

**Geomechanisches Gutachten
Bewertung der Barriereintegrität
im Bereich des Gebirgsschlages vom
22.02.1953 in der Grube Wintershall**



**Institut
für
Gebirgsmechanik
GmbH**

Geomechanisches Gutachten
Bewertung der Barriereintegrität
im Bereich des Gebirgsschlages vom 22.02.1953 in
der Grube Wintershall

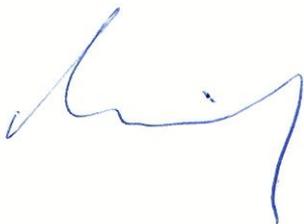
Auftraggeber: K+S KALI GmbH
Werk Werra

Bestellnummer AG: 6700563869/0009/62A vom 31.03.2011

Auftragsnummer AN: B IfG 24/2011

Projektbearbeiter: Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley
Dipl.-Ing. Jan Mühlbauer

Leipzig, den 29.05.2014

A handwritten signature in blue ink, appearing to be 'W. Minkley'.

Dr.-Ing. habil. Wolfgang Minkley
Geschäftsführer

Inhaltsverzeichnis

1	Veranlassung und Aufgabenstellung	3
2	Kenntnisstand zum Gebirgsschlagmechanismus im Kali- und Salzbergbau	6
2.1	<i>Entwicklung von Modellvorstellungen zum Gebirgsschlagmechanismus.....</i>	<i>6</i>
2.2	<i>Dynamische Systeminstabilität in Grubenfeldern im Salzbergbau.....</i>	<i>8</i>
2.3	<i>Energiefreisetzung beim Kollaps von Grubenfeldern</i>	<i>12</i>
3	Grundlagen der geomechanischen Berechnungen	17
3.1	<i>Berechnungsprogramm</i>	<i>17</i>
3.2	<i>Materialmodelle</i>	<i>18</i>
3.2.1	Visko-elastisch-plastisches Materialmodell für Sedimentgesteine	18
3.2.2	Schermodell für Korngrenzen und Schichtflächen.....	25
3.2.3	Diskontinuumsmechanische Beschreibung von Salinargesteinen	27
4	Geomechanische Berechnungen.....	32
4.1	<i>Modellaufbau</i>	<i>32</i>
4.2	<i>Verwendete Materialmodelle und -parameter für Gesteine und Diskontinuitäten</i>	<i>34</i>
4.2.1	Buntsandstein-Deckgebirge	34
4.2.2	Salinar.....	36
4.3	<i>Berechnungen zum Gebirgsschlagmechanismus</i>	<i>38</i>
4.3.1	WSW-ENE-Modell.....	38
4.3.2	NNW-SSE-Modell	44
4.4	<i>Berechnungen zur Beanspruchung der geologischen Barrieren</i>	<i>51</i>
4.4.1	Kriterien zur Bewertung der Integrität und Dichtheit	51
4.4.2	Barriereverhalten während und nach dem Gebirgsschlag	56
4.4.3	Prognose der weiteren Entwicklung	62
5	Schlussfolgerungen	67
5	Literatur	69
7	Anlagen	72

1 Veranlassung und Aufgabenstellung

Am 22.12.2010 wurde in einer Besprechung in Merkers die Problemstellung einer Bewertung der Barriereintegrität im Bereich des Gebirgsschlagsfeldes vom 22.02.1953 in der Grube Wintershall umrissen. In der mit Schreiben vom 25.01.2011 von der K+S Gruppe übergebenen Spezifikation wird zur Aufgabenstellung ausgeführt:

„Im Rahmen einer weiterführenden Bewertung soll das Verständnis über die beim o. g. Gebirgsschlag abgelaufenen Prozesse weiterentwickelt, mit heutigen Methoden analysiert und dessen Auswirkungen auf die Integrität der hangenden und liegenden Barriere untersucht werden.“

