



VERÖFFENTLICHUNGEN

des Instituts für Geotechnik
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

Herausgeber: H. Klapperich, H. Konietzky

Heft 2006-2

**Numerische Untersuchungen zur Stabilität von
Kammerfirsten im Salzbergbau unter besonderer
Beachtung einer Systemankerung mit
elasto – plastisch – verfestigender Ankerkennlinie
und unterschiedlichen Ankervorspannwerten**

von Axel Hausdorf

Freiberg 2006

Veröffentlichungen des Instituts für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Herbert Klapperich
Prof. Dr.-Ing. habil. Heinz Konietzky

Anschrift: TU Bergakademie Freiberg
Institut für Geotechnik
Gustav-Zeuner-Straße 1
09596 Freiberg
Telefon: 03731 39-2492
Fax: 03731 39-3501
E-Mail: ifgt@ifgt.tu-freiberg.de
Internet: www.ifgt.tu-freiberg.de

Herstellung: Medienzentrum der TU Bergakademie Freiberg
Printed in Germany

Ohne ausdrückliche Genehmigung der Hausausgeber ist es nicht gestattet, das Werk oder Teile daraus nachzudrucken oder auf fotomechanischem oder elektronischem Wege zu vervielfältigen.

Für den Inhalt ist der Autor allein verantwortlich.

© Institut für Geotechnik - TU Bergakademie Freiberg - 2006

ISSN 1611-1605

Vorwort

Der Ankerausbau zur Sicherung der Kammerfirsten im Kalibergbau wird seit mehreren Jahrzehnten erfolgreich eingesetzt. Es steht außer Zweifel, dass die Firstsicherheit im deutschen Kalibergbau u. a. durch systematische Ankersicherung auf einem recht hohen Niveau betrieben wird. In der Zwischenzeit liegen zahlreiche praktische Erfahrungen vor, die eine Vielzahl von Einflussfaktoren erkennen lassen.

Ich habe deshalb meinen ehemaligen Mitarbeiter Herrn Hausdorf ermuntert, diese außerordentlich interessante Aufgabenstellung mit Hilfe neuer numerischer Verfahren zu bearbeiten.

Mit der vorliegenden Arbeit verfolgte der Promovend das Ziel, das komplexe Zusammenspiel einer Systemankerung mit einer geschichteten Firste durch numerische Berechnungen zu quantifizieren, die Wirkungen einzelner Einflussgrößen aufzuzeigen und den Nachweis zu erbringen, dass mit Hilfe der numerischen Ergebnisse Entscheidungshilfen bei der Dimensionierung eines Ankerausbaus möglich sind.

Zunächst wird in der Arbeit eine umfassende Analyse der Einflussfaktoren auf die Stabilität von Kammerfirsten im Kali- und Steinsalzbergbau vorgenommen.

Im Einzelnen werden die geologischen Verhältnisse, die gebirgsmechanischen Bedingungen, die geometrischen Verhältnisse, die Ankerung selbst sowie bergbautechnologische Einflüsse besprochen.

Diese Analyse ist insofern wesentlich, weil alle für eine Modellierung denkbaren Aspekte aufgeführt werden.

Die Verfahrensweise wird sodann für eine Referenzlagerstätte (Bergwerk Zielitz der K + S KALI GmbH) demonstriert. Für die dort geltenden Verhältnisse wird ein „Basismodell“ für die numerischen Berechnungen erstellt, bei dem gezielt interessierende Einflussgrößen variiert werden.

Das sind

- Lage und Eigenschaften von Löserflächen
- Ankerung, insbesondere die Berücksichtigung der realistischen elasto – plastisch verfestigenden Ankerkennlinie
- Rheologische Stoffgesetze der Salzgesteine
- Ebene bzw. gewölbte Kammerfirsten
- Ankervorspannung
- verzögertes Ankersetzen etc.

Die numerischen Berechnungen wurden mit dem Programm FLAC-2D von ITASCA durchgeführt. Dieses „Kontinuumsprogramm“ bietet die unverzichtbare Möglichkeit, einzelne, für die Untersuchungen notwendige Löserflächen durch Interface-Elemente nachzubilden.

Insgesamt darf man einschätzen, dass die zahlreichen numerischen Berechnungsergebnisse den Nachweis erbringen, dass die Wirkungen der Systemankerung in Abhängigkeit von wichtigen Einflussgrößen numerisch überzeugend wiedergegeben werden und die Ergebnisse den Erfahrungen und Beobachtungen im Wesentlichen entsprechen. Das spricht für eine gelungene Modellbildung und vor allem für zutreffende Stoffgesetze, Parameter und Kennwerte.

Generell darf man feststellen, dass die Arbeit bezüglich des Verhaltens geschichteter Firsten im Kalibergbau und deren Ankersicherung einen interessanten Beitrag für das Verständnis der beobachteten Erscheinungen darstellt. Die numerische Behandlung der Problemstellungen erlaubt die Quantifizierung dieser Erscheinungen in Abhängigkeit von der Variation der hier untersuchten Einflussfaktoren.

Der vorgestellte Algorithmus ist auch geeignet, problemlos die Verhältnisse für „abweichende“ Basismodelle zu klären. Es bieten sich förmlich analoge Berechnungen für andere Kaliwerke, abweichende geologische Verhältnisse, andere Abbauparameter oder auch andere Ankeranordnungen im Rahmen von Studien- oder Diplomarbeiten an.

In ihrer Gesamtheit ermutigen die vorgelegten Ergebnisse dazu, auch weitere Problemstellungen der Firstsicherung im Kalibergbau (z. B. die dynamische Beanspruchung der Anker beim Gewinnungssprengen) in ähnlicher Weise anzugehen.

Ich wünsche diesem Heft interessierte Leser und hoffe auf eine „Rückkopplung“ zwischen Praxisvertretern und den Forschungseinrichtungen unserer Universität TU Bergakademie Freiberg.

Freiberg im März 2006

Prof. i. R. Dr. – Ing. F. Heinrich

**Numerische Untersuchungen zur Stabilität von Kammerfirsten im
Salzbergbau unter besonderer Beachtung einer Systemankerung
mit elasto – plastisch – verfestigender Ankerkennlinie
und unterschiedlichen Ankervorspannwerten**

Von der Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor – Ingenieur
(Dr.-Ing.),

vorgelegt

von Dipl. – Ing. **Axel Hausdorf**

geboren am 17. 10. 1963 in Stollberg

Gutachter: Prof. i. R. Dr. – Ing. Friedhelm Heinrich, Freiberg
Prof. Dr. – Ing. habil. Heinz Konietzky, Gelsenkirchen / Freiberg
Dr. – Ing. Norbert Mocka, Zielitz

Tag der Verleihung: 03. 02. 2006

Danksagung

In der vorliegenden Arbeit werden die Ergebnisse meiner Untersuchungen am Institut für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg in den Jahren 2002 bis 2006 zusammenfassend dargestellt. Es ist mir ein Bedürfnis, all denjenigen zu danken, die mich in dieser Zeit unterstützt und damit zum Gelingen der Arbeit maßgeblich beigetragen haben.

Besonderer Dank gilt Herrn Prof. i. R. Dr. – Ing. Friedhelm Heinrich für seine thematische Anregung, die Herstellung der Kontakte zur Praxis und natürlich seine fachliche und organisatorische Betreuung während der gesamten Bearbeitungszeit.

Herrn Prof. Dr. – Ing. habil. Heinz Konietzky danke ich in erster Linie für seine uneigennützigste Hilfe bei der Implementierung des speziellen elasto – plastisch – verfestigenden Ankermaterialverhaltens sowie die zahlreichen wertvollen Detailhinweise zu den numerischen Berechnungen.

Den Vertretern der Kaliindustrie, namentlich Herrn Dr. – Ing. Norbert Mocka, Herrn Dipl. – Ing. Klaus Keilwitz, Herrn Dipl. – Ing. Matthias Elvers sowie Frau Dipl. – Ing. Claudia Haney am Standort Zielitz sowie Herrn Dr. – Ing. Jan – Peter Schleinig in der Firmenzentrale in Kassel, verdanke ich die Überlassung von Messergebnissen und internen Unterlagen, wertvolle praktische Hinweise und anregende Diskussionen sowie die Ermöglichung von Grubenbefahrungen.

Mein Dank richtet sich darüber hinaus an die Mitglieder des Gebirgsankerausschusses des Kalivereins e.V. für ihre konstruktiven inhaltlichen Anregungen.

Stellvertretend für die Mitarbeiterschaft des Instituts für Geotechnik möchte ich mich bei Herrn Dr. – Ing. Manfred Siegmundt für seine fachlichen und redaktionellen Hinweise sowie bei Frau Angela Griebisch und Herrn Tom Weichmann für die technische Unterstützung bei der Abfassung der schriftlichen Arbeit bedanken.

Meiner Frau und meiner Familie gilt ein spezieller Dank.

Axel Hausdorf

Kurzfassung

Numerische Untersuchungen zur Stabilität von Kammerfirsten im Salzbergbau unter besonderer Beachtung einer Systemankerung mit elasto – plastisch – verfestigender Ankerkennlinie und unterschiedlichen Ankervorspannwerten

von Axel Hausdorf

Beim Kammer – Pfeiler – Abbauverfahren auf flach einfallende Kaliflöze wird die Stabilität der Kammerfirsten von einer Reihe naturgegebener sowie technischer Faktoren beeinflusst, die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellt werden.

Ausgewählte Einflussfaktoren wie Lage und Eigenschaften von Löserflächen, die Firstankerung, Stoffgesetze für die Salzgesteine sowie die Firstwölbung werden darüber hinaus mit Hilfe numerischer Parametervariationsrechnungen unter Nutzung eines Finite – Differenzen – Programms und einer vergleichenden Ergebnisauswertung untersucht.

Der Schwerpunkt liegt dabei auf der Firstankerung, wobei das tatsächliche elasto – plastisch – verfestigende Materialverhalten heutiger Ankerstähle numerisch umgesetzt wird, Ankervorspannkräfte sowie der Ankersetzzeitpunkt variiert werden und der Einfluss unterschiedlicher Teufen auf das Anker- und Firstverhalten herausgearbeitet wird.

Durch die Untersuchungen werden die Modellvorstellungen über die Ankerwirkung bei dünnmächtig ausgebildetem unmittelbarem Kammerhangenden gefestigt, es werden Verformungsreserven bei dem verwendeten Ankerstahl „Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700“ aufgedeckt und insgesamt zeigen die numerischen Untersuchungsergebnisse, dass die bisher in der Praxis angewandte Verfahrensweise zur Erzielung stabiler Firstverhältnisse in der Gewinnungsphase als geeignet anzusehen ist.

Summary

Numerical studies on the stability of the roofs of the rooms in salt mining taking especially into account a systematic anchoring with an elasto – plastic characteristic curve with hardening and different values of the anchor pre – stress

by Axel Hausdorf

At the excavation of flat dipping potash seams with the room and pillar mining method the stability of the roofs is influenced by a number of natural as well as technical factors, which are presented in this dissertation.

Beyond, chosen influencing factors, such as location and properties of planes of separation (interfaces, discontinuities), roof anchoring, constitutive laws for salt rocks as well as roof – arching are analysed using numerical calculations with parameter variations. The numerical programme used is based on the finite – difference – method. The results are evaluated in a comparing manner.

The main focus is set to the roof anchoring, whereas the real material behaviour of today's anchor steels in salt mining, that can be described as elasto – plastic with hardening, is implemented numerically. Furthermore the influence of different anchor – pre-stresses as well as the time point of anchoring and different depth-levels of the excavation rooms on the behaviour of anchors and roofs is worked out.

With the help of this investigations the model ideas about the effect of anchoring of thin-bedded roof strata are consolidated and the amount of the “plastic deformation reserve” of the used, special anchor steel (GEWI – steel ST 450 / 700) is shown. Altogether the numerical results show, that the common practice to achieve stable roof conditions during the excavation and using phase of the hollow spaces is a suitable one.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1 Einleitung	1
2 Historische Entwicklung und Wirkprinzipien einer Systemankerung im Salzbergbau	3
2.1 Historische Entwicklung	3
2.2 Ankerwirkprinzipien	3
3 Wissenschaftliche Aufgabenstellung	13
4 Einflussfaktoren auf die Stabilität von Kammerfirsten im Kali- und Steinsalzbergbau	15
4.1 Übersicht der nicht beeinflussbaren und beeinflussbaren Faktoren .	15
4.1.1 Geologische Verhältnisse	17
4.1.2 Gebirgsmechanische Bedingungen	20
4.1.3 Geometrische Verhältnisse	25
4.1.4 Ankerung	30
4.1.5 Bergbautechnologische Einflüsse	35
4.2 Referenzlagerstätte	41
4.3 Basismodell der numerischen Berechnungen und Programm	45
4.4 Vorstellung und Bewertung von Messergebnissen	55
5 Eigene numerische Untersuchungen	57
5.1 Lage und Eigenschaften von Löserflächen	57
5.1.1 Einführung	57
5.1.2 Modellierungsannahmen und Variationsparameter	58
5.1.3 Berechnungsergebnisse	59

5.2	Ankerung	70
5.2.1	Stand des Wissens zur Ankerung von Kammerfirsten	70
5.2.2	Numerische Umsetzung des elasto – plastisch – verfestigenden Ankerverhaltens	75
5.2.3	Variationsparameter und Berechnungsergebnisse	80
5.2.3.1	Variationsparameter	80
5.2.3.2	Berechnungsergebnisse	81
5.3	Stoffgesetze für Salzgesteine	127
5.3.1	Theoretische Grundlagen	127
5.3.2	Variationsparameter und Berechnungsergebnisse	131
5.3.2.1	Variationsparameter	131
5.3.2.2	Berechnungsergebnisse	135
5.4	Geometrische Ausbildung der Kammerfirste	144
5.4.1	Kenntnisstand	144
5.4.2	Variationsparameter und Berechnungsergebnisse	149
5.4.2.1	Variationsparameter	149
5.4.2.2	Berechnungsergebnisse	153
6.	Zusammenfassende Bewertung der eigenen Untersuchungs- ergebnisse und Ableitung praktischer Schlussfolgerungen	165
7.	Zusammenfassung und Ausblick	167
	Literaturverzeichnis	174
	Abbildungsverzeichnis	183
	Tabellenverzeichnis	194
	Symbol- und Abkürzungsverzeichnis	196

1 Einleitung

Bedingt durch das Wachstum von Weltwirtschaft und Weltbevölkerung steigt der Bedarf an Rohstoffen global und schwerpunktmäßig in den Schwellenländern ständig. Dabei werden neben den Energierohstoffen auch große Mengen an metallischen und nichtmetallischen Industrierohstoffen benötigt. Zu letzteren zählen die Kalisalze und das Steinsalz, deren Abbau in Deutschland seit ca. 150 Jahren bergmännisch mit speziellen Untertageabbauverfahren erfolgt. Die Salze finden vorwiegend in der Landwirtschaft und in der chemischen Industrie aber auch in der Nahrungsmittel- und Fischereiindustrie sowie im Straßenwesen Verwendung. Im Weltmaßstab belegt Deutschland derzeit bei der Kalisalzproduktion mit 3,4 Millionen Jahrestonnen den 3. und bei der Steinsalzproduktion mit 15,1 Millionen Jahrestonnen ebenfalls den 3. Platz (Wirtschaftsvereinigung Bergbau, 2002).

Der konventionelle Abbau speziell der überwiegend flach gelagerten Kaliflöze in Deutschland erfolgt heute nahezu ausschließlich im Kammer – Pfeiler – Abbauverfahren. Neben der gebirgsmechanischen Dimensionierung standfester Pfeiler kommt dabei der Gewährleistung einer ausreichenden Stabilität der Kammerfirsten eine besondere Bedeutung zu, denn die Verhinderung von Firstfällen ist nach wie vor eine wesentliche Voraussetzung für einen unfallfreien und effektiven Gewinnungsprozess.

Zur Sicherung der Firststabilität, die von einer ganzen Reihe später detailliert zu betrachtender Faktoren bestimmt wird, hat sich die systematische, d.h. in einem festen Raster zu setzende Firstankerung als sofort wirksames, barrierefreies und ökonomisch günstiges Ausbaugefahren seit langem durchgesetzt. Dabei haben die seit Beginn des Einsatzes eines Ankerbaus im Salzbergbau vorzugsweise eingesetzten Spreizhülsenankerungssysteme eine beständige Weiterentwicklung erfahren. Dazu beigetragen haben u.a. die materialwissenschaftlichen Forschungen zur Herstellung nachgiebiger Ankerstähle, die Entwicklung einer Maschinenteknik zum vollmechanischen Setzen und Vorspannen der Anker und – nicht zuletzt – geomechanische Erkenntnisse über die Wechselwirkung zwischen Gebirgs- und Ausbauverhalten.

Vor allem Letztere bilden die Grundlage für die Dimensionierung des Firstankerausbau, die im Einzelnen auf

- Erfahrungen,
- Ergebnissen von Modell- und Feldversuchen,
- Modellvorstellungen,
- analytischen Verfahren und zunehmend öfter auch auf
- numerischen Berechnungsergebnissen

beruht.

Gerade bei der Nutzung von numerischen Verfahren ergibt sich die Möglichkeit, mit Hilfe von Parametervariationsrechnungen die komplexe Wechselwirkung zwischen dem speziellen zeitabhängigen Verformungsverhalten der Salinargesteinsschichten, der Öffnungstendenz latenter Löserflächen in den firstnahen Dachschichten und der Wirkung einer Ankerung in Abhängigkeit von solchen Faktoren wie beispielsweise Ablösemächtigkeit, Teufe, Ankersetzzeitpunkt oder Firstgeometrie systematisch zu untersuchen.

Mit dieser Arbeit soll ein Beitrag dazu geleistet werden. Zur Herausarbeitung der Wirkung einzelner Variationsparameter werden jeweils vergleichende Ergebnisauswertungen durchgeführt. Die Verifizierung der numerischen Berechnungsergebnisse, die als Gradmesser für eine entsprechende Akzeptanz anzusehen ist, erfolgt dabei anhand von vorhandenen Messwertreihen und v.a. anhand der übermittelten jahrzehntelangen praktischen Erfahrungen aus dem ausgewählten Grubenbetrieb. Die gewonnenen Erkenntnisse über das mechanische Verhalten geankerter Kammerfirsten sollten außer für den gegenwärtigen Kali- und Steinsalzbergbau auch für die Errichtung und den Betrieb von Untertagedeponien und Endlagern im Salinar von Interesse sein.

2 Historische Entwicklung und Wirkprinzipien einer Systemankerung im Salzbergbau

2.1 Historische Entwicklung des Ankerausbaus

Nach ersten Anwendungen des Ankerausbaus im amerikanischen Kohlenbergbau im Jahre 1905 (Müller, 1952) und einem ersten versuchsweisen Einsatz im oberschlesischen Steinkohlenbergbau im Jahre 1914 (ohne Verfasserangabe, 1919) wurden Anker im deutschen Kalibergbau erstmals im Jahre 1938 eingesetzt (Gimm u. a., 1962).

Nach einer anfänglichen Testphase mit gelegentlichem und vereinzelt Ankersetzen erfolgte der Übergang zur systematischen Firstankerung in den westdeutschen Kalirevieren in den 1960er Jahren (Streitz und Rumphorst, 1997), in den ostdeutschen Revieren etwas später.

Ein ursprünglich ebenfalls beabsichtigter Zweck des Ankerns, nämlich eine Verdünnung des Förderkalirohsalzes durch nachbrechendes Steinsalz zu verhindern (Scheiring, 1956), ist mit der Einführung der mobilen Großgerätetechnik und der damit gegebenen Möglichkeit zur selektiven Gewinnung weitgehend in den Hintergrund getreten. Seit den 1960er Jahren erfolgt die Dimensionierung der Firstankerung ausschließlich unter sicherheitlichen Aspekten.

Zu einer weitergehenden Analyse der historischen Entwicklung, insbesondere der Ankertypen, der Elemente des Spreizhülsenankers und der Ankerdimensionierung sei auf die Literatur verwiesen (Rother, 2004).

2.2 Ankerwirkprinzipien

Durch die Ankerung der Firste einer Abbaukammer sollen generell die unmittelbaren Hangendschichten am Hereinbrechen gehindert werden. Über die diesem Zweck dienenden, komplex auftretenden Wirkungen einer Ankerung im Salzbergbau, die auch in anderen Bergbauzweigen und im Hohlraumbau außerhalb des Bergbaus Gültigkeit besitzen, liegen verschiedene Modellvorstellungen vor, von denen die wesentlichen im Folgenden vorgestellt werden sollen [(Gimm, 1958); (Jakobi, 1952); (Krippner, 1958); (Schneider, 1973); (Heinrich, 1996); (Moye und Rumphorst, 1998); (Kaliverein e.V., 1999); (Hausdorf, 2003)]:

① Anheften lockerer Schalen an ein ansonsten standfestes Hangendes

Bedingt durch das Eigengewicht der einzelnen geringfesten Lagen eines dünnbankigen Hangenden kommt es zur Durchbiegung dieser Schichten und damit zur Gefahr einer Ablösung vom Haupthangenden. Diese Gefahr der Löserbildung wird um so größer sein, je dünnmächtiger die firstnahen Schichten sind und je breiter die Abbaukammer respektive je größer die Firstspannweite (l) ist.

Eine Ankerung bewirkt nun eine Reduzierung dieser freien Stützweite, wodurch das Feldmoment (M) und damit die Firstdurchbiegung (u_y) verringert werden.

Im Falle des Setzens eines einzelnen Ankers in Firstmitte stellen sich die Verhältnisse wie folgt dar:

ohne Ankerung:
$$M_{\text{ohne_Anker}} = \frac{p \cdot l^2}{12} \quad (1)$$

mit 1 Mittelanker:
$$M_{1_Mittelanker} = \frac{p \cdot \left(\frac{l}{2}\right)^2}{12} = \frac{1}{4} \cdot \frac{p \cdot l^2}{12} \quad (2)$$

Eine weitere Verkleinerung des Feldmomentes und damit der Firstsenkung kann durch das Setzen zusätzlicher Anker erreicht werden (Bild 1).

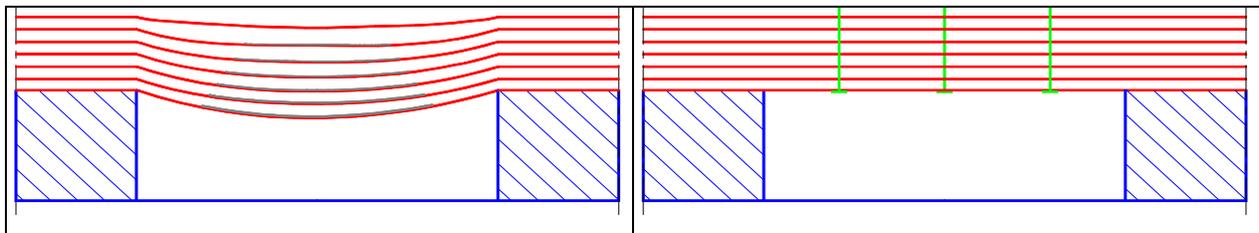


Bild 1: Verringerung der Firstabsenkung durch das Anheften geringfester Firstschichten an ein ansonsten standfestes Hangendes

Das Vorhandensein eines tragfähigen Haupthangenden in Firstnähe ist eine Grundvoraussetzung für die Erzielung der gewünschten Ankerwirkung nach diesem Prinzip. In Abhängigkeit vom Abstand dieser kompakten Hangendschicht von der Firstkontur werden die Ankerlänge und im Hinblick auf das zu haltende Gewicht der geringfesten Schichten auch die Ankersetzdichte zu bemessen sein.

② Erhöhung der Zugfestigkeit des Gebirges durch Armierung mit Ankern

Durch das Einbringen von Ankern mit im Vergleich zum Salinargebirge ungleich höheren Zug- und Scherfestigkeiten wird der Hangendbereich über einer Kammerfirste gewissermaßen armiert. Nach dieser Modellvorstellung übernehmen die Anker im Tragsystem die Zug- und Scherkräfte, während das Salzgebirge die Druckkräfte überträgt. Zur Vervollständigung der Kraftübertragung sind die Anker hierzu theoretisch durch Unterzüge zu verbinden und im stoßnahen Bereich schräg zu setzen. Die bergbauliche Praxis hat jedoch gezeigt, dass auf die entsprechenden Unterzüge verzichtet werden kann und die Anker – unabhängig von der Entfernung zum Stoß – in der Regel senkrecht zur Firstkontur gesetzt werden. Die Wirkung einer Systemanerkennung muss also auf weiteren Prinzipien beruhen.

③ Verhinderung des Ausknickens und Abscherens von Hangendschichten bei hoher Pfeilerbelastung

Beim Kammer – Pfeiler – Bau fungieren die Pfeiler als die eigentlichen gebirgsmechanischen Tragelemente, wobei ihre Hauptbeanspruchungsrichtung vertikal verläuft. Bedingt durch diese – mitunter recht hohe – Pfeilerbelastung (σ_{Pfeiler}), die sich – wie später zu zeigen ist – aus dem Lastfaktor (L), also dem Verhältnis von Systemfläche (A_{System}) zu Pfeilerfläche (A_{Pfeiler}), multipliziert mit dem Teufendruck (p_0) ergibt, können sich unter der Annahme behinderter elastischer Querdehnung im firstnahen Bereich bemerkenswerte Horizontalspannungen (σ_{hor}) aufbauen (Bild 2), deren Größe sich wie folgt abschätzen lässt:

$$\sigma_{\text{hor}} = \frac{\nu}{1-\nu} \cdot \sigma_{\text{Pfeiler}} = \lambda \cdot \sigma_{\text{Pfeiler}} \quad (3)$$

mit

ν : (elastische) Querdehnungszahl

λ : Seitendruckbeiwert.

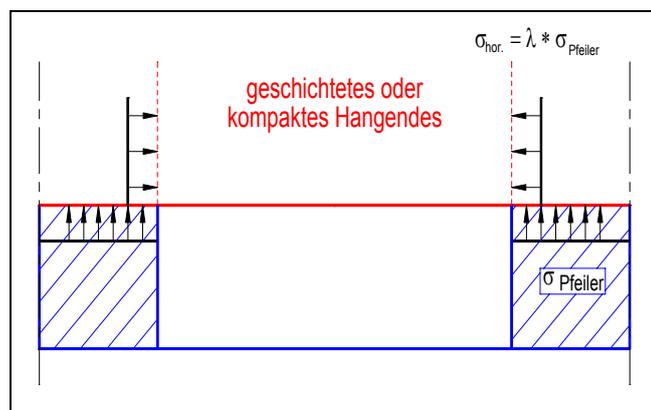


Bild 2: Pfeilerbelastung und horizontale Spannung in der Firste

In Abhängigkeit von der Beschaffenheit des unmittelbaren Kammerhangenden, das geschichtet oder kompakt ausgebildet sein kann, ergeben sich nun zwei unterschiedliche Auswirkungen dieser Horizontalspannungen:

a)

Bei einem geschichteten Hangenden, insbesondere beim Anstehen einer sehr geringmächtigen untersten Firstschicht, die sich bereits vom Haupthangenden abgelöst hat, besteht die Gefahr des Ausknickens dieser Schicht. Mit Hilfe einer Ankerung wird dieser Tendenz durch eine Verringerung der Knicklänge und eine Verstärkung, d.h. eine Erhöhung des Flächenträgheitsmoments der knickgefährdeten Schale wirksam begegnet (Bild 3).

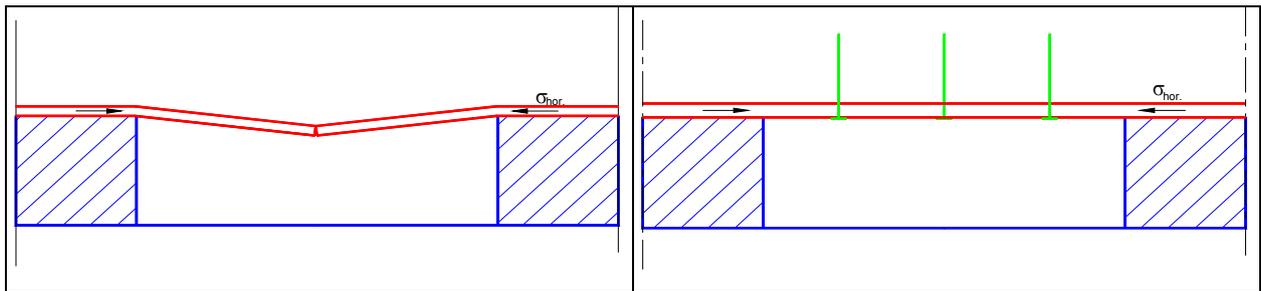


Bild 3: Verhalten einer geschichteten Firste im ungeankerten und geankerten Zustand beim Auftreten hoher horizontaler Spannungen

b)

Ist das an der Kontur nahezu einaxial beanspruchte Hangende dagegen massig ausgebildet, so entscheidet die Größe von σ_{hor} im Vergleich zur einaxialen Druckfestigkeit (σ_u) des anstehenden Salinargesteins über das Verhalten. Im Falle der Überschreitung von σ_u wird es, vergleichbar mit den Ergebnissen einaxialer Druckversuche, zum Scherbruchversagen und zur Ausbildung geneigter Bruchflächen kommen (Ausbildung eines Mohrschen Doppelkegels). In der Folge wird sich schwerkraftbedingt ein Traggewölbe bilden. Das Gesteinsmaterial innerhalb dieser gebrochenen, d.h. entfestigten Zone ist nun durch die zu setzenden Anker an der Firste zu halten. Damit die Anker diese Funktion erfüllen können, muss sich ihr gebirgsseitiges Ende oberhalb des Bruchgewölbes befinden (Bild 4).

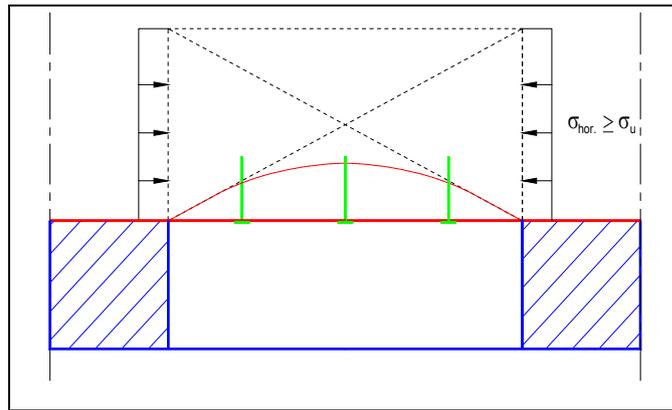


Bild 4: Verhalten einer massigen Firse beim Auftreten hoher horizontaler Spannungen

④ Verdübelung geringmächtiger Hangendschichten zu einem biegesteiferen Schichtpaket

Durch das Ankern werden die geringmächtigen Einzellagen einer geschichteten Firse zu einem Schichtpaket (Träger) zusammengefasst. Dieser Vorgang kann z.B. mit dem Zusammennageln einzelner Bretter zu einem Balken verglichen werden. Die eingebrachten Ankerstangen bzw. Nägel behindern die Relativverschiebungen der einzelnen Schichten bzw. Bretter zueinander und wirken damit der Tendenz zur Durchbiegung entgegen. Das Ergebnis ist in jedem Falle ein biegesteiferes Schichtpaket.

Der Effekt der Erhöhung der Biegesteifigkeit ($E \cdot I$) soll nachfolgend am Beispiel der Verdübelung eines aus zwei gleichmächtigen Schichten bestehenden Hangenden verdeutlicht werden (Bild 5). Die Balkenbreite (b) des Rechteckquerschnitts wird dabei einheitlich mit 1,0 m angenommen.

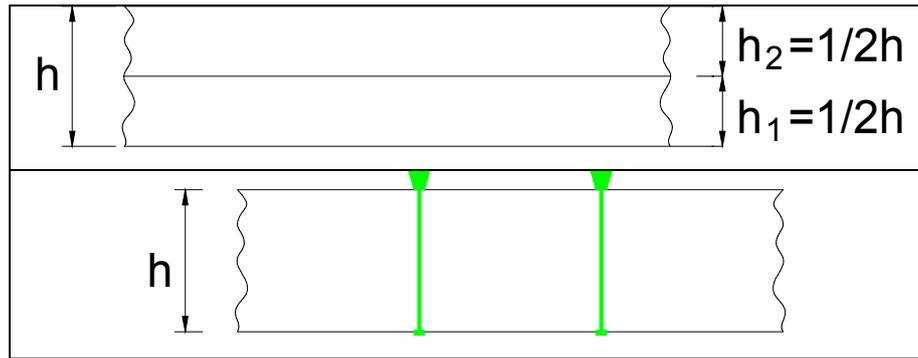


Bild 5: Einzelschichthöhen und Höhe des geankerten Schichtpaketes

a) ohne Ankerung

$$(E \cdot I)_{\text{ohne_Ankerung}} = \frac{E \cdot \sum_i (h_i^3)}{12} = \frac{E}{12} \cdot \left[\left(\frac{h}{2} \right)^3 + \left(\frac{h}{2} \right)^3 \right] = \frac{1}{4} \cdot \frac{E \cdot h^3}{12} \quad (4)$$

b) mit Ankerung

$$(E \cdot I)_{\text{mit_Ankerung}} = \frac{E \cdot h^3}{12} \quad (5)$$

Durch die Vernagelung der beiden Schichten kommt es zu einer Vervierfachung der Biegesteifigkeit.

Aus der hier betrachteten Wirkung der Anker, wonach die auftretenden Relativverschiebungen der einzelnen Firstschichten zueinander wirkungsvoll eingeschränkt werden können, lässt sich ableiten, dass die Anker v.a. dort gesetzt werden sollten, wo sie am effektivsten sind. Das wird an den Stellen sein, wo die größten Querkräfte und damit die Scherspannungmaxima auftreten. Aus dem Querkraftverlauf entlang eines Biegebalkens (siehe Bild 6) lässt sich ableiten, dass unter diesem Gesichtspunkt die stoßnahen Anker besonders wirkungsvoll sind, aber auch höher beansprucht werden als die Anker im kammernmittigen Bereich.

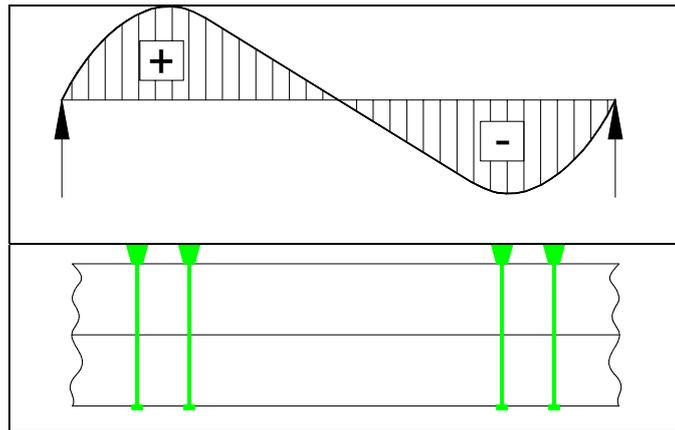


Bild 6: Verlauf der Querkraft (Q) und dementsprechend wirkungsvolle Anordnung der Anker

Ein Kammermittenanker wäre also bei ausschließlicher Beachtung dieses Wirkprinzips unnötig. Aus der Kenntnis des komplexen Auftretens verschiedener Ankerwirkungen und an Hand der praktischen Erfahrungen lässt sich jedoch bereits an dieser Stelle ableiten, dass auch der Kammermittenanker einer systematischen Firstankerung sehr wohl von Bedeutung ist.

Das hier diskutierte Ankerwirkprinzip der Schichtvernagelung wird im Hauptabschnitt 5 dieser Arbeit an Hand numerischer Ergebnisse u.a. zum Firstsenkungs- und Ankerkraftverhalten bestätigt.

⑤ Verhinderung des Öffnens von Löserflächen durch das Einbringen vorgespannter Anker in einem festen Raster

Die einzelnen Anker einer Systemankerung können bereits beim Setzen mit einer initialen Vorspannkraft (F_V) versehen werden. Mit dieser aktiven Ankervorspannung werden zum einen die bisher bereits diskutierten Ankerwirkungen verbessert. Zum anderen bewirkt eine solche Vorspannung den frühzeitigen Aufbau von Normalspannungen (σ) auf potentiellen Löserflächen (Bild 7).

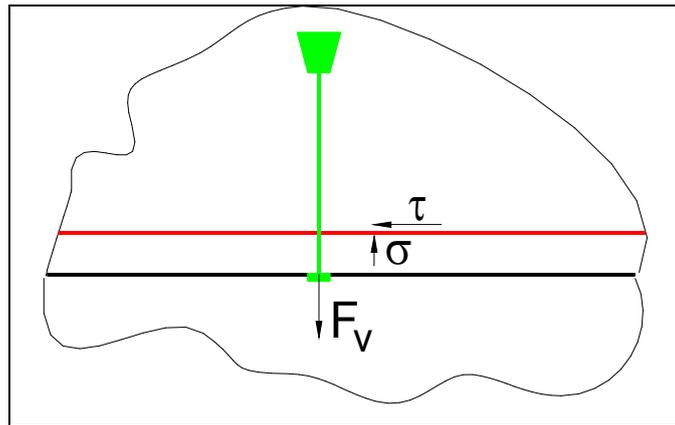


Bild 7: Erhöhung der Normalspannung und der Scherfestigkeit auf einer latenten Trennfläche durch die Ankervorspannung

Diese Normalspannungserhöhung zieht nach der Coulombschen Reibungsdefinition unter Einbeziehung des Reibungsbeiwertes (μ) eine Erhöhung der Scherfestigkeit (τ_s) auf der Trennfläche nach sich (Gleichung 6).

$$\tau_s = \sigma \cdot \mu + c = \sigma \cdot \tan \phi + c \quad (6)$$

Dadurch wiederum werden die Scherverschiebungen und die Firstsenkungen reduziert. Die Gefahr des Öffnens latenter Trennflächen und damit die Gefahr des Ablösens einer Einzelschicht von einem kompakten Hangenden wird vermindert.

Die Wirkung der Ankervorspannung bleibt dabei zunächst auf den unmittelbaren Einflussbereich des jeweiligen Ankers beschränkt. Durch das systematische Setzen von Ankern in einem festen Raster, auch Ankerschema der Systemankerung genannt (siehe Abschnitt 4.1.4), kommt es zur Überlappung der Einwirkungsbereiche. Bei entsprechender Ankerdichte kann dadurch ein durchgehender Reibungsverbund entlang größerer Trennflächenabschnitte hergestellt werden (Bild 8).

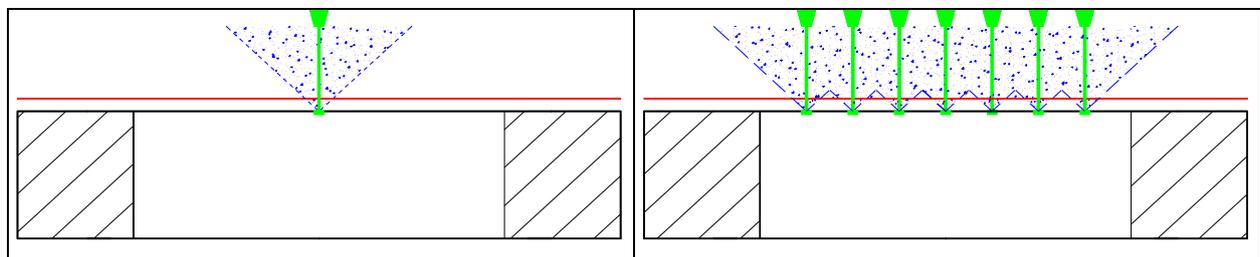


Bild 8: Einzelankerung und Systemankerung

Mit den zeitabhängig einsetzenden Kriechverformungen der Hangendschichten und der damit einhergehenden Entwicklung von passiven Ankerkräften tritt die Wirkung der Vorspannung allerdings in den Hintergrund. Dennoch kann durch die Vorspannung der Bildung von Ablösungen gerade im Anfangsstadium ein wirksamer Widerstand entgegengesetzt werden und somit der natürliche Schichtverband im Firstbereich erhalten bleiben.

Auf weitere theoretische Betrachtungen und numerische Berechnungen zur Wirkung der Ankervorspannung im Abschnitt 5.2. sei an dieser Stelle hingewiesen.

3 Wissenschaftliche Aufgabenstellung

Mit den vorstehend dargestellten Modellvorstellungen zur Wirkung einer Firstankerung, die seit langem bekannt sind und sich in ihrer komplexen Wirkung in der Praxis bestätigt haben, besitzt der Bergbautreibende ein Werkzeug zur qualitativen Einschätzung des Verhaltens einer geankerten Firste.

Für die Dimensionierung der Systemankerung, die heute vorwiegend mit Hilfe analytischer Verfahren durchgeführt wird, werden darüber hinaus jedoch auch quantitative Angaben benötigt. Diese sind zum Großteil noch empirischen Ursprungs oder stammen aus Ergebnissen von Labor- bzw. Feldversuchen.

Mit der Verfügbarkeit einer entsprechend leistungsfähigen Rechentechnik (Hardware) und der Weiterentwicklung spezieller gebirgsmechanischer Softwarepakete ergibt sich mit systematischen numerischen Untersuchungen nunmehr eine zusätzliche Möglichkeit zur quantitativen Abschätzung von Anker – Dimensionierungsparametern. Insbesondere kann damit bei Verfügbarkeit belastbarer Eingangswerte die komplexe Wechselwirkung zwischen der Hohlraumherstellung, dem Salzkriechen, dem Verhalten einer geschichteten Firste und der Wirkung einer Systemankerung in idealisierter Weise analysiert werden.

Für den Bereich des konventionellen Kali- und Steinsalzbergbaus fehlen derartige systematische numerische Untersuchungen bis heute weitgehend. Mit den im Abschnitt 5 dieser Arbeit vorgestellten eigenen Untersuchungen soll ein Beitrag zum Abbau dieses Defizits geleistet werden.

Im duktilen Salzgebirge ist es bekanntermaßen nicht Aufgabe der Systemankerung, die im Zeitablauf auftretenden Firstensenkungen vollständig zu verhindern [siehe z.B. (Schneider, 1973)]. Der Ankerausbau hat vielmehr die vordringliche Aufgabe, in der Phase der Gewinnung und der Nutzung des entstandenen Hohlraumes das Nachbrechen der unmittelbaren Hangendschichten zu unterbinden.

Das Ankerstangenmaterial, das die dabei auftretenden großen Verformungen nicht zu verhindern, dafür aber bruchfrei aufzunehmen hat, muss daher in einem weiten Bereich ebenfalls duktilen Verhalten zeigen und über eine große Nachgiebigkeit bis zum Erreichen seiner Zugfestigkeitsgrenze verfügen (Kaliverein e.V., 1999). Über entsprechende Eigenschaften verfügt z.B. der derzeit weit verbreitet eingesetzte Ankerstahl „Bergbau GEWI – Stahl ST 450 / 700“ mit einer Ankerkennlinie, die als „elasto – plastisch – verfestigend“ beschrieben werden kann [Bild 9, aus (Kaliverein e.V., 1999)].

Ein derart spezielles Spannungs – Dehnungs – Verhalten eines Ankerstahls ist in den gebräuchlichen Finite – Elemente (FE) – bzw. Finite – Differenzen (FD) – Berechnungsprogrammen standardmäßig nicht enthalten. Da dies auch auf das im Rahmen dieser Arbeit verwendete FD – Programm FLAC – 2D (ITASCA, 2000) zutrifft, wird die nutzerdefinierte Umsetzung der Ankerkennlinie des elasto – plastisch – verfestigenden Ankerverhaltens des “Bergbau – GEWI – Stahls ST 450 / 700“ als erfolgversprechend angesehen. Über die Ergebnisse entsprechender numerischer Berechnungen wird in den Abschnitten 5.2 bis 5.4 berichtet.

Darüber hinaus soll mit Hilfe der numerischen Parametervariationsrechnungen sowohl die prinzipielle Richtigkeit der Modellvorstellungen über die Ankerwirkung als auch die Zweckmäßigkeit der bisherigen Ankerdimensionierung überprüft werden, Letzteres mit dem Ziel, Unter- bzw. Überdimensionierungen herauszufinden. Im Rahmen dieser Arbeit werden speziell dazu Ergebnisse zur gebirgsmechanisch zweckmäßigen Höhe der Ankervorspannkraft umfassend dargestellt.

Nicht zuletzt soll durch die eigenen numerischen Berechnungen neben der Firstsicherung durch Anker der Einfluss weiterer stabilitätsbeeinflussender Faktoren herausgearbeitet werden. Zu diesen Einflussfaktoren zählen insbesondere die Lage, die Anzahl und die Eigenschaften von Löserflächen, die Stoffgesetze für die Salinargesteine, die Teufe des Abbauhohlraumes sowie die geometrische Ausbildung der Kammerfirste.

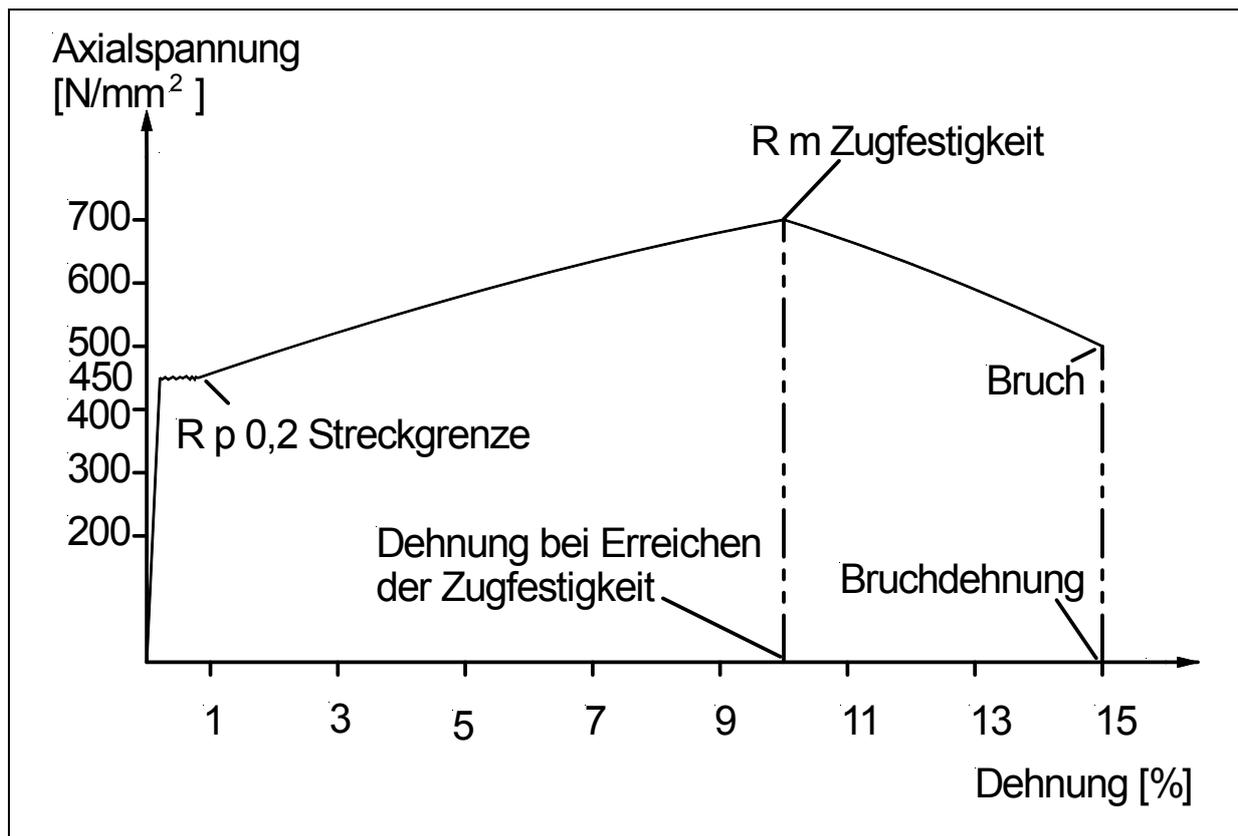


Bild 9: Elasto – plastisch – verfestigende Kennlinie des Ankerstahls
 "Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700" (Kaliverein e.V., 1999)

4 Einflussfaktoren auf die Stabilität von Kammerfirsten im Kali- und Steinsalzbergbau

4.1 Übersicht der nicht beeinflussbaren und beeinflussbaren Faktoren

Die Stabilität der beim Kammer – Pfeiler – Bau auf flach einfallende Kaliflöze entstehenden Firsten wird von einer ganzen Reihe von Faktoren beeinflusst (Bild 10).

Dabei kann grundsätzlich in naturgegebene geologisch – gebirgsmechanische und damit nicht beeinflussbare und in bergbautechnologisch – geometrische sowie ausbauspezifische und damit beeinflussbare Faktoren unterschieden werden.

Im Bild 10 sind nun all diejenigen Einflussfaktoren rot hervorgehoben worden, die Gegenstand der numerischen Parametervariationsrechnungen sind und an entsprechender Stelle im Hauptabschnitt 5 diskutiert werden. Alle anderen Faktoren werden nachfolgend hinsichtlich ihres standsicherheitsrelevanten Einflusses analysiert.

Geologische Verhältnisse

- Schichtenfolge und Schichtmächtigkeiten
- Auftreten von potentiellen Löserflächen im unmittelbaren Hangenden
 - * Mächtigkeit der Ablösung
 - * Geologische Beschreibung der Löserflächen

Gebirgsmechanische Bedingungen

- Teufenabhängiger Primärspannungszustand
- Teufenabhängiges Primärtemperaturfeld
- Luftfeuchtigkeit
- Verformungs- und Festigkeitseigenschaften der anstehenden Salinar- und Nichtsalinargesteinsformationen
- Standzeit der Hohlräume
- Mechanische Eigenschaften der Löser- (trenn-) flächen (Reibungswinkel, Kohäsion, Zugfestigkeit)

Einflussfaktoren auf die Stabilität einer Kammerfirste

16

Geometrische Verhältnisse

- Hohlraumabmessungen und Abmessungen der gebirgsmechanischen Tragelemente (Kammerbreiten, Pfeilerbreiten, freie Firstspannweiten an Kammerkreuzen) sowie Durchörterungsgrad (Verhältnis von Kammerfläche zu Systemfläche)
- Firstausbildung (eben, gewölbt)

Ankerung

- Einzelanker oder Systemankerung
- Wirklänge der Anker
- Ankersetzdichte
- Materialeigenschaften des Ankerstahls
- Ankervorspannung
- Zeitpunkt des Ankersetzens nach der Hohlraumherstellung
- Erst- und Nachankerung

Bergbautechnologische Einflüsse

- Ausbruchtechnologie (Bohren und Sprengen, schonendes Sprengen im Firstbereich, maschinelle Gewinnung)
- Herstellungsphasen des Hohlraumes (rechteckiges Anfangsprofil auffahren, Stöße hereingewinnen, Firste drücken)
- Beraubetechnologie (maschinell: schneidend, schälend) und Berauberegime (Erst- und Nachberaubung)

Bild 10: Einflussfaktoren auf die Stabilität einer Kammerfirste

4.1.1 Geologische Verhältnisse

a) Schichtenfolge und Schichtmächtigkeiten

Die geologisch vorgegebene Schichtenfolge und die dabei auftretenden Mächtigkeiten der Einzelschichten beeinflussen die gebirgsmechanischen Bedingungen im Abbauhorizont und damit die Stabilität der Firste grundlegend. So ergeben sich aus der Mächtigkeit des gesamten überlagernden Schichtenpaketes und der Teufe sowohl der Grundspannungszustand als auch das Primärtemperaturfeld.

Die Art der anstehenden Schichten – ganz allgemein kann dabei zwischen Salinar- und Nichtsalinargesteinsformationen unterschieden werden – bestimmt dabei deren mechanisches Verhalten. Für die nichtsalinaren Deckgebirgsschichten, deren Verhalten als elasto – plastisch bezeichnet werden kann, ist dabei das Auftreten sowohl einer Schichtung als auch einer Klüftung typisch.

Die visko – elasto – plastischen Salzgesteinsformationen dagegen sind generell ungeklüftet. Für die Stabilität der Kammerfirsten, die sich im Wesentlichen aus den Salinargesteinsschichten aufbauen, wird dementsprechend das zeitabhängige Verformungs- und Festigkeitsverhalten dieser, im beeinflussten Bereich um den Hohlraum herum anstehenden Gesteine maßgeblich sein.

Die detaillierte Analyse des Einflusses von Schichtenfolge und Schichtmächtigkeiten auf die Firststabilität kann natürlicherweise nur lagerstättenspezifisch erfolgen. Eine überblicksmäßige Vorstellung u.a. der geologischen Verhältnisse der Kalilagerstätten in Deutschland enthält der Beitrag von Beer (Beer, 1996).

Die Vorstellung der konkreten geologischen Verhältnisse im Bereich der für die Berechnungen ausgewählten Referenzlagerstätte „Scholle von Calvörde“ bei Zielitz erfolgt im Abschnitt 4.2

b) Geologische Beschreibung der Löserflächen

Im Salzbergbau finden Firstablösungen bevorzugt auf geologisch vorgegebenen Schwächeflächen im Gebirge, so genannten Löserflächen oder Lösern statt.

Unter einem Löser versteht man eine geologisch vorgegebene Fläche im Hangenden über einem Kaliflöz, an der eine Ablösung darunter liegender Gesteinsschichten in Richtung des Hohlraumes erfolgen kann (Bild 11). Bei der Löseröffnung, d.h. bei der Entstehung eines Löserspalt, wird aus der latent angelegten Schichtfläche eine mechanisch wirksame Schwächefläche, d.h. eine Trennfläche.



Bild 11: Firstablösung mit ca. 30 cm Mächtigkeit entlang einer geologisch vorgegebenen Schwächefläche; Örtlichkeit: Zielitz, ca. 900 m Teufe; Standzeit des Hohlraumes: ca. 25 Jahre (Foto: A. Hausdorf, 2004)

Als Löserflächen kommen dabei Sedimentationsflächen, Schichtflächen oder auch Fazieswechselflächen in Frage. Im Unterschied zum umgebenden Salinargestein, z.B. Steinsalz, zeichnen sich die Löser durch signifikant und sprunghaft geänderte Eigenschaften aus. So weisen Tonlöser als weiche Einlagerungen eine geringere Festigkeit auf, Anhydritlöser als härtere festere Einlagerungen dagegen eine vergleichsweise höhere. Ablösungen können darüber hinaus auch an Kieseritschnüren und im Bereich signifikanter Korngrößenwechsel auftreten.

Abweichend von einer ideal glatten und ebenen Ausbildung können Löserflächen auch rau, gewellt oder gefaltet in Erscheinung treten. Verzahnungen oder Verwachsungen mit dem Umgebungsgestein wirken ablösungshemmend.

Die detaillierte Beschreibung potentieller Löserflächen im Hangenden über Kaliflözen ist Inhalt feinstratigraphischer Aufnahmen und damit lagerstätten- und salinarzyklusspezifisch. Entsprechende Angaben für ausgewählte Kalireviere in Deutschland sind den nachfolgend exemplarisch genannten Quellen zu entnehmen:

- (Autorenkollektiv, 1967): Werra – Revier; Südharz und Saale – Unstrut – Revier
- (Schneider, 1973): Werra – Revier
- (Ansorge, 2002): Werra – Fulda – Revier
- (Kali und Salz GmbH, 1997): Scholle von Calvörde.

Beispielsweise wird in (Kali und Salz GmbH, 1997) ausgeführt, dass speziell im Bereich des Grubenfeldes Zielitz in größeren Teufen [(750 – 1200) m] mit günstigen geologischen Bedingungen für ein sicheres Firstverhalten zu rechnen ist. Lokal begrenzt können jedoch so genannte Blätterzonen auftreten. Dabei handelt es sich um eine Anhäufung sehr dünner anhydritischer Lagen, die enge Löserflächen bilden können. Unter derartigen Bedingungen ist mit dem Aufblättern des Gesteins nach einigen Wochen Standzeit zu rechnen.

4.1.2 Gebirgsmechanische Bedingungen

a) Teufenabhängiges Temperaturfeld

Die thermische Beanspruchung durch die Umgebungstemperatur hat neben der mechanischen Beanspruchung durch die wirkende Effektivspannung einen wesentlichen Einfluss auf das Deformationsverhalten von duktilen Salzgesteinsformationen. Die Temperatur als Größe hat daher Eingang in eine Vielzahl von Stoffansätzen, insbesondere zur Bestimmung der stationären Kriechrate gefunden.

Bei mikromechanischer Betrachtung bewirken höhere Temperaturen ein intensiveres Schwingen der Kristallgitterbausteine. Dadurch können primär vorhandene oder sekundär entstandene Gitterbaufehler, wie etwa Punkt-, Linien-, Flächen- oder Volumendefekte, schneller wandern und somit zu größeren stationären Kriechraten beitragen (Bild 12). Überschlüssig wird oft davon ausgegangen, dass eine Temperaturerhöhung von 10°C eine Verdoppelung der stationären Kriechrate bewirkt.

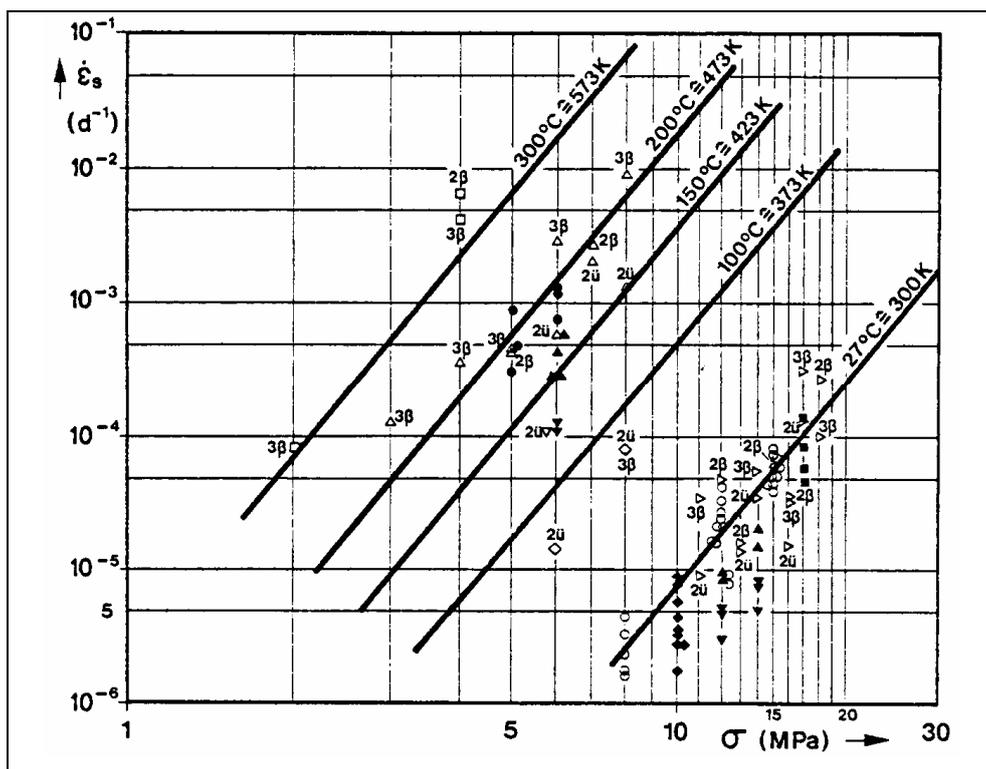


Bild 12: Stationäre Kriechraten von Steinsalz bei unterschiedlichen Temperaturen [aus (Langer, 1984)]

Darüber hinaus bestimmt die Höhe der Umgebungstemperatur neben der Höhe der wirkenden Spannung die Art des vorherrschenden mikromechanischen Deformationsmechanismus. Die in Bild 13 verwendeten römischen Zahlen stehen dabei für folgende Verformungsmechanismen:

- I: Versetzungsgleiten
- Ila: Hochtemperaturklettern
- Ilb: Tieftemperaturklettern
- IIla: Volumendiffusionskriechen
- IIlb: Korngrenzendiffusionskriechen

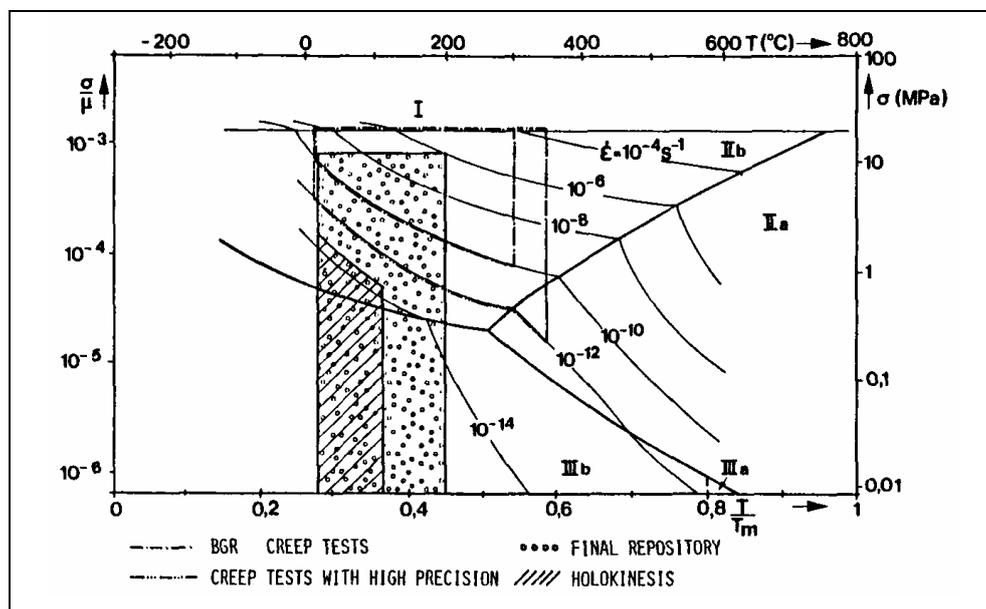


Bild 13: Deformationsmechanismenkarte für natürliches polykristallines Steinsalz [aus (Hunsche, 1988)]

Der Einfluss der Temperatur auf das Verformungsverhalten der Salzgesteine ist nicht nur für die Belange des Kali- und Steinsalzbergbaus intensiv untersucht worden. Recht umfangreiche Forschungen zur Endlagerung radioaktiven Abfalls in Salzformationen sowie zur Dimensionierung von untertägigen Speicherkavernen erbrachten ebenfalls sehr detaillierte Ergebnisse. Die verfügbare Literatur ist dementsprechend umfangreich [z.B. (Hunsche und Schulze, 1994), (Hunsche, 1988), (Langer, 1984), (Langer, 1986), (Lux, 1984)].

In der salzbergbaulichen Praxis ist u.a. im Zusammenhang mit der Firstsicherheit insbesondere die teufenabhängige Zunahme der Gebirgstemperatur von Belang. Für den Bereich der Grube Zielitz der K + S KALI GmbH, die im Weiteren als Referenzlagerstätte für die numerischen Berechnungen fungieren wird, ist diese Abhängigkeit aus Temperaturmessungen im Teufenbereich von 450 bis 1150 m wie folgt ermittelt worden (IfG, 2001):

$$T(H) = T_0 + k_T \cdot H \quad (7)$$

mit

T: Temperatur H: Teufe

$T_0 = 10^\circ\text{C}$ k_T : Temperaturgradient = 0,03 K / m

In dem selben Bericht wird darauf hingewiesen, dass höhere Temperaturen auch reduzierte ein- und triaxiale Druckfestigkeiten nach sich ziehen. Bild 14 zeigt exemplarisch triaxiale Druckfestigkeitskurven von Sylvinit bei Raumtemperatur und bei einer Lagerstättentemperatur von 52°C .

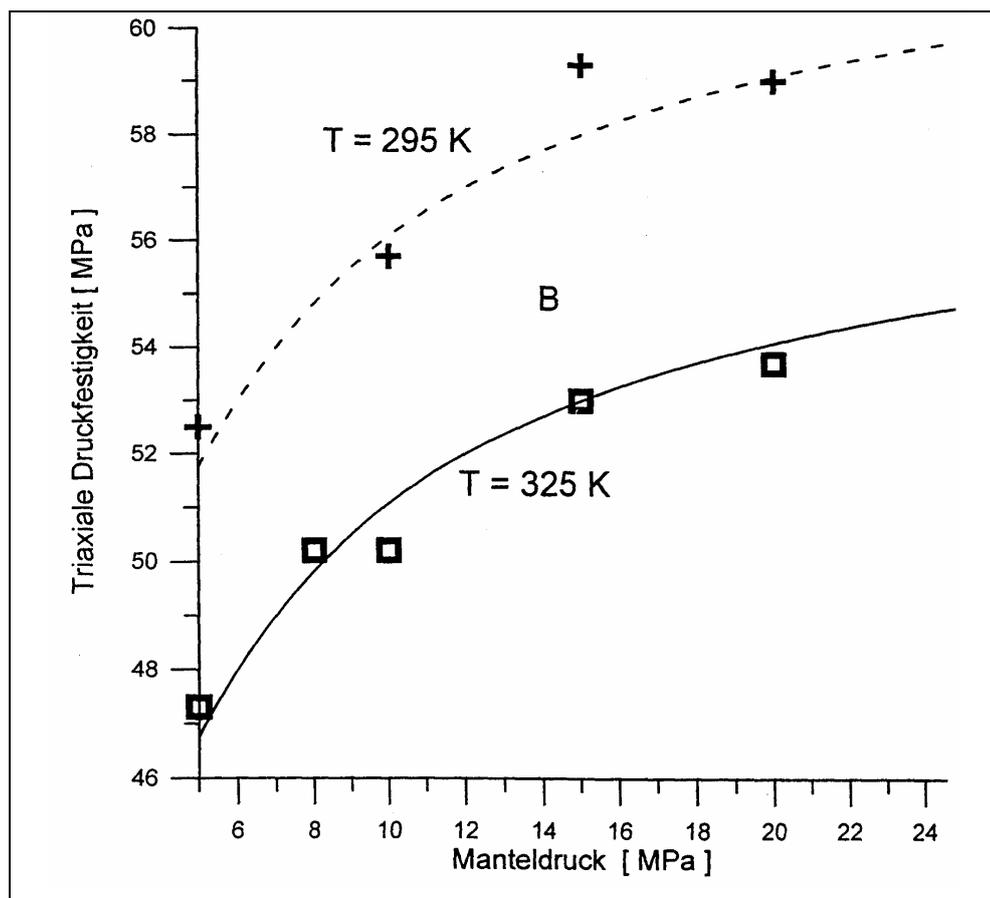


Bild 14: Triaxiale Druckfestigkeit von Sylvinit bei Zimmertemperatur und bei einer Lagerstättentemperatur von 52°C [aus (IfG, 2001)]

b) Luftfeuchtigkeit

Der Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf die Firststabilität bleibt weitgehend auf die nähere Umgebung der Firstkontur beschränkt. Dabei sind zwei grundsätzliche Wirkungen zu unterscheiden:

① Physikalische Wirkung

Die Feuchtigkeit in der Luft beschleunigt das Kriechen von Salzgesteinen dergestalt, dass der Wasserdampf in die Mikrorisse eindringt, dort einen Laugenfilm bildet und damit zum Abbau von Spannungskonzentrationen auf inneren Oberflächen beiträgt (Hunsche und Schulze, 1994). Die Folge ist eine höhere Kriechrate. Die Ergebnisse entsprechender Laborversuche enthält Bild 15.

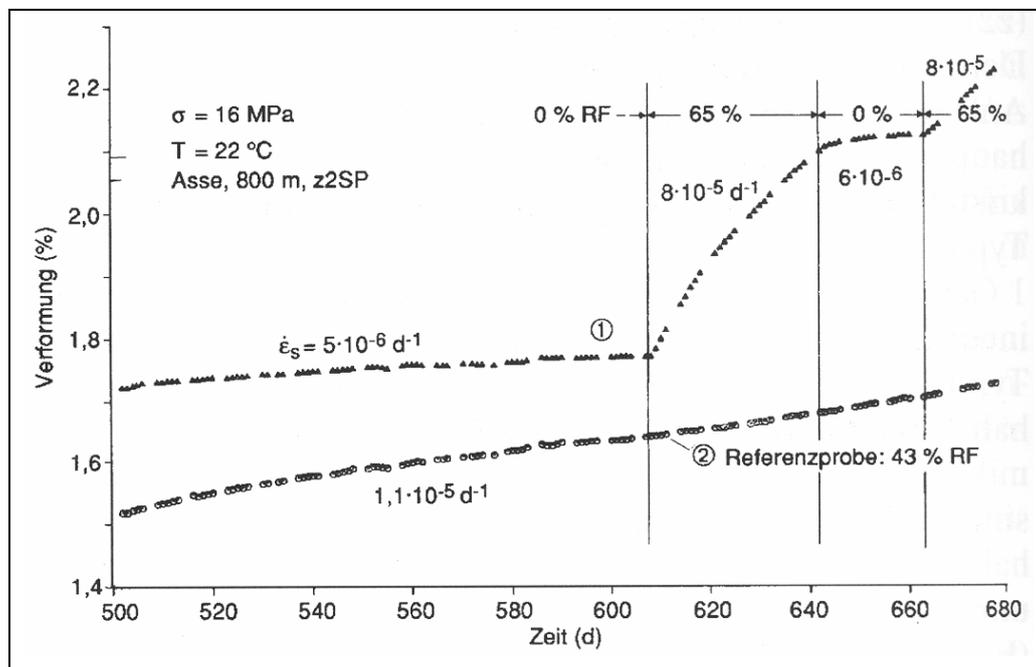


Bild 15: Einfluss der Luftfeuchtigkeit (in % RF = relative Feuchte) auf die Größe der stationären Kriechrate $\dot{\epsilon}_s$ [aus (Hunsche und Schulze, 1994)]

4.1.2 Gebirgsmechanische Bedingungen b) Luftfeuchtigkeit ② Chemische Wirkung

Bei Manteldrücken ab etwa 3 MPa in Laborversuchen bzw. bei triaxialer Druckeinspannung des Gebirges außerhalb des Einwirkungsbereiches eines Hohlraumes sind die Mikrorisse weitgehend geschlossen, Wegsamkeiten existieren nicht mehr, ein Feuchtekriechen findet dann nicht statt. Hinsichtlich weiterer Details dazu sei auf die oben angeführte Literatur und die darin erwähnten Quellen verwiesen.

② Chemische Wirkung

Durch den Kontakt von Wasser aus der Luft mit den anstehenden Salinargesteinen kann es oberflächlich zu chemischen Reaktionen bzw. zu Auflösungen kommen. Das typische Ergebnis sind beispielsweise Ausblühungen aus Carnallitit oder Kieserit (Bild 16).



Bild 16: Bänderförmige Ausblühungen von Carnallitit bzw. Kieserit; Örtlichkeit: Zielitz (Foto: A. Hausdorf, 2004)

Auch derartige Erscheinungen können die Stabilität von Kammerfirsten lokal begrenzt beeinflussen.

4.1.3 Geometrische Verhältnisse

Hohlraumabmessungen und Abmessungen der gebirgsmechanischen Tragelemente sowie Durchörterungsgrad

Die geometrischen Abmessungen der beim Kammer – Pfeiler – Bau entstehenden Hohlräume (Kammern als Haupt- und Nebenorte) sowie der stehen bleibenden gebirgsmechanischen Tragelemente (Pfeiler) beeinflussen die Firststabilität.

Dabei wird die Firstsicherheit um so größer sein,

- je geringer die Firstspannweite (im Extremfall an Kammerkreuzen) ist und
- je kleiner das Verhältnis der Kammerfläche (A_{Kammer}) zur Systemfläche (A_{System}), je geringer also der Durchörterungsgrad gewählt wird, mit anderen Worten, je größer das Verhältnis der Pfeilerfläche (A_{Pfeiler}) zur Systemfläche, je geringer also der Lastfaktor (L) wird.

Die Verhältnisse sollen nachfolgend am Beispiel eines Kammer – Pfeiler – Systems mit Quadratpfeilern und gleichbreiten Haupt- und Nebenörtern dargestellt werden. Die hier getroffenen geometrischen Annahmen werden auch den später vorzustellenden numerischen Berechnungen zu Grunde gelegt.

Zur Beurteilung der Standsicherheit einer Kammerfirste ist zunächst die Kenntnis der vorhandenen vertikalen Pfeilerbelastung (σ_{Pfeiler}) notwendig. Diese berechnet sich aus dem Teufendruck (p_0) und dem Lastfaktor (L) nach Gleichung (8).

$$\sigma_{\text{Pfeiler}} = L \cdot p_0 \quad (8)$$

Der Lastfaktor wiederum ist der Quotient aus System- und Pfeilerfläche (Bild 17), sein Kehrwert ist ein Maß für die Systemabbauverluste (V).

