung und dem Hinterfüllbeton nach unten zur Sohle, wo er gleich null wird. Dieser Spalt wird als Ringspalt bezeichnet. Ist der Initialspalt am First nun größer entsteht im Kontaktbereich beider Materialien auch ein größerer Ringspalt. Dieser größerer Ringspalt lässt den kritischen Außendruck sinken und die Panzerung wird dadurch beulgefährdeter.

Auch die Temperaturzunahme, welche die Stahlpanzerung erfährt, spielt im kritischen Außendruck eine Rolle. Je höher die Temperaturzunahme ist, desto höher ist der kritische Außendruck  $p_{cr}$  [1]. Die Temperaturzunahme entsteht durch die hohen Wassertemperaturen, welche beim thermischen Pumpspeicherkraftwerk Anwendung finden. Die maximale Temperaturzunahme ist die Differenz der Gebirgstemperatur zur höchsten Betriebstemperatur des Wassers. Im Referenzprojekt beträgt die

Temperaturzunahme bei einer Gebirgstemperatur von 36°C in 900 m u. GOK und einer maximalen Betriebstemperatur von 95°C, 59°C. Wie Abbildung 36 zeigt ist der Unterschied von unterschiedlichen Temperaturzunahmen bei geringeren Schlankheiten, kleiner  $r/t$ -Wert, am besten zu erkennen.

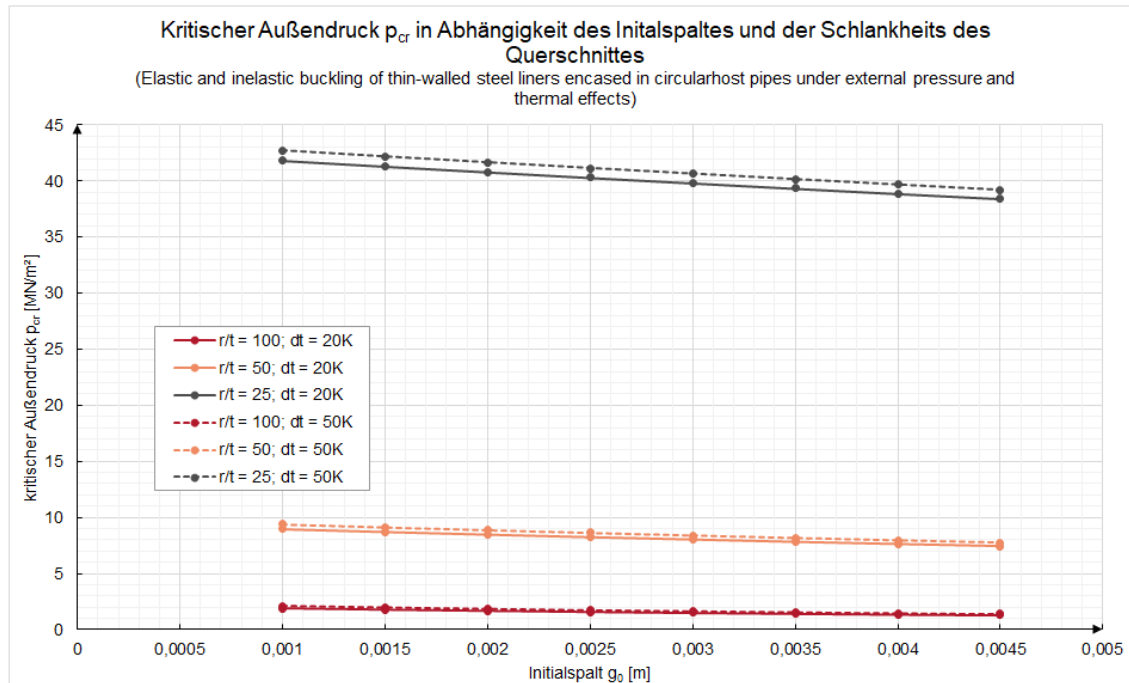


Abbildung 36: Auswertung der analytischen Gleichung aus [1] zur Bestimmung des kritischen Außendruckes in Abhängigkeit Temperaturerhöhung. Vergleich des Initialspalteinflusses auf den kritischen Außendruck in Abhängigkeit der Schlankheit und Temperaturunterschiedes.

### 8.2.1.3 Vergleich Beulen unter Außendruck- und Temperatureinwirkung

Für das Bemessungskonzept stehen nun zwei Optionen zur Verfügung wie die Dimensionierung der Auskleidungsstärke unter Außendruck abgewickelt werden kann.

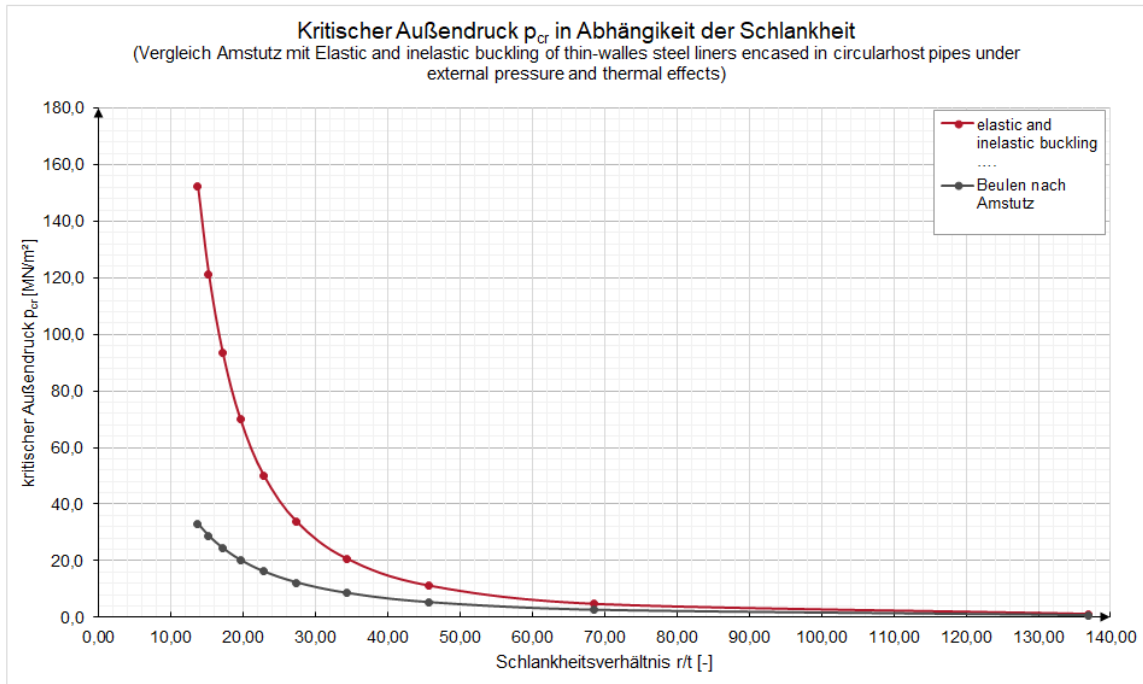


Abbildung 37: Vergleich der beiden Berechnungsarten zur Bestimmung des kritischen Außendruckes. Kritischer Außendruck gegenübergestellt mit dem Schlankheitsverhältnis  $r/t$ .

Abbildung 37 zeigt einen Vergleich der beiden Arten zur Bestimmung des kritischen Außendruckes  $p_{cr}$  nach Amstutz und der analytischen Methode aus [1]. Dargestellt ist der kritische Außendruck in Abhängigkeit der Schlankheit. Bei der temperaturabhängigen Beultragfähigkeit ist mit einem Temperaturunterschied von 50°C gerechnet worden. Dies entspricht dem Temperaturunterschied zwischen der maximalen und minimalen Betriebstemperatur des thermischen Pumpspeicherkraftwerks des Referenzprojekts.

Es ist zu erkennen, dass der kritische Außendruck, ermittelt mit der Vorgehensweise aus [1], deutlich höher ist als der Außendruck durch die Vorgehensweise nach Amstutz.

Aufgrund dieser Erkenntnis wird im Bemessungskonzept die Bemessung auf Außendruck mit dem Verfahren nach Amstutz abgedeckt. Dies ist der konservativere Ansatz und wie die zuvor angeführten Berechnungen zeigen, hat eine hohe Temperatur einen positiven Einfluss auf die Tragfähigkeit in Bezug auf den Außendruck und wird somit nicht gesondert betrachtet.

### 8.3 Verankerungslänge

Die Stahlpanzerung der Verteilrohrleitung dient unter anderem der Sicherung zur Kraffteinleitung der entstehenden Kräfte des Deckeldruckes.

[19] beschreibt einen Versuch, welcher, während der Renovierungsarbeiten des Kraftwerk Kaunertal durchgeführt wurde. Resultierend aus den Ergebnissen des Versuches ergibt sich folgender analytische Weg, um die Kraffteinleitstrecke zu bestimmen.

Die einzuleitende Kraft ist die entstehende Deckeldruckkraft  $D$ .

$$D = r_i^2 * \pi * p_i \quad (102)$$

Für  $p_i$  wird der größtmögliche Innendruck verwendet, welcher beim Druckstoß (Berechnung siehe: Kapitel 4.1.4) entsteht.

Die radiale Steifigkeit ergibt sich aus den Versuchen von [19] wie folgt

$$C_F = \frac{V_F}{r_i} \quad (103)$$

Die radiale Verformung  $\varepsilon_\theta$  nimmt mit größerer radialer Steifigkeit ab und lässt sich durch Gleichung (104) bestimmen [19].

$$\varepsilon_\theta = \left( p_i - \frac{u_0 * E_S^* * t}{r_i^2} \right) * \frac{r_i}{E_S^* * t + C_F * r_i^2} \quad (104)$$

$E_S^*$  gleicht dem erhöhten E-Modul aus Gleichung (77).

Die generelle Gleichung für die Verankerungslänge lautet nach [19] nun

$$l_{fr} = \frac{n_{fr}}{\mu * \sigma_{r,0}} \quad (105)$$

Es ist nun zu unterscheiden, ob die wirkende Deckeldruckkraft nur über Reibung oder über Reibung und einen Fixpunkt im System, in das umliegende Gebirge übertragen werden soll.

Wird ein Fixpunkt ausgeführt, so wird gemäß in [19] die Deckeldruckkraft abgemindert

$$n_D = p_i * \frac{d_i}{4} \quad (106)$$

Aus [19] geht die allgemeine Formel für Reibungskraft  $n_{fr}$  hervor und ergibt sich zu

$$n_{fr} = n_D - n_{AP} \quad (107)$$



$n_{AP}$  ist in [19] beschrieben als der Anteil des Deckeldrucks, welcher von einem Ankerpunkt in das umliegende Gebirge abgetragen wird. Diese errechnet sich mit

$$n_{AP} = \sigma_{x,m,\infty} * t = \sigma_{\theta,m,\infty} * t * \nu \quad (108)$$

$$\sigma_{\theta,m,\infty} = \frac{E_S^* * u_0}{r_i} + \frac{E_S^* * \left( p_i - \frac{E_S^* * u_0 * t}{r_i^2} \right)}{r_i * \left( C_F + \frac{E_S^* * t}{r_i^2} \right)} \quad (109)$$

Der konservativere Ansatz ist nun die Kraft lediglich über die Reibungslänge einzuleiten ohne einen Fixpunkt in der Rechnung mitzubersichtigen [16].

Ist dies der Fall, so besagt Alexander Ecker vom Institut für Stahlbau der TU Graz [16], dass anstelle des abgeminderten Deckeldrucks der volle Deckeldruck angesetzt wird und der Anteil, welchem den Fixpunkt zugeschrieben wird, gleich Null ist. Somit ergibt sich für die einzuleitende Kraft über Reibung

$$n_{fr} = D \quad (110)$$

Zuletzt ist noch die radiale Spannung zwischen dem Beton und der Stahlpanzerung zu bestimmen. Dies geschieht nach [19] wie folgt:

$$\sigma_{r,0} = \left( p_i - \frac{u_0 * E_S^* * t}{r_i^2} \right) * \frac{V_F * r_i}{E_S^* * t + V_F * r_i} \quad (111)$$

Mit (111) und (110) in (105) eingesetzt ergibt sich nun die Reibungslänge in Meter, welche benötigt wird, um die Kraft in das Gebirge einzuleiten.

$$l_{fr} = \frac{D}{\mu * \left( p_i - \frac{u_0 * E_S^* * t}{r_i^2} \right) * \frac{V_F * r_i}{E_S^* * t + V_F * r_i}} \quad (112)$$

Der Reibungskoeffizient für  $\mu$  wurde in [19] mit 0,25 bestimmt. Dieser Wert findet auch im Bemessungskonzept Anwendung.

Eine Temperaturerhöhung wirkt sich positiv auf die Verankerungslänge aus [16]. Somit wurde der Spalt  $g_0$  über die Verformung zufolge der Temperaturerhöhung verkleinert, was zur Folge hat, dass sich auch die Einleitungsstrecke der Reibung verkürzt.

$g_1$  welches sich aus der Temperaturerhöhung ergibt errechnet sich folgenderweise:

$$g_1 = g_0 - \varepsilon_{\Delta T} * r \quad (113)$$

$$\varepsilon_{\Delta T} = \alpha_{\Delta T,S} * \Delta T \quad (114)$$

$g_0$  wird in (112) dann durch  $g_1$  ersetzt, woraus sich dann die Reibungslänge beziehungsweise die Verankerungslänge mit dem positiven Effekt der Temperaturerhöhung ergibt.

Den Effekt der Temperaturerhöhung zeigen die angeführten Beispiele in Kapitel 8.4.

Eine weitere Möglichkeit die Kraftereinleitung zu gewährleisten wäre die Stahlpanzerung mit Schubringen in das Gebirge einzubinden. Versuche zeigen allerdings, dass dies nicht nötig ist. Unter der Voraussetzung ausreichender Gebirgspressung durch den Innendruck, eine erfolgreiche Spaltinjektion, eine ausreichende Länge der eingebetteten Stahlrohrleitung (Panzerung) im Gebirge und eine ausreichende dehnfähige Auslegung des Stahlrohres kann auch eine glatte Panzerung die Kraft über Reibung im Gebirge abtragen [20].

Da es im Betrieb von Pumpspeichieranlagen öfters zu Lastwechsel durch den Wechsel von Pump- und Turbinenbetrieb kommt sind diese Schubringe Ermüdungsbruch gefährdet [16]. Durch diese Ermüdungsgefährdung wurden Schubringe im Bemessungskonzept nicht berücksichtigt.

## 8.4 Berechnungsbeispiele

Im Gegensatz zur Betonauskleidung, wo die zusätzliche Temperaturbelastung zu höheren Bemessungsdrücken beiträgt, bewirkt sie bei der Stahlpanzerung einige Vorteile wie zum Beispiel erhöhte Beultragfähigkeit oder eine Verkürzung der Verankerungslänge.

Es wird nicht in zwei verschiedene Lastfälle unterschieden. Bei der Panzerung wird der Innenradius der Verteilrohrleitung variabel gestaltet, um den Einfluss dessen auf das Verhalten der Stahlauskleidung aufzuzeigen.

Zu den unterschiedlichen Radien wird auch das umliegende Gebirge mit unterschiedlichen Gebirgseigenschaften versehen.

*Tabelle 25: Berechnungsvarianten der Stahlauskleidung*

	Lage	Durchmesser [m]	$E_F$ [MN/m <sup>2</sup> ]
Variante 1	900 [m u. GOK] = 800 [m WS]	2,74	35.000
Variante 1.1		2,74	15.000
Variante 2		3,87	35.000
Variante 2.1		3,87	15.000

Die Vorteile der höheren Wassertemperaturen werden bei den einzelnen Varianten aufgezeigt und erläutert. Des Weiteren wird die Variantenuntersuchung noch in die Außendruckbemessung sowie Innendruckbemessung unterteilt.

Die Ergebnisse der Variante 1.1 sowie Variante 2.1 sind dem Anhang zu entnehmen.

### 8.4.1 Variante 1

Variante 1 startet mit einem kleineren Innenradius als der Druckschacht. Da es sich bei der Verteilrohrleitung auch um zwei Leitungen handelt wird der Gesamtdurchfluss im Turbinen- und Pumpbetrieb auf beide aufgeteilt.

#### Innendruck

Mit dem Innendurchmesser der Variante 1,  $d_i = 2,74 \text{ m}$  und den halben Durchflüssen,  $\frac{Q_T}{2} = 35,04 \text{ m}^3/\text{s}$  und  $\frac{Q_P}{2} = 29,05 \text{ m}^3/\text{s}$ , ergeben sich die Fließgeschwindigkeiten zu:

$$v_t = \frac{35,04 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}}{(2,74 \text{ m})^2 * \frac{\pi}{4}} = 5,94 \text{ m/s}; v_p = \frac{29,05 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}}{(2,74 \text{ m})^2 * \frac{\pi}{4}} = 4,92 \text{ m/s}$$

Daraus folgt, dass sich aufgrund der höheren Fließgeschwindigkeit in der Rohrleitung, der dynamische Anteil des Innendruckes erhöht. Die Ergebnisse der Innendrucke, bezogen auf die spezifische Temperatur des Triebwasser, sind in nachfolgender Tabelle aufgelistet. Die Berechnung des dynamischen Anteiles folgt der Berechnung aus Kapitel 4.1.4.

Tabelle 26: Innendrucke inklusive Druckstoß (dynamischer Innendruck) in 900 m u. GOK (800 m WS) in Abhängigkeit der Wassertemperatur, Variante 1

Wassertemperatur [°C]	Innendruck [MN/m²]
4	8,83
45	8,74
90	8,50

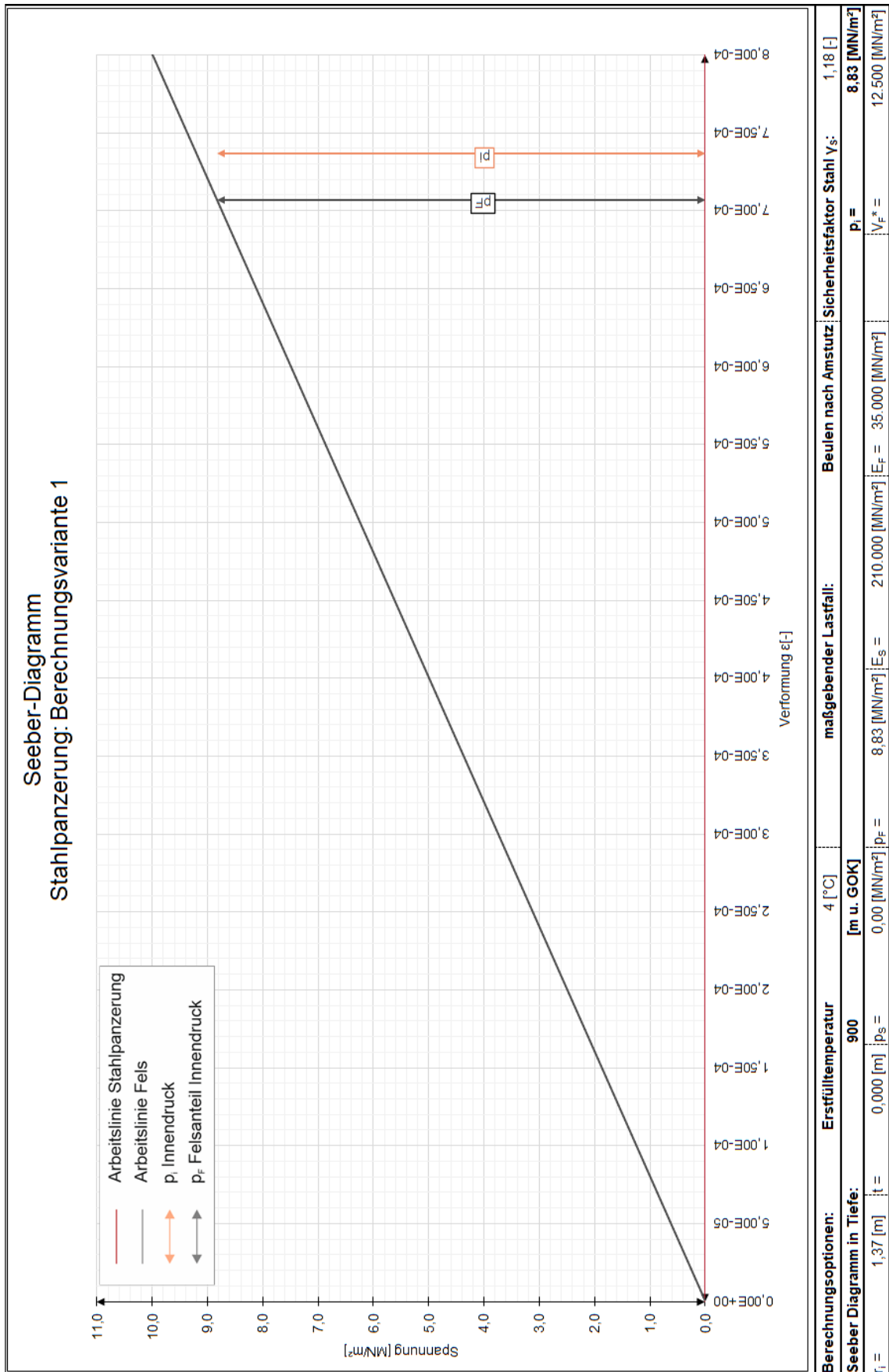


Abbildung 38: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Variante 1, Innendruckbemessung

**Grafische Lösung:**

Ausgehend vom Koordinatenursprung ist die Arbeitslinie des Gebirges aufzutragen. Im nächsten Schritt wird der Innendruck auf der Ordinatenachse aufgetragen. Da es rechnerisch zu keiner Auskleidung kommt, nimmt der Fels den gesamten Innendruck auf. Die Arbeitslinie der Stahlpanzerung ist daher ständig Null.