Im Bruchgebiet ist das Obere Werra-Steinsalz durchschnittlich 100 m mächtig. Etwa 25 m oberhalb vom Kaliflöz Hessen befindet sich das ca. 0,3 m mächtige und unbauwürdige Kaliflöz Hattorf. In den unteren Metern des Oberen Werra-Steinsalzes befinden sich bis zu sechs hangende Begleitflöze des Kaliflöz Hessen überwiegend in Sylvinit- und Carnallititusbildung, zum Teil mit erhöhter Kieseritführung. Die Grenze zum Kaliflöz ist durch den „Tonlöser“ markiert. Das Kaliflöz Hessen ist als durchschnittlich 3,5 m mächtiges Hartsalz ausgebildet. Im späteren Bruchgebiet wurden vor allem das erste und zweite Begleitflöz wegen seiner guten Carnallititvarietäten und großen Mächtigkeiten (partiell auch Sylvinit) zusammen mit dem Kaliflöz Hessen gewonnen. Vereinzelt wurden dadurch im Norden des Bruchgebietes Abbaumächtigkeiten bis 15 m erreicht. Das Mittlere Werra-Steinsalz weist im Bereich des Bruchgebietes durchschnittliche Mächtigkeiten von 65 bis 85 m auf. Das Kaliflöz Thüringen ist 2,5 bis 3 m mächtig und besteht aus einem 1,8 m bis 2,2 m mächtigen, gebänderten Hartsalz und dem bis 1 m mächtigen Trümmercarnallitit. Das Untere Werra-Steinsalz weist im Bruchgebiet mittlere Mächtigkeiten von 80 bis 110 m auf.

Im Vorfeld des Bruchereignisses fand der Abbau überwiegend auf der 1. Sohle statt, einige Auffahrungen (Aus- und Vorrichtung zur Erschließung) erfolgten auf der 2. Sohle. Von den vom Schacht ausgehenden Vorrichtungsstrecken im Lager wurden zunächst alle 80 m rechtwinklig Streckenpaare mit Breiten von 12 m und 6 m mit dazwischen liegenden Pfeilern mit 8 m Breite aufgefahren. Die Pfeiler wurden alle 30 m mit 6 m breiten Wetterquerhieben durchörtert. Dadurch blieben zwischen diesen Strecken große Freibereiche von 54 m Breite stehen. Ab 1912 durften die Streckenbreiten auf 12 m erweitert werden. Der Abbauverlust lag bei ca. 70 %. Nach Umstellung des Abbauverfahrens von Hand- auf Schrapperbetrieb im Jahr 1928

wurden die Breiten der Abbaustrecken zunächst auf 16 m und später auf 20 m bei Pfeilerbreiten von 10 m erweitert. Ab 1931 konnte so der Abbauverlust bis auf 35 % gesenkt werden. Durch den Schrapperabbau wurde teilweise auch in Pfeilerbereichen zwischen den ursprünglichen Auffahrungen sekundäre Gewinnung betrieben.

Der Abbau im Bereich des späteren Bruchfeldes erfolgte durch Langkammerabbau mit stehenbleibenden Salzfesten. Die Abbauhöhen erreichten max. 15 m. In einer Teufe von 450 bis 500 m wurden bevorzugt die Begleitflöze, bestehend aus überwiegend 4 bis 8 m mächtigem, weißem Carnallit mit herein gewonnen. Dieser Carnallit konnte nachweislich Höhen von bis zu 12 m erreichen. Bei jetzigen Befahrungen wurden am südlichen Rand des Bruchfeldes hochreiner Carnallit sowie Trümmern carnallit und am nördlichen Rand des Bruchfeldes Carnallit in unterschiedlichen Mächtigkeiten angetroffen. Zur Zeit des Gebirgsschlages fanden sowohl Neuauffahrungen im Nordosten als auch Sekundärabbau (Pfeilerdurchörterung / Pfeilerschwächung) im südlichen und zentralen Bereich des Bruchfeldes statt.