Der Lastfaktor wird neben weiteren Einflussgrößen wie z.B. der Pfeilerbreite, der Pfeilerschlankheit, dem Verhältnis aus Pfeilerbreite zu Pfeilerlänge, der Teufe und eines Sicherheitskoeffizienten zur Pfeilerdimensionierung herangezogen.

Zur Ermittlung der Pfeilertragfähigkeit sind verschiedene Verfahren bekannt und in den Bergwerken in Anwendung. Erwähnt seien an dieser Stelle exemplarisch die Dimensionierung auf der Basis der Grenzgleichgewichtstheorie nach Menzel (Menzel, 1970) sowie die Quantifizierung der Pfeilertragfähigkeit aus Ergebnissen von Laboruntersuchungen an Pfeilermodellen nach Uhlenbecker (Uhlenbecker, 1968).

Aufgabengemäß wird in dieser Arbeit darauf und auf weitere Ansätze nicht näher eingegangen und stattdessen auf die Literatur verwiesen [siehe u.a. (Menzel, 1972), (Menzel u.a., 1972), (Gimm, 1975), (Uhlenbecker, 1974, 1978), (Dreyer, 1964, 1967, 1975) und (Hou, 1997)].

Mit Hilfe der Größe der vertikalen Pfeilerbelastung (σ_{Pfeiler}) ist es nunmehr möglich, unter Beachtung einer behinderten Querdehnung die Horizontalspannung im firstnahen Bereich abzuschätzen [Gleichung (3) und Bild 2]. Hierbei wird die enge Verknüpfung von Pfeilerbelastung und Firstbeanspruchung bei rein elastischer Betrachtungsweise deutlich.

In Abhängigkeit von der geologischen Ausbildung der Firste – prinzipiell wird dabei in geschichtetes und in massiges Hangendes unterschieden – werden verschiedenartige Versagensmechanismen zu betrachten sein. Während bei einer dünnbankigen Firste die Gefahr des Ausknickens überwiegt (Bild 3 links), wird ein massiges Hangendes bei Überschreitung der aufnehmbaren Druckbelastung versagen. Im letzteren Falle werden die einaxiale Druckfestigkeit des massigen Hangendgesteins, die Horizontalspannung in der Firste sowie der Lastfaktor in einer Beziehung verknüpft (Gleichung 10).

$$\sigma_u \begin{matrix} > \\ = \\ < \end{matrix} \lambda \cdot \left(\frac{l_s}{a} \right)^2 \cdot \gamma \cdot H \quad (10)$$

Setzt man in Beziehung (10) beide Seiten gleich und stellt nach der Teufe (H) um, so ergibt sich bei elastischer Betrachtungsweise eine Grenzkurve zur Abschätzung firstfallsicherer Spannweiten (11).

$$H = \frac{\sigma_u}{\lambda \cdot \gamma} \cdot \left(\frac{a}{l_s} \right)^2 \quad (11)$$

Der Verlauf dieser Grenzkurve wird dabei neben den geometrischen Größen (a und l_s) vom Primärspannungszustand ($\lambda \cdot \gamma \cdot H$) und von der Druckfestigkeit (σ_u) des anstehenden Gesteins in der Kammerfirste beeinflusst.

Beispiele von Grenzgeraden für den Fall eines Langkammerbaus – an Stelle von $(a / l_s)^2$ geht (a / l_s) dabei nur linear ein – beim Anstehen unterschiedlicher Hangendgesteine sind bereits von Menzel (Menzel u.a., 1972) in abgewandelter Form veröffentlicht worden (Bild 18).

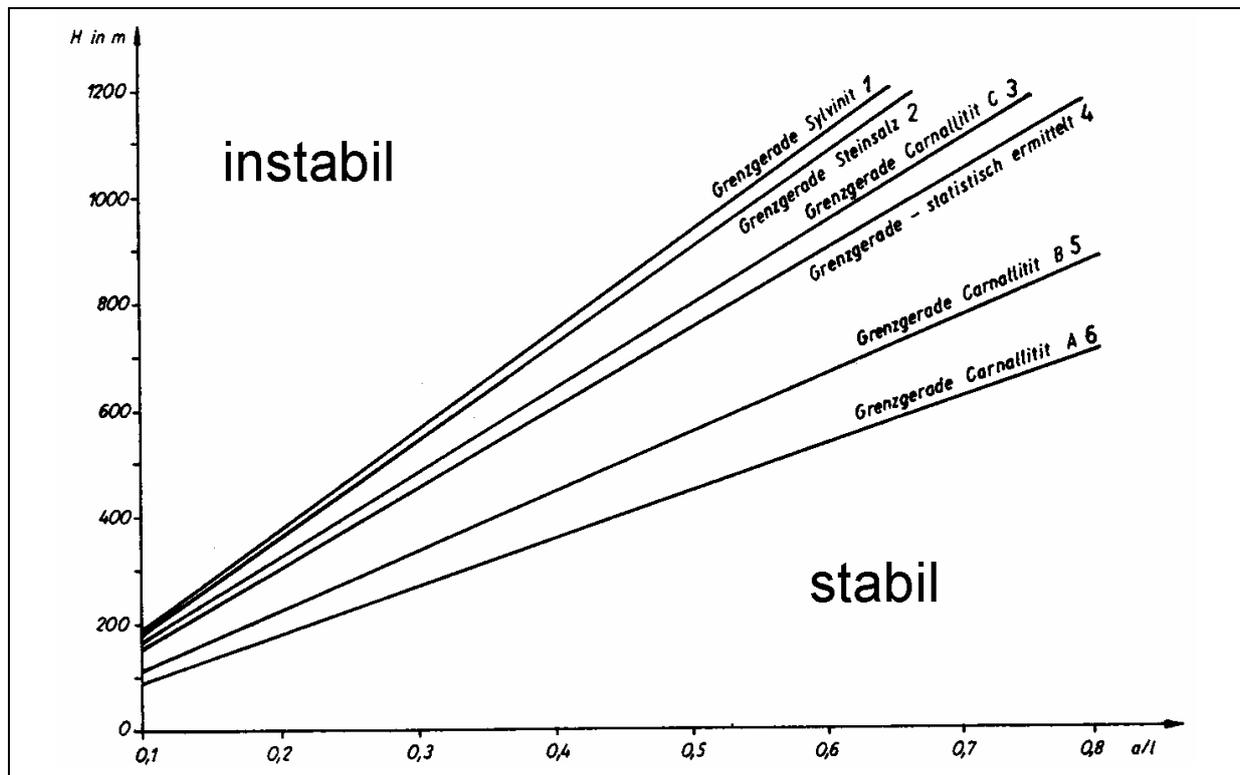


Bild 18: Grenzgeraden zur Einschätzung der firstfallsicherer Spannweiten für verschiedene geologische Verhältnisse [nach (Menzel u.a., 1972)]

Abschließend soll zum Einfluss der steuerbaren geometrischen Faktoren angeführt werden, dass gewisse Mindestkammerbreiten und damit gewisse Mindestspanweiten aus ökonomischen Zwängen – die Abbauverluste müssen auf ein vertretbares Maß beschränkt bleiben –, technologischen Gründen – die Großgeräte benötigen eine entsprechende Bewegungsfreiheit – und wettertechnischen Vorgaben – eine Mindestwettermenge ist stets zu garantieren – nicht unterschritten werden können.

Ist die Firstsicherheit bei vorgegebenen Abbauparametern nicht ausreichend, so kann zunächst mit intensiver Beraubung, verstärkter Beobachtung sowie der Wölbung und Ankerung der Firste eine Verbesserung erzielt werden, ehe danach an eine Verringerung der Kammerbreiten gegangen wird. Die aufgezählten Möglichkeiten werden nachfolgend bzw. im Zusammenhang mit den numerischen Berechnungen vorgestellt.

4.1.4 Ankerung

a) Einzelankerung oder Systemankerung

Mit dem Setzen von Ankeren wird die Firststabilität in aktiver Weise beeinflusst. In Abhängigkeit von der jeweils dominierenden Ankeraufgabe unterscheidet man dabei zunächst in Einzelankerung und Systemankerung (Habenicht, 1976).

Bei der Einzelankerung werden im Bedarfsfalle einzelne Anker eingebracht, um nachbrechende, gebrochene oder anderweitig gefährdete Konturbereiche oder Kluffkörper am Hereinbrechen in den Hohlraum zu hindern (Bild 19).

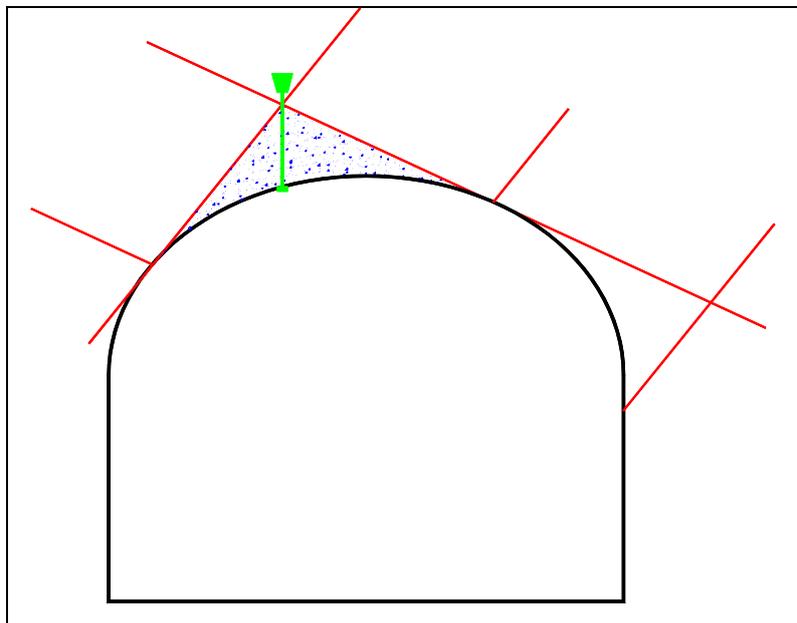


Bild 19: Sicherung einzelner Kluffkörper an einer Hohlraumkontur [nach (Lauffer, 1995)]

Die Befestigung des Ankerfußes erfolgt an einer hohlraumferneren tragfähigen Schicht. Hinsichtlich der Ankerwirkung ist dabei typisch, dass sich die Einwirkungsbereiche benachbart gesetzter Anker, also die Druckspannungskegel, die sich um jeden Anker herum aufbauen, nicht überlappen. Die Einzelankerung, mit der dementsprechend eine vorwiegend lokale Sicherungswirkung erzielt werden kann, wird v.a. im Felsbau und im Hohlraumbau im standfesten und bedingt standfesten Gebirge eingesetzt.

Beim Hohlraumbau im gebräuchlichen und druckhaften Gebirge sowie im Bergbau und speziell im Salzbergbau kommt dagegen vorwiegend die systematische Firstankerung zur Anwendung. Vor allem beim Abbau flach einfallender Kaliflöze sind die zu ankernden Firsten zumeist bankrecht geschichtet, aber nicht vertikal geklüftet. Die Notwendigkeit zum Sichern einzelner Klufkörper ist daher gering. Bei der Systemankerung werden die Anker in einem solchen gegenseitigen Abstand gesetzt, dass sich ihre Einwirkungsbereiche überlappen und die Anker so mechanisch zusammenwirken (Bild 8, rechte Abbildung). Dadurch können der ursprünglich vorhandene natürliche Schichtverband im firstnahen Bereich einer Abbaukammer erhalten, ein Schichtablösen global verhindert und die Ausbildung eines Traggewölbes wirkungsvoll unterstützt werden.

Auf Grund der dargestellten Spezifika der Firstausbildung im Salzbergbau wird bei den weiteren Betrachtungen und den numerischen Berechnungen ausschließlich auf die systematische Firstankerung Bezug genommen.

b) Wirklänge der Anker

Um das Firstverhalten wirksam beeinflussen zu können, muss die Ankerstange, das eigentliche Zugglied eines Ankers zur Aufnahme von Kräften zwischen den zu verbindenden Gebirgsbereichen, eine bestimmte Mindestlänge besitzen. Das Verfahren zur Festlegung der Mindestlänge der Ankerstange (l_G) und der wirksamen Ankerstangenlänge (l_A) wird in der Ankerrichtlinie (Kaliverein e.V., 1999) vorgestellt. Man geht dabei davon aus, dass die Ankerstangenlänge in Abhängigkeit von der Mächtigkeit der zu verankernden Schicht, also in Abhängigkeit von der Mächtigkeit einer Ablösung (h_L) so festzulegen ist, dass 95 % aller gemessenen Ablösungen durch die Gebirgsanker sicher getragen werden können (Bild 20).

Die Mächtigkeit der Ablösungen wird im Zuge der Auswertung einer Vielzahl von Firstbeobachtungsbohrlöchern bestimmt. So wird beispielsweise von Schneider für das Werra – Kalirevier mitgeteilt, dass 90 % aller Ablösungen maximal 59 cm mächtig sind (Schneider, 1973). Speziell für die Gruben Hattdorf und Wintershall wird berichtet, dass dort 95 % der auftretenden Ablösemächtigkeiten unter 90 cm liegen (Moye und Rumphorst, 1998).

Im Zielitzer Revier gilt für 87 % aller gemessenen Ablösungen: $h_L \leq 50$ cm. Die maximale Ablösemächtigkeit wird hier mit 70 cm angegeben (Kali und Salz GmbH, 1997).

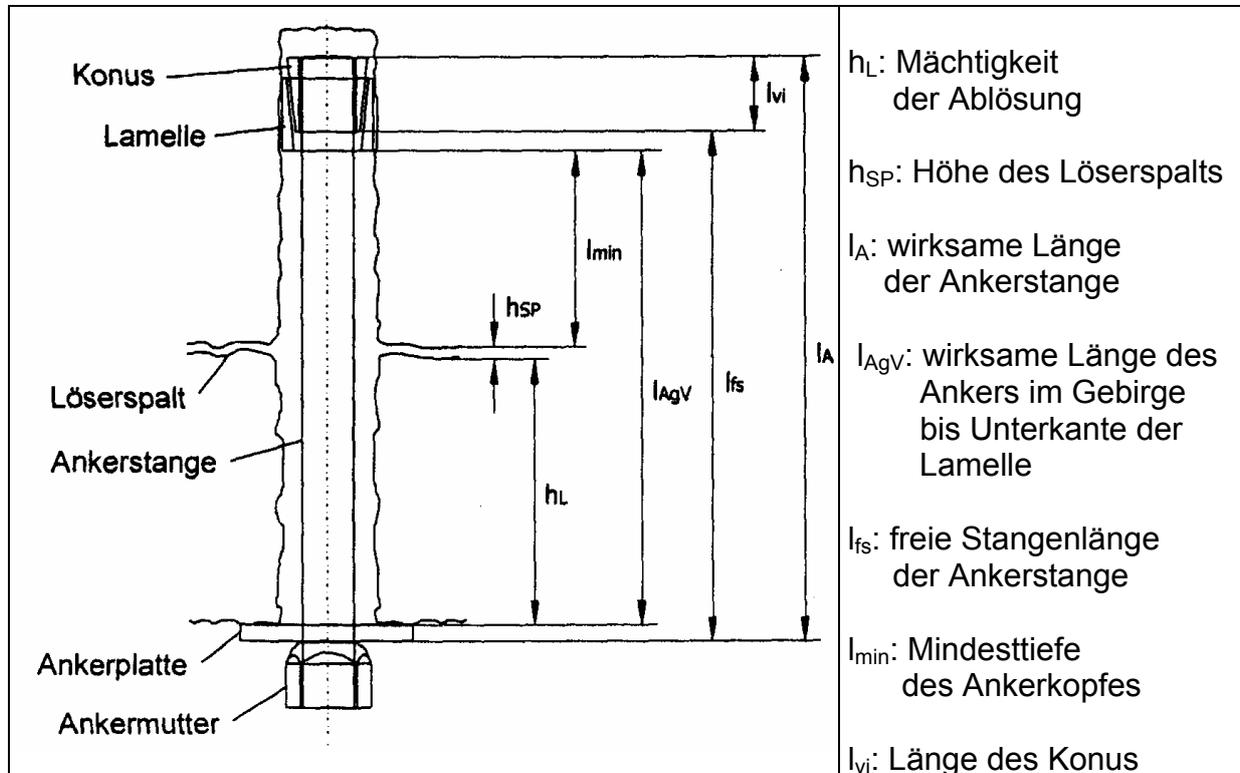


Bild 20: Wirksame Länge der Ankerstange (aus Kaliverein e.V., 1999)

Neben der Ablösemächtigkeit (h_L) werden bei der Festlegung der erforderlichen Ankerstangenlänge noch die Höhe des Löserspalt (h_{SP}) sowie ein Mindestabstand zwischen dem Löserspalt und den Lamellen (l_{min}) berücksichtigt (Bild 20). Die Größe der Löserspaltöffnung wird dabei ebenfalls durch Tastlochmessungen in Firstbohrlöchern bestimmt. Die Festlegung der Größe von l_{min} , durch die sichergestellt werden soll, dass der Ankerkopf nicht aus dem Gebirge herausgerissen wird, erfolgt weitgehend empirisch.

Die Regellänge der Ankerstangen im deutschen Kalibergbau liegt derzeit bei 1,20 m. Damit können Ablösemächtigkeiten bis zu 80 cm sicher beherrscht werden (Kaliverein e.V., 1999, Anhang 3). Die wirksame Länge der Anker (l_A) liegt nach Subtraktion der Höhe der Ankermutter (h_M) von 4 cm bei 1,16 m. Als konservative Annahme wird daher bei den numerischen Berechnungen eine Ankerwirklänge von 1,0 m modelliert.

c) Ankersetzdichte

Die Festlegung der Ankersetzdichte kann als das wichtigste Element der Ankerdimensionierung betrachtet werden.

Noch bis in die 1970er Jahre hinein sind die Ankerabstände über den Streckenquerschnitt und in Streckenlängsrichtung empirisch festgelegt worden (Schneider, 1973). Erste Ansätze zur analytischen Ankerdimensionierung bei geschichteter Firste stammen von Panek, der die Ankerwirkung über einen Verstärkungsfaktor als Verhältnis der maximalen Biegespannung in der Firste im ungeankerten Zustand zur maximalen Biegespannung in der geankerten Firste quantifiziert und ein entsprechendes Dimensionierungsnomogramm entwickelt hat (Panek, 1956). In einer weiteren Hypothese (Galczynski u.a., 1973) wird angenommen, dass die Anker zusammen mit dem verankerten Gebirgsbalken ein Traggewölbe bilden, das bei entsprechender Ankersetzdichte in der Lage ist, das Gewicht der druckentlasteten Zone über dem Hohlraum zu tragen. Weitere Details zur historischen Entwicklung der Ankerdimensionierung sind von Rother (Rother, 2004) zusammenfassend dargestellt worden.

Heute wird bei der Festlegung der Setzdichte davon ausgegangen, dass durch den Ankerausbau die Gewichtskraft einer Ablösung sicher getragen werden kann (Kaliverein e.V., 1999). In dieser Quelle wird die daraus abgeleitete Beziehung zur Berechnung der Ankersetzdichte (D) wie folgt angegeben (12):

$$D = \frac{S \cdot h_L \cdot g \cdot \rho_S}{F_m} \quad (12)$$

Darin bedeuten:

- D: Ankersetzdichte [Anzahl der Anker (A) pro m² Firstfläche]
- S: Sicherheitsbeiwert (zur Einbeziehung einer statischen sowie einer dynamischen Belastung durch die Ablösung wird mit einem S von 2 gerechnet)
- h_L: Mächtigkeit der Ablösung
- g: Erdbeschleunigung
- ρ_S: Dichte des in der Firste anstehenden Salzgesteins
- F_m: Bruchkraft der Ankerstange
[= Zugfestigkeit (z.B. 700 N / mm² aus Bild 9) · Ankerquerschnittsfläche (z.B. 207 mm² für „Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700“)]

Im Bereich der Grube Zielitz der K + S KALI GmbH sind folgende Ankersezdichten einzuhalten (Kali und Salz GmbH, 1999):

in Abbaukammern: $(0,17 \leq D \leq 0,25) \text{ A / m}^2$

in langlebigen Grubenräumen: $(0,28 \leq D \leq 0,35) \text{ A / m}^2$.

Bei den numerische Berechnungen wird eine Ankersezdichte von $0,28 \text{ A / m}^2$ realisiert. Für Haupt- und Nebenorte im Abbaubereich ist dieser Wert damit bereits als konservativ zu betrachten.

d) Erst- und Nachankerung

Die erstmalige Ankerung eines Grubenbaus im Salz erfolgt in der Regel ein bis zwei Abschläge nach Herstellung des vollständigen Streckenprofils im Anschluss an die Erstberaubung. Damit verbunden sind zum einen ein geometrischer Mindestabstand von der Ortsbrust bis zur ersten Ankerreihe, der einzuhalten ist, um den Festsitz der bereits gesetzten Anker beim Sprengen des nächsten Abschlages zu erhalten und zum anderen zwangsläufig eine gewisse ausbaulose Standzeit. Im Zusammenhang mit der Lockerung des Ankerkonus beim Sprengen sei auf entsprechende Untersuchungen von Kaufmann (Kali und Salz GmbH, 2001) verwiesen. Unter dem Gesichtspunkt der Verhinderung eines frühzeitigen Schichtaufblatterns wird von verschiedenen Autoren bekräftigt, dass die Erstankerung so frühzeitig erfolgen sollte, wie dies technologisch möglich ist [z.B. (Schneider, 1973); (Streitz und Rumphorst, 1997)].

Neben dieser Erstankerung kann auch eine Nachankerung bestimmter Firstbereiche notwendig werden. Der Begriff „Nachankerung“ wird dabei in zweifacher Hinsicht verwendet (Kaliverein e.V., 1999):

❶

Sicherung von lokalen Firstsituationen, die mit den für einen Regelausbau festgelegten Ankersezdichten und Ankerlängen nicht beherrscht werden können und

❷

Sicherung von Firstbereichen, bei denen durch regelmäßige Firstbohrlochbeobachtungen festgestellt worden ist, dass die tatsächlichen Firstbedingungen nicht mehr mit den Dimensionierungsannahmen übereinstimmen (z.B.: vorhandene Ablösemächtigkeit ist größer als der maximale bei der Dimensionierung angenommene Wert von h_L).

Ein Nachankern im Sinne von ❶ erfolgt zeitgleich mit der Erstanke­rung, indem durch die Verwendung längerer Ankerstangen auch dickere Ablösungen gehalten werden und die Ankerdichte insgesamt erhöht wird. Das Nachankern im Sinne von ❷ erfolgt dagegen nach einer gewissen Standzeit der Hohlräume und einer vorangegangenen Nachberaubung. Bild 11 zeigt eine beispielhafte Situation nach einer Standzeit der Kammer von ca. 25 Jahren.

Auf die bei den numerischen Berechnungen angenommenen Zeitpunkte der Erstanke­rung wird in Abschnitt 5 näher eingegangen.

4.1.5 Bergbautechnologische Einflüsse

a) Ausbruchtechnologie

Die Herstellung der Abbaukammern und damit die Herauslösung der Nutzsätze aus dem Salinargesteinsverband kann grundsätzlich auf zweierlei Weise erfolgen:

- ❶ durch Bohren und Sprengen und
- ❷ durch maschinelle, d.h. schneidende Gewinnung.

In der salzbergbaulichen Praxis in Deutschland wird heute nahezu ausschließlich mit dem Bohr- und Sprengverfahren gearbeitet, da dieses kostenmäßig günstiger und besser an wechselnde Lagerstättenverhältnisse und Abbauorte anpassbar ist.

Beide Ausbruchtechnologien unterscheiden sich im Hinblick auf den Grad der her­stellungsbedingt hohlraumnah und damit auch firstsicherheitsrelevant auftretenden Gebirgsauflockerungen ganz wesentlich.

Durch ein Sprengen wird das Gebirge signifikant stärker beansprucht als durch ein Schneiden. Als Gradmesser dafür kann beispielsweise die Anzahl und Mächtigkeit gemessener Firstablösungen herangezogen werden. Eine entsprechende Situation aus dem Werra – Kalirevier (Standort Hattdorf – Wintershall), bei der eine Bandstrecke abschnittsweise maschinell (zwischen den Abbauorten 70 und 96) bzw. durch Sprengvortrieb (zwischen den Abbauorten 96 und 130) hergestellt und untersucht worden ist, zeigt Bild 21 (Ansorge, 2002).

Nachfolgend sollen die beiden Ausbruchtechnologien im Hinblick auf die damit her­vorgerufene Gebirgsbeanspruchung kurz charakterisiert werden:

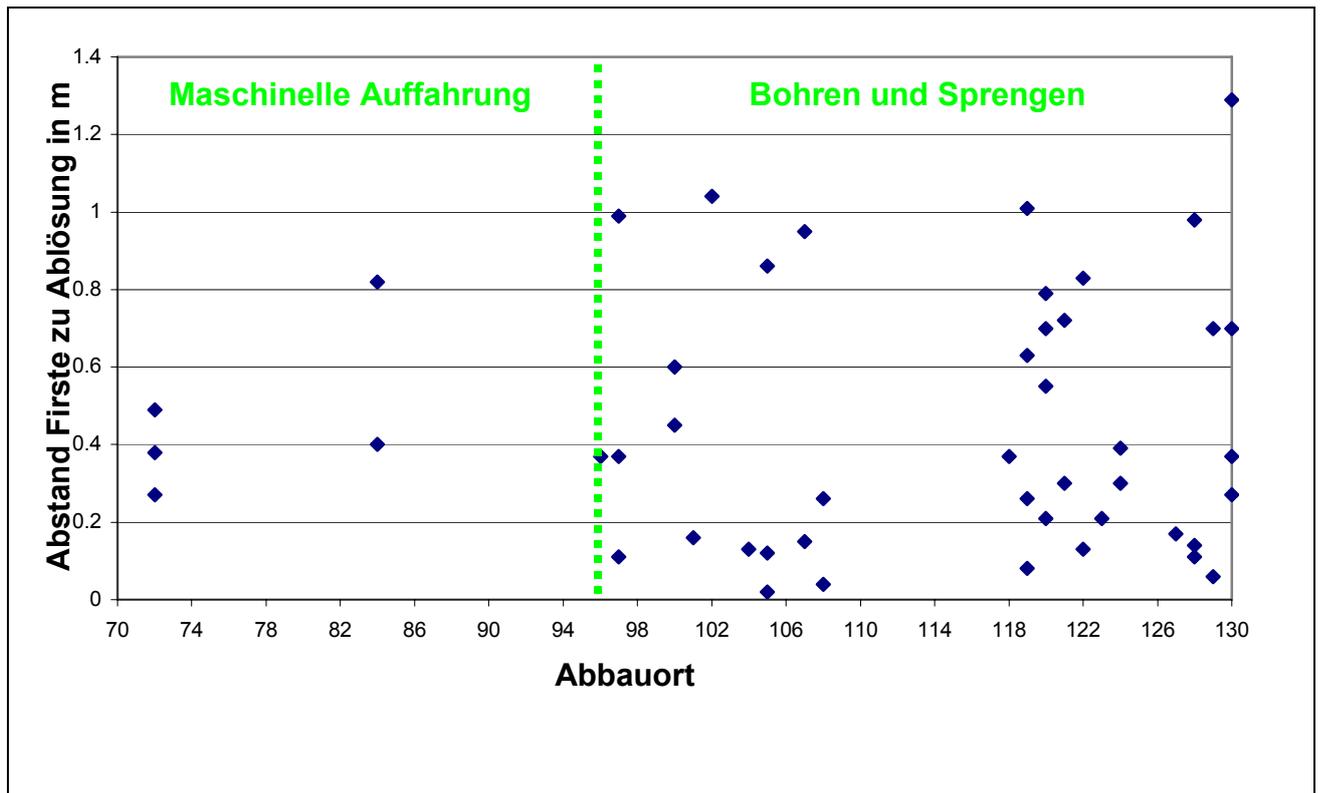


Bild 21: Anzahl und Mächtigkeit gemessener Ablösungen bei Herstellung einer Bandstrecke mittels Teilschnittmaschine bzw. durch Sprengvortrieb [aus (Ansorge, 2002)]

① Bohren und Sprengen

Durch das Sprengen treten Erschütterungen auf, die hohlraumnah zu einer Gesteinszerstörung, Rissbildung oder Gefügauflockerung führen. Die Intensität der Erschütterung, die quantitativ in Form der Schwinggeschwindigkeit (v) angegeben wird, ist dabei im Wesentlichen abhängig von der wirksamen, d.h. in einer Zeitstufe gezündeten Lademenge (L) und dem Abstand eines Beobachtungspunktes von der Sprengstelle (D) [Abstands – Mengen – Relation in Beziehung (13), beispielhaft zitiert aus (Maidl, 1997)]:

$$v = k \cdot \frac{L^p}{D^q} \quad (13)$$

mit

v : Schwinggeschwindigkeit (mm / s)

L : Lademenge pro Zündstufe (kg)

D : Abstand von der Sprengstelle (m)

k: Koeffizient zur Berücksichtigung geologisch – geomechanischer und sprengtechnischer Einflüsse (/)

p, q: empirisch zu ermittelnde Exponenten (/).

Bei konstanter Lademenge wird der Grad der Gebirgsbeeinflussung unter ansonsten gleichartigen Bedingungen mit zunehmendem Abstand von der Sprengstelle entsprechend der Potenzfunktion [Beziehung (13)] abnehmen. Man geht dabei davon aus, dass um jedes einzelne Sprengbohrloch herum drei zylindermantelförmige Zonen mit jeweils abnehmender Beeinflussungsintensität unterschieden werden können (Schneider, 1973):

- die Trümmerzone von wenigen Zentimetern Dicke, daran anschließend
- die Kluft- und Rissbildungszone von einigen Dezimetern Wirtiefe und schließlich
- die Erschütterungszone von bis zu einem Meter Einflusstiefe.

In der Trümmerzone wird das Material vollständig zermalmt. Für die Kluft- und Rissbildungszone ist neben der Gesteinszerstörung die Neubildung von Rissen typisch. Im Bereich der Erschütterungszone findet eine Reduktion der Gefügefestigkeit sowie des Trennflächenzusammenhaltes statt. Letzteres kann zur Aktivierung geologisch vorgegebener latenter Schwächeflächen führen. Aus der theoretischen Kenntnis der Ausdehnung der Erschütterungszone kann die Zweckmäßigkeit der an Hand der Ablösemächtigkeit festgelegten Wirklänge der Anker (l_A) abgeschätzt werden.

Zur Einschränkung der ungewollten Auswirkungen des Sprengens auf die spätere Hohlraumkontur wird insbesondere im Kammerfirstbereich im Zusammenhang mit der Firstwölbung in langlebigen Grubenbauen verbreitet ein schonendes Sprengen mittels Sprengschnur angewendet.

② Maschinelle Gewinnung

Die maschinelle Hereingewinnung des Salzgesteins unter Einsatz von Voll- bzw. Teilschnittmaschinen ist ein ausgesprochen erschütterungsarmes und damit schonendes Verfahren, bei dem die Neubildung von Rissen, die Aktivierung vorhandener Löser sowie die Gesteinsentfestigung im firstnahen Bereich weitgehend vermieden werden.

b) Herstellungsphasen des Hohlraumes

Die Auffahrung der Abbaukammern erfolgt in der Regel mehrphasig. Die Verhältnisse sollen nachfolgend am Beispiel des Werkes Zielitz der K + S KALI GmbH dargestellt werden. Bild 22 enthält dazu einen Grundriss.

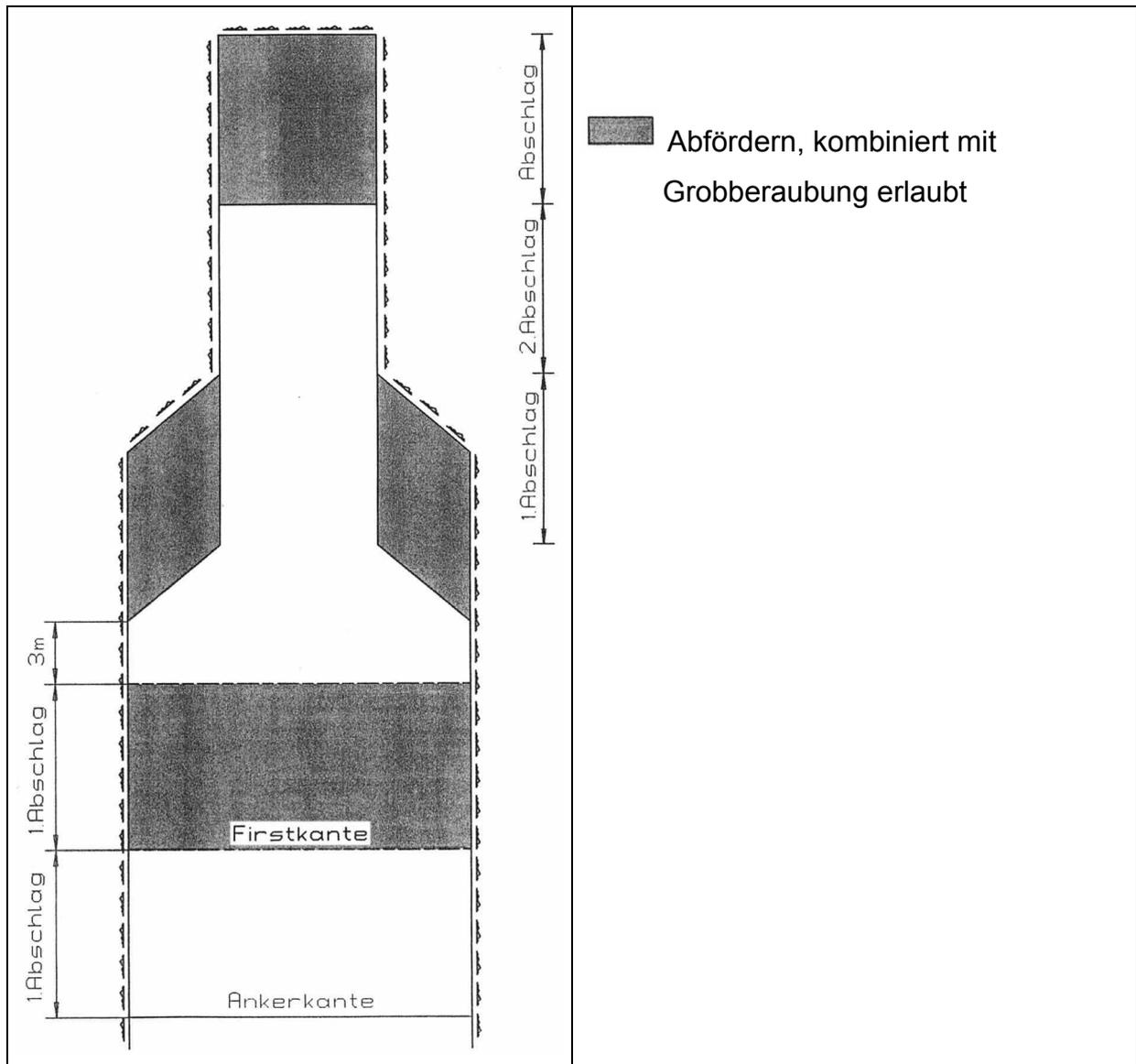


Bild 22: Grundriss der Herstellungsphasen eines Grubenbaus mit Ortsbrust sowie First- und Ankerkante [Bergwerk Zielitz, für Teufen > 750 m; aus (Kali und Salz GmbH, 1999)]

Zunächst wird ein rechteckförmiges Anfangsprofil hergestellt. Danach werden im Abstand von beispielsweise zwei Abschlügen zur Ortsbrust die Stöße hereingewonnen, wodurch es zu einer Querschnittsvergrößerung und damit verbunden zum Erreichen der endgültigen freien Firstspannweite kommt. Abschließend wird im Abstand von

mehreren Abschlügen zur Ortsbrust die Firste gedrückt. Zur Erlangung einer gewölbten Firstkontur und zur Gebirgsschonung wird dabei mitunter, wie bereits erwähnt, mit Sprengschnur gearbeitet. Neben einigen Relikten des schonenden Firstesprengens wie Bohrloch- und Sprengschnurrußspuren zeigt Bild 23 die räumliche Trennung der einzelnen Herstellungsphasen in einer Kammerquerschnittsansicht. Durch die Einhaltung eines Mindestabstandes zwischen der Firstkante und der ersten Ankerreihe wird der bereits diskutierte Festsitz der Ankerwiderlager sichergestellt.



Bild 23: Herstellungsphasen im Querschnitt am Beispiel einer Vorrüstungsstrecke; Örtlichkeit: Zielitz, Westfeld, Teufe: ca. 600 m (Foto: L. Baumgarten, 2004)

Bedingt durch diese technologischen Vorgaben verbleiben die Abbaukammern eine gewisse Zeit lang, in Zielitz sind das durchschnittlich 3,5 Tage, ungeankert, wobei v.a. der Zeitraum zwischen der Fertigstellung des Streckenvollprofils und dem Setzen der Anker von Einfluss auf die Firststabilität ist. Der Einfluss des Ankersetzzeitpunktes auf das Firstverhalten wird mit Hilfe der numerischen Untersuchungen im Abschnitt 5.2 näher untersucht.

c) Beraubetechnologie und Berauberegime

Durch das Berauben werden solche Gesteinspartien hereingewonnen, die sich aus dem Gebirgsverband gelöst haben und hereinzubrechen drohen (Kali und Salz GmbH, 1999). Nach der Beraubung ist die Firste frei von geringmächtigen Ablösungen (Kaliverein e.V., 1999) und damit bestmöglich vorbereitet auf das nachfolgende Ankern.

Das Berauben von Firsten im Salzbergbau kann auf unterschiedliche Weise erfolgen (Streitz und Rumphorst, 1997):

- manuell mittels Beraubestange,
- durch Sprengberaubung sowie
- maschinell und zwar
 - * fräsend – scheidend mittels Firstfräse oder Teilschnittmaschine und
 - * schälend mittels fahrender oder stehender Beraubemaschine.

Während die manuelle Beraubung und die Sprengberaubung auf Sondereinsatzfälle beschränkt bleiben, haben die Verfahren der maschinellen Beraubung als effektives Werkzeug zur flächenhaften Firstbearbeitung eine weite Verbreitung gefunden. Dabei kommen überwiegend die schälend arbeitenden Beraubemaschinen und nur untergeordnet die Firstfräsen zum Einsatz.

Aus der Tatsache, dass durch die Beraubung die Firstbeschaffenheit deutlich verbessert wird, lässt sich ableiten, dass dem Einbringen einer Ankerung immer eine Beraubung vorausgehen sollte. Dies trifft sowohl auf die Erstberaubung und Erstankerung nach der Hohlraumauffahrung als auch auf Nachberaubungen und Nachankerungen nach gewissen Standzeiten zu. Die im Zusammenhang mit dem Ankerregime (Erst- und Nachankerung) an entsprechender Stelle getätigten Ausführungen treffen dabei auf das hier diskutierte Berauberegime in analoger Weise zu.

4.2 Referenzlagerstätte

Als Referenzlagerstätte für die numerischen Berechnungen zur Untersuchung der Stabilität der Firsten über Abbaukammern ist die Kalisalzlagerstätte auf der Scholle von Calvörde mit dem dortigen Bergwerk Zielitz der K + S KALI GmbH ausgewählt worden. Dafür sind folgende Gründe ausschlaggebend gewesen:

❶

Das Bergwerk Zielitz verfügt als jüngstes, aber bereits größtes aktives Einzel – Kali-bergwerk in Deutschland mit einer Jahresförderung von ca. 12 Mio t_{eff} über abbauwürdige Vorräte von ca. 550 Mio t (Grimmig, 1996) und damit über eine gesicherte Abbauperspektive von mindestens 40 Jahren. Das Werk ist zudem ein Investitionsschwerpunkt des Bergwerkseigentümers, der neben dem aktiven Kaliabbau im Nordfeld der Grube eine Untertagedeponie (UTD) betreibt [siehe dazu u.a. (Kind, 1995)].

❷

Die geologischen Verhältnisse im Abbauschwerpunktbereich sind relativ einfach und typisch für Kalilagerstätten der flachen Lagerung. Spezielle hydrologische Gefährdungen oder solche durch Gasausbrüche sind nicht gegeben. Von daher kann von der prinzipiellen Übertragbarkeit der gewonnenen Erkenntnisse auf vergleichbare Lagerstätten ausgegangen werden.

❸

Aus dem bisher über 30-jährigen Betrieb des Bergwerkes, der durch eine stattliche Anzahl wissenschaftlicher Untersuchungen begleitet worden ist, liegt eine Vielzahl von Mess-, Beobachtungs- und Erfahrungswerten vor. Dadurch wird einerseits die Festlegung von Eingangsparametern für die numerischen Berechnungen erleichtert und andererseits ergeben sich Möglichkeiten zu einer belastbaren Verifizierung der Berechnungsergebnisse.

❹

Bedingt durch den Abbau des Kaliflözes Ronnenberg in mittleren und zunehmend auch großen Teufen unter entsprechend hohen Gebirgstemperaturen treten teilweise gebirgsmechanische Erscheinungen wie Firstaufblätterungen und –absenkungen, Stoßkonvergenzen und Sohlenhebungen auf und stellen damit besonders hohe Anforderungen an die Funktionsfähigkeit des eingesetzten Ankerbaus.

4.2 Referenzlagerstätte

Das Bergwerk Zielitz befindet sich ca. 20 km nördlich von Magdeburg im Ohrekreis des Bundeslandes Sachsen – Anhalt unweit der Ortschaften Wolmirstedt, Zielitz und Farsleben. Es besitzt eine ausgezeichnete infrastrukturelle Anbindung an Straßen- (B189, A2), Schienen- (DB – Strecke Magdeburg – Stendal – Hamburg) und Wasserwege (Elbe, Mittellandkanal). Bild 24 [aus (Kind, 1995)] zeigt außerdem die Lage des Grubengebäudes mit der Untertagedeponie im Norden sowie die Bergwerksfelder ZI 1, ZI 2 und ZI 3 auf der Scholle von Calvörde.

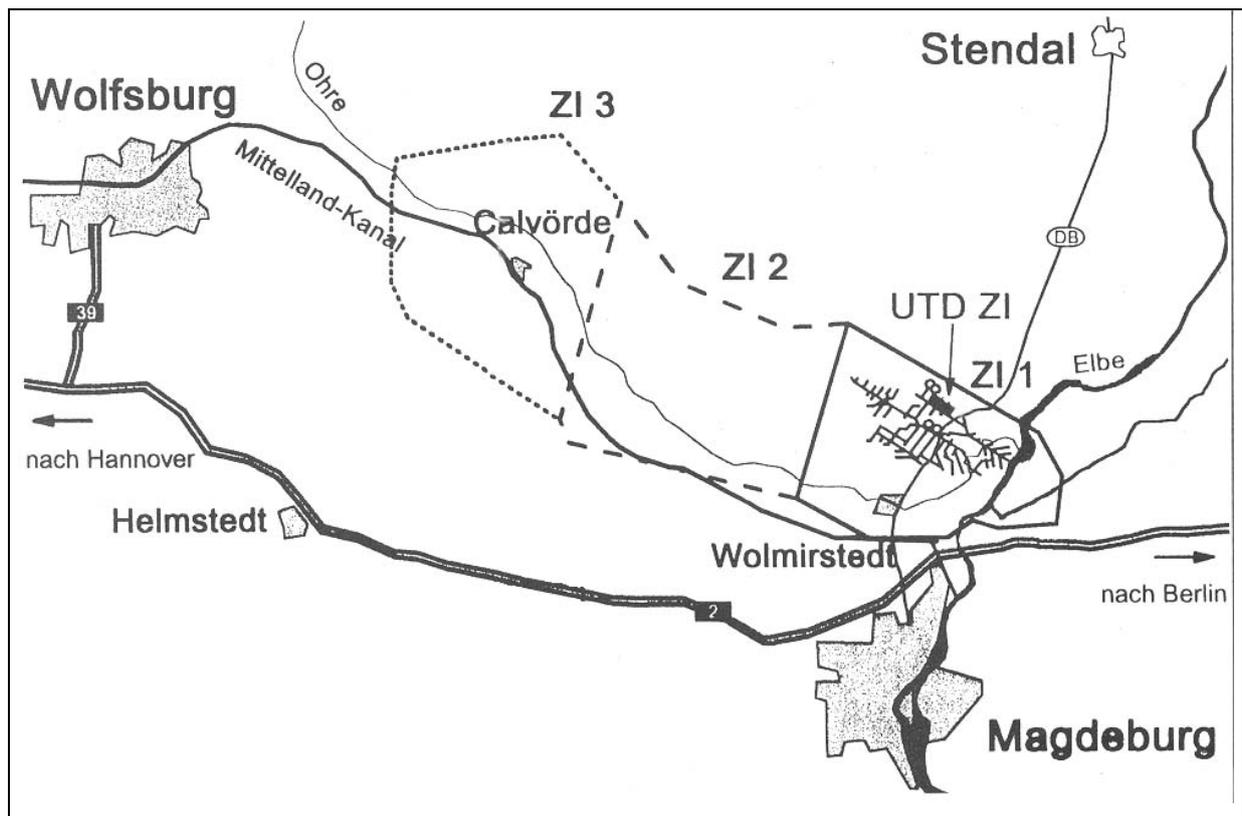


Bild 24: Geographische Lage und Verkehrsanbindung des Kaliwerkes Zielitz [aus (Kind, 1995)]

Im Bereich der Scholle von Calvörde ist das Zechsteinsalinar mit dem bauwürdigen Kaliflöz Ronnenberg durch tektonische Vorgänge pultartig verkippt und angehoben worden und damit in bergbaulich gewinnbare Teufenbereiche gelangt [Bild 25, aus (Beer, 1996)].

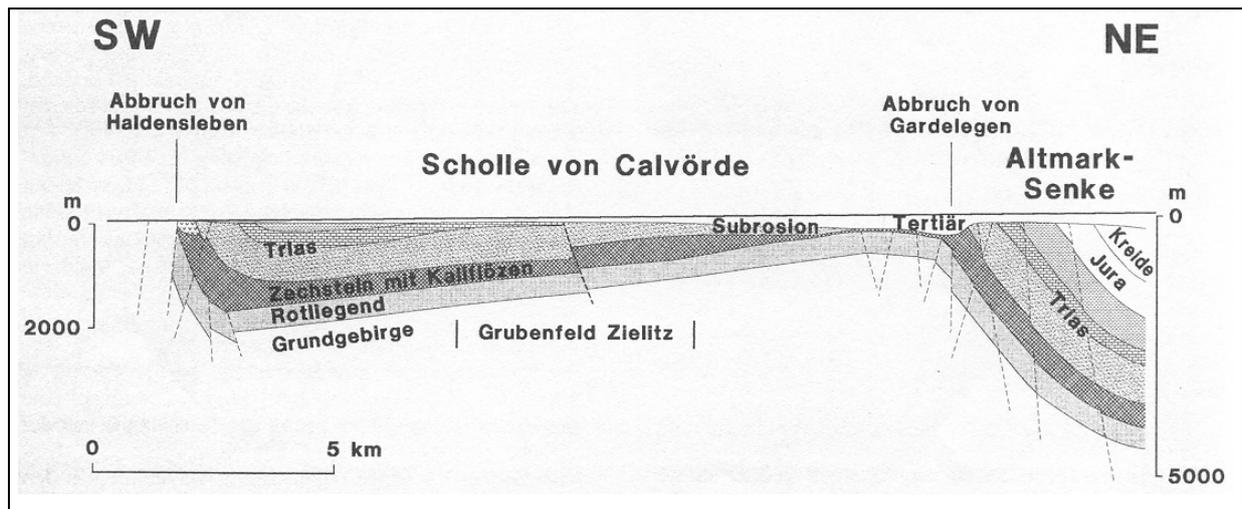


Bild 25: Geologisches Profil der Scholle von Calvörde
[aus (Beer, 1996) nach (Reichenbach, 1963) und (Zänker, 1978)]

Bedingt durch das NE – SW – verlaufende Generaleinfallen der Lagerstätte von 17% befindet sich das Kaliflöz in Teufen zwischen 400 m im Norden und 1500 m im Süden. Die Lagerstätte wird durch den Abbruch von Gardelegen und die Altmarksenke sowie den Abbruch von Haldensleben und den Flechtlinger Höhenzug begrenzt (Seidler, 1988).

Das gesamte Bergwerksfeld besitzt eine Fläche von $(33 \times 12) \text{ km}^2$. Das Grubengebäude hat derzeit eine Fläche von $(17 \times 5,5) \text{ km}^2$ erreicht (Schnürer u.a., 2003). Generell erfolgt die Abbauentwicklung mit zunehmender Teufe im Einfallen von Nord nach Süd (Bergwerksfeld ZI 1) sowie perspektivisch im Streichen von Ost nach West (Aufschluss des Bergwerksfeldes ZI 2).

Bergmännisch abgebaut wird ausschließlich der Sylvinit im hangenden Teil des Kaliflöz Ronnenberg (K3RoSy) der Leine – Serie [Bild 26, nach (K + S Aktiengesellschaft, 2004)]. Die gebaute Mächtigkeit beträgt durchschnittlich 6,5 m, wobei Schwankungen von 3 bis 20 m auftreten können. Der durchschnittliche K_2O – Gehalt des Ronnenbergsylvinit liegt bei 14% (Grimmig, 1996). Das gesamte Flöz Ronnenberg ist in eine Steinsalzumgebung eingebettet, die v.a. im Hangenden durch Anhydritmittel unterteilt wird.

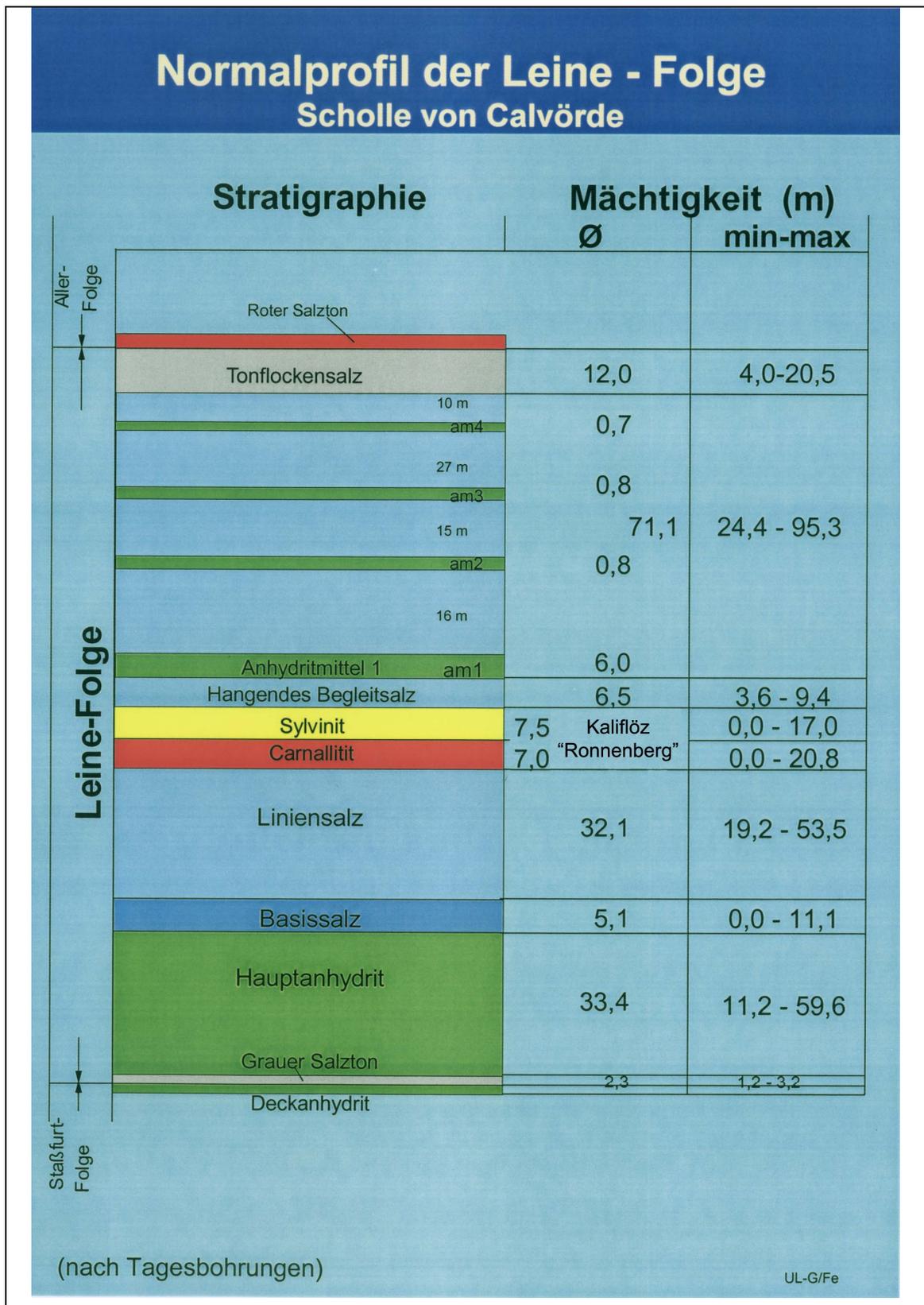


Bild 26: Normalprofil der Leine – Folge im Bereich der Scholle von Calvörde [nach (K + S Aktiengesellschaft, 2004)]

Das Grubenfeld wird über vier Tagesschächte aufgeschlossen, die im Bild 24 als Kreise dargestellt sind. Es dienen dabei jeweils ein Schacht der Förderung und der Seilfahrt und alle Schächte der Bewettung.

Der Abbau erfolgt durchweg im Kammer – Pfeiler – Abbauverfahren mit standfesten Pfeilern quadratischer Grundfläche. Zur Anwendung kommt dabei das Bohr- und Sprengverfahren mit einer Abschlaglänge von durchschnittlich 7 m unter Einsatz gleisloser Großgerätetechnik.

4.3 Basismodell der numerischen Berechnungen und Programm

Das Ausgangsmodell für die numerischen Parametervariationsrechnungen spiegelt stark idealisiert die geologisch – gebirgsmechanischen sowie geometrisch – technologischen Verhältnisse im Bereich der Referenzlagerstätte auf der Scholle von Calvörde wider. Dieses Basismodell soll nachfolgend im Hinblick auf die darin festgelegten Standardeingangswerte und Standardeinstellungen vorgestellt werden. Auf die Variationsparameter wird an entsprechender Stelle im Hauptabschnitt 5 eingegangen.

Für die Berechnungen ist das kontinuumsmechanische Numerikprogramm FLAC – 2D der Firma ITASCA in der Version 4.0 (ITASCA, 2000) verwendet worden. Die Entscheidung zugunsten eines kontinuumsmechanischen Programms ist deshalb erfolgt, da einerseits das Salinargebirge grundsätzlich als Kontinuum angesehen werden kann und andererseits die Modellierung einzelner Löserflächen in Form von Interface – Elementen mit dem gewählten Programmpaket möglich ist.

Gesamtmodell

Das mit 6 m Mächtigkeit modellierte Sylvinitflöz (K3RoSy) befindet sich in einer Steinsalzumgebung in 600 m Teufe (Bild 27).

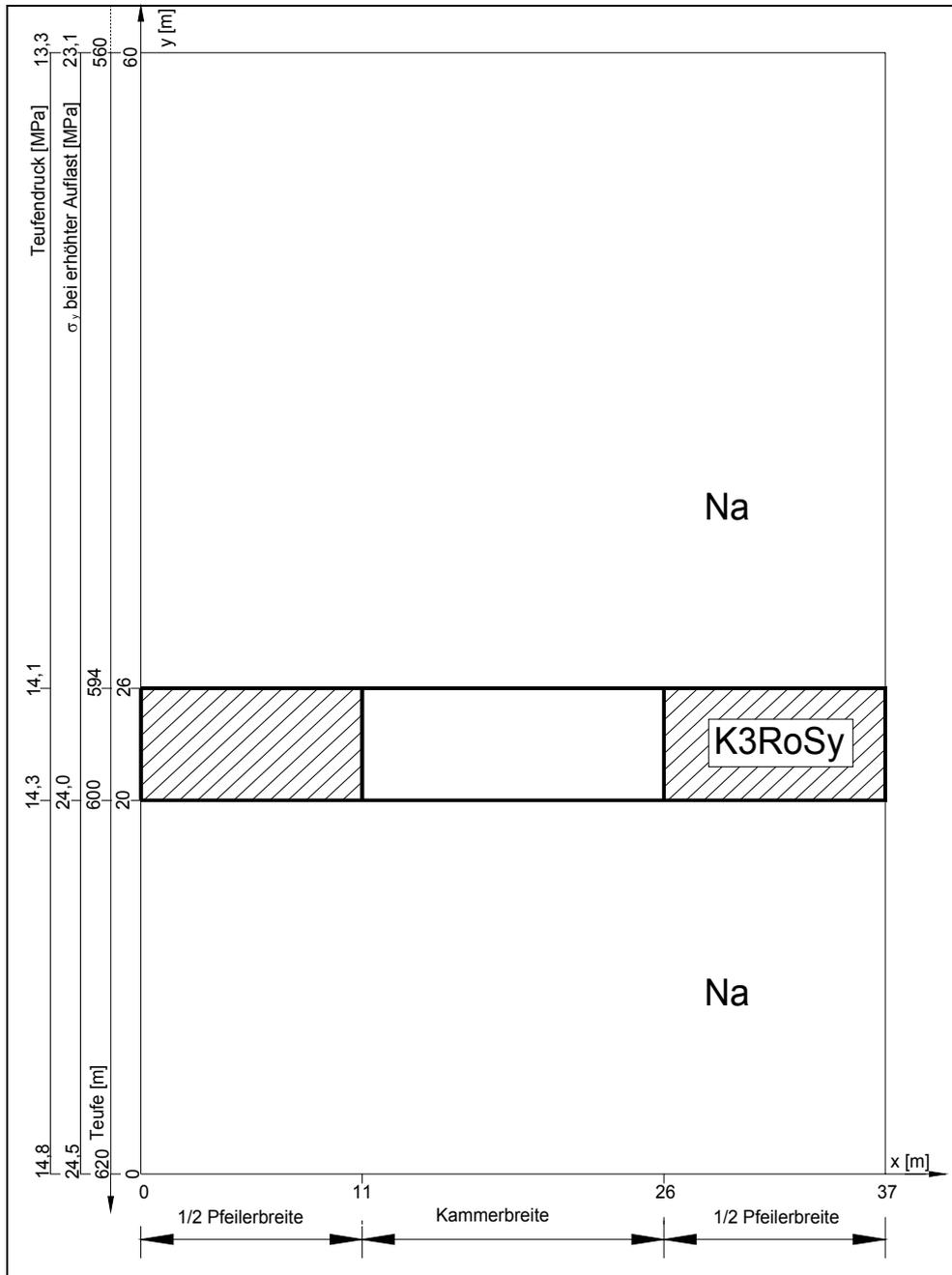


Bild 27: Basismodell, Gesamtmodell

Das zweidimensionale numerische Modell, das einen Gebirgsausschnitt von 60 m Höhe und 37 m Breite umfasst, besteht im Standardfall aus insgesamt 10044 Zonen, wobei 2280 Zonen auf den späteren Abbauhohlraum entfallen.

Die Netzgeometrie des Gesamtmodells sowie eine Detaildarstellung des hohlraumnahen Bereiches enthält Bild 28.

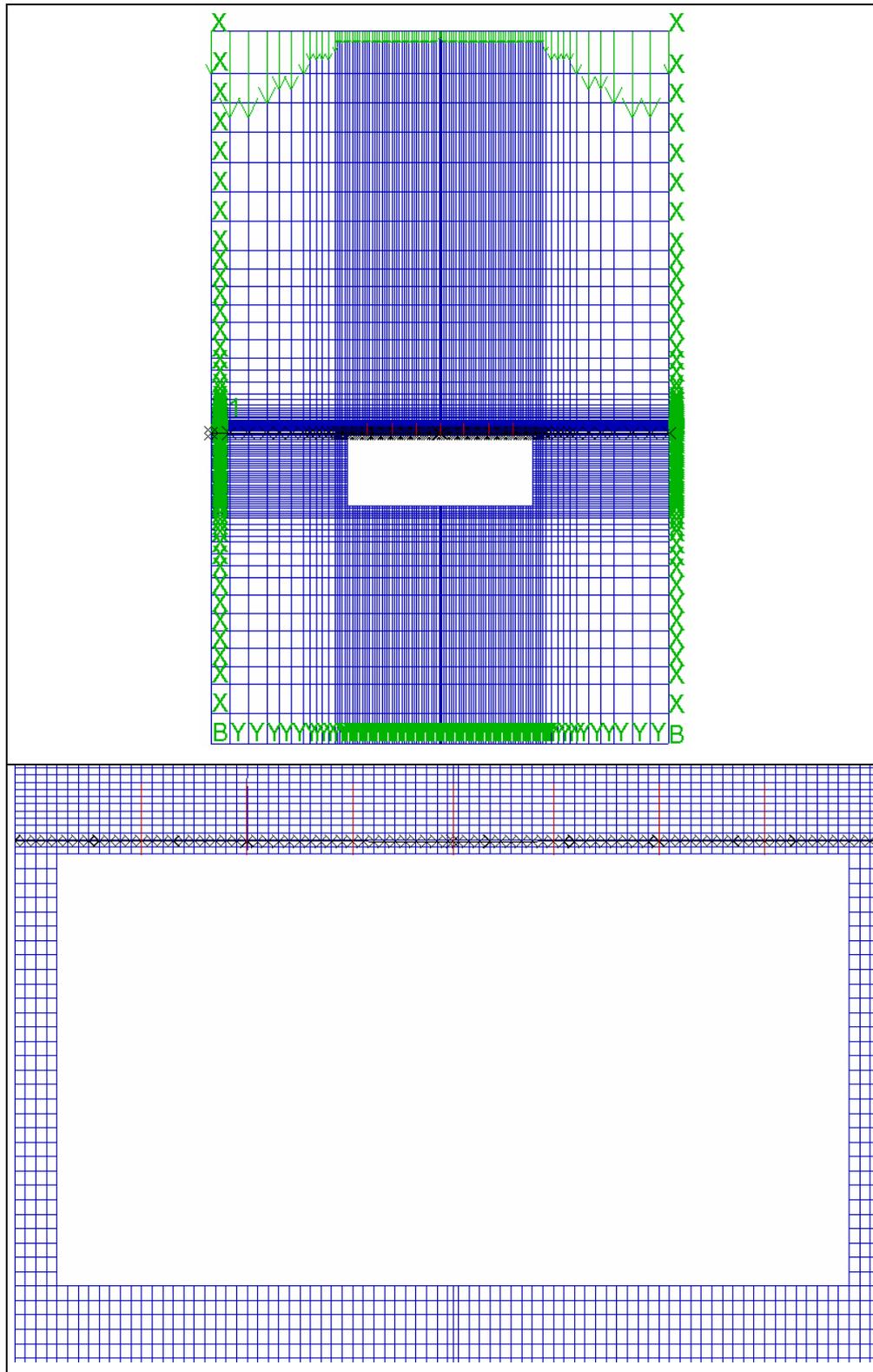


Bild 28: Diskretisierung des gewählten Gebirgsausschnittes (Gesamtansicht und Detaildarstellung des hohlraumnahen Bereiches)

Die Darstellungen zeigen, dass hohlraumfernere Bereiche relativ grob vernetzt worden sind, während hohlraumkonturnah eine hohe Vernetzungsdichte und damit geringe Gitterpunktabstände realisiert worden sind. Tabelle 1 enthält die im Standardfall modellierte Größe der Zonen an der Kontur der Abbaukammer.

Konturbereich	Zonenbreite [cm]	Zonenhöhe [cm]
<u>Firste</u>		
Firstmitte ($18,4 \text{ m} \leq x \leq 18,6 \text{ m}$)	10	10
übriger Firstbereich	20	10
<u>Sohle</u>		
Sohlmitte ($18,4 \text{ m} \leq x \leq 18,6 \text{ m}$)	10	20
übriger Sohlbereich	20	20
<u>Stöße</u>	20	20

Tabelle 1: Numerisch umgesetzte Zonenabmessungen unmittelbar an der Kontur der Abbaukammer

Der fehlende Teil des Deckgebirges ist durch eine primäre Modellauflast in Höhe von 13,3 MPa ersetzt worden, wobei eine mittlere Überlagerungswichte von 0,02375 MPa / m in Ansatz gebracht worden ist. Unter Einbeziehung dieser Wichte ist der als hydrostatisch vorausgesetzte Grundspannungszustand teufenabhängig berechnet und eingeschrieben worden. Ausgehend vom Auflastwert an der Modelloberkante erreicht dieser Werte um 14,2 MPa im Flözhorizont und 14,8 MPa am unteren Modellrand.

Der modellierte Ausschnitt aus einem Kammer – Pfeiler – System mit gleichbreiten Haupt- und Nebenorten sowie quadratischen Pfeilergrundflächen besteht in Anlehnung an entsprechende betriebliche Vorgaben (Kali und Salz GmbH, 2000) aus einem Halbpfeiler von 11 m Breite, einer vollständigen rechteckquerschnittigen Abbaukammer von 15 m Breite mit ebener Firste und einem weiteren halben Pfeiler und damit aus einer vollständigen Systembreite ($2 \cdot l_s$, vergleiche Bild 17) von 37 m. Die Kammerhöhe entspricht der modellierten Flözmächtigkeit.

Bedingt durch die Zweidimensionalität des verwendeten Berechnungsprogramms ist der ebene Verformungszustand angenommen worden, d.h. die Kammern und Pfeiler werden zunächst als unendlich lang betrachtet. Die Umsetzung des realen dreidimensionalen Charakters der Nebenortaufahrung und der damit einhergehenden Querdurchörterung der als unendlich lang angenommenen Pfeiler ist über eine Erhöhung der Modellauflast vor der eigentlichen Hohlraumherstellung realisiert worden.

Die Festlegung des Erhöhungsfaktors ist dabei in Anlehnung an die beim Übergang vom Kammerbau zum Kammer – Pfeiler – Bau stattfindende Lastfaktor- und damit Pfeilerbelastungserhöhung erfolgt. Im Ergebnis dessen ist die Modellauflast von 13,3 auf 23,1 MPa erhöht worden. Die unmittelbare Herstellung der Abbaukammern erfolgt rechentechnisch jeweils in einem Schritt, d.h. die einzelnen Hohlraumherstellungsphasen finden bei den numerischen Berechnungen keine Berücksichtigung.

Löserflächen

In den unmittelbaren Dachschichten der Abbaukammer sind Löserflächen angeordnet worden (Bild 29), die wahlweise einzeln oder in Gruppen aktiviert werden können. Die minimale und standardmäßig angenommene Ablösemächtigkeit beträgt dabei 20 cm. Im Referenzfall ist nur diese eine Löserfläche wirksam.

Die mechanischen Eigenschaften dieser angesprochenen potentiellen Ablösefläche sind in Auswertung entsprechender Laborversuchsergebnisse (K + S Aktiengesellschaft, 2003) wie folgt festgelegt worden:

- Trennflächenreibungswinkel (ϕ_{TF}) = 30°
- Trennflächenkohäsion (c_{TF}) = 2 MPa
- Trennflächenzugfestigkeit (σ_{t_TF}) = 1 MPa
- Trennflächendilatanzwinkel (ψ) = 0° (für alle Berechnungsfälle)
- Normalsteifigkeit der Trennflächen (k_n) = 100 GPa / m (für alle Berechnungsfälle)
- Schersteifigkeit der Trennflächen (k_s) = 100 GPa / m (für alle Berechnungsfälle).

Diese Standardkombination an den wesentlichen Trennflächeneigenschaften trägt im Weiteren die ausschließlich unter Stabilitätsgesichtspunkten gewählte Bezeichnung „mäßig gute“ Trennflächeneigenschaften.

Die Trennflächen sind durchgehend und verlaufen schichtparallel.

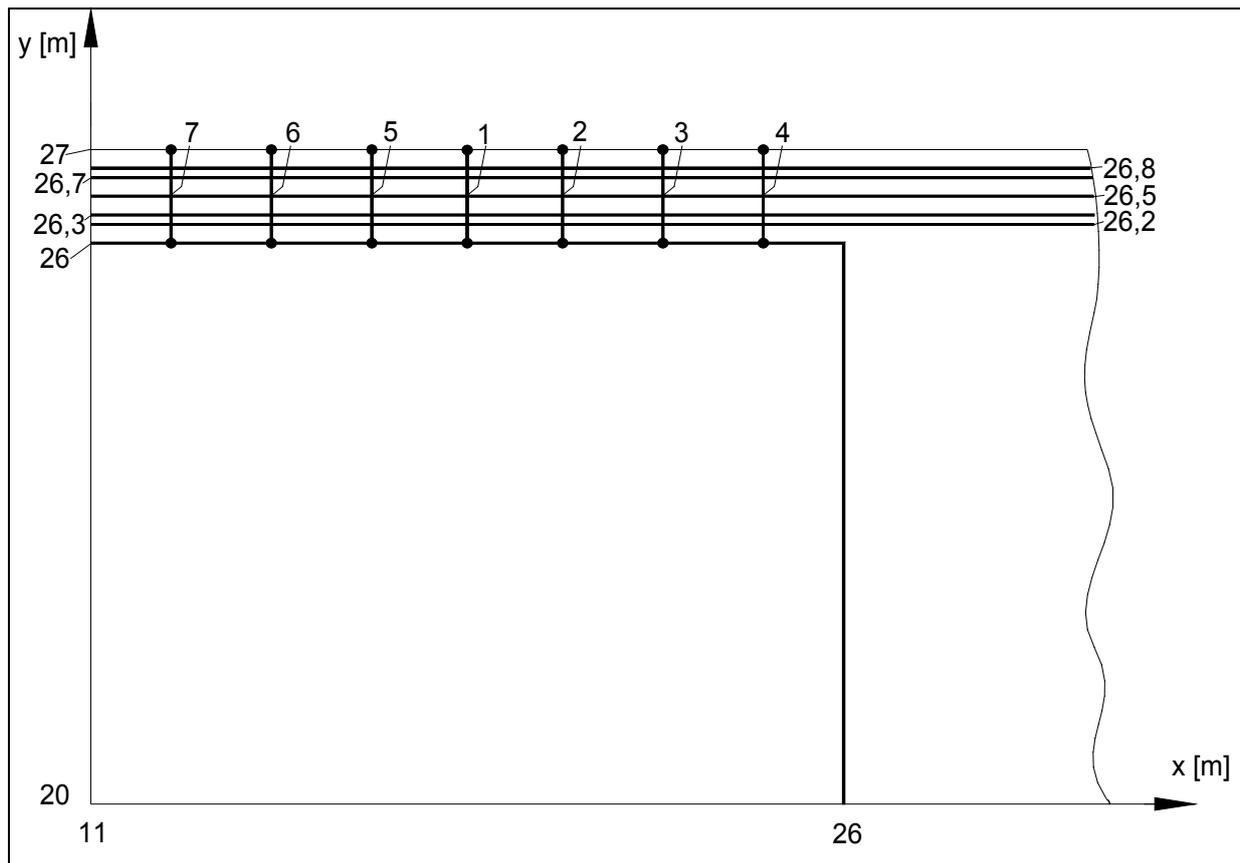


Bild 29: Basismodell, Detail Kammerfirste

Systemankerung

Bild 29 zeigt außerdem die 7 Anker der Systemankerung in der Firste. Zur Umsetzung des Spreizhülsenwirkprinzips sind diese an ihrem Anfangspunkt (Ankerfußpunkt, Spreizhülse) und an ihrem Endpunkt (Ankerkopfpunkt, Ankerplatte) jeweils fest mit dem vorhandenen FLAC – Gitter verbunden worden und bestehen aus jeweils nur einem Segment. Als hier nicht realisierte, aber prinzipiell vorhandene Alternative zum festen Verbund der Anker mit dem Gitter besteht in FLAC die Möglichkeit, diese Verbindung über einen Haftreibungs – Schersteifigkeits – Verbund zu realisieren (Hausdorf, 2003). Mit einer solchen Konstellation ist die Simulation von Ankerziehversuchen und der Nachweis des Festsitzes des Ankerfußpunktes möglich. Im Hinblick auf die Bestimmung der dazu notwendigen Verbundfestigkeits- und Steifigkeitsparameter sowie auftretende Besonderheiten sei auf die Quellen verwiesen [z.B. (ITASCA, 2000), (Alber und Rühl, 2004), (Zhu, 2004)].

Die Anker als spezielle eindimensionale Ausbauelemente verfügen darüber hinaus im Vergleich zum umgebenden Salzgebirge über eine deutlich höhere Steifigkeit.

Die speziell benutzten „cable – elements“ sind dabei in der Lage, axiale Zugkräfte und u.U. auch Druckkräfte zu übertragen.