Bei der Bemessung auf den Innendruck kommt es aufgrund des hohen E-Moduls des Gebirges zu keinem rechnerischen Ergebnis der Stahlpanzerung. Das Gebirge nimmt somit den Innendruck zur Gänze, wie Abbildung 38 zeigt, auf.

Abbildung 38 bildet auch den Fall mit einer Wassertemperatur von 4°C ab. Aufgrund der höchsten Dichte von Wasser bei 4°C entsteht hier auch der höchste Innendruck. Die Berechnungsvarianten für die Dimensionierung der Stahlauskleidung weisen alle den Fall mit 4°C warmen Wasser auf, da bei höheren Temperaturen die Innendrucke abnehmen würden.

Tabelle 27: Ergebnisse, Variante 1, Innendruck

$p_i$ [ $MN/m^2$ ]	$p_F$ [ $MN/m^2$ ] bei $t_2$	$p_S$ [ $MN/m^2$ ] bei $t_2$	$t_1$   $t_2$ [ $mm$ ]
8,83	8,83	0	0   0

Tabelle 27 stellt die Ergebnisse der Innendruckbemessung der Variante 1 dar. Dargestellt wird die Aufteilung des Innendrucks  $p_i$  auf den Anteil der Stahlpanzerung  $p_S$  sowie den Gebirgsanteil  $p_F$ . Die Auskleidungstärken  $t_1$  und  $t_2$  sind auch angeführt.  $t_1$  ist definiert als die Auskleidungstärke ohne einen Spalt zwischen der Panzerung und dem Gebirge.  $t_2$  beschreibt die Panzerungstärke mit Überbrückung eines Spalts.

**Außendruck**

Für die Außendruckbemessung wurde allgemein bei der Stahlpanzerung ein Durchtrennungsgrad  $\kappa_F$  des Gebirges mit 1,0 angenommen. Das heißt, dass der Bergwasserdruck seine volle Wirkung auf die Stahlpanzerung hat.

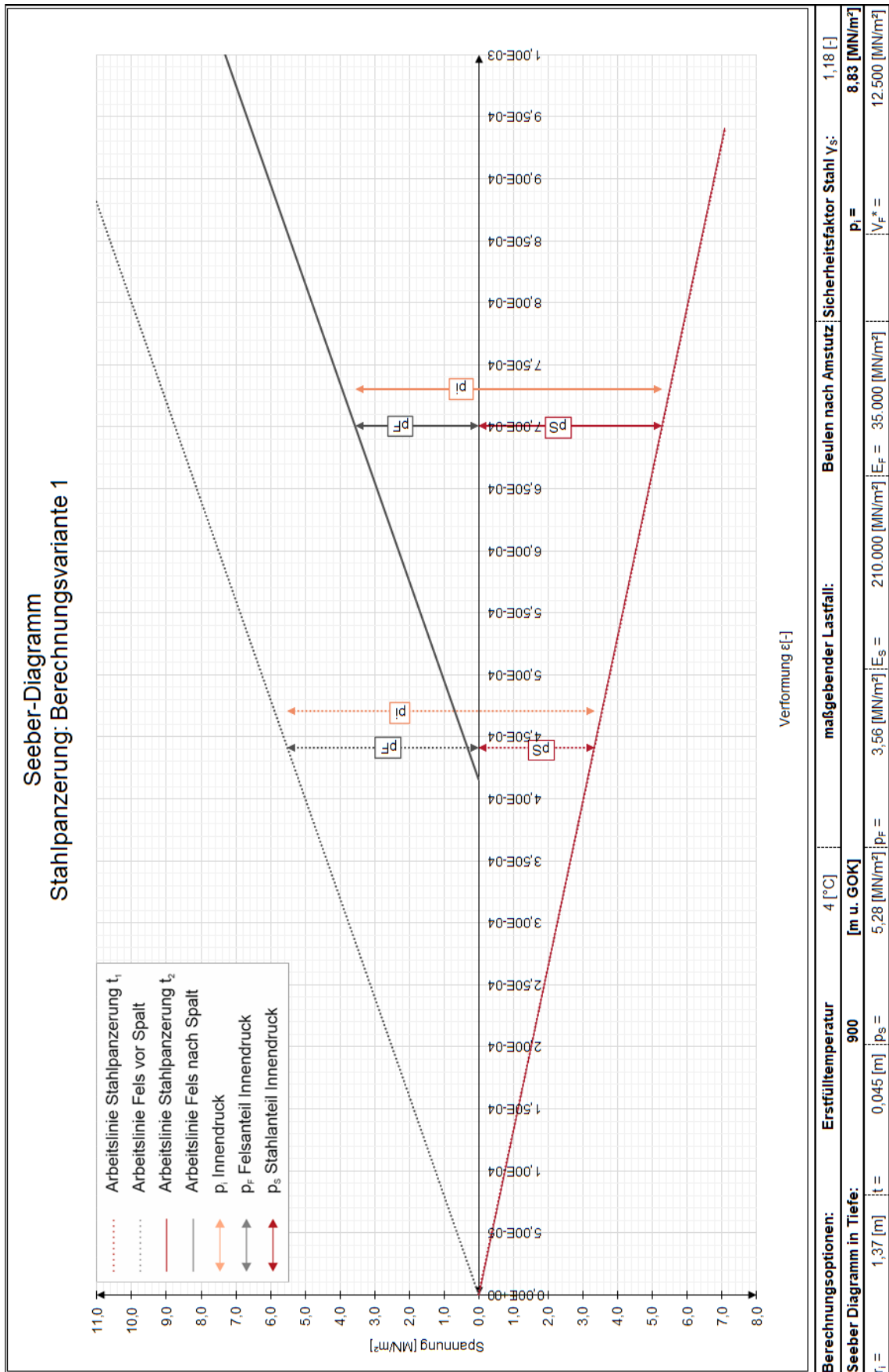


Abbildung 39: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Variante 1, Beulen nach Amstutz

**Grafische Lösung:**

Vom Koordinatenursprung aus sind die Arbeitslinien des Gebirges und der Panzerung aufzutragen. Der Initialspalt bewirkt, dass das Gebirge nicht von Lastbeginn an mitbelastet wird. Somit muss die Arbeitslinie des Gebirges entlang der x-Achse um den Wert des Initialspaltes verschoben werden. Der Innendruck ist nun zwischen den beiden Arbeitslinien, Arbeitslinie der Stahlpanzerung und der Arbeitslinie des Gebirges nach Spalt auf der Ordinatenachse aufzutragen. Daraus ergeben sich die Innendruckanteile des Gebirges und der Stahlpanzerung.

Abbildung 39 zeigt in punktierten Linien die Aufteilung des Innendruckes ohne einen Spalt zwischen der Stahlpanzerung und des Gebirges. Besonders zu erwähnen ist, dass in diesem konkreten Fall die errechnete Stahlpanzerungsstärke ausreicht um auch mit der Spaltüberbrückung und der damit zusammenhängenden Steigerung des Panzerungsanteils, nicht erhöht werden muss. Somit muss die Panzerung nicht die Spannungsdifferenz aus Gleichung (89) zur Gänze aufnehmen, sondern nur einen Teil davon. Dieser Teil wird wie folgt mit den Steifigkeiten beider Medien (Stahl und Gebirge) berechnet.

$$\Delta p_S = \frac{\Delta p}{V_F^* + E_S^{**}} \quad (115)$$

Weiters ist der Gebirgsteil mit

$$p_F = p_i - p_S - \Delta p_S \quad (116)$$

zu bestimmen.

Abbildung 39 zeigt das Ergebnis der Dimensionierung der Stahlpanzerung auf Außendruck mit der Bemessung nach Amstutz. Um den Außendruck sicher abzutragen, wird eine bestimmte Stahlpanzerungsstärke benötigt, die in diesem Fall 45 mm beträgt. Da bei der Berechnung von Beulen nach Amstutz die Triebwassertemperatur keine Rolle spielt ist auch hier wieder nur der Fall für 4°C warmen Wassers abgebildet. Bei erhöhter Temperatur würde die Berechnung nach Kapitel 8.2.1.2 herangezogen werden. In [1] ist dargebracht, dass sich eine erhöhte Temperatur positiv auf den kritischen Außendruck auswirkt. Nachstehende Tabelle zeigt die kritischen Außendrucke im Vergleich. Es ist zu erkennen, dass die analytische Berechnungsmethode nach [1] höhere Außendrucke bei gleicher Stahlstärke erlaubt. Deshalb wurden die Stahlstärken mit der konservativeren Methode nach Amstutz bestimmt.



Tabelle 28: Vergleich des kritischen Außendruck, Stahlpanzerung, Variante 1

$p_{cr}$	4°C	45°C	95°C
Nach Amstutz	10,30 MN/m <sup>2</sup>		
Nach [1]	-	36,01 MN/m <sup>2</sup>	38,03 MN/m <sup>2</sup>

Um den Nachweis des Außendruckes nach Gleichung (96) zu erfüllen, wird eine Auskleidungsstärke von 45 mm benötigt.

Ausgehend für den Temperaturunterschied, welcher bei der Berechnung für den kritischen Außendruck nach [1] benötigt wird, ist eine Umgebungstemperatur von 36°C nach dem Vorgang aus Kapitel 4.1.1.3 errechnet worden (Lage Verteilrohrleitung: 900 m u. GOK entspricht 800 m WS).

Da sich [1] auf die Berechnung von erhöhter Temperatur (Höhere Wassertemperatur als Umgebungstemperatur des Gebirges) bezieht, wird bei einem negativen Temperaturunterschied (niedrigere Wassertemperatur als Umgebungstemperatur des Gebirges) diese Vorgehensweise nicht berücksichtigt. Daher ist der Eintrag in Tabelle 28 bei 4°C nicht gegeben.

Tabelle 29 zeigt die Aufteilung des Innendruckes auf das Gebirge und die Stahlpanzerung mit einer Stärke von 45 mm.

Tabelle 29: Ergebnisse, Außendruck, Variante 1

$p_i$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$p_F$ [MN/m <sup>2</sup> ] bei $t_2$	$p_S$ [MN/m <sup>2</sup> ] bei $t_2$	$t_1$   $t_2$ [mm]
8,83	3,56	5,28	45   45

Aus dem Innendruckanteil der Stahlpanzerung ergibt sich eine Tangentialspannung von

$$\sigma_t = p_S * \frac{r}{t_2} = 5,28 \frac{MN}{m^2} * \frac{1,37 m}{0,045 m} = 160,75 \frac{MN}{m^2} \quad (117)$$

Die daraus resultierende Längsspannung ergibt sich zu

$$\sigma_l = \frac{1}{m} * \sigma_t = \frac{1}{0,33} * 160,75 \frac{MN}{m^2} = 48,27 \frac{MN}{m^2} \quad (118)$$

Aus der maximalen Betriebstemperatur von 95°C geht eine Temperaturdifferenz zur Umgebungstemperatur von 36°C in 900 m u. GOK von 59°C hervor. Daraus ergibt sich eine Temperaturspannung von

$$\sigma_{\Delta T} = \alpha_{T,S} * \Delta T * E_S = 1,2 * 10^{-5} \frac{1}{K} * 59 K * 210.000 \frac{MN}{m^2} = 148,68 \frac{MN}{m^2}. \quad (119)$$

Beide Spannungen addiert ergeben eine Gesamtlängsspannung von

$$\sigma_{l,ges.} = 196,65 \frac{MN}{m^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_S} = \frac{690 \frac{MN}{m^2}}{1,18} = 584,75 \frac{MN}{m^2}. \quad (120)$$

Somit ist der Spannungsnachweis der Panzerung erfüllt.

### Verankerungslänge

Die Verankerungslänge bestimmt zugleich die Länge der zu panzernden Strecke der Verteilrohrleitung. Sie wurde mit der maßgebenden Stahlstärke aus der Innendruck- sowie Außendruckbemessung bestimmt.

Die Verankerungslänge wird für die Möglichkeiten mit Verankerungspunkt und ohne Verankerungspunkt (nur über Reibung) im Excelprogramm bestimmt. Die Ergebnisse für die Variante 1, kleinerer Innenradius, sind in Tabelle 30 abgebildet.

Tabelle 30: Verankerungslänge, Stahlpanzerung, Variante 1

	Ohne Temperatur	Wassertemperatur		
		4°C	45°C	95°C
ohne Verankerungspunkt	48,32 m	86,32 m	43,08 m	26,40 m
mit Verankerungspunkt	3,89 m	6,95 m	3,46 m	2,11 m

Die Verankerungslänge hängt immer von der Wassertemperatur ab. Dies rührt daher, dass mit unterschiedlicher Temperatur, Wasser eine unterschiedliche Dichte hat und somit direkt der Innendruck und der daraus resultierende Deckeldruck beeinflusst wird. Durch eine Temperaturerhöhung verringert sich auch der Initialspalt. Dies trägt auch zu einer Verkürzung der Verankerungslänge bei. Die Werte der Spalte „Ohne Temperatur“ sind mit dem Innendruck aus der Wassertemperatur von 4°C berechnet. Ohne Temperatur bedeutet, dass nur der Initialspalt zur Berechnung der Verankerungslänge herangezogen wurde. Es wurde in dieser Spalte keine Temperaturdehnung/-kontraktion berücksichtigt.

Interessant zu beobachten ist, dass der Einfluss der Temperatur auf die Verankerungslänge, vor allem auf die Länge ohne Verankerungspunkt, deutlich ist. So liegen zwischen der Wassertemperatur von 4°C und 45°C, bei Variante 1, rund 40 m.

Dies lässt sich durch die Verformung der Stahlpanzerung nach außen und dem Annähern an das Gebirge begründen. Ausgehend von einem Initialspalt  $g_0$ , wird dieser durch die temperaturbedingte Kontraktion bei Wasser mit niedrigerer Temperatur als die Umgebungstemperatur, größer. Dies hat zur Folge, dass die radiale Spannung  $\sigma_{r,0}$  (siehe Gleichung (111)) abnimmt und dadurch auch die Verankerungslänge ansteigt. Hingegen wird bei einer Erwärmung der Initialspalt kleiner und somit wird  $\sigma_{r,0}$  erhöht und mindert die Verankerungslänge ab.

### 8.4.2 Variante 2

Bei der Variante 2 ist die gleiche Vorgehensweise durchgeführt worden wie bei der Variante 1. Der E-Modul des Gebirges wurde mit  $35.000 \text{ MN/m}^2$  angenommen. Zusätzlich wurde der Innendurchmesser der Rohrleitung vergrößert auf  $d_i = 3,87 \text{ m}$ .

Die Ergebnisse der Variante 2.2, die die Auswirkungen des geringeren Gebirgsemoduls aufzeigen, sind im Anhang nachzulesen.

#### Innendruck

Durch den erhöhten Innendurchmesser, welcher bei der Variante 2 gewählt wurde, verringert sich die Fließgeschwindigkeit des Triebwassers.

Mit dem Innendurchmesser der Variante 2,  $d_i = 3,78 \text{ m}$  und den halben Durchflüssen,  $\frac{Q_T}{2} = 35,03 \text{ m}^3/\text{s}$  und  $\frac{Q_P}{2} = 29,05 \text{ m}^3/\text{s}$ , ergeben sich die Fließgeschwindigkeiten zu:

$$v_t = \frac{35,03 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}}{(3,87 \text{ m})^2 * \frac{\pi}{4}} = 2,97 \text{ m/s}; v_p = \frac{29,05 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}}{(3,87 \text{ m})^2 * \frac{\pi}{4}} = 2,46 \text{ m/s}$$

Eine geringere Fließgeschwindigkeit hat einen geringeren dynamischen Druckanteil zur Folge. Die auftretenden Innendrucke, bei unterschiedlichen Wassertemperaturen sind in der untenstehenden Tabelle angeführt.

Tabelle 31: Innendruck inklusive Druckstoß (dynamischer Innendruck) in 900 m u. GOK (800 m WS) in Abhängigkeit der Wassertemperatur, Variante 2

Wassertemperatur [°C]	Innendruck [MN/m²]
4	8,34
45	8,26
90	8,02

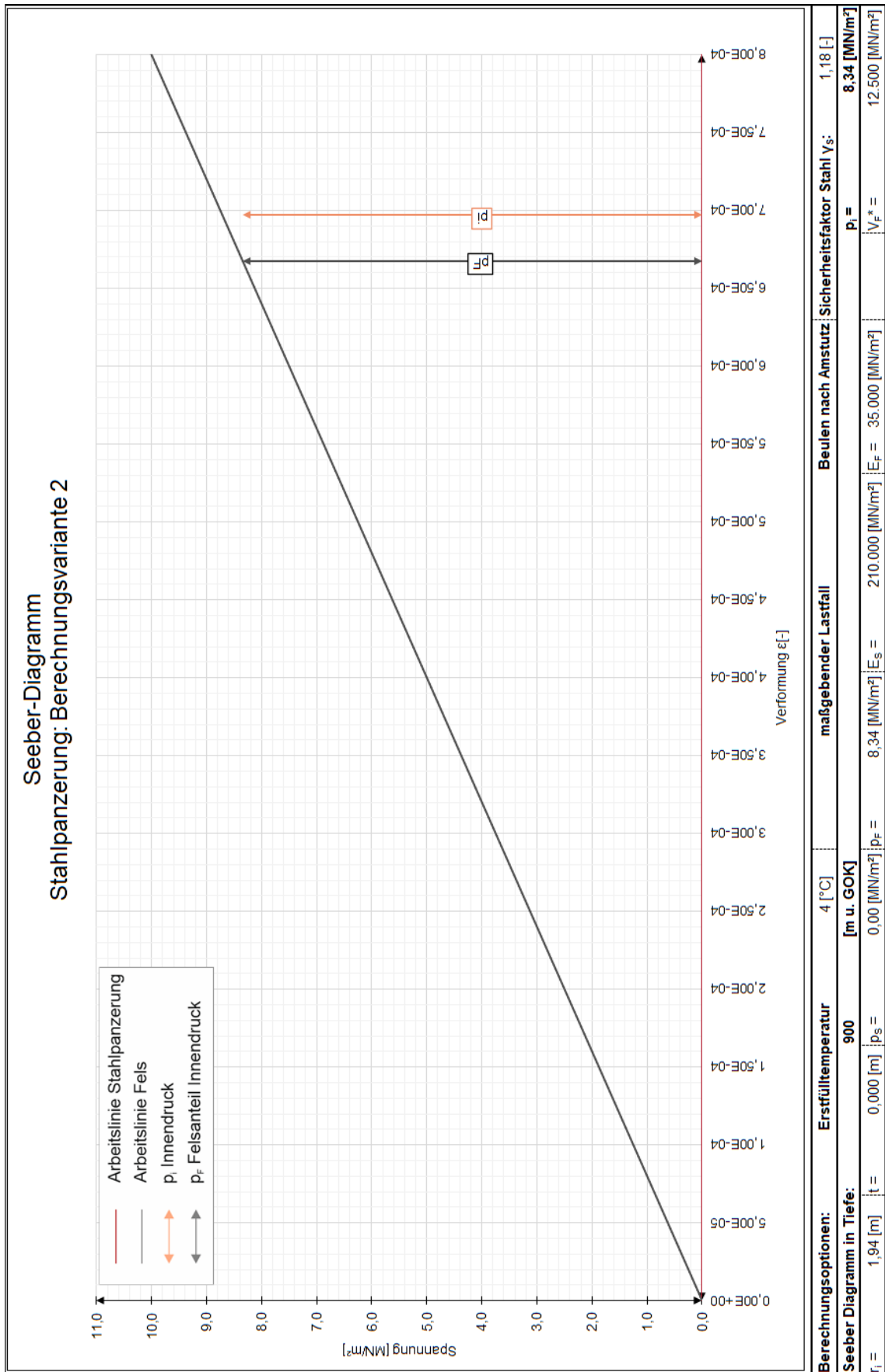


Abbildung 40: Seeber Diagramm, Stahlpanzerung, Innendruck, Variante 2

**Grafische Lösung**

Die grafische Lösung ist dem Kapitel 8.4.1 zu entnehmen.