Der Gebirgsschlag trat am 22.02.1953 um 20:16 Uhr auf. Dem Hauptschlag folgten nach ca. 14 Minuten ein geringer Nachstoß sowie zwei weitere Nachstöße innerhalb weniger Minuten. Nachfolgend nahmen die Intensitäten der Erschütterungen stark ab. Das Bruchfeld wies eine Ausdehnung von ca. 700.000 m² auf und erreichte damit eine Fläche von ca. 10 % des damaligen Gesamtgrubenfeldes. In den nach dem Ereignis noch zugänglichen Hohlräumen wurde festgestellt, dass Gesteinsbrocken und -schalen aus Pfeilern in die Grubenräume geschleudert wurden und der Bruch nicht alle Pfeiler erfasst hat. Insbesondere blieben die mächtigen Pfeiler weitgehend unbeschadet stehen. Im Firstbereich wurden begrenzte Risse festgestellt.

In einem geomechanischen Gutachten sollen die Ursachen und der Ablauf des Gebirgsschlages sowie dessen Auswirkungen auf die Integrität der hangenden und liegenden Barrieren untersucht werden. Unter Berücksichtigung der besonderen geologischen Situation (Carnallitvarietät / -mächtigkeit) sind dazu im Einzelnen zu betrachten:

- *Abbauentwicklung in der Primärphase; ggf. mit Wechsel der Abbauverfahren*
- *Überlagerung bestehender Abbaubereiche durch Sekundärabbau*
- *Ableitung des Gebirgsschlagsinitials*
- *Untersuchung des Ablaufs und der Begrenzung des Bruchereignisses*
- *Ausdehnung und Abgrenzung der abbau- und bruchbedingten Auflockerungen*
- *Untersuchung des Barriereverhaltens während und nach dem Bruchereignis bis heute*
- *Prognose des Barriereverhaltens und der Senkungsentwicklung bis zum Hohlraumverschluss*

Zur Modellkalibrierung können die verfügbaren Konvergenz- und Senkungsmessungen herangezogen werden.“

Das IfG Leipzig hat in den letzten zwei Jahrzehnten, angetrieben durch die praktischen Erfordernisse aus der Kaliindustrie, die Entwicklung von Materialmodellen (MINKLEY, 2004)¹ forciert, mit denen über das bekannte Kriechen der Salzgesteine hinaus, zeitabhängige Entfestigungs- und Bruchprozesse bis hin zu dynamisch ablaufenden Feldezusammenbrüchen in gebirgsmechanischen Modellen simuliert werden können (MINKLEY & WÜSTE, 2008)². Die Untersuchungen haben zur Aufklärung der Gebirgsschlagentstehung im Carnallit beigetragen (MINKLEY, 1998)³.

Die bekannten großen Gebirgsschläge im Kalibergbau wurden einer Rückrechnung unterzogen (MINKLEY, 2004)⁴ oder wie im Fall des letzten Gebirgsschlages in Teutschenthal im Vorfeld des Ereignisses in ihren dynamischen Auswirkungen prognostiziert (MINKLEY & MENZEL, 1999)⁵.

Für die vorliegende Aufgabenstellung sind die grundlegenden Untersuchungen der K+S, dargestellt im geologischen Sachstandsbericht (WOHLFARTH, 2010)⁶ und der gebirgsmechanischen Bewertung (OCHS & SCHLEINIG, 2010)⁷ zum Gebirgsschlag Heringen 1953, die Basis für die weiterführenden geomechanischen Berechnungen.

¹ MINKLEY, W. (2004): Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrecherscheinungen im Carnallit. Schriftenreihe des Institutes für Gebirgsmechanik- Band 1, Shaker Verlag Aachen

² MINKLEY, W.; WÜSTE, U. (2008): Numerische Simulation von Entfestigungsvorgängen im Salzgebirge. Geomonitoring, FE-Modellierung, Sturzprozesse und Massenbewegungen. COG-Fachtagung, Salzburg, 02. -04.07.2008

³ MINKLEY, W. (1998): Zum Herdmechanismus von großen seismischen Ereignissen im Kalibergbau. Geol. Jb. E 55, Hannover, 69 - 84