Der reale Ankerabstand über der Kammerbreite von ca. 2,0 m und der fiktive in Kammerlängsrichtung von 1,8 m führt zu der bereits erwähnten Ankersehdichte von 0,28 Anker pro m^2 bzw. 1 Anker pro $3,6 m^2$ Firstfläche. Die Berücksichtigung des Ankerabstandes in der dritten Raumrichtung in einem ebenen Berechnungsprogramm ist in Anlehnung an die Empfehlung des Softwareherstellers (ITASCA, 2000) durch Division der ankerspezifischen Größen E_{Anker} , $F_{\text{Streckgrenze}}$, F_m und F_v durch den Zahlenwert des Abstandes der Ankerreihen in Kammerlängsrichtung erfolgt.

Für die standardimplementierte ideal elasto – plastische (Bild 42) wie auch für die nutzerdefiniert umgesetzte elasto – plastisch – verfestigende (Bild 9) Kennlinie des Ankerstahls „Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700“ ergeben sich dabei folgende Eingangswerte für die numerischen Berechnungen:

Ankereigenschaft	Symbol	realer Wert	im ebenen Modell verwendeter Wert bei einem Abstand der Ankerreihen von 1,8 m
E – Modul des Ankerstahls	E_{Anker}	225 GPa	125 GPa
Ankerkraft an der Streckgrenze	$F_{\text{Streckgrenze}}$	0,09 MN	0,050 MN
Bruchkraft der Ankerstange	F_m	0,14 MN	0,078 MN
Vorspannkraft	F_v	0,02 MN *	0,011 MN

Tabelle 2: Reale und numerisch umgesetzte Ankereigenschaften zur Einbeziehung des Ankerabstandes in der dritten Raumrichtung

[*: Der in der Betriebsanweisung G2 / 1 – First- und Stoßsicherheit – der Kali und Salz GmbH, Werk Zielitz (Kali und Salz, 1999) angegebene Vorspannwert von 20 kN dient als Ausgangswert für die Parametervariationsrechnungen.]

4.3 Basismodell der numerischen Berechnungen Salzstoffgesetz / Randbedingungen

Der Ankerstahl „Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700“ besitzt darüber hinaus noch folgende weitere Eigenschaften:

- Querschnittsfläche der Ankerstange: 207 mm²
- Flächenträgheitsmoment: 3,22 · 10⁻⁹ m⁴
- Dichte des Ankerstahls: 7800 kg / m³.

Salzstoffgesetz

Allen im Modell vorkommenden Salinarhorizonten (Steinsalz und Sylvinit) ist das standardmäßig in FLAC verfügbare Salzstoffgesetz für stationäres Kriechen (Gleichung 14) nach dem Norton – Ansatz (Norton, 1929)

$$\dot{\epsilon}_{cr,eff} = A \cdot \sigma_{eff}^n \quad (14)$$

mit

A: Vorfaktor zur Berücksichtigung materialspezifischer und thermischer Einflüsse

$$A = 2,0 \cdot 10^{-14}$$

n: Spannungsexponent; n = 5,0

$\dot{\epsilon}_{cr,eff}$: effektive stationäre Kriechrate

σ_{eff} : effektive oder Vergleichsspannung

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (15)$$

und dem verwendeten Einheitensystem (MPa, h, MN, m) zugeordnet worden [aus (IfG, 2000a)]. Derselben Quelle entstammen die elastischen Eigenschaften der Salzsichten:

$$E = 25 \text{ GPa}$$

$$\nu = 0,25.$$

Randbedingungen

Am Berechnungsmodell sind folgende Randbedingungen gesetzt worden

(Bild 28, obere Abbildung):

- vertikalverschiebungsfreie Lagerung der Modellunterkante sowie
- horizontalverschiebungsfreie Lagerung des linken und rechten Modellrandes.

Berechnungsschritte

Bezüglich des Berechnungsablaufes ist standardmäßig folgende Modellierungssequenz gewählt worden:

Inhalt des Modellierungsschrittes	Salzstoffgesetz	Zeit am Ende des Schrittes
Primärzustand (ohne Kammer)	elastisch	0 h
Auflasterhöhung (ohne Kammer)	elastisch	0 h
Nullsetzen bisheriger Verschiebungen; Hohlraumherstellung; Einbringen der Systemankerung	elastisch	0 h
zeitabhängige Berechnung mit geankertem Hohlraum	viskos	2a (8a)

Tabelle 3: Standardmäßig verwendete Modellierungssequenz

Für die als „elastisch“ bezeichneten Modellierungsschritte ist dabei kennzeichnend, dass diese – unter Zuhilfenahme einer ausreichend großen Anzahl an Rechenschritten (steps) – jeweils zur Einstellung numerisch stabiler Gleichgewichtszustände führen.

Modellierungskonservativitäten

Mit den Modellierungsannahmen im Basismodell wird z.T. bewusst vom tatsächlichen Gebirgsverhalten abgewichen, das reale Verhalten wird also mit Absicht „überzeichnet“. Dies ist erfolgt, um das Trennflächenverhalten und damit die Ankerwirkung deutlicher aufzuzeigen. Im Einzelnen betrifft dies folgende Annahmen:

❶ Geometrische Ausbildung der Kammerfirste

Die Firsten von langlebigen Grubenbauen sowie von Aus- und Vorrichtungsrubenbauen, die mitunter Bestandteil der Abbaufelder sind, werden generell gewölbt ausgeführt. Abbaukammern dagegen werden erst ab einer Teufe von ca. 1000 m mit gewölbter Firste aufgefahren. In geringeren Teufen ist eine Firstwölbung vom Sprengschema her nicht vorgesehen, es erfolgt jedoch eine Ausrundung der Übergänge zwischen der Firste und den Stößen mit einem Krümmungsradius von annähernd 1,0 m.

Eine absolut ebene Firste ist dennoch auch in geringeren Teufen eher unwahrscheinlich, da sich in Abhängigkeit von der geologischen Firstbeschaffenheit durch das Bebrauen Überhöhungen in Kammermitte von 0,3 bis 0,5 m, im Extremfall auch von 1,0 m einstellen können. Somit stellt die im Standardmodell angenommene ebene Firste mit rechtwinkligen Übergängen zu den Stößen eine von der Realität abweichende Konstellation dar.

② Nebenortauffahrung und Abbaudynamik

Die dargestellte Verfahrensweise zur Simulation der Auffahrung der Nebenorte in einem ebenen Programm über die Erhöhung der Modellauflast vor der Kammerherstellung ist sehr konservativ, wodurch zu hohe Pfeilerbelastungen und damit zu große Firstsenkungen berechnet werden. Außerdem kann damit das Anwachsen der Pfeilerbelastung beim „Wandern“ eines Abbaupfeilers vom Baufeldrand ins Baufeldzentrum (Abbaudynamik) nicht berücksichtigt werden, da die Pfeiler von Anfang an mit dem Maximalwert belastet sind.

③ Hohlraumherstellung und Beginn der Verschiebungsaufzeichnung

Auf die Simulation einer mehrphasigen Hohlraumherstellung mit zeitversetzter Ankerung ist standardmäßig zugunsten einer einphasigen Kammerauffahrung mit sofortigem Ankern verzichtet worden. Damit im Zusammenhang steht der Beginn der Messung bzw. Aufzeichnung der Firstsenkungen. Im Realfall werden die Messstellen nach vollendeter Hohlraumerstellung und nach dem Setzen der ersten Ankerreihen, also deutlich zeitversetzt eingerichtet. Bei den numerischen Berechnungen dagegen werden die Ergebnisse ab dem Zeitpunkt der Hohlraumauffahrung ($t = 0$ h) aufgezeichnet.

④ Trennflächenausbildung

Die in den Berechnungen als horizontal verlaufend angenommenen und durchgehend mit denselben Parametern belegten Trennflächen werden im realen geologischen Körper so idealisiert nicht vorkommen. Vielmehr können trennflächenfreie Abschnitte auftreten, die Trennflächeneigenschaften entlang der Trennfläche schwanken oder die Trennflächeneinfallwinkel variieren.

4.4 Vorstellung und Bewertung von Messergebnissen

Ausgehend von diesem Basismodell mit einem speziellen Lagerstättenbezug und den damit durchgeführten, vergleichend ausgewerteten und an Hand von Messwerten verifizierten Parametervariationsrechnungen können unter Beachtung der o.g. Modellierungskonservativitäten einerseits konkrete Ergebnisse für die gewählte Lokation ermittelt und andererseits allgemeine Trends für andere Lagerstätten- und Abbaubedingungen abgeleitet werden. Im Einzelfall sollten jedoch die konkreten Bedingungen in einem speziellen numerischen Modell umgesetzt und die Ergebnisse an Hand von Messergebnissen von dieser Lokation überprüft werden.

4.4 Vorstellung und Bewertung von Messergebnissen

Für die ausgewählte und im Basismodell numerisch umgesetzte Referenzlagerstätte der K + S KALI GmbH in Zielitz liegt eine Reihe von Messergebnissen vor. Dabei handelt es sich im Wesentlichen um zeitabhängige Firstsenkungskurven aus 600 m Teufe (Bild 30) und 900 m Teufe (Bild 31), (Keilwitz, 2003 / 2004).

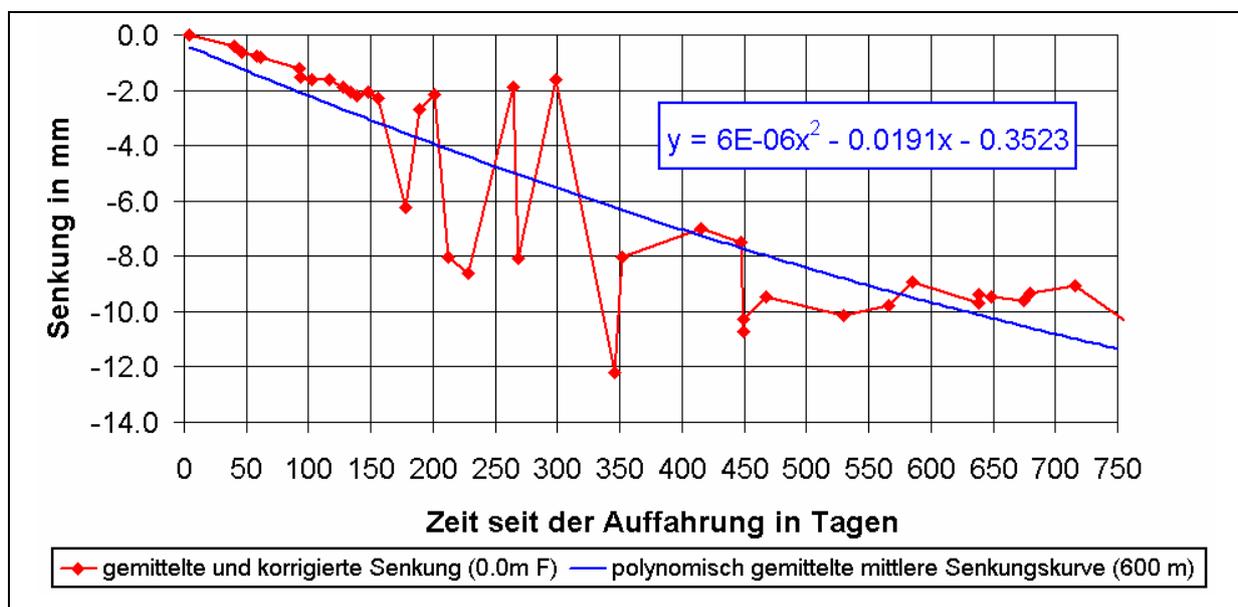


Bild 30 Mittlere Senkung der Hohlräumkontur, gemittelt aus 9 Messstellen im Teufenbereich von 600 m [nach (Keilwitz, 2003 / 2004)]

4.4 Vorstellung und Bewertung von Messergebnissen

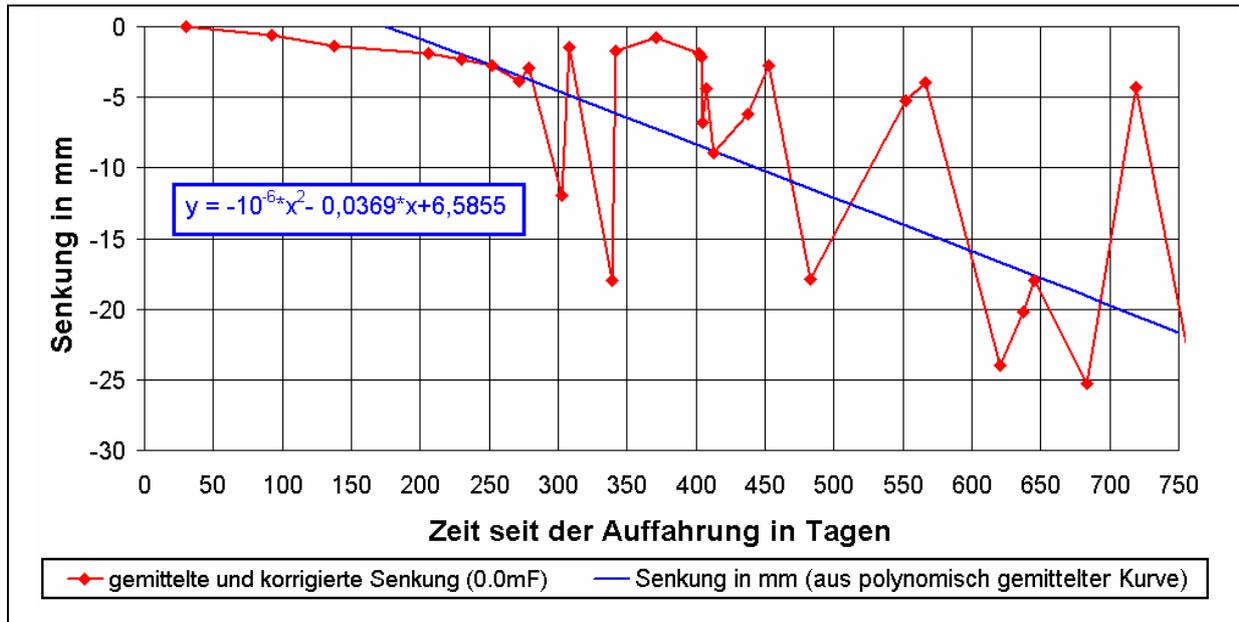


Bild 31 Mittlere Senkung der Hohraumkontur, gemittelt aus 9 Messstellen im Teufenbereich von 900 m [nach (Keilwitz, 2003 / 2004)]

Die angegebenen Messwerte stellen dabei bereits gemittelte und korrigierte Senkungswerte dar, denen polynomisch gemittelte Trendlinien hinzugefügt worden sind. Zur Verifizierung der numerischen Berechnungsergebnisse sind diese Trendlinien im Zeitraum bis 2 Jahren (730 Tage) herangezogen worden.

5 Eigene numerische Untersuchungen

5.1 Lage und Eigenschaften von Löserflächen

5.1.1 Einführung

Neben dem bereits diskutierten Einfluss der geologischen Ausbildung der Löserflächen in den unmittelbaren Dachschichten eines Abbauhohlraumes stellen die Mächtigkeit der Ablösung (h_L) und die mechanischen Eigenschaften der Löserflächen – Trennflächenreibungswinkel (ϕ_{TF}), Trennflächenkohäsion (c_{TF}) und Trennflächenzugfestigkeit (σ_{t_TF}) – weitere wichtige Einflussfaktoren auf die Firststabilität dar (Bild 10).

Hinsichtlich der Ablösemächtigkeit kann prinzipiell in dünnbankig geschichtetes und in massiges Hangendes unterschieden werden. Je geringmächtiger eine Schicht ist, um so kleiner also die Steifigkeit des entstandenen Biegebalkens ausfällt, um so größer wird im ungeankerten Zustand die Firstdurchbiegung ausfallen. Die bei Zunahme der Balkenhöhe (h) einsetzende Abnahme der Firstdurchbiegung wird stark nichtlinear verlaufen, da die Balkenhöhe mit der dritten Potenz in die Berechnung eingeht [Gleichung (4)].

Durch die mechanischen Eigenschaften wird der innere Zusammenhalt der Löserflächenufer beschrieben, der bei einer Störung des primären Zustandes – beispielsweise durch die Hohlrumschaffung – der Löseröffnung entgegenwirkt. Höhere Werte von ϕ_{TF} , c_{TF} und σ_{t_TF} lassen also grundsätzlich eine höhere Firststabilität und eine geringere Öffnungsneigung erwarten.

5.1.2 Modellierungsannahmen und Variationsparameter

Um den Einfluss der Ablösemächtigkeit (h_L) auf das Verhalten einer ungeankerten Firste herausarbeiten zu können, ist der bankrechte Abstand zunächst einer Trennfläche von der Firste von 20 über 30, 50 und 70 cm bis hin zu 80 cm variiert worden. Zu Vergleichszwecken ist zudem ein Berechnungsfall ohne Trennfläche ergänzt worden. Bei der Festlegung der Werte von h_L ist davon ausgegangen worden, dass Schalen kleiner 20 cm Dicke mit Sicherheit durch Berauben hereinzugewinnen sind und Ablösemächtigkeiten größer als 80 cm im Grubenfeld der Referenzlagerstätte nicht vorkommen (Kali und Salz GmbH, 1997).

Zur Darstellung der Wirkung mehrerer Trennflächen ist darüber hinaus eine Situation mit zwei Trennflächen in Abständen zur Firste von 30 und 70 cm berechnet worden.

Zur Einbeziehung der Schwankungsbreite der mechanischen Eigenschaften potentieller Löserflächen sind drei Parametersätze mit signifikant unterschiedlichen Werten von ϕ_{TF} , c_{TF} und σ_{t_TF} definiert worden (Tabelle 4).

Bezeichnung / gebirgsmechanische Wirkung	ϕ_{TF}	c_{TF}	σ_{t_TF}	Bemerkung	Quelle
„sehr schlecht“ / stark stabilitäts- mindernd	20°	0 MPa	0 MPa	zur Verdeutlichung des Verhaltens bewusst re- duzierte Werte	(K + S Aktien- gesellschaft, 2003)
„mäßig gut“ / mäßig stabilitäts- mindernd	30°	2 MPa	1 MPa	in einem Fall experimen- tell ermittelte Werte	
„sehr gut“ / gering stabilitäts- mindernd	30°	5 MPa	2 MPa	Maximalwerte aus einem breiten Variationsbereich	

Tabelle 4: Parametersätze zur Variation der Trennflächeneigenschaften

5.1.3 Berechnungsergebnisse

Einfluss der Ablösemächtigkeit (h_L)

Die Absenkung einer ungeankerten Kammerfirse infolge der Hohlräumeauffahrung bei unterschiedlichen Werten von h_L unter Verwendung der in Abschnitt 4.3 vorgestellten Standardeingangswerte des Basismodells zeigt Bild 32.

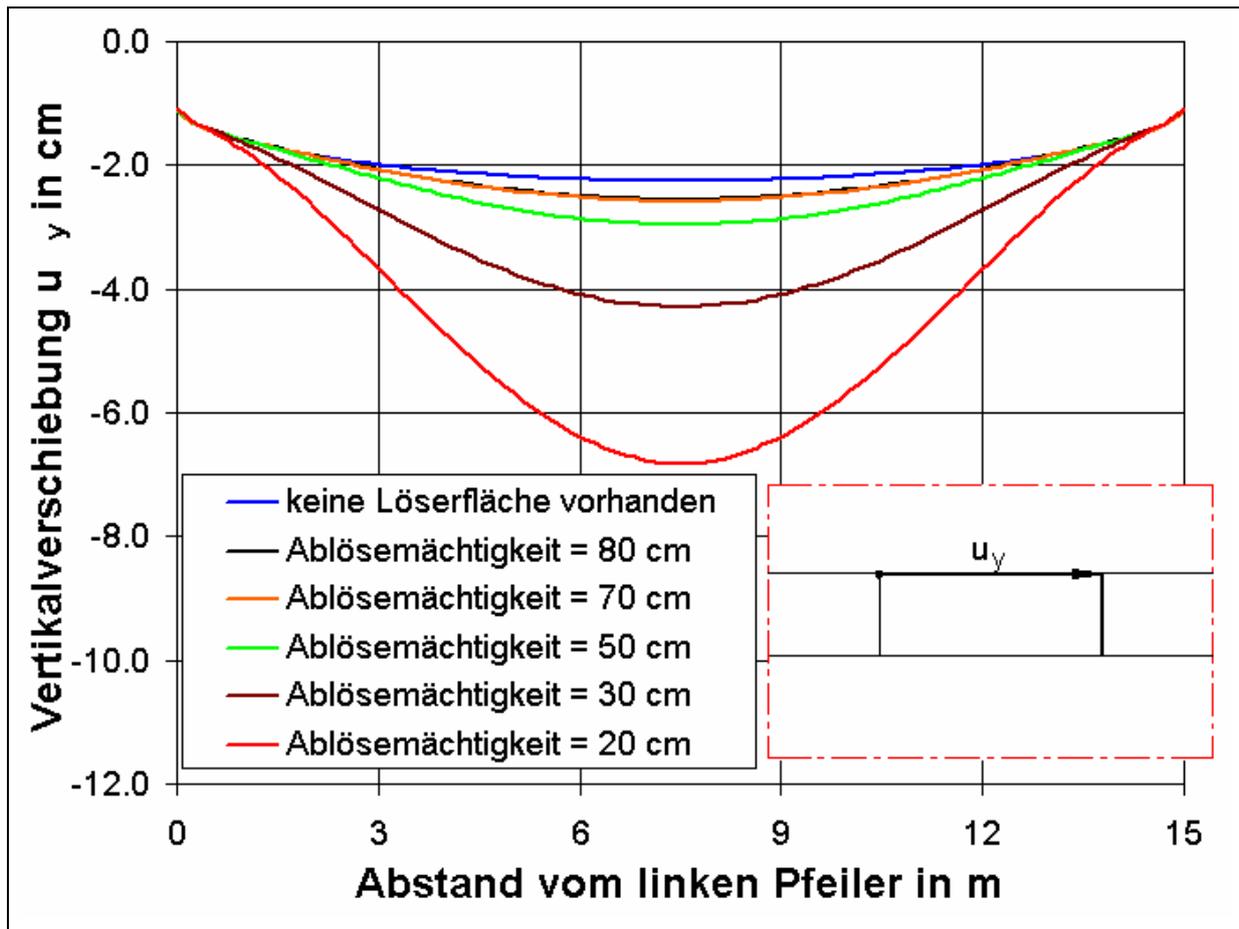


Bild 32: Vertikalverschiebungen entlang der Firse infolge der Hohlraumherstellung bei unterschiedlichen Mächtigkeiten der Ablösung und „mäßig guten“ Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4

Dargestellt sind dabei jeweils die vertikalen Verschiebungen entlang einer horizontalen Linie direkt an der Firse, die unter Verwendung des „plot – line“ – Kommandos aus der Interpolation der Verschiebungswerte benachbart gelegener Gitterpunkte ermittelt worden sind.

Man erkennt aus Bild 32 zunächst das erwartete Verhalten, wonach

- die größten Vertikalverschiebungen in Kammermitte auftreten und
- mit der Abnahme der Ablösemächtigkeit eine Zunahme der Verschiebungen zu verzeichnen ist.

Aus dem Vergleich der Berechnungsfälle mit Trennflächen und dem Vergleichsfall einer massigen Firste (blaue Kurve) ist darüber hinaus zu erkennen, dass sich die Gesamtfirstabsenkung ($u_{y,ges}$) aus zwei Anteilen zusammensetzt, nämlich aus

- einem hohlraumherstellungsbedingten Anteil ($u_{y,HR}$), der in jedem Fall gleich groß ist und
- einem Anteil aus bereits einsetzender Trennflächenöffnung ($u_{y,TF}$), der mit abnehmender Ablösemächtigkeit zunimmt.

Dass bei dünnmächtigen Ablösungen dieser zweite Anteil überwiegt, zeigt nachfolgende Tabelle:

h_L	$u_{y,ges}$	$u_{y,HR}$	$u_{y,TF}$	$\frac{u_{y,TF}}{u_{y,ges}}$
	in Kammermitte			
ohne Löserfläche	2,3 cm	2,3 cm	0,0 cm	0 %
80 cm	2,5 cm	2,3 cm	0,2 cm	8 %
50 cm	2,9 cm	2,3 cm	0,6 cm	21 %
20 cm	6,8 cm	2,3 cm	4,5 cm	66 %

Tabelle 5: Einfluss der Ablösemächtigkeit auf die Trennflächenöffnung in Kammermitte nach der Hohlraumherstellung

Eine Ablösemächtigkeit von 20 cm ist somit als der ungünstigste Fall anzusehen. Dies soll an Hand des zeitabhängigen Verschiebungsverlaufes eines Betrachtungspunktes in Firstmitte verdeutlicht werden (Bild 33).

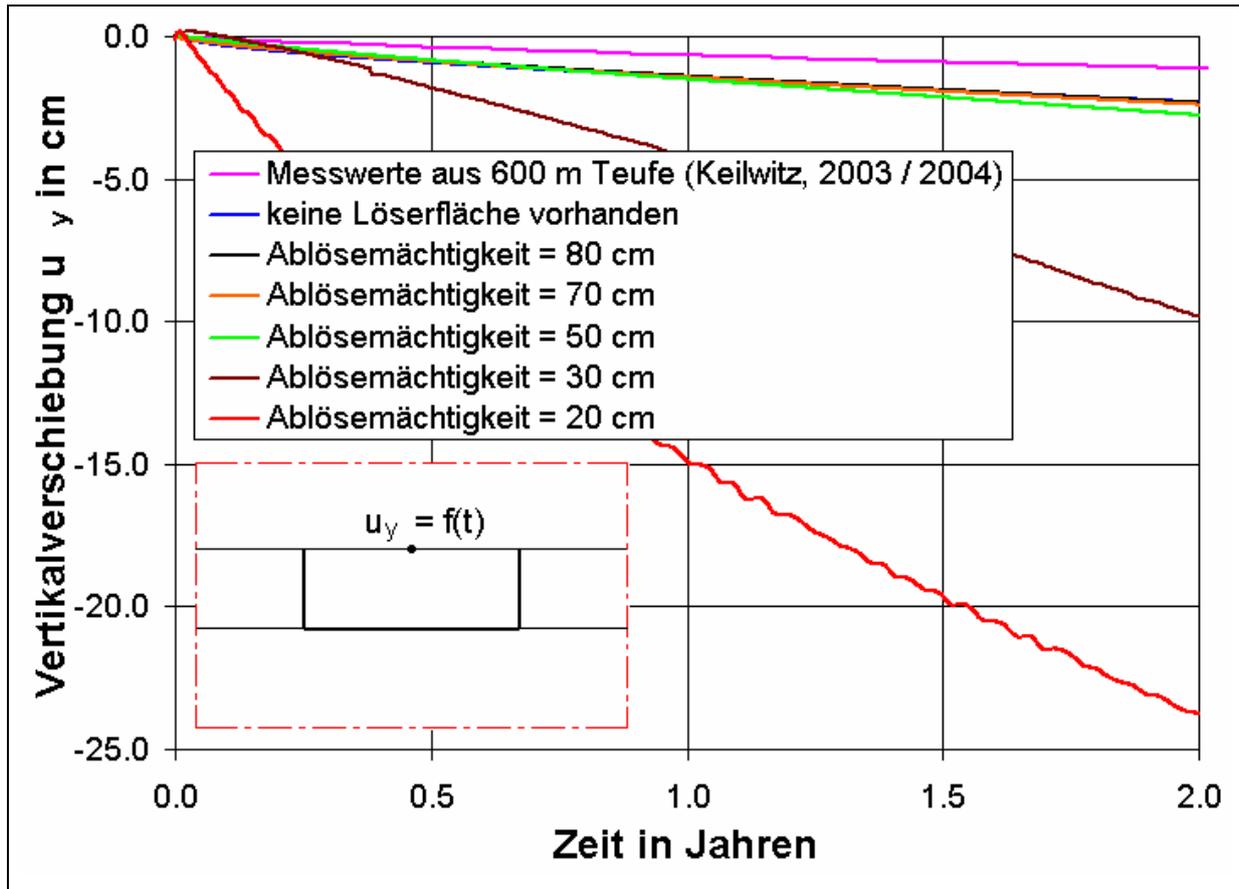


Bild 33: Zeitabhängiger Verlauf der Vertikalverschiebung eines Betrachtungspunktes in Firstmitte bei unterschiedlichen Ablösemächtigkeiten

Bei den dargestellten Verschiebungswerten handelt es sich ausschließlich um die zeitabhängig auftretenden viskosen Verschiebungsanteile, d.h. die im Bild 32 und in Tabelle 5 erfassten Werte von $u_{y,HR}$ infolge der Hohlräumeauffahrung sind hier abgezogen worden. Dies ist erfolgt, um eine Vergleichbarkeit von Mess- und Berechnungswerten zu gewährleisten.

Bild 33 ist zu entnehmen, dass die Verschiebungen im Extremfall bei einer Ablösemächtigkeit von 20 cm auf bis ca. 24 cm nach 2 Jahren anwachsen. Derart große Firstsenkungsbeträge, die v.a. auf die Öffnung von Trennflächen zurückzuführen sind, werden in der bergbaulichen Praxis nicht auftreten, da entsprechende Bereiche rechtzeitig geankert oder durch Berauben hereingewonnen worden sind.

Bei größeren Ablösemächtigkeiten (70 bzw. 80 cm) liegen die Verschiebungsendwerte mit 2,4 bzw. 2,3 cm größenordnungsmäßig im Bereich der Messwertkurve [1,1 cm; (Keilwitz, 2003 / 2004)]. Die Tatsache, dass alle berechneten Verschiebungswerte einschließlich derjenigen des Berechnungsfalles ohne Trennfläche größer sind als

die Messwerte, ist auf die Modellierungskonservativitäten zurückzuführen, die im Abschnitt 4.3 diskutiert worden sind.

Der Einfluss der Balkenmächtigkeit auf das Öffnungsverhalten einer Löserfläche soll an Hand zweier Isobilder der Vertikalverschiebung nach zwei Jahren analysiert werden (Bild 34).

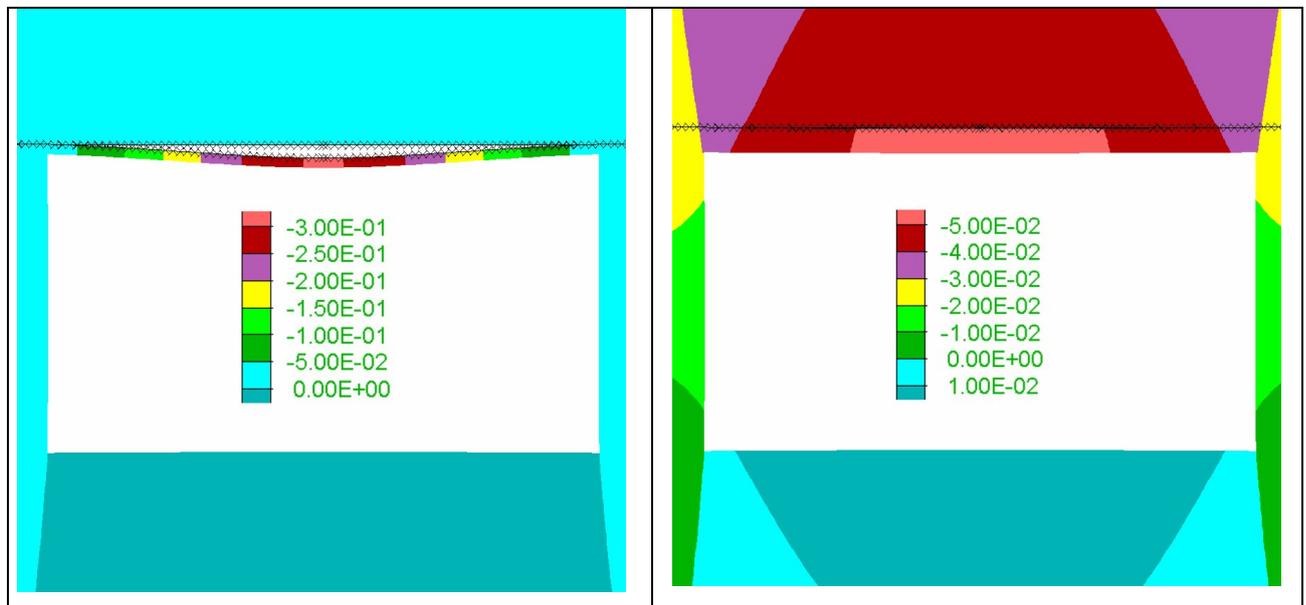


Bild 34: Vertikalverschiebungen nach 2 Jahren in m bei unterschiedlichen Ablösemächtigkeiten (links: $h_L = 20$ cm, rechts: $h_L = 50$ cm)

Im Bild 34 links ist bei einer Ablösemächtigkeit von 20 cm nach 2 Jahren auf fast dem gesamten Firstabschnitt ein deutliches Ablösen der Trennflächenufer von bis zu ≈ 30 cm voneinander zu erkennen. In diesem Fall ist davon auszugehen, dass ein entsprechender Firstabschnitt unter Abbaubedingungen hereinbrechen würde und daher vorher zu berauben ist. Beim Auftreten größerer Ablösemächtigkeiten – exemplarisch dargestellt mit $h_L = 50$ cm im Bild 34 rechts – fällt die Trennflächenöffnung mit nur ca. 1,1 cm größenordnungsmäßig geringer aus und bleibt zudem auf ca. 80 % der Firstfläche begrenzt. Tritt ein derartiger Fall im Abbaubereich oder in langlebigen Grubenbauen auf, so ist eine regelmäßige Überwachung der Löseröffnung mittels Fühlhakenmessung [siehe dazu z.B. in (Kali und Salz GmbH, 1999)] oder Firstradar [vorgestellt z.B. in (Grégoire u.a., 2004)] zweckmäßig, ein Firstversagen ist hier nicht zu erwarten.

Zur Darstellung der Wirkung mehrerer Löser ist ein Fall berechnet worden, bei dem zwei Trennflächen im Abstand von 30 und 70 cm von der Firste auftreten. Die Auswertung der Vertikalverschiebung der Firste nach der Hohlraumherstellung, die gemeinsam mit den Fällen mit nur einer Löserfläche und Ablösemächtigkeiten von 30 bzw. 70 cm durchgeführt worden ist (Bild 35) zeigt, dass sich im Falle des Vorhandenseins zweier Trennflächen ein ähnliches Senkungsverhalten einstellt, die Maximalverschiebungswerte in Firstmitte (grüne Kurve) jedoch geringer ausfallen als bei einer Einzellösermächtigkeit von 30 cm (braune Kurve).

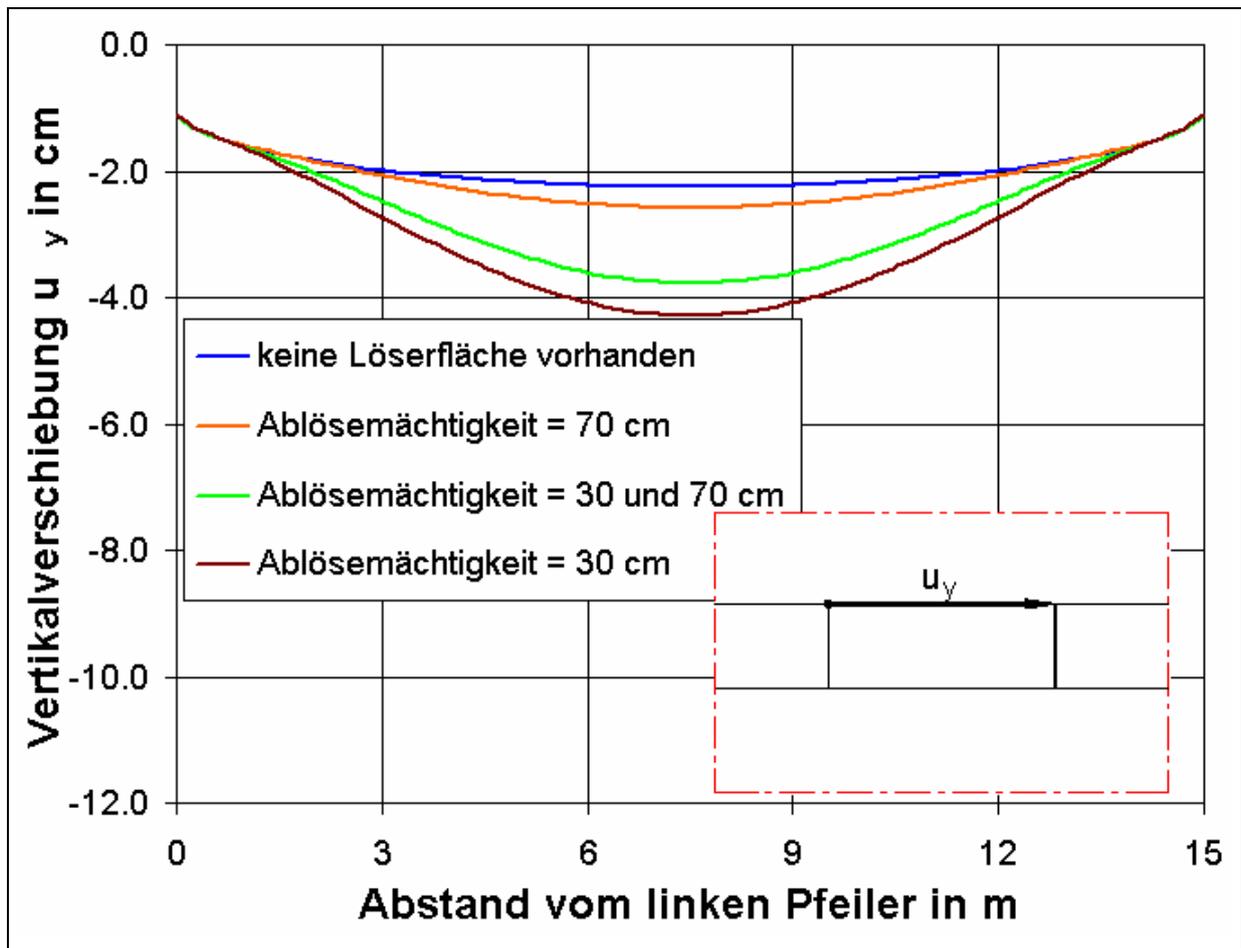


Bild 35: Vertikalverschiebungen entlang der Firste infolge der Hohlraumherstellung beim Vorhandensein von einer bzw. von zwei Löserflächen mit „mäßig guten“ Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4

Die Ursache dafür kann in den geänderten Spannungsverhältnissen im firstnahen Bereich vermutet werden, die sich infolge des Hinzukommens und Öffnens einer weiteren Trennfläche eingestellt haben. Bild 36 zeigt dazu exemplarisch den Verlauf der größten Hauptnormalspannung (σ_1), die im Wesentlichen mit der horizontalen Spannungskomponente (σ_x) identisch ist, entlang eines vertikalen Schnittes in Kammermitte von der Firstkontur in Richtung der Modelloberkante. Man erkennt jeweils eine lokale Spannungsspitze bei $h_L = 30$ cm (braune Kurve) und bei $h_L = 70$ cm (orange Kurve) sowie zwei Horizontalspannungsmaxima beim Vorhandensein zweier Trennflächen (grüne Kurve).

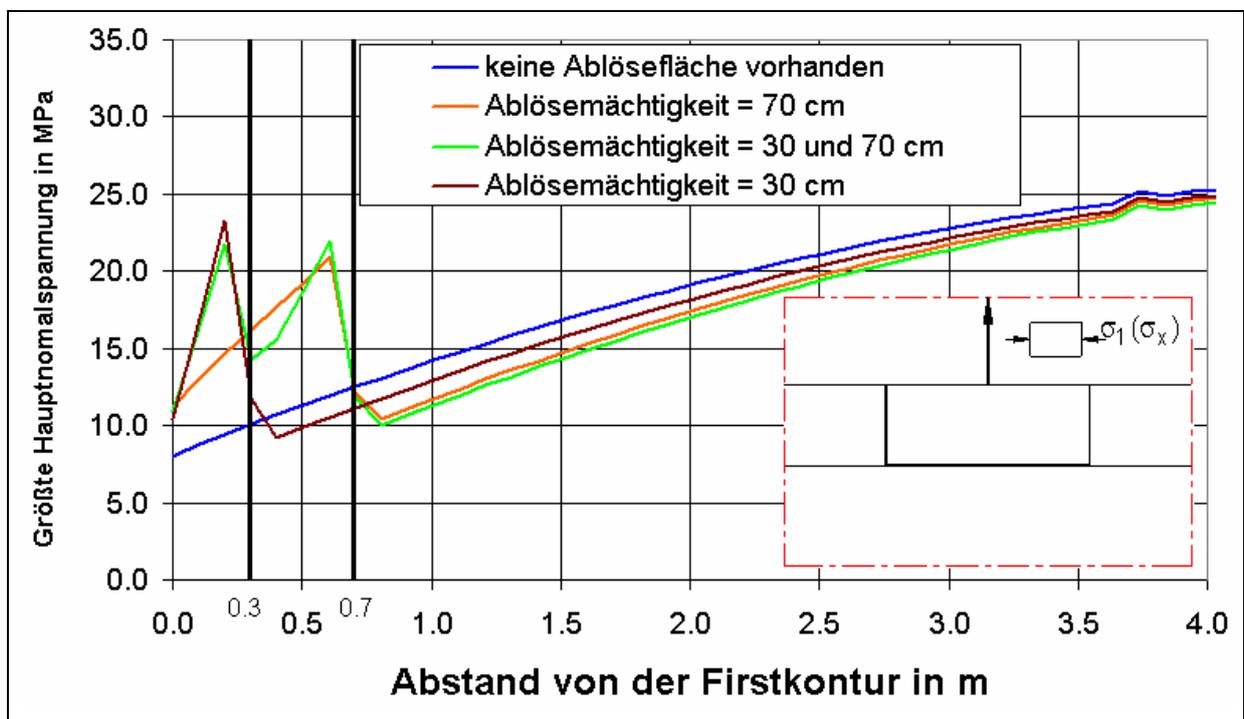


Bild 36: Größte Hauptnormalspannung (σ_1) nach der Hohlraumauflagerung entlang eines vertikalen Schnittes in Firstmitte von der Firste in Richtung Modelloberkante (Druck positiv)

Diese größeren horizontalen Spannungen in Firstmitte, die die beiden Einzellagen des durch zwei Trennflächen zerlegten Hangenden stützen, können für die verminderte Firstsenkung ursächlich sein. Auf der anderen Seite bewirkt diese Konstellation das Auftreten von Zugspannungen an den Unterseiten der nunmehr zwei einzelnen Biegebalken v.a. im kammermittigen Bereich, wodurch die Firststabilität wieder negativ beeinflusst wird. Auf eine entsprechende Darstellung wird hier verzichtet.

Insgesamt betrachtet besteht im Hinblick auf das Vorhanden- und Aktivsein mehrerer Trennflächen im unmittelbaren Hangenden über einer Abbaukammer weiterer Untersuchungsbedarf.

Einfluss der Trennflächeneigenschaften ϕ_{TF} , c_{TF} und σ_{t_TF}

Der Einfluss der Trennflächenfestigkeit auf das Firstverhalten soll zunächst an Hand der eingetretenen Firstsenkungen nach der Hohlraumauffahrung diskutiert werden.

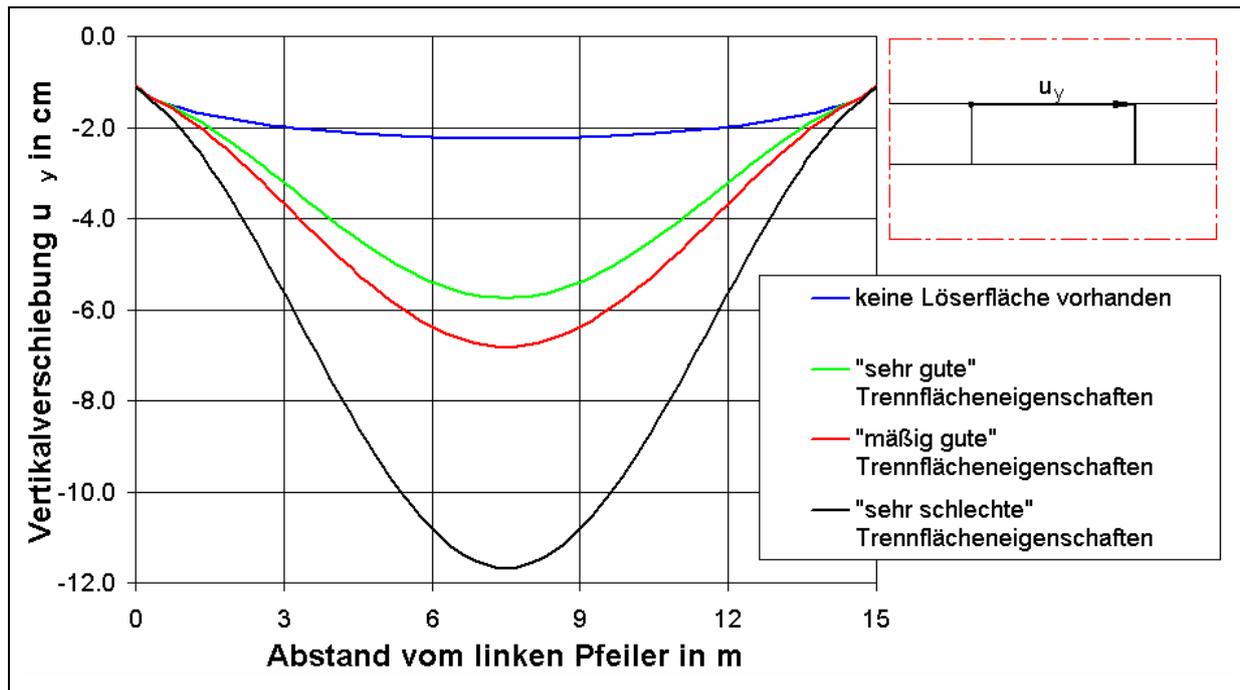


Bild 37: Vertikalverschiebungen entlang der Firste infolge der Hohlraumherstellung bei unterschiedlichen Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4 und einer Ablösemächtigkeit von 20 cm

Bild 37 kann dabei entnommen werden, dass die Verschiebungsmaxima wiederum in Kammermitte auftreten und mit schlechter werdenden Festigkeitseigenschaften der Trennfläche zunehmen. Dabei fällt die Zunahme beim Wechsel von „sehr guten“ zu „mäßig guten“ Eigenschaften mit ca. 17 % (Berechnungsfall mit „sehr guten“ Eigenschaften = 100 %) noch relativ moderat aus. Beim Übergang von „mäßig guten“ zu „sehr schlechten“ Eigenschaften beträgt der Zuwachs infolge der Reduktion des Reibungswinkels und des Wegfalls von Kohäsion und Zugfestigkeit bereits ca. 72 % (Berechnungsfall mit „mäßig guten“ Eigenschaften = 100 %).

Im Hinblick auf den Ablauf der numerischen Berechnungen sei an dieser Stelle angemerkt, dass trotz der hier auftretenden großen Verschiebungsbeträge unter Vorgabe einer ausreichend großen Anzahl an Berechnungsschritten (steps) bei allen Berechnungen numerisch stabile Lösungen und damit Gleichgewichtszustände erreicht werden konnten.

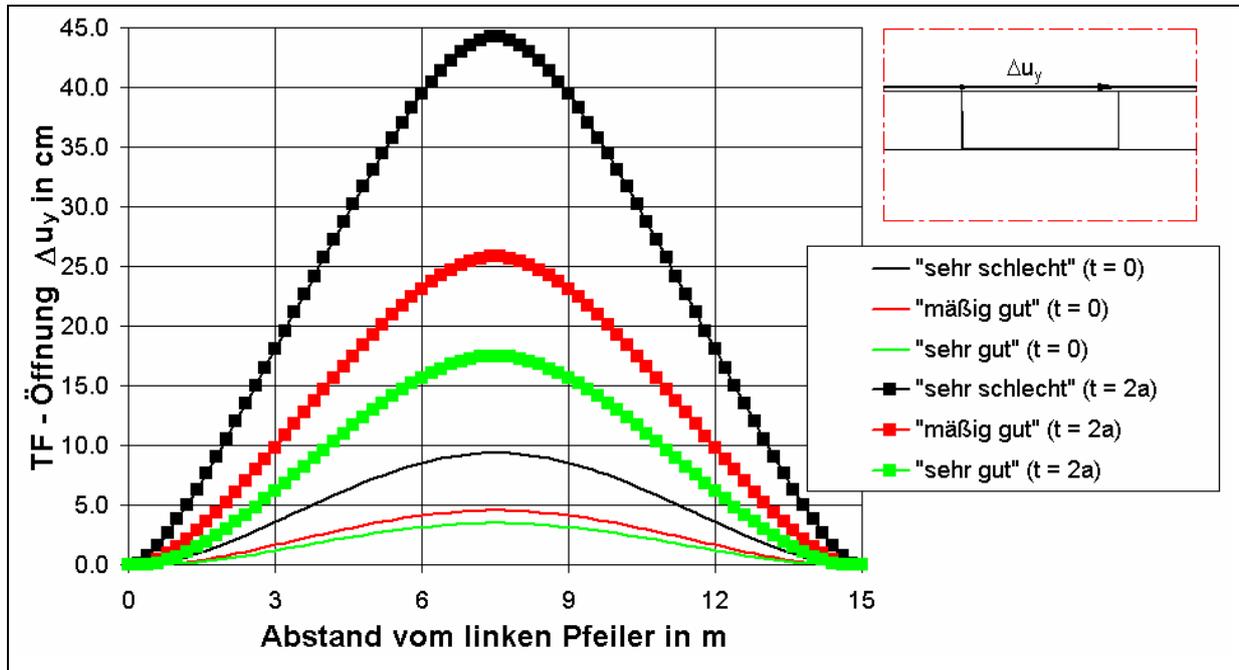


Bild 38: Öffnung der Trennfläche über einer ungeankerten ebenen Firste zu unterschiedlichen Zeitpunkten t bei Variation der Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4

Analysiert man das Trennflächenöffnungsverhalten bei unterschiedlichen Trennflächenfestigkeitswerten (Bild 38), so stellt man fest, dass

- sich die Trennfläche in jedem Falle, d.h. unabhängig von den gewählten Eigenschaften, bereits bei der Hohlraumherstellung öffnet,
- die Öffnungsbeträge jedoch mit schlechter werdenden Eigenschaften deutlich anwachsen.

Unter der Ergebnisgröße „Trennflächenöffnung“ (Δu_y) soll hier und im Weiteren der an jeder Stelle entlang der Trennfläche ermittelte Vertikalverschiebungsunterschied zwischen der Interface – Oberkante und der Interface – Unterkante, also der Ablösebetrag der Trennflächenufer voneinander, verstanden werden. Diese Größe ist damit betragsmäßig identisch mit der bisher in diesem Zusammenhang verwendeten Größe $u_{y,TF}$.

Aus den Bildern 37 und 38 ist weiterhin zu erkennen, dass der Großteil des Firstsenkungsbetrages auf den Trennflächenöffnungsbetrag zurückzuführen ist, was durch nachfolgende Tabelle 6 verdeutlicht werden soll.

Bezeichnung des Parameters für die Trennflächeneigenschaften	$u_{y,ges}$	$u_{y,HR}$	$u_{y,TF}$	$\frac{u_{y,TF}}{u_{y,ges}}$
	in Kammermitte			
„sehr gut“	5,8 cm	2,3 cm	3,5 cm	60 %
„mäßig gut“	6,8 cm	2,3 cm	4,5 cm	66 %
„sehr schlecht“	11,7 cm	2,3 cm	9,4 cm	80 %

Tabelle 6: Einfluss der Trennflächeneigenschaften auf die Trennflächenöffnung in Kammermitte nach der Hohlraumherstellung

Der Bereich entlang der 15 m breiten Kammerfirste, auf dem sich die Löserfläche von der Kammermitte ausgehend in Richtung zu den Stößen hin öffnet, nimmt ebenfalls mit schlechter werdenden Trennflächeneigenschaften zu (Bild 39, linke Abbildung).

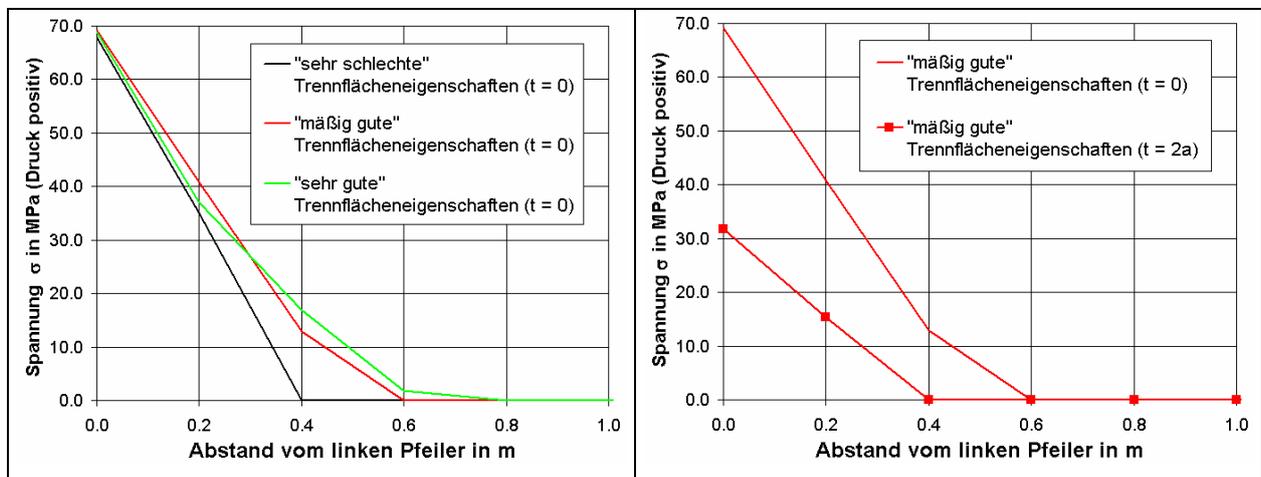


Bild 39: Normalspannungen (σ) entlang der Trennfläche in Abhängigkeit von den Trennflächeneigenschaften (linkes Bild) und in Abhängigkeit von der Zeit (rechtes Bild)

Als Indikator für eine Trennflächenöffnung dient dabei die Trennflächennormalspannung (σ). Nimmt diese den Wert Null an, findet also zwischen den Trennflächenuffern keine Kraftübertragung statt, so kann die Trennfläche als geöffnet betrachtet werden. Diese normalspannungsfreie Trennflächenlänge nimmt nun zum Zeitpunkt $t = 0$ sowohl beim Wechsel von „sehr guten“ zu „mäßig guten“ als auch beim Vergleich von „mäßig guten“ und „sehr schlechten“ Trennflächeneigenschaften um jeweils $2 \cdot 20 \text{ cm} = 40 \text{ cm}$ zu.

Die rechte Abbildung von Bild 39 verdeutlicht darüber hinaus, dass die Zunahme der seitlichen Ausdehnung der Trennflächenöffnung auch ein zeitabhängiger Prozess ist, der sich im Modellierungsschritt mit viskosen Salzeigenschaften nach Tabelle 3 im Untersuchungszeitraum bis zu zwei Jahren vollzieht. Bei „mäßig guten“ Eigenschaften beispielsweise dehnt sich der geöffnete Trennflächenbereich im angegebenen Zeitraum um ebenfalls $2 \cdot 20 \text{ cm} = 40 \text{ cm}$ aus.

Bei beiden Darstellungen in Bild 39 ist zu beachten, dass die Ergebnisse jeweils nur für den interessierenden stoßnahen Bereich bis 1,0 m in die Kammer hinein dargestellt worden sind.

In Abhängigkeit von der Länge der geöffneten Trennfläche und dem damit einhergehenden Prozess der Bildung einer „neuen Firste“ werden sich auch die Zugspannungszonen im firstnahen Bereich entsprechend unterschiedlich ausbilden. In Bild 40 sind diese Zugspannungsbereiche mit gleichen Von – Bis – Intervallen bei extrem unterschiedlichen Trennflächeneigenschaften einander gegenübergestellt. Es ist ersichtlich, dass sich die Zugspannungsbereiche mit schlechter werdenden Eigenschaften und mit der Zeit weiter ins Hangende hinein ausdehnen und dass die Zugspannungen v.a. in Firstmitte betragsmäßig größer werden.

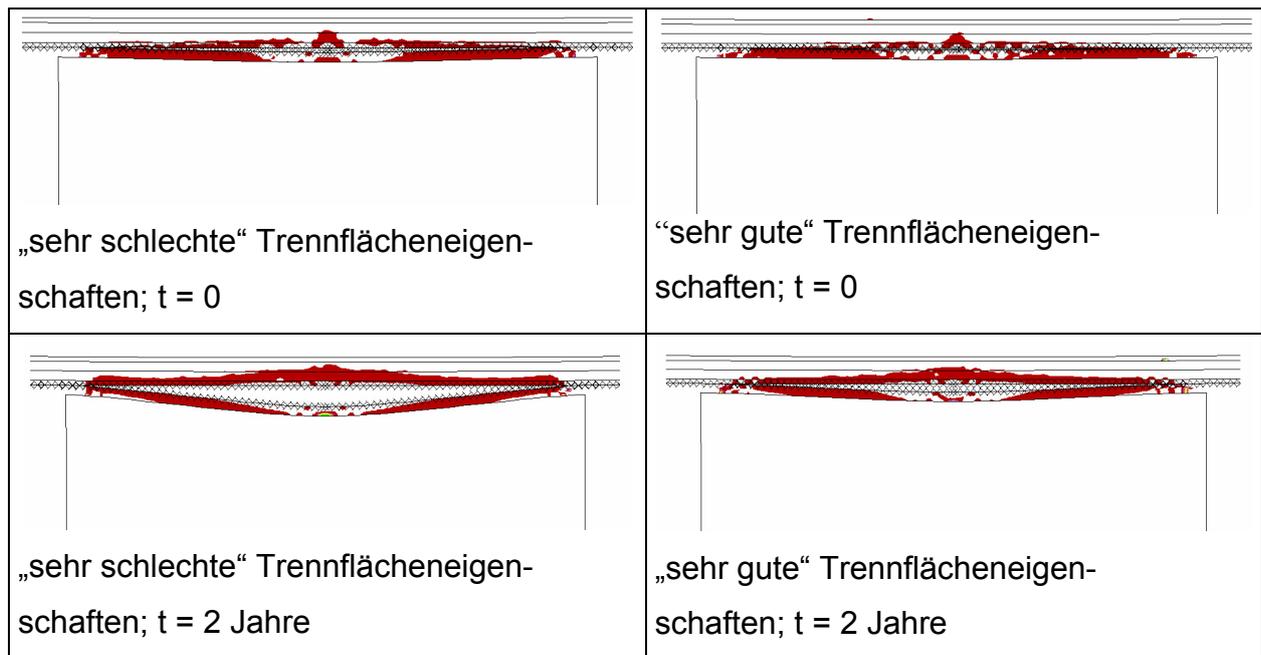


Bild 40: Ausbildung von Zugspannungen im firstnahen Bereich bei Variation der Trennflächeneigenschaften gemäß Tabelle 4 in Abhängigkeit von der Zeit t (Zugspannungen bis 0,5 MPa sind rot dargestellt)

Bei den hier untersuchten Fällen mit ebener Firstausbildung, einer Ablösemächtigkeit von 20 cm und „sehr guten“ bis „sehr schlechten“ Lösereigenschaften handelt es sich auf Grund der großen Firstsenkung und der Schichtflächenöffnung um geringstand-sichere Firstabschnitte. Sollten diese nicht hereinberaubt worden sein, so ist eine Firstankerung sinnvoll, auf die im nächsten Abschnitt näher eingegangen werden soll.

5.2 Ankerung

5.2.1 Stand des Wissens zur Ankerung von Kammerfirsten

Zunächst sollen an dieser Stelle die Wirkung einer Ankerung allgemein im Vergleich zu einer ungeankerten Firste, der Einfluss der ankerspezifischen Faktoren

- Materialeigenschaften des Ankerstahls
- Ankervorspannung sowie
- Zeitpunkt des Ankersetzens nach der Hohlraumherstellung

sowie der Einfluss der Teufe auf die Ankerbeanspruchung theoretisch untersucht werden (vergleiche Bild 10).

Vorhandensein einer Systemankerung

Der Beeinflussung der Firststabilität einer Abbaukammer im Salz durch eine Ankerung liegen die Modellvorstellungen zu Grunde, die bereits im Abschnitt 2.2 „Ankerwirkprinzipien“ diskutiert worden sind.

Durch die numerischen Berechnungen im Abschnitt 5.2 sollen nunmehr speziell die Wirkprinzipien ④ „Verdübelung geringmächtiger Hangendschichten zu einem biegesteiferen Schichtpaket“ und ⑤ „Verhinderung des Öffnens von Löserflächen durch das Einbringen vorgespannter Anker in einem festen Raster“ bestätigt werden.

Materialeigenschaften des Ankerstahls

Abgeleitet aus einer wesentlichen Aufgabe des Ankerbaus, das Hereinbrechen der unmittelbaren Dachschichten in den Abbauhohlraum zu verhindern ohne dabei die zeitabhängig ablaufenden Firstsenkungen vollständig zu unterbinden, ergibt sich die Forderung an das Ankerstangenmaterial nach einer ausgeprägten Nachgiebigkeit. Dementsprechend soll ein geeigneter Ankerstahl einen ausgeprägten elastischen Dehnungsbereich bis zum Erreichen der Streckgrenze und einen großen plastischen Verformungsbereich bis zum Erreichen der Bruchgrenze besitzen sowie über eine hohe Zugfestigkeit verfügen (Kaliverein e.V., 1999). Unter diesen Gesichtspunkten hat auch die Weiterentwicklung der Ankerstähle in den vergangenen Jahrzehnten stattgefunden, über die zusammenfassend von Rother (Rother, 2004) berichtet wird.

Im Ergebnis dieser materialwissenschaftlichen und verarbeitungstechnischen Forschungen ist ein Ankerstangenmaterial aus warmgewalztem Gewindestahl der Qualität ST 450 / 700 entwickelt worden, das in allen Werken der K + S KALI GmbH seit 1998 eingesetzt wird (Moye und Rumphorst, 1998) und das mit seiner speziellen elasto – plastisch – verfestigenden Ankerkennlinie (Bild 9) eine entsprechende numerische Umsetzung in den Parametervariationsrechnungen finden wird.

Ankervorspannung

Im Kali- und Steinsalzbergbau werden die eingesetzten Spreizhülsenanker beim Setzen mit einer Vorspannung versehen. Diese Vorspannung dient zunächst dazu, den Ankerkonus entsprechend zu spreizen und damit den Festsitz des Ankers im Bereich des Ankerfußes zu gewährleisten. Darüber hinaus wird durch die Vorspannung zwischen dem Ankerkopf- und dem Ankerfußpunkt ein bei ideal homogenem Gebirgsaufbau axialsymmetrisches Spannungsfeld um jeden Anker herum erzeugt. Dieses Spannungsfeld, das von Habenicht (Habenicht, 1976) beschrieben worden ist, zeichnet sich dadurch aus, dass

- Druckspannungen entlang der Verankerungslänge und im Bereich der Kraffteinleitungsstelle, d.h. an der Ankerplatte auftreten und
- Zugspannungen am gebirgsseitigen Ankerwiderlager, d.h. im Bereich des Ankerkonus entstehen.

Eine entsprechende Prinzipdarstellung enthält Bild 41.

Im Falle eines inhomogenen Hangenden mit latenten Trennflächen wird durch die Ankervorspannkraft (F_V) entsprechend des Ankerwirkprinzips ⑤ außerdem die Normalspannung (σ) auf den Löserflächen erhöht (Bild 7) und damit der Gebirgsaufblätterung im Anfangsstadium, d.h. vor Einsetzen der kriechbedingten Ankerdehnung ein wirksamer Widerstand entgegengesetzt.

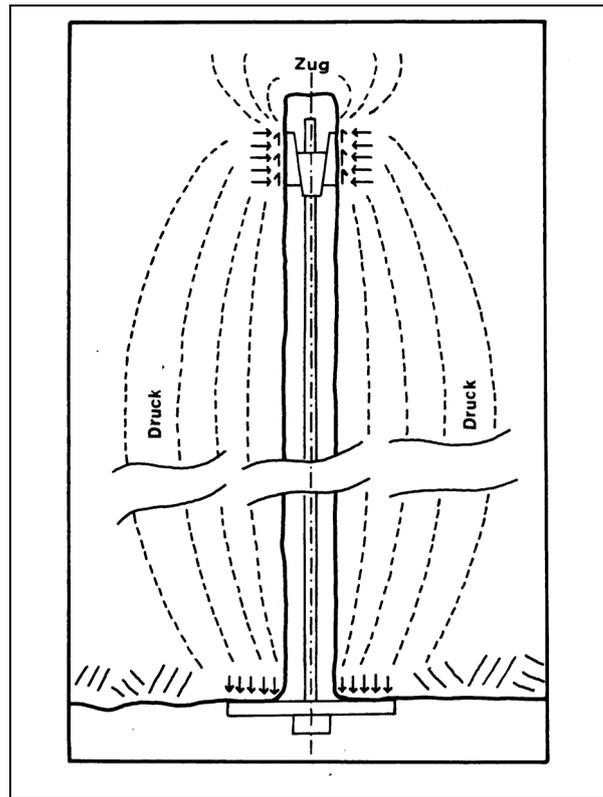


Bild 41: Idealisierter Kraftlinienverlauf bei einem vorgespannten Gebirgsanker [aus (Habenicht, 1976)]

Neben den beabsichtigten Wirkungen der Ankervorspannung wird dadurch gleichzeitig und objektiv bedingt ein kleiner, im Zuge der numerischen Berechnungen zu quantifizierende Teil der Verformbarkeit des Ankerstahls aufgebraucht. Bei einer unverhältnismäßig großen Vorspannung, deren Erzeugung auch zu ankersetztechnischen Schwierigkeiten führen kann, besteht darüber hinaus die Gefahr des lokalen Einstanzens der Ankerplatte in die Firste, wodurch ein Ausbrechen von Firstbereichen zwischen den Ankern begünstigt wird.

Die Problematik der Festlegung der gebirgsmechanisch notwendigen, technisch realisierbaren und wirtschaftlich vertretbaren Höhe der Ankervorspannkraft ist bereits seit Einführung des Ankerbaus im Salzbergbau intensiv wissenschaftlich diskutiert worden. Dabei hat auch eine Rolle gespielt, dass die tatsächlich realisierte Vorspannkraft von solchen Einflussfaktoren wie dem Anziehdrehmoment, den Reibungskoeffizienten zwischen den Ausbauteilen und der Ankersetztechnik abhängt.

Nachdem zunächst Richtwerte für die Vorspannkraft von 30 bis 40 kN angegeben worden sind (Middendorf und Janssen, 1953), schlägt Gimm (Gimm u.a., 1967) bereits Ankerkräfte von 60 bis 80 kN vor, um ein Schichtaufblättern mit Sicherheit abschließen zu können. Im Laufe der Entwicklung sind jedoch Zweifel an der Notwendigkeit derart hoher Vorspannwerte aufgekommen und Schneider formuliert in seiner Dissertation (Schneider, 1973, S. 159), dass „die Vorspannung nicht auf Kosten der erforderlichen Nachgiebigkeit über rd. 3 bis 4 Mp (entspricht ca. 30 bis 40 kN, der Verfasser) hinaus“ erhöht werden sollte. Ähnlich argumentiert auch Habenicht (Habenicht, 1976, S. 57), der ausführt, „daß die Vorspannung auch im Betrag von Bruchteilen der maximalen Ankerkraft ... ausreichen kann“. In der Ankerrichtlinie (Kaliver-ein e.V., 1999, S. 11 / 12) wird darauf hingewiesen, dass bereits verhältnismäßig geringe Vorspannkraften ausreichen, „da die Reibung auf den schichtparallelen Flächen relativ groß ist“.

Die heute vorgegebenen Werte für die Vorspannkraft, die im Wesentlichen auch noch aus Erfahrungswerten abgeleitet worden sind, liegen bei 20 kN im Werk Zielitz (Kali und Salz GmbH, 1999) sowie bei mindestens 35 kN in allen anderen Werken (Kaliver-ein e.V., 1999).

Mit Hilfe der numerischen Berechnungen sollen nunmehr detailliertere Erkenntnisse über Wirkung und zweckmäßige Höhe der Ankervorspannung erlangt werden.

Zeitpunkt des Ankernehmens nach der Hohlraumherstellung

Der Zeitpunkt des Einbringens einer Ankerung nach dem vollständigen Herstellen der Abbaukammer ist zunächst technologisch bedingt. Auf die dafür ursächliche Problematik der Erhaltung des Festsitzes des Ankerkonus im Bohrlochtieft ist bereits im Zusammenhang mit den Herstellungsphasen des Hohlraumes eingegangen worden. Für eine weitergehende, d.h. aus geomechanischen Gründen zweckmäßige Verzögerung des Ankernehmens beim Abbau von flacheinfallenden Kaliflözen finden sich in der Literatur keinerlei Hinweise, vielmehr sollen die Anker zeitnah und unverzüglich gesetzt werden [(Streitz und Rumphorst, 1997); (Kali und Salz GmbH, 1999)]. Dies hat insbesondere unter dem Gesichtspunkt zu erfolgen, der Löserbildung und Löseröffnung in der Anfangsphase aktiv entgegenzuwirken. Somit kann von einer regelrechten Ausbaueverspätung, wie sie mitunter beim Einsatz von Stütz-, Spritzbeton- oder Ankerbau in anderen Bergbauzweigen und im Hohlraumbau zur Anwendung kommt, im Salzbergbau nicht gesprochen werden.

Teufe

Die Teufe (H), in der sich eine Abbaukammer befindetet, beeinflusst die Firstbeanspruchung und damit die Beanspruchung einer eingebrachten Systemankerung grundsätzlich in zweierlei Hinsicht:

❶

Eine höhere Teufe bewirkt einen höheren Teufendruck (p_0) und damit bei konstantem Lastfaktor (L) eine höhere Pfeilerbelastung (σ_{Pfeiler}) nach Gleichung (8). Diese höhere Pfeilerbelastung wiederum führt unter Einbeziehung des Seitendruckbeiwertes (λ) zu einer höheren Horizontalspannung in der Firste [Gleichung (3)], die das Ausknicken eines dünnbankigen Hangenden (Bild 3) oder die Überschreitung der einaxialen Druckfestigkeit (σ_u) eines massigen Hangenden (Bild 4) verursachen kann. Hinsichtlich weitergehender Ausführungen zum Einfluss der Teufe auf die Pfeilerbelastung und damit auf die Firststabilität sei auf Abschnitt 4.1.3 verwiesen.

❷

In größeren Teufen wird sich im Unverritzten ein höherer Primärspannungszustand und im Zuge der Hohlräumeauffahrung auch ein höheres Niveau der Sekundärspannungen einstellen. Damit verbunden ist das Auftreten größerer Effektivspannungen (σ_{eff}) im hohlraumnahen Bereich. Diese effektiven Spannungen sind neben der teufenabhängig ebenfalls zunehmenden Temperatur elementare Bestandteile einer Vielzahl von Stoffgesetzen für Salinargesteine, so auch im Falle des hier verwendeten stationären Kriechgesetzes nach Gleichung (14). Eine höhere Teufe führt somit zu größeren Kriechraten und damit zu größeren Firstsenkungen und letztendlich zu einer höheren Firstbeanspruchung.

Aus der höheren Firstbeanspruchung, die aus den beiden unter ❶ und ❷ diskutierten geomechanischen Wirkungen einer größeren Teufe resultiert, lässt sich auch die erhöhte Gefahr einer Löserentstehung ableiten, der durch eine frühzeitig gesetzte Systemankerung begegnet werden kann. Die in größeren Teufen gesetzten Anker werden dann vergleichsweise höheren Ankerkräften und Ankerdehnungen ausgesetzt sein und daher grundsätzlich geringere Standzeiten aufweisen.

5.2.2 Numerische Umsetzung des elasto – plastisch – verfestigenden Ankerverhaltens

Zur numerischen Simulation des Materialverhaltens von Gebirgsankern steht dem Nutzer des Programmsystems FLAC – 2D standardmäßig eine als ideal elasto – plastisch zu bezeichnende Ankerkennlinie zur Verfügung (Bild 42).