Da der E-Modul des Gebirges gleich dem aus der Variante 1 ist und die Innendrucke nun durch den größeren Querschnitt geringer sind, der dynamische Anteil verringert sich aufgrund der geringeren Fließgeschwindigkeit, errechnet sich auch keine Stahlpanzerung zufolge Innendruck. Das Gebirge kann den kompletten Innendruck aufnehmen wie Abbildung 40 zeigt.

*Tabelle 32: Ergebnisse, Innendruck, Variante 2*

$p_i$ [ $MN/m^2$ ]	$p_F$ [ $MN/m^2$ ]	$p_S$ [ $MN/m^2$ ]	$t_1$   $t_2$ [ $mm$ ]
8,34	8,34	0	0   0

**Außendruck**

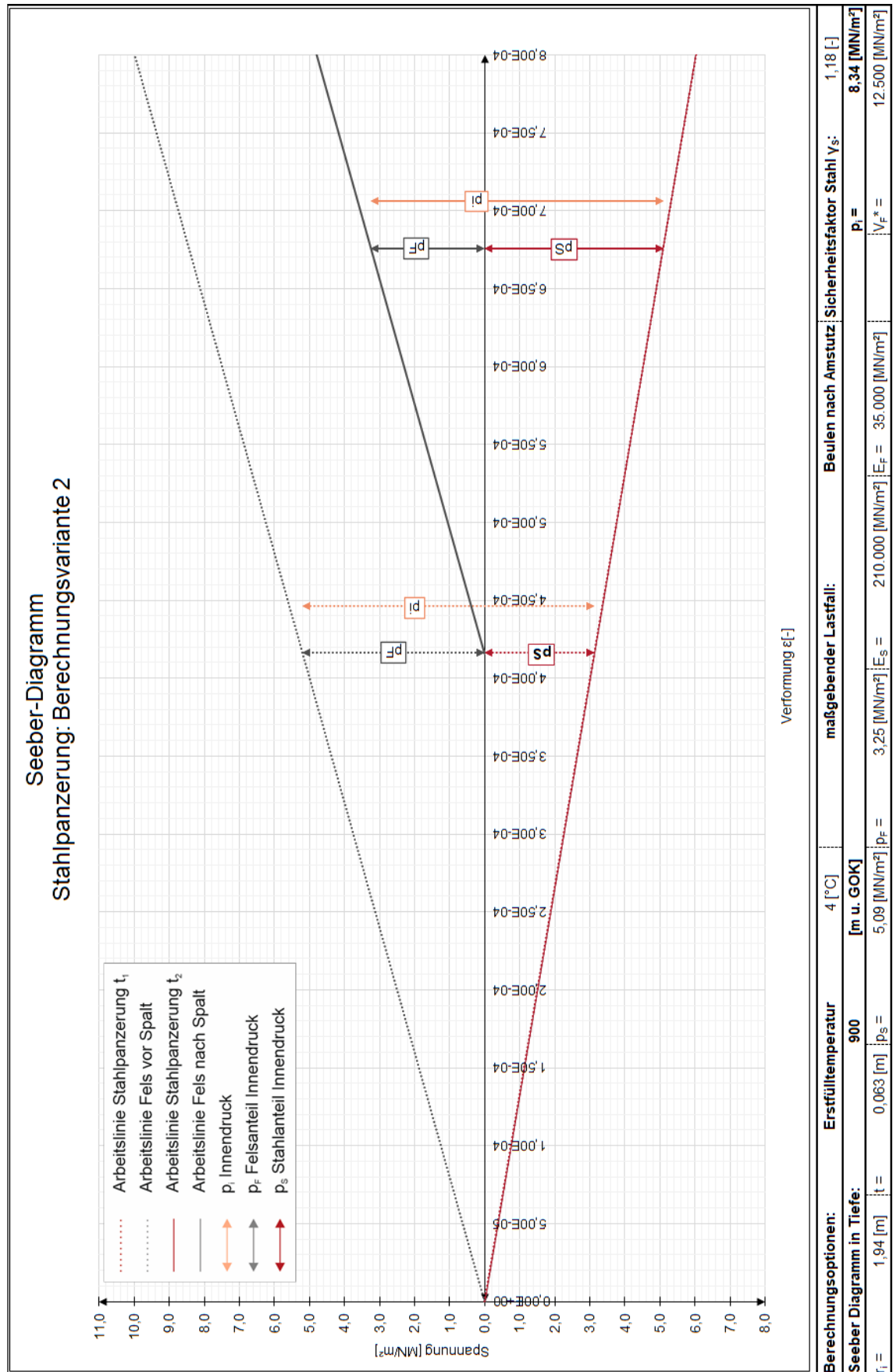


Abbildung 41: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Außendruck, Variante 2

**Grafische Lösung**

Die grafische Lösung ist der Außendruckberechnung aus Kapitel 8.4.1 zu entnehmen.

Das Beulen zufolge Außendruck ist stark vom Innendurchmesser der Auskleidung abhängig. Nimmt der Innendurchmesser der Auskleidung zu, so besteht eine höhere Beulgefahr zufolge Außendruck, und die Auskleidungsstärke muss erhöht werden. Dies ist auf das Schlankheitsverhältnis  $\frac{r}{t}$  zurückzuführen. Um das gleiche Verhältnis zu erhalten, muss bei größerem Durchmesser auch die Stahlstärke größer werden.

Die kritischen Außendrucke, nach Amstutz und nach [1], sind in Tabelle 33 aufgelistet

Tabelle 33: Kritischer Außendruck, Stahlpanzerung, Variante 2

$p_{cr}$	4°C	45°C	95°C
Nach Amstutz	10,30 MN/m <sup>2</sup>		
Nach [1]	-	50,87 MN/m <sup>2</sup>	53,72 MN/m <sup>2</sup>

Aus der Beulformel nach Amstutz errechnet sich eine Auskleidungsstärke von 63 mm, um den Nachweis nach Gleichung (96) einzuhalten. Die dazugehörigen temperaturabhängigen kritischen Außendrucke nach [1] sind durch die größere Auskleidungsstärke höher als noch bei Variante 1.

Das Seeber-Diagramm zeigt die Aufteilung des Innendrucks auf das umliegende Gebirge sowie der errechneten Stahlpanzerung nach dem Verfahren von Amstutz.

Tabelle 34: Ergebnisse, Außendruck, Variante 2

$p_i$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$p_F$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$p_S$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$t_1$   $t_2$ [mm]
8,34	3,25	5,09	63   63

Aus dem Innendruckanteil der Stahlpanzerung ergibt sich eine Tangentialspannung von

$$\sigma_t = p_S * \frac{r}{t_2} = 5,09 \frac{MN}{m^2} * \frac{1,94 m}{0,063 m} = 156,74 \frac{MN}{m^2} \quad (121)$$

Die daraus resultierende Längsspannung ergibt sich zu

$$\sigma_l = \frac{1}{m} * \sigma_t = \frac{1}{3,0} * 156,74 \frac{MN}{m^2} = 52,25 \frac{MN}{m^2} \quad (122)$$

Die entstehende Temperaturspannung ist ident mit der Spannung aus Gleichung (119).



Die Längsspannung aus dem Innendruck und Temperaturspannung addiert ergeben eine Gesamtlängsspannung von

$$\sigma_{l,ges.} = 200,93 \frac{MN}{m^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_s} = \frac{690 \frac{MN}{m^2}}{1,18} = 584,75 \frac{MN}{m^2}. \quad (123)$$

Somit ist der Spannungsnachweis der Panzerung erfüllt.

### Verankerungslänge

Bei der Verankerungslänge ergeben sich die größten Unterschiede bei kleineren Durchmessern.

Die radiale Spannung  $\sigma_{r,0}$  ist wesentlich vom Innendruck abhängig. Da durch den größeren Durchmesser sich der dynamische Innendruck verringert, ist auch die radiale Spannung eine geringere.

Der Deckeldruckkraft würde der geringere Innendruck zugutekommen. Da sich die Deckeldruckkraft aber aus dem Innendruck und der Querschnittsfläche der Rohrleitung errechnet ist bei der Variante 2 der größere Durchmesser ausschlaggebend das die Deckeldruckkraft höher als bei der Variante 1 mit kleinerem Durchmesser ist. Tabelle 35 zeigt einen Vergleich der Deckeldruckkräfte.

Tabelle 35: Vergleich der Deckeldruckkräfte bei den unterschiedlichen Berechnungsvarianten der Stahlpanzerung

Berechnungsvariante	Innendruck [MN/m <sup>2</sup> ]	Durchmesser $d_i$ [m]	Deckeldruckkraft [MN]
Variante 1	8,50	2,74	50,12
Variante 2	8,34	3,87	98,10

Somit errechnen sich die Verankerungslänge der Panzerung zu folgenden Längen.

Tabelle 36: Verankerungslänge, Stahlpanzerung, Variante 2

	Ohne Temperatur	Wassertemperatur		
		4°C	45°C	95°C
ohne Verankerungspunkt	98,38 m	187,70 m	86,95 m	51,85 m
mit Verankerungspunkt	5,56 m	10,61 m	4,91 m	2,91 m

Um die Verankerungslänge so gering wie möglich zu halten, bietet sich hier an, einen Verankerungspunkt auszuführen.

### 8.4.3 Vergleich Panzerungsstärke

Die beiden Varianten, welche zuvor berechnet wurden, unterscheiden sich lediglich im Innendurchmesser der Stahlpanzerung. Da die Auskleidung allerdings vom Innendurchmesser abhängig ist, sind auch die berechneten Auskleidungsstärken unterschiedlich. Um auch den Effekt der Gebirgsfestigkeit mitzubetrachten, ist der E-Modul des Gebirges, neben dem Innenradius, auch variabel gestaltet worden. Die Variante 1 und 2 wurden dafür in die Unterpunkte Variante 1.1 und 2.1 unterteilt. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind dem Anhang zu entnehmen.

Tabelle 37: Vergleich Stahlpanzerung Bemessung auf Innendruck

$E_F$ [ $MN/m^2$ ]	$d_i$ [m]	$p_F$ [ $MN/m^2$ ]	$p_S$ [ $MN/m^2$ ]	$t_1$ [mm]	$t_2$ [mm]
15.000	2,74	6,35	2,48	3	6
	3,87	6,35	1,99	2	7
35.000	2,74	8,83	0	0	0
	3,87	8,34	0	0	0

Tabelle 38: Vergleich Stahlpanzerung Bemessung auf Außendruck

$E_F$ [ $MN/m^2$ ]	$d_i$ [m]	$p_F$ [ $MN/m^2$ ]	$p_S$ [ $MN/m^2$ ]	$t_1$ [mm]	$t_2$ [mm]
15.000	2,74	1,62	7,21	45	45
	3,87	1,48	6,86	63	63
35.000	2,74	3,56	5,28	45	45
	3,87	3,25	5,09	63	63

Tabelle 37 und Tabelle 38 stellen die Ergebnisse der durchgeführten Berechnungen dar. Es ist zu erkennen, dass mit zunehmendem Innenradius die Auskleidungsstärken sowohl bei der Bemessung auf Innendruck als auch auf Außendruck zunehmen.

Der größere Durchmesser hat den Vorteil, dass die Fließgeschwindigkeiten in der Verteilrohrleitung geringer sind und die Strömung somit weniger verlustbehaftet ist. Allerdings führen größere Durchmesser zur höheren Auskleidungsstärken. Dadurch, dass das Triebwassersystem bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken kurz, im Vergleich zu konventionellen PSKW's ist, wirken sich höhere Fließgeschwindigkeiten in

der kurzen Verteilrohrleitung nicht stark auf die Verluste aus. Dies bedeutet, dass man aus wirtschaftlicher Sicht geringfügig höhere Verluste hinnehmen kann im Gegensatz zu den höheren Errichtungskosten der stärkeren Stahlauskleidung.

#### 8.4.4 Vergleich Verankerungslänge

Auch die Verankerungslänge ist direkt vom Innendurchmesser und der Gebirgssteifigkeit abhängig. In Tabelle 39 findet sich ein Vergleich der Verankerungslängen wieder. Die Werte entstammen den zuvor durchgeführten Berechnungen und gelten für eine Wassertemperatur von 45°C. Die Wassertemperatur von 45°C repräsentiert im Referenzprojekt die geringste Betriebstemperatur. Dadurch, dass die Verankerungslänge mit höherer Wassertemperatur abnimmt, wie in den Berechnungen im Kapitel 8.4 nachzulesen ist, wird der Vergleich der Verankerungslänge mit der geringsten Betriebstemperatur geführt.

Tabelle 39: Vergleich Verankerungslängen Stahlpanzerung

$E_F$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$d_i$ [m]	$l$ [m]		$t_2$ [mm]
		ohne Ankerpunkt	mit Ankerpunkt	
15.000	2,74	89,99	5,64	45
	3,87	181,65	8,02	63
35.000	2,74	43,08	3,46	45
	3,87	86,95	4,91	63

Der Vergleich zeigt einen deutlichen Vorteil des geringeren Innendurchmessers in Bezug auf die Verankerungslänge. Bei dem gewählten kleineren Durchmesser von  $d_i = 2,74$  m, ( $v = 6$  m/s) beträgt die Verankerungslänge ohne Ankerpunkt bei einer Gebirgssteifigkeit von 15.000 MN/m<sup>2</sup> etwa 50% der von einem Durchmesser  $d_i = 3,87$  m. Bei der höheren Gebirgssteifigkeit von 35.000 MN/m<sup>2</sup> beträgt die Verankerungslänge bei  $d_i = 2,74$  m in etwa 50% der des größeren Durchmessers.

Betrachtet man auch hier den wirtschaftlichen Aspekt, so lässt sich sagen, dass aufgrund der enorm höheren Verankerungslänge ohne Ankerpunkt bei größeren Durchmessern die Errichtungskosten wesentlich höher ausfallen als bei kleinerem Innendurchmesser der Panzerung. Somit wäre der kleinere Durchmesser zu bevorzugen.

## 8.5 Freitragende Rohrleitung

Die freitragende Rohrleitung erfüllt bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken den Zweck, dass sich die Kaverne, worin das Krafthaus situiert ist, weit genug von der mit dem Gebirge kraftschlüssig verbundenen Triebwasserleitung (Stahlpanzerung) entfernt befindet. Wäre eine ausreichende Entfernung nicht gegeben, so würde sich die Kaverne durch die Wärmeausbreitung im Gebirge erhitzen [3].

Im Referenzprojekt befindet sich die Krafthauskaverne in einer Tiefe von 900 m u. GOK. Mit den Annahmen aus Kapitel 4.1.1.3 und der dort zugrunde gelegten Berechnung der Gebirgstemperatur ergibt sich in dieser Tiefe eine Umgebungstemperatur von 36°C. Würde die Entfernung der Krafthauskaverne zu der im Gebirge eingebundenen Leitung nun nicht gegeben sein würde das warme Triebwasser die Temperatur in der Kaverne erhöhen was die Arbeitsbedingungen zusätzlich erschweren würde. Eine Erwärmung der Kaverne durch das Triebwasser führt auch zu einem nicht gewünschten Wärmeverlust. Um den Wärmeverlust der freitragenden Rohrleitung zu minimieren, wird diese wärme gedämmt ausgeführt. Die Wärmedämmung schützt wiederum auch die Kaverne vor zusätzlicher Erwärmung der Krafthauskaverne da der Stollen der Rohrleitung direkt mit der Kaverne verbunden ist.

Die Länge der freitragenden Rohrleitung hängt von der Wärmeausbreitung im Gebirge ab [3]. Das Bemessungskonzept umfasst jedoch den Aspekt der Wärmeausbreitung im Gebirge nicht und somit wird diese mit einer variablen Länge angenommen (variable Eingabe im Bemessungsprogramm).

Berücksichtigt wurde allerdings die Längsausdehnung der Rohrleitung zufolge Temperatur und Deckeldruckkraft bei Druckstoß. Die Längsdehnung bestimmt dabei die Verschiebung welche die Stopfbüchse, diese liegt im Anschluss an das Absperrorgan, aufnehmen muss. Der Berechnungsablauf sieht wie folgt aus.

Aus dem Temperaturunterschied ergibt sich die Längsverschiebung mit

$$u_{\Delta T} = \varepsilon_{\Delta T} * L = \alpha_{\Delta T, S} * \Delta T * L \quad (124)$$

Die Temperaturdifferenz ist die Umgebungstemperatur des Gebirges zur gewünschten Längsverschiebung aus der maximale/minimale Betriebstemperatur oder der Erstfülltemperatur.

Durch das Schließen des hochdruckseitigem Absperrorgans entsteht die Deckeldruckkraft wie in Gleichung (102) aufgezeigt. Aus dieser Kraft entsteht die Längsverschiebung

$$u_D = \frac{\sigma_D}{E_S} * L \quad (125)$$

mit der Spannung

$$\sigma_D = \frac{D}{((r_i + t)^2 - r_i^2) * \pi} \quad (126)$$

Die Wandstärke des Rohres  $t$  entspricht der Wandstärke der Panzerung.

Die Summe aus den Gleichungen (124) und (125) ergibt dann die maximal aufzunehmende Längsverschiebung der Stopfbüchse.

Beim Referenzprojekt würde sich die Längsdehnung beim Schließen des Absperrorgans im Turbinenbetrieb bei einer Betriebstemperatur von 95°C, einem Innendurchmesser von 2,87 m und einer Stahlpanzerungsstärke  $t = 45 \text{ mm}$  folgenderweise berechnen.

Aus dem 95°C warmen Wasser und dem Innendurchmesser von 2,74 m errechnet sich ein dynamischer Druck bei 800 m WS nach dem Vorgang aus Kapitel 4.1.4 zu 8,50 MN/m<sup>2</sup>. Mit dem dynamischen Druck lässt sich die Deckeldruckkraft berechnen

$$D = 8,5 \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} * (2,74 \text{ m})^2 * \frac{\pi}{4} = 50,12 \text{ MN} \quad (127)$$

Durch die Panzerungsstärke von 45 mm ergibt sich eine Längsspannung im Stahlrohr nach Gleichung (126) zu  $\sigma_D = 125,30 \frac{\text{MN}}{\text{m}^2}$ . Aus dieser Spannung und einer angenommenen Länge der Rohrleitung von 30 m resultiert eine Längsverformung des Stahlrohres nach Gleichung (125) von  $u_D = 0,018 \text{ m}$ .