⁴ MINKLEY, W. (2004): Back analysis rock burst Völkershausen 1989. 1th International UDEC/3DEC Symposium, Bochum, 29.09. – 01.10.2004, 105-112

⁵ MINKLEY, W.; MENZEL, W. (1999): Vorausberechnung des Kollapses eines Grubenfeldes - Gebirgsschlag Teutschenthal 11.09.1996. Proc. 9th Int. Congress on Rock Mechanics, Paris, August 1999, Vol. 2, 1115 - 1118

⁶ WOHLFARTH, J.: (2010): Geologischer Sachstandsbericht zum Gebirgsschlag Heringen am 22.02.1953 in der Grube Wintershall. Hattorf/Wintershall, August 2010, K+S KALI GmbH

⁷ OCHS, F. & SCHLEINIG, J.-P.: (2010): Gebirgsmechanischer Sachstandsbericht zum Gebirgsschlag Heringen am 22.02.1953 in der Grube Wintershall. Hattorf/Wintershall, August 2010, K+S KALI GmbH, K+S Aktiengesellschaft

2 Kenntnisstand zum Gebirgsschlagmechanismus im Kali- und Salzbergbau

2.1 Entwicklung von Modellvorstellungen zum Gebirgsschlagmechanismus

Der Kalibergbau in Deutschland und anderen Kalibergbau betreibenden Ländern ist bis in die jüngste Vergangenheit wiederholt von großen Gebirgsschlägen betroffen worden. Die dabei aufgetretenen Magnituden reichen über die Größe 5 hinaus. Magnituden dieser Größenordnung traten weltweit nur beim Abbau von Erzmineralien in bedeutend größeren Teufen auf (GAY & WAINWRIGHT, 1984). Über die Ursachen und den Mechanismus der in flacher Lagerung eingetretenen Gebirgsschläge im Kalibergbau wurden verschiedene Hypothesen aufgestellt.

Bei den zuerst im Flöz Staßfurt eingetretenen Gebirgsschlägen wurde der unmittelbar im Hangenden befindliche Hauptanhydrit als "schlagende Schicht" angesehen (JUNGHANS, 1953). Diese Auffassung entsprach den Gebirgsschlagerfahrungen aus dem Steinkohlenbergbau. Die damals anerkannten Gebirgsschlaghypothesen gingen von einem direkten Schlag der benachbarten Hangendschichten auf die Lagerstätte infolge zu hoher Biegebeanspruchungen oder eines Gewölbebruches aus (GIMM & PFORR, 1961).

Der erste Gebirgsschlag im Werra-Kalirevier, in dessen Lagerstätte die Kaliflöze in mächtige, plastisch-viskos reagierende Steinsalzsichten eingebettet sind, kam deshalb völlig unerwartet (HÖFER, 1958). Folglich wurde der Gebirgsschlag am 22.02.1953 in der Grube Wintershall im Zusammenhang mit tektonischen Ursachen, einem möglichen Erdbeben, interpretiert. Beim Gebirgsschlag in Wintershall-Heringen entstand ein Bruchgebiet von ca. 0,7 km² auf der in 450 bis 500 m Teufe liegenden 1. Sohle. Im Begleitflöz Hessen stand weißer Carnallit in auffallend hohen Mächtigkeiten an (ca. 10 m). An der Tagesoberfläche wurden nach dem Gebirgsschlag an der Bahnlinie Heringen - Widdershausen Senkungen von 2,2 m festgestellt, die jedoch nach Angaben von NEUWIRTH (1959) nicht mit dem untertägigen Schadensbild korrespondieren, da im Bereich unter dem Bahnkörper lediglich Schalenabblätterungen an Pfeilern sowie Firstfälle entstanden sein sollen. Das Bruchfeld war an der Tagesoberfläche von aufgerissenen Bodenspalten umgeben die vorgezeichneten, präexistenten Klüftsystemen im Buntsandstein folgten, wobei die innere Fläche bis zu 0,5 m abgesunken war. Der Gebirgsschlag, welcher auch als pseudotektonisches Beben gedeutet wurde, besaß eine Magnitude von $M_L = 5$.