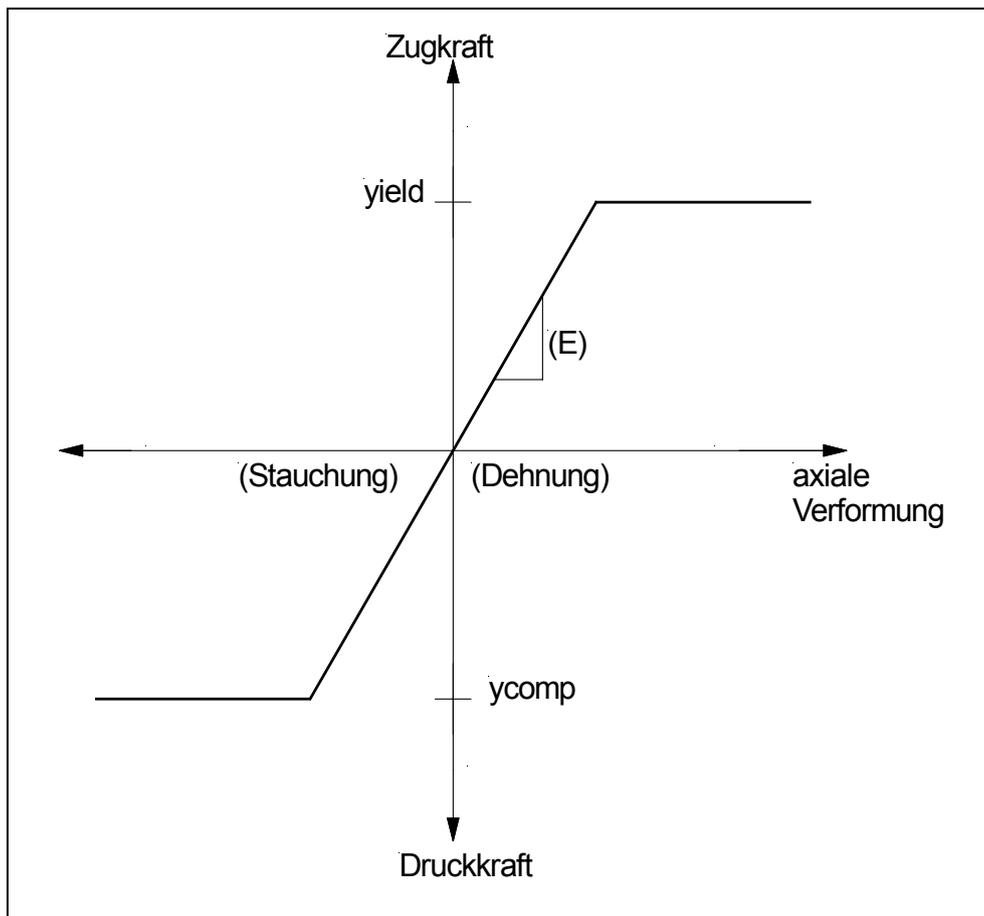


Bild 42: Standardimplementierte ideal elasto – plastische Ankerkennlinie [aus (ITASCA, 2000)]

Diese zeichnet sich im zu betrachtenden Zugbereich dadurch aus, dass sich das Ankerstangenmaterial mit wachsender Axialdehnung bis zum Erreichen der Zugfestigkeitsgrenze (F_m) elastisch verhält. Nach Überschreitung des Dehnwertes an der Zugfestigkeitsgrenze (ϵ_m) bleibt der erreichte Axialkraftwert konstant, während die Axialverformungen – möglicherweise zeitabhängig – weiter anwachsen und das Verhalten in diesem Abschnitt somit als ideal plastisch zu beschreiben ist. Dabei ist zu beachten, dass ein Anker, der über die Zugfestigkeitsgrenze hinaus beansprucht wird, bereits als überbelastet und damit als gerissen zu betrachten ist.

5.2.2 Numerische Umsetzung des elasto–plastisch–verfestigenden Ankerverhaltens

In der Realität verhalten sich die im Salzbergbau eingesetzten nachgiebigen Gebirgsanker jedoch anders (Bild 9). Dem elastischen Verformungsbereich, der an der Streckgrenze endet, folgt ein ausgedehnter plastisch – verfestigender Bereich mit axialdehnungsabhängiger Ankerkrafterhöhung bis zum Erreichen der Zugfestigkeitsgrenze bei 10% Dehnung. Dieses als elasto – plastisch – verfestigend zu bezeichnende Verhalten kann mit der standardimplementierten Ankerkennlinie nicht zufrieden stellend wiedergegeben werden. Aus diesem Grunde ist die realitätsnahe Kennlinie des Ankerstahls „Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700“ nutzerdefiniert mit Hilfe von FISH – Routinen in FLAC umgesetzt und getestet worden (Hausdorf, u.a., 2004).

Der Grundgedanke der numerischen Umsetzung des elasto – plastisch – verfestigenden Ankerverhaltens in FISH besteht darin, den Anfangs – E – Modul des Ankerstahls (E_{Anker}) nach Überschreitung der Streckgrenze bereichsweise in Abhängigkeit von der eingetretenen Axialverformung abzumindern. Dazu ist zunächst der post-elastische Teil der Ankerkennlinie in Bild 9 stückweise linearisiert worden. Aus der Division der E – Moduli der einzelnen Bereiche durch den Anfangs – E – Modul sind anschließend Abminderungsfaktoren ermittelt worden, die zusammen mit den zugehörigen Dehnungswerten an den Bereichsgrenzen in eine Tabelle geschrieben worden sind. Auf diese Tabelle wird im Laufe der Berechnung kontinuierlich zugegriffen, um die aktuelle Steifigkeit des Ankers in Abhängigkeit von der eingetretenen Axialdeformation entsprechend anpassen zu können. Der Zugriff auf die dazu notwendigen Axialkraft- und Axialverformungswerte erfolgt über die FIN – Datei str.fin, die im Programmsystem FLAC verfügbar ist. Die Größe der Ankervorspannung (tens) wird auch bei dieser Art der Modellierung des Ankerverhaltens gemeinsam mit der geometrischen Definition der Ankerelemente eingegeben. Zur Einbeziehung der infolge dieser Vorspannung eintretenden axialen Ankervordehnung ist ebenfalls eine spezielle FISH – Funktion entwickelt worden.

5.2.2 Numerische Umsetzung des elasto–plastisch–verfestigenden Ankerverhaltens

Die grundlegenden Unterschiede zwischen den beiden Ankermaterialverhaltensarten sind in Tabelle 7 zusammenfassend dargestellt.

Ankerverhalten	Kraftbereich	Verformungsbereich	Anstieg der Kennlinie	Bezeichnung des Materialverhaltens
ideal elasto – plastisch	0 ... 0,05 MN (Streckgrenze)	0 ... 0,2 %	mit dem E – Modul des Stahls	ideal elastisch
ideal elasto – plastisch	0,05 MN (Streckgrenze) ... 0,078 MN (Versagensgrenze)	0,2 ... 0,311 %	mit dem E – Modul des Stahls	ideal elastisch
ideal elasto – plastisch	0,078 MN (Versagensgrenze) ... + ∞	0,311 % ... + ∞	Null	ideal plastisch
elasto – plastisch – verfestigend	0 ... 0,05 MN (Streckgrenze)	0 ... 0,2 %	mit dem E – Modul des Stahls	ideal elastisch
elasto – plastisch – verfestigend	0,05 MN (Streckgrenze) ... 0,078 MN (Versagensgrenze)	0,2 ... 10,0 %	mit unterschiedlich reduzierten E – Moduli des Stahls	plastisch – verfestigend
elasto – plastisch – verfestigend	0,078 MN (Versagensgrenze) ... + ∞	10,0 % ... + ∞	Null	ideal plastisch

Tabelle 7: Vergleich von ideal elasto – plastischer und elasto – plastisch – verfestigender Ankerkennlinie

Zur Überprüfung des nutzerdefiniert umgesetzten elasto – plastisch – verfestigenden Ankerverhaltens und zur Herausarbeitung der Unterschiede zum standardimplementierten ideal elasto – plastischen Verhaltens ist ein einfacher Ankerbelastungsversuch simuliert worden. Das dazu verwendete ebene Modell, das aus 20 elastischen Kontinuumelementen und einem zentral angeordneten Ankerelement besteht, zeigt Bild 43.

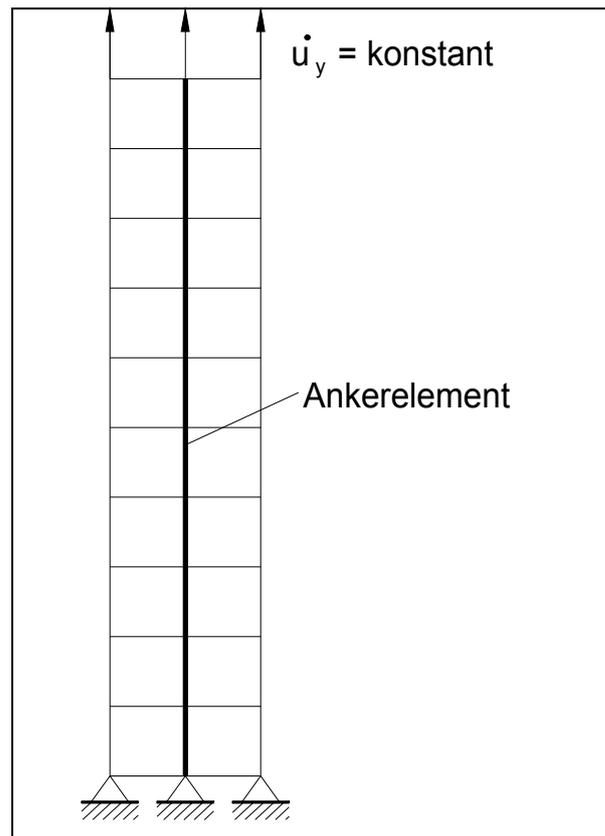


Bild 43: Numerisches Modell für Ankerbelastungsversuche zur Überprüfung unterschiedlicher Ankermaterialverhaltensarten

Die Belastung des Ankers erfolgt dabei durch Ziehen mit einer konstanten Verschiebungsgeschwindigkeit an der Modelloberkante. Als Ankerkennwerte sind die im Abschnitt 4.3 unter „Systemankerung“ vorgestellten Standardparameter verwendet worden.

Die Berechnungsergebnisse sollen nachfolgend an Hand der Axialkraft – Axialdehnungs – Kurven (Bild 44) analysiert werden:

❶

Die nutzerdefinierte numerische Umsetzung des elasto – plastisch – verfestigenden Verhaltens mit Ausbildung einer signifikanten Streckgrenze bei 0,2 % Dehnung kann bei einfacher Ankerbelastung als ausreichend genau angesehen werden (rote Kurve im Vergleich zur grünen Kurve).

②

Nach Erreichen der Streckgrenze verfügt der elasto – plastisch – verfestigende Ankerstahl noch über eine plastische Verformungsreserve von 9,8 % Dehnung, ehe ein Ankerzugversagen eintritt. Beim ideal elasto – plastischen Verhalten dagegen wird die Zugfestigkeitsgrenze am Ende eines ausschließlich elastischen Verformungsbereiches bereits bei 0,31 % Axialdehnung erreicht. Dieses Ankermaterial verfügt also nicht über eine plastische Verformungsreserve.

③

Die Einbeziehung einer Ankervorspannkraft (F_V) und der daraus resultierenden Ankervordehnung (ε_V) ist sowohl beim elasto – plastisch – verfestigenden als auch beim ideal elasto – plastischen Ankerverhalten möglich. Die jeweiligen Ankerkennlinien (rote und blaue Kurve) beginnen dann nicht im Koordinatenursprung, sondern im Punkt (ε_V, F_V) .

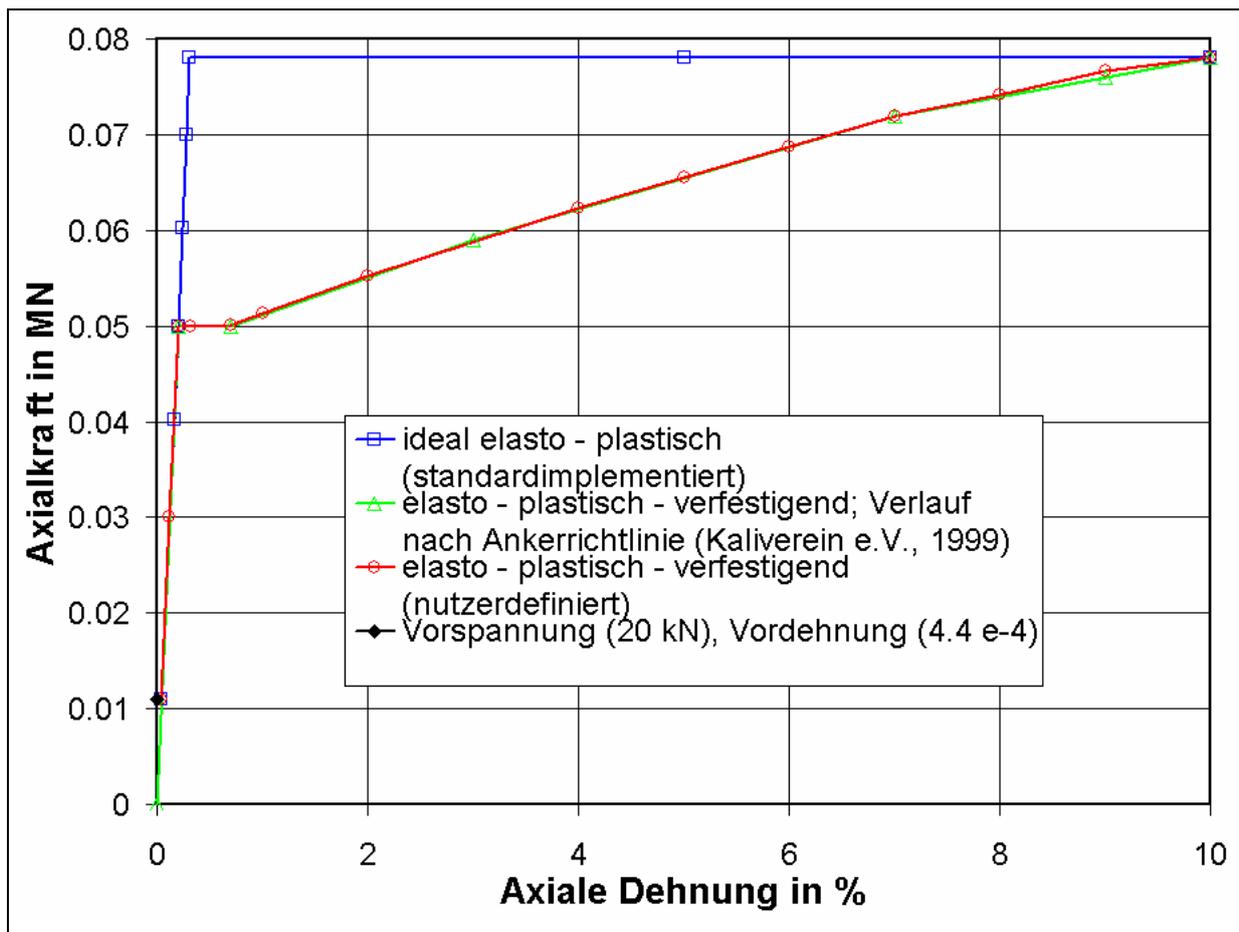


Bild 44: Entwicklung der Axialkraft über der Axialdehnung bei unterschiedlichem Ankerverhalten und experimentell ermittelter Verlauf [Letzterer aus Ankerrihtlinie (Kaliverein e.V., 1999)]

5.2.3 Variationsparameter und Berechnungsergebnisse

5.2.3.1 Variationsparameter

Zur Untersuchung des Einflusses einer Ankerung auf die Firststabilität mit Hilfe numerischer Berechnungen sind einige der im Abschnitt 4.3 vorgestellten anker- und teufenspezifischen Ausgangseinstellungen bzw. Referenzparameter so variiert worden, wie dies in Tabelle 8 dargestellt ist. Alle anderen Modellierungsannahmen sind unverändert in die Berechnungen eingegangen.

Einflussparameter	Variationsbreite (StandardEinstellungen aus Abschnitt 4.3 hervorgehoben)		
Vorhandensein einer Systemankerung	Systemankerung vorhanden (Bild 29) oder ungeankerte Firste		
Materialeigenschaften des Ankerstahls	elasto – plastisch – verfestigend (Bild 9) oder ideal elasto – plastisch (Bild 42)		
Ankervorspannung	Vorspannkraft (real)	Vorspannkraft (numerisch umgesetzt *)	Bemerkungen / Quelle
	1 kN	0,00056 MN	faktisch fehlende Vorspannung
	20 kN	0,01100 MN	aus (Kali und Salz GmbH, 1999)
	35 kN	0,01940 MN	aus (Kaliverein e.V., 1999)
Zeitpunkt des Ankersetzens	sofort mit der Hohlraumherstellung oder 3,5 Tage (= 84 h) nach der Auffahrung		
Teufe	600 m mit einem primären Teufendruck im Flözhorizont von $\approx 14,2$ MPa (Bild 27) oder 900 m mit einem primären Teufendruck im Flözhorizont von $\approx 21,3$ MPa		

Tabelle 8: Parametervariationsbreite für die numerischen Berechnungen zur Untersuchung des Einflusses einer Ankerung

[*: zur Einbeziehung des Ankerabstandes in Kammerachsrichtung von 1,80 m im ebenen Programm]

5.2.3.2 Berechnungsergebnisse

① Einfluss des Vorhandenseins einer Systemankering

Eine Ankerung verringert zunächst die Größe der Firstsenkungen (Bild 45).

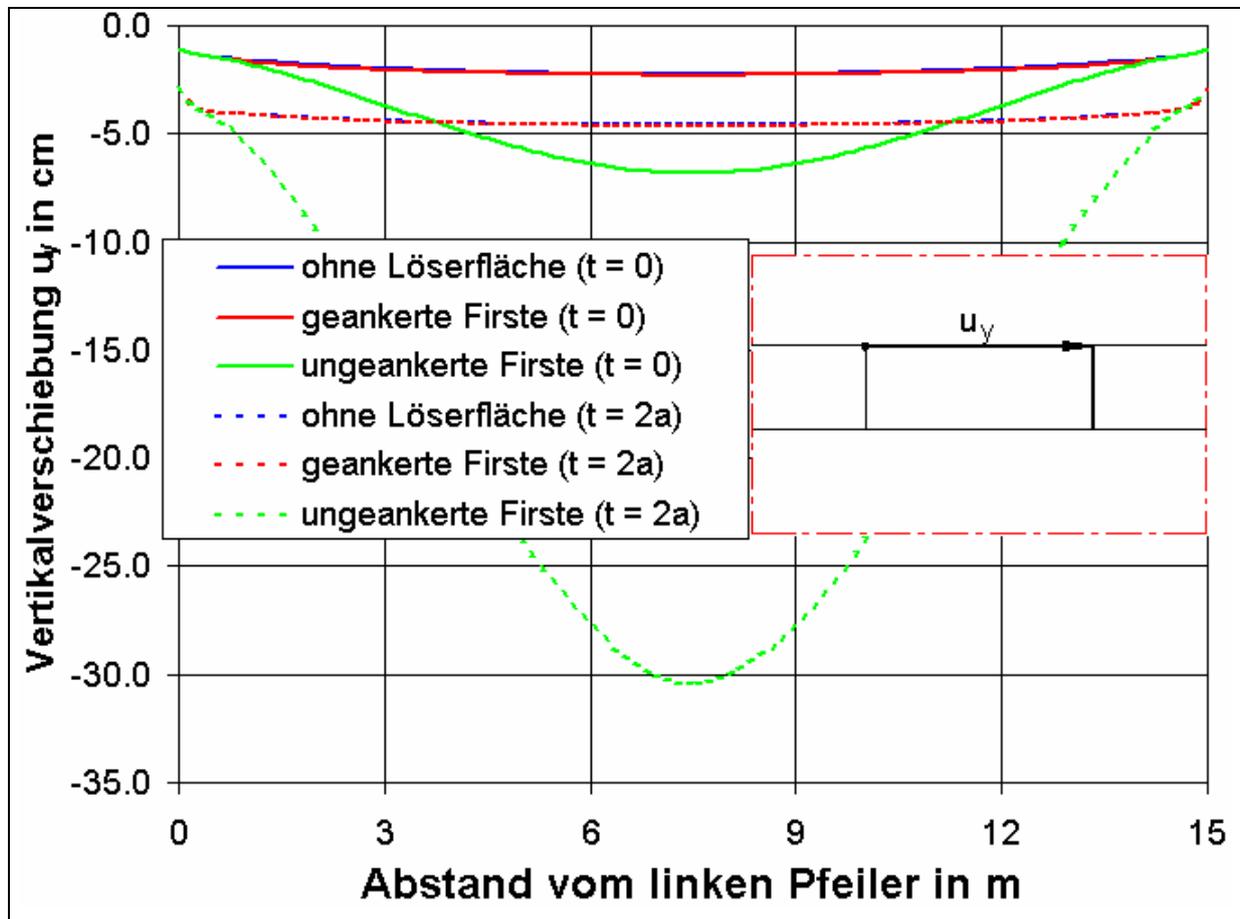


Bild 45: Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach der Hohlraumherstellung und nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung

So erfährt eine ungeankerte Firste (durchgehende grüne Kurve) bei der Hohlraum-auffahrung eine maximale Senkung in Kammermitte in Höhe von 6,8 cm. Durch die Ankerung (durchgehende rote Kurve) wird dieser Betrag auf 2,3 cm und damit fast auf ein Drittel reduziert. Bei dem Differenzbetrag von 4,5 cm handelt es sich um den trennflächenöffnungsbedingten Verschiebungsanteil ($u_{y,TF}$), der beim Vorhandensein einer Ankerung nicht entsteht. Des Weiteren ist aus Bild 45 zu erkennen, dass die Verschiebungskurven für eine geankerte Firste mit 20 cm Ablösemächtigkeit (durchgehende rote Kurve) und eine massige Firste ohne Löserfläche (durchgehende blaue Kurve) nahezu deckungsgleich verlaufen.

Durch die numerischen Berechnungen kann somit belegt werden, dass eine Ankerung der ihr zugedachten Funktion der Verdübelung dünnmächtiger Hangendschichten zu einem biegesteiferen Schichtpaket gerecht wird und dem Wirksamwerden einer Löserfläche damit effektiv begegnet werden kann.

Im Untersuchungszeitraum von zwei Jahren senken sich nun das kompakte Hangende (unterbrochene blaue Kurve) wie auch das durch die Ankerung verdübelte Hangende (unterbrochene rote Kurve) relativ gleichmäßig um ca. 2,3 cm über der gesamten Kammerbreite ab. Da eine Öffnung der Trennfläche nicht eintritt, bleiben die Verschiebungen mit maximal 4,6 cm verhältnismäßig gering. Im Gegensatz dazu erleidet eine ungeankerte Firste (unterbrochene grüne Kurve) im Zeitraum von zwei Jahren Vertikalverschiebungen bis maximal 30,5 cm, wobei der Großteil davon, nämlich 25,9 cm und damit $\approx 85\%$, auf die fortschreitende Trennflächenöffnung zurückzuführen ist. Bei derartigen Firstabschnitten sind eine intensive Beraubung und eine frühzeitige Ankerung sinnvoll.

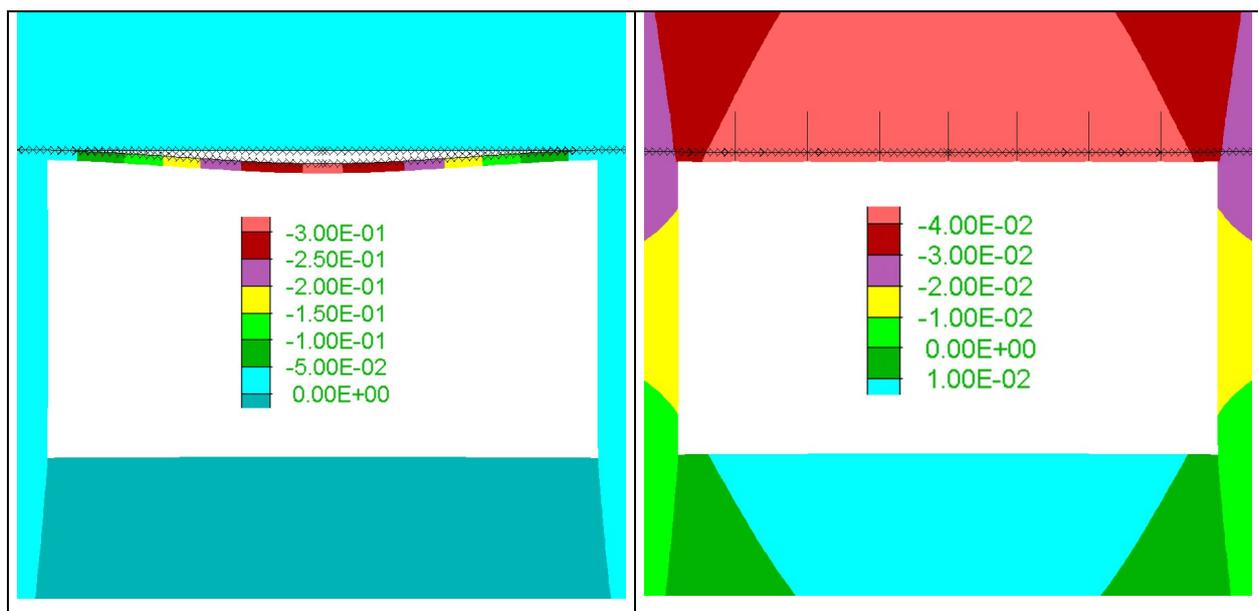


Bild 46: Vertikalverschiebungen in m nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung

Bild 46 verdeutlicht die Verhältnisse nochmals an Hand von Isobildern der Vertikalverschiebung nach zwei Jahren. Während es bei fehlender Ankerung (linke Abbildung) zur Trennflächenöffnung und damit zu großen Firstsenkungen kommt, wird dies durch eine systematische Firstankerung verhindert (rechte Abbildung).

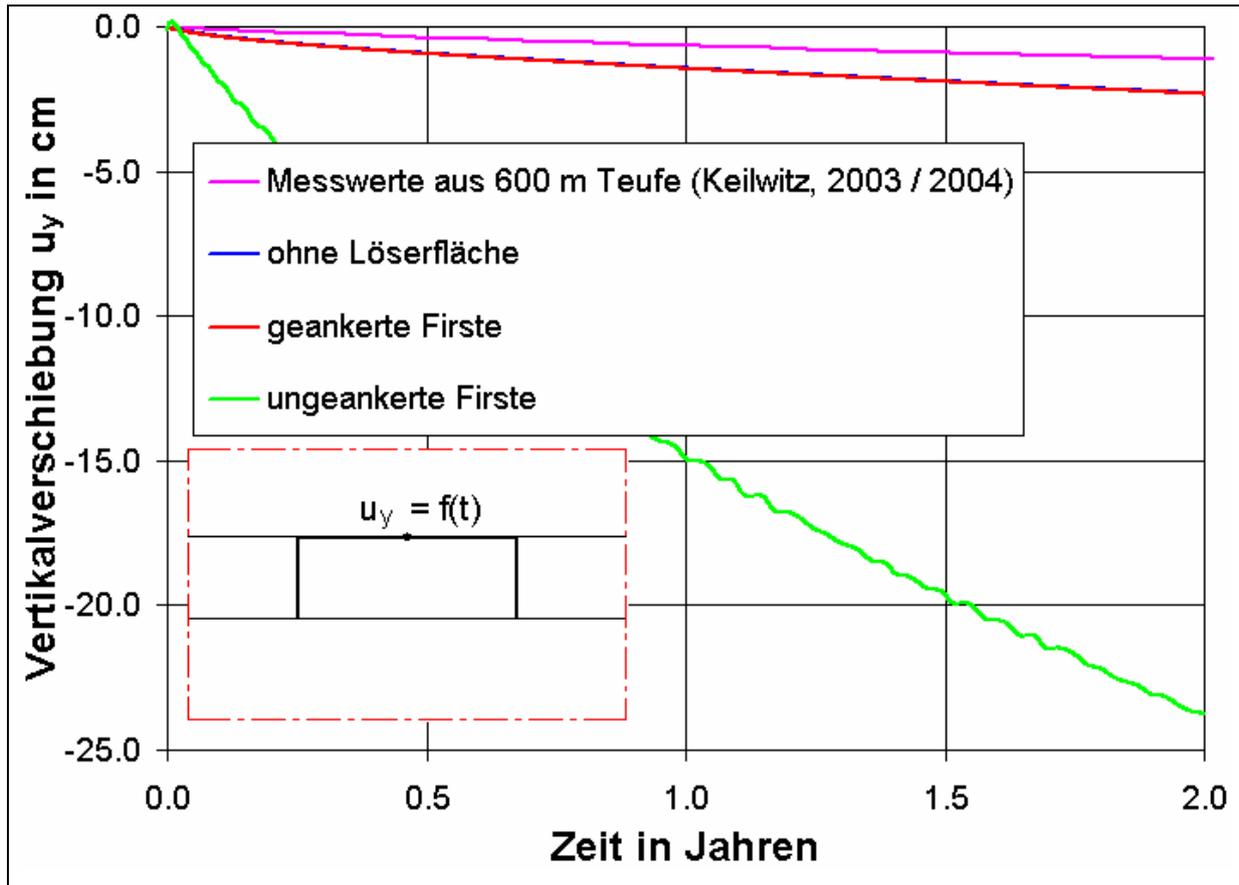


Bild 47: Zeitabhängige Entwicklung der Vertikalverschiebung eines Punktes in Firstmitte bei fehlender und vorhandener Ankerung

Den zeitlichen Verlauf der Vertikalverschiebung (u_y) in Kammermitte zeigt Bild 47. Ebenso wie bei Bild 33 praktiziert, sind auch hier nur die viskosen, d.h. zeitabhängigen Verschiebungsanteile dargestellt. Diese führen bei fehlender Ankerung zu einem Endwert von 23,8 cm nach zwei Jahren, bei geankelter bzw. massiger Firste dagegen nur auf 2,3 cm. Letztere Werte liegen damit im Bereich der gemessenen Werte in Höhe von 1,1 cm (Keilwitz, 2003 / 2004).

Aus Bild 48, das speziell die Trennflächenöffnung (Δu_y) unter Einbeziehung der elastischen Verschiebungsanteile bei geankelter und ungeankelter Firste veranschaulicht, ist deutlich zu erkennen, dass durch die Ankerung eine Trennflächenöffnung auch nach zwei Jahren Kriechzeit vollständig verhindert wird (rote Kurven). Bei fehlender Ankerung dagegen vergrößert sich im konkreten Falle der Öffnungsbetrag in Kammermitte von anfänglich 4,5 cm auf 25,9 cm nach zwei Jahren und damit auf mehr als das Fünffache (grüne Kurven).

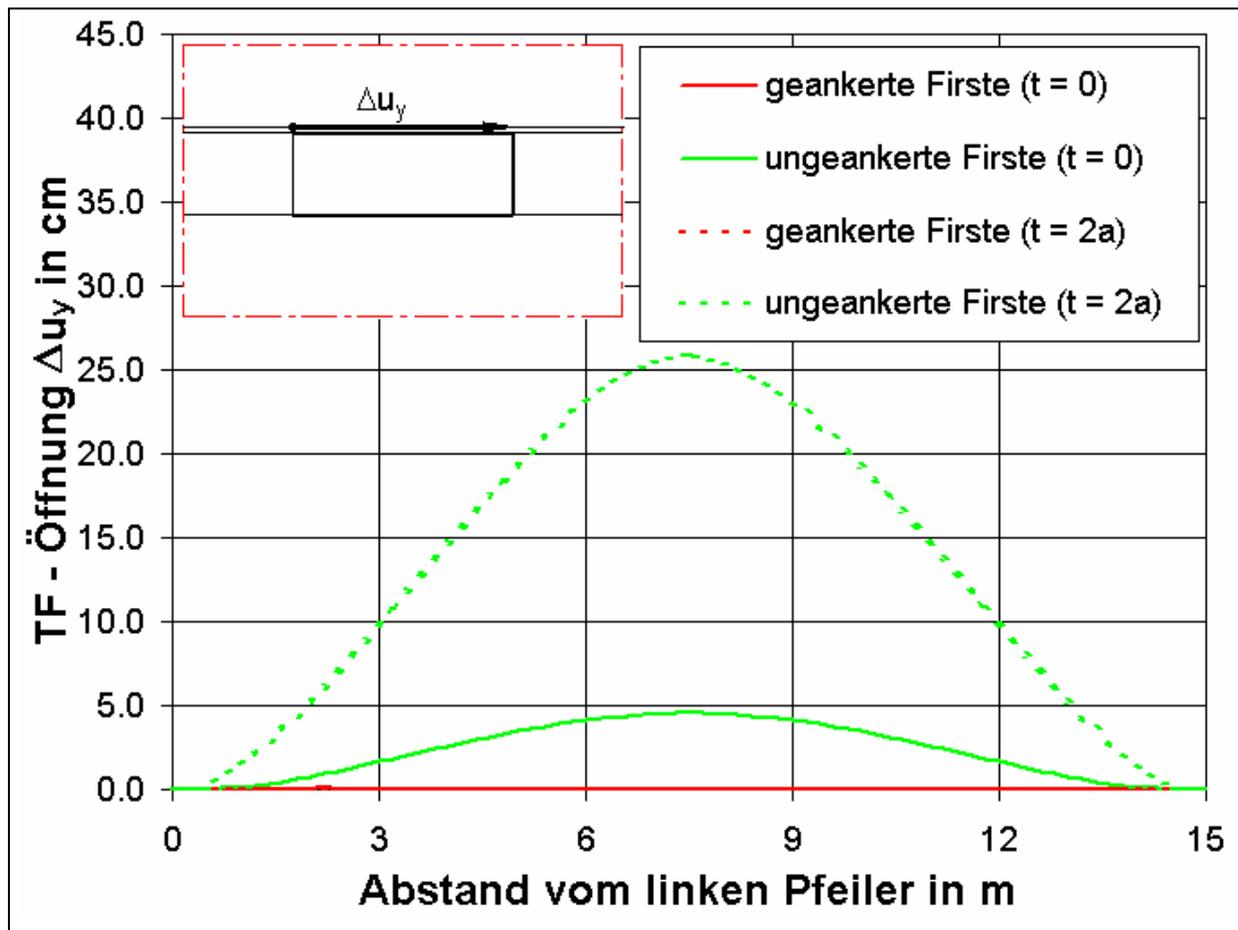


Bild 48: Öffnung der Trennfläche über der Firste bei fehlender und vorhandener Ankerung zu unterschiedlichen Zeitpunkten t

Zur Analyse der Ankerwirkung können neben den Verschiebungsergebnissen auch die Spannungen im firstnahen Bereich herangezogen werden. Aus den im Bild 49 dargestellten Vertikalspannungen ist zunächst bei ungeankerter Firste (Abbildungen links) oberhalb der abgelösten Schicht die Ausbildung von Zugspannungsbereichen mit Werten bis 0,5 MPa entlang der gesamten Firste erkennbar. Diese Bereiche dehnen sich im Laufe der Zeit weiter ins Hangende hinein aus. Dagegen treten bei vorhandener Systemankerung (Abbildungen rechts) Zugspannungen nur noch im Bereich zwischen den einzelnen Ankeren und an den gebirgsseitigen Ankerwiderlagern auf. Für den Bereich um die einzelnen Ankerstangen herum sind dagegen betragsmäßig gleichgroße Druckspannungen typisch, die Teil des in Abschnitt 5.2.1 beschriebenen kegelförmig – axialsymmetrischen Spannungsfeldes sind.

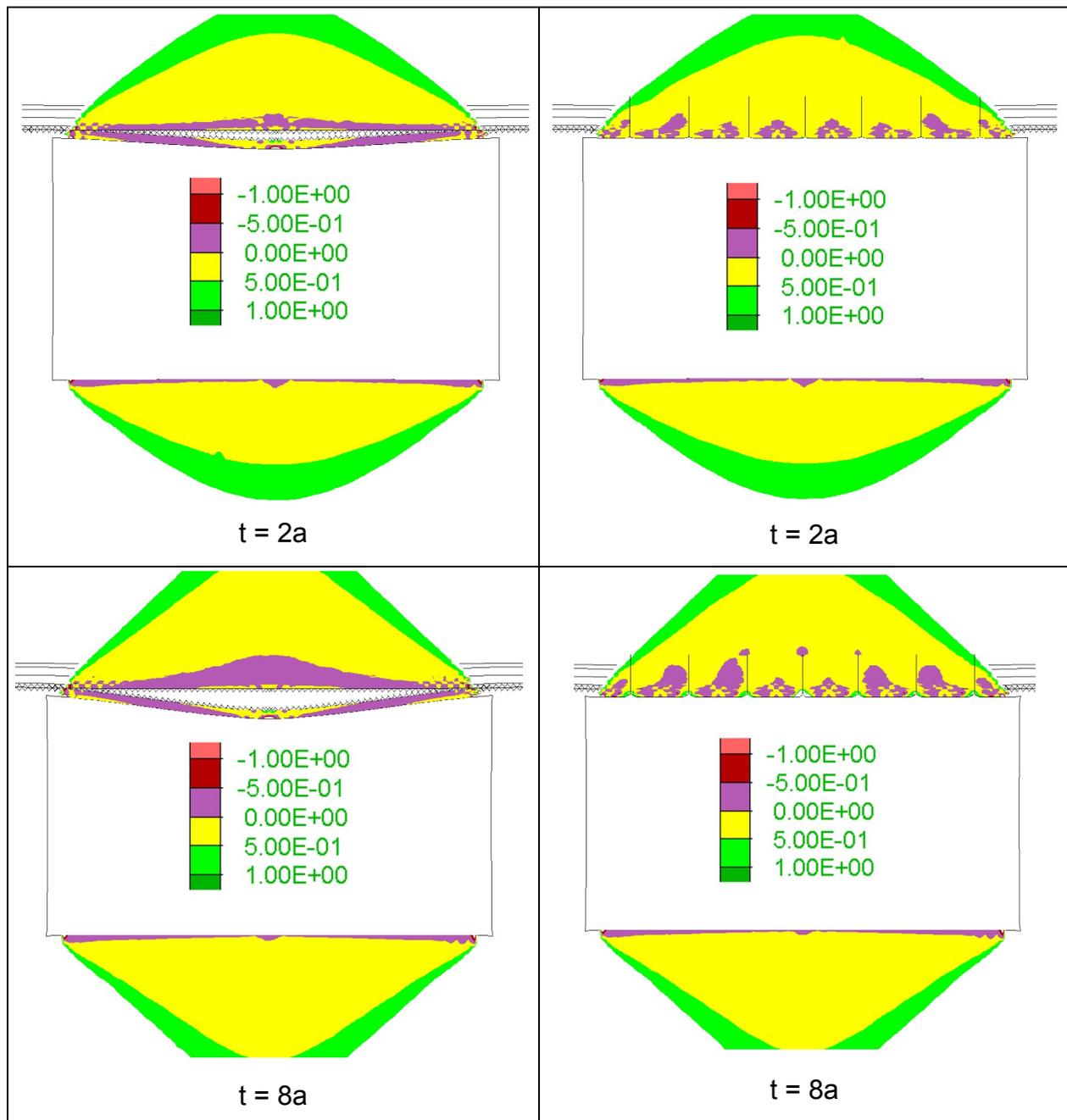


Bild 49: Vertikalspannungen in MPa bei fehlender und vorhandener Ankerung zu unterschiedlichen Zeitpunkten t (Zugspannungen negativ)

Diese Druckspannungen bewirken die Verdübelung geringmächtiger Schichten und verhindern als Normalspannung auf der Trennfläche deren Öffnung. Durch die Überlappung benachbarter Druckspannungskegel wird der gewünschte Systemankerungseffekt erzielt.

Bei der Analyse der berechneten Vertikalspannungen entlang der Firste (Bild 50) wird darüber hinaus deutlich, dass eine ungeankerte Firste, wie nach der Theorie erwartet, weitgehend normalspannungsfrei ist. Bei einer geankerten Firste dagegen erfolgt der Vertikal- und damit Normalspannungsaufbau lokal im Bereich um die einzelnen Anker.

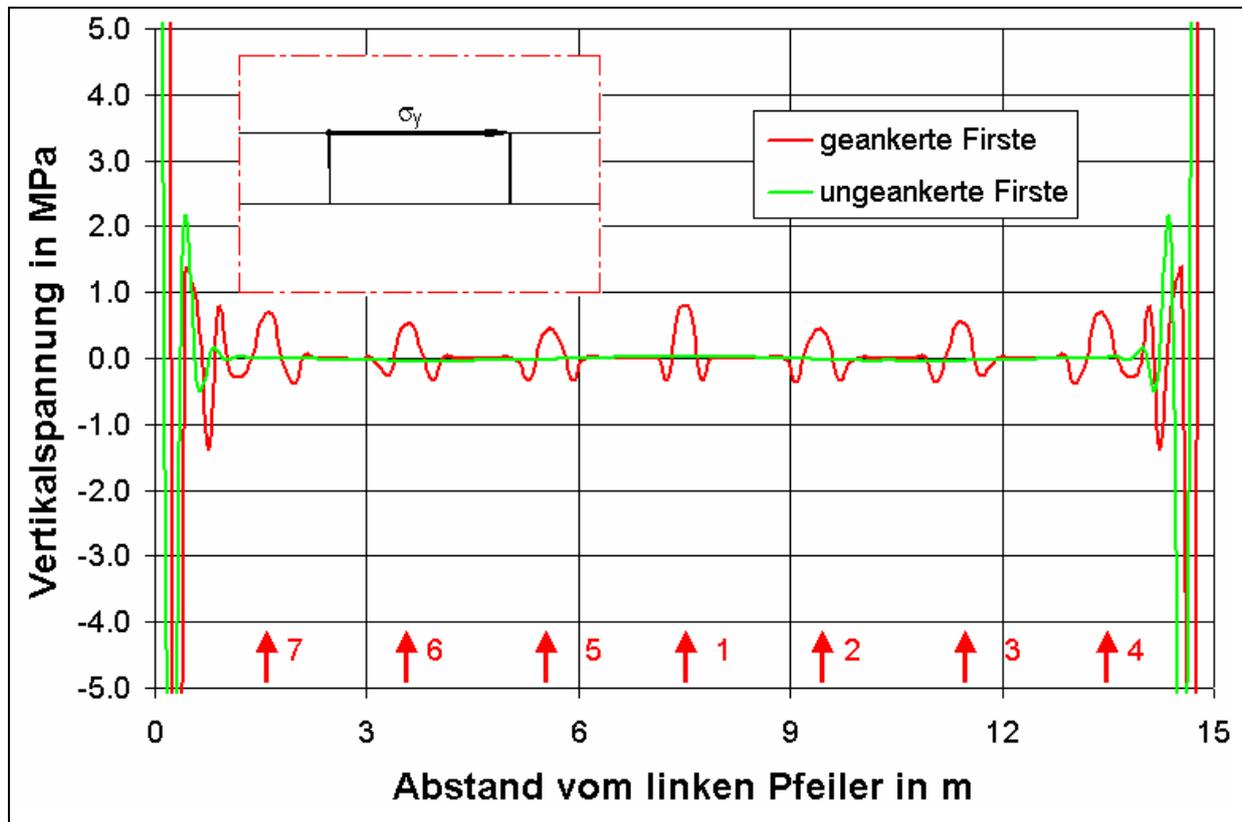


Bild 50: Vertikalspannungen entlang der Firste in MPa nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker (Druckspannungen positiv)

Ergänzend zu den Vertikalspannungen enthält Bild 51 den Verlauf der Horizontalspannungen entlang der Firste. Im ungeankerten Fall (grüne Kurve) nehmen die Horizontalspannungswerte an der Firstkontur von annähernd 20 MPa in Pfeilernähe in Richtung Kammermitte bis auf den Wert Null ab und gehen schließlich mit einem Minimalwert von ca. – 1 MPa in Zugspannungen über. Das Auftreten von Zugspannungen an der Unterseite der als Biegebalken aufzufassenden Ablösung von 20 cm Mächtigkeit in der Mitte der Abbaukammer ist dabei ebenfalls theoriekonform.

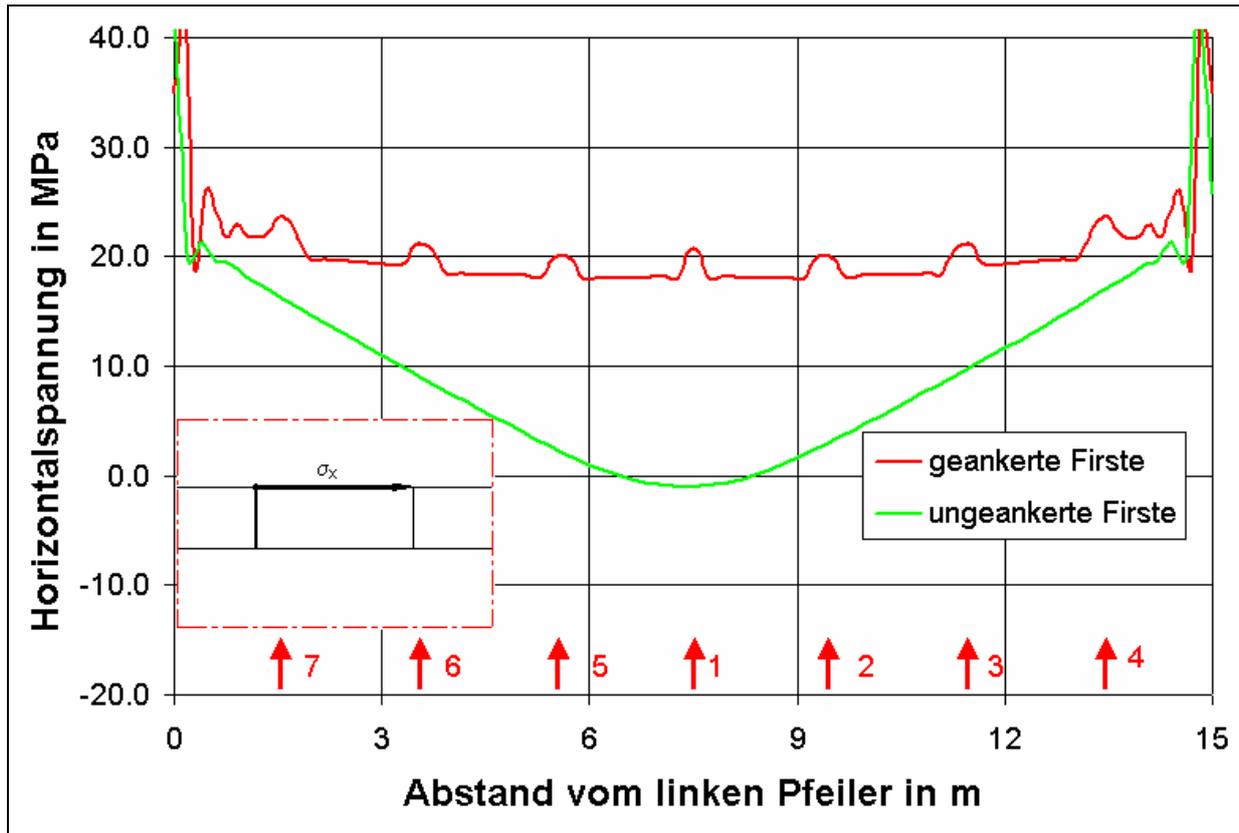


Bild 51: Horizontalspannungen entlang der Firste in MPa nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker (Druckspannungen positiv)

Beim Vorhandensein einer Ankerung dagegen können sich durch das Geschlossenbleiben der Löserfläche und durch den Aufbau wirksamer Vertikalspannungen im Bereich der Anker (Bild 50, rote Kurve) auch bemerkenswerte horizontale Spannungen entlang der Firstkontur entwickeln, die Werte um 20 MPa erreichen und wiederum lokale Maxima im Wirkungsbereich der Anker aufweisen (Bild 51, rote Kurve).

Aus den farbschattierten Isobereichsdarstellungen der Horizontalspannungen nach 2 Jahren (Bild 52) wird außerdem deutlich, dass sich nach erfolgter Ablösung der 20 cm mächtigen Schicht eine neue Kammerfirste ausbildet (Abbildung links) und sich das neuentstandene, nunmehr als kompakt zu bezeichnende Hangende, ähnlich verhält, wie eine geankerte geringmächtige Hangendpartie (Abbildung rechts).

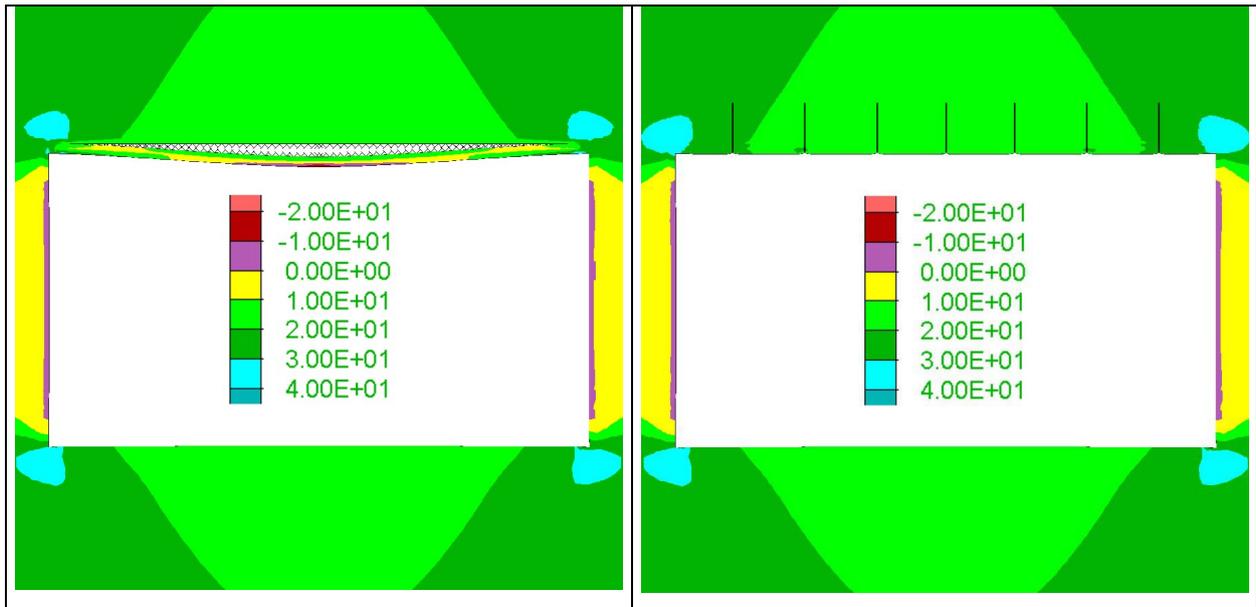


Bild 52: Horizontalspannungen in MPa nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung (Zugspannungen negativ)

Zur weiteren Analyse der Ankerwirkung sollen nachfolgend die Normalspannungen (Bild 53) und die Scherspannungen (Bild 54) direkt auf der Trennfläche betrachtet werden.

Beide Spannungen nehmen bei fehlender Ankerung durch das Verlorenggehen des Kontaktes zwischen den beiden Trennflächenufern zu jedem Zeitpunkt jeweils Werte von Null MPa an (grüne Kurven).

Bei geankerter Firste bauen sich dagegen als Folge der aufgebrauchten Ankervorspannung und der sich kriechbedingt entwickelnden Ankerspannung im Bereich der einzelnen Anker deutliche Normalspannungen auf (Bild 53, rote Kurven). Diese erreichen im Beispielfall nach zwei Jahren Werte bis 0,18 MPa. Die in Kammermitte auftretende Normalspannungsspitze ist auf die an dieser Stelle geringeren Elementabmessungen zurückzuführen und damit nicht geomechanisch sondern numerisch zu interpretieren (siehe Bild 28 untere Abbildung). Diese Erscheinung tritt bei allen nachfolgenden Darstellungen der Trennflächennormalspannung über der Kammerbreite auf und wird an den entsprechenden Stellen nicht nochmals diskutiert.

Bemerkenswert ist darüber hinaus die Tatsache, dass sich nach zwei Jahren im Bereich aller 7 Anker Trennflächennormalspannungen aufgebaut haben, was nach der Hohlraumschaffung mit Maximalwerten um 0,05 MPa nur für den Kammermittenbereich zutrifft. Die Erhöhung der Trennflächennormalspannung durch die Anker bleibt auch nach längerer Standzeit auf die unmittelbare Ankerumgebung beschränkt (punktuelle Ankerwirkung), die Trennflächenbereiche zwischen den Ankern sind auch nach zwei Jahren weitgehend normalspannungsfrei.

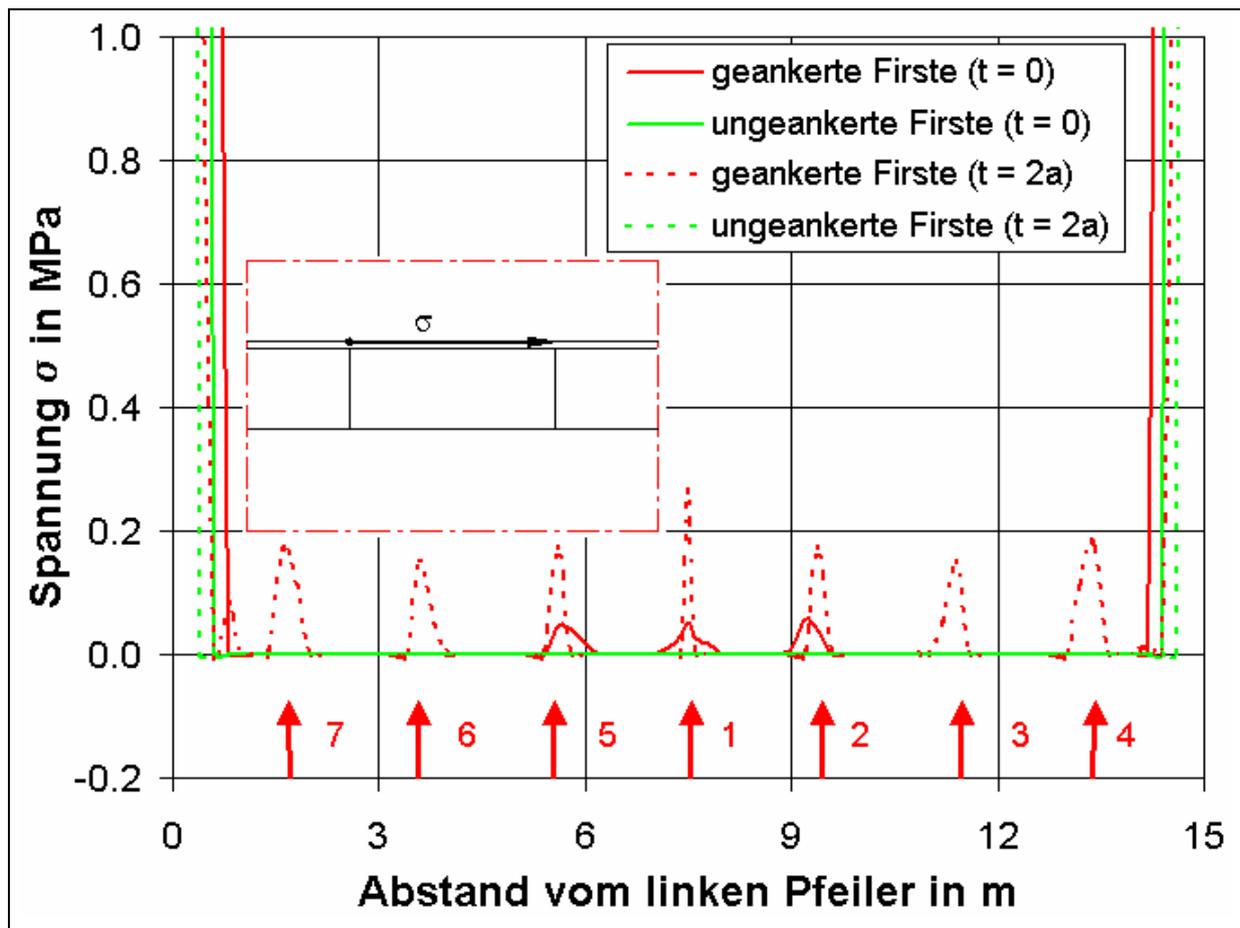


Bild 53: Normalspannungen auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung und nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker (Druckspannungen positiv)

Dies trifft auch auf die Ausbildung von Scherspannungen auf der Löserfläche zu (Bild 54, rote Kurven). Im Gegensatz zu den Normalspannungen nehmen die Trennflächenscherspannungen jedoch vom Wert Null in Kammermitte beidseitig auf annähernd ± 2 MPa im Bereich der stoßnahen Anker 4 und 7 zu. Dies ist offensichtlich auf die stoßnah auftretenden höheren Querkräfte als Folge der Relativverschiebungsbemühungen der Trennflächenufer gegeneinander zurückzuführen (vergleiche Bild 6) und wird dazu führen, dass auch die dort positionierten Anker höher beansprucht werden, als die Anker im kammermittigen Firstabschnitt.

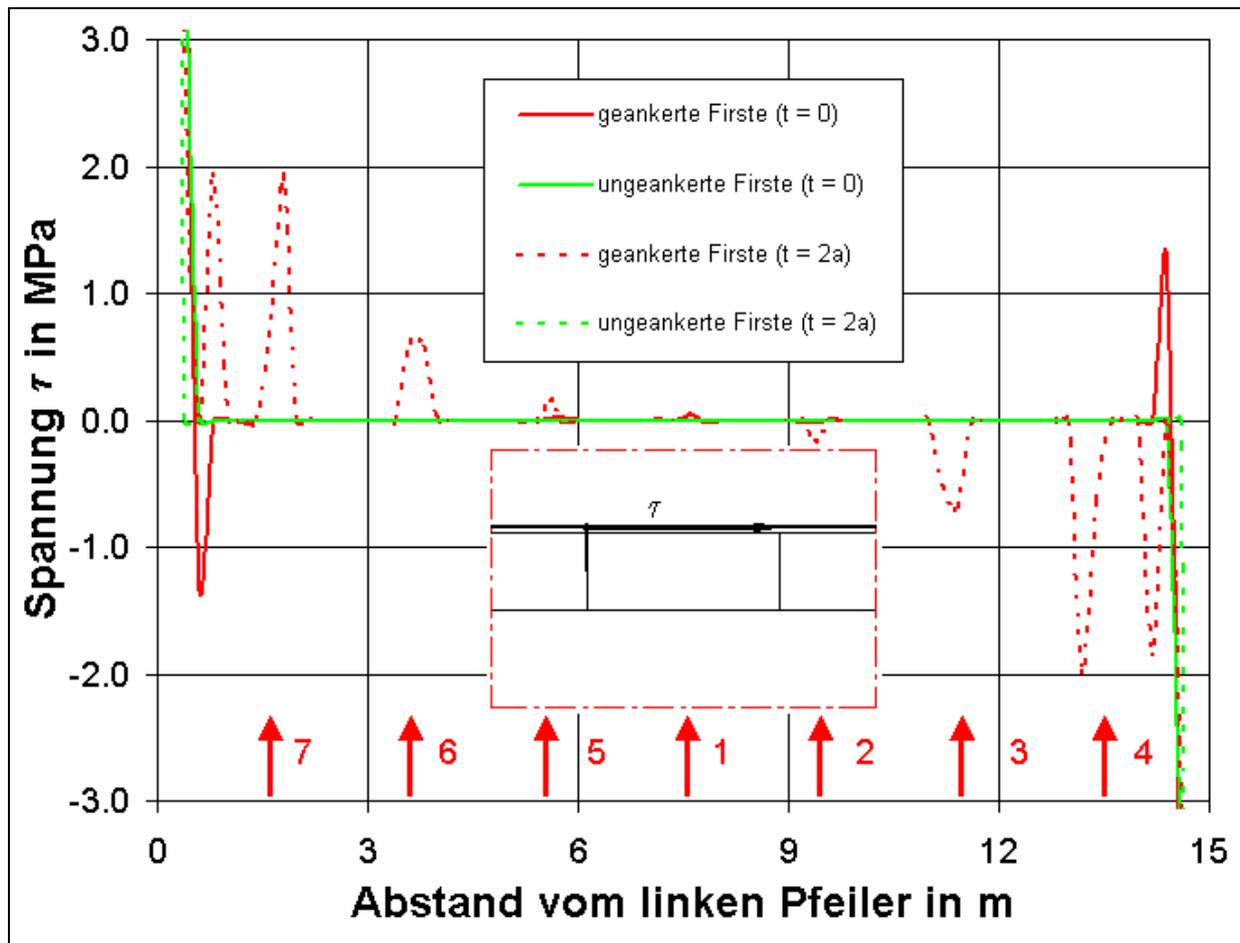


Bild 54: Scherspannungen auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung und nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker

② Einfluss der Materialeigenschaften des Ankerstahls

In Abhängigkeit vom gewählten Ankermaterialverhalten, ideal elasto – plastisch oder elasto – plastisch mit Verfestigung, werden sich die Ankerkräfte in den einzelnen Anker unterschiedlich entwickeln. Dies soll zunächst an Hand der errechneten Ankeraxialkräfte nach 8 Jahren Standzeit diskutiert werden (Bild 55).

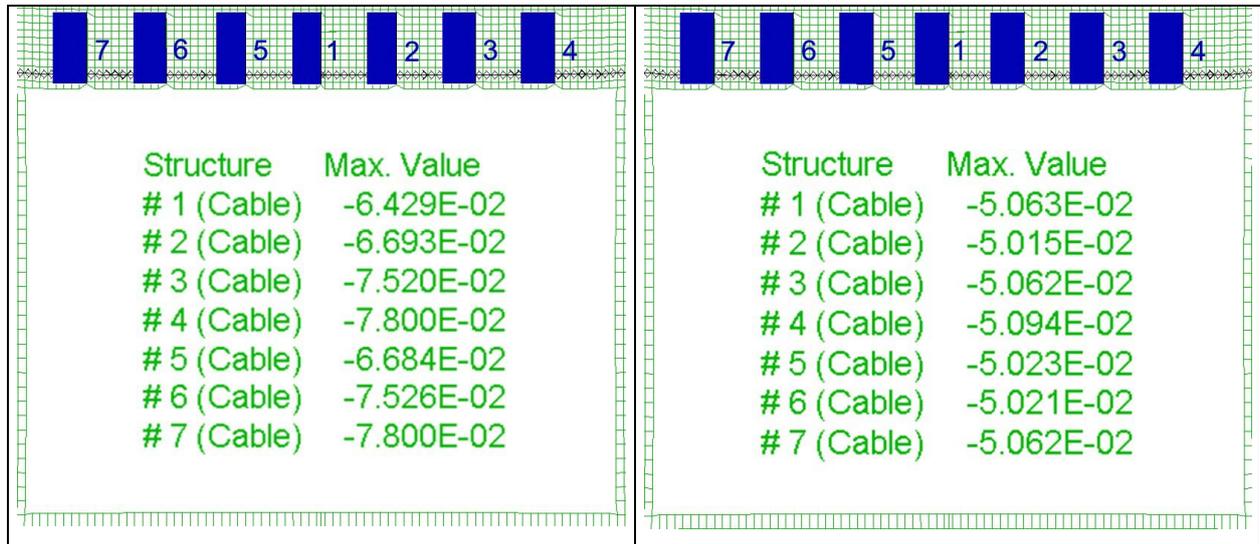


Bild 55: Axialkräfte in den Anker nach 8 Jahren in MN bei ideal elasto – plastischem (links) und bei elasto – plastisch – verfestigendem Materialverhalten (rechts)

Aus der linken Abbildung von Bild 55 ist zunächst zu erkennen, dass die 7 Anker mit ideal elasto – plastischem Verhalten in ungleicher Höhe axialkraftbeansprucht sind. Vor allem wird aber deutlich, dass zu diesem Zeitpunkt bereits zwei Anker – die am höchsten beanspruchten stoßnahen Anker 4 und 7 – bis über die Versagensgrenze (Zugfestigkeitsgrenze) von 0,078 MN hinaus belastet sind und somit als versagt bzw. gerissen und damit ausgefallen zu betrachten sind.

Bei der numerischen Umsetzung des elasto – plastisch – verfestigenden Ankerhaltens (rechte Abbildung) dagegen befinden sich alle Anker mit einheitlich ca. 0,05 MN Axialkraft deutlich unterhalb der Versagensgrenze.

Aus praktischen Erfahrungen ist bekannt, dass Firstanker im Salzbergbau nicht durch Überschreitung der Zugfestigkeit zerreißen, sondern nach großen Standzeiten durch Herausbrechen benachbarter Schichtpakete wirkungslos werden. Eine entsprechende Situation nach einer Standzeit des Hohlraumes von ca. 25 Jahren zeigt Bild 56, wobei zu betonen ist, dass das zum damaligen Setzzeitpunkt verfügbare Ankerstangenmaterial noch nicht über eine so große Dehnbarkeit verfügt hat, wie der heute eingesetzte „Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700“.



Bild 56: Wirkungsloswerden von Anker durch Ausbrechen benachbarter Schichtpakete; Ablösemächtigkeit: ca. 30 cm; stark deformierte Ankerstange als Ergebnis des Nachberaubens; Beraubespuren; Nachankerung; Örtlichkeit: Zielitz, ca. 900 m Teufe; Standzeit des Hohlraumes: ca. 25 Jahre (Foto: L. Baumgarten, 2004)

Bereits unter dem Gesichtspunkt, dass ein Ankerversagen durch Zugbruch auch nach langen Standzeiten praktisch nicht eintreten wird, ist die numerische Umsetzung des tatsächlichen elasto – plastisch – verfestigenden Materialverhaltens heutiger Ankerstähle als realistischer anzusehen.

Unabhängig von der Art des modellierten Materialverhaltens werden die stoßnahen Anker generell höher beansprucht als die Anker in Firstmitte. Die entsprechenden Berechnungsergebnisse stehen dabei prinzipiell im Einklang mit Messergebnissen und praktischen Erfahrungen.

Als Ursache für dieses Verhalten sind zunächst Spannungsumlagerungsprozesse im Zuge der Hohlräumeaufführung anzusehen, die zu höheren Horizontalspannungen an der Firste (vergleiche Bild 51) und zu höheren Trennflächenspannungen (siehe Bild 54) im stoßnahen Bereich führen. Aber auch die in Stoßnähe auftretenden Querkraftmaxima (Bild 6) sind als Ursache dafür anzusehen, dass die dortigen Anker eine vergleichsweise höhere Schubbeanspruchungen und damit indirekt größere Ankerkräfte erfahren als die Anker in Firstmitte, die im Wesentlichen durch die vertikale Firstabsenkung und damit nur direkt axial belastet werden.

Die Analyse der axialdehnungsabhängigen Entwicklung der Axialkräfte bei unterschiedlichem Ankermaterialverhalten wird daher an Hand des höchstbelasteten Ankers 4 in Stoßnähe vorgenommen (Bild 57).

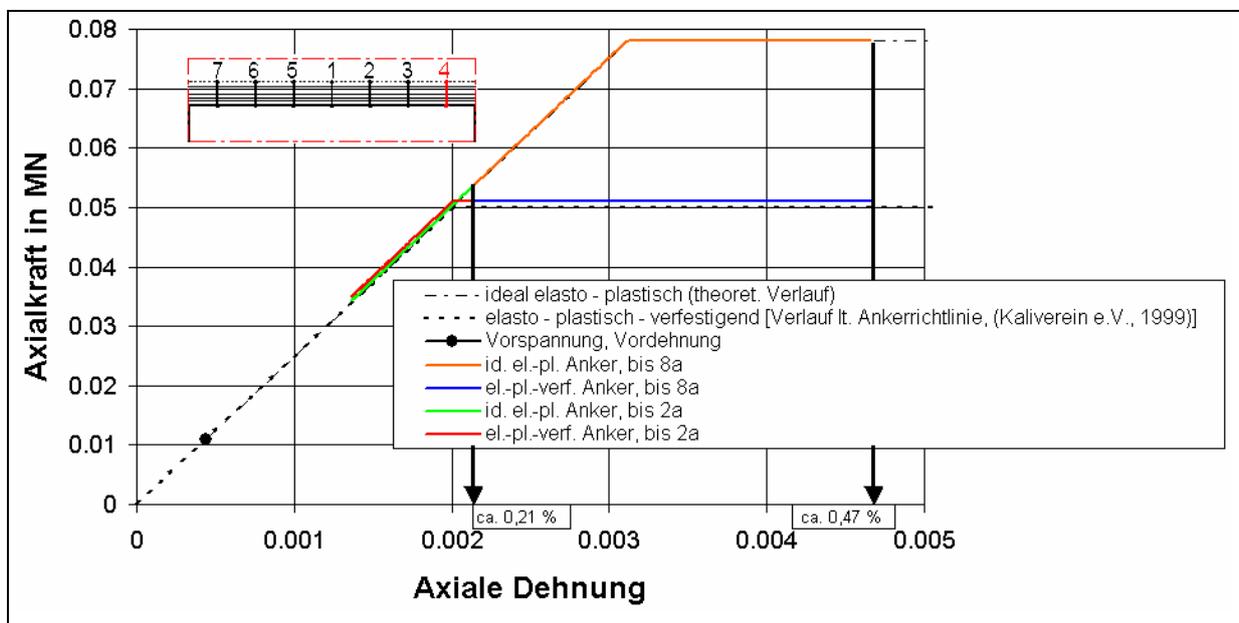


Bild 57: Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankerzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 bzw. 8 Jahren Standzeit bei unterschiedlichem Ankermaterialverhalten

Bei ideal elasto – plastischem Verhalten verformt sich der Anker 4 entsprechend seiner Kennlinie elastisch bis zum Erreichen der Zugversagensgrenze bei 0,311 % Dehnung und 0,078 MN Axialkraft nach einer aus dieser Darstellung nicht näher zu spezifizierenden Zeitspanne von deutlich mehr als 2 Jahren, wobei die Streckgrenze des elasto – plastisch – verfestigenden Ankers bei 0,2 % Dehnung vor Beendigung des zweiten Standjahres überschritten wird. Nach Überschreitung der Zugfestigkeitsgrenze, d.h. nach Eintreten des Ankerversagens, verformt sich der Anker ideal plastisch bis zu einem Dehnungsendwert nach 8 Jahren von 0,47 % bei konstanter Ankerkraft. Dieses standardmäßig numerisch umgesetzte Verhalten jenseits der 0,311 % – Dehnungsgrenze ist als wenig realistisch zu bewerten, da der ausgefallene Anker seine Funktion nicht mehr erfüllen kann und eigentlich aus dem System entfernt werden müsste. Die Interpretation der Berechnungsergebnisse aus diesem Dehnungsbereich ist somit nur mit Einschränkungen möglich.

Anders dagegen verhält es sich beim Anker 4 mit elasto – plastisch – verfestigender Kennlinie. Auch dieser verformt sich zunächst vorgabegemäß elastisch, jedoch nur bis zum Dehnwert an der Streckgrenze von 0,2 %. Im anschließenden plastisch – verfestigenden Bereich dehnt er sich weiter bis zu 0,47 % und besitzt damit nach 8 Jahren eine Verformungsreserve bis zum ultimativen Ankerzugversagen von ca. 9,5 % (vergleiche Tabelle 7). Im gesamten Verformungsbereich bis dahin sind die Ankerkraft- und Ankerdehnungswerte realistisch und somit sind beim elasto – plastischen Ankerverhalten mit Verfestigung auch die anderen numerischen Berechnungsergebnisse wie Verschiebungen und Spannungen uneingeschränkt verwertbar. Zu gleichen Zeitpunkten nehmen die Ankerdehnwerte – hier unabhängig von der Art des Materialverhaltens – annähernd die gleiche Größe an. Sie liegen nach zwei Jahren bei ca. 0,21 % und nach acht Jahren bei ca. 0,47 %, was ungefähr einer Verdopplung entspricht. Theoretisch sind auch voneinander abweichende Dehnwerte zu gleichen Zeitpunkten denkbar, da den Ankern verformungsabhängig unterschiedlich große E – Moduli zugewiesen und damit der Gitterdeformation unterschiedlich große Widerstände entgegengestellt werden. Auf entsprechende Ergebnisse wird im Zusammenhang mit der Ausbildung von Normalspannungen auf der Trennfläche bei unterschiedlichem Ankermaterialverhalten eingegangen.

Auf eine Besonderheit der graphischen Darstellung in Bild 57 soll an dieser Stelle eingegangen werden. Dies betrifft das Fehlen von Wertepaaren ($F_{axial}, \varepsilon_{axial}$) auf dem elastischen Teil beider Kennlinien zwischen dem Vorspannpunkt (F_{V, ε_V}) und den ersten vorhandenen Berechnungswerten. Dieser Teil der Kennlinien wird im Modellierungsschritt 3 (Hohlraumherstellung und Einbringen der Systemankerung) nach Tabelle 3 durchlaufen und ist durch starke numerische Einschwingvorgänge mit einer hohen Zahl notwendiger Rechenschritte zur Erzielung einer stabilen numerischen Lösung gekennzeichnet. Auf eine Darstellung dieser Ergebnisse ist daher zugunsten einer besseren Übersichtlichkeit verzichtet worden. Fest steht, dass diese Kennlinienbereiche bereits vor Beginn der Aufzeichnung der rheologischen Ankerbeanspruchungen, d.h. zum Zeitpunkt $t = 0$, durchlaufen worden sind.