Die temperaturbedingte Verformung kann mit Gleichung (124) bestimmt werden. Der dazu benötigte Temperaturunterschied ergibt sich aus der herrschenden Gebirgstemperatur in der Tiefe von 900 m u. GOK von 36°C und der Wassertemperatur von 95°C:  $u_{\Delta T} = 0,02 \text{ m}$ .

Somit errechnet sich für den angeführten Fall eine von der Stopfbüchse aufzunehmende Längsverformung zu  $u = u_D + u_{\Delta T} = 0,038 \text{ m}$ .

## 9. Zusammenfassung und Ausblick

Das Bemessungskonzept zielt darauf ab, eine Bemessungsgrundlage der Auskleidung thermischer Pumpspeicherkraftwerke zu erstellen. Mit der Hilfe des analytischen Seeber-Verfahrens wurde der systematische Dimensionierungsablauf erstellt und die thermischen Aspekte miteinbezogen. Es ist zu sehen, dass es möglich ist die, gegenüber konventionellen Hochdruck-Wasserkraftanlagen, aus der hohen Wassertemperatur entstehenden Lasten abzutragen. In niedrigen Tiefen der Anlage, wie in der Nähe des Einlaufs ist die Gebirgstemperatur niedriger als in tieferen Lagen wie zum Beispiel im Bereich des Druckschachtfußes. Die niedrige Gebirgstemperatur hat zur Folge, dass sich durch die hohen Wassertemperaturen im Betrieb eine entsprechend hohe Temperaturdifferenz aus Gebirgstemperatur und Wassertemperatur ergibt. Diese hohe Temperaturschwankung wirkt sich auf die Betonauskleidung und Stahlpanzerung unterschiedlich aus.

Bei der Betonauskleidung können sich die hohen Innentemperaturen sowohl positiv als auch negativ auf die Auskleidungsstärke auswirken. Durch die resultierenden Temperaturspannungen im Beton kann eine Vorspannung der Auskleidung erzielt werden, welche den klaren Vorteil mit sich bringt, dass die benötigte Vorspannung nicht durch zusätzliche Injektionsdrücke generiert werden muss. Es ist möglich, dass vor allem in Bereichen mit geringem Innendruck wie zum Beispiel im Bereich des Einlaufes oder auch im Unterwasserbereich, kein zusätzlicher Injektionsdruck zum Vorspannen der Betonauskleidung benötigt wird, um in maßgebenden Lastfällen nicht in die Zugzone des Betons zu gelangen.

Im Gegensatz dazu führen die hohen Temperaturen in Bereichen mit hohen Innendrücken zu zusätzlichen Spannungen, welche dazu führen können, dass die Auskleidung stärker ausgeführt werden muss, um die wirkenden Lasten sicher abzutragen.

Auch eine Gebirgsverbesserung etwa durch Injektionen, kann nötig werden da die temperaturbedingte Spannung zu einem Überschreiten der primären Gebirgsspannung führen kann. Es ist allerdings davon auszugehen, dass bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken die Wassertemperatur nie unter den Wert der geringsten Betriebstemperatur fallen wird (im Referenzprojekt werden 45°C Wassertemperatur zugrunde gelegt). So ist es möglich, dass man die Temperaturdifferenz niedrig halten kann, wenn man die Nassinbetriebnahme mit der geringsten Betriebstemperatur durchführt. Dies bringt den Vorteil mit sich, dass sich die Differenz von Erstfülltemperatur zur maximalen Betriebstemperatur in Grenzen hält. Gleichzeitig ist es dadurch möglich, die aufzubringende Injektionsspannung zu verringern oder gar zu vermeiden. Denn, füllt

man das Triebwassersystem mit einer höheren Wassertemperatur als die Gebirgstemperatur, kann es zu keinem Abkühlen der Auskleidung kommen. Dadurch bildet sich auch kein temperaturbedingter Spalt zwischen Beton und Gebirge aus. Im Gegensatz dazu spannt sich die Betonauskleidung durch eine Erwärmung dieser selbst vor. Bei der Erwärmung der Betonauskleidung verformt sich diese nach außen, da sie allerdings vom Gebirge umgeben ist, presst sich die Auskleidung gegen das Gebirge und es kommt zu einer Spannung in der Auskleidung, welche sich wie eine Vorspannung durch Injektion auswirkt.

Die Stahlauskleidung profitiert gegenüber der Erstannahme von der hohen Wassertemperatur bei thermischen Pumpspeicherkraftwerken. So wirkt sich eine erhöhte Temperatur positiv auf die Beultragfähigkeit des gebetteten Stahlrohres aus. Die Beulgefahr kann dadurch erheblich minimiert werden und würde sogar dünnere Stahlauskleidungen zulassen.

Die Verankerungslänge der Verteilrohrleitung wird auch positiv durch die Erwärmung beeinflusst. Die gegenüber dem Gebirge höhere Wassertemperatur lässt die Stahlpanzerung nach außen Verformen. Der Initialspalt zwischen Gebirge und Stahlpanzerung verkleinert sich durch die Ausdehnung des Stahls oder hebt sich vollständig auf. Dadurch geht ein größerer Teil des Innendruckes in einen Anpressdruck, welcher die Panzerung gegen das Gebirge drückt, über und lässt die Kraftübertragung durch Reibung besser wirken. Dieser Effekt verkürzt die Verankerungslänge und es kann somit die im Gegensatz zur Betonauskleidung um den Faktor 7 – 12 teurere Stahlpanzerung verringert werden. Eine kurze Verankerungslänge bedeutet nämlich, dass eine kürzere Strecke des Triebwasserweges mit einer Panzerung versehen werden muss. Auch die stetig vorhandene Gebirgsüberdeckung, welche durch die untertägige Errichtung der Kraftwerksanlage gegeben ist, verringert den Anteil der zu panzernden Strecke. Lediglich die Längsdehnung der freitragenden Rohrleitung vergrößert sich durch die temperaturbedingte Verformung des Rohres. Allerdings sind Längsverformungen gut durch Stopfbüchsen aufnehmbar, dadurch entsteht bei der freitragenden Rohrleitung kein Nachteil durch die hohen Wassertemperaturen.

Die dargelegte Masterarbeit zeigt, dass die Realisierung thermischer Pumpspeicherkraftwerke in Bezug auf die Auskleidung des Triebwasserweges, durchaus gegeben ist und nach den Regeln der Ingenieurkunst umsetzbar ist.

## Literaturverzeichnis

- [1] Z. Li, F. Tang, Y. Chen, Y. Tang, und G. Chen, „Elastic and inelastic buckling of thin-walled steel liners encased in circular host pipes under external pressure and thermal effects“, *Thin-Walled Structures*, Bd. 137, S. 213–223, Apr. 2019, doi: 10.1016/j.tws.2018.12.044.
- [2] F. G. Piki, W. Richter, und G. Zenz, „Systemkombinierende untertägige Pumpspeicherkraftwerke für eine integrative und effiziente Energietransformation“, *Zeitschrift für Energiewirtschaft*, Bd. 44, Nr. 1, S. 39–46, März 2020, doi: 10.1007/s12398-020-00271-z.
- [3] F. G. Piki, „Kombination der Pumpspeichertechnologie mit thermischer Energiespeicherung, Masterarbeit“. Technische Universität Graz, Juli 2017.
- [4] F. G. Piki, W. Richter, und G. Zenz, „Large-scale, economic and efficient underground energy storage“, *Geomechanics and Tunneling*, Bd. 12, Nr. 3, S. 251–269, Juni 2019, doi: 10.1002/geot.201900007.
- [5] Verbund Hydro Power GmbH, „Strom aus den Hohen Tauern. Die Wasserkraftwerke in Salzburg.“ 2013.
- [6] G. Seeber und R. Friedrich, *Druckstollen und Druckschächte, Bemessung - Konstruktion - Ausführung*. Stuttgart - New York: ENKE im Georg Thieme Verlag, 1999.
- [7] „Die Zukunft der Energieversorgung: Kombinierte Energiespeicher als Schlüsseltechnologie“. <https://www.tugraz.at/tu-graz/services/news-stories/planet-research/einzelansicht/article/die-zukunft-der-energieversorgung-kombinierter-energiespeicher-als-schluesselftechnologie/> (zugegriffen Apr. 23, 2021).
- [8] A. Vigl, „Vorlesungsunterlagen Design and Construction of Headrace Tunnels“, Technische Universität Graz, WS 2018.
- [9] ÖBB-Infrastruktur AG Geschäftsbereich Neu- und Ausbau, „Koralmbahn Graz-Klagenfurt Bauvertrag Koralmtunnel Baulos KAT3 km 61+000 - km 75 + 135 B10086 Teil 4.2.3 Geomechanische Prognose - Anhang Gebirgsarten“.
- [10] D. Aigner und G. Bollrich, *Handbuch der Hydraulik für Wasserbau und Wasserwirtschaft*, 1. Auflage. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2015.
- [11] J. Giesecke, S. Heimerl, und E. Mosonyi, *Wasserkraftanlagen Planung, Bau und Betrieb*, 6. Berlin Heidelberg: Springer Vieweg, 2014.
- [12] „Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau“. Austrian Standards Institute/Österreichisches Normungsinstitut, Feb. 15, 2015.
- [13] R. Vašíček und J. Svoboda, „Long-term lining performance – Civil engineering problem of potential retrieval of buried spent nuclear fuel“, *Nuclear Engineering and Design*, Bd. 241, Nr. 4, S. 1233–1237, Apr. 2011, doi: 10.1016/j.nucengdes.2010.04.006.
- [14] H. Unterweger und A. Ecker, „Bemessung von beulgefährdeten Druckschachtpanzerungen unter Außendruck – Teil 1: Unversteifte



- Stahlrohre/Buckling design of steel liners under external pressure – part 1: unstiffened steel pipes“, *Bauingenieur*, Bd. 94, Nr. 10, S. 366–377, 2019, doi: 10.37544/0005-6650-2019-10-52.
- [15] K. Hirtenlehner, „Pumpspeicherkraftwerk Koralm GmbH, Garanas Errichtung und Betrieb des Pumpspeicherkraftwerkes Koralm UVP Genehmigungsverfahren GUTACHTEN ZUM FACHBEREICH STAHLBAU/PANZERUNG“. ZT-Hirtenlehner, Nov. 30, 2017.
- [16] „Gesprächsprotokoll Dr.techn. Ecker Alexander, Institut für Stahlbau, TU Graz“. März 2021.
- [17] A. J. Schleiss und P. A. Manso, „Design of Pressure Relief Valves for Protection of Steel-Lined Pressure Shafts and Tunnels Against Buckling During Emptying“, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Bd. 45, Nr. 1, S. 11–20, Jan. 2012, doi: 10.1007/s00603-011-0187-9.
- [18] D. Glock, „Überkritisches Verhalten eines starr ummantelten Kreisrohres bei Wasserdruck von außen und Temperaturdehnung“, *Der Stahlbau*, Nr. 7, S. 212–217, 1977.
- [19] H. Unterweger und A. Ecker, „Load transfer of longitudinal pipe forces in penstocks via friction“, *The International Journal on Hydropower & Dams*, Nr. 5, S. 92–96, 2017.
- [20] P. Bonapace und A. Hammer, „Strain measurements at the transition from a rock supported to an unsupported steel lined pressure tunnel at the Kaunertal hydropower station“, *Geomechanics and Tunneling*, Bd. 10, Nr. 5, S. 602–610, Okt. 2017, doi: 10.1002/geot.201700021.

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Kavernenspeicher der Kraftwerksanlage Nassfeld (Quelle: Salzburg AG) .....	11
Abbildung 2: Schematische Darstellung der Kaprun Oberstufe. Unten links im Bild die Kraftwerkskaverne Limberg II (Quelle: Verbund Hydro Power GmbH [5]).....	11
Abbildung 3: Darstellung eines thermischen Pumpspeicherkraftwerks (Quelle: Franz Georg Pikel) .....	14
Abbildung 4: Schema des Triebwasserweges thermischer Pumpspeicherkraftwerke, Triebwassersystem hervorgehoben.....	16
Abbildung 5: Unterschiedliche Auskleidungen im Triebwasserweg thermischer Pumpspeicherkraftwerke. A Druckschacht; B OW/UW Druckstollen; C Verteilrohrleitung, D freitragende Rohrleitung.....	18
Abbildung 6: Zusammenhang E-Modul Fels mit dessen Verformungsmodul nach [6]..	23
Abbildung 7: Dichte und relative Raumausdehnung von Wasser in Bezug auf dessen Temperatur .....	25
Abbildung 8: Seeber-Diagramm, Übersicht über Beton- und Felsanteil aus Innendruck in der Kontaktfuge.....	31
Abbildung 9: Seeber-Diagramm, benötigte Vorspannung .....	33
Abbildung 10: Schematische Darstellung der wirkenden Lasten im Lastfall 1 .....	40
Abbildung 11: Flussdiagramm zur Herleitung der Iterationsgleichung für die Auskleidungsdicke $d$ im Lastfall 1 mit der benötigten Vorspannung $pV$ . Hervorgehoben ist die Ausgangsgleichung der Iteration.....	42
Abbildung 12: Flussdiagramm zur Herleitung der Iterationsgleichung für die Auskleidungsdicke $d$ im Lastfall 1 mit der aufzubringenden Vorspannung $pV, 0$ . Die Ausgangsgleichung der Iteration ist hervorgehoben.....	44
Abbildung 13: Schematische Darstellung der wirkenden Lasten im Lastfall 2, *Temperaturspannung ist von verschiedenen Parametern wie zum Beispiel der maximalen Betriebstemperatur und der Gebirgstemperatur abhängig, deshalb kann diese vom dargestellten Verlauf abweichen.....	45
Abbildung 14: Flussdiagramm zur Herleitung der Iterationsgleichung für die Auskleidungsdicke $d$ im Lastfall 2 mit der maximalen Temperaturspannung $\Delta p\Delta T, max$ . Die Ausgangsgleichung der Iteration ist hervorgehoben. ....	46

Abbildung 15: Seeber-Diagramm, Einlaufbereich (120 m u. GOK = 20 m WS), Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C .....	52
Abbildung 16: Seeber-Diagramm, Bereich Druckschachtmitte (600 m u. GOK = 500 m WS), Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C .....	54
Abbildung 17: Seeber Diagramm, Bereich Druckschachtfuß (900 m u. GOK = 800 m WS), Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45° .....	56
Abbildung 18: Innendruck, Vergleich der Erstfülltemperaturen im Lastfall 1 .....	59
Abbildung 19: Vergleich der Temperaturspannung aus der Differenz von Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 1 .....	61
Abbildung 20: Vergleich der verschiedenen Vorspannungen in Abhängigkeit der Erstfülltemperatur im Lastfall 1 .....	63
Abbildung 21: Vergleich der Vorspannverluste infolge Kriechen des Betonringes, Lastfall 1 .....	66
Abbildung 22: Vergleich der Bemessungsspannung im Lastfall 1 .....	68
Abbildung 23: Seeber-Diagramm, Einlaufbereich (120 m u. GOK = 20 m WS), Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C .....	75
Abbildung 24: Seeber-Diagramm, Bereich Druckschacht Mitte (600 m u. GOK = 500 m WS), Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C .....	77
Abbildung 25: Seeber Diagramm, Bereich Druckschachtfuß (900 m u. GOK), Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C .....	79
Abbildung 26: Vergleich der Temperaturspannung aus der Differenz von Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 2 .....	82
Abbildung 27: Vergleich der verschiedenen Vorspannungen in Abhängigkeit der Erstfülltemperaturen im Lastfall 2 .....	84
Abbildung 28: Vergleich der Vorspannverluste infolge Kriechen des Betonringes, Lastfall 2 .....	86
Abbildung 29: Vergleich der Bemessungsspannung im Lastfall 2 .....	88
Abbildung 30: Bemessungs- und Vorspannung, Fall 1, Gebirge "schlecht bis gut" .....	91
Abbildung 31: Bemessungs- und Vorspannung, Fall 2: Gebirge "gut bis schlecht" .....	93
Abbildung 32: Seeber-Diagramm, Druckstollen, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4°C .....	97
Abbildung 33: Seeber-Diagramm zur Dimensionierung der Stahlpanzerung .....	101

Abbildung 34: Seeber Diagramm, Stahlpanzerung unter Berücksichtigung eines Initialspalt.....	102
Abbildung 35: Auswertung der analytischen Gleichung aus [1] zur Bestimmung des kritischen Außendruckes in Abhängigkeit erhöhter Temperatur. Vergleich des Schlankheitsverhältnis zu dem kritischem Außendruck. ....	107
Abbildung 36: Auswertung der analytischen Gleichung aus [1] zur Bestimmung des kritischen Außendruckes in Abhängigkeit Temperaturerhöhung. Vergleich des Initialspalteinflusses auf den kritischen Außendruck in Abhängigkeit der Schlankheit und Temperaturunterschiedes. ....	108
Abbildung 37: Vergleich der beiden Berechnungsarten zur Bestimmung des kritischen Außendruckes. Kritischer Außendruck gegenübergestellt mit dem Schlankheitsverhältnis $r/t$ . ....	109
Abbildung 38: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Variante 1, Innendruckbemessung .....	115
Abbildung 39: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Variante 1, Beulen nach Amstutz .....	117
Abbildung 40: Seeber Diagramm, Stahlpanzerung, Innendruck, Variante 2 .....	123
Abbildung 41: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Außendruck, Variante 2.....	125
Abbildung 42: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Außendruck, Variante 1.1 .....	159

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Zusammensetzung des Bemessungsdruckes im Lastfall 1 sowie Lastfall 2 der Betonauskleidungsbemessung.....	47
Tabelle 2: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 4°C	49
Tabelle 3: Berechnungsergebnisse, Druckschacht Mitte, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 4°C.....	49
Tabelle 4: Berechnungsergebnisse, Druckschachtfuß, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 4°C .....	50
Tabelle 5: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C .....	53
Tabelle 6: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschacht Mitte, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C.....	55
Tabelle 7: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschachtfuß, Lastfall 1, Erstfülltemperatur 45°C.....	57
Tabelle 8: Vergleich des Innendruckes beider Erstfülltemperaturen, Lastfall 1 .....	60
Tabelle 9: Vergleich der sich ergebenden Temperaturspannung aus Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 1 .....	62
Tabelle 10: Vergleich der vorherrschenden Spannungen: benötigt, vorhanden, aufzubringen, für den Lastfall 1 .....	65
Tabelle 11: Vergleich der Kriechverluste im Lastfall 1 .....	67
Tabelle 12: Vergleich der Bemessungsspannung im Lastfall 1 .....	70
Tabelle 13: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4°C .....	72
Tabelle 14: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschachtmitte, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4°C.....	72
Tabelle 15: Berechnungsergebnisse Bereich Druckschachtfuß, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 4 °C.....	73
Tabelle 16: Berechnungsergebnisse, Einlaufbereich, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C .....	76
Tabelle 17: Berechnungsergebnisse, Druckschachtmitte, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C.....	78