Vorstellungen einer Mitwirkung tektonischer Kräfte zur Erklärung der großen Energiefreisetzen bei derartigen Ereignissen wurden auch bei den nachfolgenden Gebirgsschlägen geäußert (KNOLL, et. al., 1980).

Der letzte Gebirgsschlag im Werra-Kalirevier am 13.03.1989 unter der Ortslage Völkershäusen zählt zu den energiereichsten seismischen Ereignissen, die bislang weltweit in Bergbaugebieten aufgetreten sind. AHORNER (1991) geht in seinen Modellvorstellungen von einer durch das Sprengen ausgelösten kettenreaktionsartigen Pfeilerzerstörung aus. Interessant ist, dass bereits wesentlich früher ein derartiges Mechanismusmodell in Betracht gezogen wurde, zu einem Zeitpunkt als die extreme Spröbruchneigung des Carnallitits versuchstechnisch noch nicht untersetzt war (KEGEL, 1957).

Erst in den 90er Jahren wurde versucht, den komplizierten Vorgang der dynamischen Systeminstabilität von Kammer-Pfeiler-Abbausystemen in spröbruchgefährdeten Salzgesteinen in Berechnungsmodellen zu simulieren (MINKLEY & MENZEL, 1993 und 1996) und damit über die verschiedenen geäußerten Hypothesen

- schlagende Schicht im Hangenden,
- tektonische Ursachen, Erdbeben,
- tektonischer Gebirgsschlag im Deckgebirge,
- kettenreaktionsartiger Pfeilerzusammenbruch

hinausgehend, ein gebirgsmechanisch und physikalisch fundiertes Gebirgsschlagmodell zu entwickeln, welches das Phänomen der Zerstörung von tausenden Pfeilern in wenigen Sekunden zu erklären vermag.

Auf Basis des am IfG speziell zum Spröbruchverhalten von Carnallitit entwickelten elasto-plastischen Entfestigungsmodells (Kap. 3.2) ist es erstmalig gelungen, den in der Grube Teutschenthal beim Kollaps des Ostfeldes ablaufenden dynamischen Bruchvorgang mit seinen Auswirkungen in einem gebirgsmechanischen Modell vorauszuberechnen (MINKLEY & MENZEL, 1999). Bei allen zuvor eingetretenen Gebirgsschlägen im Kalibergbau setzten Ursachenklärung und z.T. kontrovers geführte Diskussionen zum abgelaufenen Gebirgsschlagmechanismus erst nach Eintritt der Ereignisse ein.

Mit der den Feldeszusammenbruch am 11.09.1996 im Ostfeld der Grube Teutschenthal vorwegnehmenden dynamischen Berechnung zum Baufeldkollaps (ARGE, 1996) ist das Mechanismusmodell des progressiven, kettenreaktionsartig ablaufenden Pfeilerbruchvorganges, ausgelöst durch lokale Instabilität im AbbauhORIZONT, in überzeugender Weise bestätigt worden und hat eine wissenschaftliche Grundlage erhalten. Die wesentlichen Gebirgsschlagerscheinungen von der Auslösung bis zur seismischen Energieabstrahlung, wie sie bei einer Reihe

von Feldezusammenbrüchen offener Kammer-Pfeiler-Abbausysteme im Carnallitit beobachtet wurden:

- Auslösung durch lokales Pfeilerversagen (Sprengung oder Pfeilerkriechbruch)
- Translationsbewegung des carnallitischen Pfeilergesteins bei gedrunenen Pfeilern
- untertägiger Konvergenzsprung im Dezimeter- bis Meterbereich
- Deckgebirgsabsenkung in der Größenordnung bis zu Metern
- Abstrahlung der seismischen Energie bevorzugt im Periodenbereich von 1 - 2 s
- Dauer der Hauptphase des Gebirgsschlages von wenigen Sekunden
- Größe der Energiefreisetzung mit Magnituden bis 5,6
- Ausblasen von Wettern durch Komprimierung der Luft beim Kollaps des Grubenfeldes
- offene Risse an der Tagesoberfläche im Bereich über der Bruchfeldgrenze

lassen sich mit dem gebirgsmechanischen Mechanismusmodell erklären, das erstmalig bei der Rückrechnung (Back Analysis) zum 1940 in der Grube Teutschenthal eingetretenen Gebirgsschlag erfolgreich angewandt wurde (IfG, 1992).