An Hand der beiden Abbildungen in Bild 58 soll auf die unterschiedliche zeitliche Entwicklung der Ankerkräfte der ausgewählten Anker 1 bis 4 bei unterschiedlichem Ankermaterialverhalten eingegangen werden, die zu den im Bild 55 gezeigten Axialkraftwerten nach 8 Jahren führt. Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass auf die Auswertung der Ergebnisse der Anker 5 bis 7 im Weiteren generell verzichtet wird, da diese aus Symmetriegründen ein gleichartiges Verhalten zeigen, wie die Anker 2 bis 4.

Konkrete Ergebnisse zu den Zeitpunkten, an denen die Kraftwerte an der Streck- und Versagensgrenze erreicht werden, enthält zunächst Tabelle 9.

Anker – Nr.	ideal elasto – plastisches Ankerverhalten		elasto – plastisch – verfestigendes Ankerverhalten	
	Erreichen des Wertes von $F_{Streckgrenze} = 0,05 \text{ MN}$ nach	Erreichen des Wertes von $F_m = 0,078 \text{ MN}$ nach	Erreichen des Wertes von $F_{Streckgrenze} = 0,05 \text{ MN}$ nach	Erreichen des Wertes von $F_m = 0,078 \text{ MN}$ nach
1	ca. 5,0 a	> 8 a	ca. 5,0 a	>> 8 a
2	ca. 4,8 a	> 8 a	ca. 4,8 a	>> 8 a
3	ca. 3,9 a	> 8 a	ca. 3,9 a	>> 8 a
4	ca. 1,6 a	ca. 4,3 a	ca. 1,6 a	>> 8 a

Tabelle 9: Zeitpunkte des Erreichens der Kraftwerte an der Streckgrenze ($F_{Streckgrenze}$) und an der Versagensgrenze (F_m) für die Anker 1 bis 4 bei unterschiedlichem Ankermaterialverhalten

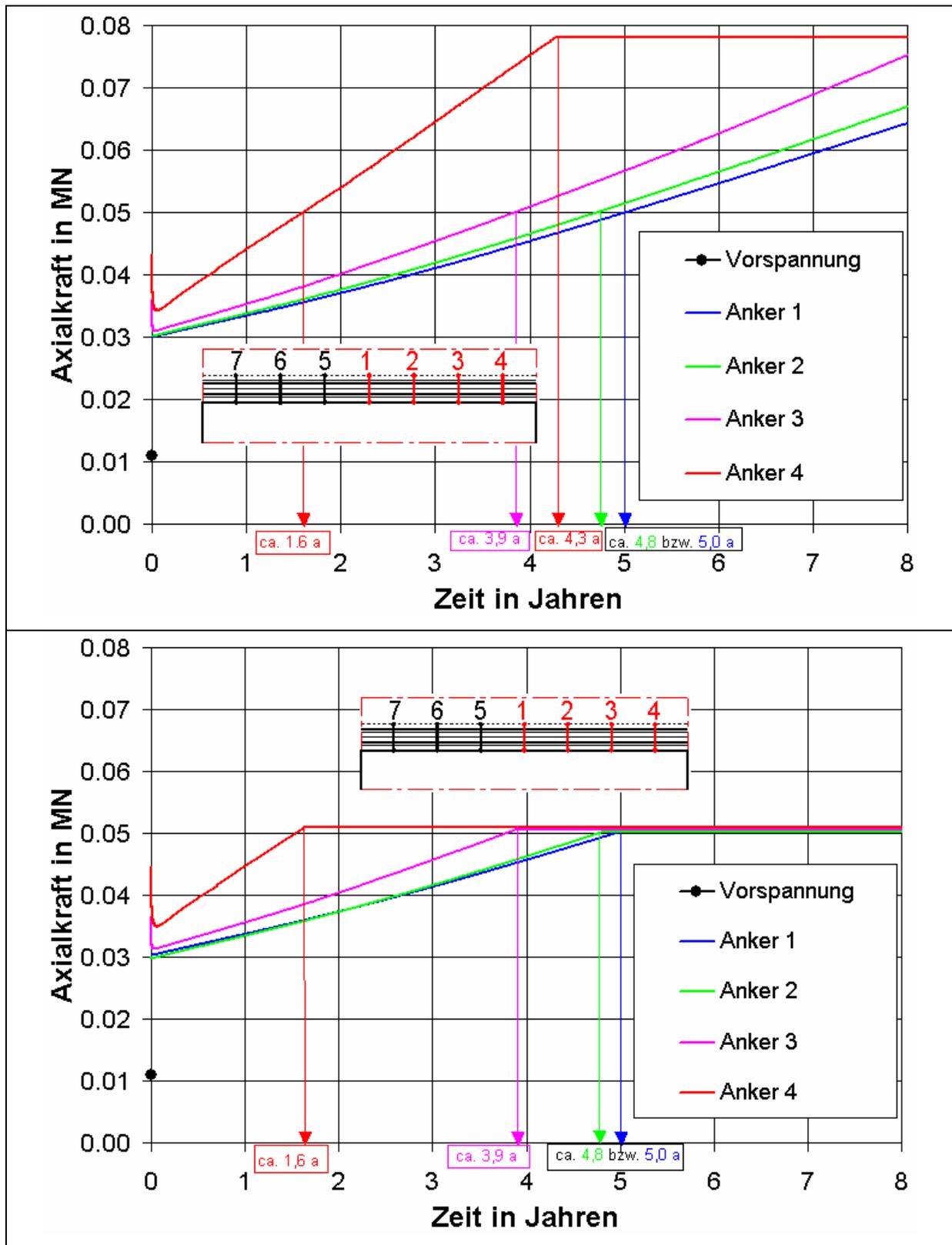


Bild 58: Zeitliche Entwicklung der Axialkräfte in den Anker 1 bis 4 bei ideal elasto – plastischem (obere Abbildung) und elasto – plastisch – verfestigendem Ankermaterialverhalten (untere Abbildung)

Aus den Darstellungen ist die bereits diskutierte allgemeine Tendenz der Abnahme der Ankerbeanspruchung vom stoßnahen hin zum kammermittigen Anker zu jedem Zeitpunkt bei beiden Materialverhaltensweisen erkennbar. Weiterhin kann die zeitabhängige Auswertung der Entwicklung von F_{axial} dazu genutzt werden, den tatsächlichen Versagenszeitpunkt – beim ideal elasto – plastischen Anker 4 hier nach ca. 4,3 Jahren – zu ermitteln.

Darüber hinaus ist aus den beiden Darstellungen in Bild 58 erkennbar, dass die Anker 4 (1,6 m vom Kammerstoß entfernt) und 3 (3,6 m vom Kammerstoß entfernt), also die stoßnahen Anker, in beiden Fällen nach Aufzeichnungsbeginn, d.h. mit Beginn der zeitabhängigen Berechnung, einen temporären Ankerkraftabfall erleiden.

Diese zwischenzeitliche Ankerkraftabnahme kann wie folgt erklärt werden:

Im Zuge der Hohlraumauflagerung kommt es zu Spannungsumlagerungen dergestalt, dass der entstandene Pfeiler anfänglich auf seinem gesamten Querschnitt die Belastung trägt. Diese hohen (elastischen) Vertikalspannungen führen zu einem Zusammendrücken auch der firstnahen Schichten, die dadurch u.a. im stoßnahen Firstbereich gestaucht werden. Diese Stauchung, also die zeitweilige Zusammendrückung der Schichten, wird als Ursache für die temporäre Entlastung der stoßnahen Anker 4 und 3 angesehen. Mit der zeitabhängig fortschreitenden Umlagerung der akkumulierten vertikalen Spannungen in Richtung Pfeilerkern wird die Pfeilerkontur entlastet, die Schicht- und damit die Ankerstauchungen gehen wieder in Dehnungen über und alle Anker erfahren von da an kontinuierliche Ankerkraftzuwächse. Die Anker 1 und 2 in Kammermitte werden von diesen Umlagerungsprozessen nicht beeinflusst, was sich in Gestalt durchgehend kontinuierlicher Ankerkraftzuwächse zeigt. Durch die Darstellung des zeitabhängigen Verlaufs der vertikalen Gebirgsverformung im Bereich der Anker in Bild 59 können diese temporären Effekte verdeutlicht werden. Erfährt das Gebirge in Firstmitte durchgehend Dehnungsbeanspruchungen, so wird der stoßnahe Kammerfirstbereich zumindest temporär auch gestaucht.

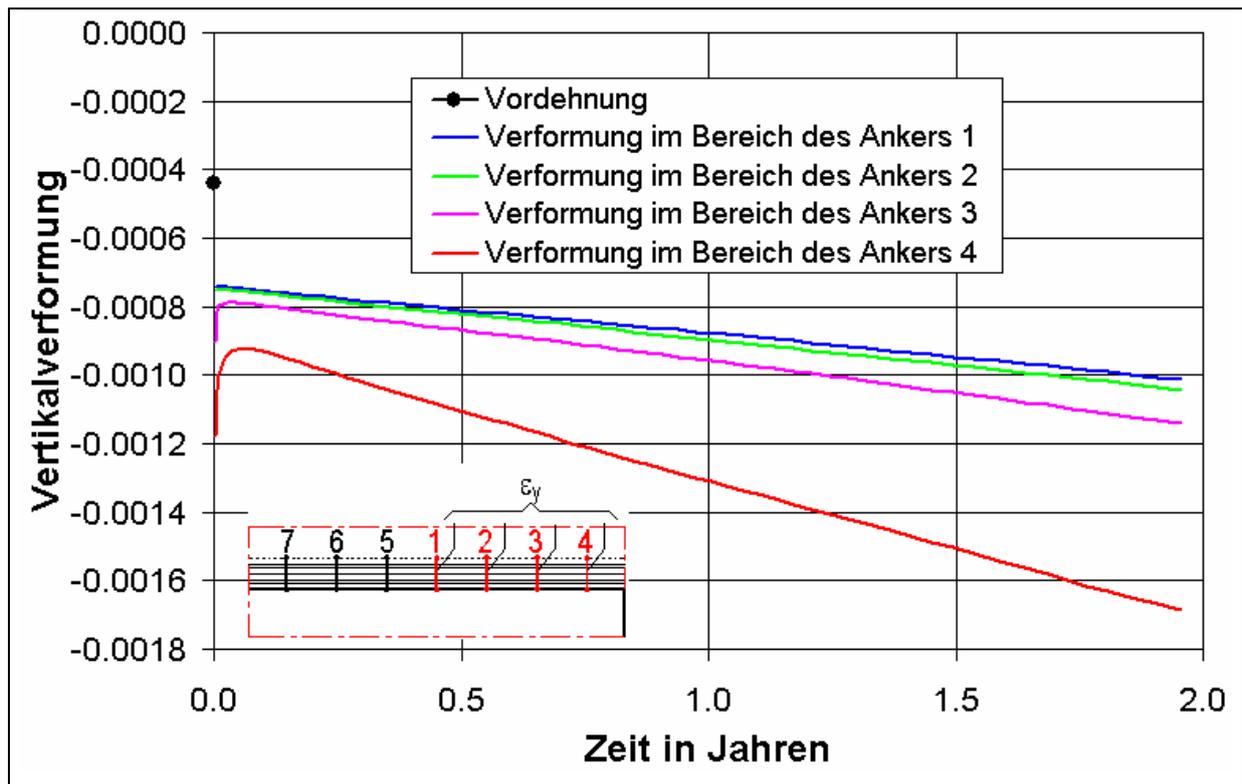


Bild 59: Zeitliche Entwicklung der vertikalen Gebirgsverformung zwischen Ankeranfangs- und Ankerendpunkt im Bereich der Anker 1 bis 4

Vergleicht man ferner die beiden Ankermaterialverhaltensweisen hinsichtlich ihres Einflusses auf das Firstsenkungsverhalten (Bild 60), so stellt man fest, dass dieser sehr gering ist. Nach einer Standzeit des Hohlraumes von 8 Jahren verlaufen beide Vertikalverschiebungskurven nahezu deckungsgleich.

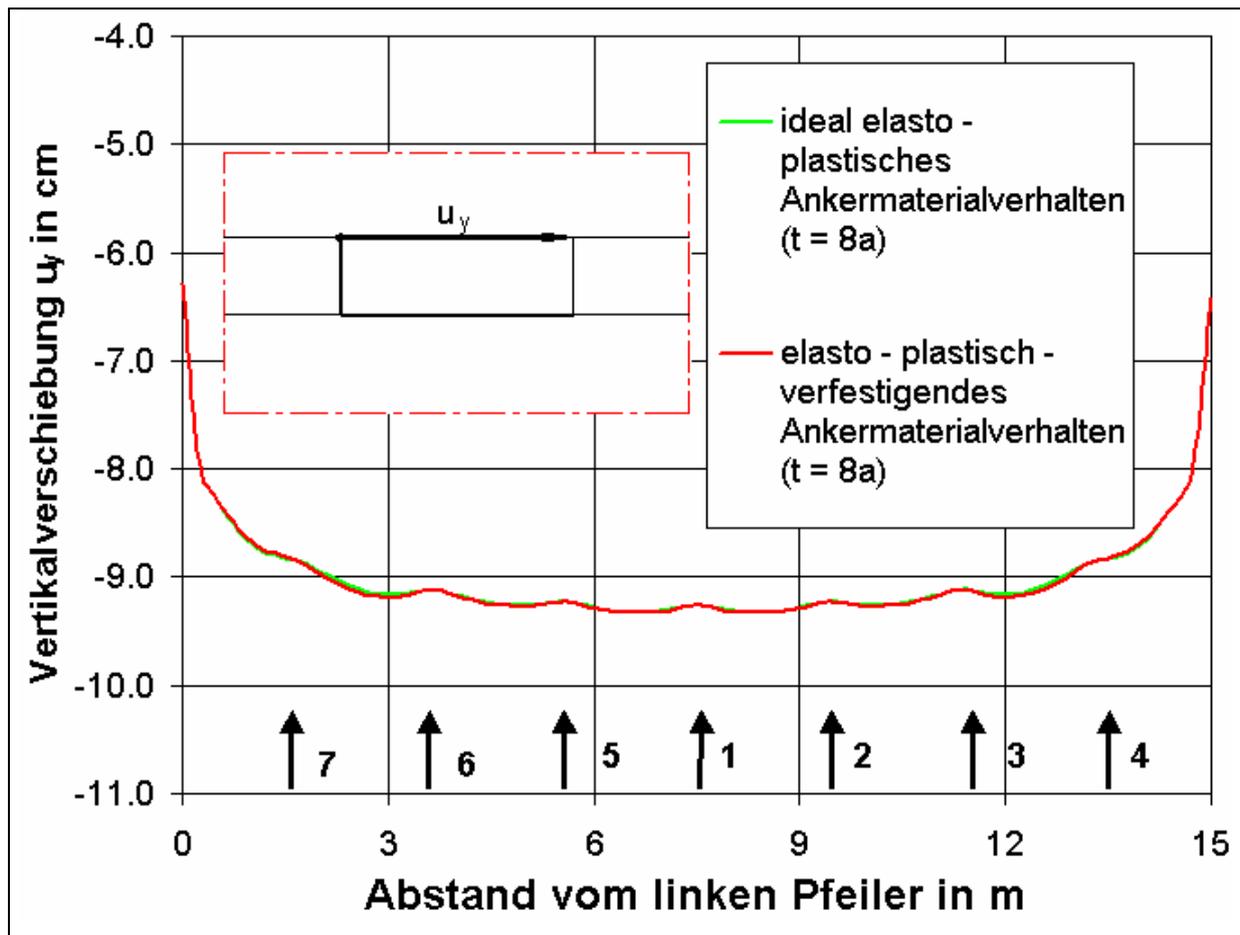


Bild 60: Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach 8 Jahren bei ideal elasto – plastischem und elasto – plastisch – verfestigendem Ankermaterialverhalten und Lage der Anker

Deutlicher werden die Unterschiede, wenn man die Normalspannungen auf der Trennfläche nach 8 Jahren analysiert (Bild 61)

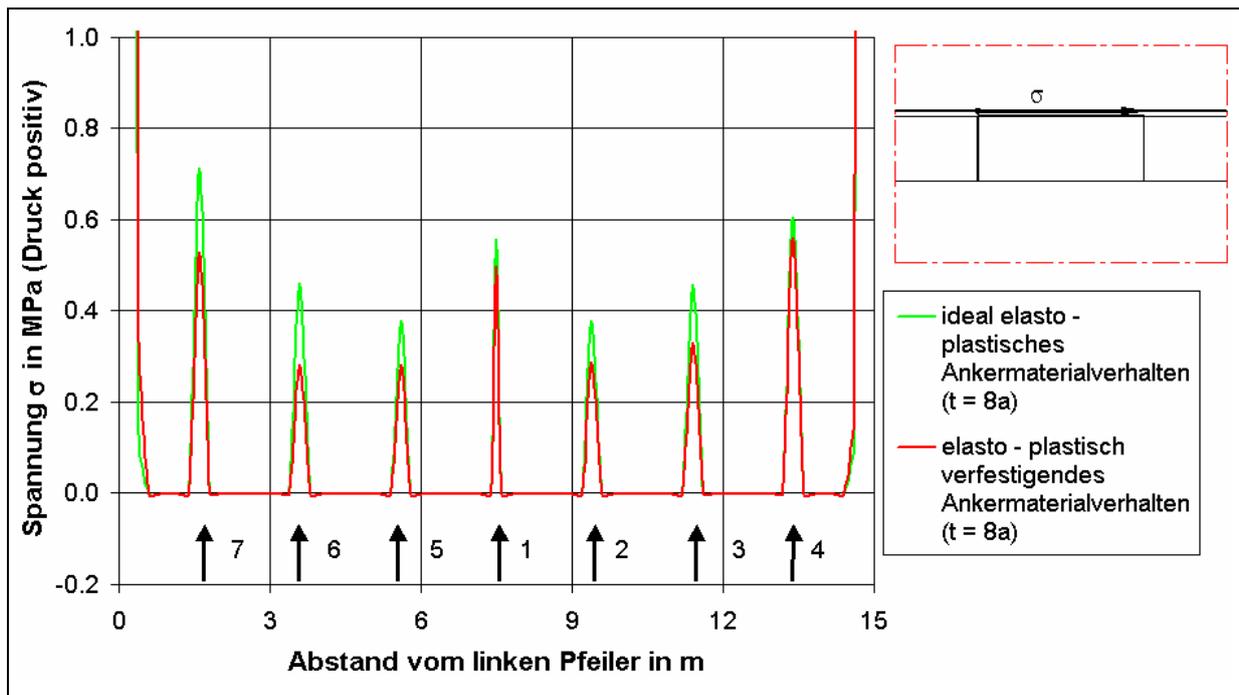


Bild 61: Normalspannungen auf der Trennfläche nach 8 Jahren bei ideal elasto – plastischem und elasto – plastisch – verfestigendem Ankermaterialverhalten und Lage der Anker

Die Trennflächennormalspannungen liegen beim ideal elasto – plastischen Verhalten formal etwas über den Werten bei elasto – plastisch – verfestigendem Verhalten. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass die ideal elasto – plastischen Anker im Verformungsbereich zwischen 0,2 % (Streckgrenze des elasto – plastisch – verfestigenden Ankers) und 0,311 % (Versorgungsgrenze bei ideal elasto – plastischem Verhalten) mit 125 GPa im Vergleich zu 125 MPa einen deutlich höheren E – Modul besitzen. Es ist dabei jedoch zu beachten, dass die ideal elasto – plastischen Anker 4 und 7 zum Untersuchungszeitpunkt bereits ausgefallen sind und somit gar keine Trennflächennormalspannung mehr aufbauen können.

Insgesamt wird aus den Untersuchungen zum Ankermaterialverhalten deutlich, dass die numerische Umsetzung des tatsächlichen elasto – plastisch – verfestigenden Verhaltens eine wichtige Voraussetzung zum Erhalt insgesamt verlässlicher Berechnungsergebnisse, insbesondere zur Abschätzung der verbleibenden Verformungsreserve bis zum Ankerversagen darstellt.

③ Einfluss der Ankervorspannung

Der Einfluss unterschiedlicher Vorspannwerte auf die Erzielung der im Abschnitt 2.2 vorgestellten gewünschten gebirgsmechanischen Wirkungen soll nachfolgend an Hand von Verschiebungs- und Spannungsverläufen dargestellt werden.

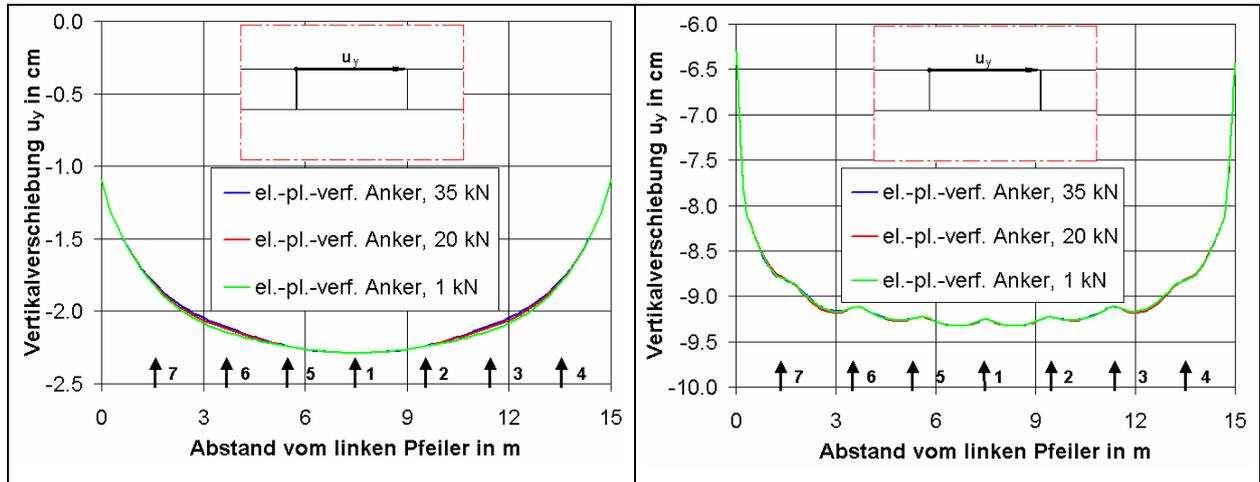


Bild 62: Vertikalverschiebungen entlang der Firne nach der Hohraumauffahrung (links) und nach 8 Jahren Standzeit (rechts) bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften und Lage der Anker

Die beiden Grafiken in Bild 62 zeigen dazu zunächst, dass die Höhe des Vorspannkraftwertes nur einen geringen Einfluss auf die Ausbildung der Firstsenkungskurve sowohl nach der Hohraumauffahrung (Abbildung links) als auch nach 8 Jahren Standzeit (Abbildung rechts) ausübt. Direkt nach der Hohraumschaffung sind marginale Unterschiede dergestalt erkennbar, dass durch höhere Werte von F_V die Firstsenkungen im Bereich zwischen den Ankern 2 und 4 etwas stärker behindert werden als bei geringeren F_V – Werten. Nach 8 Jahren ist dagegen der Einfluss der Vorspannkraft nahezu vollständig abgeklungen.

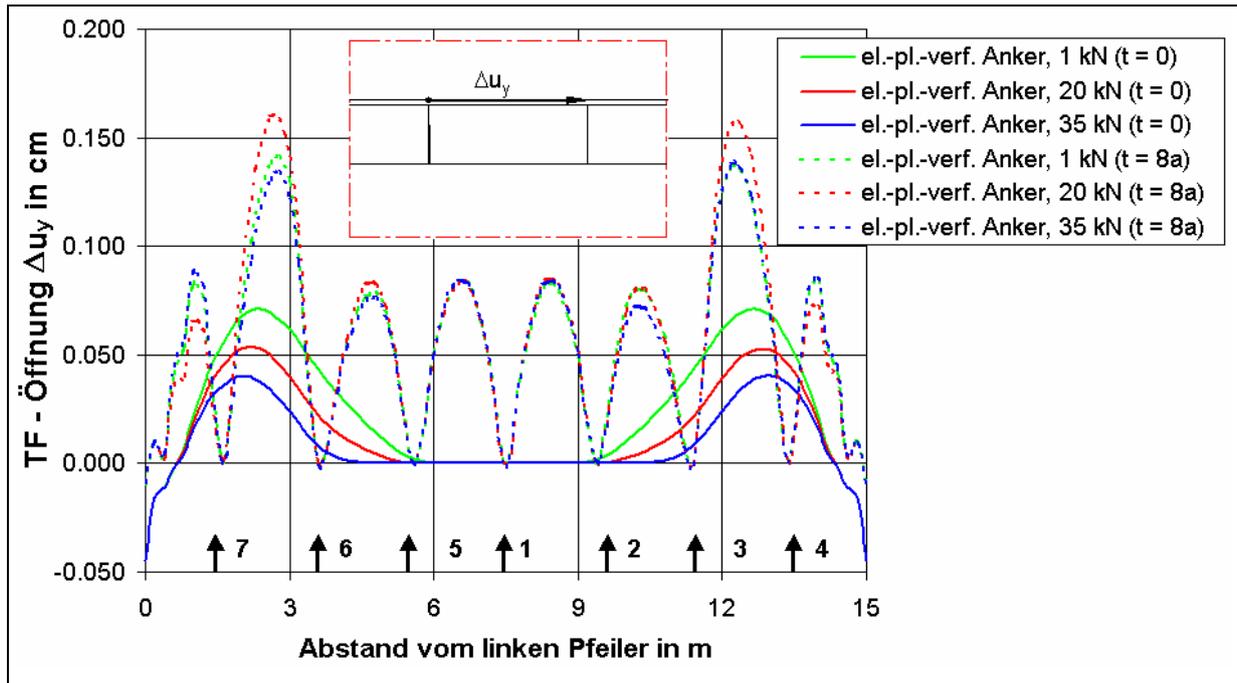


Bild 63: Öffnung der Trennfläche über der Firste nach der Hohlräumeauffahrung und nach 8 Jahren Standzeit bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften und Lage der Anker

Analysiert man des Weiteren die Öffnung der Trennfläche zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Abhängigkeit von den verschiedenen Vorspannwerten (Bild 63), so können daraus folgende Erkenntnisse abgeleitet werden:

Zeitpunkt $t = 0$:

Im Vergleich zur ungeankerten Firste mit einem maximalen Öffnungsbetrag von 4,5 cm (vergleiche Bild 48) liegen die Beträge der Trennflächenöffnungen hier mit 0,4 bis 0,7 mm in einem Größenbereich, der unter praktischen Gesichtspunkten als vernachlässigbar gering zu bezeichnen ist. Zu diesem Zeitpunkt ist eine leichte Abhängigkeit des Öffnungsbetrages vom Vorspannwert in der Weise erkennbar, dass durch höhere Vorspannwerte der Löserflächenöffnung wirksamer begegnet wird. Die Trennflächenöffnung vollzieht sich dabei ausschließlich im Bereich der stoßnahen Anker 3 und 4 und nimmt dort auch die oben genannten Maximalwerte an.

Zeitpunkt $t = 8a$:

Nach 8 Jahren hat sich die Trennfläche in allen Ankerzwischenbereichen weitgehend unabhängig vom Vorspannwert auf ca. 0,8 mm in Kammermitte und auf ca. 1,5 mm und damit nach wie vor nur unbedeutend geöffnet. Eine praktische Relevanz haben derartig geringe Öffnungsbeträge nicht. Direkt an allen Ankerwirkstellen wird die Trennflächenöffnung – wiederum vorspannungsunabhängig – vollständig unterbunden.

Die Ankerwirkung findet also lokal eng begrenzt statt und der Einfluss der ursprünglichen Vorbelastung geht mit der Zeit verloren. Diese Umstände werden auch bei der Interpretation der Entwicklung der Trennflächennormalspannung bei ausgewählten Vorspannwerten und zu verschiedenen Zeitpunkten deutlich (Bild 64).

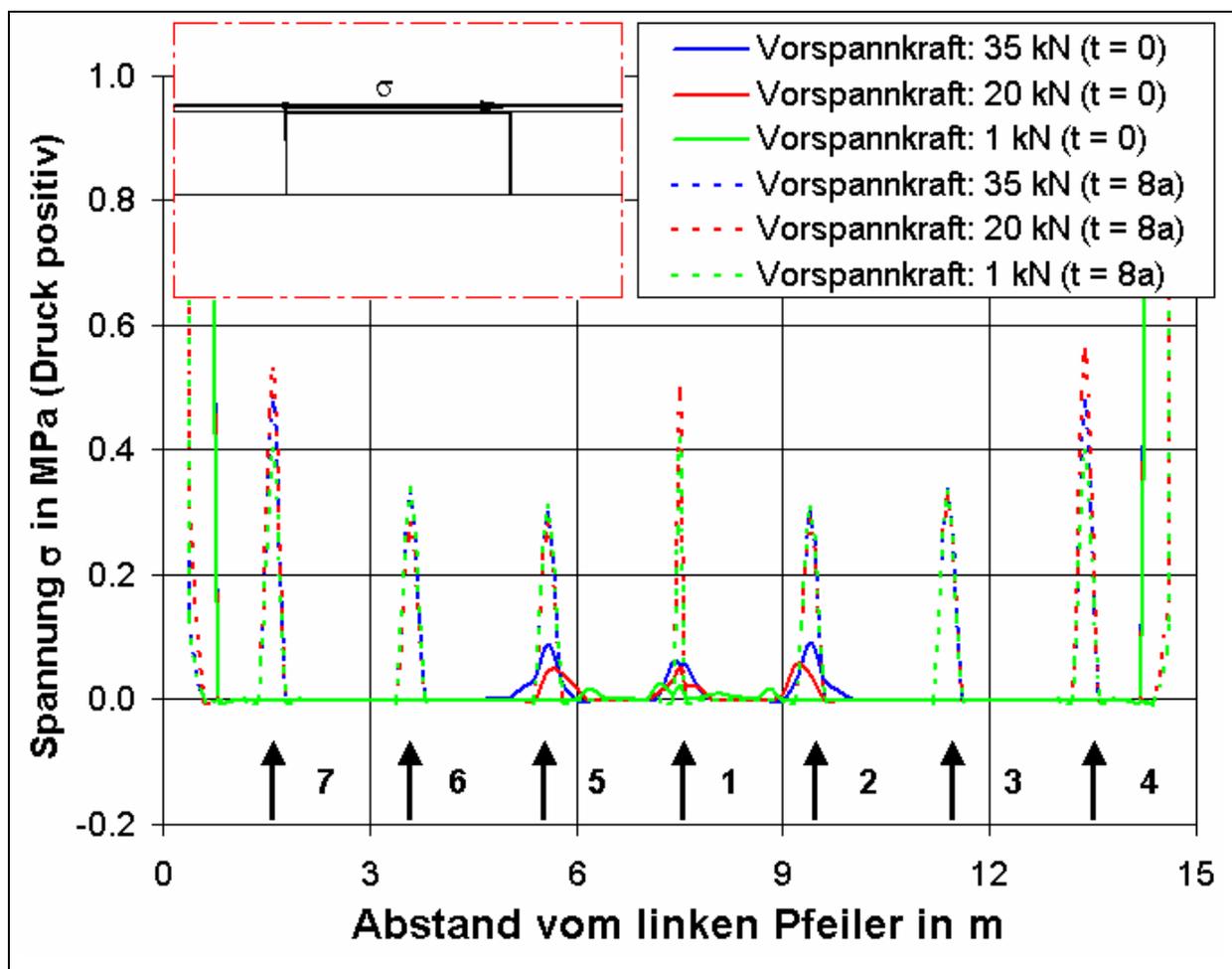


Bild 64: Normalspannungen auf der Trennfläche nach der Hohlraumauffahrung und nach 8 Jahren Standzeit bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften und Lage der Anker

Direkt nach der Hohlräumeauffahrung bewirken die kammermittigen Anker 1 und 2 einen messbaren Normalspannungsaufbau auf der Trennfläche, wobei zu diesem Zeitpunkt eine leichte Tendenz zu höheren σ - Werten bei höheren F_V - Werten erkennbar ist. Die beabsichtigte Wirkung einer Vorspannung, der nach dem Ankersetzen und in den ersten Tagen bis Wochen Standzeit eine besondere Bedeutung zukommt, ist daraus deutlich erkennbar. Durch diese erhöhte Trennflächennormalspannung (σ) wird nach Gleichung (6) unter Einbeziehung des Trennflächenreibungsbeiwertes (μ) auch die Scherfestigkeit auf der Trennfläche (τ_S) erhöht, wodurch – wie aus Bild 63 zu entnehmen – die Trennflächenöffnung in Kammermitte vollständig unterbunden und im stoßnahen Bereich weitestgehend eingeschränkt wird.

Das Abklingen des Einflusses verschieden großer Vorspannwerte ist an Hand der Kurven der Trennflächennormalspannung nach 8 Jahren ersichtlich. Dabei treten relativ gleichgroße σ - Werte um 0,3 MPa im Bereich der Anker 1 bis 3 und Normalspannungen bis 0,5 MPa im Bereich des stoßnahen Ankers 4 auf, wobei bei Letzterem eine leichte Tendenz hin zu größeren Normalspannungswerten bei größeren Vorspannwerten zu erkennen ist.

Die Erzeugung der Trennflächennormalspannung bleibt – räumlich gesehen – auf die unmittelbare Ankerumgebung beschränkt. Diese „Inselwirkung“, die besonders nach größeren Standzeiten sichtbar wird, tritt bei jedem untersuchten Vorspannwert auf.

Wie bereits im Abschnitt 5.2.1 erwähnt, führt das Aufbringen einer Ankervorspannkraft dazu, dass ein Teil des Lastaufnahmevermögens aufgezehrt wird und führt die sich ergebende Ankervordehnung dazu, dass die verbleibende Verformungsreserve um den Vordehnwert reduziert wird. Dieser „Verlust“ wird nun um so größer ausfallen, je höher Vorspannkraft- bzw. Vordehnwert gewählt werden. Diese Zusammenhänge sollen zunächst an Hand des Bildes 65 verdeutlicht werden, das den Kraft – Dehnungs – Verlauf des bereits als höchstbeansprucht erkannten Ankers 4 für Vorspannwerte von 1, 20 und 35 kN im Zeitraum bis zu zwei Jahren zeigt.

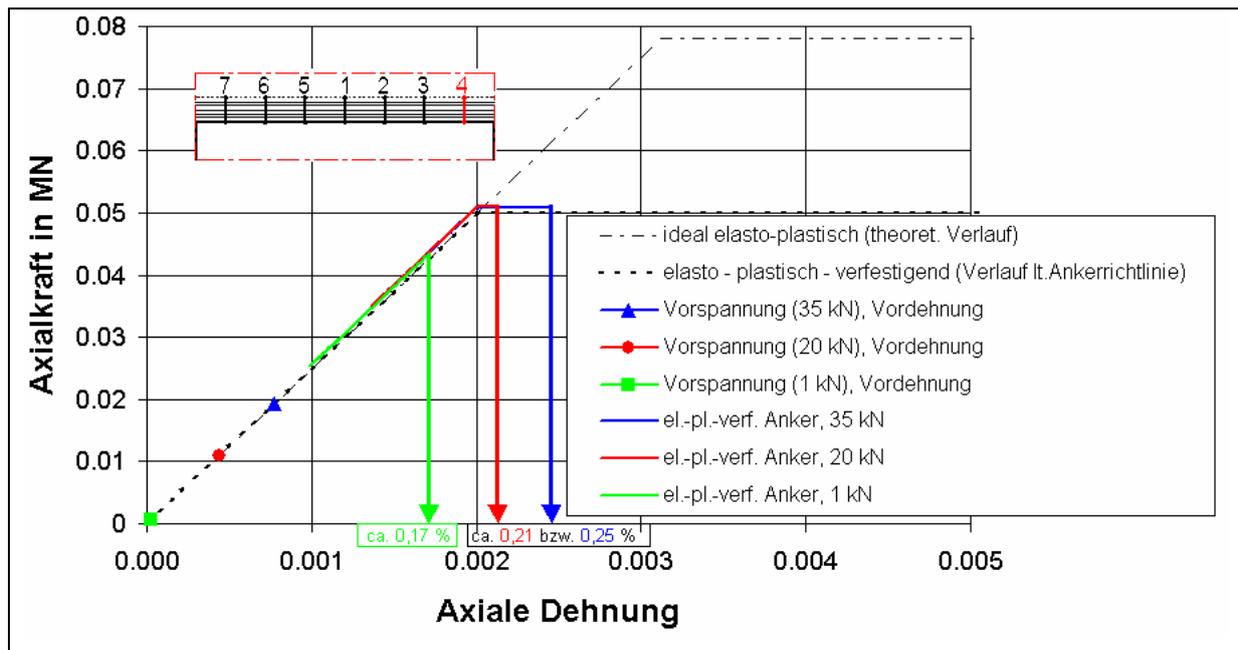


Bild 65: Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankeresetzzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 Jahren Standzeit bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften

Daraus wird zunächst allgemein qualitativ deutlich, dass eine höhere Vorbeanspruchung auch zu einer höheren Ankerbeanspruchung zu einem bestimmten Beobachtungszeitpunkt führt. Im konkreten Fall „arbeitet“ der mit 1 kN vorgespannte Anker nach zwei Jahren noch im elastischen Verformungsbereich seiner elasto – plastisch – verfestigenden Kennlinie, während der mit 20 kN vorgespannte die Elastizitätsgrenze gerade und der mit 35 kN vorgespannte Anker diese bereits deutlich überschritten hat. Tabelle 10 enthält dazu neben den erreichten Dehnwerten nach zwei Jahren auch die Vordehnwerte, die Dehnungszuwächse und die jeweils verbleibende Verformungsreserve.

Vorspannkraft (real)	Vorspannkraft (numerisch umgesetzt)	Vordehnung	Ankerdehnung nach 2 Jahren	Dehnungszuwachs	Verformungsreserve
1 kN	0,00056 MN	$0,224 \cdot 10^{-4}$	$17,2 \cdot 10^{-4}$	0,1698 %	≈ 9,83 %
20 kN	0,01100 MN	$4,400 \cdot 10^{-4}$	$21,3 \cdot 10^{-4}$	0,1690 %	≈ 9,79 %
35 kN	0,01940 MN	$7,760 \cdot 10^{-4}$	$24,6 \cdot 10^{-4}$	0,1684 %	≈ 9,75 %

Tabelle 10: Werte der Ankervordehnung, der Ankerdehnung nach zwei Jahren, des Dehnungszuwachses sowie der Verformungsreserve bei unterschiedlichen Vorspannwerten

Wie Tabelle 10 zu entnehmen ist, liegen die Dehnungszunahmen – unabhängig vom Ausgangsdehnwert – bei ca. 0,17 % nach zwei Jahren. Dies ist folgerichtig, da der unterschiedlich vorgedehnte Anker 4 jeweils dieselbe Gitterdeformation aufgeprägt bekommt, was beim Durchlaufen derselben Kennlinie auch zum selben Ankerdehnungszuwachs führen muss.

Bei der Analyse der nach zwei Jahren verbleibenden Verformungsreserve stellt man fest, dass diese mit ca. 9,8 % in jedem Falle hoch genug ist, um eine ausreichend große bruchfreie Standzeit zu erreichen. Die aus den unterschiedlichen Vorspannwerten herrührenden Unterschiede bei der Verformungsreserve sind vernachlässigbar gering.

Die detaillierte Darstellung des Einflusses der Vorspannung auf die zeitliche Entwicklung der Ankerkräfte erfolgt an Hand von Bild 66.

Betrachtet man dabei als formales Unterscheidungskriterium den Zeitpunkt des Erreichens des Kraftwertes an der Streckgrenze ($F_{\text{Streckgrenze}}$) von 0,05 MN, so erkennt man, dass dieser in Abhängigkeit vom Vorspannkraftwert bei $F_V = 35 \text{ kN}$ nach ca. 0,8 Jahren, bei $F_V = 20 \text{ kN}$ nach ca. 1,6 Jahren und bei $F_V = 1 \text{ kN}$, also bei faktisch nicht vorgespannten Ankern, nach ca. 2,7 Jahren erreicht wird. Für alle drei Vorspannwerte ist darüber hinaus kennzeichnend, dass selbst nach 8 Jahren die Ankerkräfte bei 0,05 MN und damit deutlich unterhalb der Versagensgrenze von 0,078 MN liegen.

Der Abbildung ist schließlich zu entnehmen, dass die zu erwartenden bruchfreien Ankerstandzeiten tendenziell mit größer werdenden Vorspannkräften abnehmen. Unabhängig vom Vorspannwert kann jedoch ein Ankerversagen durch Überschreitung der Zugfestigkeit für einen Zeitraum von deutlich mehr als 8 Jahren mit Sicherheit ausgeschlossen werden. Damit können durch die numerischen Berechnungen die Praxiserfahrungen bestätigt werden, wonach ein Ankerversagen durch Zugbruch in der aktiven Abbauphase mit großer Wahrscheinlichkeit auszuschließen ist.

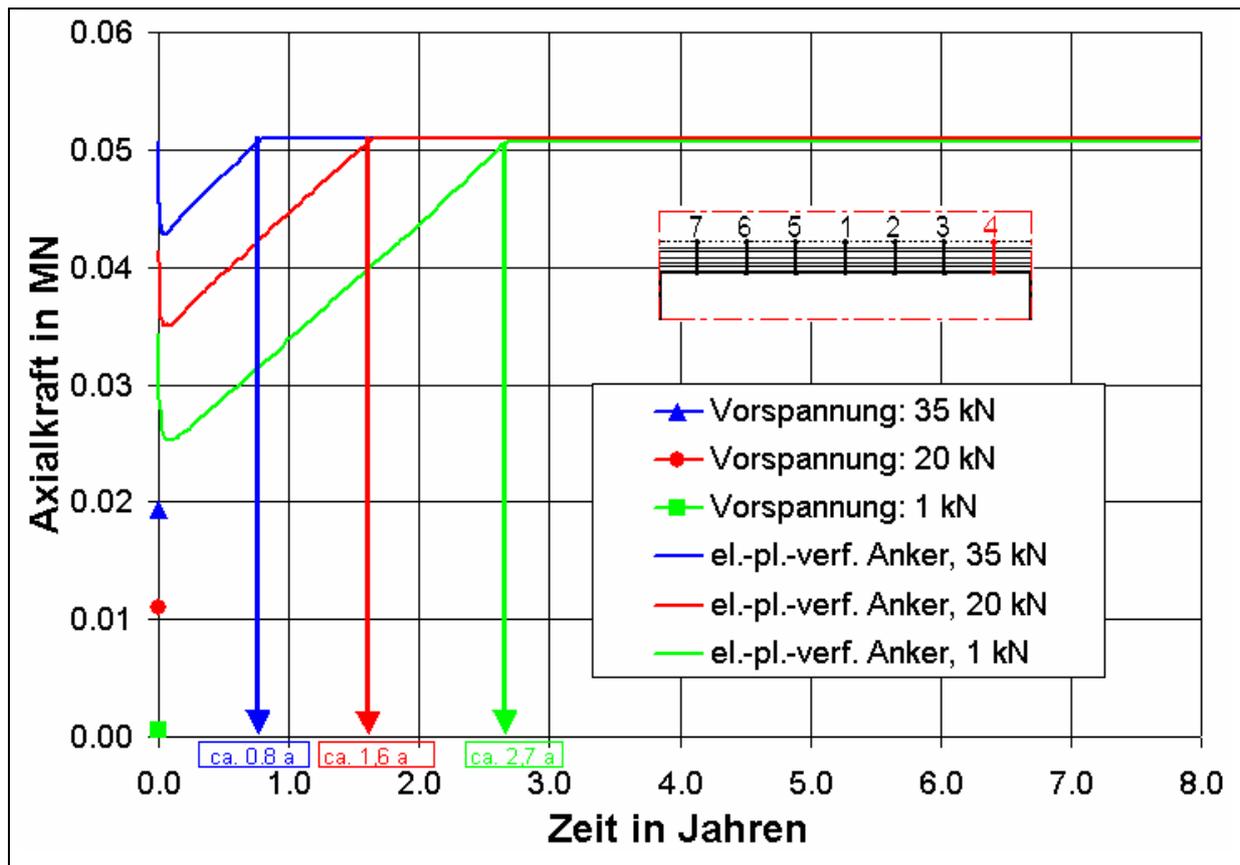


Bild 66: Zeitliche Entwicklung der Axialkräfte in Anker 4 bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften

Insgesamt lassen sich die numerischen Ergebnisse zur Untersuchung des Einflusses unterschiedlich hoher Ankervorspannwerte bei den hier gewählten Eingangswerten der Standard- und Variationsparameter wie folgt zusammenfassen:

Durch das Setzen vorgespannter Anker wird das Firstverhalten zeitnah nach der Hohlraumauffahrung – und damit in einer unter Standsicherheitsgesichtspunkten sehr wichtigen Phase – deutlich verbessert. Die Trennflächenöffnung wird verhindert, die Firstsenkungen werden begrenzt und es erfolgt ein frühzeitiger Aufbau von festigkeitserhöhenden Trennflächennormalspannungen. Diese angestrebten gebirgsmechanischen Wirkungen werden bei allen gewählten Vorspannwerten (1, 20 und 35 kN) erzielt, wobei durch höhere F_V – Werte tendenziell eine leichte Verbesserung erreicht werden kann. Mit zunehmender Standzeit geht der Einfluss unterschiedlich hoher Vorspannwerte nahezu völlig verloren.

Die Einbeziehung eines Vorspannwertes von nur 1 kN in die numerischen Berechnungen, also praktisch der Verzicht auf eine Vorspannung, ist zwar unter theoretisch – numerischen Gesichtspunkten interessant, kann jedoch für die Übernahme in die Praxis nicht empfohlen werden. Dies hängt damit zusammen, dass durch das Aufbringen einer ausreichend hohen Vorspannkraft noch andere Ziele verfolgt werden, wie etwa die Sicherstellung des Festsitzes des Ankerkonus im Gebirge auch bei dynamischen Anregungen (Sprengerschütterungen) sowie unter prüftechnischen Belastungen (Ankerziehversuche). Diese zusätzlichen Aufgaben einer Ankervorspannung haben im numerischen Modell keine Berücksichtigung gefunden.

Die numerischen Untersuchungen haben des Weiteren bestätigt, dass durch eine Vorspannkraft ein registrierbarer, allerdings sehr geringer Teil des Lastaufnahmevermögens und der Axialverformungsreserve aufgebraucht wird. Dieser Effekt ist damit qualitativ und quantitativ belegbar, besitzt jedoch für die bergbauliche Praxis kaum Bedeutung, da die verbleibende Verformungsreserve mit ca. 9,8 % Dehnung in jedem Falle ausreicht, um ein Ankerzugversagen in der Gewinnungsphase und in der weiteren Nutzungsphase der Abbauhohlräume von z.B. zwei Jahren und weit darüber hinaus mit Sicherheit ausschließen zu können.

Die Festlegung der konkreten Höhe des Vorspannwertes sollte unter Beachtung v.a. der tatsächlichen Firstverhältnisse und der anderen stabilitätsrelevanten Einflussfaktoren nach Bild 10 standortspezifisch erfolgen, wobei auch praktische Erfahrungen zu beachten sind. Für die Referenzlagerstätte Zielitz kann die Zweckmäßigkeit eines Vorspannwertes von 20 kN durch die numerischen Berechnungen bestätigt werden.

④ Einfluss des Zeitpunktes des Ankersetzens nach der Hohlraumherstellung

Zur Untersuchung des Einflusses des Ankersetzzeitpunktes auf das Firstverhalten sind neben den Berechnungsfällen mit auffahrungsparell gesetzten Ankern (vergleiche Modellierungssequenz in Tabelle 3) auch Fälle untersucht worden, bei denen die Ankerung erst nach einer technologisch bedingten ausbaufreien Standzeit von 3,5 Tagen eingebracht worden ist (siehe Bild 22). Die dazu verwendete Modellierungssequenz enthält Tabelle 11.

Inhalt des Modellierungsschrittes	Salzstoffgesetz	Zeit am Ende des Schrittes
Primärzustand (ohne Kammer)	elastisch	0 h
Auflasterhöhung (ohne Kammer)	elastisch	0 h
Nullsetzen bisheriger Verschiebungen; Hohlraumherstellung	elastisch	0 h
zeitabhängige Berechnung während des ausbaufreien Stehens des Hohlraumes	viskos	84 h = 3,5 Tage
Einbringen der Systemankerung und zeitabhängige Berechnung mit geankerter Firste	viskos	8a

Tabelle 11: Modellierungssequenz zur Simulation des Ankersetzens nach 3,5 Tagen

Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen mit dieser Modellierungssequenz lassen prinzipiell zwei wesentliche Erscheinungen erwarten:

Zum einen werden die später gesetzten Anker nicht durch die hohlraumherstellungsbedingten elastischen Gebirgsverformungen und Spannungsumlagerungen beansprucht, wodurch generell geringere Ankerkräfte und Ankerdehnungen auftreten werden.

Zum anderen kann sich bei späterem Ankersetzen die Trennfläche zum Zeitpunkt Null öffnen, da eine entsprechende Ankerung zu diesem Zeitpunkt noch fehlt und somit dem Öffnungsbestreben zunächst nicht entgegengewirkt wird. Dies trifft – wohl gemerkt – nur auf die bisher ausschließlich untersuchten Fälle mit ebener Firste zu.

Auf entsprechende Untersuchungsergebnisse mit gewölbter Firste wird im Abschnitt 5.4 eingegangen.

Diese beiden grundsätzlichen Erscheinungen sollen nachfolgend an Hand der in den Bildern 67 bis 72 vergleichend dargestellten Ergebnisse analysiert werden.

Aus der oberen Grafik von Bild 67 sind zunächst die deutlich verminderten Ankerkräfte bei einem späteren Ankersetzen zu erkennen, die – im Gegensatz zu den sofort gesetzten Ankern – zu jedem Zeitpunkt innerhalb des Untersuchungszeitraumes von 8 Jahren sowohl im Falle des firstmittigen Ankers 1 als auch im Falle des stoßnahen Ankers 4 unterhalb des Kraftwertes an der Streckgrenze von 0,05 MN liegen.

Aus Bild 67 unten ist zudem erkennbar, dass die später gesetzten Anker einen Axialkraftabfall unmittelbar nach dem Einbringen erleiden. Dieser Abfall vom Vorspannkraftwert ($F_V = 0,011$ MN laut Tabelle 8) auf ca. 0,007 MN für Anker 4 und auf 0 MN für Anker 1 kann wie folgt interpretiert werden: Die geöffnete Trennfläche wird durch die Ankervorspannkraft wieder etwas geschlossen, wodurch es zum Abbau bzw. Verlust der Vorspannkraft kommt. Dabei wird die in Firstmitte (Anker 1) bereits weiter geöffnete Trennfläche stärker zusammengedrückt als am Stoß (Anker 4), wo sie nahezu ungeöffnet ist (vergleiche dazu Bild 71, rechte Abbildung).

Der Abfall der Axialkraft des Ankers 1 unter 0 MN, d.h. der Wechsel von Zug- auf Druckbeanspruchung sowie das anschließende Einschwingen sind dagegen numerisch bedingt. In ein System, das sich infolge der zeitabhängigen Trennflächenöffnung in Bewegung befindet, wird plötzlich ein steifes Ausbauelement eingebracht. Damit wird der bisherige numerische Gleichgewichtszustand gestört. Die zu beobachtenden Schwingungen sind ein sichtbares Anzeichen für die Suche nach einem neuen Gleichgewichtszustand.

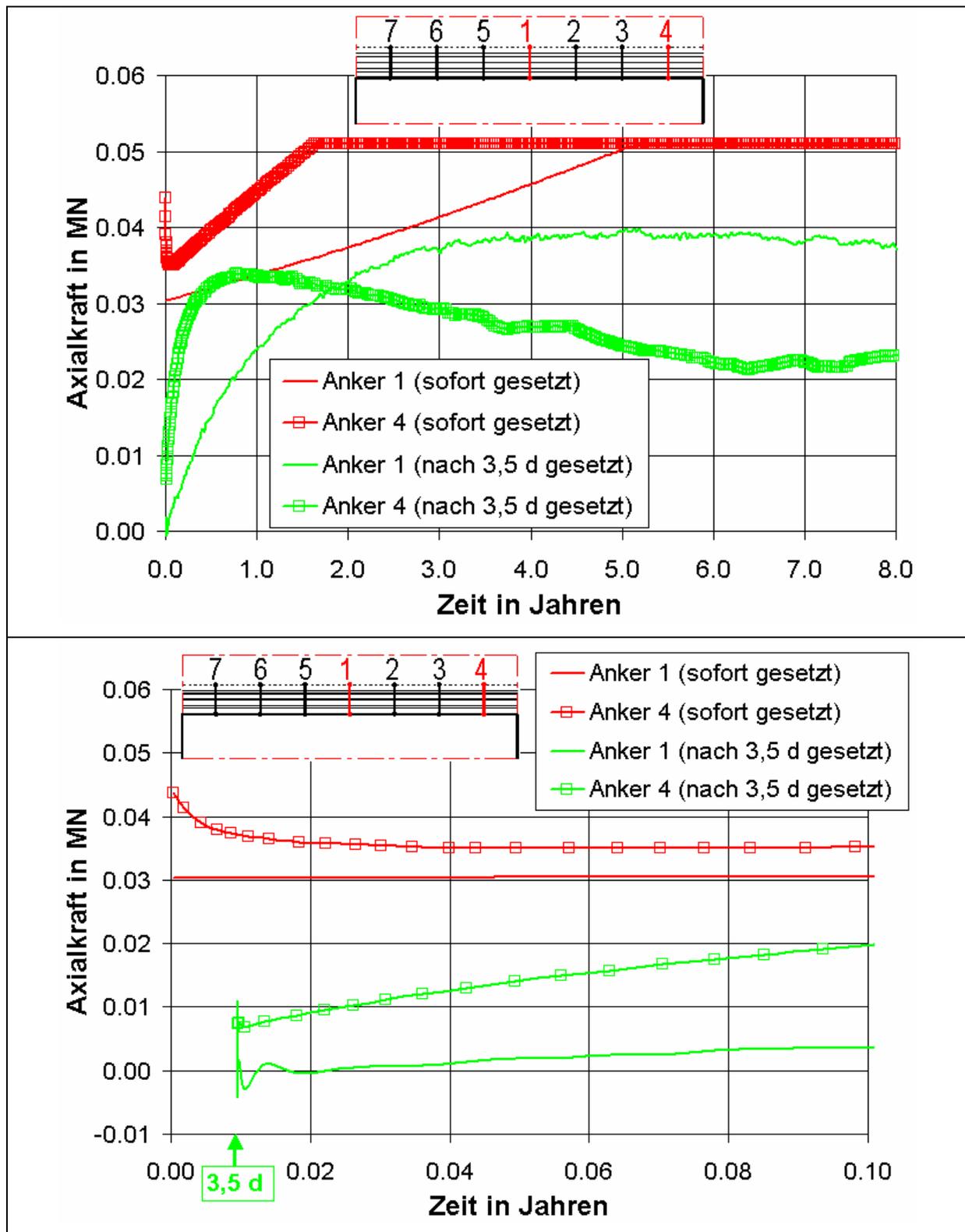


Bild 67: Entwicklung der Axialkraft in den Anker 1 und 4 in Abhängigkeit vom Zeitpunkt des Ankerensetzens bis zu einem Zeitpunkt von 8 Jahren (oben) sowie bis zu einem Zeitpunkt von 0,1 Jahren (unten)

Zur weiteren Analyse des Effektes des partiellen Schließens einer bereits geöffneten Trennfläche ist in Bild 68 die zeitliche Entwicklung der Trennflächenöffnung dargestellt.

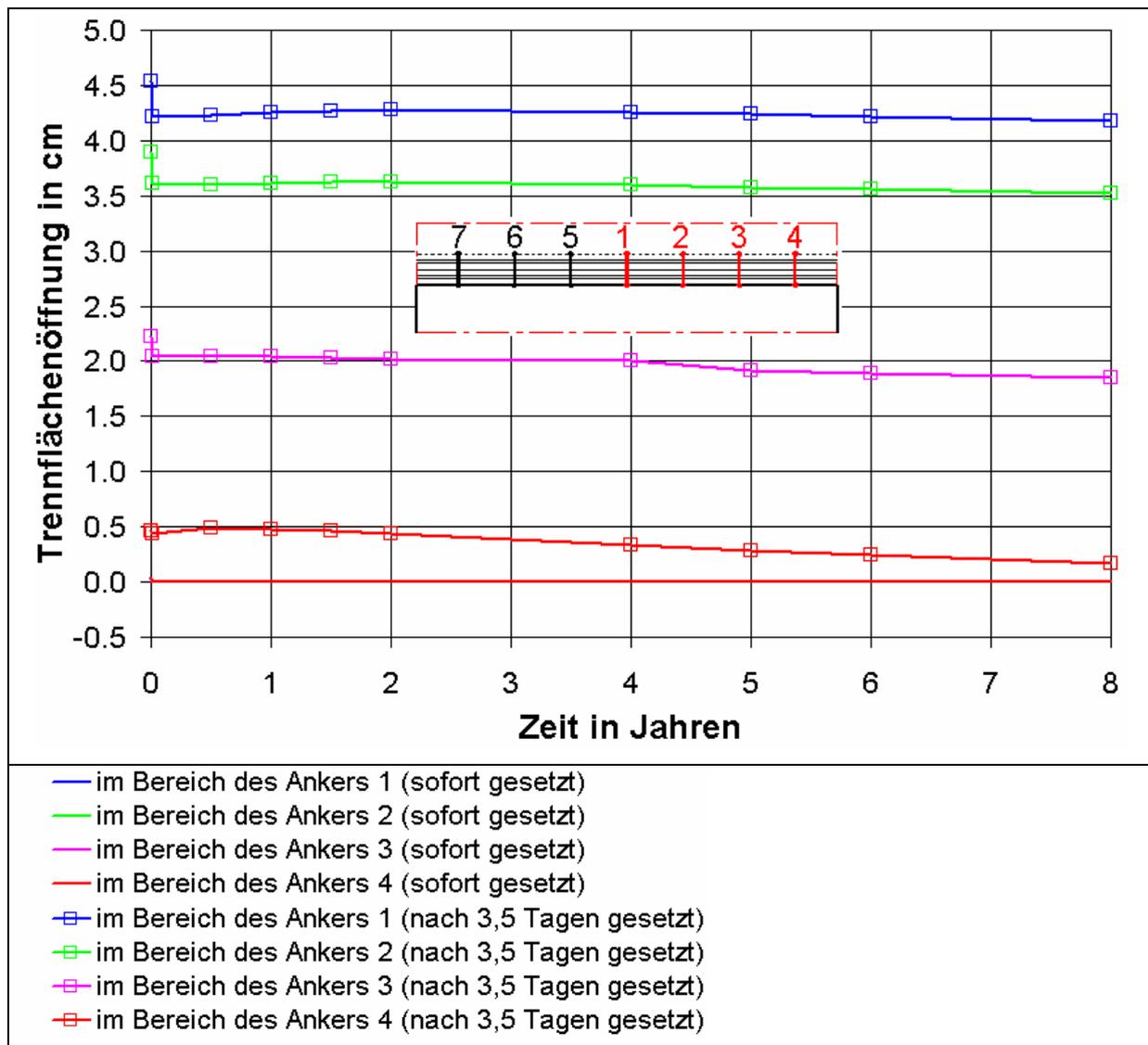


Bild 68: Entwicklung der Trennflächenöffnung im Bereich der Anker 1 bis 4 über der Zeit beim sofortigen Ankersetzen und beim Ankersetzen nach 3,5 Tagen

Die Darstellung zeigt eine Verringerung des anfänglichen Trennflächenöffnungsbeitrages der nach 3,5 Tagen gesetzten Anker 1, 2 und 3 um jeweils ca. 2 bis 3 mm. Darüber hinaus zeigt Bild 68, dass auch die zum realistischen Zeitpunkt gesetzten Anker im kammermittigen Bereich eine weitere Trennflächenöffnung verhindern und im stoßnahen Bereich sogar eine moderate Trennflächenschließung bewirken.

Ein Zustand des völligen Geschlossenhaltens der Trennfläche, wie er beim sofortigen Anker setzen eintritt (rote Kurve ohne Symbol), ist jedoch bei späterem Anker setzen nicht zu erreichen.

Im Zusammenhang mit der Ankerwirkung bei bereits geöffneter Trennfläche zeigt Bild 67 oben außerdem, dass der nach 3,5 Tagen gesetzte Anker 4 im Zeitablauf keinen monotonen Ankerkraftzuwachs erfährt, sondern temporär auch Entlastungsphasen durchläuft. So zeigt die Kraft – Zeit – Kurve dieses Ankers nach einem steilen Anstieg bis zu ca. 0,8 Jahren einen Kraftabfall und schließlich einen Wiederanstieg nach ca. 6,3 Jahren. Ein ähnliches Verhalten auf deutlich niedrigerem Niveau zeigt auch der hier nicht dargestellte Anker 3. Dagegen zeichnen sich die Kurven der Anker 1 und 2 (nicht dargestellt) durch einen kontinuierlichen Ankerkraftanstieg auf ca. 0,038 MN bzw. 0,03 MN aus. Der zwischenzeitliche Ankerkraftabfall der stoßnahen Anker 3 und 4 wird also gewissermaßen durch einen kontinuierlichen Ankerkraftanstieg der kammermittigen Anker 1 und 2 kompensiert, was durch Bild 69, die zeitabhängige Darstellung der Summe der Ankerkräfte der Anker 1 bis 4, verdeutlicht wird.

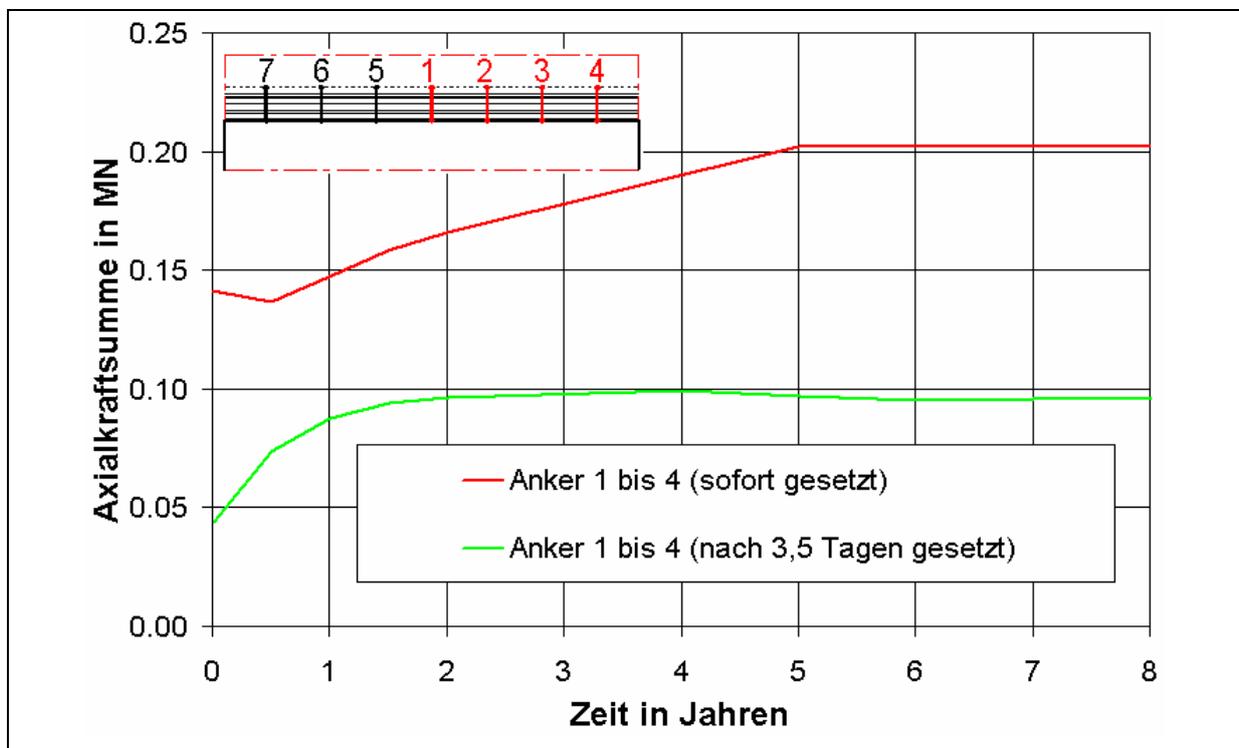


Bild 69: Entwicklung der Summe der Ankerkräfte der Anker 1 bis 4 über der Zeit bei unterschiedlichen Anker setzzeitpunkten

Die Summe der Axialkräfte der zum realistischen Zeitpunkt gesetzten Anker 1 bis 4 nimmt im Zeitraum bis zu ca. zwei Jahren zu und bleibt im weiteren Verlauf nahezu konstant. Die Anker wirken im Ensemble, was dazu führt, dass eine summarische Ankerentlastung auch bei späterem Setzen nicht zu erwarten ist.

Als Folge der geringeren Ankerkräfte bei den später gesetzten Ankern werden diese auch betragsmäßig geringere Ankerdehnungen erfahren und es sind – in Analogie zu den Ankerkraftverläufen – zwischenzeitliche Verformungszunahmen und Verformungsabnahmen zu erwarten. Dies soll zunächst mit Hilfe des Kraft – Dehnungs – Diagramms des stoßnahen Ankers 4 gezeigt werden (Bild 70).

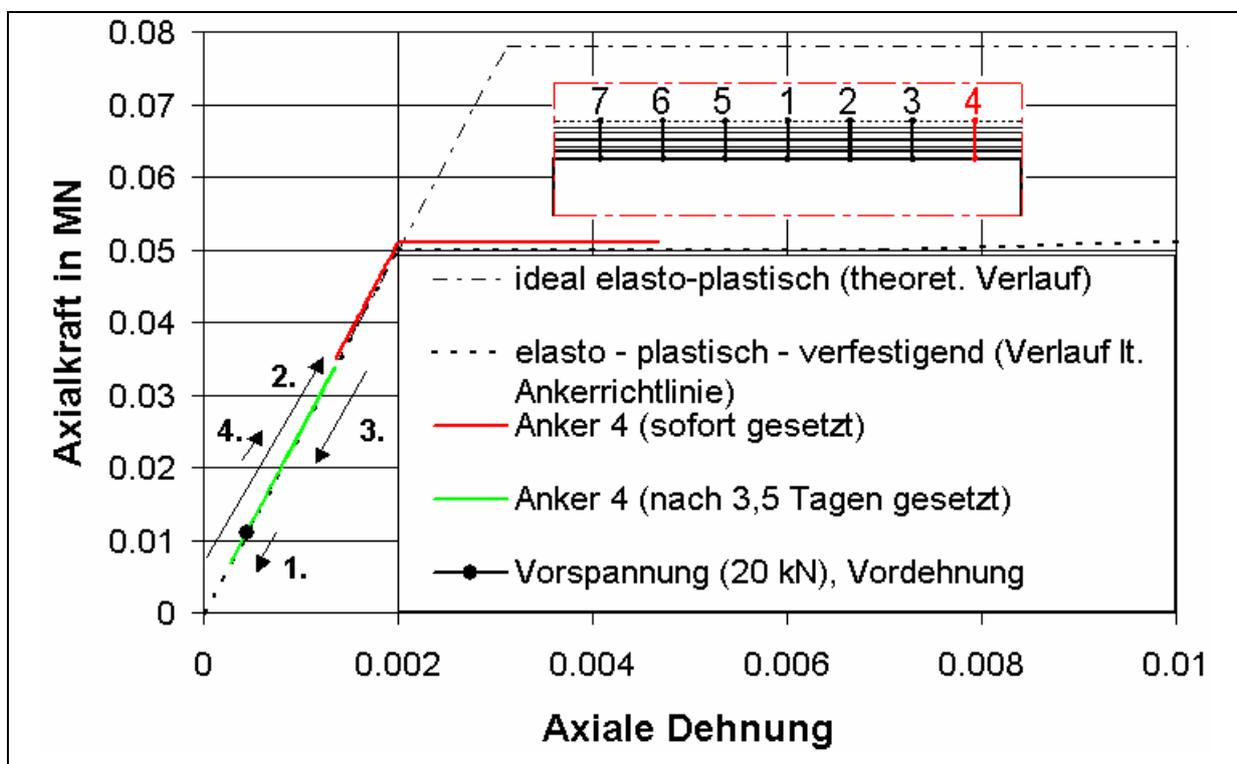


Bild 70: Entwicklung der Axialkraft über der Axialdehnung vom Ankerzeitpunkt bis zu 8 Jahren am Beispiel des Ankers 4 bei sofortigem Anker setzen (rot) und beim Anker setzen nach 3,5 Tagen (grün)

Bild 70 zeigt im Zusammenhang mit der nachfolgenden Tabelle 12, dass der später gesetzte Anker im Unterschied zum sofort gesetzten

- im Zeitraum bis zu 8 Jahren ausschließlich im elastischen Kennlinienbereich „arbeitet“ und
- einen deutlich geringeren Maximaldehnwert aufweist, der zudem nicht am Ende des Untersuchungszeitraumes auftritt.

	Anker 1		Anker 2		Anker 3		Anker 4	
	sofort ge- setzt	nach 3,5 d gesetzt						
$\varepsilon_{\text{axial}} (t = 8\text{a})$	0,26 %	0,15 %	0,28 %	0,12 %	0,30 %	0,03 %	0,47 %	0,10 %
$\varepsilon_{\text{axial, max}}$	0,26 %	0,16 %	0,28 %	0,12 %	0,30 %	0,06 %	0,47 %	0,14 %
$t (\varepsilon_{\text{axial, max}})$	8 a	ca. 5 a	8 a	8 a	8 a	ca. 0,8 a	8 a	ca. 0,8 a

Tabelle 12: Axialdehnungswerte nach 8 Jahren und maximale Axialdehnungswerte ($\varepsilon_{\text{axial, max}}$) sowie Zeitpunkte des Eintretens dieser Maximalwerte [$t (\varepsilon_{\text{axial, max}})$] für die Anker 1 bis 4 bei sofortigem Ankerensetzen und beim Ankerensetzen nach 3,5 Tagen

Der Ankerensetzzeitpunkt beeinflusst letztendlich auch das Firstsenkungsverhalten.

Bei sofort gesetzten Ankern wird eine Trennflächenöffnung von Anfang an verhindert (Bild 71 links).

Bei den später gesetzten Ankern dagegen kommt es während der ausbaufreien Standzeit von 3,5 Tagen zur Öffnung der Trennfläche im kammermittigen Bereich und damit durch das Hinzukommen trennflächenöffnungsbedingter Anteile zur Entstehung deutlich größerer Vertikalverschiebungswerte (Bild 71 rechts).

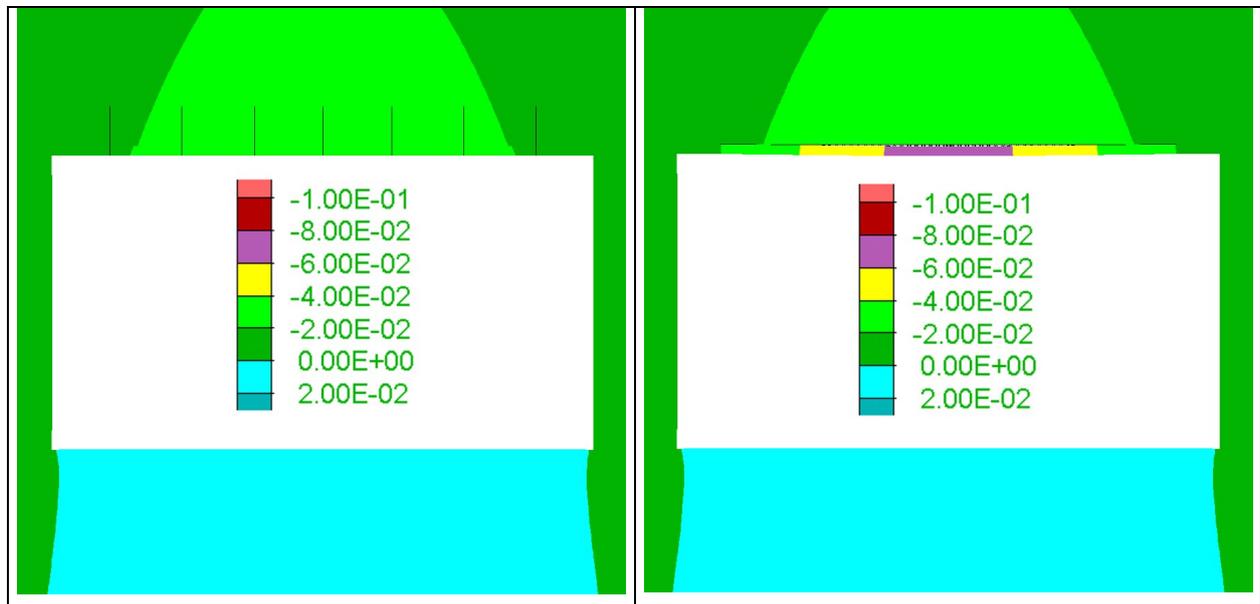


Bild 71: Vertikalverschiebungen in m nach 3,5 Tagen bei sofort gesetzter Ankerung (links) und bei noch nicht gesetzter Ankerung (rechts)

Ergänzend dazu enthält Bild 72 die Firstsenkungskurven nach 8 Jahren Standzeit für verschiedene Ankeretzzeitpunkte.