Tabelle 18: Berechnungsergebnisse, Bereich Druckschachtfuß, Lastfall 2, Erstfülltemperatur 45°C .....	80
Tabelle 19: Vergleich der sich ergebenden Temperaturspannung aus Erstfüll- zu Gebirgstemperatur, Lastfall 2 .....	83
Tabelle 20: Vergleich der vorherrschenden Spannungen, benötigt, vorhanden, aufzubringen, Lastfall 2 .....	85
Tabelle 21: Vergleich der Kriechverluste im Lastfall 2 .....	87
Tabelle 22: Vergleich der Bemessungsspannung, Lastfall 2.....	89
Tabelle 23: Bereichseinteilung, Variation der unterschiedlichen Gebirgseigenschaften .....	90
Tabelle 24: Vergleich zwischen Druckschachtfuß und OW Druckstollen, 900 m u. GOK (800 m WS).....	98
Tabelle 25: Berechnungsvarianten der Stahlauskleidung .....	113
Tabelle 26: Innendrucke inklusive Druckstoß (dynamischer Innendruck) in 900 m u. GOK (800 m WS) in Abhängigkeit der Wassertemperatur, Variante 1 .....	114
Tabelle 27: Ergebnisse, Variante 1, Innendruck .....	116
Tabelle 28: Vergleich des kritischen Außendruck, Stahlpanzerung, Variante 1 .....	119
Tabelle 29: Ergebnisse, Außendruck, Variante 1.....	119
Tabelle 30: Verankerungslänge, Stahlpanzerung, Variante 1 .....	120
Tabelle 31: Innendruck inklusive Druckstoß (dynamischer Innendruck) in 900 m u. GOK (800 m WS) in Abhängigkeit der Wassertemperatur, Variante 2.....	122
Tabelle 32: Ergebnisse, Innendruck, Variante 2 .....	124
Tabelle 33: Kritischer Außendruck, Stahlpanzerung, Variante 2.....	126
Tabelle 34: Ergebnisse, Außendruck, Variante 2.....	126
Tabelle 35: Vergleich der Deckeldruckkräfte bei den unterschiedlichen Berechnungsvarianten der Stahlpanzerung.....	127
Tabelle 36: Verankerungslänge, Stahlpanzerung, Variante 2 .....	127
Tabelle 37: Vergleich Stahlpanzerung Bemessung auf Innendruck .....	128
Tabelle 38: Vergleich Stahlpanzerung Bemessung auf Außendruck .....	128
Tabelle 39: Vergleich Verankerungslängen Stahlpanzerung .....	129

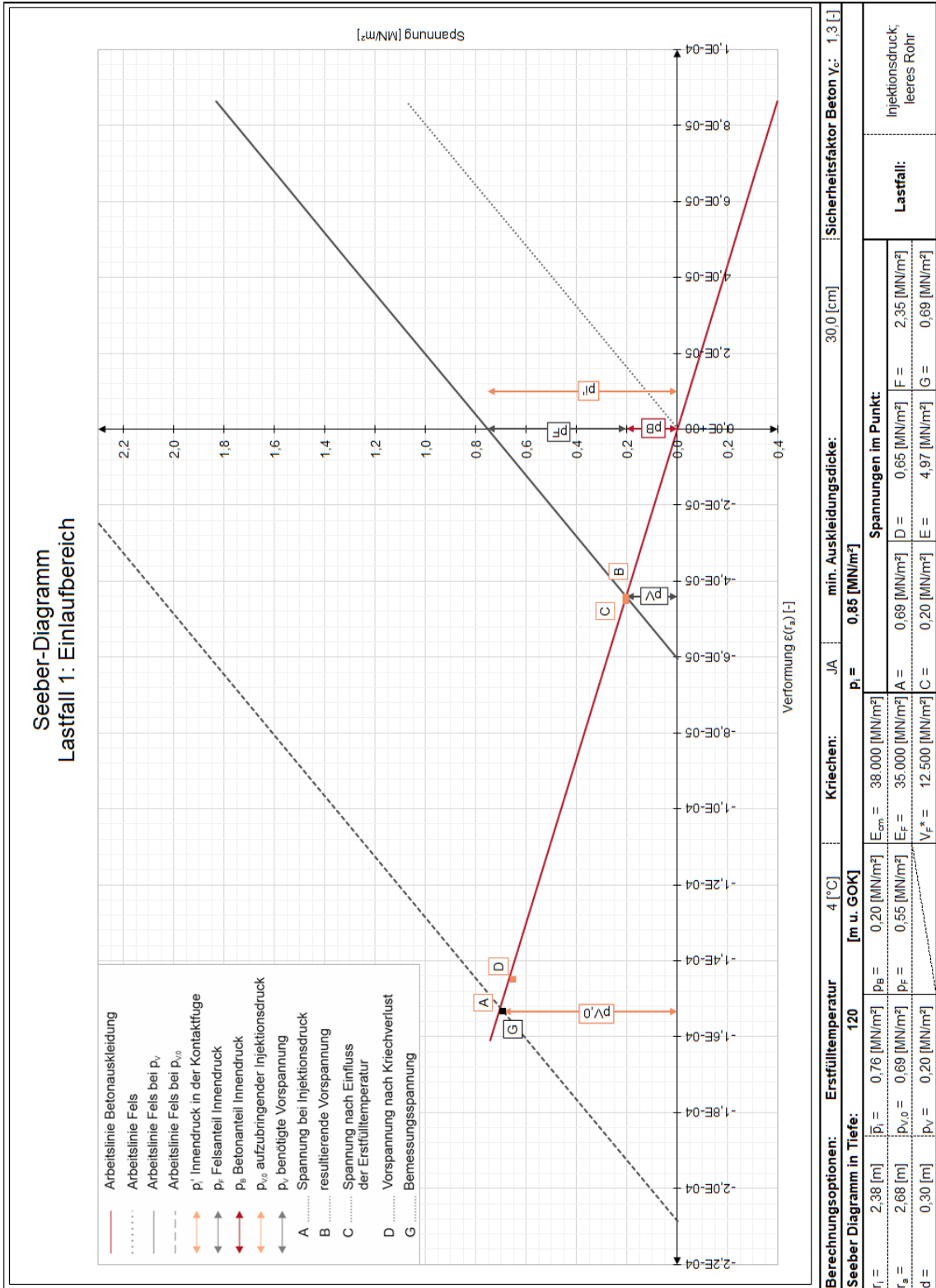
## Anhang

## **Bemessung**



# Lastfall 1: 4°C Erstfülltemperatur

## Einlaufbereich



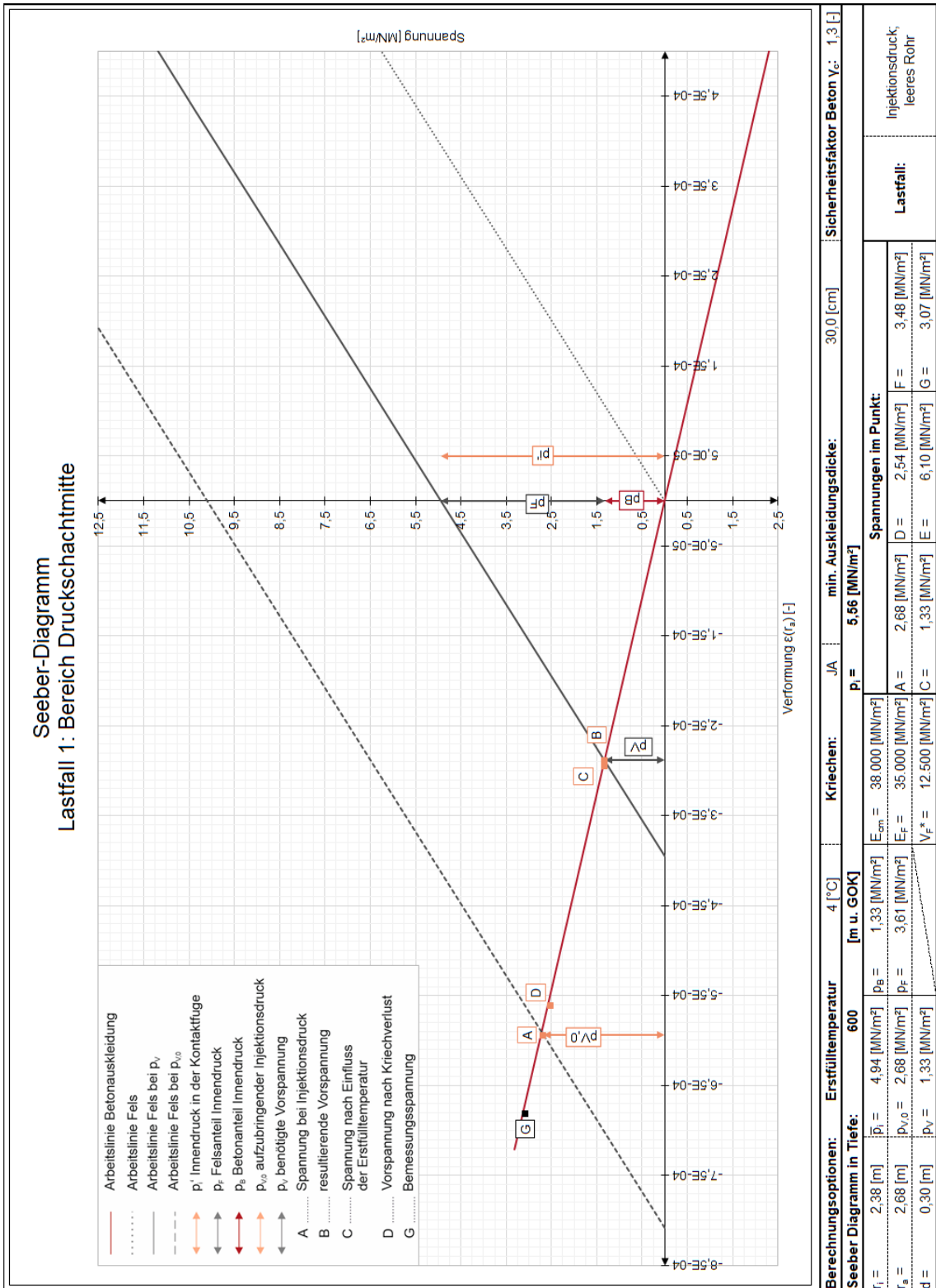
**Grafische Lösung:**

Ausgehend vom Koordinatenursprung wird entlang der Arbeitslinie der Auskleidung, nach links (Druckbereich) der benötigte Injektionsdruck  $p_{V,0}$  aufgetragen. Für Punkt D wird der Kriechverlust nach rechts, entlang der Arbeitslinie abgetragen.

Beginnend vom Punkt D, wird der Spannungsverlust durch Temperatur in Richtung Koordinatenursprung abgetragen. Somit kommt man bei Punkt C zu liegen. Punkt C ist gleichbedeutend mit Punkt B, der verbleibenden Vorspannung.

Punkt G gleicht Punkt A, da kein Bergwasserdruck in dieser Tiefe vorliegt und somit der Bemessungsdruck dem aufzubringendem Injektionsdruck gleicht.

Bereich Druckschacht Mitte



**Grafische Lösung:**

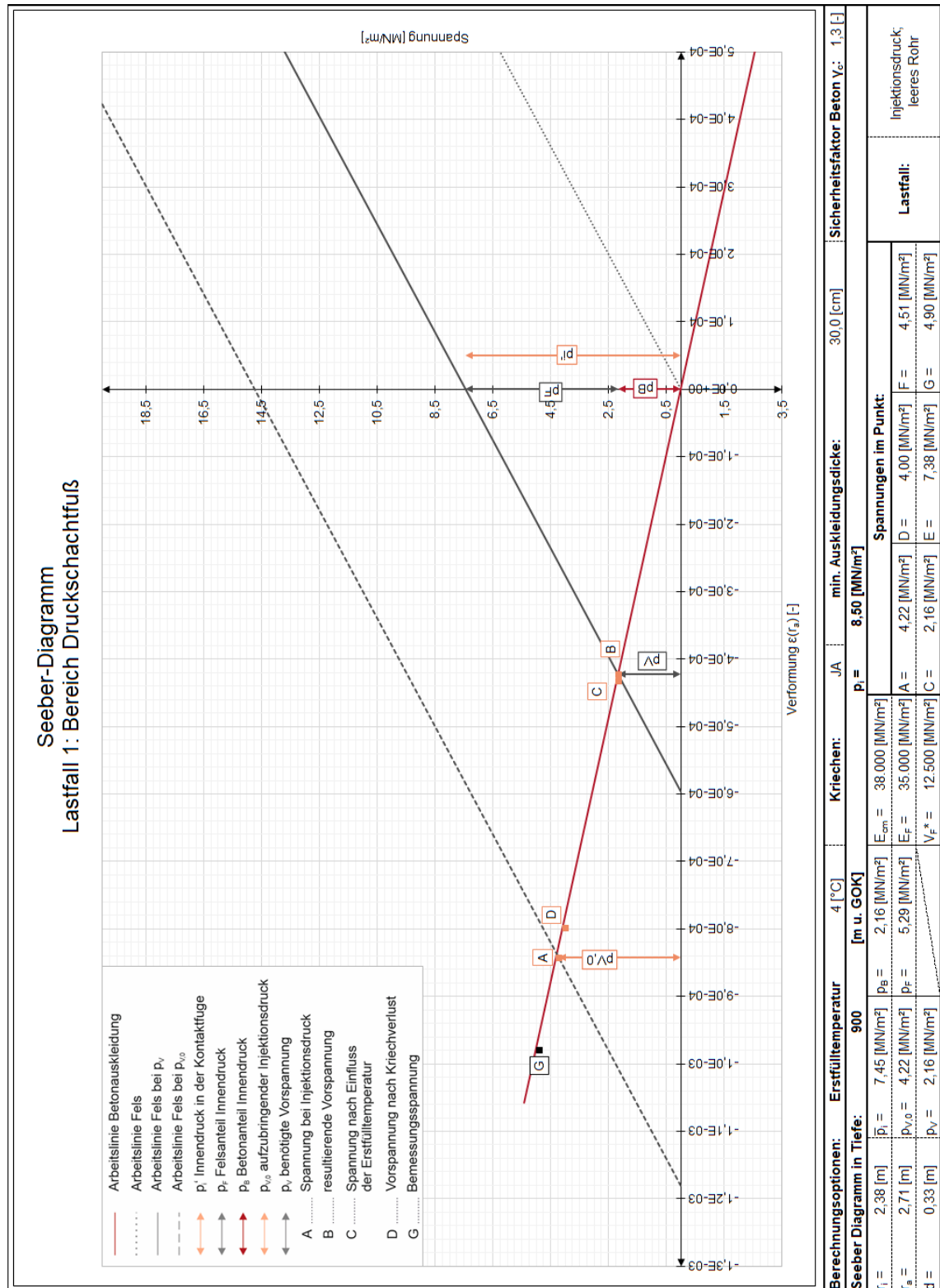
Der aufzubringende Injektionsdruck ist vom Koordinatenursprung aus, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung, aufzutragen. Punkt D ergibt sich durch Abtragen des Kriechverlustes nach rechts.

Punkt C lässt sich durch Abtragen des Temperaturvorspannungsverlustes entlang der Arbeitslinie der Betonauskleidung, ausgehend von Punkt D, bestimmen.

Punkt B gleicht Punkt C und repräsentiert die resultierende Vorspannung.

Ausgehend von Punkt A, ist der wirkende Bergwasserdruck nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen. Der so entstehende Punkt G, gibt den Bemessungsdruck der Auskleidung wieder.

Bereich Druckschachtfuß



**Grafische Lösung:**

Der aufzubringende Injektionsdruck ist vom Koordinatenursprung aus, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung, aufzutragen. Punkt D ergibt sich durch Abtragen des Kriechverlustes nach rechts vom Punkt A aus.

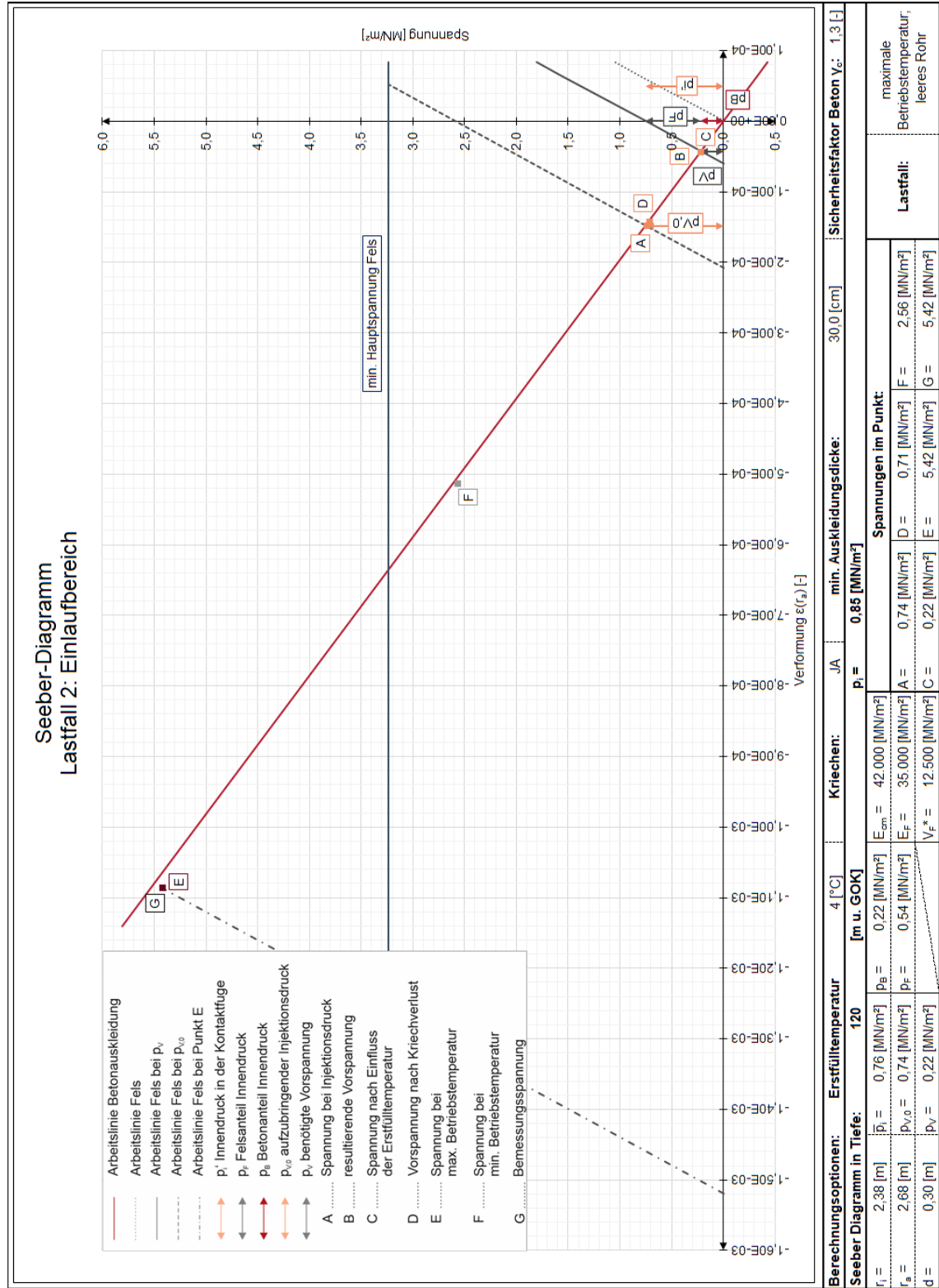
Punkt C lässt sich durch Abtragen des Temperaturvorspannungsverlustes entlang der Arbeitslinie der Betonauskleidung, ausgehend von Punkt D, bestimmen.

Punkt B gleicht Punkt C und repräsentiert die resultierende Vorspannung.

Ausgehend von Punkt A, ist der wirkende Bergwasserdruck nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen. Der so entstehende Punkt G, gibt den Bemessungsdruck der Auskleidung wieder.