Der Übergang von lokaler Instabilität zu Systeminstabilität vollzieht sich nur, wenn das Gesamtsystem nahe genug dem Grenzzustand ist und die dynamische Anregungsschwelle gering ist.

2.2 Dynamische Systeminstabilität in Grubenfeldern im Salzbergbau

In der über 150-jährigen Geschichte des Kalibergbaus sind eine Reihe dynamischer Ereignisse eingetreten, die zum Kollaps von Grubenfeldern durch dynamischen Systeminstabilität geführt haben, deren Ursachen letztendlich mit einer nicht ausreichenden Kenntnis des Entfestigungs- und Sprödbbruchverhaltens von Salzgesteinen und einer Unterdimensionierung der Pfeiler im Zusammenhang standen. Als weitere Ursache für dynamische Systeminstabilität ist die nicht angemessene Berücksichtigung des mechanischen Verhaltens der im Salzgebirge existenten Schichtflächen und Diskontinuitäten zu nennen. Dynamische Vorgänge im Salzgebirge können eintreten, wenn sich entweder das Salzgestein oder die Schichtflächen schlagartig entfestigen (MINKLEY et al., 2007).

Im Ergebnis experimenteller, gesteinsmechanischer Untersuchungen ist belegt, dass sich bestimmte Salinargesteine durch eine intensive Entfestigung und Sprödbbruchneigung auszeichnen, wie z. B. Carnallitit. Allein im Carnallitit sind 10 Gebirgsschläge (siehe Tabelle in Abb. 2.4) mit Magnituden bis zu einer Stärke von $M_L = 5,6$ bekannt (MINKLEY, 1998 und 2004). Im Hart- und Salz des Flözes Staßfurt wird über zwei Feldezusammenbrüche berichtet (GIMM & PFORR,

1961). In einer Trona (karbonatisches Salzgestein) Grube in Wyoming kam es zu einem Gebirgsschlag mit einer Magnitude von $M_L = 5,1$ (SWANSON & BOLER, 1995). In der russischen, Sylvinit bauenden Grube Solikamsk (Carnallititaufschluss im Hangenden) trat 1995 in 350 m Teufe ein Gebirgsschlag mit $M_L = 4,8$ ein, bei dem es zu der bisher größten plötzlichen Absenkungsbewegung an der Tagesoberfläche um bis zu 4,5 m gekommen ist (MALOVICHKO et al., 2001).

Selbst in Steinsalz abbauenden Gruben wird über dynamisch ablaufende Feldeszusammenbrüche beim room-and-pillar-Abbau mit schlanken Pfeilern berichtet (BEREST et al., 2008). Im französischen Varangéville kam es am 31.10.1873 zu erdbebenartigen Erschütterungen, als in ca. 155 m Teufe ein Steinsalzbaufeld zusammenbrach. Die versagenden Quadratpfeiler besaßen ein Verhältnis Breite zu Höhe von $W/H = 1,1$ und der Ausnutzungsgrad der Lagerstätte lag bei 82 % (MINKLEY et al., 2012). In der Steinsalz abbauenden Retsof Salt Mine in den USA lag die Gewinnungsrate in dem vom Bruchvorgang 1994 in 330 m Teufe betroffenen Gewinnungsfeld ebenfalls deutlich über 80% (YAGER et al. 2001). Als Folge des Bruchvorganges mit einer Magnitude $M_L = 3,3$ ist die weltweit größte Steinsalz abbauende Grube ersoffen.