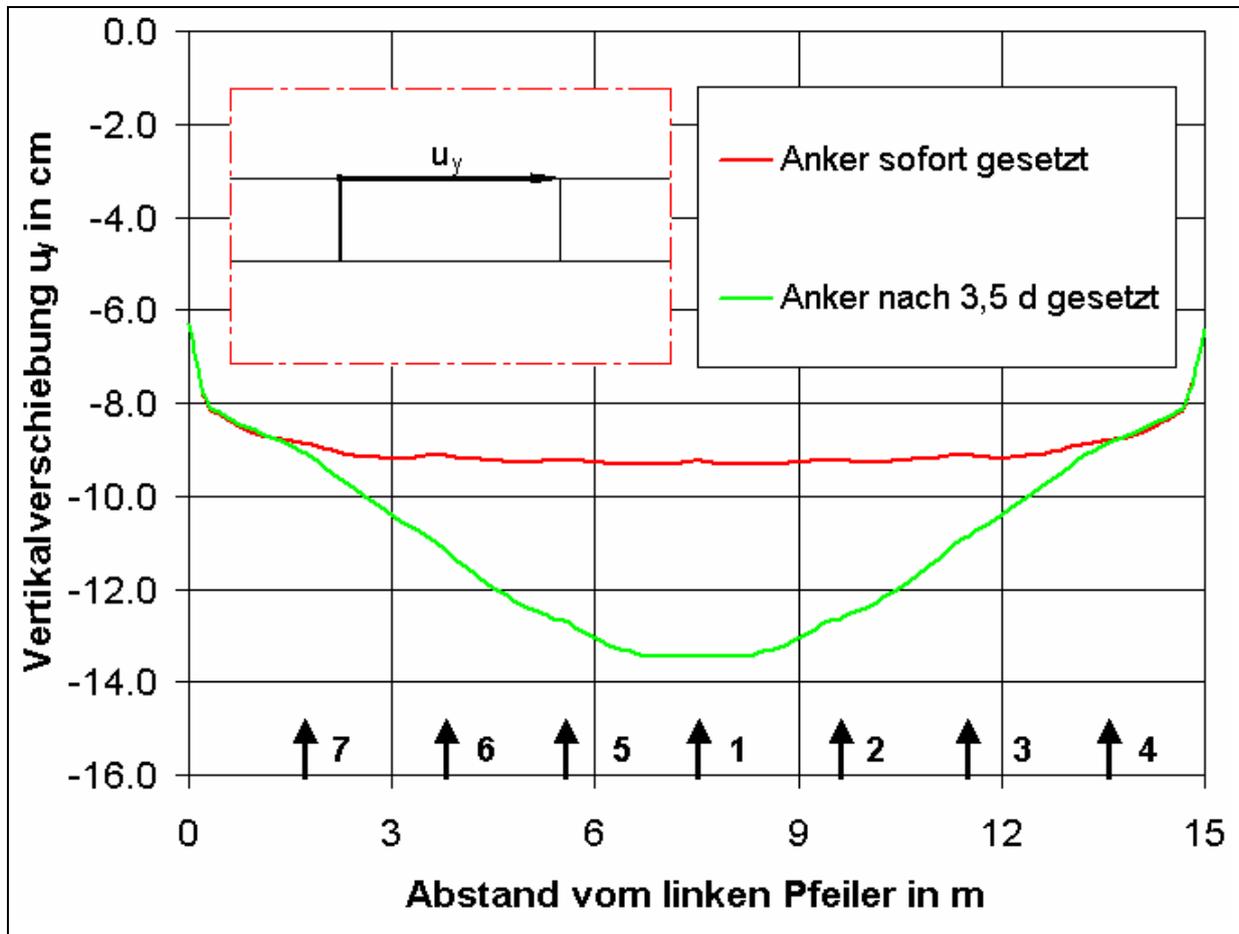


Bild 72: Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach einer Standzeit von 8 Jahren in Abhängigkeit vom Ankeretzzeitpunkt und Lage der Anker

Die maximalen Firstsenkungen in Kammermitte nehmen danach beim Ankeretzen zum realistischen Zeitpunkt um 4,2 cm und damit um ca. 45 % zu ($u_{y, \max}$ beim sofortigen Ankern = 100 %). Des Weiteren ist zu erkennen, dass die Verschiebungsunterschiede nur dort auftreten, wo sich die Trennfläche auch tatsächlich geöffnet hat. Im stoßnahen Bereich dagegen, wo die Trennfläche noch weitgehend geschlossen vorliegt, liegen die Senkungskurven übereinander. Bedingt durch die größeren Ankerkräfte werden die lokalen Ankereinstanzungen und die damit verbundenen lokalen Verschiebungsminima bei den sofort gesetzten Ankern deutlicher ausgeprägt sein als bei den später gesetzten Ankern. Die Darstellung belegt dies nur andeutungsweise. Für die sofort gesetzten Anker sei auf Bild 62 rechts verwiesen.

Ingesamt belegen die Untersuchungen, dass durch eine unmittelbare Firstankerung auf Kosten verringerter Ankerstandzeiten das Öffnen einer Trennfläche verhindert und die Absenkungen der Firste reduziert werden können.

Geht man jedoch davon aus, dass ein hohlraumherstellungsparalleles Ankern technologisch nicht möglich und unter dem Gesichtspunkt des Erhalts des Ankerfestsitzen sehr fragwürdig ist, so sollte den Berechnungsergebnissen mit realistischen Ankersetzzeitpunkten ein größeres Gewicht beigemessen werden, zumal sie als eher konservativ zu bewerten sind. Dies liegt wiederum darin begründet, dass sich in der bergbaulichen Praxis in 600 m Teufe Firstkonturen mit einer leichten Wölbung und einer Abrundung der Ecken zu den Stößen hin einstellen werden (vergleiche Abschnitt 4.3 unter „Modellierungskonservativitäten“), wodurch eine Trennflächenöffnung aus geometrisch – mechanischen Gründen in der kurzen ausbaufreien Standzeit von 3,5 Tagen nicht erfolgen wird und somit die hier diskutierten negativen Erscheinungen eines späteren Ankersetzens nicht zum Tragen kommen werden.

Des Weiteren ist es gängige Praxis, alle Firstbereiche vor dem Ankern nochmals zu berauben, um eventuell entstandene geringmächtige Ablösungen beseitigen und damit eine Firste ohne geöffnete Trennflächen ankern zu können. Anhaltspunkte auf die gebirgsmechanische Zweckmäßigkeit einer weiteren Verzögerung des Ankersetzens haben sich aus den numerischen Berechnungen nicht ergeben.

⑤ Einfluss der Teufe

Der signifikante Einfluss unterschiedlicher Teufen auf das Verhalten einer nunmehr wiederum sofort geankerten Firste bei ansonsten gleichartigen geometrischen und geologischen Bedingungen soll zunächst an Hand der Ausbildung der Firstsenkungskurven zu unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt werden (Bild 73 und Tabelle 13).

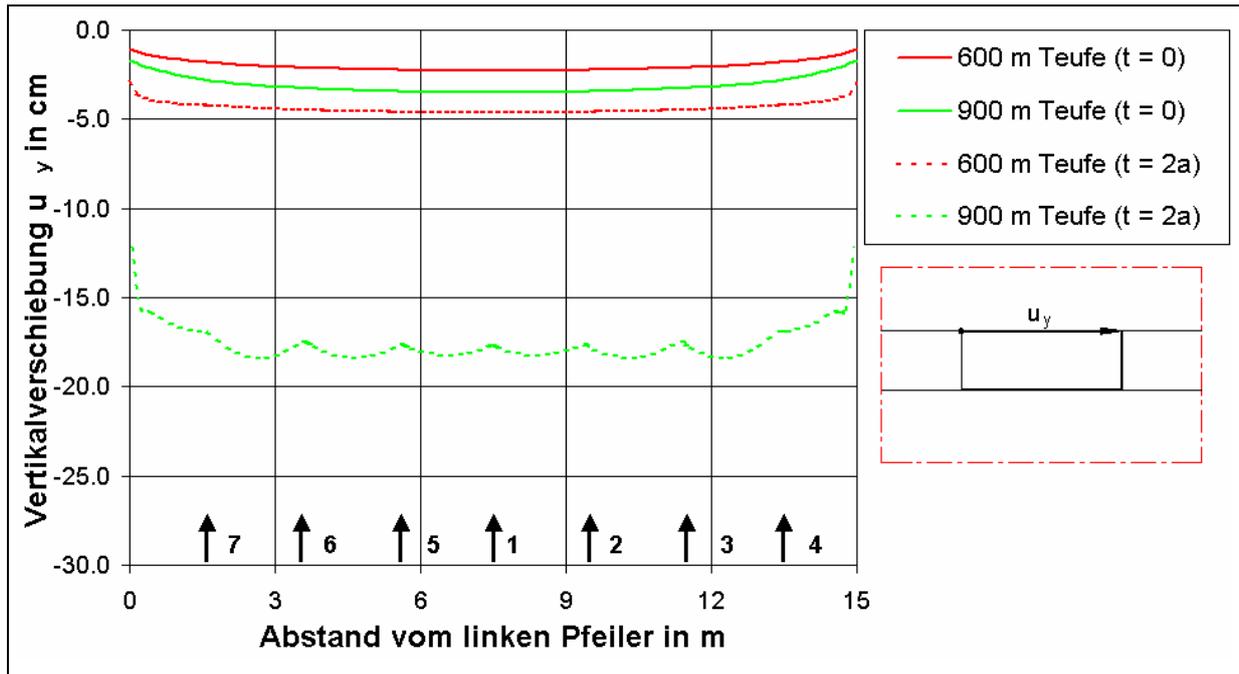


Bild 73: Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach der Hohlräumherstellung und nach 2 Jahren Standzeit in Abhängigkeit von der Teufe und Lage der Anker

Teufe	u_y in Firstmitte				u_y in Pfeilernähe			
	t = 0 [cm]	t = 2a [cm]	Zunahme [cm]	Zunahme [%]	t = 0 [cm]	t = 2a [cm]	Zunahme [cm]	Zunahme [%]
600 m	2,3	4,6	2,3	100	1,0	3,0	2,0	200
900 m	3,5	17,8	14,3	409	1,7	12,3	10,6	624
Zunahme [cm]	1,2	13,2	/	/	0,7	9,3	/	/
Zunahme [%]	52	287	/	/	70	310	/	/

Tabelle 13: Zahlenwerte der Vertikalverschiebung (u_y) an ausgewählten Punkten an der Kammerfirste zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Teufen von 600 m und 900 m sowie Verschiebungszuwächse

Zum Zeitpunkt Null vergrößern sich die Vertikalverschiebungen beim Vergleich von 600 m Teufe und 900 m Teufe in Firstmitte um 52 % und in Pfeilernähe um 70 %. Diese zeitunabhängigen Verschiebungszunahmen sind auf das höhere Spannungsniveau in 900 m Teufe zurückzuführen. Dies wird auch durch die Tatsache bestätigt, dass nunmehr – im Gegensatz zu den bisher untersuchten ankerspezifischen Einflussfaktoren – auch die Pfeiler durch die höhere Vertikalbelastung in 900 m Teufe stärker gestaucht werden und daher auch im stoßnahen Bereich größere Vertikalverschiebungen auftreten.

Nach zwei Jahren Standzeit fallen die Firstsenkungszunahmen beim Vergleich von 600 m Teufe und 900 m Teufe mit 13,2 cm in Firstmitte und 9,3 cm in Pfeilernähe noch deutlicher aus. Als Ursache dafür sind die kriechbedingten Verschiebungsanteile anzusehen, die infolge der höheren Effektivspannungen in 900 m Teufe und der Nichtlinearität des Kriechstoffgesetzes [Gleichung (14)] zahlenmäßig deutlich größer ausfallen.

Darüber hinaus ist aus Bild 73 deutlich die verschiebungsbehindernde Wirkung der Anker in 900 m Teufe zu erkennen, woraus lokale Senkungsminima in den unmittelbaren Ankerbereichen und lokale Senkungsmaxima in den Ankerzwischenbereichen resultieren.

Diese lokale Ankerwirkung in der größeren Teufe nach zwei Jahren Standzeit verdeutlicht auch Bild 74.

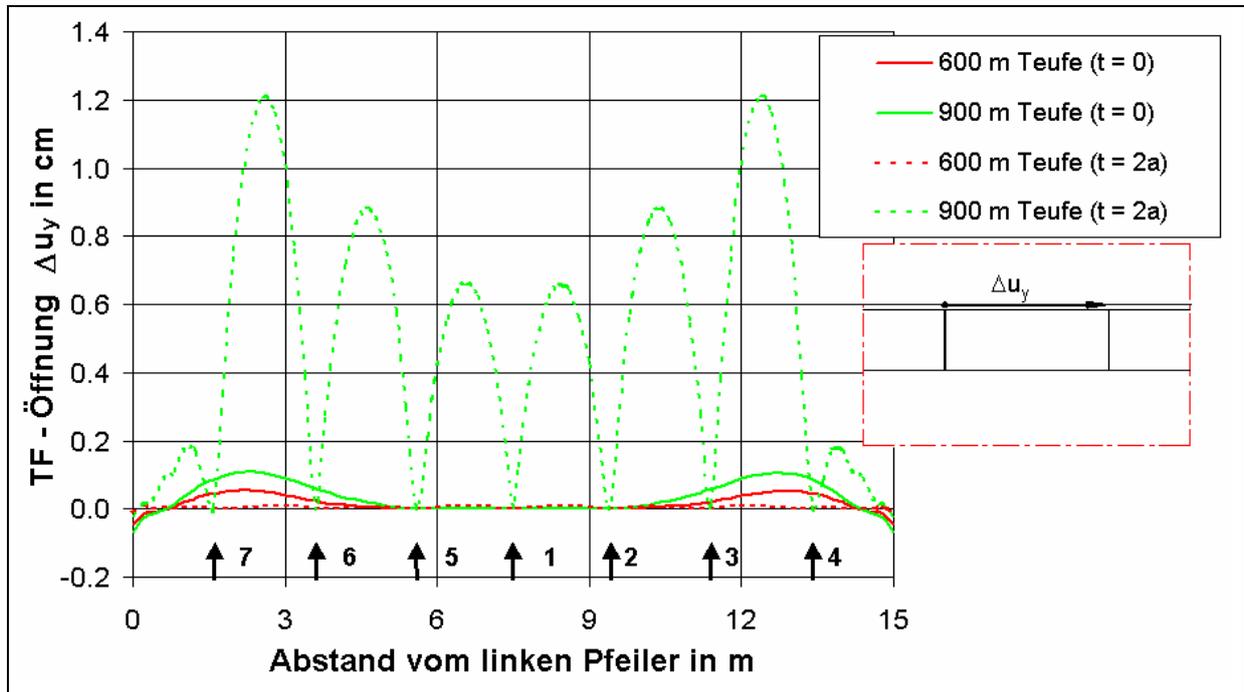


Bild 74: Öffnung der Trennfläche über der Firste nach der Hohlraumauffahrung und nach 2 Jahren Standzeit in Teufen von 600 m und 900 m und Lage der Anker

Nach zwei Jahren Standzeit ist der Betrag der Trennflächenöffnung direkt an den Ankerwirkstellen Null. In den Bereichen zwischen den Ankern nimmt die Trennflächenöffnung in der geringeren Teufe mit bis zu 0,1 mm vernachlässigbar kleine Werte an. In der größeren Teufe dagegen treten Trennflächenöffnungsbeträge bis ca. 6,6 mm beidseitig des Ankers 1 in Firstmitte und bis ca. 12,2 mm im Bereich zwischen den Ankern 3 und 4 auf. Dieses lokale Ablösen der Trennflächenufer voneinander in einer Teufe von 900 m wird durch die vergleichsweise großen Vertikalverschiebungen in den Ankerzwischenbereichen hervorgerufen, wobei auch hier – aus bereits diskutierten Gründen – die stoßnäheren Bereiche stärker betroffen sind als der Firstabschnitt in Kammermitte.

Nach zwei Jahren Standzeit wirken an der Firstkontur im Bereich der Anker bemerkenswerte Druckspannungen. Diese treten im weiteren Hangendbereich als Normalspannungen auf der Trennfläche in Erscheinung. Ausgewählte Ergebnisse dazu enthalten Bild 75 sowie Tabelle 14.

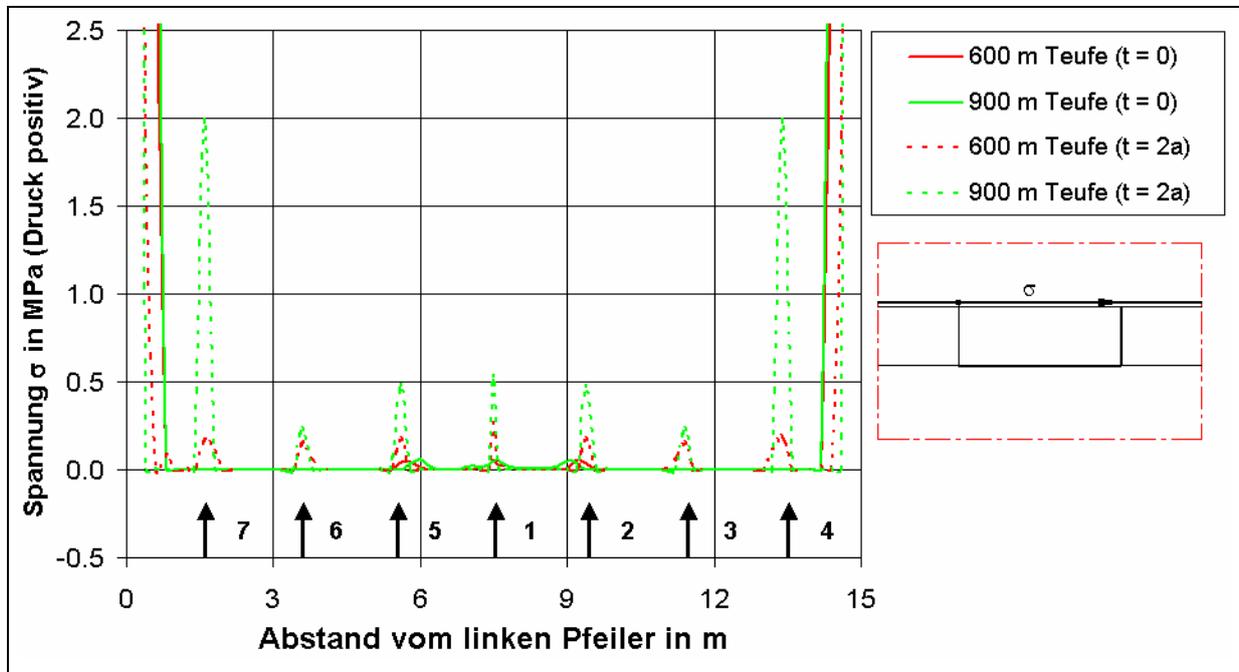


Bild 75: Normalspannungen (σ) auf der Trennfläche nach der Hohlräumeauffahrung und nach 2 Jahren Standzeit in Teufen von 600 m und 900 m und Lage der Anker

	σ in Firstmitte (im Bereich des Ankers 1)			σ in Pfeilernähe (im Bereich des Ankers 4)		
	t = 0 [MPa]	t = 2a [MPa]	Zunahme [MPa]	t = 0 [MPa]	t = 2a [MPa]	Zunahme [MPa]
600 m	0,05	0,26	0,21	0	0,18	0,18
900 m	0,05	0,54	0,49	0	2,00	2,00
Zunahme [MPa]	0,00	0,28	/	0	1,82	/

Tabelle 14: Zahlenwerte der Normalspannung (σ) auf der Trennfläche an ausgewählten Punkten an der Kammerfirste zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Abhängigkeit von der Teufe

Daraus ist eine deutliche Abhängigkeit der σ - Werte von der Teufe, der Lage des Betrachtungspunktes an der Firste und von der Zeit erkennbar.

Die τ - Werte sind entsprechend ihrer Wirkrichtung vorzeichenbehaftet und heben sich dadurch im Bereich des Firstmittenankers 1 gerade auf. Im Bereich des stoßnahen Ankers 4 treten die Maximalwerte auf, die recht gut mit den theoretischen Erwartungswerten nach Gleichung (6) unter Einbeziehung der Parameter für „mäßig gute“ Trennflächeneigenschaften ($\phi_{TF} = 30^\circ$, $c_{TF} = 2$ MPa, $\sigma_{t,TF} = 1$ MPa) und der numerisch ermittelten Werte der Trennflächennormalspannung übereinstimmen (Tabelle 15).

Teufe	σ (numerisch bestimmt)	τ (numerisch bestimmt)	τ_s (berechnet)
600 m	0,18 MPa	2,00 MPa	2,10 MPa
900 m	2,00 MPa	3,15 MPa	3,15 MPa

Tabelle 15: Zahlenwerte der Normalspannung (σ) und der Scherspannung (τ) auf der Trennfläche im Bereich des stoßnahen Ankers 4 nach zwei Jahren sowie der theoretisch ermittelten Trennflächenscherfestigkeit (τ_s) in 600 m und 900 m Teufe

Hinsichtlich der Scherspannungsspitzen in den Kammerrandbereichen gilt das im Zusammenhang mit den Normalspannungsspitzen Gesagte unter Einbeziehung von Gleichung (3) in analoger Weise.

Durch die in 900 m Teufe höheren Trennflächennormalspannungen und die daraus resultierenden höheren Trennflächenscherfestigkeiten wird auch in dieser Teufe eine durchgängige Trennflächenöffnung und damit ein Ablösen verhindert.

Der Einfluss der Teufe auf das Firstverhalten zeigt sich letztendlich auch bei der Analyse der dehnungs- und zeitabhängigen Entwicklung der Ankerkräfte. Bedingt durch die größeren Gitterdehnungen in 900 m Teufe im Vergleich zur Referenzteufe von 600 m, die sich – wie oben dargestellt – in Gestalt größerer Verschiebungsbeträge an der Firste äußern, sind in der größeren Teufe auch höhere Ankerdehnungen und Ankerkräfte zu erwarten. Dies verdeutlicht zunächst Bild 77 am Beispiel des höchstbeanspruchten Ankers 4.

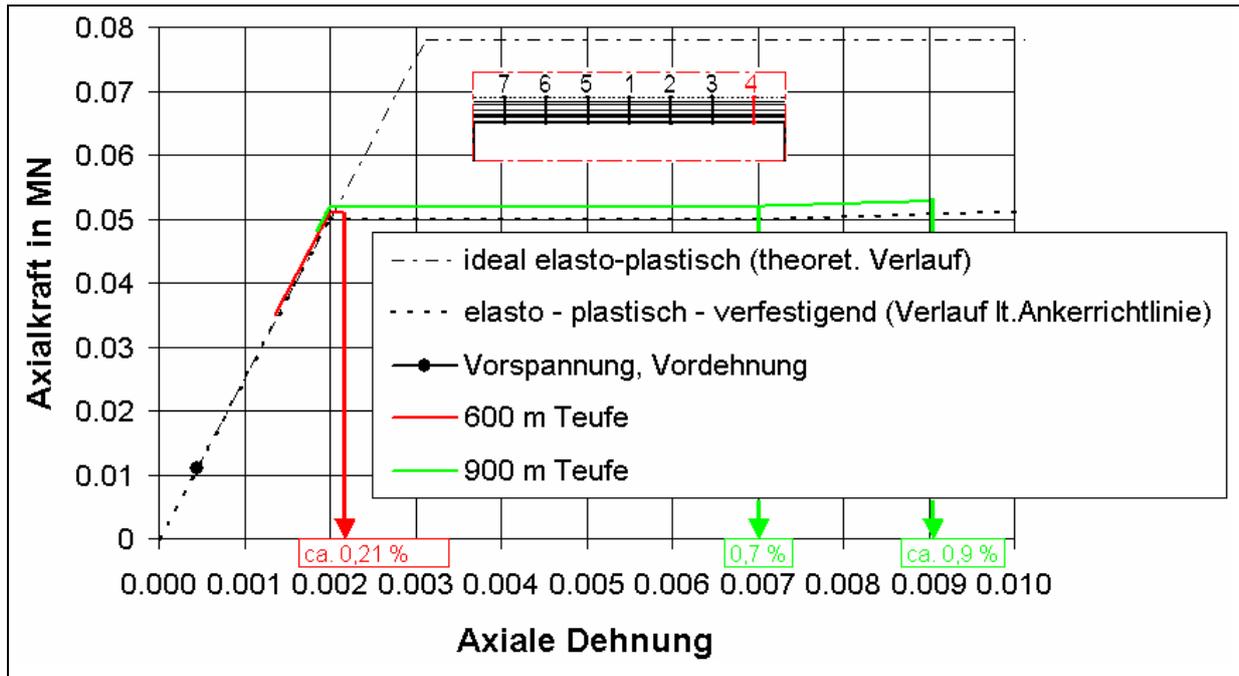


Bild 77: Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankerzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 Jahren Standzeit in Teufen von 600 m und 900 m

Wird der Anker 4 in 600 m Teufe nur bis auf ca. 0,21 % gedehnt, so erfährt derselbe Anker in 900 m Teufe mit ca. 0,9 % eine mehr als 4-fach höhere Längung. Der ausgewählte Anker wird also in 600 m Teufe nur geringfügig über den Dehnwert an der Streckgrenze von 0,2 % deformiert. Derselbe Anker in 900 m dagegen hat den Dehnwert an der Streckgrenze überschritten, den horizontalen Teil seiner Kraft – Verformungs – Kurve von 0,2 bis 0,7 % Dehnung durchlaufen und befindet sich nach zwei Jahren im verfestigenden Abschnitt seiner elasto – plastisch – verfestigenden Kennlinie. Trotzdem besitzt auch dieser Anker mit einer verbleibenden Dehnungsreserve von ca. 9,1 % eine ausreichend große Sicherheit gegen Zugbruchversagen, das nach Tabelle 7 und Bild 44 erst nach einer Axialdehnung von 10 % eintritt.

Die unterschiedlich hohe Beanspruchung der Anker in verschiedenen Teufen soll abschließend zum Problemkreis des Teufeneinflusses an Hand der zeitabhängigen Axialkraftentwicklung des am wenigsten beanspruchten Ankers 1 und des höchstbeanspruchten Ankers 4 vom Ankerzeitpunkt bis zu zwei Jahren Standzeit dargestellt werden (Bild 78).

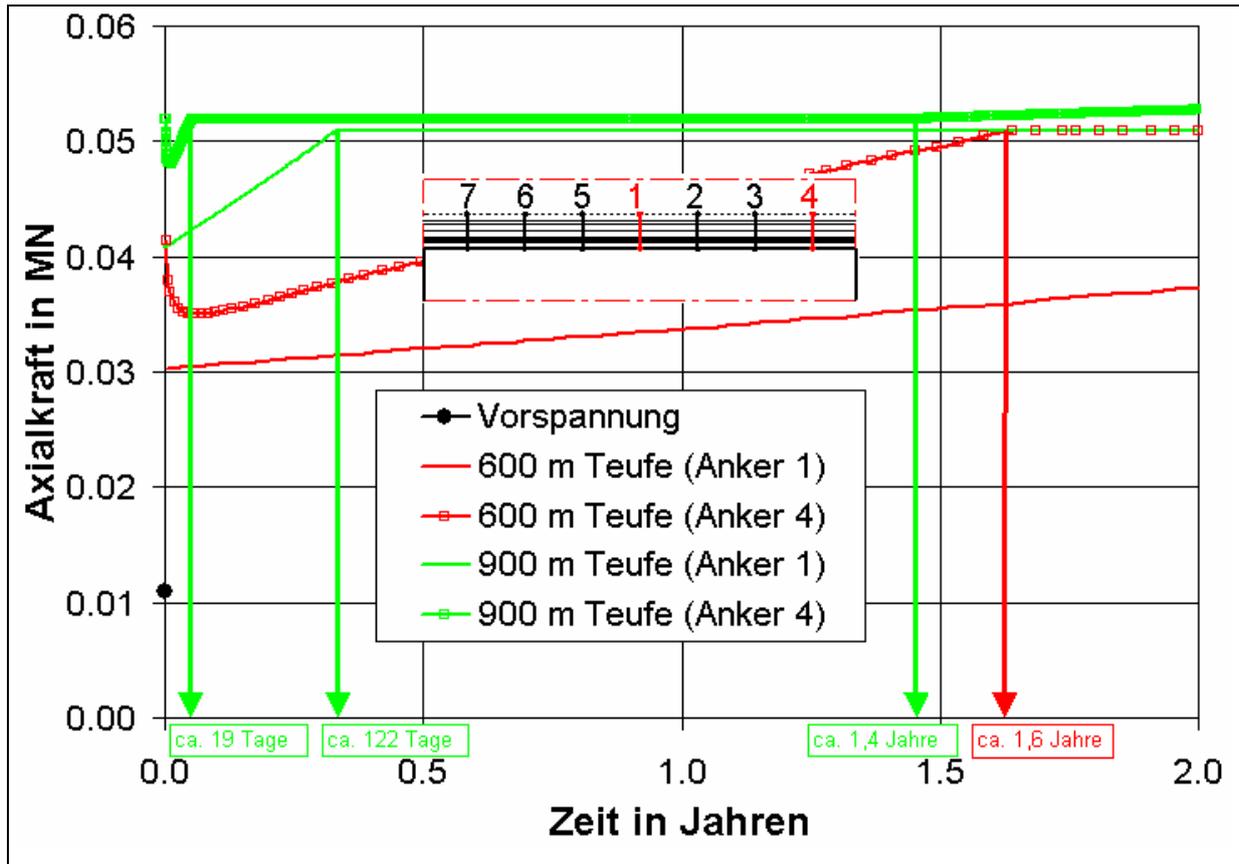


Bild 78: Zeitliche Entwicklung der Axialkräfte in den Anker 1 und 4 in Abhängigkeit von der Teufe

Aus dieser Darstellung wird deutlich, dass – unabhängig von der Teufe – die stoßnahen Anker 4 (Linien mit Symbol) einen bestimmten Axialkraftwert zeitiger erreichen als die kammermittigen Anker 1 (durchgehende Linien).

Darüber hinaus ist zu erkennen, dass ein bestimmter Ankerkraftwert in der größeren Teufe früher erreicht wird als in der geringeren Teufe. Nimmt man dazu als Vergleichskriterium wiederum das Erreichen des Kraftwertes an der Streckgrenze, so wird dieser von Anker 4 in 900 m Teufe bereits nach ca. 19 Tagen, von Anker 1 in 900 m Teufe nach ca. 122 Tagen, von Anker 4 in 600 m Teufe nach ca. 1,6 Jahren und von Anker 1 in 600 m Teufe erst nach ca. 5,0 Jahren erreicht, wobei letzterer Wert Bild 58 entstammt.

Überträgt man die unterschiedlichen Zeitpunkte des Erreichens der Streckgrenze auf die unterschiedlichen Zeitpunkte des Erreichens der Versagensgrenze, so wird daraus deutlich, dass in 900 m Teufe tendenziell kürzere, aber immer noch ausreichend große Ankerstandzeiten auftreten werden. Beim Anker 4 in 900 m Teufe ist zudem nach ca. 1,4 Jahren ein erneuter Ankerkraftanstieg zu erkennen, wodurch es möglich ist, den Übergang zum verfestigenden Teil der Ankerkennlinie auch zeitlich zu determinieren.

Insgesamt betrachtet kann die Standsicherheit einer geankerten Firste nach zwei Jahren auch bei dem hier vorgestellten Berechnungsfall in 900 m Teufe als ausreichend bezeichnet werden, da

- sowohl die Firstsenkungen als auch die abschnittsweise Trennflächenöffnung beherrschbar bleiben,
- durch die Anker wirksame Normalspannungen und damit Scherfestigkeiten auf der Trennfläche erzeugt werden und
- alle Anker eine genügend große Verformungsreserve bis zum Ankerzugversagen besitzen.

Zieht man des Weiteren den Umstand in die Betrachtungen ein, dass die geometrischen Abmessungen von Kammern und Pfeilern in der bergbauliche Praxis an die geänderten Primärspannungsbedingungen in größeren Teufen angepasst werden, dies aber bei den numerischen Berechnungen hier nicht erfolgt ist, so sollten die Berechnungsergebnisse als konservativ bewertet werden.

5.3 Stoffgesetze für Salzgesteine

5.3.1 Theoretische Grundlagen

Das Materialverhalten der Salzgesteine ist gekennzeichnet durch eine ausgeprägte Belastungs-, Temperatur- und Zeitabhängigkeit. Die bei den numerischen Berechnungen einbezogenen Salinargesteine Steinsalz und Sylvinit verhalten sich darüber hinaus ausgesprochen duktil, wobei unter dem Begriff „Duktilität“ die Fähigkeit eines Materials verstanden werden soll, sich bei äußerer deviatorischer Beanspruchung ohne Minderung der inneren Festigkeit bleibend zu verformen (Lux, 1984).

Als dominierende makroskopische Erscheinung der Deformation tritt das Kriechen als „bleibende bruchlose und weitgehend rissfreie Formänderung eines Festkörpers“ in Erscheinung [(Hunsche und Schulze, 1994), S. 239]. Darüber hinaus treten auch bei Salzgesteinen bei Be- und Entlastungsprozessen spontane elastische Verformungen ($\varepsilon_{\text{elastisch}}$) auf, die jedoch betragsmäßig zumeist kleiner sind als die viskosen Verformungsanteile ($\varepsilon_{\text{viskos}}$). Die Gesamtverformungen ($\varepsilon_{\text{gesamt}}$) setzen sich additiv aus den genannten Anteilen sowie einem plastischen ($\varepsilon_{\text{plastisch}}$) und einem thermischen Verformungsanteil ($\varepsilon_{\text{thermisch}}$) zusammen [Gleichung (16)].

$$\varepsilon_{\text{gesamt}} = \varepsilon_{\text{elastisch}} + \varepsilon_{\text{viskos}} + \varepsilon_{\text{plastisch}} + \varepsilon_{\text{thermisch}} \quad (16)$$

Das Kriechverhalten der Salzgesteine wird unter Einbeziehung experimentell ermittelter Materialparameter durch Stoffgesetze beschrieben. Dabei kann nach Langer (Langer, 1986) zunächst in

- empirische,
- modellrheologische und
- strukturrheologische

Stoffgesetze unterschieden werden.

Empirische Stoffgesetze sind nicht exakt physikalisch begründet und basieren auf Erfahrungen und experimentell ermittelten Abhängigkeiten. Bei den empirischen Stoffgesetzen wird in Abhängigkeit von der gewählten Verfestigungsvariable in Kriechgesetze mit Zeitverfestigungsansatz und solche mit Dehnungsverfestigungsansatz unterschieden.

Den modellrheologischen Stoffgesetzen liegt die Vorstellung zu Grunde, dass sich das Verformungsverhalten der Gesteine und speziell der Salzgesteine durch einfache oder mehrfache Kombination der Grundelemente

- elastische Feder (für ideal elastisches Verhalten),
- viskoser Zylinder (für ideal viskoses Verhalten) und
- plastischer Reibklotz (für ideal plastisches Verhalten)

beschreiben lässt. Liegt dabei eine Abhängigkeit der Materialparameter von der Spannung und der Temperatur vor, so wird von nichtlinearen, im anderen Fall von linearen modellrheologischen Stoffgesetzen gesprochen (Langer, 1986).

Die strukturrheologischen Stoffgesetze schließlich zeichnen sich dadurch aus, dass bei diesen der Versuch unternommen wird, Beziehungen zwischen den mikrostrukturellen Deformationsmechanismen (siehe z.B. Bild 13) und den makroskopisch messbaren Verformungen beim Wirken einer äußeren Beanspruchung herzustellen. Da jedoch eine quantitative Beschreibung des Verhaltens allein auf Grund des mikrostrukturellen Aufbaus nicht möglich ist, beruhen die strukturrheologischen Stoffgesetze weitgehend auf phänomenologischen Ansätzen unter Einbeziehung mikrostruktureller Erkenntnisse (Langer, 1986).

Das Kriechen der Salzgesteine kann sich bei Vorliegen entsprechender Bedingungen in drei zeitlich aufeinanderfolgenden Phasen vollziehen (Bild 79).

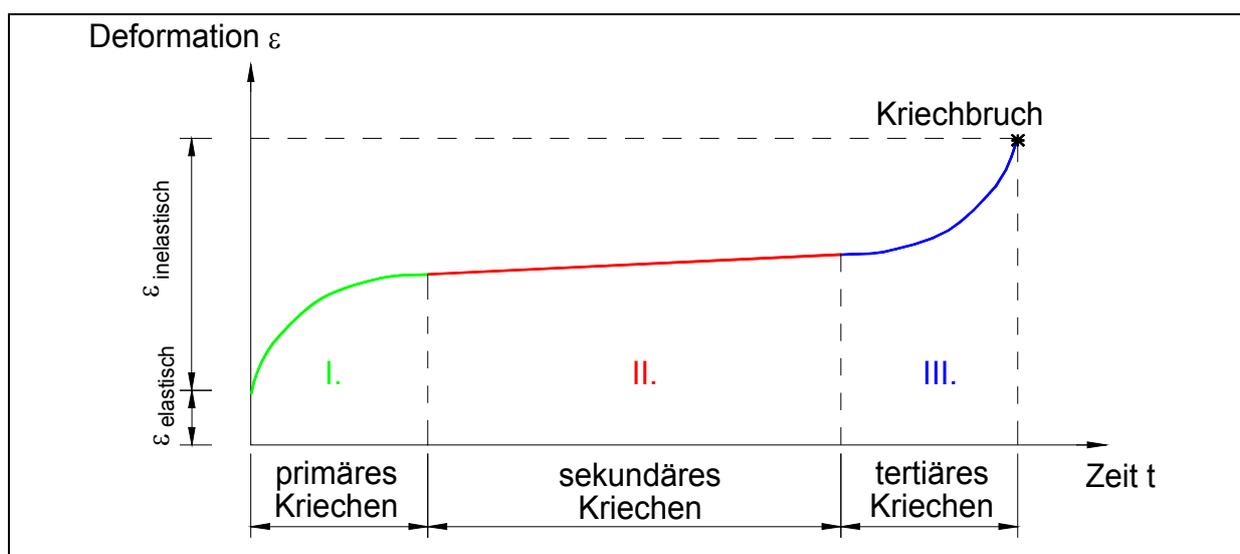


Bild 79: Kriechstadien der Salzgesteine [nach (Albrecht und Hunsche, 1980)]

Unter konstanten, ausreichend hohen Spannungs- und Temperaturbedingungen wird zunächst die primäre, danach die sekundäre und abschließend die tertiäre Kriechphase durchlaufen, wobei letztere mit dem Kriechbruch endet. Jede der drei Kriechphasen zeichnet sich durch ein typisches mikroskopisches und makroskopisches Verformungsverhalten aus, das in Tabelle 16 zusammenfassend dargestellt ist.

	primäres Kriechen (Übergangskriechen)	sekundäres Kriechen (stationäres Kriechen)	tertiäres Kriechen (beschleunigtes Kriechen)
Kriechphase	I	II	III
Entwicklung der Kriechrate $\dot{\epsilon}_{cr}$ mit der Zeit	abnehmend	\pm konstant	stark zunehmend
Entwicklung der Kriechverformung ϵ_{cr} mit der Zeit	degressiv zunehmend	linear zunehmend	progressiv zunehmend
Niveau der Effektivspannung und der Temperatur	niedrig	moderat	Hoch
dominierender mikro-mechanischer Prozess	Verfestigung	Verfestigung und Erholung	Entfestigung
Eintreten / Anwendung	nach Belastungs- oder Temperaturänderungen	bei konstantem äußeren Beanspruchungszustand (Langzeituntersuchungen)	Untersuchungen im Vorbruch- und Kriechbruchbereich

Tabelle 16: Charakteristika der drei Kriechstadien bei Salzgesteinen [nach (Hunsche und Schulze, 1994)]

Zur separaten Beschreibung des Materialverhaltens in der ersten und zweiten Kriechphase existiert eine Vielzahl an transienten und stationären Kriechgesetzen.

Eine entsprechende Übersicht ist bei Hunsche und Schulze (Hunsche und Schulze, 1994) zu finden.

Darüber hinaus sind in jüngster Vergangenheit komplexe Stoffgesetze für Salzgesteine entwickelt worden, die solche Erscheinungen wie

- primäres, sekundäres und tertiäres Kriechen,
- Dilatanz,
- Kriech- und Zugbruch,
- Nachbruchverhalten,
- Gefügeschädigung und Verheilung,
- inverses Kriechen und
- Entfestigung

mathematisch beschreiben.

Als Beispiele für derartige Materialgesetze seien hier angeführt:

- das modellrheologische Stoffgesetz für Steinsalz unter Berücksichtigung von primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen, Dilatanz, Kriech- und Zugbruch sowie Nachbruchverhalten nach Kiel (Kiel u.a., 1998),
- das Stoffmodell für duktile Salzgesteine mit Einbeziehung von Gefügeschädigung und tertiärem Kriechen auf der Grundlage der Continuum – Damage – Mechanik nach Hou (Hou, 1998),
- das allgemeine Stoffgesetz für transientes und stationäres Kriechen von Steinsalz nach Cristescu (Cristescu, 1993),
- das Kriechgesetz zur Beschreibung der transienten und sekundären Kriechphase nach Salzer (Salzer u.a., 1998) sowie
- das visko – elasto – plastische Entfestigungsmodell nach Minkley (Minkley u.a., 2001).

Diese komplexen Stoffgesetze beschreiben das mechanische Verhalten der Salzgesteine in immer realistischerer Weise, benötigen für ihre Anwendung bei analytischen und numerischen Berechnungen jedoch z.T. eine Vielzahl recht spezifischer und damit experimentell schwierig zu bestimmender Materialparameter.

5.3.2 Variationsparameter und Berechnungsergebnisse

5.3.2.1 Variationsparameter

❶ Kriechgesetz

Die Untersuchung des Einflusses des Materialverhaltens der Hangendschichten auf die Firststabilität ist unter Verwendung zweier unterschiedlicher empirischer Stoffgesetze vorgenommen worden.

Zum einen handelt es sich dabei um das ausschließlich stationäre Stoffgesetz nach Norton [Gleichung (14)], das bereits in Abschnitt 4.3 vorgestellt, mit Parametern versehen und bei den bisherigen Berechnungen ausschließlich verwendet worden ist. Zum anderen ist speziell für die Parametervariationsrechnungen in diesem Abschnitt das Stoffgesetz für transientes und stationäres Kriechen nach Salzer (Salzer u.a., 1998) ausgewählt worden. Die zusätzliche Anwendung eines Stoffgesetzes zur Einbeziehung der Verformungen in der transienten als auch in der stationären Kriechphase ist dabei vor dem Hintergrund erfolgt, auch die hohlraumherstellungsbedingten transienten Verformungsanteile hinsichtlich ihres Einflusses auf die Firststabilität bewerten zu können.

Bevor dieser Stoffansatz nach Salzer näher vorgestellt wird, sollen die Gründe für die Auswahl dieser beiden Stoffgesetze aus der Vielzahl der im vorangegangenen Abschnitt erwähnten rheologischen Materialgesetze genannt werden. Der Hauptgrund besteht darin, dass beide Kriechgesetze im kommerziell verfügbaren Programmsystem FLAC enthalten sind und es nachfolgenden Nutzern dadurch ermöglicht wird, die Berechnungen nachzuvollziehen und auf eigene Belange anzuwenden. Während das Norton – Stoffgesetz standardmäßig in der Stoffgesetzbibliothek vorhanden ist, kann auf das Salzer – Kriechgesetz über die Zusatzprogrammoption „User – Defined – Models (UDM)“ zugegriffen werden. Für beide Materialmodelle werden außerdem nur wenige Parameter benötigt. Im Falle der Referenzlagerstätte liegen dafür gesicherte Zahlenwerte vor, weshalb aufwändige Parameteranpassungsrechnungen unterbleiben konnten. Darüber hinaus sind beide Kriechgesetze recht einfach handhabbar und versprechen – im Vergleich zu komplexeren Stoffgesetzen – verhältnismäßig kurze Rechenzeiten.

5.3.2.1 Variationsparameter

Das Stoffgesetz nach Salzer (Salzer u.a., 1998), das auch für die Beschreibung des inversen transienten Kriechens nach Abnahme der äußeren Beanspruchung geeignet ist, basiert auf einem Deformationsverfestigungsansatz. Entsprechend wird bei der mathematischen Beschreibung des nichtinversen primären Kriechens von der Beziehung (17) ausgegangen.

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = A^I \cdot \frac{\sigma^{\beta I}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}})^{\mu}}, \quad (17)$$

wobei das sekundäre Kriechen als Sonderfall dieser Beziehung betrachtet werden kann, wenn μ gleich Null gesetzt wird.

Die Gesamtkriechdeformation ($\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}}$) setzt sich beim Salzer – Stoffgesetz additiv aus einem verfestigenden Anteil ($\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}}$) und einem Restanteil ($\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{R}}$) zusammen [Beziehung (18)].

$$\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}} = \varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}} + \varepsilon_{\text{eff}}^{\text{R}} \quad (18)$$

Für die Berechnung dieser beiden Anteile werden die folgenden mathematischen Beziehungen verwendet:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}} = A^I \cdot \frac{\sigma^{\beta I}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}})^{\mu}} \quad (19)$$

$$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{V}} = A^I \cdot \frac{\sigma_{\text{eff}}^{\beta I}}{(\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}})^{\mu}} - \frac{\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}}}{t_0} \quad (20)$$

Auf die Wiedergabe weiterer Beziehungen zur quantitativen Beschreibung von Verfestigung und Erholung sowie zur Simulation des inversen transienten Kriechens bei diesem Stoffgesetz wird an dieser Stelle verzichtet und stattdessen auf die Literatur (Salzer u.a., 1998) verwiesen.

5.3.2.1 Variationsparameter

Die in den Gleichungen (17) bis (20) auftretenden Größen haben folgende Bedeutung und sind – im Falle der Stoffgesetzparameter – unter Zugrundelegung des bisherigen Einheitensystems (MPa, h, MN, m) mit folgenden lagerstättenspezifischen Zahlenwerten belegt worden (IfG, 2000b):

$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}}$: effektive Gesamtkriechrate

$\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{cr}}$: effektive Gesamtkriechverformung

$\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{V}}$: effektiver verfestigender Anteil an der Gesamtkriechverformung

$\varepsilon_{\text{eff}}^{\text{R}}$: effektiver Restanteil an der Gesamtkriechverformung

A^{I} : Vorfaktor zur Berücksichtigung materialspezifischer und thermischer Einflüsse

$$A^{\text{I}} = 9,8 \cdot 10^{-33}$$

β^{I} : Spannungsexponent; $\beta^{\text{I}} = 15,0$

μ : Kriechexponent; $\mu = 2,0$

t_0 : Erholungszeit; $t_0 = 35040 \text{ h} = 4 \text{ a}$

Die angegebenen Werte sind dabei sowohl dem Sylvinitflöz selbst als auch dem liegenden und hangenden Steinsalz zugewiesen worden.

② Modellierungssequenz (Stoffgesetzkombination)

Im Zusammenhang mit der Untersuchung des Einflusses der ausgewählten Kriechgesetze ist auch die Standardmodellierungssequenz nach Tabelle 3 dahingehend geändert worden, dass nunmehr in jedem Modellierungsschritt zeitabhängig gerechnet wird, wozu für die anfänglichen Lastschritte „Primärzustand“ und „Auflasterhöhung“ sehr kleine fiktive Zeitintervalle festgelegt worden sind. Die dementsprechend geänderte Modellierungssequenz enthält Tabelle 17.

Inhalt des Modellierungsschrittes	Salzstoffgesetz	Zeit am Ende des Schrittes
Primärzustand (ohne Kammer)	viskos	$1 \cdot 10^{-6}$ h
Auflasterhöhung (ohne Kammer)	viskos	$2 \cdot 10^{-6}$ h
Nullsetzen bisheriger Verschiebungen; Hohlraumherstellung; Einbringen der Systemankerung und Berechnung mit geankerter Firste	viskos	2a

Tabelle 17: Modellierungssequenz für die durchgängig viskosen Berechnungsfälle

Unter Einbeziehung der beiden viskosen Stoffansätze nach Norton bzw. nach Salzer ergeben sich damit vier Stoffgesetzkombinationen:

- „elastisch + Norton“ (bisher analysierter Standardkombinationsfall)
- „elastisch + Salzer“
- „durchgängig Norton“ sowie
- „durchgängig Salzer“.

Mit dieser Verfahrensweise der Abänderung der Stoffgesetzkombination soll v.a. untersucht werden, ob durch das bisher modellierte Standard – Stoffverhalten („elastisch + Kriechstoffgesetz“) das reale Salzverhalten („durchgängig Kriechstoffgesetz“) hinreichend genau wiedergegeben wird.

5.3.2.2 Berechnungsergebnisse

❶ Verschiebungen

Bild 80 zeigt zunächst die Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach zwei Jahren Standzeit.

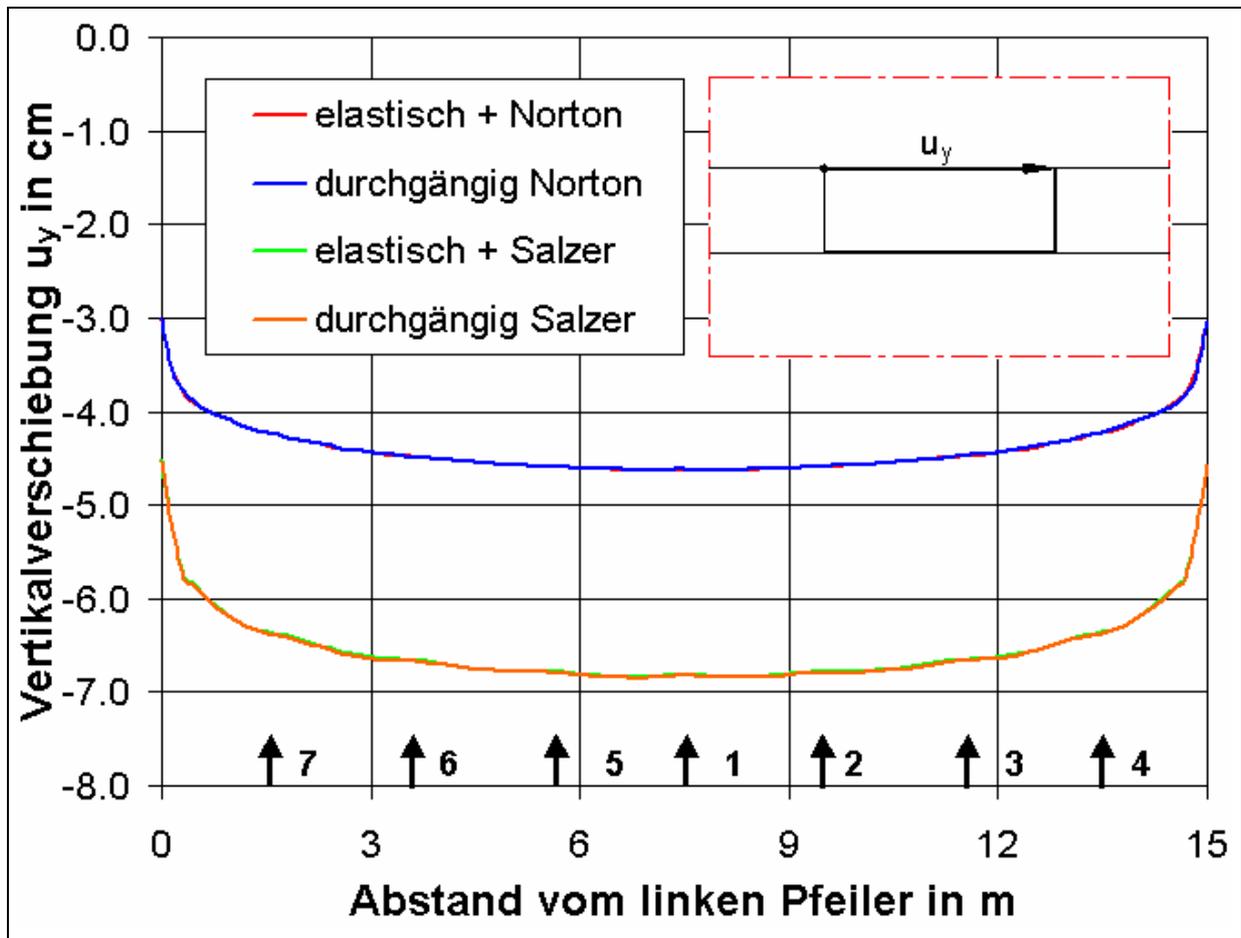


Bild 80: Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach 2 Jahren bei Variation des Kriechstoffgesetzes und der Stoffgesetzkombination sowie Lage der Anker

Man erkennt daraus generell höhere Verschiebungswerte beim Einsatz des Salzer – Stoffgesetzes. Die Ursache dafür liegt im Hinzukommen der transienten Verformungsanteile. Im konkreten Falle nimmt der Maximalwert von u_y in Kammermitte von 4,62 cm bei den Berechnungsfällen mit dem Norton – Stoffgesetz auf 6,82 cm bei Einsatz des Salzer – Stoffgesetzes zu, was einen Anstieg um ca. 48 % bedeutet (Norton – Stoffgesetz = 100 %).

Des Weiteren zeigen die Firstsenkungskurven bei Nutzung des Salzer – Kriechgesetzes lokale Plateaus im Bereich der Anker. Die Verhinderung größerer Verschiebungen an diesen Stellen durch die Anker wird somit bei Verwendung des Salzer – Stoffgesetzes bereits deutlicher sichtbar.

Im Hinblick auf die Stoffgesetzkombination ist aus Bild 80 ersichtlich, dass nach zwei Jahren Standzeit keine signifikanten Unterschiede zwischen den Fällen „elastisch + Kriechstoffgesetz“ und „durchgängig Kriechstoffgesetz“ auftreten. Ein Einfluss der hier gewählten unterschiedlichen Modellierungssequenzen ist somit nicht erkennbar. Dies bestätigt auch das Bild 81 mit der Darstellung des zeitabhängigen Verschiebungsverlaufes.

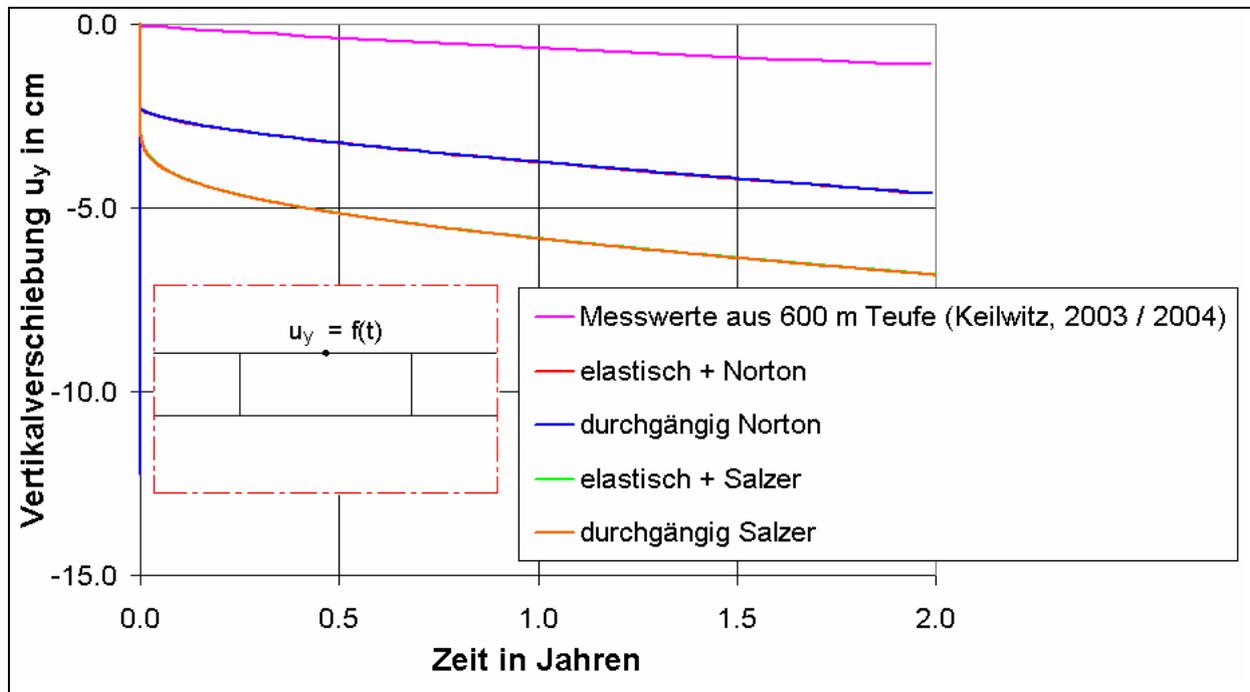


Bild 81: Zeitabhängige Entwicklung der Vertikalverschiebung eines Punktes in Firstmitte bei Variation des Kriechstoffgesetzes und der Stoffgesetzkombination

Die Verschiebungskurven der Fälle „elastisch + Kriechstoffgesetz“ und „durchgängig Kriechstoffgesetz“ verlaufen nahezu deckungsgleich. Einzig im Falle einer durchgängigen Berechnung mit dem Norton – Ansatz treten zum Zeitpunkt $t = 0$ hohe Verschiebungswerte auf, die jedoch sofort wieder abfallen.

Die Ursache dafür liegt in numerischen Einschwingvorgängen, die durch die plötzliche Hohlraumschaffung und die damit verbundene Störung des ursprünglichen Gleichgewichtszustandes initiiert und aufgezeichnet werden. Bei der Modellierungssequenz mit elastischer Berechnung bis zu Hohlraumschaffung und Ankereinbringen (Stoffgesetzkombination „elastisch + Kriechstoffgesetz“) treten derartige Erscheinungen ebenfalls auf, werden jedoch nicht aufgezeichnet, da die Aufzeichnung zeitabhängiger Ergebnisgrößen erst im viskosen Berechnungsteil beginnen kann (siehe Tabelle 3).

Beide Modellierungssequenzen („elastisch + Kriechstoffgesetz“ und „durchgängig Kriechstoffgesetz“) führen letztendlich zu praktisch identischen Ergebnissen, was aus Sicht der Numerik auch zu erwarten ist. Die elastischen Spannungsumlagerungen, die mit Schallgeschwindigkeit ablaufen, finden beim Ansatz „durchgängig Kriechstoffgesetz“ ebenfalls statt, werden jedoch nicht separat ausgegeben und sofort von den zeitabhängigen Spannungsumlagerungsprozessen überlagert. Der Erhalt identischer Ergebnisse belegt darüber hinaus, dass die Numerik des Softwaretools in beiden Fällen stabil arbeitet. Im Unterschied zum einstufigen Berechnungsansatz („durchgängig Kriechstoffgesetz“) sind die Ergebnisse des elastischen Sekundärzustandes unmittelbar nach der Hohlraumherstellung beim zweistufigen Ansatz („elastisch + Kriechstoffgesetz“) sauberer berechnen-, vergleich- und darstellbar.

Die Untersuchungen zeigen damit, dass durch die standardmäßige Festlegung auf den zweistufigen Berechnungsansatz („elastisch + Kriechstoffgesetz“) das reale Salzverhalten („durchgängig Kriechstoffgesetz“) ausreichend genau simuliert werden kann. Bei den nachfolgenden Untersuchungen wird daher – auch auf Grund der auswertetechnischen Vorteile – wieder ausschließlich auf die Standardmodellierungssequenz (Tabelle 3) zurückgegriffen.

Bild 81 zeigt außerdem die typischen Erscheinungen bei Anwendung eines Stoffgesetzes für transientes und stationäres Kriechen (Salzer) im Vergleich zu einem rein stationären Stoffgesetz (Norton): Zeitlich gesehen am Anfang, d.h. unmittelbar nach der Hohlraumherstellung und den damit verbundenen Spannungsumlagerungsprozessen, führen die transienten Verformungsanteile im Salzer – Stoffgesetz zu einem steilen Anstieg der Verschiebungskurve.

Im Zeitablauf nimmt dieser transiente Einfluss sukzessive ab und es überwiegt schließlich das stationäre Kriechen mit annähernd zeitproportionalen Verschiebungszuwächsen. Nach zwei Jahren verlaufen die Kurven dann annähernd parallel, wobei der konstant bleibende Verschiebungsunterschied von ca. 2,2 cm auf die anfänglichen transienten Verformungen zurückzuführen ist.

Das unterschiedliche Verschiebungsverhalten an der Firste spiegelt sich auch im Trennflächenöffnungsverhalten wider (Bild 82).

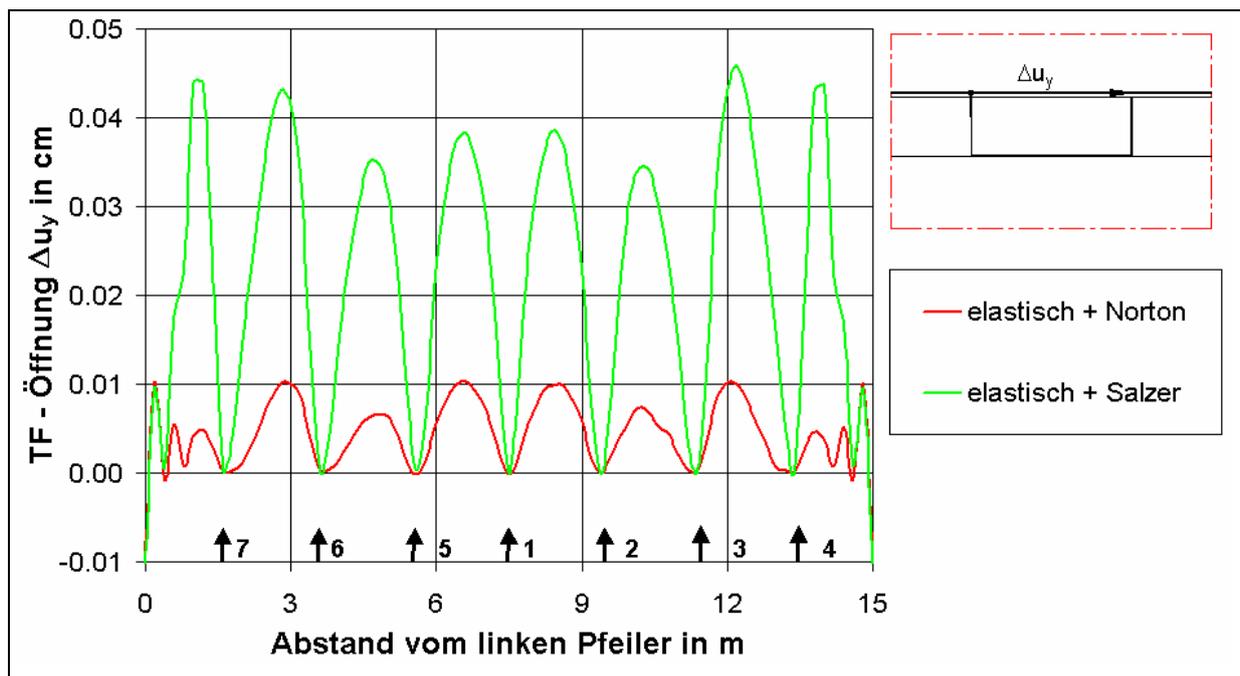


Bild 82: Öffnung der Trennfläche über der Firste nach 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes und Lage der Anker

So liegen die Maximalbeträge von Δu_y in den Ankerzwischenbereichen bei Nutzung des Norton – Gesetzes bei ca. 0,1 mm und bei Nutzung des Salzer – Gesetzes bei ca. 0,4 mm. Trotz dieser Unterschiede kann festgestellt werden, dass die Systemankerung unabhängig von der Wahl des Stoffgesetzes wirkt, was dazu führt, dass eine Trennflächenöffnung im unmittelbaren Ankerwirkbereich vollständig unterbunden wird und selbige in den Bereichen zwischen den Ankern unter praktischen Gesichtspunkten als vernachlässigbar gering einzustufen ist.

② Spannungen

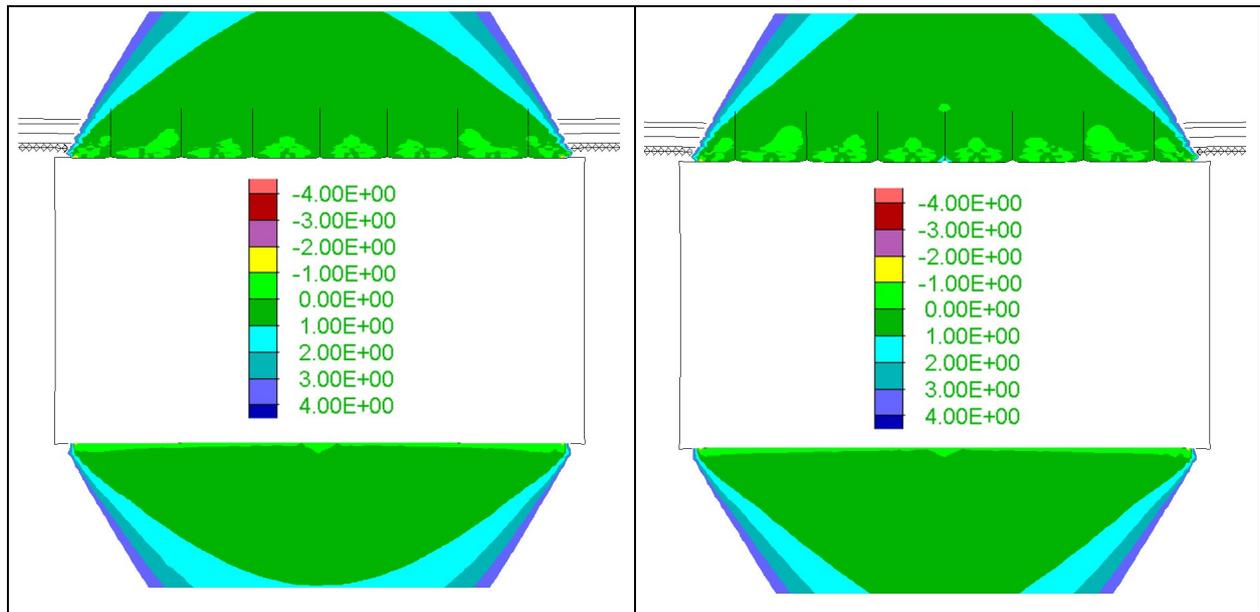


Bild 83: Vertikalspannungen in MPa nach 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes: links: elastisch + Norton; rechts: elastisch + Salzer (Zugspannungen negativ)

Die Isobilder der Vertikalspannung nach zwei Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes zeigen ein grundsätzlich ähnliches Verhalten. Im Detail betrachtet werden beim Salzer – Kriechen – bedingt durch die insgesamt größeren Firstsenkungsbeträge – etwas höhere Druckspannungen und damit etwas deutlichere Einstandungen im Bereich der hohlraumseitigen Ankerwiderlager und etwas höhere Zugspannungen im Bereich der gebirgsseitigen Ankerenden ermittelt.

Bei der vergleichenden Analyse der Normalspannungen auf der Trennfläche, die sich infolge des Norton- bzw. Salzer- Kriechens nach zwei Jahren aufgebaut haben, ergeben sich folglich im letzteren Falle auch höhere σ - Werte (Bild 84).

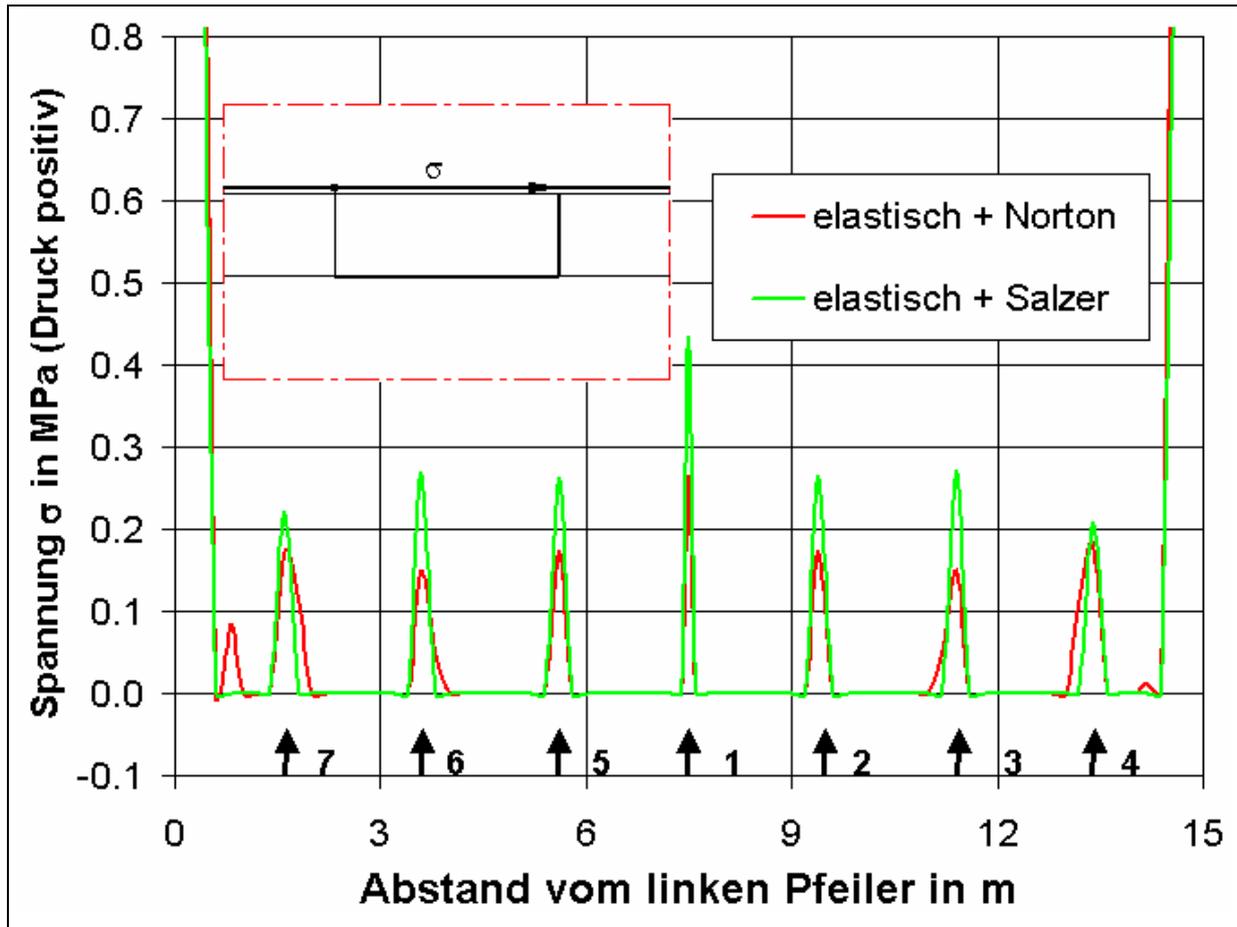


Bild 84: Normalspannungen (σ) auf der Trennfläche nach 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes und Lage der Anker

Im Durchschnitt beträgt der Normalspannungszuwachs auf der Trennfläche im Bereich der Anker 1 bis 7 beim Wechsel von „Norton“ zu „Salzer“ ca. 52 % (Norton = 100 %). Wie bei den bisherigen Untersuchungen bereits festgestellt, bleibt der Aufbau einer festigkeitserhöhenden Trennflächennormalspannung auch bei Nutzung des erweiterten transient – stationären Kriechgesetzes nach Salzer auf den unmittelbaren Ankerwirkungsbereich beschränkt. Trennflächenabschnitte außerhalb eines Ankereinflusses bleiben nahezu entlang der gesamten Kammerfirste normalspannungsfrei.

③ Ankerbeanspruchung

Die Entscheidung für ein spezielles Salzstoffgesetz und einen entsprechenden Parametersatz beeinflusst neben dem Verschiebungs- und Spannungsfeld um die Abbaukammer auch die Beanspruchung einer eingebrachten Firstankerung.