# Lastfall 2: 4°C Erstfülltemperatur

## Einlaufbereich



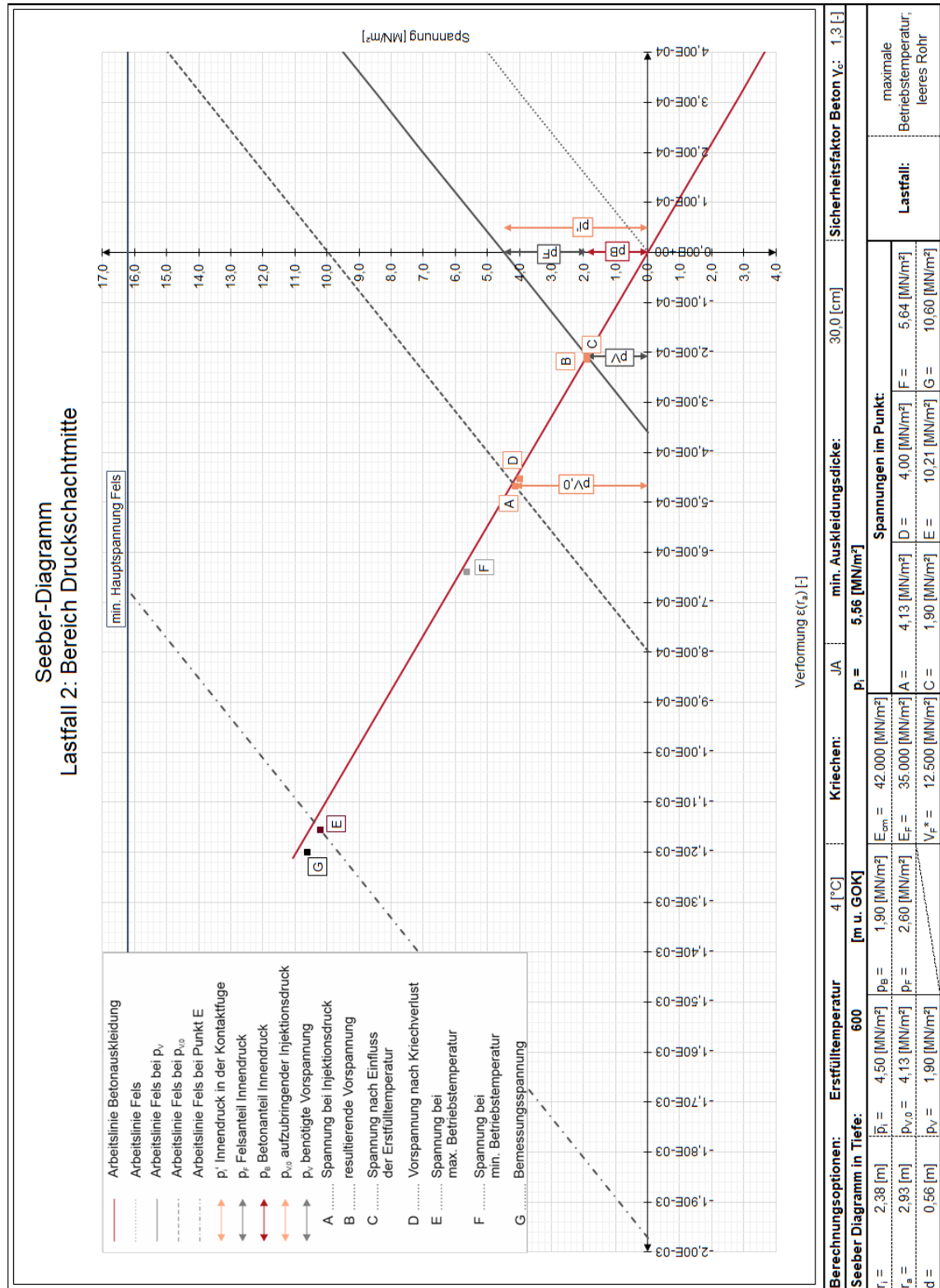
**Grafische Lösung:**

Beginnend beim Koordinatenursprung ist der aufzubringende Injektionsdruck, nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen. Die Kriech- sowie Temperaturverluste bei der Erstfüllung sind nach rechts abzutragen. Vom somit entstehenden Punkt B, resultierende Vorspannung, aus ist die Temperaturspannung zufolge der maximalen Betriebstemperatur, entlang der Auskleidungsarbeitslinie nach links aufzutragen und ergibt somit Punkt E. Punkt G gleicht dem Punkt E da in dieser Tiefe noch kein Bergwasserdruck vorhanden ist.

Punkt F repräsentiert die Spannung bei minimaler Betriebstemperatur und ist auch vom Punkt B beginnend aufzutragen.



Bereich Druckschachtmitte

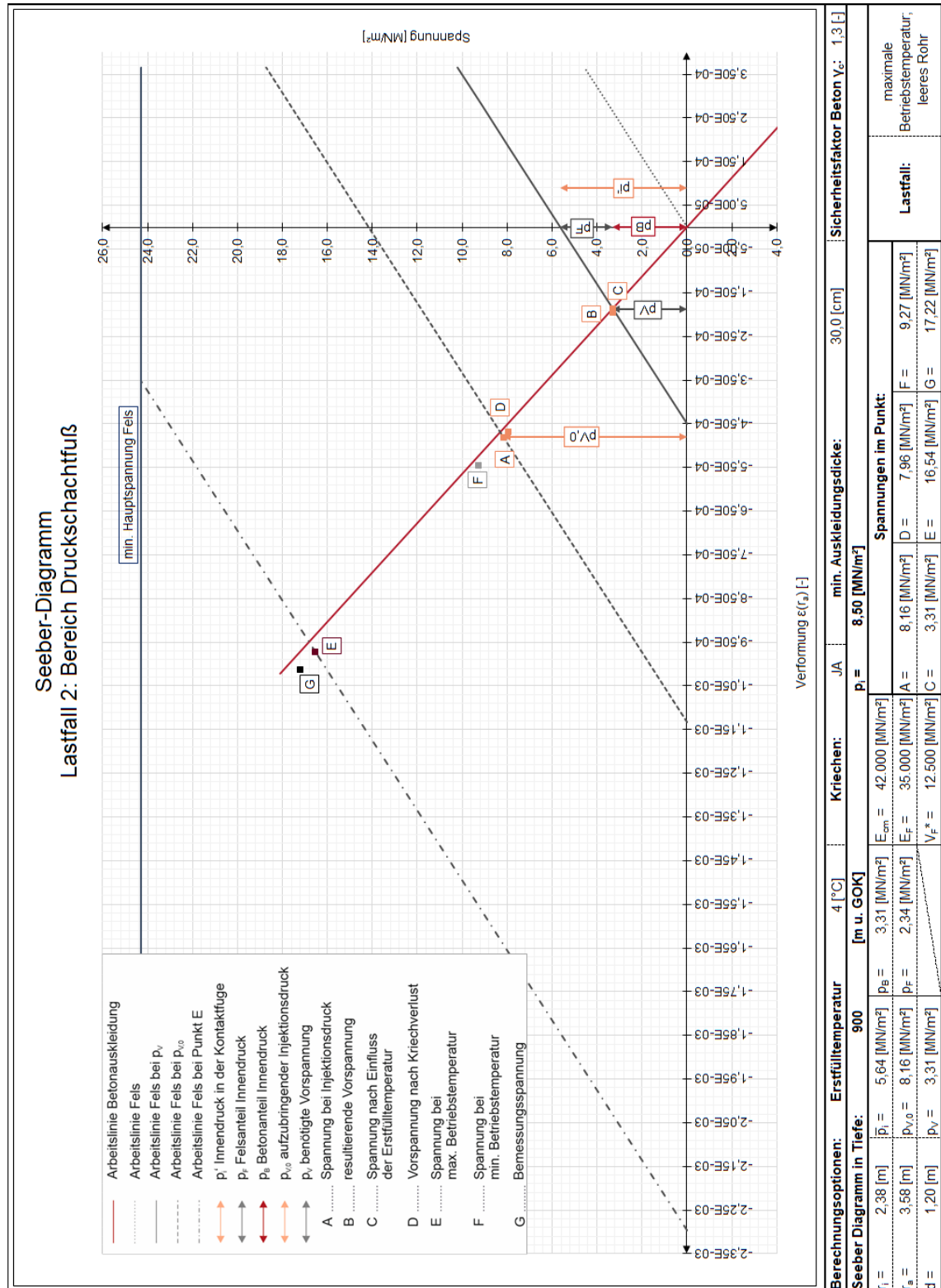


**Grafische Lösung:**

Beginnend beim Koordinatenursprung ist der aufzubringende Injektionsdruck, nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen. Die Kriech- sowie Temperaturverluste bei der Erstfüllung sind nach rechts abzutragen. Vom somit entstehenden Punkt B, resultierende Vorspannung, aus ist die Temperaturspannung zufolge der maximalen Betriebstemperatur, entlang der Auskleidungsarbeitslinie nach links aufzutragen: Punkt E.

Punkt G lässt sich durch Auftragen des Bergwasserdruck, ausgehend von Punkt E, nach links, entlang der Auskleidungsarbeitslinie bestimmen.

Bereich Druckschachtfuß



### **Grafische Lösung**

Beginnend beim Koordinatenursprung ist der aufzubringende Injektionsdruck, nach links, entlang der Arbeitslinie der Auskleidung aufzutragen. Die Kriech- sowie Temperaturverluste bei der Erstfüllung sind nach rechts abzutragen. Vom somit entstehenden Punkt B, resultierende Vorspannung, aus ist die Temperaturspannung zufolge der maximalen Betriebstemperatur, entlang der Auskleidungsarbeitslinie nach links aufzutragen und erhält den Punkt E.

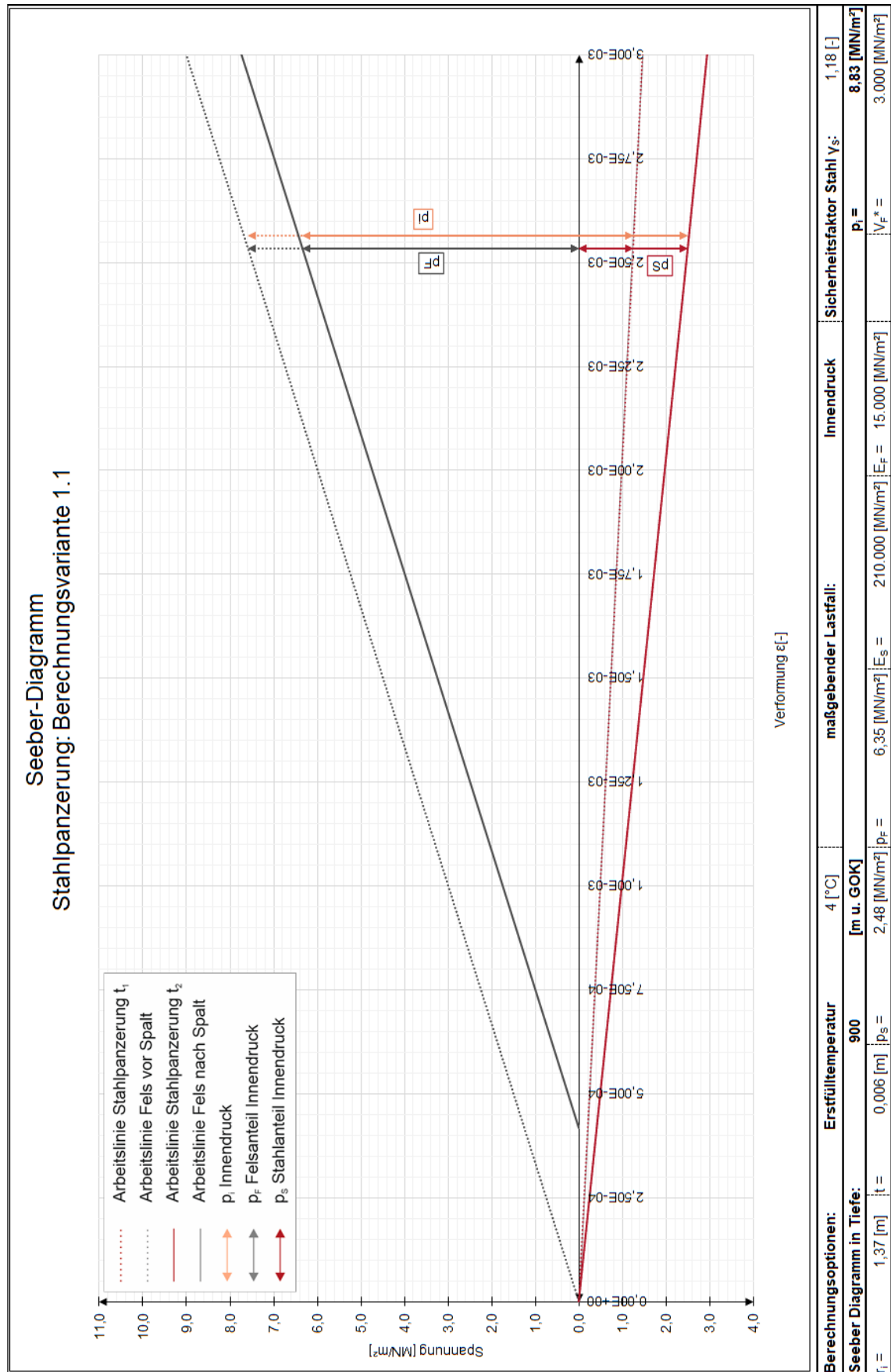
Punkt G lässt sich durch Auftragen des Bergwasserdruck, ausgehend von Punkt E, nach links, entlang der Auskleidungsarbeitslinie bestimmen.

## **Stahlpanzerung**

### **Variante 1.1**

Bei der Variante 1.1 der Stahlpanzerung liegt ein Innenradius mit  $r_i = 2,74 \text{ m}$  und ein Gebirgsemodul von  $E_F = 15.000 \text{ MN/m}^2$  vor. Die Ergebnisse sind unten folgend beschrieben sowie in die Bemessung auf Innendruck und Außendruck unterteilt.

Innendruck



**Grafische Lösung:**

Ausgehend vom Koordinatenursprung sind die beiden Arbeitslinien Gebirge und Stahlpanzerung ( $t_1$ ) aufzutragen. Aufgrund des Initialspaltes verschiebt sich die Arbeitslinie des Gebirges nach rechts um den Wert des Spalts. Durch die gewählte Stahlgüte ist auch die zulässige Verformung der Panzerung definiert. Die Spaltüberbrückung welche nötig ist, um die Gebirgsmitwirkung zu aktivieren führt zu einem Ansteigen des Innendruckanteils der Stahlpanzerung. Es ist nun der Innendruckanteil an der Stelle der zulässigen Stahldehnung zu erhöhen, so dass der Innendruck aufgenommen werden kann. Die neue Größe des Stahlpanzerungsanteils definiert den Punkt der Arbeitslinie des Stahls mit der Stärke  $t_2$ .

Die niedrige Steifigkeit des Gebirges reicht nicht aus, um den vollen Innendruck aufzunehmen. Somit errechnet sich bei dieser Variante, schon aufgrund des Innendrucks, eine Panzerungsstärke.

Durch den angenommenen Initialspalt muss die Stahlpanzerung auch erhöht werden, um die Innendruckbelastung aufnehmen zu können. Die Erhöhung der Stahlauskleidung kommt daher, dass die Stahlpanzerung schon mit ihrer zulässigen Verformung dimensioniert wurde.

Die Ergebnisse der Aufteilung des Innendrucks und die Stahlstärken mit und ohne der Spaltüberbrücken  $t_1$  und  $t_2$  sind in der nachfolgenden Tabelle dargestellt.

$p_i [MN/m^2]$	$p_F [MN/m^2]$ bei $t_2$	$p_S [MN/m^2]$ bei $t_2$	$t_1   t_2 [mm]$
8,83	6,35	2,48	3   6

Aus dem Innendruckanteil der Stahlpanzerung ergibt sich eine Tangentialspannung von

$$\sigma_t = p_S * \frac{r}{t_2} = 2,48 \frac{MN}{m^2} * \frac{1,37 m}{0,006 m} = 566,27 \frac{MN}{m^2}$$

Die daraus resultierende Längsspannung ergibt sich zu

$$\sigma_l = \frac{1}{m} * \sigma_t = \frac{1}{3,0} * 566,27 \frac{MN}{m^2} = 188,76 \frac{MN}{m^2}$$

Die entstehende Temperaturspannung ergibt sich wie folgt

$$\sigma_{\Delta T} = \alpha_{T,S} * \Delta T * E_S = 1,2 * 10^{-5} \frac{1}{K} * 59 K * 210.000 \frac{MN}{m^2} = 148,68 \frac{MN}{m^2}$$

Die Längsspannung aus dem Innendruck und Temperaturspannung addiert ergeben eine Gesamtlängsspannung von

$$\sigma_{l,ges.} = 337,44 \frac{MN}{m^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_s} = \frac{690 \frac{MN}{m^2}}{1,18} = 584,75 \frac{MN}{m^2}.$$

Somit ist der Spannungsnachweis der Panzerung erfüllt.



**Außendruck**

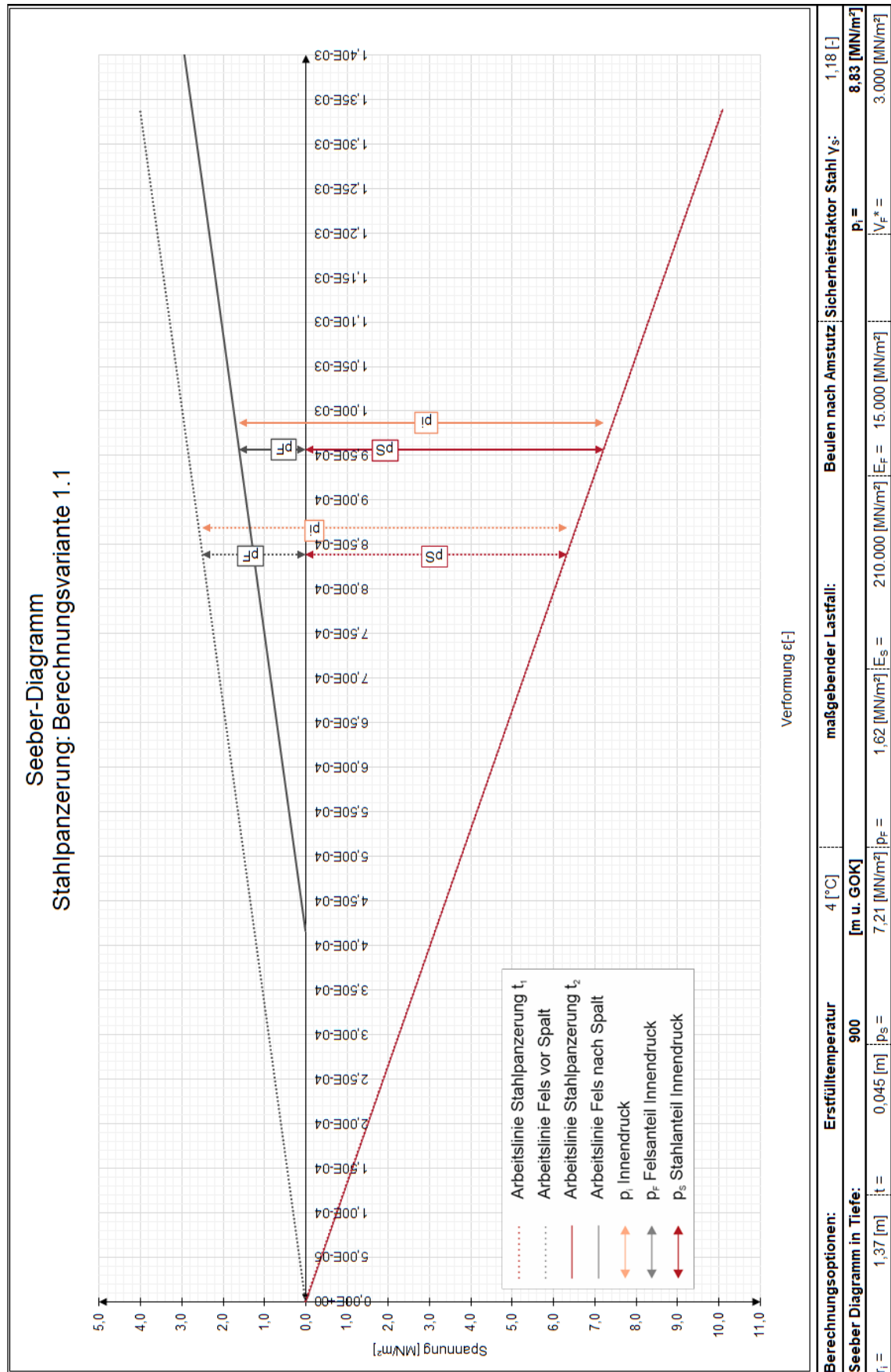


Abbildung 42: Seeber-Diagramm, Stahlpanzerung, Außendruck, Variante 1.1

**Grafische Lösung**

Vom Koordinatenursprung aus sind die Arbeitslinien des Gebirges und der Panzerung aufzutragen. Der Initialspalt bewirkt, dass das Gebirge nicht von Lastbeginn an mitbelastet wird. Somit muss die Arbeitslinie des Gebirges entlang der x-Achse um den Wert des Initialspaltes verschoben werden. Der Innendruck ist nun zwischen den beiden Arbeitslinien, Arbeitslinie der Stahlpanzerung und der Arbeitslinie des Gebirges nach Spalt auf der Ordinatennachse aufzutragen. Daraus ergeben sich die Innendruckanteile des Gebirges und der Stahlpanzerung.