Anders als beim Versagen von schlanken Pfeilern, für deren Erklärung die Entfestigung des Salzgesteins allein ausreicht, ist der Versagensvorgang an gedrungenen Pfeilern im Kalibergbau nur im Zusammenhang mit Translationsbewegungen und folglich einem Schervorgang zwischen Flöz und Hangendem bzw. Liegendem erklärbar (MINKLEY & WÜSTE, 2008).

Der Mechanismus von Gebirgsschlägen im Kalibergbau wird im Ergebnis einer Reihe von Rückrechnungen (MINKLEY, 2004) und dynamischer Modellberechnungen im Vorfeld eines Feldeszusammenbruches (MINKLEY & MENZEL, 1999) weitgehend verstanden. Der Bruchvorgang entsteht durch das lokale Versagen eines Pfeilers, entweder durch dynamische Anregung beim Sprengen (MINKLEY, 2004b) oder kann spontan durch einen Kriechbruch nicht dauerstandsicher dimensionierter Pfeilern ausgelöst werden. Ausgehend von dieser lokalen Instabilität breitet sich der Bruchvorgang kettenreaktionsartig aus und kann in wenigen Sekunden ein nicht standsicher dimensioniertes Abbaufeld mit bis zu einigen Tausend Pfeilern zerstören. Wesentliche Grundlage zur physikalischen Erklärung dieser dynamischen Vorgänge bildet die adäquate mechanische Beschreibung der im Salzgestein und an den Schichtflächen ablaufenden Entfestigungserscheinungen.

Aufschlussreich ist ein Vergleich der im Kalibergbau angewandten analytisch empirischen und mathematischen Dimensionierungsmethoden mit in der Vergangenheit eingetretenen Versagensfällen. Abb. 2.2 zeigt einen Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten für quadratische

Carnallitpfeiler unterschiedlicher Dimensionierungsmethoden mit der Pfeilerbelastung in Grubenfeldern von Kalibergwerken, die durch einen Kollaps zu Bruch gingen.

Das Versagen der Pfeiler in situ ist bei einem Sicherheitsfaktor S um 1 bezüglich der Dimensionierungsmethoden nach UHLENBECKER bzw. IfG (MINKLEY, 2004) erfolgt. Bei den Gebirgsschlägen Heringen (1), Merkers (2) und Teutschenthal (3) kann der Sicherheitsfaktor maximal bei $S = 1,5$ gelegen haben, da es sich um Langpfeiler gehandelt hat, die eine etwa um den Faktor 1,5 höhere Tragfähigkeit als Quadratpfeiler mit gleicher Breite besitzen. Für die Gebirgsschläge Sünna (3) und Völkershausen (4) wird für die quadratischen Pfeiler mit einem Verhältnis $W/H = 3.5$ bzw. 4 gegenüber der Dimensionierung nach Uhlenbecker ein Sicherheitsfaktor um $S = 1$ ausgewiesen während nach Menzel (MENZEL, 1970) eine vermeintlich doppelt so hohe Sicherheit um $S = 2$ bezüglich der theoretisch berechneten Pfeilergrenzspannung vorhanden war. Die Grenzgleichgewichtstheorie überzeichnet das Tragverhalten von gedrunenen Carnallitpfeilern wegen der fehlenden Berücksichtigung von Entfestigung und des angesetzten festen Verbundes zwischen Pfeilergestein und Hangendem sowie Liegenden.

Mit Einführung der Grenzgleichgewichtstheorie wurde zunächst ein Sicherheitsfaktor von $S = 3,5$ zur Gewährleistung der Standsicherheit abgeleitet. Später wurde zur Senkung der Abbauverluste im Werra-Kalibergbau ein Sicherheitsfaktor $S = 2,5$ für Carnallitpfeiler für ausreichend angesehen (SIEVERS, 1972). Die Dimensionierung nach UHLENBECKER fordert einen Sicherheitsfaktor von $S = 3$.