Dabei ist zu erwarten, dass bei Nutzung des Salzer – Kriechgesetzes infolge der dargestellten größeren Gitterdeformationen auch höhere Ankerdehnungen entstehen, da die Anker fest mit dem Gitternetz verbunden sind. Ausgewählte Ergebnisse dazu enthält Bild 85.

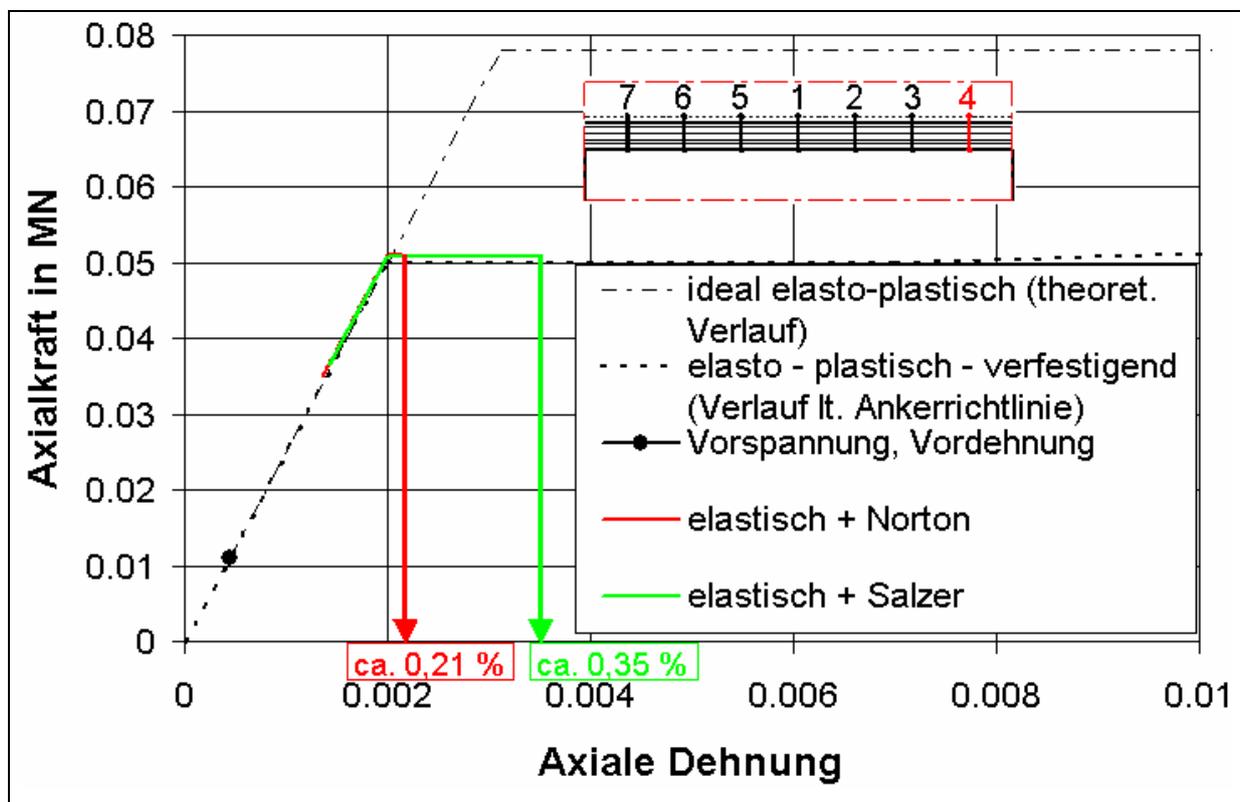


Bild 85: Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankerzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes

Betrachtet man die Verhältnisse exemplarisch am Beispiel des höchstbeanspruchten stoßnahen Ankers 4, so ist zu erkennen, dass sowohl beim rein stationären Kriechen als auch beim kombinierten transienten und stationären Kriechen die Streckgrenze der elasto – plastisch – verfestigenden Kennlinie bei 0,05 MN innerhalb des Untersuchungszeitraumes von zwei Jahren überschritten wird.

Der am Ende dieses Zeitraumes eingetretene Ankerverformungswert liegt beim Salzer – Kriechen mit 0,35 % Dehnung – wie erwartet – deutlich über dem Wert beim Norton – Kriechen von 0,21 %. Beide Dehnungswerte liegen jedoch deutlich unterhalb des Maximaldehnungswertes von 10 % (Bild 9), woraus sich eine ausreichend hohe Sicherheit gegen Ankerzugversagen auch unter Einbeziehung transienter Kriechanteile ableiten lässt.

Die höhere Ankerbeanspruchung bei Verwendung des Salzer – Stoffgesetzes soll abschließend dazu an Hand zeitabhängiger Ankerkraftverläufe dargestellt werden.

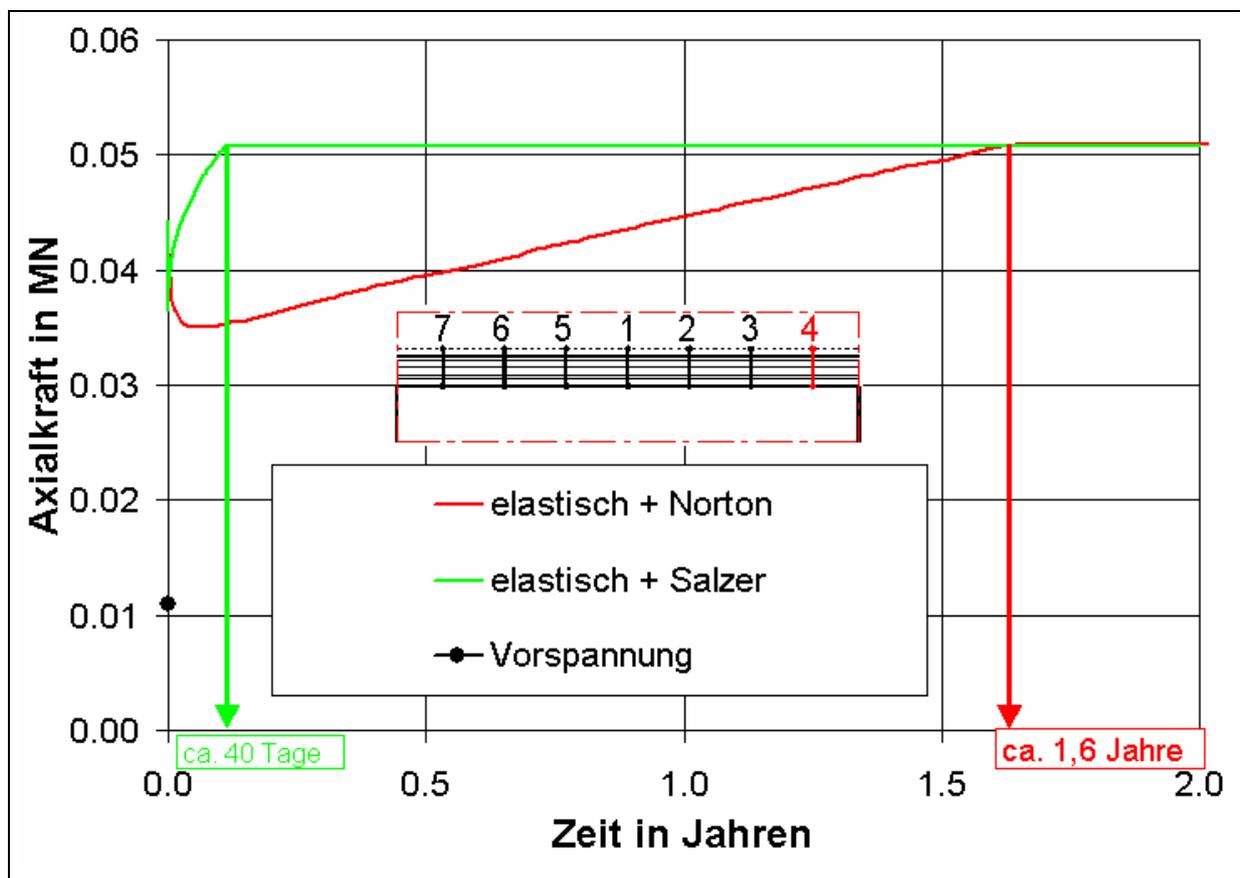


Bild 86: Zeitliche Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 bei Variation des Kriechstoffgesetzes

Nimmt man als Vergleichswert wiederum den Axialkraftwert an der Steckgrenze des elasto – plastisch – verfestigenden Ankerstahls, so wird dieser bei Einbeziehung transienten Kriechens wesentlich früher, nämlich bereits nach ca. 40 Tagen Standzeit erreicht, während sich dieses Axialkraftniveau bei rein stationärem Kriechen erst nach ca. 1,6 Jahren einstellt (Bild 86).

Die Ursache dafür liegt wiederum im Hinzukommen der transienten Verformungsanteile infolge der hohlraumherstellungsbedingten Spannungsänderungen. Bild 86 ist außerdem zu entnehmen, dass auch beim Salzer – Kriechen unmittelbar nach Beginn der Aufzeichnung des Ankerkraft – Zeit – Verlaufes ein temporärer Kraftabfall zu verzeichnen ist, der jedoch nach sehr viel kürzerer Zeit als beim Norton – Kriechen von einem steilen Wiederanstieg überprägt wird.

Die Ergebnisse der Berechnungen unter Verwendung des Salzer – Kriechgesetzes lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Mit dem Salzer – Stoffgesetz werden durch Einbeziehung anfänglicher transienter Verformungsanteile höhere Gitterdeformationen und damit höhere Verschiebungen, Trennflächennormalspannungen und auch höhere Ankerbeanspruchungen errechnet.
- Nach zwei Jahren Standzeit kann auch bei Verwendung des Salzer – Kriechgesetzes und des gewählten Parametersatzes von einer voll funktionsfähigen Systemankerung mit einer ausreichenden Ankerkraft- und Ankerdehnungsreserve ausgegangen werden.
- Die Erscheinungen beim Wechsel des Stoffgesetzes von „Norton“ zu „Salzer“ sind prinzipiell mit denen vergleichbar, die bei der numerisch realisierten Verlegung des Abbauhohlraumes in eine größere Teufe zu beobachten sind (vergleiche Abschnitt 5.2.3).
- Die Ergebnisabweichungen bei Variation der Stoffgesetzkombination („elastisch + Kriechgesetz“ bzw. „durchgängig Kriechgesetz“) schließlich sind in der untersuchten Teufe von 600 m vernachlässigbar gering.

5.4 Geometrische Ausbildung der Kammerfirse

5.4.1 Kenntnisstand

Die geometrische Ausbildung der Kammerfirse stellt einen weiteren stabilitätsbeeinflussenden Faktor dar. Dabei kann zunächst grundsätzlich zwischen einer ebenen Firse mit rechtwinkligen Übergängen zu den Stößen – wie dies bei den bisherigen Berechnungen angenommen worden ist – und einer gewölbten Firse mit ausgerundeten Übergängen zu den Stößen – wie sie den nachfolgend vorzustellenden Berechnungen zugrunde gelegt worden ist – unterschieden werden.

Eine ebene Kammerfirse, d.h. eine Abbaukammerquerschnittsform in Gestalt eines liegenden Rechteckes, stellt unter gebirgsmechanischen Gesichtspunkten eine ungünstige geometrische Form dar. Bei dieser Firstgeometrie bildet sich das Traggewölbe – verglichen mit einer gewölbten Kammerfirse – in einem firstferneren Hangendbereich aus. Außerdem kommt es zu hohen Spannungskonzentrationen im Bereich der unausgerundeten Ecken. Die auftretenden Horizontalspannungen im firstnahen Bereich (siehe Bild 2) bewirken bei ebener Firse eine erhöhte Knickgefahr und größere Scherverschiebungsbeträge auf potentiellen Trennflächen, die sich dadurch öffnen können.

Bei gewölbter Firse dagegen wird durch die horizontalen Kräfte eine Verspannung erreicht, die dazu führt, dass ein Trennflächenöffnen und ein Schichtausknicken verhindert werden. Bild 87 verdeutlicht dies an Hand des Verlaufes der Richtungskreuzen der Hauptnormalspannungen nach der Hohlraumherstellung.

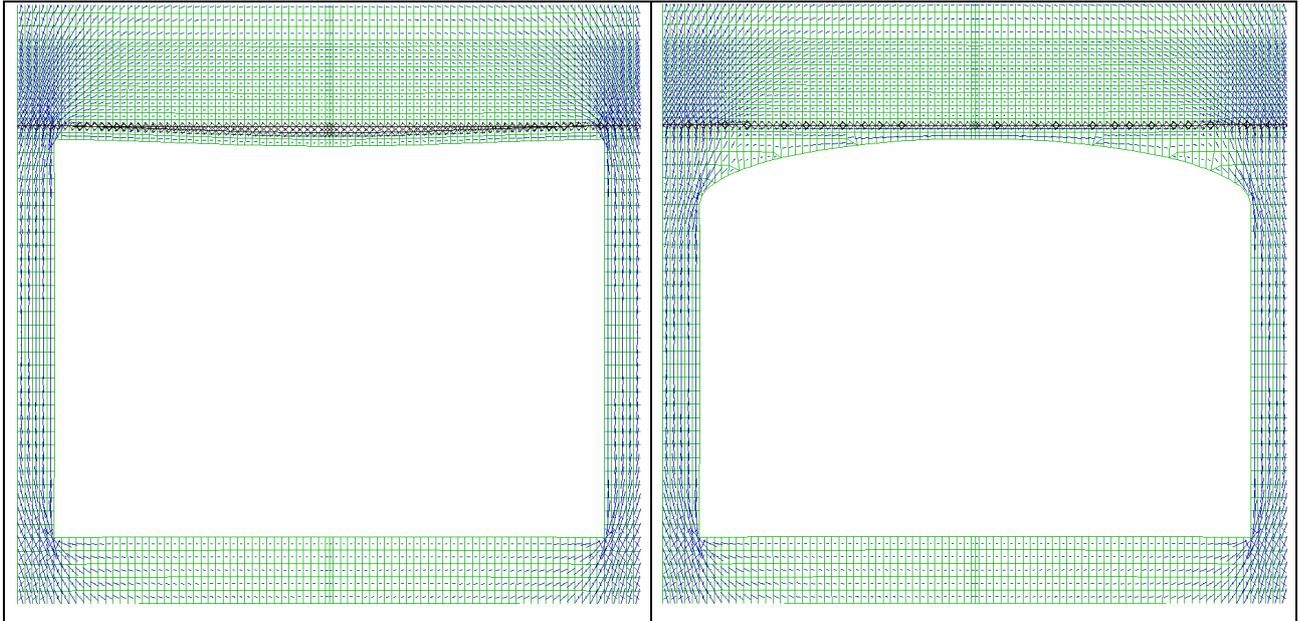


Bild 87: Richtungskreuze der Hauptnormalspannungen nach der Hohlraumherstellung bei ebener Firste (links) und gewölbter Firste (rechts)

Darüber hinaus dehnt sich bei ebener Firste der spannungsentlastete Bereich über der Kammer weiter ins Hangende hinein aus als bei gewölbter Firste.

Die Auffahrung eines Grubenbaues mit gewölbter Firste, also gewissermaßen die Herstellung von liegenden Rechteckquerschnitten mit aufgesetzter Halbellipse (siehe z.B. Bild 23) bringt neben den bereits genannten eine Reihe weiterer geomechanischer Vorteile mit sich.

Dies sind

- die aktive Unterstützung der Bildung eines konturnahen Traggewölbes,
- die Verminderung der Firstsenkungen und
- die Erhöhung der Standzeit ungeankerter Hohlräume.

Außerdem kommt es durch die Firstwölbung zur Verschiebung der Grenzkurven für firstfallsichere Kammer-spanweiten in Richtung größerer Teufen bei gleichem Lastfaktor, wie dies Bild 88 veranschaulicht (Menzel u.a., 1972).

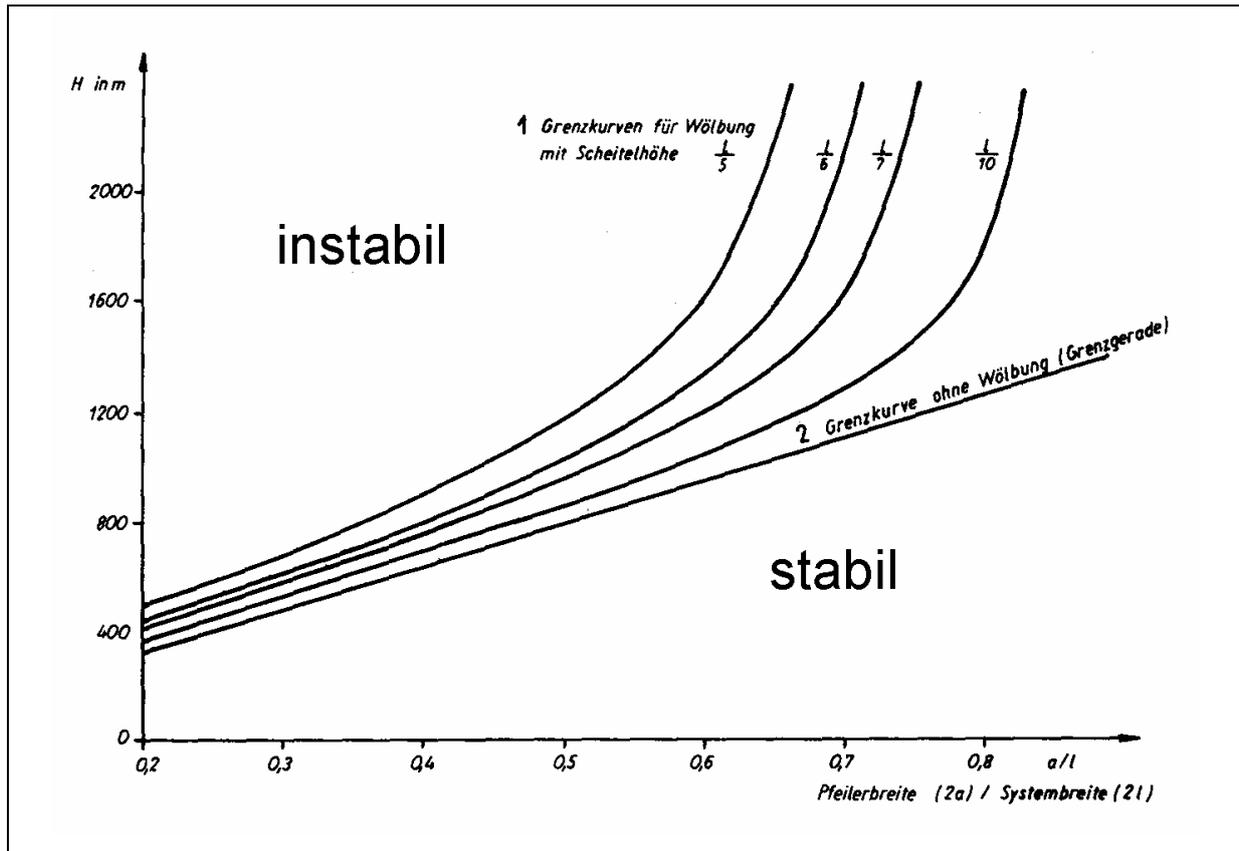


Bild 88: Grenzkurven zur Einschätzung der firstfallsicheren Spannweiten bei unterschiedlicher Firstwölbung [nach (Menzel u.a., 1972)]

Das Ausmaß der Verschiebung der Grenzkurven hängt dabei vom gewählten Wölbungsgrad ab. Die Scheitelhöhe der Wölbung wird dabei in Teilen $\left(\frac{1}{10} \text{ bis } \frac{1}{5}\right)$ der halben Systembreite [$l = l_S = \frac{1}{2} \cdot (2a + b_K)$] ausgedrückt. Die dargestellten Kurven gelten speziell für den Fall eines Langkammerbaus, sind jedoch grundsätzlich auch auf den Kammer – Pfeiler – Bau anwendbar.

Gimm weist in diesem Zusammenhang darauf hin, dass eine Firstwölbung nur dann geomechanisch zweckmäßig ist, wenn das unmittelbare Hangende massig ausgebildet ist (Gimm, 1975). Die Ansicht, dass sich eine Firstwölbung bei dünnbankigem Hangenden ungünstig auswirken könnte, wird auch heute noch vertreten [z.B. (An-sorge, 2002)]. Als Argument wird dabei das Anreißen eines tragenden Balkens genannt, was zur Schwächung dieses Balkens und damit zur Minderung der Firststabilität führt.

Demgegenüber steht die Auffassung, dass bei der Herstellung einer gewölbten Firste bei dünnbankigem Hangenden auch potentielle Löserflächen angeschnitten werden, wodurch die horizontale Kraftübertragung unterbrochen und damit dem Schichtausknicken aktiv entgegengewirkt wird. Die dabei möglicherweise entstehenden Kragarme angerissener Firstschichten können durch Anker sicher beherrscht und somit die gewünschten Wirkungen einer Firstwölbung trotzdem erzielt werden.

Zusätzlich zu den eingangs dieses Abschnittes genannten prinzipiellen Hohlraumformen soll an dieser Stelle noch auf eine weitere geometrische Form einer Abbaukammer – die liegende Ellipse – eingegangen werden. Untersuchungen von Seidler (Seidler, 1988) am Standort der Referenzlagerstätte Zielitz haben ergeben, dass sich Abbaukammern nach langen Standzeiten dieser gebirgsmechanisch ausgesprochen günstigen Hohlraumgestalt annähern. In Auswertung einer Vielzahl von Lichtschnittaufnahmen der Bruchkonturen ist die folgende Beziehung für die Scheitelhöhe einer liegenden Ellipse in Abhängigkeit von der Kammerbreite ermittelt worden [Gleichung (21)]:

$$\text{Scheitelhöhe der Wölbung in m} = \text{Baubreite in m} / 2,43. \quad (21)$$

Die Ausbildung dieser Langzeit – Hohlraumform geht mit solchen geomechanischen Bruchvorgängen wie

- Sohlaufbrüchen,
- Pfeilerstoßabschalungen,
- Eckenausrundungen und – sofern nicht durch eine Ankerung verhindert –
- Firstausbrüchen

in gestundeten Abbaukammern einher.

Beispielhafte Darstellungen von Sohlensaufbrüchen und Stoßabschalungen enthalten die Bilder 89 und 90.



Bild 89: Sohlaufbruch bis 80 cm Höhe und Risse senkrecht zur Kammerlängsachse; Örtlichkeit: Zielitz, ca. 900 m Teufe; Standzeit des Hohlraumes: ca. 5 Jahre (Foto: A. Hausdorf, 2004)



Bild 90: Stoßabschalungen bis 60 cm Tiefe; Örtlichkeit: Zielitz, ca. 900 m Teufe; Standzeit des Hohlraumes: ca. 25 Jahre (Foto: A. Hausdorf, 2004)

Während eine liegende Ellipse als Hohlraumherstellungsform aus wirtschaftlichen und bergbautechnologischen Gründen jedoch nicht in Frage kommt, hat sich die schonende Herstellung gewölbter Firstkonturen in langlebigen Grubenbauen sowie in Abbaukammern in mittleren und großen Teufen als anerkannter Stand des Wissens weitgehend durchgesetzt. Als Beleg dafür sei aus der Betriebsanweisung G2 / 1 „First- und Stoßsicherheit“ der Kali und Salz GmbH, Werk Zielitz zitiert (Kali und Salz GmbH, 1999): „Grubenbaue sind mit gewölbeartig ausgebildeter und dem Schicht-einfallen angepasster Firstkontur aufzufahren. Die Gestaltung der First ist den geolo-gischen und gebirgsmechanischen Verhältnissen anzupassen.“

5.4.2 Variationsparameter und Berechnungsergebnisse

5.4.2.1 Variationsparameter

① Firstgeometrie

Zur Untersuchung des Einflusses einer Firstwölbung auf das Verhalten ungeankerter und geankerter Kammerfirsten ist in Abwandlung des Basismodells (Bild 27) ein ent-sprechendes Berechnungsmodell mit gewölbter Firste entwickelt worden (Bild 91).

Die Firstwölbung wird dabei durch eine liegende Halbellipse mit einer großen Halb-achse von 7,5 m Länge und einer kleinen Halbachse von 1,0 m Länge modelliert. Das Verhältnis aus der Scheitelhöhe der Wölbung und der halben Systembreite (l_s) liegt somit bei 1 : 18,5. Die Übergänge zwischen Firste und Stößen nehmen eine ausgerundete Form an. Die Abbaukammer ist nunmehr maximal 6,0 m hoch und nach wie vor 15 m breit.

② Modellgeometrie

Im Zusammenhang mit der Einführung einer Firstwölbung ist auch die Gesamtmo-dellgeometrie variiert worden. Zusätzlich zur bisherigen Standardmodellgeometrie, bestehend aus einem halben Pfeiler, einer ganzen Kammer und einem weiteren hal-ben Pfeiler, ist dazu eine variierte Modellgeometrie entwickelt worden, die nur aus einer halben Kammer und einem halben Pfeiler besteht und damit faktisch ein halbes Standardmodell darstellt sowie eine halbe Systembreite umfasst. Die entsprechend variierten Modellgeometrien für ebene und gewölbte Firste zeigt Bild 92.

5.4.2.1 Variationsparameter

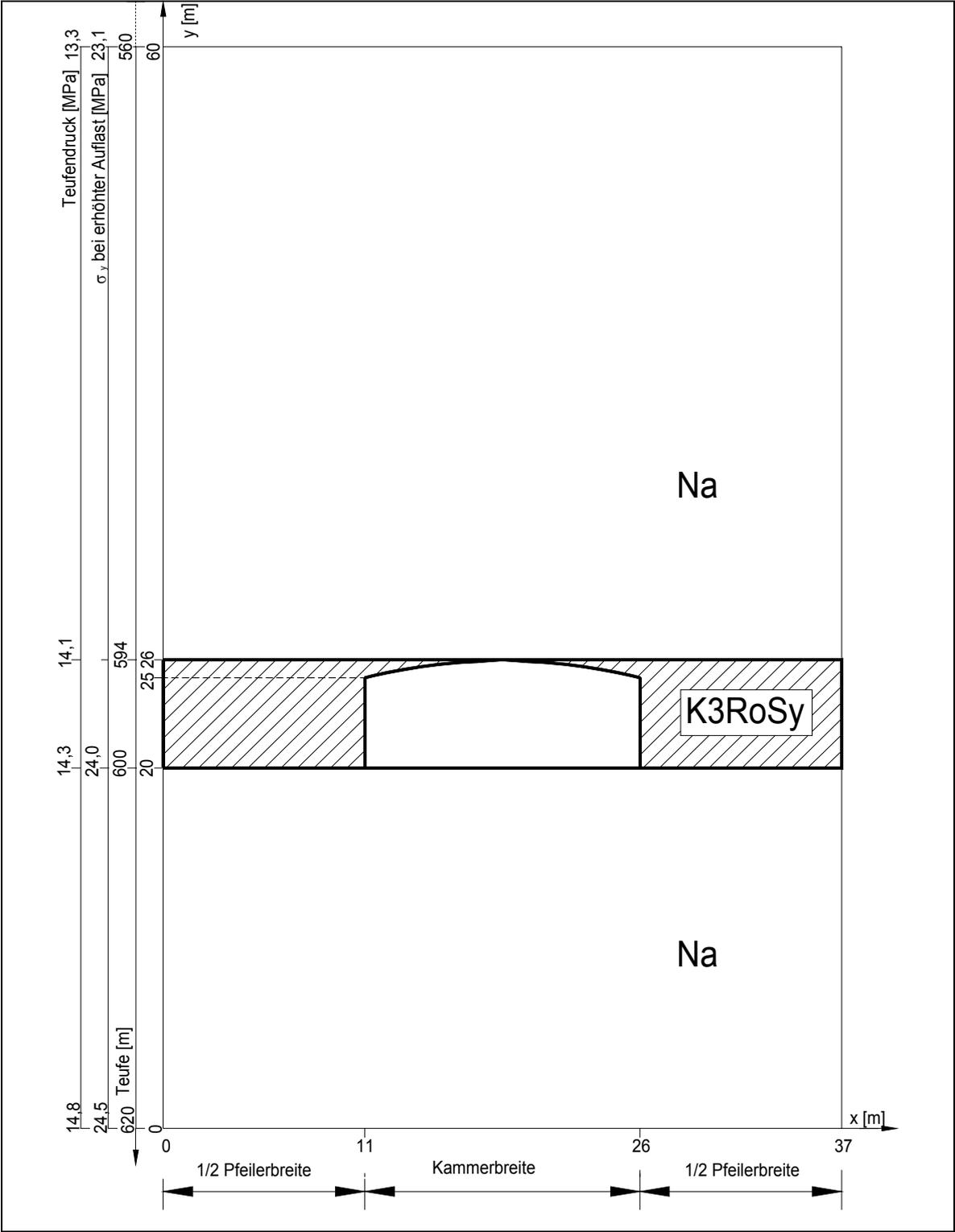


Bild 91: Berechnungsmodell mit gewölbter Firste

5.4.2.1 Variationsparameter

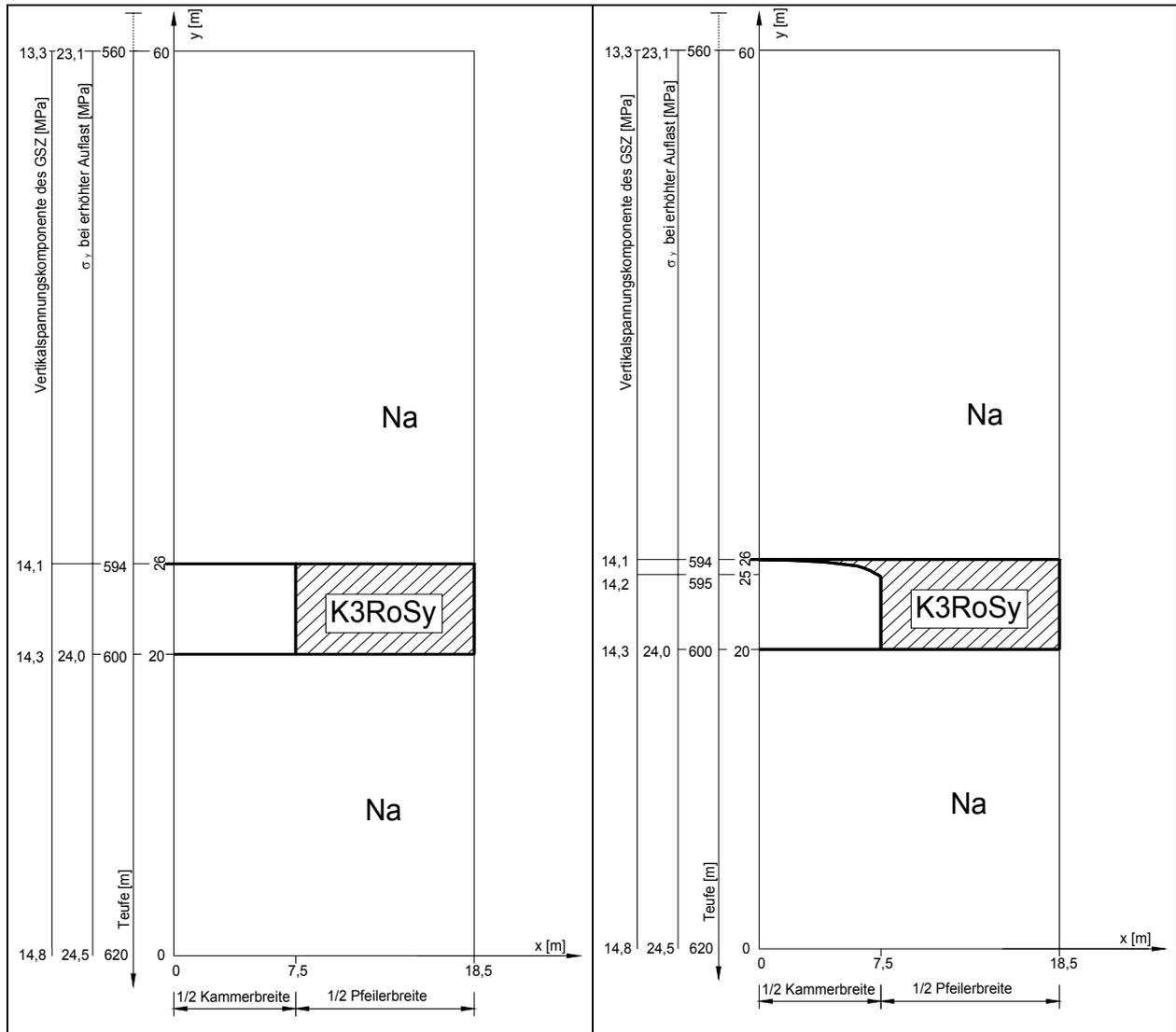


Bild 92: Variierte Modellgeometrie mit ebener und gewölbter Firste

Auf die Möglichkeit zur Reduzierung der Modellgeometrie beim Vorliegen entsprechender Symmetriebedingungen wird u.a. in den Empfehlungen des Arbeitskreises 1.6 der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik (DGGT) „Numerik in der Geotechnik“ [(Meißner, 1991) und (Meißner, 1996)] hingewiesen.

Im konkreten Falle ist danach eine Reduzierung des Standardmodells auf ein variiertes Modell nur dann zulässig, wenn alle Symmetrieanforderungen bezüglich Geometrie, Grundspannungszustand, Stoffgesetze, Materialinhomogenitäten, Auffahrungsreihenfolge, Randbedingungen und Ausbauelemente erfüllt sind.

Bei ungeankerter Firste werden alle genannten Anforderungen erfüllt, bei völlig identischer Vernetzung sind völlig identische Ergebnisse zu erwarten.

Durch die Halbierung des Berechnungsmodells und die damit verbundene Verringerung der Zonenzahl kann somit eine signifikante Rechenzeitverkürzung erreicht werden. Die Vorteile der Standardmodellgeometrie sind dagegen mehr optischer Art, indem bei der Auswertung der Berechnungsergebnisse die gesamte Kammerfirste dargestellt werden kann.

Beim Vorhandensein einer Ankerung ist die Modellhalbierung nur dann zulässig, wenn der Anker in Firstmitte faktisch auch halbiert wird, d.h., wenn dieser Anker zu je 50 % der rechten und linken Modellhälfte zugeordnet wird. Halbierung bedeutet dabei, dass jeweils die halben Ankerparameter in Ansatz zu bringen sind. Eine derartige Abminderung der Parameter des Ankers in Firstmitte im Vergleich zu den außermittigen Ankern ist bei den Parametervariationsrechnungen mit der variierten Modellgeometrie nicht erfolgt. Daher bleiben die Untersuchungen zum Einfluss der Modellgeometrie auf die Rechenfälle mit ungeankerten Firsten beschränkt.

☛ Ankersetzzeitpunkt und Ankervorspannkraft bei gewölbter Firste

Zur Analyse des bereits in Abschnitt 5.2.3 diskutierten Einflusses des Ankersetzzeitpunktes sowie des Vorspannkraftwertes auf das Verhalten gewölbter Firsten sind – zusätzlich zu den Parametervariationsrechnungen mit den Standardparametern aus Abschnitt 4.3 – Berechnungsfälle mit der Modellierungssequenz für ein Ankersetzen nach 3,5 Tagen nach Tabelle 11 mit einem Vorspannkraftwert von 1 kN realisiert worden.

5.4.2.2 Berechnungsergebnisse

Die geomechanische Wirkung einer Firstwölbung soll zunächst an Hand von Verschiebungsergebnissen ohne Ankerung diskutiert werden. Bild 93 zeigt dazu die Firstsenkungen nach der Hohlraumherstellung für eine ebene bzw. eine gewölbte Firste bei Variation der Modellgeometrie.

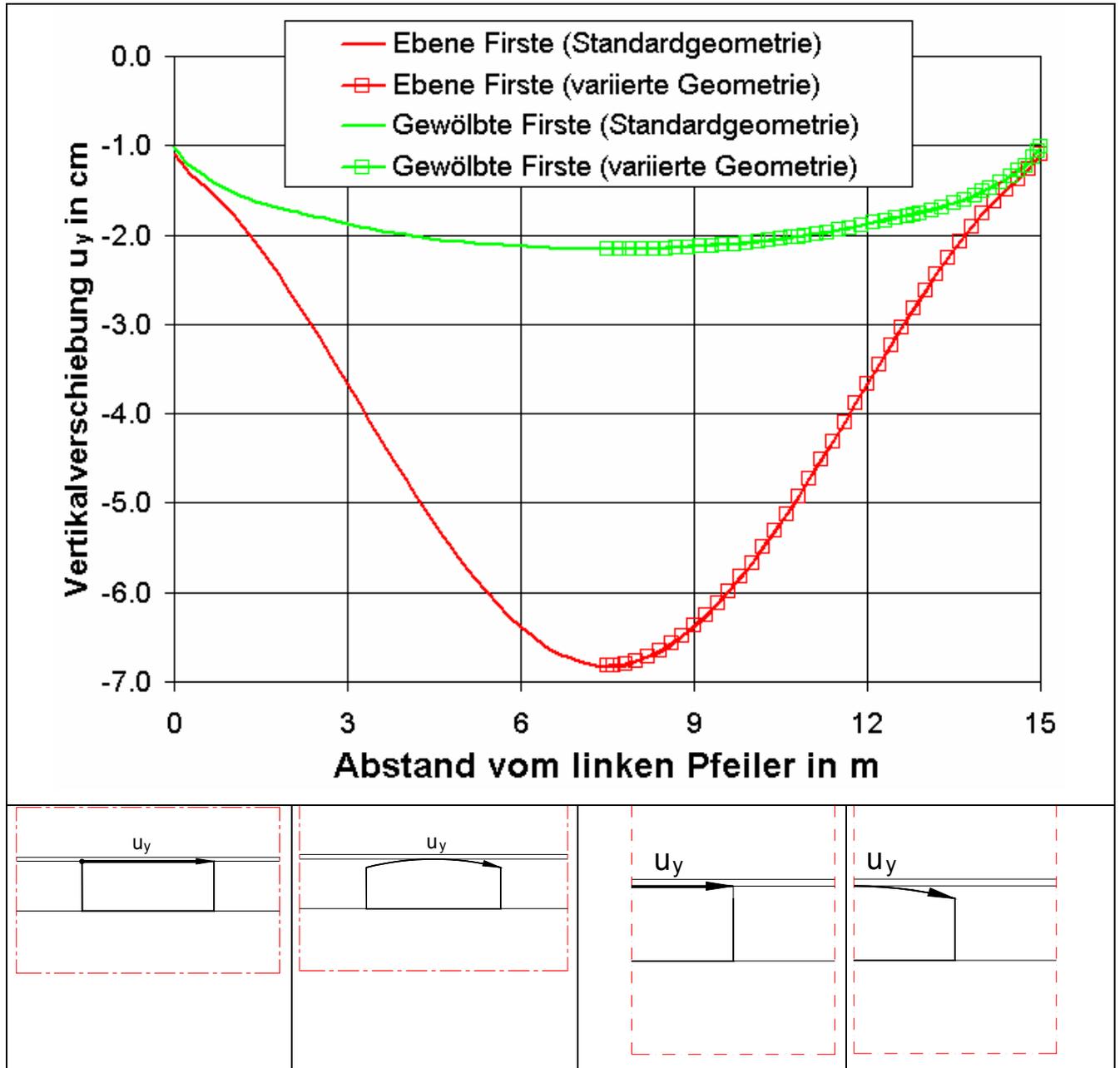


Bild 93: Vertikalverschiebungen entlang der ungeankerten ebenen bzw. gewölbten Firste nach der Hohlraumherstellung bei unterschiedlichen Modellgeometrien

Aus dieser Darstellung ist zu erkennen, dass durch die Firstwölbung die Senkungsbeträge deutlich reduziert werden. Das ist darauf zurückzuführen, dass sich bei der ebenen Firste die Absenkungsbeträge aus einem hohlraumherstellungsbedingten und einem trennflächenöffnungsbedingten Anteil zusammensetzen, während eine gewölbte Firste nur Verschiebungen infolge der Hohlraumherstellung erfährt. Durch die Firstwölbung wird somit die Trennflächenöffnung in der Phase der Hohlraumauf-fahrung wirksam verhindert.

Bild 93 ist darüber hinaus zu entnehmen, dass durch die Variation der Modellgeometrie keine Verschiebungsunterschiede hervorgerufen werden. Der Nachweis der Identität von Standardmodell und variiertem Modell gelingt damit beim Vorliegen exakter Symmetriebedingungen und bei identischer Vernetzung. Bereits geringfügige Änderungen der Zonengrößen im konturnahen Bereich verursachen geänderte Elementspannungen und damit Abweichungen bei den Vertikalverschiebungen, wie die Ergebnisse hier nicht dokumentierter Voruntersuchungen belegen.

Auch nach einer Standzeit des Hohlraumes von zwei Jahren sind bei den Vertikalverschiebungen prinzipiell dieselben Erscheinungen mit entsprechend größeren Absolutwerten zu beobachten (Bild 94).

Unabhängig von der Modellgeometrie tritt bei ebener Firste eine Trennflächenöffnung auf. Entsprechend größere Vertikalverschiebungen sind die Folge (Bild 94, obere Abbildungen). Im Gegensatz dazu verhindert die Firstwölbung auch nach einer Standzeit des Hohlraumes von zwei Jahren die Trennflächenöffnung (Bild 94, untere Abbildungen).

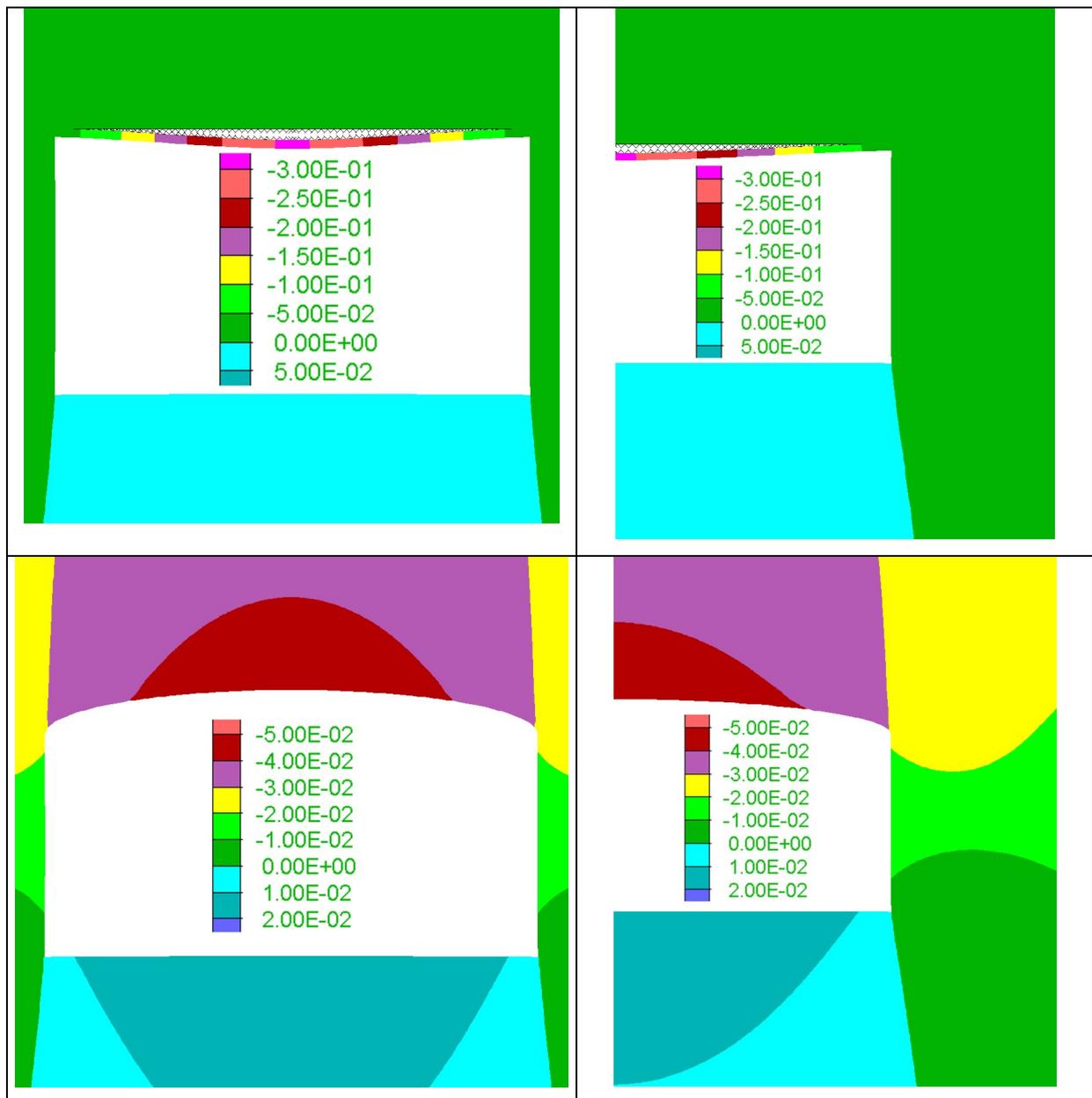


Bild 94: Vertikalverschiebungen nach 2 Jahren Standzeit in Abhängigkeit von der Firstausbildung und der gewählten Modellgeometrie (links: Standardmodellgeometrie; rechts: variierte Modellgeometrie)

Das deutlich voneinander abweichende Verhalten bei unterschiedlicher Firstausbildung zeigt sich auch bei der Analyse des zeitlichen Verlaufes der Vertikalverschiebungsgeschwindigkeit (\dot{u}_y) eines Untersuchungspunktes in Firstmitte bei Standardmodellgeometrie (Bild 95).

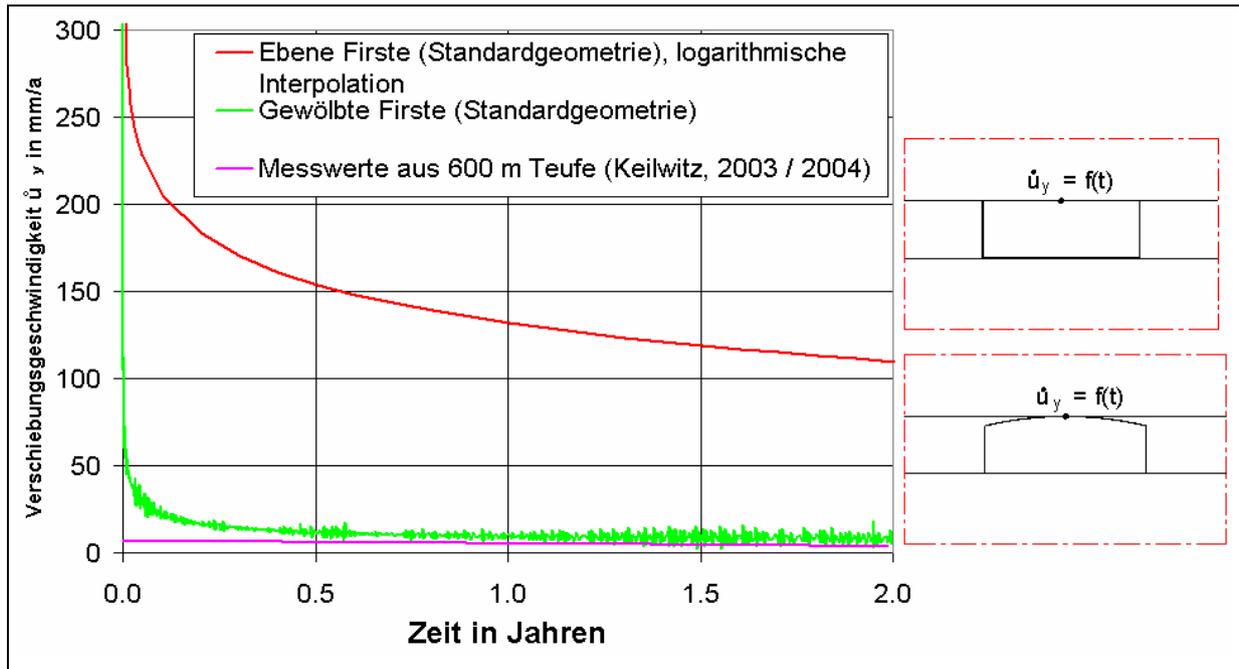


Bild 95: Zeitabhängige Entwicklung der Vertikalverschiebungsgeschwindigkeit eines Punktes in Firstmitte bei ebener und gewölbter Firste

Im Falle einer ebenen Firste liegen die Werte der Verschiebungsgeschwindigkeit bedingt durch den hohen trennflächenöffnungsbedingten Anteil mit ca. 110 mm / a nach 2 Jahren um mehr als eine Zehnerpotenz über den Werten bei gewölbter Firste (ca. 5 mm / a) und über den Messwerten (ca. 4 mm / a). An Hand der recht guten Übereinstimmung der Berechnungswerte bei gewölbter Firste mit den Messwerten ist eine Verifizierung des Gesamtmodells möglich. Unter der realistischen Annahme einer ungeankerten, aber gewölbten Firste in 600 m Teufe spiegeln die Berechnungsergebnisse die tatsächlichen Verhältnisse in situ zutreffend wider.

Tendenziell zeigen alle drei Kurven das erwartete gebirgsmechanische Verhalten, wonach die hohlraumherstellungsbedingten Spannungsumlagerungsprozesse mit der Zeit abklingen, es dadurch zur Abnahme der effektiven Spannungen im firstnahen Bereich kommt und sich somit die sekundäre Kriechrate im Norton – Stoffgesetz [Gleichung (14)] im Zeitablauf ebenfalls verringert.

Dies deckt sich auch mit den Erfahrungen aus dem untersuchten Lagerstättenteil, wonach die Firstsenkungsgeschwindigkeit mit der Zeit abnimmt und somit ein Übergang vom sekundären zum tertiären Kriechstadium (Bild 79) nicht erfolgen wird.

5.4.2.2 Berechnungsergebnisse

Als Ursache für das geomechanisch günstigere Verhalten einer gewölbten Firste ist die sekundäre Spannungsverteilung über der Kammerfirste anzusehen, durch die die Ausbildung eines konturnahen Traggewölbes wirkungsvoll unterstützt wird.

Dies soll an Hand des Verlaufs der größten Hauptnormalspannung (σ_1), die im Wesentlichen der Horizontalspannung (σ_x) entspricht, entlang einer ebenen sowie einer gewölbten Firste verdeutlicht werden (Bild 96).

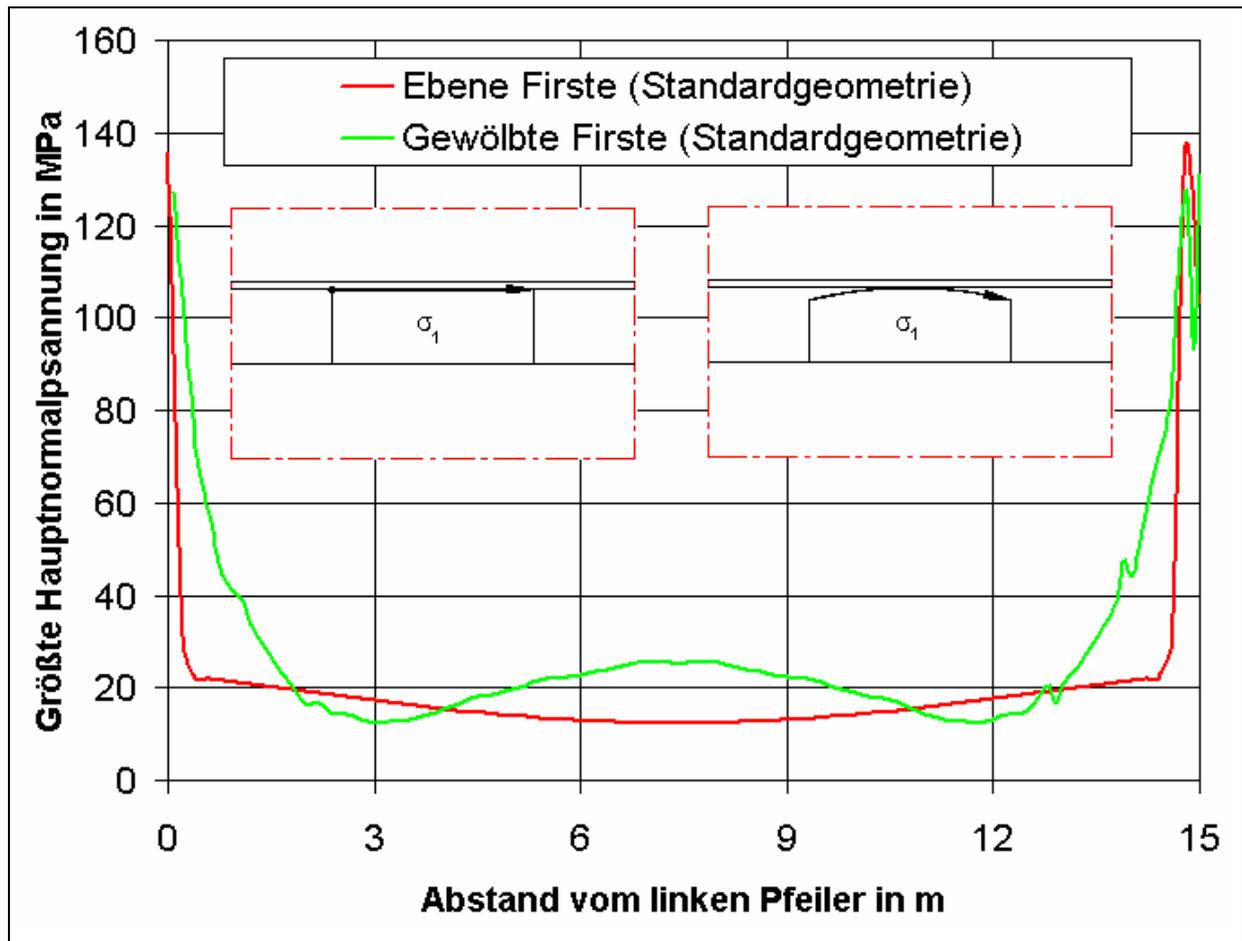


Bild 96: Größte Hauptnormalspannung (σ_1) nach der Hohlraumauffahrung entlang einer ebenen und einer gewölbten Firste

5.4.2.2 Berechnungsergebnisse

Man erkennt bei gewölbter Firste deutlich höhere σ_1 – Werte im zentralen Kammerbereich und in unmittelbarer Stoßnähe sowie geringfügig kleinere Werte im Abstand von 2 bis 4 m zum Stoß. Insbesondere die höhere horizontale Einspannung in Firstmitte verhindert die bei ebener Firste dort beginnende Trennflächenöffnung wirkungsvoll.

Nachfolgend sollen die Berechnungsergebnisse mit einer geankerten ebenen und einer geankerten gewölbten Firste vergleichend diskutiert werden:

Dabei zeigt sich zunächst, dass die höheren horizontalen Spannungen entlang der gewölbten Firste (Bild 96) letztlich als Ursache dafür anzusehen sind, dass die dort wirkenden Anker höher beansprucht werden als bei ebener Firste, da sie die größeren Scherverschiebungen entlang der Trennfläche durch eine höhere indirekte Ankerlängung verbunden mit höheren Ankerkräften zu kompensieren haben.

Bild 97 verdeutlicht dies an Hand der zeitabhängigen Ankerkraftentwicklung der Anker 1 und 4 bei unterschiedlicher Firstausbildung.

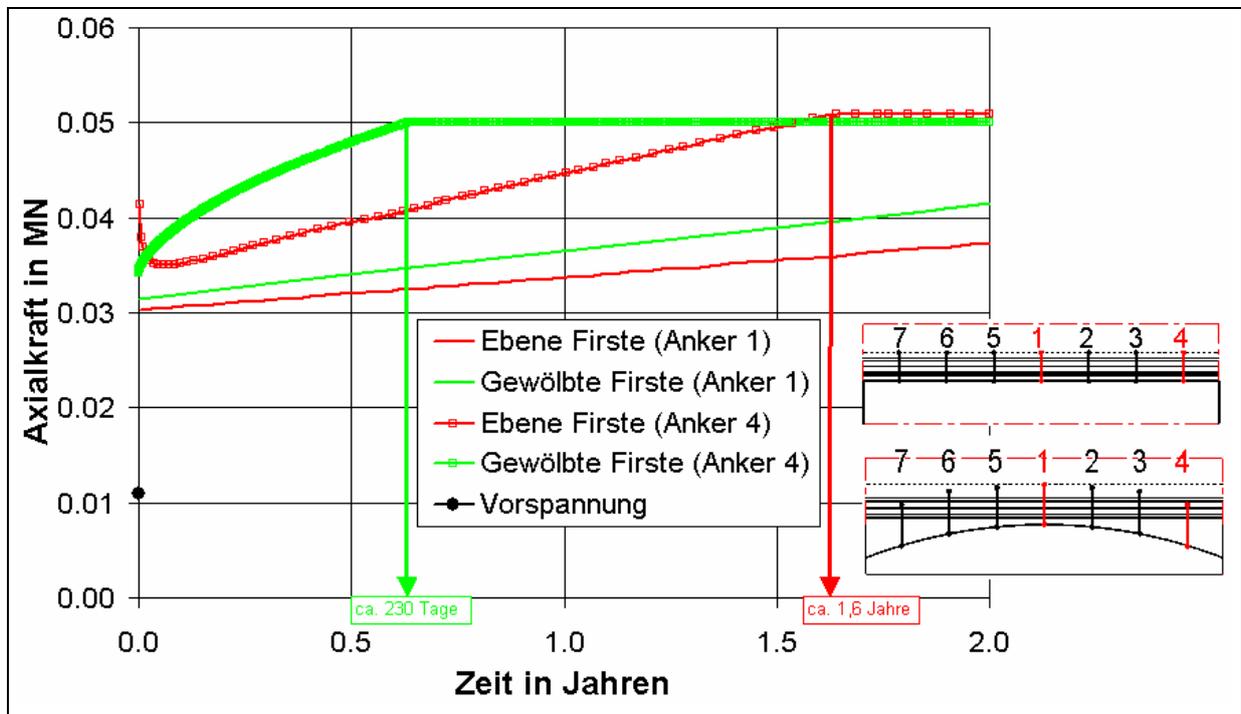


Bild 97: Zeitabhängige Entwicklung der Axialkräfte der Anker 1 und 4 bei ebener und gewölbter Firste

5.4.2.2 Berechnungsergebnisse

So weisen sowohl der kammermittige Anker 1 als auch der stoßnahe Anker 4 bei gewölbter Firste zu jedem Zeitpunkt höhere Axialkraftwerte auf als bei ebener Firste. Während bei dem Erstgenannten jedoch der Kraftwert an der Streckgrenze auch bei gewölbter Firste innerhalb des Untersuchungszeitraumes nicht erreicht wird, so stellt sich dieser Wert beim maximal beanspruchten Anker 4 bei gewölbter Firste nach ca. 230 Tagen und bei ebener Firste nach ca. 1,6 Jahren ein.

Die Darstellung zeigt darüber hinaus, dass ein Abfall der Ankerkraft des stoßnahen Ankers 4 unmittelbar nach dem Setzen, wie er bei einer ebenen Firste beobachtet und in Abschnitt 5.2.3.2 bereits diskutiert worden ist, bei gewölbter Firste nicht auftritt. Die Ursache auch dafür ist in den wölbungsbedingt geänderten Sekundärspannungsverhältnissen zu sehen. Eine zeitweilige Stauchung der geankerten Schichten in Stoßnähe ist bei gewölbter Firste nicht zu erkennen.

Bedingt durch die größeren Axialkräfte erfahren die Anker bei gewölbter Firste auch größere Ankerdehnungen. Nach zwei Jahren Standzeit beispielsweise sind beim Übergang von ebener zu gewölbter Firste Dehnungszunahmen von 43 % bei Anker 1 und 25 % bei Anker 4 zu verzeichnen (Tabelle 18).

Anker – Nr.	ϵ_{axial} nach 2 Jahren [%]		Zunahme [%] (ebene Firste = 100 %)
	ebene Firste	gewölbte Firste	
1	0,115	0,164	≈ 43
4	0,215	0,268	≈ 25

Tabelle 18: Axialdehnungswerte der Anker 1 und 4 nach zwei Jahren Standzeit bei ebener und gewölbter Firste sowie Dehnungszunahmen

Mit der Einführung einer Firstwölbung ist auch eine Zunahme der Mächtigkeit der Ablösung verbunden. Diese nimmt bei gewölbter Firste vom bisher durchgängigen Standardwert von 0,20 m in Kammermitte auf bis zu 1,20 m am Kammerstoß zu und bewirkt u.a. einen, im Vergleich mit einer ebenen Firste geänderten Verlauf der Trennflächennormalspannungen (Bild 98).

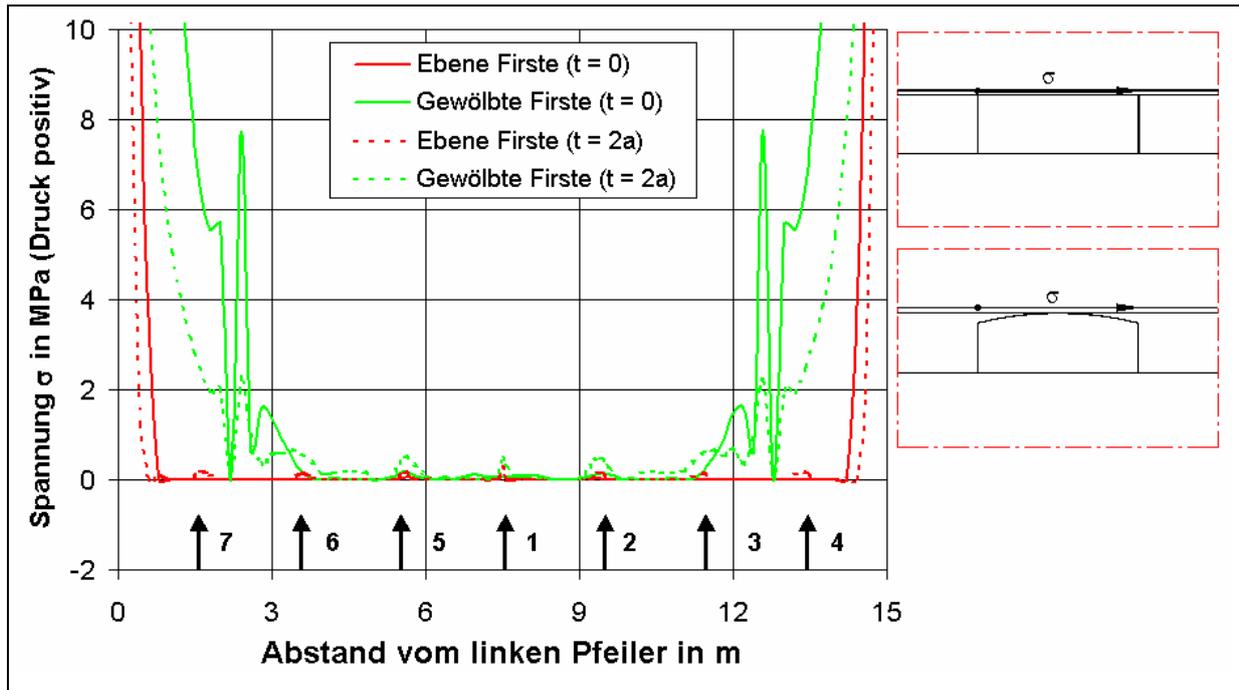


Bild 98: Normalspannungen (σ) auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung und nach zwei Jahren Standzeit bei ebener und gewölbter Firste sowie Lage der Anker

Die wesentlichen Erkenntnisse aus Bild 98 können dabei wie folgt zusammengefasst werden:

Im kammermittigen Bereich nehmen die σ - Werte bei ebener und gewölbter Firste vergleichbare Werte an. Bedingt durch die höheren Ankerkräfte bei gewölbter Firste fallen auch die Trennflächennormalspannungen im Wirkungsbereich der Anker höher aus. Eine Tendenz zur Normalspannungserhöhung mit der Zeit ist in beiden Fällen erkennbar.

Im Bereich zwischen den stoßnahen Ankern 3 und 4 treten nach der Hohlraumaufrichtung bei gewölbter Firste hohe Trennflächennormalspannungen auf. Dies ist auf den dort bereits deutlich größeren Abstand der Trennfläche von der Firste und damit auf die dort wirkende mehraxiale Druckeinspannung zurückzuführen.

5.4.2.2 Berechnungsergebnisse

Bei ebener Firste dagegen ist die Trennfläche zum Zeitpunkt $t = 0$ auf Grund der nahezu einaxialen Beanspruchung bis in unmittelbare Stoßnähe normalspannungsfrei. Im zeitlichen Verlauf erfolgt in diesem Bereich bei gewölbter Firste ein deutlicher Normalspannungsabbau und bei ebener Firste ein Normalspannungsaufbau, der größenordnungsmäßig mit dem in Kammermitte vergleichbar ist.

Die im Bild 98 außerdem erkennbaren starken Spannungsschwankungen im Bereich zwischen den Ankern 3 und 4 bei gewölbter Firste mit einem Abfall von σ auf Null im Extremfall sind offensichtlich auf die geänderten Spannungsverhältnisse, speziell den Horizontalspannungsverlauf in der Firste zurückzuführen, der entlang der Trennfläche zum Auftreten von Scherspannungen führt. Bild 99 verdeutlicht dies an Hand der Trennflächenscherspannungen, wie sie nach der Hohlraumherstellung auftreten. Im Gegensatz zur ebenen Firste treten die Scherspannungsspitzen in deutlichem Abstand von den Kammerstößen im Bereich zwischen den Ankern 3 und 4 auf und bewirken so die Schwankungen der Trennflächennormalspannung in diesem Bereich. Wie Bild 98 jedoch verdeutlicht, nehmen diese Spannungsschwankungen im Zeitablauf sichtbar ab.

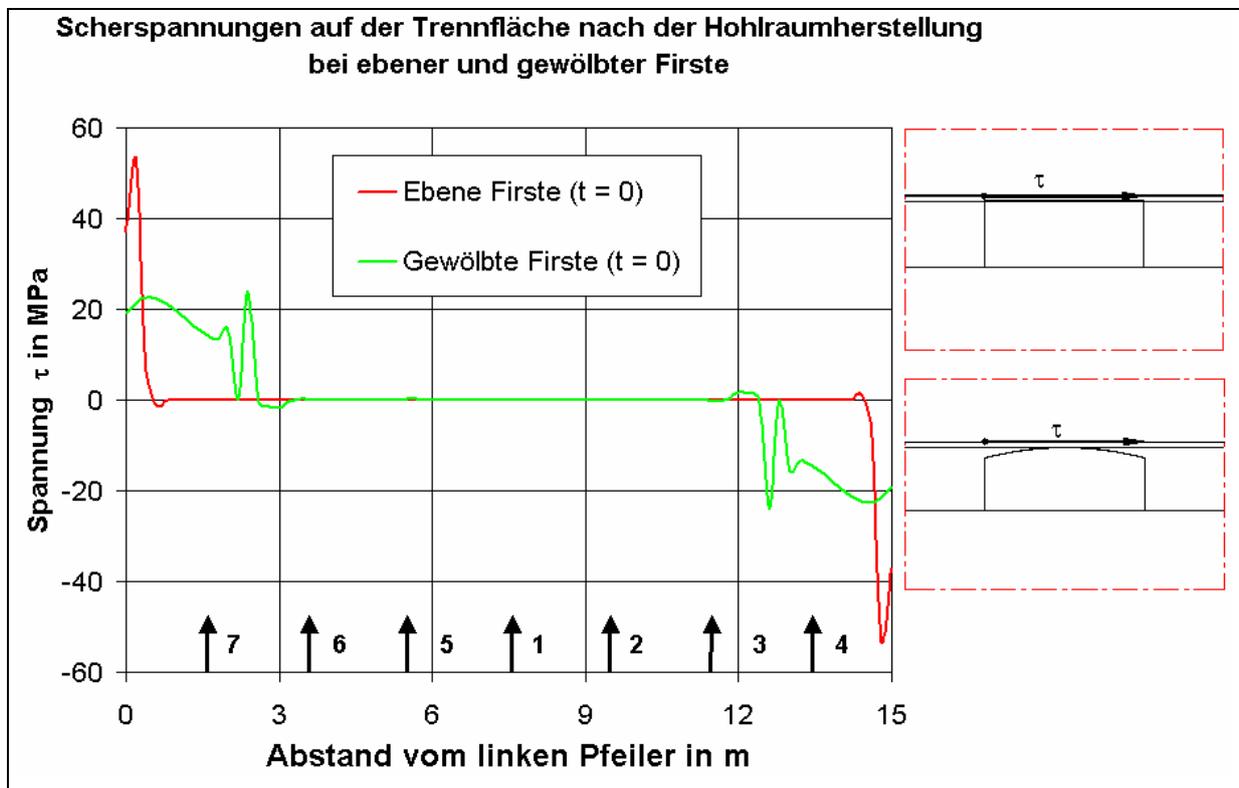


Bild 99: Scherspannungen (τ) auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung bei ebener und gewölbter Firste sowie Lage der Anker

5.4.2.2 Berechnungsergebnisse

Die Wirkung der Systemmankerung bei ebener und gewölbter Firste kann darüber hinaus an Hand der Trennflächenöffnung nach zwei Jahren veranschaulicht werden (Bild 100).

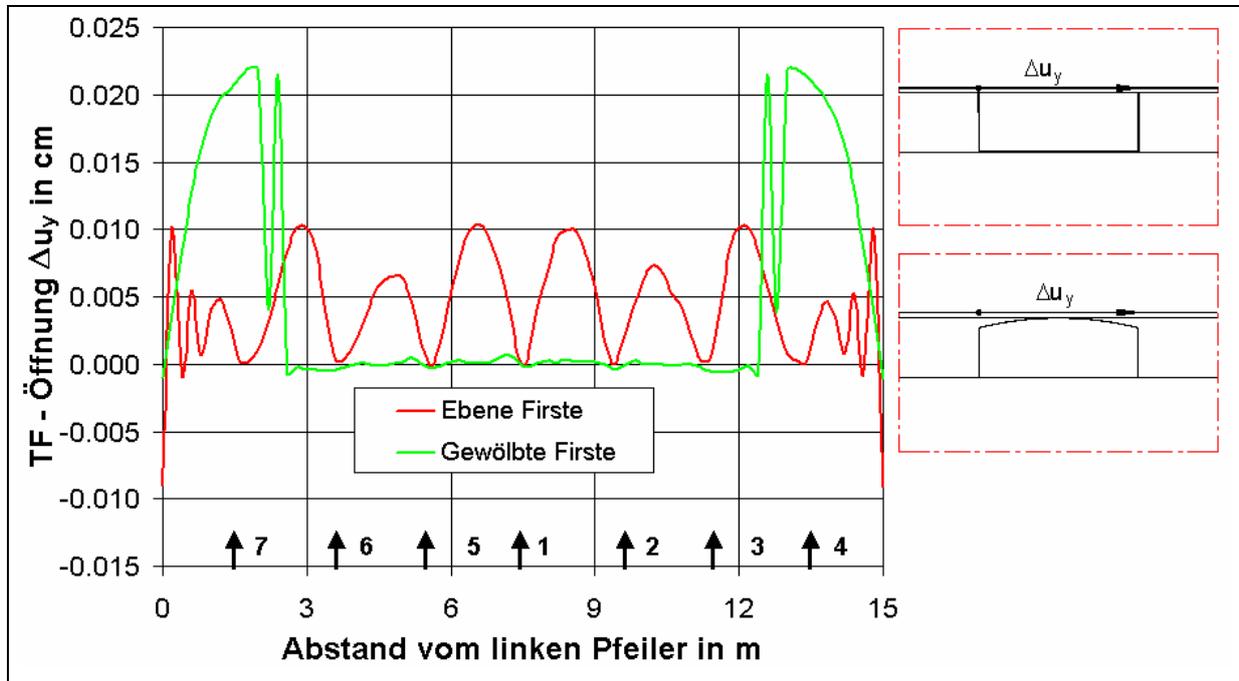


Bild 100: Trennflächenöffnung nach zwei Jahren Standzeit bei ebener und gewölbter Firste sowie Lage der Anker

Aus den berechneten sehr kleinen Maximalöffnungsbeträgen von 0,1 mm bei ebener Firste bzw. 0,22 mm bei gewölbter Firste lässt sich zunächst ableiten, dass eine Trennflächenöffnung in beiden Fällen nahezu vollständig verhindert wird. In Abhängigkeit von der unterschiedlichen geomechanischen Beanspruchung der einzelnen Firstabschnitte und damit der dort befindlichen Anker treten diese Maxima bei ebener Firste im Bereich nahezu aller Anker gleichermaßen auf, während sich die Maximalwerte von Δu_y bei gewölbter Firste auf den Bereich um den stoßnahen Anker 4 konzentrieren.