Bei den Berechnungen für das Beulen gegen Außendruck, wird immer die Annahme getroffen, dass sich das umliegende Gebirge in keiner Weise verformt. Somit hat die geringere Gebirgssteifigkeit keinen Einfluss auf das Beulverhalten und der daraus resultierenden Panzerungsstärke.

Durch den geringeren E-Modul des Gebirges muss die Stahlpanzerung mehr Innendruck aufnehmen als zuvor. Die Verteilung des Innendruckes ist im zugehörigen Seeberr-Diagramm zu sehen. Da die zulässige Stahlverformung vor Spalt noch nicht erreicht wurde muss die Stahlpanzerungsstärke nicht erhöht werden.

$p_i [MN/m^2]$	$p_F [MN/m^2]$ bei $t_2$	$p_S [MN/m^2]$ bei $t_2$	$t_1   t_2 [mm]$
8,83	1,62	7,21	45   45

Aus dem Innendruckanteil der Stahlpanzerung ergibt sich eine Tangentialspannung von

$$\sigma_t = p_S * \frac{r}{t_2} = 7,21 \frac{MN}{m^2} * \frac{1,37 m}{0,045 m} = 219,50 \frac{MN}{m^2}$$

Die daraus resultierende Längsspannung ergibt sich zu

$$\sigma_l = \frac{1}{m} * \sigma_t = \frac{1}{3,0} * 219,50 \frac{MN}{m^2} = 73,17 \frac{MN}{m^2} \quad ($$

Die entstehende Temperaturspannung ergibt sich wie folgt

$$\sigma_{\Delta T} = \alpha_{T,S} * \Delta T * E_S = 1,2 * 10^{-5} \frac{1}{K} * 59 K * 210.000 \frac{MN}{m^2} = 148,68 \frac{MN}{m^2}$$

Die Längsspannung aus dem Innendruck und Temperaturspannung addiert ergeben eine Gesamtlängsspannung von

$$\sigma_{l,ges.} = 221,85 \frac{MN}{m^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_s} = \frac{690 \frac{MN}{m^2}}{1,18} = 584,75 \frac{MN}{m^2}.$$

Somit ist der Spannungsnachweis der Panzerung erfüllt.

### Verankerungslänge

Anders als beim Außendruck, spielt die Gebirgssteifigkeit eine direkte Rolle bei der Verankerungslänge. Hier ist ein Vergleich über die Wassertemperatur angestellt worden. Der Vergleichswert für die Verankerungslänge, ohne Berücksichtigung der Temperaturdifferenz, ist vom Innendruck des 4°C warmen Wassers berechnet.

	Ohne Temperatur	Wassertemperatur		
		4°C	45°C	95°C
ohne Verankerungspunkt	100,94 m	180,34 m	89,99 m	55,15 m
mit Verankerungspunkt	6,33 m	11,32 m	5,64 m	3,45 m

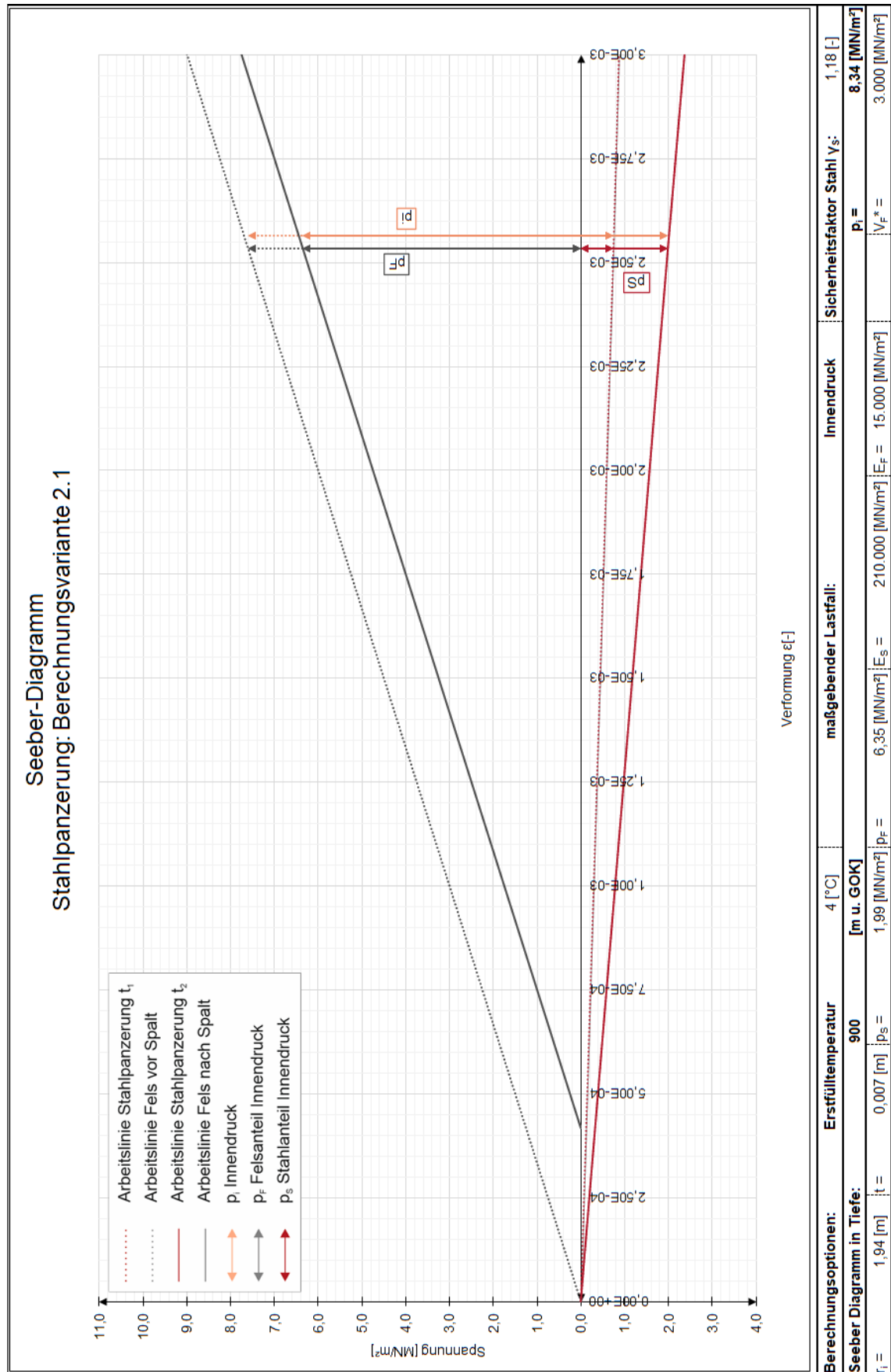
Wie die Tabelle oben zeigt, hat die geringe Gebirgssteifigkeit einen hohen Einfluss auf die Verankerungslänge.

Bei geringen Gebirgsfestigkeiten würde sich ein konstruktiver Verankerungspunkt der Panzerung anbieten, da sich damit die Verankerungslänge erheblich minimieren ließe.

### **Variante 2.1**

Bei der Variante 2.1 der Stahlpanzerung liegt ein Innenradius mit  $r_i = 3,87 \text{ m}$  und ein Gebirgsemodul von  $E_F = 15.000 \text{ MN/m}^2$  vor. Die Ergebnisse sind unten folgend beschrieben sowie in die Bemessung auf Innendruck und Außendruck unterteilt.

Innendruck



**Grafische Lösung**

Ausgehend vom Koordinatenursprung sind die beiden Arbeitslinien Gebirge und Stahlpanzerung ( $t_1$ ) aufzutragen. Aufgrund des Initialspaltes verschiebt sich die Arbeitslinie des Gebirges nach rechts um den Wert des Spalts. Durch die gewählte Stahlgüte ist auch die zulässige Verformung der Panzerung definiert. Die Spaltüberbrückung welche nötig ist, um die Gebirgsmitwirkung zu aktivieren führt zu einem Ansteigen des Innendruckanteils der Stahlpanzerung. Es ist nun der Innendruckanteil an der Stelle der zulässigen Stahldehnung zu erhöhen, so dass der Innendruck aufgenommen werden kann. Die neue Größe des Stahlpanzerungsanteils definiert den Punkt der Arbeitslinie des Stahls mit der Stärke  $t_2$ .

Durch den Initialspalt kommt es nicht zu einem Mittragen des Gebirges von Beginn an. Dies führt dazu, dass die Stahlpanzerungen einen Teil des Innendruckes, welches das Gebirge nicht bis zu einem Erreichen eines kraftschlüssigen Verbundes zwischen Stahl und Gebirge mitträgt, aufnehmen muss. Somit wird die Panzerungsstärke auf  $t_2$  erhöht.

$p_i [MN/m^2]$	$p_F [MN/m^2]$	$p_S [MN/m^2]$	$t_1   t_2 [mm]$
8,30	6,35	1,99	2   7

Aus dem Innendruckanteil der Stahlpanzerung ergibt sich eine Tangentialspannung von

$$\sigma_t = p_S * \frac{r}{t_2} = 1,99 \frac{MN}{m^2} * \frac{1,94 m}{0,007 m} = 551,51 \frac{MN}{m^2}$$

Die daraus resultierende Längsspannung ergibt sich zu

$$\sigma_l = \frac{1}{m} * \sigma_t = \frac{1}{3,0} * 551,51 \frac{MN}{m^2} = 183,84 \frac{MN}{m^2}$$

Die entstehende Temperaturspannung ergibt sich wie folgt

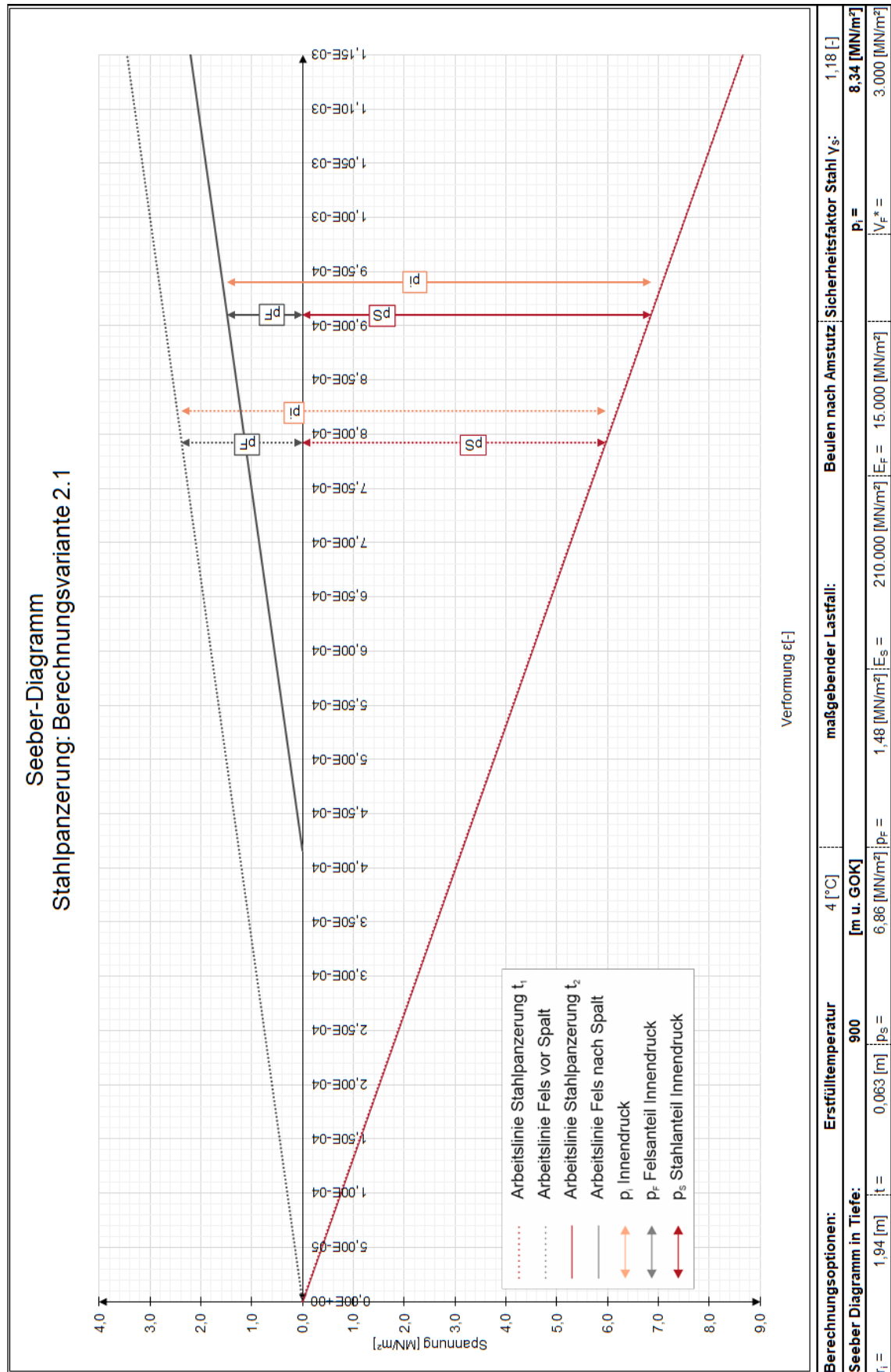
$$\sigma_{\Delta T} = \alpha_{T,S} * \Delta T * E_S = 1,2 * 10^{-5} \frac{1}{K} * 59 K * 210.000 \frac{MN}{m^2} = 148,68 \frac{MN}{m^2}$$

Die Längsspannung aus dem Innendruck und Temperaturspannung addiert ergeben eine Gesamtlängsspannung von

$$\sigma_{l,ges.} = 332,52 \frac{MN}{m^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_S} = \frac{690 \frac{MN}{m^2}}{1,18} = 584,75 \frac{MN}{m^2}$$

Somit ist der Spannungsnachweis der Panzerung erfüllt.

**Außendruck**



**Grafische Lösung**

Vom Koordinatenursprung aus sind die Arbeitslinien des Gebirges und der Panzerung aufzutragen. Der Initialspalt bewirkt, dass das Gebirge nicht von Lastbeginn an mitbelastet wird. Somit muss die Arbeitslinie des Gebirges entlang der x-Achse um den Wert des Initialspaltes verschoben werden. Der Innendruck ist nun zwischen den beiden Arbeitslinien, Arbeitslinie der Stahlpanzerung und der Arbeitslinie des Gebirges nach Spalt auf der Ordinatennachse aufzutragen. Daraus ergeben sich die Innendruckanteile des Gebirges und der Stahlpanzerung.

Bei den Berechnungen für das Beulen auf Außendruck, wird immer die Annahme getroffen, dass sich das umliegende Gebirge nicht verformt. Somit hat die geringere Gebirgssteifigkeit keinen Einfluss auf das Beulverhalten und der daraus resultierenden Panzerungsstärke.

$p_i [MN/m^2]$	$p_F [MN/m^2]$	$p_S [MN/m^2]$	$t_1   t_2 [mm]$
8,34	1,48	6,86	63   63

Aus dem Innendruckanteil der Stahlpanzerung ergibt sich eine Tangentialspannung von

$$\sigma_t = p_S * \frac{r}{t_2} = 6,86 \frac{MN}{m^2} * \frac{1,94 m}{0,063 m} = 211,24 \frac{MN}{m^2}$$

Die daraus resultierende Längsspannung ergibt sich zu

$$\sigma_l = \frac{1}{m} * \sigma_t = \frac{1}{3,0} * 211,24 \frac{MN}{m^2} = 70,41 \frac{MN}{m^2}$$

Die entstehende Temperaturspannung ergibt sich wie folgt

$$\sigma_{\Delta T} = \alpha_{T,S} * \Delta T * E_S = 1,2 * 10^{-5} \frac{1}{K} * 59 K * 210.000 \frac{MN}{m^2} = 148,68 \frac{MN}{m^2}$$

Die Längsspannung aus dem Innendruck und Temperaturspannung addiert ergeben eine Gesamtlängsspannung von

$$\sigma_{l,ges.} = 219,09 \frac{MN}{m^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_S} = \frac{690 \frac{MN}{m^2}}{1,18} = 584,75 \frac{MN}{m^2}$$

Somit ist der Spannungsnachweis der Panzerung erfüllt.



**Verankerungslänge**

Die bestimmten Verankerungslängen sind der nachfolgenden Tabelle zu entnehmen.

	Ohne Temperatur	Wassertemperatur		
		4°C	45°C	95°C
ohne Verankerungspunkt	205,53 m	392,13 m	181,65 m	108,32 m
mit Verankerungspunkt	9,08 m	17,33 m	8,02 m	4,77 m

Auch hier würde sich wieder die Ausführung eines Verankerungspunktes anbieten, um die Verankerungslängen auf ein wirtschaftliches Maß zu reduzieren.

## **Handbuch Bemessungsprogramm**

## **Inhalt**

Bemessungsprogramm .....	170
Eingabe.....	171
Parameter des thermischen PSKW.....	171
Eigenschaften der Auskleidungsarten.....	172
Gebirgseigenschaften .....	173
Spezifische Gebirgseigenschaften.....	174
Berechnungsoptionen.....	175
Joukowsky Druckstoß .....	177
Ergebnistabellen .....	178
Tabelle Verteilrohrleitung.....	178
Ausgeblendete Tabellenblätter.....	180

## **Bemessungsprogramm**

Zur Dimensionierung des Triebwasserweges thermischer Pumpspeicherkraftwerke wurde ein Bemessungsprogramm mit Hilfe von MS-Excel erstellt.

Das Programm beinhaltet die Bemessung der Betonauskleidung im Druckschacht, dem oberwasser- sowie unterwasserseitigem Druckstollen, die Stahlpanzerung sowie den freitragenden Teil der Verteilrohrleitung.

Das Programm ist in mehrere Tabellenblätter unterteilt. Wie die einzelnen Tabellenblätter zu bedienen sind und was sie beinhalten ist in den folgenden Schritten erläutert.

Vorab ist zu erwähnen, dass es sich beim Excelprogramm um ein Excel-File mit eingebetteten Makros handelt. Dies bedeutet, dass beim Öffnen des Programms unbedingt der Inhalt (Pop-Up Streifen am oberen Rand des Eingabefensters im MS-Excel) zu aktivieren ist.

## Eingabe

Beim Öffnen des Excelprogramms, ist die erste Seite die der Eingabemaske. Das Tabellenblatt der Eingabe ist, bis auf eine Ausnahme, das einzige Tabellenblatt, wo Änderungen beziehungsweise freie Eingaben gemacht werden müssen.

Um eine klare Trennung zwischen manueller und automatischer Eingabe zu schaffen, sind alle manuell einzutragenden Werte grau hinterlegt. Werte, welche sich selbst berechnen (wie zum Beispiel die Innenradien aus dem Durchmesser oder die Dichte des Wassers zur eingegebenen Temperatur) sind nicht markiert.

Welche Eingaben und Auswahlmöglichkeiten für die Berechnung zu tätigen sind, sind Schritt für Schritt erklärt.

## Parameter des thermischen PSKW

Parameter des thermischen PSKW

Lage:		Dimensionen:		Betrieb:	
Stauziel OW	100 [m u. GOK]	<b>Druckschacht</b>		<b>Temperatur</b>	
Einlauf	120 [m u. GOK]	Durchmesser d:	4,75 [m]	Erstfüllung	45 [°C]
Übergang Krümmer	700 [m u. GOK]	Innenradius r <sub>i</sub> :	2,38 [m]	Dichte bei Erstfülltemperatur	989,99 [kg/m <sup>3</sup> ]
Achse OW Druckstollen	900 [m u. GOK]	<b>OW - Druckstollen</b>		Betrieb max.	95 [°C]
Abstufung Druckschacht	10 [m]	Durchmesser d:	3,78 [m]	Betrieb min.	45 [°C]
Bruttofallhöhe	800,00 [m]	Innenradius r <sub>i</sub> :	1,89 [m]	<b>Turbine</b>	
Triebwasserweglänge	1000 [m]	<b>OW - Verteilrohrleitung</b>		Fördermenge	70,8 [m <sup>3</sup> /s]
Stauziel UW	879 [m u. GOK]	Durchmesser d:	2,74 [m]	Schließzeit	45 [s]
Achse UW Druckstollen	908 [m u. GOK]	Innenradius r <sub>i</sub> :	1,37 [m]	<b>Pumpe</b>	
Achse Pumpe	932,90 [m u. GOK]	<b>Freitragend Rohrleitung</b>		Fördermenge	58,1 [m <sup>3</sup> /s]
		Durchmesser d:	2,74 [m]	Schließzeit	10 [s]
		Innenradius r <sub>i</sub> :	1,37 [m]		
		Länge	30 [m]		
		<b>UW - Druckstollen</b>			
		Durchmesser d:	4,75 [m]		
		Innenradius r <sub>i</sub> :	2,375 [m]		
		Länge	100 [m]		

Im ersten Schritt sind die Parameter des zu dimensionierenden Triebwassersystems einzugeben. Diese unterteilen sich in:

- Lage
- Dimensionen
- Betrieb

Im Bereich der **Lage** sind alle Daten der Lagebestimmung einzutragen, sowie zum Beispiel das Stauziel, die Achse des OW und UW Druckstollens, usw.

Die Bruttofallhöhe errechnet sich automatisch aus der Differenz zwischen den Stauziel OW und der Achse des oberwasserseitigen Druckstollens.

Die genaue Berechnung der Triebwasserlänge ist in Kapitel 0 zu finden.

Bei der Abstufung des Druckschachtes kann mittels Dropdownmenü entschieden werden, in welchen Schritten die Berechnung des Druckschachtes durchgeführt werden soll (10 m, 50 m, oder 100 m Schritte sind möglich).

Im Bereich der **Dimensionen** sind alle lichten Durchmesser (Innendurchmesser) der einzelnen Abschnitte einzutragen, sowie zusätzlich die Länge des unterwasserseitigen Druckstollens sowie jene der freitragenden Rohrleitung.

Beim Abschnitt **Betrieb** sind die gewünschten Wassertemperaturen einzutragen.

- Erstfülltemperatur, das ist jene Wassertemperatur, mit welcher das Triebwassersystem bei Nassinbetriebnahme gefüllt wird
- minimale sowie die maximale Betriebstemperatur des Wassers

## Eigenschaften der Auskleidungsarten

### Eigenschaften der Auskleidungsarten

Betonauskleidung		Stahlpanzerung	
Betongüte:	C80/95	Stahlgüte:	S690Q
Poissonzahl $\nu$ [-]	0,2	Poissonzahl $\nu$	0,3 [-]
Temperaturausdehnungskoeffizient $\alpha_{T,B}$	1,00E-05 [1/K]	Temperaturausdehnungskoeffizient $\alpha_{T,S}$	1,20E-05 [1/K]
min. Betonstärke	30 [cm]	Reibungskoeffizient Stahl/Beton $\mu$	0,25 [-]
Sicherheitsfaktor Beton $\gamma_c$	1,3 [-]	Sicherheitsfaktor Lastseite (Amstutz)	1,5 [-]
		Sicherheitsfaktor Stahl $\gamma_s$ (Innendruckbemessung)	1,18 [-]

Für das Triebwassersystem sind grundsätzlich zwei verschiedene Auskleidungsarten vorgesehen.

Eine Betonauskleidung für den Druckschacht sowie den oberwasser- und unterwasserseitigen Druckstollen. Eine Panzerung aus Stahl für den an den Schachtfuß anschließenden Hochdruckstollen sowie für die Verteilrohrleitung.

Die Beton- und Stahlgüte kann mit der Hilfe eines Dropdownmenüs bestimmt werden. Bei beiden Auskleidungen kann auch die Poissonzahl  $\nu$ , der Temperaturausdehnungskoeffizient  $\alpha_T$  sowie die Sicherheitsbeiwerte manuell eingetragen werden.

Zusätzlich gibt es beim Beton die Möglichkeit eine Mindestbetonstärke anzunehmen. Beim Stahl gibt es eine weitere Option den Reibungskoeffizienten  $\mu$  zwischen Stahl und Beton zu bestimmen. Dieser wird für die Bestimmung der Verankerungslänge benötigt.

## Gebirgseigenschaften

Gebirgseigenschaften		
<b>Eigenschaften über Tiefe gleich</b>		
<input checked="" type="checkbox"/> E-Modul	<input checked="" type="checkbox"/> Verformungsmodul	
<input checked="" type="checkbox"/> Poissonzahl	<input checked="" type="checkbox"/> Wichte	
<input checked="" type="checkbox"/> Temperatureausdehnungskoeffizient		
<input checked="" type="checkbox"/> Seitendruckbeiwert		
Gebirgstemperatur in 100 [m u. GOK]	12	[°C]
Geothermische Gradienten	3	[°C/100m]
<b>Bergwasser</b>		
Lage	200	[m u. GOK]
Durchtrennungsgrad $\kappa_F$	0,1	[-]
Gradienten der Sickerwasserströmung	4	[-]

Bei den Eigenschaften des Gebirges sind vorab Einstellungen zu treffen, welche mit „Eigenschaften über Tiefe gleich“ betitelt sind. Ist hier die Auswahl getroffen (in der Abbildung oben sind alle angewählt) so sind die ausgewählten Gebirgseigenschaften über die Tiefe hinweg gleich. Ist eines davon abgewählt so kann diese Eigenschaft über die Tiefe variabel gestaltet werden. Die Tiefenschritte, in welchen diese Eigenschaften dann variabel eingegeben werden können, wurden vorab bei der Eingabe der Lage unter der Abstufung des Druckschachtes bestimmt (10 m, 50 m oder 100 m). Wo die Eingaben für die Eigenschaften getroffen werden, sind im folgenden Kapitel: Spezifische Gebirgseigenschaften, erklärt.

Um die Umgebungstemperatur (Gebirgstemperatur) in jeder Tiefe bestimmen zu können, ist die Temperatur in einer Tiefe von 100 m u. GOK zu treffen, sowie die Geothermische Gradienten (hier: 3°C/100 m).

Der Außendruck wirkt im System als Bergwasserdruck mit der hier bestimmten Lage sowie dem Durchtrennungsgrad  $\kappa_F$  des Gebirges, die exakte Berechnung des Bergwasserdrucks in jeder Tiefe ist in Kapitel 5.2.5 der Masterarbeit erklärt.

Um die Krafthauskaverne trocken vom Triebwasser zu halten ist eine bestimmte Entfernung dieser vom Druckschacht (nicht dicht ausgekleidet ausgeführt) zu gewährleisten. Hierbei spielt die Gradiente der Sickerwasserströmung eine Rolle. Gleichzeitig definiert diese auch die Länge des Triebwassersystems (Berechnung siehe Kapitel 0 der Masterarbeit). Die Kaverne muss aber auch außerhalb der Gradiente der Sickerwasserströmung liegen da sonst Gefahr besteht, dass es zu einem hydraulischen Gebirgsbruch kommt.

### Spezifische Gebirgseigenschaften

Gebirgseigenschaften UW Triebwassersystem

Lage [m u. GOK]	Wichte [kN/m <sup>3</sup> ]	k <sub>0</sub> [-]	E <sub>F</sub> [MN/m <sup>2</sup> ]	V <sub>F</sub> [MN/m <sup>2</sup> ] <input type="checkbox"/> bekannt	Poissonzahl ν [-]	Temperaturausdehnungs- koeffizient [1/K]
908	27,0	1,00	35.000	-	0,15	3,00E-06

Gebirgseigenschaften OW Triebwassersystem

Lage [m u. GOK]	Wichte [kN/m <sup>3</sup> ]	k <sub>0</sub> [-]	E <sub>F</sub> [MN/m <sup>2</sup> ]	V <sub>F</sub> [MN/m <sup>2</sup> ] <input type="checkbox"/> bekannt	Poissonzahl ν [-]	Temperaturausdehnungs- koeffizient [1/K]
100	27,0	1,00	35.000	-	0,15	3,00E-06
120						
130						
140						

Unter den Eigenschaften für die Auskleidungsarten sowie den Gebirgseigenschaften, findet sich eine weitere Eingabe betreffend den Gebirgseigenschaften.

Zuerst sind die einzelnen Eigenschaften für den UW Druckstollen einzutragen.

Weiters sind die Eigenschaften des Druckschachtes einzutragen. Sind alle Eigenschaften unter dem Punkt „Eigenschaften über Tiefe gleich“ ausgewählt, so wird in jeder Tiefenlage, der Wert der ersten Zeile gesetzt. Ist unter dem soeben genannten Punkt eine Eigenschaft abgewählt, so ist in jeder Tiefe (Abstufung in [m] bei den Lageparametern zu wählen) der gewünschte Wert der Gebirgsparameter selbst einzutragen.

Beim Verformungsmodul  $V_F$  gibt es noch eine weitere Option. Dieser kann als bekannt gesetzt (Auswahl „bekannt“ setzen) werden und muss somit manuell eingetragen werden. Ist dieser nicht bekannt, so ist der Auswahlbutton abzuwählen und der Verformungsmodul wird, wie in Kapitel 4.1.1.2 der Masterarbeit beschrieben, aus dem E-Modul berechnet.



## Berechnungsoptionen

Nachdem alle Einstellungen getroffen wurden, müssen noch für die Berechnungen diverse Einstellungen festgelegt werden.

### Berechnungsoptionen

<b>Innendruck</b>
<input checked="" type="checkbox"/> Druck dynamisch

Betonauskleidung					
<input checked="" type="checkbox"/> Kriechen	<b>Kriechen</b>			<b>Lastfall für Betonauskleidung:</b>	
	Injektionsbeginn	28	[d]	Tage nach Fertigstellung der Auskleidung	Lastfall 2 maximale Betriebstemperatur; leeres Rohr
<input checked="" type="checkbox"/> Temperatur	Belastungsbeginn (Erstfüllung)	90	[d]		
	Luftfeuchtigkeit	100	[%]		

<b>Stahlpanzerung</b>
<b>Beulen nach Amstutz: Iterationsstartwert</b>
0,06 [m] Verteilrohrleitung
<b>Startwert ausreichend</b>

<b>Berechnung starten:</b>
Druckschacht
OW-Druckstollen
Verteilrohrleitung
UW-Druckstollen

Zuerst kann bestimmt werden, ob der Innendruck dynamisch (unter der Berücksichtigung des Druckstoßes) oder rein statisch wirken soll. Bei der Auswahl, sowie in der Abbildung oben, wird der Druck dynamisch, also statischer Druck inklusive Druckstoß, gerechnet.

Für die Betonauskleidung können noch diverse weitere Einstellungen getroffen werden. Es ist möglich den Kriechverlust (siehe Kapitel 5.2.4.1 der Masterarbeit) nicht in die Berechnung miteinfließen zu lassen, sowie auch die Temperaturbeeinflussung der Erstfülltemperatur (siehe Kapitel 5.2.4.1 der zugehörigen Masterarbeit) abzuwählen.

Wird das Kriechen mitberücksichtigt, so sind weitere Optionen, betreffend dem Injektionsbeginn und Erstbelastungsbeginn in Tagen nach Fertigstellung der Auskleidung manuell einzugeben. Die vorliegende Luftfeuchtigkeit im Schacht/Stollen ist in Prozent anzugeben. Es gibt für die Betonauskleidung auch zwei Lastfälle, zu unterscheiden. Lastfall 1 setzt sich die Bemessungsspannung aus den vorhandenen Vorspannungen zusammen, dies entspricht dem Vorgehen bei konventionellen Pumpspeichieranlagen. Beim Lastfall 2 wird zusätzlich die Temperaturspannung aus der maximalen Betriebstemperatur berücksichtigt.

Bei der Stahlpanzerung ist die einzige weitere Option einen Startwert für die Bestimmung der Auskleidungsstärke beim Beulen nach Amstutz zu bestimmen. Mit den Beispielen, welche in Kapitel 8.4 der zugehörigen Masterarbeit beschrieben wurden, war ein Startwert von 0,06 m ausreichend, um ein Ergebnis berechnen zu können.

Nachdem alle Optionen und Einstellungen gewählt wurden, so kann jeder Abschnitt einzeln berechnet werden. Dies erfolgt über die Buttons im Reiter „Berechnung starten“. Jeder Button startet die Iteration auf den zugehörigen Tabellenblättern, welche nötig ist, um die diversen Auskleidungsstärken zu bestimmen.

Lediglich bei der Iteration, welche für das Beulen nach Amstutz ausgeführt wird, kann es sein, dass der zuvor gewählte Iterationsstartwert zu keinem Ergebnis führt. Sollte dieser Fall eintreten so erscheint in Rot, die Meldung „Startwert anpassen“.

Die Abbildung unten zeigt beide Fälle für die Iteration der Stahlpanzerung (Beulen nach Amstutz). Bei dem Fall, dass der Iterationsstartwert angepasst werden muss, ist es am besten, dass man den zuerst gewählten Wert in 0,01 m Schritten ändert, solange bis nach dem erneuten Starten der Berechnung (Button Verteilrohrleitung), das grüne Feld mit „Startwert ausreichend“ aufleuchtet. Dann war es möglich, ein Ergebnis für die Beulberechnung nach Amstutz zu generieren.

Stahlpanzerung		
<b>Beulen nach Amstutz: Iterationsstartwert</b>		
0,01	[m]	Verteilrohrleitung
<b>Startwert anpassen</b>		

Stahlpanzerung		
<b>Beulen nach Amstutz: Iterationsstartwert</b>		
0,06	[m]	Verteilrohrleitung
<b>Startwert ausreichend</b>		

## Joukowsky Druckstoß

OW-Seitig				UW-Seitig			
Joukowsky Druckstoß				Joukowsky Druckstoß			
l	1000	[m]		l	100	[m]	
a	1000	[m/s]		a	1000	[m/s]	
r <sub>i</sub>	1,89	[m]		r <sub>i</sub>	2,38	[m]	
	Turbine	Pumpe	Einheit		Pumpe	Einheit	
t <sub>s</sub>	45	10	[s]	t <sub>s</sub>	10	[s]	
Q	70,8	58,1	[m <sup>3</sup> /s]	Q	58,1	[m <sup>3</sup> /s]	
v	6,31	5,18	[m/s]	v	3,28	[m/s]	
T <sub>R</sub>	2	2	[s]	T <sub>R</sub>	0,2	[s]	
<b>max h<sub>a</sub></b>	<b>28,58</b>	<b>105,55</b>	<b>[m]</b>	<b>max h<sub>a</sub></b>	<b>6,68</b>	<b>[m]</b>	

Die Berechnung des Druckstoßes und somit den dynamischen Anteil des Innendrucks, findet am Tabellenblatt „Joukowsky“ statt. Die Ergebnisse der dynamischen Druckhöhe unterteilen sich in Pump- und Turbinenbetrieb. Der höhere der beiden Werte wird für die Dimensionierung automatisch mitberücksichtigt (Berechnungsoption „Druck dynamisch“ muss dabei bei der Eingabe ausgewählt sein).

## **Ergebnistabellen**

Nach der jeweils ausgeführten Berechnung erscheint ein Pop-Up Fenster, um zu signalisieren, dass der Rechenvorgang beendet ist. Dieser ist mit OK zu bestätigen.

Die Ergebnisse unterteilen sich in die verschiedenen Anlagenbereiche (Druckschacht, OW Druckstollen, Verteilrohrleitung, UW Druckstollen).

Auf dem ersten Tabellenblatt (Ergebnisse ...) des jeweiligen Abschnittes befindet sich immer eine kurze Dokumentation der wichtigsten Ergebnisse sowie das zugehörige Seeber-Diagramm.

Beim Druckschacht kann das Seeber Diagramm in jeder Tiefenlage angezeigt werden (Abstufung über die Eingabemaske unter dem Punkt: Abstufung Druckschacht).

Es wird hier auch immer ausgegeben, ob die Nachweise zur Dimensionierung der Auskleidungsstärke erfüllt sind. Bei der Verteilrohrleitung (Stahlpanzerung) wird zusätzlich noch der maßgebende Lastfall angegeben (Beulen nach Amstutz oder Innendruck)

Dem nächsten Tabellenblatt (Tabelle ...) finden sich alle Zwischenergebnisse, welche für die Berechnung der Auskleidungsstärke benötigt werden.

Zusätzlich findet sich im Bereich des Druckschachtes noch ein weiteres Tabellenblatt. Hier wird ein Übersichtsdiagramm über die Tiefe des Schachtes ausgegeben und die wichtigsten Ergebnisse können grafisch dargestellt werden. Links neben dem Diagramm können außerdem die gewünschten Werte, welche angezeigt werden sollen, bestimmt werden.

### **Tabelle Verteilrohrleitung**

Das Tabellenblatt „Tabelle Verteilrohrleitung“ ist das einzige Tabellenblatt, außer der Eingabe, wo eine weitere Berechnung erforderlich ist.

Hier findet sich die temperaturabhängige Beulberechnung nach [1] im unteren Tabellenbereich.

kritischer Beuldruck: Temperaturabhängig							
$p_{cr,\Delta T}$ [MN/m <sup>2</sup> ]							
0,73							
$T_{max}$ [°C]	$T_{Erstf\ddot{u}ll}$ [°C]	$T_{Gebirge}$ [°C]	$\Delta T$ [°C]	$E$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\nu$ [-]	$\alpha_T$ [1/K]	$g_0$
95,00	45,00	36,00	9,00	210.000	0,30	1,20E-05	0,00041
$\rho$ [-]	=0	Bestimmung $p_{cr,\Delta T}$					
5,00	9,55						

Hier ist folgenderweise vorzugehen:

- Ändern des Wertes für  $\rho$ , solange bis der Wert unter Zelle „=0“ nahezu Null ist (ein Bereich zwischen -2 und 2 sollte ausreichend)
- Starten der Iteration mit Betätigung des Buttons „Bestimmung  $p_{cr,\Delta T}$ “
- Wenn der Wert unter Zelle „=0“ Null ergibt, färbt sich die Zelle grün ein. Sollte der Wert nicht passen, muss der erste Schritt wiederholt werden.
- Sollte der Wert nicht passen und weiterhin rot eingefärbt sein, kann es zur Fehlermeldung #Zahl kommen, dann muss einfach nur ein geringer Startwert für  $\rho$  eingegeben werden bis der Wert wieder nahezu Null ist.

kritischer Beuldruck: Temperaturabhängig							
$p_{cr,\Delta T}$ [MN/m <sup>2</sup> ]							
2,01							
$T_{max}$ [°C]	$T_{Erstf\ddot{u}ll}$ [°C]	$T_{Gebirge}$ [°C]	$\Delta T$ [°C]	$E$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$\nu$ [-]	$\alpha_T$ [1/K]	$g_0$
95,00	45,00	36,00	9,00	210.000	0,30	1,20E-05	0,00041
$\rho$ [-]	=0	Bestimmung $p_{cr,\Delta T}$					
9,29	0,00						

## **Ausgeblendete Tabellenblätter**

Um die Berechnungen durchführen zu können, sind zusätzliche Tabellenblätter erstellt worden. Auf diesen Tabellenblätter befinden sich zum Beispiel die hinterlegten Werte für die Stahl- und Betongüte und auf anderen läuft die Iteration, welche mit den Berechnungsbuttons auf der Eingabemaske gestartet werden.

Um unbeabsichtigte Änderungen am Berechnungsablauf und -code vorzunehmen, sind diese standardmäßig ausgeblendet.

Es wird dazu geraten, alle ausgeblendeten Tabellenblätter auch ausgeblendet zu lassen da sie für die vorhergesehen Berechnung, für welche das Programm erstellt wurde, nicht verändert oder bearbeitet werden müssen.