Für eine gewölbte Firste ist darüber hinaus typisch, dass ein kammermittiger Bereich von mehr als 9 m Breite eine völlig geschlossene Trennfläche aufweist.

5.4.2.2 Berechnungsergebnisse

Abschließend soll im Zusammenhang mit den Untersuchungen zum Einfluss einer Firstwölbung auf Ergebnisse von numerischen Untersuchungen eingegangen werden, bei denen die Anker nach 3,5 Tagen und damit zu einem realistischen Zeitpunkt gesetzt und lediglich mit einer Vorspannung von 1 kN versehen worden sind.

Wie Bild 94 (Abbildung unten links) zeigt, erfolgt bei gewölbter Firste innerhalb des Untersuchungszeitraumes von zwei Jahren keine Trennflächenöffnung. Dadurch wird es möglich, die Anker nach 3,5 Tagen in eine Firste mit ungeöffneter Trennfläche zu setzen und somit nur die Ankerkraftentwicklung aufzuzeichnen, die im Zuge der zeitabhängigen Kriechdeformationen der Firstsalzschichten eintreten und nicht von hohlraumherstellungsbedingten Einflüssen bzw. Trennflächenöffnungs- oder Trennflächenschließungsprozessen herrühren.

Aus den Berechnungsergebnissen können damit die Zeitpunkte entnommen werden, nach denen die Ankerkräfte die Größe üblicher Vorspannwerte (z.B. 20 bzw. 35 kN) erreichen.

Die entsprechenden Ergebnisse für den minimal belasteten Anker 1 und den maximal belasteten Anker 4 enthalten Tabelle 19 sowie Bild 101.

	Anker 1	Anker 4
Zeitpunkt des Erreichens eines Ankerkraftwertes von 20 kN	$730 \text{ d} - 3,5 \text{ d} = \underline{726,5 \text{ d}}$	$136 \text{ d} - 3,5 \text{ d} = \underline{132,5 \text{ d}}$
Zeitpunkt des Erreichens eines Ankerkraftwertes von 35 kN	<u>> 2 Jahre</u>	$335 \text{ d} - 3,5 \text{ d} = \underline{331,5 \text{ d}}$

Tabelle 19: Zeitpunkte des Erreichens üblicher Vorspannkraftwerte für die nach 3,5 Tagen gesetzten Anker bei gewölbter Firste

So erreicht der höchstbeanspruchte Anker 4 einen Axialkraftwert von 20 kN 132,5 Tage nach dem Setzen und einen Axialkraftwert von 35 kN nach 331,5 Tagen Ankerstandzeit.

Der durchweg geringer beanspruchte Anker 1 erreicht einen Axialkraftwert von 20 kN nach ca. zwei Jahren und einen Axialkraftwert von 35 kN zu einem Zeitpunkt deutlich außerhalb des Untersuchungszeitraumes.

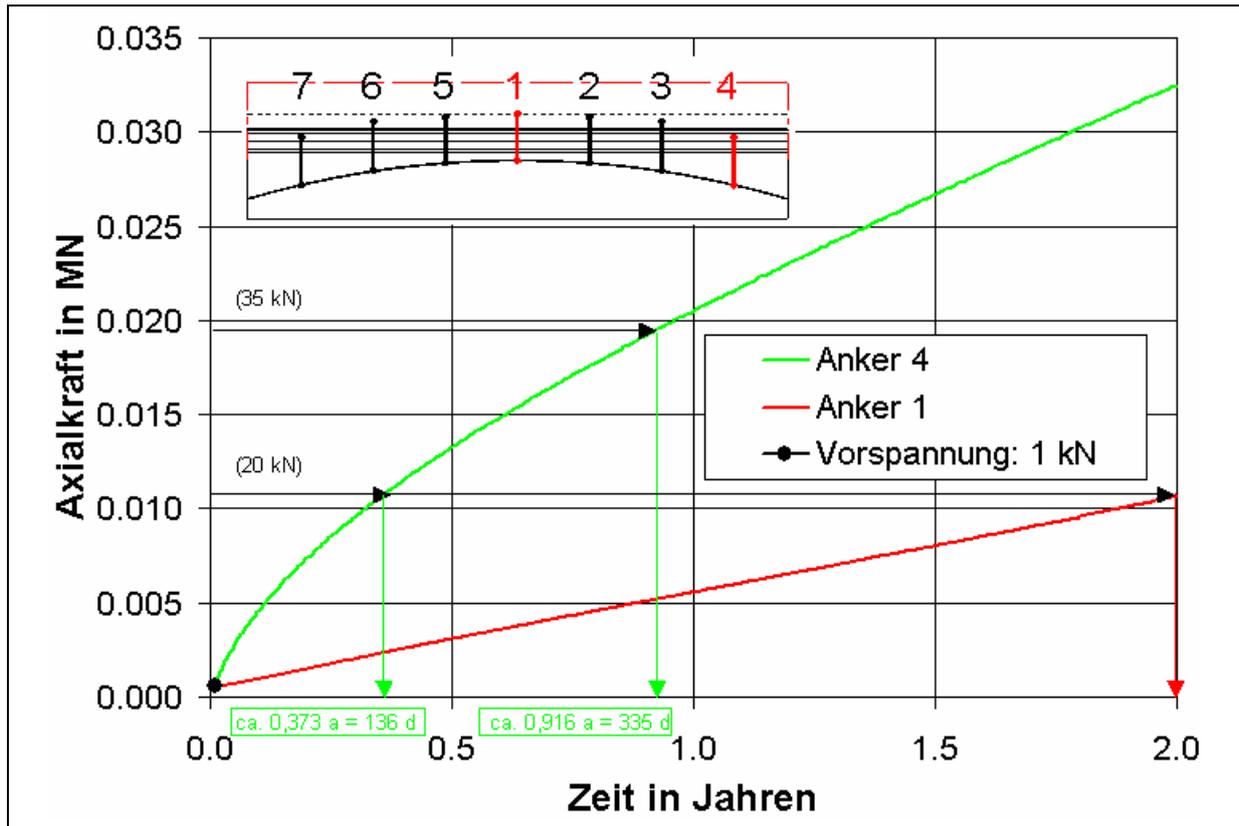


Bild 101: Entwicklung der Axialkraft in den Ankern 1 und 4 vom Ankersetzzeitpunkt ($t = 3,5$ Tage) bis zu zwei Jahren Standzeit bei einer Vorspannkraft von 1 kN

Diese Untersuchungen zeigen, dass sich durch die kriechbedingte, in gewissem Sinne also passive Ankerbeanspruchung allein übliche Vorspannkraftwerte von 20 bzw. 35 kN – im hier kritischsten Falle des firstmittigen Ankers 1 – erst nach einem Zeitraum einstellen, der bereits jenseits der Gewinnungs- und Nutzungsphase eines Abbauhohlraums von zwei Jahren liegt. Daraus lässt sich ein weiteres Mal die Notwendigkeit zur zeitnahen aktiven Vorbelastung der Anker mit den entsprechenden Vorspannwerten ableiten (siehe Abschnitt 5.2.3.2, \odot Einfluss der Ankervorspannung).

Zusammenfassend soll zum Einfluss einer Firstwölbung und der damit verbundenen Ausrundung der Übergangsbereiche zwischen Firste und Stößen unterstrichen werden, dass dadurch generell günstigere Spannungs- und Verschiebungszustände im konturnahen Bereich erzeugt werden können. Die Öffnung einer Trennfläche wird so verhindert und die Firstsenkungen werden deutlich reduziert. Beim Ankern gewölbter Firsten ist mit höheren Axialkraft- und Axialdehnungswerten als bei ebenen Firsten zu rechnen, wobei diese Werte jedoch immer noch eine genügend hohe Sicherheitsreserve gegen Zugbruchversagen beinhalten.

6 Zusammenfassende Bewertung der eigenen Untersuchungsergebnisse und Ableitung praktischer Schlussfolgerungen

Die im Abschnitt 5 dargestellten numerischen Berechnungsergebnisse zum First-, Trennflächen- und Ankerverhalten stehen prinzipiell im Einklang mit den praktischen Erfahrungen. Dies wird auch aus der erkannten Übereinstimmung von Mess- und Berechnungsergebnissen unter vergleichbaren Annahmen und unter Beachtung eingegangener Modellierungskonservativitäten deutlich.

Die Modellvorstellungen über die Wirkung einer systematischen Firstankerung im Kalibergbau werden durch die eigenen numerischen Berechnungsergebnisse erhärtet. Dies betrifft insbesondere

- die Verdübelung geringmächtiger Hangendschichten zu einem biegesteiferen Schichtpaket und
- die Verhinderung des Öffnens von Löserflächen durch das Einbringen vorgespannter Anker in einem festen Raster.

Darüber hinaus wird die grundsätzliche Eignung des um nutzerdefinierte Funktionen erweiterten kontinuumsmechanischen FD – Programmsystems FLAC – 2D als Werkzeug zur Bearbeitung der komplexen Problemstellung der Firststabilität beim Abbau flach einfallender Kaliflöze nachgewiesen. Die wichtigsten gebirgsmechanischen Erscheinungen sind bei Auswahl geeigneter Modelle und zutreffender Parameter durch die numerischen Untersuchungen nachvollziehbar.

Aus der vergleichenden Auswertung der Ergebnisse der numerischen Parametervariationsrechnungen können einerseits spezielle Erkenntnisse für die Referenzlokation und andererseits allgemeine Trends für andere Lagerstätten- und Abbaubedingungen abgeleitet werden. Die dargestellte Verfahrensweise ist somit grundsätzlich auch auf andere Verhältnisse in situ erfolgversprechend anwendbar.

Mit den vorgestellten numerischen Untersuchungsergebnissen wird des Weiteren ein Beitrag zum Nachweis der grundsätzlichen Richtigkeit der bisher praktizierten Verfahrensweise zur Erzielung stabiler Firstverhältnisse beim Abbau von Kaliflözen in flacher Lagerung geleistet.

So werden im Detail die Zweckmäßigkeit

- der Verwendung des nachgiebigen Ankerstahls „Bergbau GEWI – Stahl ST 450 / 700“,
 - einer ausreichend hohen Ankervorspannung,
 - eines frühzeitigen Ankersetzens,
 - der Beachtung unterschiedlicher Teufenlagen,
 - der Einbeziehung transienter und stationärer Kriechverformungsanteile sowie
 - einer Wölbung der Kammerfirsten
- nachgewiesen.

Indirekt erfolgt zudem der Nachweis der Richtigkeit der bisher zugrunde gelegten und im Rahmen der Parametervariationsrechnungen konstant gehaltenen Ankerdimensionierungsparameter „Wirklänge der Anker“ und „Ankersetzdichte“.

Darüber hinaus lässt sich aus den Untersuchungen – auch im Hinblick auf weiterführende numerische Berechnungen – die praktische Erkenntnis ableiten, dass durch die nutzerdefinierte Umsetzung des elasto – plastisch – verfestigenden Materialverhaltens heutiger Ankerstähle das tatsächliche Verhalten realistischer wiedergegeben wird.

Nicht zuletzt lassen sich aus den Untersuchungen zur Modellgeometrie und Modellierungssequenz nützliche und weiterführende modellierungstechnische Erkenntnisse ableiten.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Zur Gewährleistung der Stabilität der beim Abbau flach einfallender Kaliflöze im Kammer – Pfeiler – Verfahren entstehenden Firsten der Abbaukammern werden diese in Deutschland seit den 60er Jahren des 20. Jahrhunderts systematisch geankert. Die Verdeutlichung der Wirkung dieser systematischen Firstankerung erfolgt dabei seit jeher an Hand geeigneter Modellvorstellungen, die im Abschnitt 2.2 dieser Arbeit näher vorgestellt werden.

Die eigentliche Bemessung des Spreizhülsen – Ankerbaus wird heute vorwiegend mit analytischen Verfahren unter Einbeziehung praktischer Erfahrungen sowie von Messergebnissen aus Modell- und Feldversuchen vorgenommen. Der Einsatz numerischer Verfahren zur Ankerdimensionierung und darüber hinaus zur Analyse der komplexen Wechselwirkung zwischen der Hohlraumherstellung, dem Salzkriechen, dem Verhalten geschichteter Firsten und der Wirkung einer Systemankerung steht demgegenüber noch am Anfang. Im Rahmen dieser Arbeit sind daher systematische numerische Untersuchungen zum Einfluss ausgewählter stabilitätsbeeinflussender Faktoren durchgeführt worden, wobei die numerische Umsetzung einer elasto – plastisch – verfestigenden Spannungs – Dehnungs – Kennlinie heutiger Ankerstähle sowie die Variation der Ankervorspannkraft eine besondere Berücksichtigung gefunden haben.

Im Abschnitt 4.1 werden dazu zunächst alle bislang erkannten geologisch – gebirgsmechanischen sowie geometrisch – bergbautechnologischen und ankerspezifischen Einflussfaktoren auf die Firststabilität analysiert. Gleichzeitig erfolgt an dieser Stelle die Vorstellung des Wissensstandes zu all denjenigen Einflussgrößen, die im Rahmen der eigenen Parametervariationsrechnungen nicht detailliert untersucht werden.

Für die den Hauptteil der Arbeit umfassenden numerischen Berechnungen ist eine Referenzlagerstätte ausgewählt worden. Es handelt sich dabei um die Kalilagerstätte auf der Scholle von Calvörde mit dem dortigen Bergwerk Zielitz der K + S KALI GmbH. Die Gründe für die Auswahl gerade dieses Kalibergwerkes sowie eine kurze Vorstellung aus geologisch – gebirgsmechanischer und bergbautechnologischer Sicht sind Inhalt des Abschnittes 4.2.

Zur Umsetzung der speziellen Bedingungen am Standort Zielitz ist ein numerisches Basismodell entwickelt worden. Dieses Ausgangsmodell der Variationsrechnungen wird im Kapitel 4.3 vorgestellt, wobei insbesondere

- das Gesamtmodell,
 - die Löserflächen,
 - die Systemankerung,
 - das Salzstoffgesetz,
 - die Randbedingungen,
 - die Berechnungsschrittfolge sowie
 - die eingegangenen Modellierungskonservativitäten
- näher erläutert werden.

Ausgehend von diesem Basismodell sind unter Verwendung des kontinuumsmechanischen Numerikprogramms FLAC – 2D (ITASCA, 2000) bei Variation jeweils eines stabilitätsbeeinflussenden Faktors Vergleichsrechnungen durchgeführt worden.

Neben der Darstellung des vorhandenen Kenntnisstandes zur Wirkung des jeweils untersuchten Einflussfaktors sind die nachfolgend zusammengefassten Ergebnisse dieser Berechnungen, die unter Zugrundelegung der im Abschnitt 4.3 getroffenen Standardannahmen sowie der in den einzelnen Abschnitten vorgestellten Variationsannahmen zu bewerten sind, wesentlicher Inhalt des Hauptabschnittes 5 der vorliegenden Arbeit.

❶

Aus den Untersuchungen zum Einfluss der Mächtigkeit einer Ablösung und zum Einfluss der Trennflächeneigenschaften bei ungeankerter Kammerfirste lässt sich dabei zunächst Folgendes ableiten:

- Mit abnehmender Ablösemächtigkeit nehmen die trennflächenöffnungsbedingten Firstsenkungen und damit die Firstfallgefahr zu. Als ungünstigster untersuchter Fall ist derjenige mit einer Ablösemächtigkeit von 20 cm identifiziert worden, geringer mächtige Ablösungen werden durch Berauben hereingewonnen.

- Das Firstsenkungs- und Trennflächenöffnungsverhalten wird durch die Trennflächenfestigkeitseigenschaften signifikant beeinflusst. Dabei tritt im Beispielfall beim Übergang vom Parametersatz mit „sehr guten“ Eigenschaften ($\phi_{TF} = 30^\circ$, $c_{TF} = 5 \text{ MPa}$, $\sigma_{t_TF} = 2 \text{ MPa}$) zum Parametersatz mit „sehr schlechten“ Eigenschaften ($\phi_{TF} = 20^\circ$, $c_{TF} = \sigma_{t_TF} = 0 \text{ MPa}$) nach der Hohlraumherstellung nahezu eine Verdoppelung der maximalen Senkungen in Kammermitte auf (Kapitel 5.1).

2a

Durch die nutzerdefinierte Implementierung des elasto – plastisch – verfestigenden Ankermaterialverhaltens mit einer maximalen axialen Verformbarkeit bis 10 % (Kapitel 5.2.2) wird das tatsächliche Ankerverhalten realistischer wiedergegeben als bei Nutzung des standardmäßig verfügbaren ideal elasto – plastischen Verhaltens. Darüber hinaus werden bisher nicht nachvollziehbare Verformungsreserven aufgedeckt. So besitzt selbst ein hochbeanspruchter stoßnaher Anker nach einer Standzeit von 8 Jahren eine Verformungsreserve von ca. 9,5 % Dehnung (Kapitel 5.2.3.2).

2b

Durch das Setzen vorgespannter Anker wird das Firstverhalten zeitnah nach der Hohlraumauffahrung – und damit in einer unter Standsicherheitsgesichtspunkten sehr wichtigen Phase – deutlich verbessert. Die Trennflächenöffnung wird verhindert, die Firstsenkungen werden begrenzt und es erfolgt ein frühzeitiger Aufbau von festigkeitserhöhenden Trennflächennormalspannungen. Diese angestrebten gebirgsmechanischen Wirkungen werden bei allen gewählten Vorspannwerten (1, 20 und 35 kN) erzielt, wobei durch höhere F_V – Werte tendenziell eine leichte Verbesserung erreicht werden kann. Mit zunehmender Standzeit geht der Einfluss unterschiedlich hoher Vorspannwerte nahezu völlig verloren.

Die numerischen Untersuchungen haben des Weiteren bestätigt, dass durch eine Vorspannkraft ein registrierbarer, allerdings sehr geringer Teil des Lastaufnahmevermögens und der Axialverformungsreserve aufgebraucht wird. Dieser Effekt ist damit qualitativ und quantitativ belegbar, besitzt jedoch für die bergbauliche Praxis kaum Bedeutung, da die verbleibende Verformungsreserve mit ca. 9,8 % Dehnung in jedem Falle ausreicht, um ein Ankerzugversagen in der Phase des aktiven Bergbauganges von z.B. zwei Jahren und weit darüber hinaus mit Sicherheit ausschließen zu können (ebenfalls Kapitel 5.2.3.2).

2c

Werden die Anker bei den numerischen Berechnungen nicht sofort mit der Hohlraumherstellung gesetzt, sondern zu einem technologisch möglichen und unter dem Gesichtspunkt des Erhaltes des Festsitzes des Ankerkonus nach dem Sprengen gebirgsmechanisch zweckmäßigen Zeitpunkt von z.B. 3,5 Tagen, so treten folgende Erscheinungen auf: Im Gegensatz zu einer sofort geankerten Abbaukammer öffnet sich bei einem Ankern nach 3,5 Tagen die Trennfläche 20 cm über einer ebenen Firste. Damit kommt es zu größeren Firstsenkungen. Die später eingebrachten Anker werden jedoch weniger stark beansprucht als die sofort gesetzten und verhindern eine weitere Öffnung der betroffenen Trennfläche bzw. bewirken teilweise ein Wiederschließen derselben, wobei es zu temporären Be- und Entlastungen der Anker kommt. Da in der bergbaulichen Praxis die Firsten von langlebigen Grubenbauen sowie von Aus- und Vorrichtungsstrecken generell gewölbt aufgefahren werden und sich in kurzlebigen Abbauhohlräumen im Zuge des Beraubens ebenfalls leicht gewölbte Firsten mit ausgerundeten Übergängen zu den Stößen einstellen, ist die Gefahr der Löserbildung während der ausbaufreien Standzeit weniger relevant. Hinweise auf die Zweckmäßigkeit einer – über das notwendige Maß hinausgehenden – „Ausbauverspätung“ haben die numerischen Berechnungen nicht ergeben (ebenfalls Kapitel 5.2.3.2).

2d

Der Einfluss einer größeren Teufe des Abbauhohlraumes von 900 m im Vergleich zur Referenzteufe von 600 m unter ansonsten gleichartigen geometrischen und geologischen Bedingungen zeigt sich insbesondere durch

- höhere Firstsenkungen,
- die Tendenz zur Öffnung der Trennfläche in den Bereichen zwischen den Ankern,
- höhere Ankerdehnungen und
- das zeitigere Erreichen eines bestimmten Ankerkraftwertes,
z.B. des charakteristischen Kraftwertes an der Streckgrenze.

Auch in der größeren Teufe ist die Wirksamkeit einer Systemankerung gegeben, was sich damit belegen lässt, dass ein vergleichsweise am stärksten beanspruchter stoßnaher Anker nach zwei Jahren Standzeit noch über eine Verformungsreserve von 9,1 % Dehnung verfügt und die Berechnungsergebnisse insgesamt als konservativ zu bewerten sind (ebenfalls Kapitel 5.2.3.2).

③

Die Verwendung eines Kriechgesetzes für die Salinarschichten, das neben der stationären Kriechphase (Norton – Stoffgesetz) zusätzlich die transiente Kriechphase umfasst (Salzer – Stoffgesetz), führt durch Einbeziehung der anfänglichen transienten Verformungsanteile zu höheren Deformationen und damit zu höheren Verschiebungen, Trennflächennormalspannungen und Ankerbeanspruchungen. Nach zwei Jahren Standzeit kann jedoch auch bei Verwendung des Salzer – Kriechgesetzes und des gewählten Parametersatzes von einer voll funktionsfähigen Systemankerung mit einer ausreichenden Ankerkraft- und Ankerdehnungsreserve ausgegangen werden. Die Erscheinungen beim Wechsel des Stoffgesetzes von „Norton“ zu „Salzer“ sind dabei prinzipiell mit denen vergleichbar, die sich aus dem Vergleich der Berechnungsergebnisse mit Abbauhohlräumen in zwei unterschiedlichen Teufenlagen ergeben (Kapitel 5.3).

④

Die Wölbung einer Kammerfirste, verbunden mit der Ausrundung der Übergangsbereiche zwischen der Firste und den Stößen, führt insgesamt zu günstigeren Verschiebungs- und Spannungsverhältnissen im firstnahen Bereich. So kann die Öffnung der Trennfläche, die bei ebener Firste bereits im Zuge der Hohlräumeauffahrung eintreten würde, bei gewölbter Firste über längere Zeit verhindert werden. Die Firstsenkungen werden dadurch deutlich reduziert. Eine eingebrachte Systemankerung wird durch die – geometrisch bedingt – geänderten Horizontalspannungsverhältnisse über der Firste stärker beansprucht, besitzt jedoch ebenfalls noch eine genügend hohe Sicherheitsreserve gegen Zugbruchversagen (Kapitel 5.4).

Zusammenfassend gestatten die eigenen numerischen Untersuchungen die Aussage, dass die bisher in der Praxis angewandte Verfahrensweise zur Erzielung stabiler Firstverhältnisse in der Gewinnungs- und Nutzungsphase prinzipiell zweckmäßig ist.

Darüber hinaus werden unter Zugrundelegung eines elasto – plastisch – verfestigenden Ankerverhaltens auch

- bei ungünstigen Firstverhältnissen hinsichtlich Ablösemächtigkeit, Trennflächeneigenschaften und Firstgeometrie,
- unter Einbeziehung transienter Kriechverformungsanteile der umgebenden Salzgesteine,
- für Abbaukammern in größerer Teufe,
- unter Verwendung üblicher Vorspannwerte und
- nach einer längeren Standzeit

Reserven beim Axialdehnungsvermögen der Anker sichtbar.

Im ungünstigsten untersuchten Fall einer geankerten Abbaukammer in 900 m Teufe verfügt der am stärksten beanspruchte stoßnahe Anker nach zwei Jahren Standzeit unter Einbeziehung des nach der Ankerrichtlinie (Kaliverein e.V., 1999) geforderten Sicherheitsbeiwertes von $S = 2$ noch über eine Axialverformungsreserve von 4,55 % Dehnung.

Die vorliegende Arbeit leistet insgesamt einen Beitrag zur Bewertung der Firstsicherheit im Kalibergbau und stellt die Grundlage für weitergehende Untersuchungen dar.

So ist es, ausgehend von den vorgelegten eigenen numerischen Berechnungsergebnissen, prinzipiell denkbar, alle in Bild 10 dargestellten Einflussfaktoren im Rahmen von Nachfolgeuntersuchungen zu variieren. Besonders erfolgversprechend erscheinen dabei Berechnungen unter Variation der in Tabelle 20 aufgeführten Einflussgrößen.

Die Verifizierung vorliegender bzw. neu hinzukommender Berechnungsergebnisse sollte an Hand von weiteren Ergebnissen

- zu Firstsenkungen,
- zu Trennflächenöffnungen (ermittelt beispielsweise durch Tastlöcher oder Firstradar) sowie
- zur zeitlichen Entwicklung von Ankerkräften und Ankerdehnungen aus Messungen in situ erfolgen.

Inhalt zweckmäßiger Nachfolgeuntersuchungen	Ziel der Untersuchungen
Simulation des Kontaktes zwischen Anker und Gebirge über einen Haftreibungsschersteifigkeits - Verbund und Berechnung mit dynamischer Anregung	Nachweis des Festsitzes bzw. Rutschens des Ankerkonus - bei großen Deformationen und - bei Sprengerschütterungen sowie Simulation von Ankerzugversuchen
Ergänzung der Ankermodellierung um Ankerplatten mit definierten Abmessungen	Untersuchung des flächenhaften Ankerkraftabtrages in das Gebirge
Numerische Beschreibung der Anker mit Balkenelementen („beam elements“) bzw. den neuartigen „rockbolt elements“ in der Version 5.0 von FLAC (ITASCA, 2005)	Darstellung der Zug- wie auch der Scher- und Biegebeanspruchung der Anker und Ausweis entsprechender Sicherheiten
Weiterentwicklung der numerischen Umsetzung des elasto – plastisch – verfestigenden Ankerverhaltens	- Untersuchung des Ankerverhaltens bei Be- und Entlastungsvorgängen - Modellierung von Ankersegmenten, die aus mehr als einem Segment bestehen
Simulation der tatsächlichen Herstellungsphasen einer Abbaukammer im Zeitablauf, Variation des Ankersetzzeitpunktes und Rechnung mit dynamischer Anregung	- realistische Widergabe des tatsächlichen technologischen Ablaufes - Festlegung einer möglichen Zeitspanne für das Setzen der Anker unter statischen und dynamischen Gesichtspunkten - Analyse der Reaktion der Systemankerung und des Trennflächenverhaltens bei bereits geöffneter Löserfläche
Verwendung eines komplexen Stoffgesetzes für die Salinargesteine, z.B. des in FLAC über UDM verfügbaren Stoffgesetzes nach Minkley (Minkley u.a., 2001)	realistische Umsetzung aller drei Kriechphasen sowie von Entfestigungs-, Dilatanz- und Plastizierungserscheinungen
Verwendung eines diskontinuumsmechanischen Berechnungsprogramms [z.B. UDEC, (ITASCA, 2004a)] in Verbindung mit einem visko – elasto – plastischen Stoffgesetz [z.B. nach (Minkley u.a., 2001)] mit lagerstättenspezifischen Parametern	Analyse und visuelle Darstellung möglicher Bruch- und Überbeanspruchungsprozesse bei - ungeankerten ebenen Firsten nach kurzen Standzeiten sowie - geankerten Firsten nach sehr langen Standzeiten
Verwendung eines dreidimensionalen Berechnungsprogramms [z.B. FLAC-3D oder 3DEC, (ITASCA, 2004b und c)]	realistische Umsetzung der Nebenortauffahrung sowie der Änderung der Pfeilerbelastung und damit des Firstverhaltens beim „Wandern“ einer Abbaukammer vom Baufeldrand ins Baufeldzentrum

Tabelle 20: Inhalte und Ziele zweckmäßiger Nachfolgeuntersuchungen

Literaturverzeichnis

Alber, M.; Rühl, S., 2004: Load capacity of fully grouted rock bolts in shale.

Ruhr – Universität Bochum, persönliche Mitteilung vom 22.11.2004

Albrecht, H.; Hunsche, U., 1980: Gebirgsmechanische Aspekte bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle in Salzdiapiren unter besonderer Berücksichtigung des Fließverhaltens von Steinsalz. In: Fortschritte der Mineralogie 58 (1980), H. 2, S. 212 - 247

Ansorge, H., 2002: Ableitung von Hinweisen für die Verbesserung der Standsicherheit von langlebigen Strecken in den Flözbereichen „Hessen“ und „Thüringen“ des Kaliwerkes „Werra“, Standort Hattdorf – Wintershall. Freiberg, TU Bergakademie, Institut für Bergbau, Diplomarbeit, 2002

Autorenkollektiv, 1967: Ankerausbau und Firstsicherung im Kalibergbau der DDR. Gutachten, Bergakademie Freiberg, 1967

Beer, W. W., 1996: Kalilagerstätten in Deutschland. In: Kali und Steinsalz 12 (1996), H. 1, S. 18 – 30

Cristescu, N. D., 1993: A General Constitutive Equation for Transient and Stationary Creep of Rock Salt. In: Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 30 (1993), Nr. 2, S. 125 – 140

Dreyer, W., 1964: Die Bedeutung von Modellversuchen an Salzgesteinen für die Beurteilung gebirgsmechanischer Probleme im Kalibergbau. In: Bergakademie 16 (1964), S. 157 – 162

Dreyer, W., 1967: Die Festigkeitseigenschaften natürlicher Gesteine insbesondere der Salz- und Karbongesteine. Clausthaler Hefte zur Lagerstättenkunde und Geochemie der mineralogischen Rohstoffe 5 (1967), S. 1 – 247

Dreyer, W., 1975: Neuere Untersuchungen auf dem Gebiet der Modellmechanik zur Erfassung der Standfestigkeit von Grubenbauen. DFG - Forschungsbericht Bergmännische Gebirgsmechanik 1 (1975), S. 167 – 168

Galczynski, S.; Dudek, J.; Wojtaszek, A., 1973: Neue Gesichtspunkte für die Dimensionierung des Ankerbaus in Grubenräumen.
In: Glückauf-Forschungshefte 34 (1973), Nr. 1, S. 14 – 18

Gimm, W., 1958: Ankerbau im Tiefbau. In: Bergbautechnik 8 (1958) H. 9, S. 451 – 460

Gimm, W. u. a., 1962: Grubenausbau – Lehrbriefe 1 – 8 für das Fernstudium. Bergakademie Freiberg, 1962 – 1967

Gimm, W. u.a., 1967: Gutachten über die Notwendigkeit und detaillierte Gestaltung des Ankerbaus im Kalibergbau der DDR. Freiberg: Bergakademie, Institut für Bergbaukunde, 1967 - Unveröffentlichter Forschungsbericht

Gimm, W., 1975: Angewandte Fels- und Gebirgsmechanik, 3. Lehrbrief – Gebirgsmechanik des Abbaues. Bergakademie Freiberg, 1975

Grégoire, C.; Halleux, L.; Lukas, V., 2004: Fracture detection and characterisation by ground penetration radar in a salt mine. In: Kali und Steinsalz 21 (2004), H. 1, S. 18 – 25

Grimmig, G., 1996: Die Entwicklung des Bergwerks Zielitz.
In: Kali und Steinsalz 12 (1996), H. 3, S. 86 – 93

Habenicht, H., 1976: Anker und Ankerungen zur Stabilisierung des Gebirges. Wien: Springer, 1976

Hausdorf, A., 2003: Sicherung von Hohlräumen im Salzgebirge mit Hilfe von Anker-
ausbau. Vortrag anlässlich des 31. Geomechanik – Kolloquiums am 15.11.2002 in
Freiberg. Veröffentlichung des Instituts für Geotechnik der TU Bergakademie Frei-
berg, Heft 2003 –1, S. 127 – 147

Hausdorf, A.; Heinrich, F.; Konietzky, H., 2004: The elasto – plastic material
behavior of rock anchors with hardening and its application in mining.
In: Proc. of the 1st International UDEC / 3DEC Symposium, A. A. Balkema,
Rotterdam, 2004, page 199 – 207

Heinrich, F., 1996: Vorlesung Ausbau und Sicherung. TU Bergakademie Freiberg,
Institut für Geotechnik, Sommersemester 1996

Hou, Z., 1997: Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagede-
ponien im Salzgebirge. TU Clausthal, Professur für Deponietechnik und Geomecha-
nik, Diss., 1997

Hou, Z., 1998: Ein neues Stoffmodell für duktile Salzgesteine mit Einbeziehung von
Gefügeschädigung und tertiärem Kriechen auf der Grundlage der Continuum – Da-
mage – Mechanik. In: Geotechnik 21 (1998), Heft 3, S. 259 – 263

Hunsche, U., 1988: Measurements of creep in rock salt at small strain rates.
In: The Mechanical Behaviour of Salt – Proc. of the Second Conference. Hannover
(24.–28.9.1984), Clausthal – Zellerfeld: Trans Tech Publications, 1988.
– Tagungsbericht, S. 187 – 196

Hunsche, U.; Schulze, O., 1994: Das Kriechverhalten von Steinsalz.
In: Kali und Steinsalz 11 (1994), Heft 8 / 9, S. 238 – 255

IfG, 2000a: Durchführung gebirgsmechanischer Untersuchungen an Sylvinit des Flö-
zes Ronnenberg der Grube Zielitz für die Dimensionierung in großen Teufen. Teilbe-
richt: Gebirgsmechanische Modellrechnung, 3D – Streifenmodell im Profil eines Ab-
baublockes. Bericht für K + S GmbH, Leipzig, 13.04.2000

IfG, 2000b: Gebirgsmechanische Modellierung zum First- und Stoßverhalten von Abbaukammern, die in großen Teufen um 1200 m im Sylvinit Ronnenberg der Grube Zielitz aufgefahren werden. Bericht für K + S GmbH, Leipzig, 25.10.2000

IfG, 2001: Einfluss des Sylvinit – Gehaltes und der herrschenden Temperatur auf die triaxiale Druckfestigkeit von Sylvinit aus dem Flöz Ronnenberg der Grube Zielitz der Kali und Salz GmbH. Bericht für K + S GmbH, Leipzig, 23.01.2001

ITASCA, 2000: FLAC – User's Manual. Version 4.0, ITASCA Consulting Group, Minneapolis, 2000

ITASCA, 2004a: UDEC – User's Manual. Version 4.0, ITASCA Consulting Group, Minneapolis, 2004

ITASCA, 2004b: FLAC-3D – User's Manual. Version 2.1, ITASCA Consulting Group, Minneapolis, 2004

ITASCA, 2004c: 3DEC – User's Manual. Version 3.0, ITASCA Consulting Group, Minneapolis, 2004

ITASCA, 2005: FLAC – User's Manual. Version 5.0, ITASCA Consulting Group, Minneapolis, 2005

Jacobi, O., 1952: Zur Statik des Ankerbaus. In: Bergfreiheit 17 (1952), Nr. 1, S. 9 – 16

Kali und Salz GmbH, Werk Zielitz, 1997: 4. Ergänzung des Sonderbetriebsplanes 30 / 91 vom 28.11.1991 „Verwendung von Gebirgsankern mit 1200 mm Länge für alle Ausbauarten bis 1200 m Teufe“. Zielitz, 1997

Kali und Salz GmbH, Werk Zielitz, 1999: Betriebsanweisung G2 / 1 „First- und Stoßsicherheit“. Zielitz, 1999

Kali und Salz GmbH, Werk Zielitz, 2000: Betriebliche Anweisung „Zusammenfassung der gültigen Abbau- und Streckenparameter für die Grube Zielitz in Abhängigkeit von der Teufenlage“. Kali und Salz GmbH, Werk Zielitz, 2000

Kali und Salz GmbH, 2001: Innerbetriebliche Untersuchung zur Auswirkung der Sprengerschütterungen auf die Ankerung. Kali und Salz GmbH, 2001

Kaliverein e.V., 1999: Grundsätze zur Beurteilung und Verwendung von Ankerausbau zur systematischen Firstsicherung im Kali- und Steinsalzbergbau (Ankerrichtlinie). Kassel, 1999

Keilwitz, K., 2003 / 2004: Interne Information zu Verschiebungsmessergebnissen. Zielitz, 2003 / 2004

Kiehl, J. R.; Döring, T.; Erichsen, C., 1998: Ein räumliches Stoffgesetz für Steinsalz unter Berücksichtigung von primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen, Dilatanz, Kriech- und Zugbruch sowie Nachbruchverhalten. In: Geotechnik 21 (1998), Heft 3, S. 254 – 258

Kind, H. – J., 1995: Die Untertage – Deponie Zielitz. In: Vorträge anlässlich des Kolloquiums am 26./27.10.1995 zum Thema: Nutzung bergbaulicher Hohlräume als Speicher und Deponien sowie Verwertung von Reststoffen / Abfällen im Bergbau unter besonderer Berücksichtigung gebirgsmechanischer Aspekte. Schriftenreihe der Abteilung Geomechanik in Bergbau, Tunnelbau und Deponietechnik, Institut für Bergbau, TU Clausthal, H. 6, 1995, S. 292 – 303

Krippner, E., 1958: Ankerausbau in Abbau- und Gesteinsstrecken. In: Glückauf 94 (1958), Nr. 7/8, S. 267 – 279

K + S Aktiengesellschaft, 2003: Interne Information zu Trennflächeneigenschaften. Kassel, 06.11.2003

K + S Aktiengesellschaft, 2004: Interne Information zum Normalprofil der Leine – Folge im Bereich der Scholle von Calvörde. Kassel, 15.04.2004

Langer, M., 1984: The rheological behaviour of rock salt. In: The Mechanical Behaviour of Salt – Proc. of the First Conference. Pennsylvania State University (9.-11.11.1981). Clausthal – Zellerfeld: Trans Tech Publications, 1984. – Tagungsbericht, S. 201 – 240

Langer, M., 1986: Hohlrumbaue im Salzgebirge - Überblick über den Stand der Wissenschaft und Technik. Sonderdruck. Essen: Verlag Glückauf GmbH, 1986

Lauffer, H., 1995: Die Bedeutung der Verbundanker für den Untertagebau. In: Berichte des Internationales Symposiums – Anker in Theorie und Praxis – (Salzburg, 9./10.10.1995). Rotterdam: A. A. Balkema, 1995. – Tagungsbericht, S. 181 – 187

Lux, K. – H., 1984: Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzka-
vernenbau. Stuttgart: F. Enke Verlag, 1984. – ISBN 3-432-94171-4

Maidl, B., 1997: Tunnelbau im Sprengvortrieb. Berlin, Heidelberg, New York: Springer – Verlag, 1997. – ISBN 3-540-62556-9

Meißner, H., 1991: Empfehlungen des Arbeitskreises AK 1.6 "Numerik in der Geo-
technik" der DGGT, Abschnitt 1 Allgemeine Empfehlungen.
In: Geotechnik, 14 (1991), Nr. 1, S. 1 – 10

Meißner, H., 1996: Empfehlungen des Arbeitskreises AK 1.6 "Numerik in der Geo-
technik" der DGGT, Abschnitt 2 Tunnelbau unter Tage.
In: Geotechnik, 19 (1996), Nr. 2, S. 99 – 108

Menzel, W., 1970: Beitrag zur Dimensionierung von Kammerpfeilern im Salzberg-
bau. Freiberg, Bergakademie, Diss., 1970

Menzel, W., 1972: Beitrag zur Dimensionierung von Kammerpfeilern im Salzberg-
bau. In: Neue Bergbautechnik 2 (1972), Nr. 5, S. 345 – 353

Menzel, W.; Eckart, D.; Brückner, G.; Thoma, K., 1972: Gegenwärtiger Stand der vom Institut für Bergbausicherheit entwickelten Methoden zur Dimensionierung von Pfeilern und Firstspannweiten im Kalibergbau. Vortrag zum V. Internationalen Kongress für Gebirgsdruckforschung, London, 1972

Middendorf, H.; Janssen, K., 1953: Erfahrungen mit dem Ankerausbau.
In: Glückauf 89 (1953), Nr. 33 / 34, S. 809 – 822

Minkley, W.; Menzel, W.; Konietzky, H.; te Kamp, L., 2001: A visco – elasto – plastic softening model and it's application for solving static and dynamic stability problems in potash mining. Proc. of the 2nd International FLAC Symposium, A. A. Balkema, Lyon, 2001, page 21 – 27

Minkley, W.; Salzer, K., 2003: IfG Leipzig GmbH, persönliche Mitteilung vom 21.11.2003

Moye, U.; Rumphorst, K., 1998: Ankerausbau in den Bergwerken der Kali und Salz GmbH. In: Vorträge anlässlich des 3. Internationalen Kolloquiums Ankerausbau im Bergbau des Instituts für Bergbaukunde I an der RWTH Aachen (Aachen 3./4.6.1998). Aachen: Verl. der Augustinus – Buchh., 1998. – Tagungsbericht S. 221 – 223 - ISBN 3 – 86073 – 654 - X -

MÜLLER, O., 1952: Das Verfahren der Hangendsicherung durch Ankerbolzen nach Berichten aus dem nordamerikanischen Bergbau.
In: Bergbau – Rundschau 4 (1952), Nr. 3, S. 128 - 132

Norton, F. H., 1929: Creep of steel at high temperatures. New York: McGraw Hill.

Ohne Verfasserangabe, 1919: Streckenausbau mit eisernen Ankern.
In: Z. Berg-, Hütt.- u. Salinenwesen 67 (1919), T.B S. 7 – 8

Panek, L. A., 1956: Design of bolting systems to reinforce bedded mine roof. Bureau of Mines Report of Investigations 5155, March 1956

Reichenbach, W, 1963: Ergebnisbericht Kalisalzvorerkundung Scholle von Calvörde (Ostteil). Unveröffentlichter Bericht. VEB Geologische Erkundung West, Halle / Saale

Rother, A., 2004: Die Entwicklung des Ankerbaus zur Sicherung von Hohlräumen im Salinar von den Anfängen bis zur Gegenwart. Freiberg. TU Bergakademie, Institut für Geotechnik, Studienarbeit, 2004

Salzer, K.; Konietzky, H.; Günther, R. - M., 1998: A new creep law to describe the transient and secondary creep phase. In: Application of numerical methods to geotechnical problems: Proceedings of the fourth European conference on numerical methods in geotechnical engineering (Udine, Italien, 14.–16.10.1998). Springer Verlag Wien, New York, 1998. - Tagungsbericht, S. 377 – 387

Schering, E., 1956: Über die Verwendbarkeit von Firstankern im Salzgestein. In: Kali und Steinsalz 2 (1956), Nr. 2, S. 37 – 42

Schneider, J., 1973: Grundlagenuntersuchungen über die Beherrschung des unmittelbaren Hangenden im Kalibergbau an der Werra durch systematische Firstankerung. Clausthal – Zellerfeld. TU Clausthal, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen, Diss., 1973

Schnürer, F.; Keilwitz, K.; Wiedemann, M., 2003: Bergbauliche Bedingungen und geotechnische Überwachung beim Abbau von Sylvinit in flacher Lagerung bei Teufen von 1100 – 1300 m. In: 32. Geomechanik – Kolloquium: Aktuelle gebirgsmechanische Probleme und ihre Beherrschung – Beispiele aus Bergbau, Untertageendlagerung und Verwahrung (Leipzig, 14.11.2003). Leipzig: IfG Institut für Gebirgsmechanik GmbH, 2003. Tagungsbericht, S. 7 – 13

Seidler, D., 1988: Analyse der untertägigen abbaubedingten Deformationen beim Kurzpfeiler – Örterbau als Grundlage für Vorausberechnungen und als Voraussetzung für abbauverlustsenkende Maßnahmen, dargestellt am Beispiel des VEB Kalibetrieb „Ernst Schneller“ Zielitz. Freiberg, Bergakademie, Fakultät für Technische Wissenschaften, Diss., 1988

Streitz, R.; Rumphorst, K., 1997: First- und Stosssicherungstechnik – Berauben und Ankern. In: Kali und Steinsalz 12 (1997), H. 5, S. 163 – 169

Uhlenbecker, F. W., 1968: Verformungsmessungen in der Grube und ergänzende Laboruntersuchungen auf dem Kaliwerk Hattorf im Hinblick auf eine optimale Festlegung des Abbauverlustes bei größtmöglicher Sicherung der Grubenbaue. Clausthal – Zellerfeld, TU Clausthal, Diss., 1968

Uhlenbecker, F. W., 1974: Neuere Forschungsergebnisse in der Gebirgsmechanik aus dem Salzbergbau. In: Kali und Steinsalz 6 (1974), H. 9, S. 308 – 314

Uhlenbecker, F. W., 1978: Neuere Forschungsergebnisse in der Gebirgsmechanik im Hinblick auf den Abbau von carnallitischen Kaliflözen. Fünftes Internationales Salzsosymposium in Hamburg 1 (1978), S. 413 – 422

Wirtschaftsvereinigung Bergbau, 2002: Jahresbericht 2002. Internetseite www.wv-bergbau.de vom 23.09.2004

Zänker, G., 1978: Vorratsberechnung Stand 1.7.1978. Flöz Ronnenberg, Sylvinit und Carnallitit. Unveröffentlichter Bericht VEB Kombinat Kali, VEB Kailbetrieb Zielitz

Zhu, H., 2004: Discussion on the determination of the k_{bond} parameter for the numerical modelling of cablebolt elements with 3DEC.

In: Proc. of the 1st International UDEC / 3DEC Symposium, A. A. Balkema, Rotterdam, 2004, page 209 – 212

Abbildungsverzeichnis

	Seite
Bild 1: Verringerung der Firstabsenkung durch das Anheften geringfester Firstschichten an ein ansonsten standfestes Hangendes	4
Bild 2: Pfeilerbelastung und horizontale Spannung in der Firste	6
Bild 3: Verhalten einer geschichteten Firste im ungeankerten und geankerten Zustand beim Auftreten hoher horizontaler Spannungen	7
Bild 4: Verhalten einer massigen Firste beim Auftreten hoher horizontaler Spannungen	8
Bild 5: Einzelschichthöhen und Höhe des geankerten Schichtpaketes	9
Bild 6: Verlauf der Querkraft (Q) und dementsprechend wirkungsvolle Anordnung der Anker	10
Bild 7: Erhöhung der Normalspannung und der Scherfestigkeit auf einer latenten Trennfläche durch die Ankervorspannung	11
Bild 8: Einzelankerung und Systemankerung	11
Bild 9: Elasto – plastisch – verfestigende Kennlinie des Ankerstahls „Bergbau – GEWI – Stahl ST 450 / 700“ (Kaliverein, 1999)	15
Bild 10: Einflussfaktoren auf die Stabilität einer Kammerfirste.	16
Bild 11: Firstablösung mit ca. 30 cm Mächtigkeit entlang einer geologisch vorgegebenen Schwächefläche	18
Bild 12: Stationäre Kriechraten von Steinsalz bei unterschiedlichen Temperaturen [aus (Langer, 1984)]	20

Bild 13:	Deformationsmechanismenkarte für natürliches polykristallines Steinsalz [aus (Hunsche, 1988)]	21
Bild 14:	Triaxiale Druckfestigkeit von Sylvinit bei Zimmertemperatur und bei einer Lagerstättentemperatur von 52°C [aus (IfG, 2001)]	22
Bild 15:	Einfluss der Luftfeuchtigkeit (in % RF = relative Feuchte) auf die Größe der stationären Kriechrate $\dot{\epsilon}_s$ [aus (Hunsche und Schulze, 1994)]	23
Bild 16:	Bänderförmige Ausblühungen von Carnallit bzw. Kieserit; Örtlichkeit: Zielitz (Foto: A. Hausdorf, 2004)	24
Bild 17:	Geometrische Verhältnisse beim Quadratfeiler – Kammer – Bau mit gleichbreiten Abbaukammern	26
Bild 18:	Grenzgeraden zur Einschätzung der firstfallsicheren Spannweiten für verschiedene geologische Verhältnisse [nach (Menzel u.a., 1972)]	28
Bild 19:	Sicherung einzelner Klufkörper an der Hohlraumkontur (nach Lauffer, 1995)	30
Bild 20:	Wirksame Länge der Ankerstange (aus Kaliverein e.V., 1999)	32
Bild 21:	Anzahl und Mächtigkeit gemessener Ablösungen bei Herstellung einer Bandstrecke mittels Teilschnittmaschine bzw. durch Sprengvortrieb [aus (Ansorge, 2002)]	36
Bild 22:	Grundriss der Herstellungsphasen eines Grubenbaus mit Ortsbrust sowie First- und Ankerkante [Bergwerk Zielitz, für Teufen > 750 m; aus (Kali und Salz GmbH, 1999)]	38

Bild 23:	Herstellungsphasen im Querschnitt am Beispiel einer Vorrichtungsstrecke; Örtlichkeit: Zielitz, Westfeld, Teufe: ca. 600 m (Foto: L. Baumgarten, 2004)	39
Bild 24:	Geographische Lage und Verkehrsanbindung des Kaliwerkes Zielitz [aus (Kind, 1995)]	42
Bild 25:	Geologisches Profil der Scholle von Calvörde nach (Reichenbach, 1963) und (Zänker, 1978)]	43
Bild 26:	Normalprofil der Leine – Folge im Bereich der Scholle von Calvörde [nach (K + S Aktiengesellschaft, 2004)]	44
Bild 27:	Basismodell, Gesamtmodell	46
Bild 28:	Diskretisierung des gewählten Gebirgsausschnittes (Gesamt- ansicht und Detaildarstellung des hohlraumnahen Bereiches)	47
Bild 29:	Basismodell, Detail Kammerfirse	50
Bild 30:	Mittlere Senkung der Hohlraumkontur, gemittelt aus 9 Messstellen im Teufenbereich von 600 m [nach (Keilwitz, 2003 / 2004)]	55
Bild 31:	Mittlere Senkung der Hohlraumkontur, gemittelt aus 9 Messstellen im Teufenbereich von 900 m [nach (Keilwitz, 2003 / 2004)]	56
Bild 32:	Vertikalverschiebungen entlang der Firse infolge der Hohlraum- herstellung bei unterschiedlichen Mächtigkeiten der Ablösung und „mäßig guten“ Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4	59
Bild 33:	Zeitabhängiger Verlauf der Vertikalverschiebung eines Betrachtungspunktes in Firstmitte bei unterschiedlichen Ablösemächtigkeiten	61

Bild 34:	Vertikalverschiebungen nach 2 Jahren in m bei unterschiedlichen Ablösemächtigkeiten (oben: $h_L = 20$ cm, unten: $h_L = 50$ cm)	62
Bild 35:	Vertikalverschiebungen entlang der Firste infolge der Hohlraumherstellung beim Vorhandensein von einer bzw. von zwei Löserflächen mit „mäßig guten“ Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4	63
Bild 36:	Größte Hauptnormalspannung σ_1 nach der Hohlraumauffahrung entlang eines vertikalen Schnittes in Firstmitte von der Firste in Richtung Modelloberkante (Druck positiv)	64
Bild 37:	Vertikalverschiebung entlang der Firste infolge der Hohlraumherstellung bei unterschiedlichen Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4 und einer Ablösemächtigkeit von 20 cm	65
Bild 38:	Öffnung der Trennfläche über einer ungeankerten ebenen Firste zu unterschiedlichen Zeitpunkten t bei Variation der Trennflächeneigenschaften laut Tabelle 4	66
Bild 39:	Normalspannung (σ) entlang der Trennfläche in Abhängigkeit von den Trennflächeneigenschaften (linkes Bild) und in Abhängigkeit von der Zeit (rechtes Bild)	67
Bild 40:	Ausbildung von Zugspannungen im firstnahen Bereich bei Variation der Trennflächeneigenschaften gemäß Tabelle 4 in Abhängigkeit von der Zeit t (Zugspannungen bis 0,5 MPa sind rot dargestellt)	69
Bild 41:	Idealisierter Kraftlinienverlauf bei einem vorgespannten Gebirgsanker [aus (Habenicht, 1976)]	72

Bild 42:	Standardimplementierte ideal elasto – plastische Ankerkennlinie [aus (ITASCA, 2000)]	75
Bild 43:	Numerisches Modell für Ankerbelastungsversuche zur Überprüfung unterschiedlicher Ankermaterialverhaltensarten	78
Bild 44:	Entwicklung der Axialkraft über der Axialdehnung bei unterschiedlichem Ankerverhalten und experimentell ermittelter Verlauf [Letzterer aus Ankerrichtlinie (Kaliverein e.V., 1999)]	79
Bild 45:	Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach der Hohlraumherstellung und nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung	81
Bild 46:	Vertikalverschiebungen in m nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung	82
Bild 47:	Zeitabhängige Entwicklung der Verschiebungsgeschwindigkeit eines Punktes in Firstmitte bei fehlender und vorhandener Ankerung	83
Bild 48:	Öffnung der Trennfläche über der Firste bei fehlender und vorhandener Ankerung zu unterschiedlichen Zeitpunkten t	84
Bild 49:	Vertikalspannungen in MPa bei fehlender und vorhandener Ankerung zu unterschiedlichen Zeitpunkten t (Zugspannungen negativ)	85
Bild 50:	Vertikalspannungen entlang der Firste in MPa bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker (Druckspannungen positiv)	86

Bild 51:	Horizontalspannungen entlang der Firste in MPa bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker (Druckspannungen positiv)	87
Bild 52:	Horizontalspannungen in MPa nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung (Zugspannungen negativ)	88
Bild 53:	Normalspannungen auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung und nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker (Druckspannungen positiv)	89
Bild 54:	Scherspannungen auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung und nach 2 Jahren bei fehlender und vorhandener Ankerung und Lage der Anker	90
Bild 55:	Axialkräfte in den Ankern nach 8 Jahren in MN bei ideal elasto – plastischem (links) und bei elasto – plastisch – verfestigendem Materialverhalten (rechts)	91
Bild 56:	Wirkungsloswerden von Ankern durch Ausbrechen benachbarter Schichtpakete; Ablösemächtigkeit: ca. 30 cm; stark deformierte Ankerstange als Ergebnis des Nachberaubens; Beraubespuren; Nachankerung; Örtlichkeit: Zielitz, ca. 900 m Teufe; Standzeit des Hohlraumes: ca. 25 Jahre (Foto: L. Baumgarten, 2004)	92
Bild 57:	Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankerzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 bzw. 8 Jahren Standzeit bei unterschiedlichem Ankermaterialverhalten ...	93

Bild 58:	Zeitliche Entwicklung der Axialkräfte in den Ankern 1 bis 4 bei ideal elasto – plastischem (obere Abbildung) und elasto – plastisch – verfestigendem Ankermaterialverhalten (untere Abbildung)	96
Bild 59:	Zeitliche Entwicklung der vertikalen Gebirgsverformung zwischen Ankeranfangs- und Ankerendpunkt im Bereich der Anker 1 bis 4 ..	98
Bild 60:	Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach 8 Jahren bei ideal elasto – plastischem und elasto – plastisch – verfestigendem Ankermaterialverhalten und Lage der Anker	99
Bild 61:	Normalspannungen auf der Trennfläche nach 8 Jahren bei ideal elasto – plastischem und elasto – plastisch – verfestigendem Ankermaterialverhalten und Lage der Anker	100
Bild 62:	Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach der Hohlräumeauffahrung (links) und nach 8 Jahren Standzeit (rechts) bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften und Lage der Anker	101
Bild 63:	Öffnung der Trennfläche über der Firste nach der Hohlräumeauffahrung und nach 8 Jahren Standzeit bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften und Lage der Anker	102
Bild 64:	Normalspannungen auf der Trennfläche nach der Hohlräumeauffahrung und nach 8 Jahren Standzeit bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften und Lage der Anker	103
Bild 65:	Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankerzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 Jahren Standzeit bei unterschiedlichen Ankervorspannkraften	105

Bild 66:	Zeitliche Entwicklung der Axialkräfte in Anker 4 bei unterschiedlichen Ankervorspannkräften	107
Bild 67:	Entwicklung der Axialkraft in den Ankern 1 und 4 in Abhängigkeit vom Zeitpunkt des Ankersetzens bis zu einem Zeitpunkt von 8 Jahren (oben) sowie bis zu einem Zeitpunkt von 0,1 Jahren (unten)	111
Bild 68:	Entwicklung der Trennflächenöffnung im Bereich der Anker 1 bis 4 über der Zeit beim sofortigen Ankersetzen und beim Ankersetzen nach 3,5 Tagen	112
Bild 69:	Entwicklung der Summe der Ankerkräfte der Anker 1 bis 4 über der Zeit bei unterschiedlichen Ankersetzzeitpunkten	113
Bild 70:	Entwicklung der Axialkraft über der Axialdehnung vom Ankersetzzeitpunkt bis zu 8 Jahren am Beispiel des Ankers 4 bei sofortigem Ankersetzen (rot) und beim Ankersetzen nach 3,5 Tagen (grün) ...	114
Bild 71:	Vertikalverschiebungen in m nach 3,5 Tagen bei sofort gesetzter Ankerung (links) und bei noch nicht gesetzter Ankerung (rechts) ...	115
Bild 72:	Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach einer Standzeit von 8 Jahren in Abhängigkeit vom Ankersetzzeitpunkt und Lage der Anker	116
Bild 73:	Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach der Hohlraumherstellung und nach 2 Jahren Standzeit in Abhängigkeit von der Teufe und Lage der Anker	118

Bild 74:	Öffnung der Trennfläche über der Firste nach der Hohlraum- auffahrung und nach 2 Jahren Standzeit in Teufen von 600 m und 900 m und Lage der Anker	120
Bild 75:	Normalspannungen (σ) auf der Trennfläche nach der Hohlraum- auffahrung und nach 2 Jahren Standzeit in Teufen von 600 m und 900 m und Lage der Anker	121
Bild 76:	Scherspannungen (τ) auf der Trennfläche nach der Hohlraum- auffahrung und nach 2 Jahren Standzeit in Teufen von 600 m und 900 m sowie Lage der Anker	122
Bild 77:	Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankersetzzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 Jahren Standzeit in Teufen von 600 m und 900 m	124
Bild 78:	Zeitliche Entwicklung der Axialkräfte in den Ankern 1 und 4 in Abhängigkeit von der Teufe	125
Bild 79:	Kriechstadien der Salzgesteine	128
Bild 80:	Vertikalverschiebungen entlang der Firste nach 2 Jahren bei Variation des Kriechstoffgesetzes und der Stoffgesetzkom- bination sowie Lage der Anker	135
Bild 81:	Zeitabhängige Entwicklung der Vertikalverschiebung eines Punktes in Firstmitte bei Variation des Kriechstoffgesetzes und der Stoffgesetzkombination	136
Bild 82:	Öffnung der Trennfläche über der Firste nach 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes und Lage der Anker	138

Bild 83:	Vertikalspannungen in MPa nach 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes: links: elastisch + Norton; rechts: elastisch + Salzer (Zugspannungen negativ)	139
Bild 84:	Normalspannungen (σ) auf der Trennfläche nach 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes und Lage der Anker	140
Bild 85:	Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 in Abhängigkeit von der Axialdehnung vom Ankersetzzeitpunkt ($t = 0$) bis zu 2 Jahren Standzeit bei Variation des Kriechstoffgesetzes	141
Bild 86:	Zeitliche Entwicklung der Axialkraft in Anker 4 bei Variation des Kriechstoffgesetzes	142
Bild 87:	Richtungskreuze der Hauptnormalspannungen nach der Hohlraumherstellung bei ebener Firste (links) und gewölbter Firste (rechts) .	145
Bild 88:	Grenzkurven zur Einschätzung der firstfallsicheren Spannweiten bei unterschiedlicher Firstwölbung [nach (Menzel u.a., 1972)]	146
Bild 89:	Sohlaufbruch bis 80 cm Höhe und Risse senkrecht zur Kammerlängsachse; Örtlichkeit: Zielitz, ca. 900 m Teufe; Standzeit des Hohlraumes: ca. 5 Jahre (Foto: A. Hausdorf, 2004)	148
Bild 90:	Stoßabschalungen bis 60 cm Tiefe; Örtlichkeit: Zielitz, ca. 900 m Teufe; Standzeit des Hohlraumes: ca. 25 Jahre (Foto: A. Hausdorf, 2004)	148
Bild 91:	Berechnungsmodell mit gewölbter Firste	150
Bild 92:	Variierte Modellgeometrie mit ebener und gewölbter Firste	151

Bild 93:	Vertikalverschiebungen entlang der ungeankerten ebenen bzw. gewölbten Firste nach der Hohlraumherstellung bei unterschiedlichen Modellgeometrien	153
Bild 94:	Vertikalverschiebungen nach 2 Jahren Standzeit in Abhängigkeit von der Firstausbildung und der gewählten Modellgeometrie (links: Standardmodellgeometrie; rechts: variierte Modellgeometrie)	155
Bild 95:	Zeitabhängige Entwicklung der Vertikalverschiebungsgeschwindigkeit eines Punktes in Firstmitte bei ebener und gewölbter Firste	156
Bild 96:	Größte Hauptnormalspannung (σ_1) nach der Hohlräumeauffahrung entlang einer ebenen und einer gewölbten Firste	157
Bild 97:	Zeitabhängige Entwicklung der Axialkräfte der Anker 1 und 4 bei ebener und gewölbter Firste	158
Bild 98:	Normalspannungen (σ) auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung und nach zwei Jahren Standzeit bei ebener und gewölbter Firste sowie Lage der Anker	160
Bild 99:	Scherspannungen (τ) auf der Trennfläche nach der Hohlraumherstellung bei ebener und gewölbter Firste sowie Lage der Anker	161
Bild 100:	Trennflächenöffnung nach zwei Jahren Standzeit bei ebener und gewölbter Firste sowie Lage der Anker	162
Bild 101:	Entwicklung der Axialkraft in den Ankern 1 und 4 vom Ankersetzzeitpunkt ($t = 3,5$ Tage) bis zu zwei Jahren Standzeit bei einer Vorspannkraft von 1 kN	164

Tabellenverzeichnis

	Seite
Tabelle 1: Numerisch umgesetzte Zonenabmessungen unmittelbar an der Kontur der Abbaukammer	48
Tabelle 2: Reale und numerisch umgesetzte Ankereigenschaften zur Einbeziehung des Ankerabstandes in der dritten Raumrichtung	51
Tabelle 3: Standardmäßig verwendete Modellierungssequenz	53
Tabelle 4: Parametersätze zur Variation der Trennflächeneigenschaften	58
Tabelle 5: Einfluss der Ablösemächtigkeit auf die Trennflächenöffnung in Kammermitte nach der Hohlraumherstellung	60
Tabelle 6: Einfluss der Trennflächeneigenschaften auf die Trennflächenöffnung in Kammermitte nach der Hohlraumherstellung	67
Tabelle 7: Vergleich von ideal elasto – plastischer und elasto – plastisch – verfestigender Ankerkennlinie	77
Tabelle 8: Parametervariationsbreite für die numerischen Berechnungen zur Untersuchung des Einflusses einer Ankerung	80
Tabelle 9: Zeitpunkte des Erreichens der Kraftwerte an der Streckgrenze ($F_{\text{Streckgrenze}}$) und an der Versagensgrenze (F_m) für die Anker 1 bis 4 bei unterschiedlichem Ankermaterialverhalten	95
Tabelle 10: Werte der Ankervordehnung, der Ankerdehnung nach zwei Jahren, des Dehnungszuwachses sowie der Verformungsreserve bei unterschiedlichen Vorspannwerten	105
Tabelle 11: Modellierungssequenz zur Simulation des Ankersetzens nach 3,5 Tagen	109

Tabelle 12: Axialdehnungswerte nach 8 Jahren und maximale Axialdehnungswerte ($\varepsilon_{\text{axial, max}}$) sowie Zeitpunkte des Eintretens dieser Maximalwerte [$t(\varepsilon_{\text{axial, max}})$] für die Anker 1 bis 4 bei sofortigem Ankersetzen und beim Ankersetzen nach 3,5 Tagen	115
Tabelle 13: Zahlenwerte der Vertikalverschiebung (u_y) an ausgewählten Punkten an der Kammerfirste zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Teufen von 600 m und 900 m sowie Verschiebungszuwächse ..	119
Tabelle 14: Zahlenwerte der Normalspannung (σ) auf der Trennfläche an ausgewählten Punkten an der Kammerfirste zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Abhängigkeit von der Teufe	121
Tabelle 15: Zahlenwerte der Normalspannung (σ) und der Scherspannung (τ) auf der Trennfläche im Bereich des stoßnahen Ankers 4 nach zwei Jahren sowie der theoretisch ermittelten Trennflächenscherfestigkeit (τ_s) in 600 m und 900 m Teufe	123
Tabelle 16: Charakteristika der drei Kriechstadien bei Salzgesteinen	129
Tabelle 17: Modellierungssequenz für die durchgängig viskosen Berechnungsfälle	134
Tabelle 18: Axialdehnungswerte der Anker 1 und 4 nach zwei Jahren Standzeit bei ebener und gewölbter Firste sowie Dehnungszunahmen ..	159
Tabelle 19: Zeitpunkte des Erreichens üblicher Vorspannkraftwerte für die nach 3,5 Tagen gesetzten Anker bei gewölbter Firste	163
Tabelle 20: Inhalte und Ziele zweckmäßiger Nachfolgeuntersuchungen	173

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

A	Ankeranzahl im Zusammenhang mit der Ankeranzahldichte
A	Vorfaktor (Kriechgesetz nach Norton)
A^I	Vorfaktor (Kriechgesetz nach Salzer)
A_{Pfeiler}	Pfeilerfläche
A_{Kammer}	Kammerfläche
A_{System}	Systemfläche
a	halbe Pfeilerbreite
b	Breite einer Schicht, Balkenbreite
b	halbe Pfeilerlänge
b_D	halbe Durchhiebsbreite, halbe Nebenortbreite
b_K	halbe Kammerbreite, halbe Hauptortbreite
c	Kohäsion
c_{TF}	Trennflächenkohäsion
D	Ankeranzahldichte im Zusammenhang mit der Ankerdimensionierung
D	Abstand zur Sprengstelle in der Beziehung zur Berechnung der Schwinggeschwindigkeit
DGGT	Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e.V.
E	Elastizitätsmodul
E_{Anker}	Elastizitätsmodul des Ankerstahls (Anfangs – E – Modul bei elasto – plastisch – verfestigendem Ankerverhalten)
FD	Finite Differenzen
FE	Finite Elemente
FISH	Interne Programmiersprache in den ITASCA – Codes FLAC, UDEC u.a.
FLAC	Fast Lagrangian Analysis of Continua
FLAC-3D	Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions
F_{axial}	(axiale) Ankerkraft
F_m	Ankerkraft an der Zugfestigkeitsgrenze = Bruchkraft der Ankerstange

$F_{\text{Streckgrenze}}$	Ankerkraft an der Streckgrenze (Elastizitätsgrenze)
F_V	Vorspannkraft
g	Erdbeschleunigung
H	Teufe
h	Höhe einer Schicht (Schichtmächtigkeit), Balkenhöhe
h_L	Mächtigkeit der Ablösung
h_M	Höhe der Anker Mutter
h_{SP}	Höhe des Löserspalt
I	Flächenträgheitsmoment
k	Koeffizient zur Berücksichtigung geologisch – geomechanischer und sprengtechnischer Einflüsse
k_n	Normalsteifigkeit von Trennflächen
k_s	Schersteifigkeit von Trennflächen
k_T	Temperaturgradient
L	Lademenge pro Zündstufe
L	Lastfaktor (ohne nähere Spezifizierung)
L_{\square}	Lastfaktor beim Kammer – Pfeiler – Bau mit quadratischen Pfeilergrundflächen
l	freie Stützweite, Spannweite
l_A	wirksame Länge der Ankerstange
l_{AgV}	wirksame Länge des Ankers im Gebirge bis Unterkante der Lamelle
l_{fs}	freie Stangenlänge der Ankerstange
l_G	Gesamtlänge der Ankerstange
l_{\min}	Mindesttiefe des Ankerkopfes
l_s	halbe Systembreite, auch halbe Systemlänge (in zwei übernommenen Grafiken auch mit l bezeichnet)

l_{vi}	Länge des Konus
M	Biegemoment / Feldmoment beim Biegebalken
n	Spannungsexponent (Stoffgesetz nach Norton)
p	äußere Belastung in allgemeinen Zusammenhängen
p	Koeffizient in der Beziehung zur Berechnung der Schwinggeschwindigkeit
p_0	Teufendruck
Q	Querkraft
q	Koeffizient in der Beziehung zur Berechnung der Schwinggeschwindigkeit
RF	relative Feuchte
S	Sicherheitsbeiwert
str.fin	spezielle FIN – Datei im Programmsystem FLAC
T	Temperatur
TF	Trennfläche
T_0	eine Konstante
T_M	Schmelztemperatur von Steinsalz ($T_M = 801^\circ\text{C}$)
t	Zeit, Zeitpunkt
t_0	Erholungszeit (Stoffgesetz nach Salzer)
tens	Schlüsselwort im FLAC – Kommando „structure“ zur Spezifizierung des Ankervorspannwertes
UDEC	Universal Distinct Element Code
UDM	User – Defined – Models (nutzerdefinierte Stoffgesetze in den ITASCA – Codes FLAC, UDEC u.a.)
UTD	Untertagedeponie
u_y	Firstdurchbiegung / Firstsenkung / Vertikalverschiebung
$u_{y,ges}$	Gesamtfirstsenkung

$u_{y,HR}$	Firstsenkungsbetrag infolge der Hohlraumherstellung
$u_{y,TF}$	Firstsenkungsbetrag infolge der Trennflächenöffnung = Betrag der Trennflächenöffnung
\dot{u}_y	Vertikalverschiebungsgeschwindigkeit
V	Systemabbauverluste
v	Schwinggeschwindigkeit
3DEC	3-Dimensional Distinct Element Code
β^I	Spannungsexponent (Stoffgesetz nach Salzer)
γ	Deckgebirgswichte
Δu_y	Vertikalverschiebungsdifferenz zwischen Trennflächenoberseite und Trennflächenunterseite = Betrag der Trennflächenöffnung
ε_{axial}	(axiale) Ankerdehnung
$\varepsilon_{axial, max}$	maximale (axiale) Ankerdehnung
ε_{eff}^{cr}	effektive Gesamtkriechverformung (Stoffgesetz nach Salzer)
ε_{eff}^R	effektiver Restanteil an der Gesamtkriechverformung (Stoffgesetz nach Salzer)
ε_{eff}^V	effektiver verfestigender Anteil an der Gesamtkriechverformung (Stoffgesetz nach Salzer)
$\varepsilon_{elastisch}$	elastischer Verformungsanteil
ε_{gesamt}	Gesamtverformung
$\varepsilon_{inelastisch}$	inelastischer Verformungsanteil
ε_m	Dehnwert an der Zugfestigkeitsgrenze
$\varepsilon_{plastisch}$	plastischer Verformungsanteil
$\varepsilon_{thermisch}$	thermischer Verformungsanteil
ε_V	Ankervordehnung

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

$\varepsilon_{\text{viskos}}$	viskoser Verformungsanteil
ε_y	vertikale Verformung
$\dot{\varepsilon}_{\text{cr}}$	Kriechrate
$\dot{\varepsilon}_{\text{cr,eff}}$	effektive stationäre Kriechrate (Stoffgesetz nach Norton)
$\dot{\varepsilon}_{\text{eff}}^{\text{cr}}$	effektive Gesamtkriechrate (Stoffgesetz nach Salzer)
$\dot{\varepsilon}_s$	stationäre Kriechrate
λ	Seitendruckbeiwert
μ	Reibungsbeiwert im Zusammenhang mit Coulombscher Reibungsdefinition
μ	Schubmodul G von Steinsalz ($\mu = 15 \text{ GPa}$) im Zusammenhang mit Deformationsmechanismenkarte
μ	Kriechexponent (Stoffgesetz nach Salzer)
ν	Querdehnungszahl
ρ_s	Dichte des in der Firste anstehenden Salzgesteins
σ	Normalspannung in allgemeinen Zusammenhängen
σ	effektive Spannung im Zusammenhang mit temperaturabhängigen stationären Kriechraten und im Zusammenhang mit der Deformationsmechanismenkarte
σ_{eff}	effektive oder Vergleichsspannung im stationären Kriechgesetz nach Norton
σ_{hor}	Horizontalspannung
σ_{Pfeiler}	Pfeilerbelastung
$\sigma_{\text{t_TF}}$	Trennflächenzugfestigkeit
σ_u	einaxiale Druckfestigkeit
σ_x	Normalspannungskomponente in x – Richtung (Horizontalspannung im ebenen Modell)
σ_y	Normalspannungskomponente in y – Richtung (Vertikalspannung im ebenen Modell)

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	größte, mittlere und kleinste Hauptnormalspannung
τ	Scherspannung, Schubspannung
τ_S	Scherfestigkeit
ϕ	innerer Reibungswinkel
ϕ_{TF}	Trennflächenreibungswinkel
ψ	Trennflächendilatanzwinkel