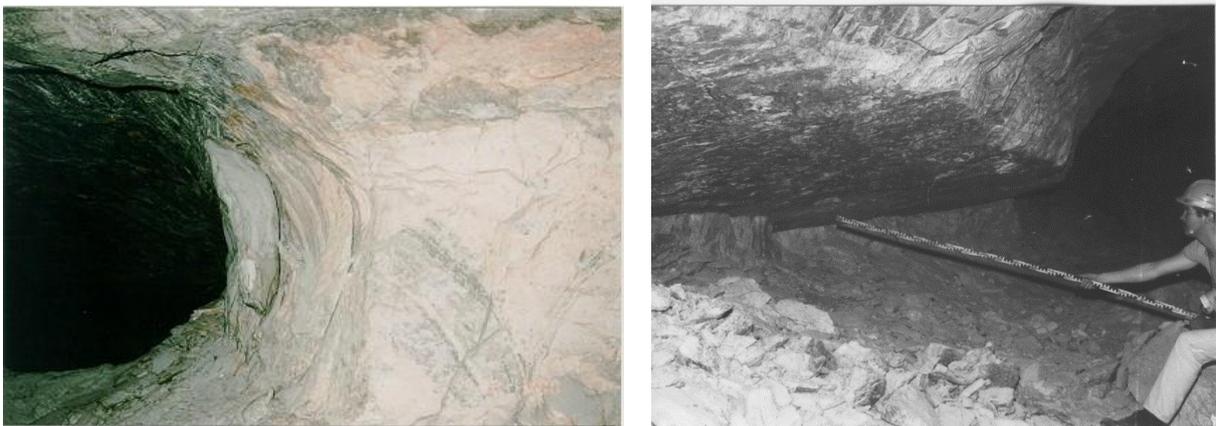


Abb. 2.1 Konturbrüche an gedrunenen Carnallitpfeilern, links: zeitabhängige Konturentfestigung, rechts: dynamischer Konturbruch mit Magnitude $M_L=1,7$

Von grundsätzlicher Bedeutung für den Bruchprozess an Carnallitpfeilern ist die Konturentfestigung (Abb. 2.1). Der Bruchvorgang entwickelt sich ausgehend von der Kontur, da hier bei entsprechenden Teufen die relativ geringe Festigkeit des Carnallitits infolge einachsiger Beanspruchung zuerst überschritten wird.

Es bildet sich eine entfestigte Konturschicht heraus, wobei dieser Prozess in Abhängigkeit von den Beanspruchungsbedingungen mehr oder weniger kontinuierlich vonstattengeht oder im Zusammenhang mit dynamischen Anregungen plötzlich in Form eines Konturbruches auftreten kann (Abb. 2.1), bei dem eine bestimmte Konturschicht sich schlagartig entfestigt und abgestoßen wird.

Der als Punkt 6 in Abb. 2.2 mit eingezeichnete Konturbruchvorgang an 36 Pfeilern mit der Magnitude $M_L = 2,4$ ereignete sich 1969 in der Grube Hattorf bei einer Zunahme der gebauten Mächtigkeit von 4 auf 6 m (UHLENBECKER, 1980). Da der Sicherheitsfaktor gegenüber der Dimensionierung nach Uhlenbecker bei $S=1.5$ lag, waren noch Tragreserven im System vorhanden, sodass nur Konturbrüche eintraten und kein Kollaps des Abbaufeldes.

Die in der Praxis angewandten Dimensionierungsmethoden betrachten einen einzelnen Pfeiler und übertragen das Ergebnis vereinfachend auf das gesamte Kammer-Pfeiler-System. Wechselwirkungen im Belastungssystem z.B. infolge der Abbauführung oder sich ändernder geologischer Randbedingungen werden durch einen Sicherheitsfaktor berücksichtigt. Zur speziellen Analyse und Einschätzung der Systemstabilität können numerische geomechanischen Berechnungsmodelle herangezogen werden, um komplexe geologische Randbedingungen besser zu erfassen.

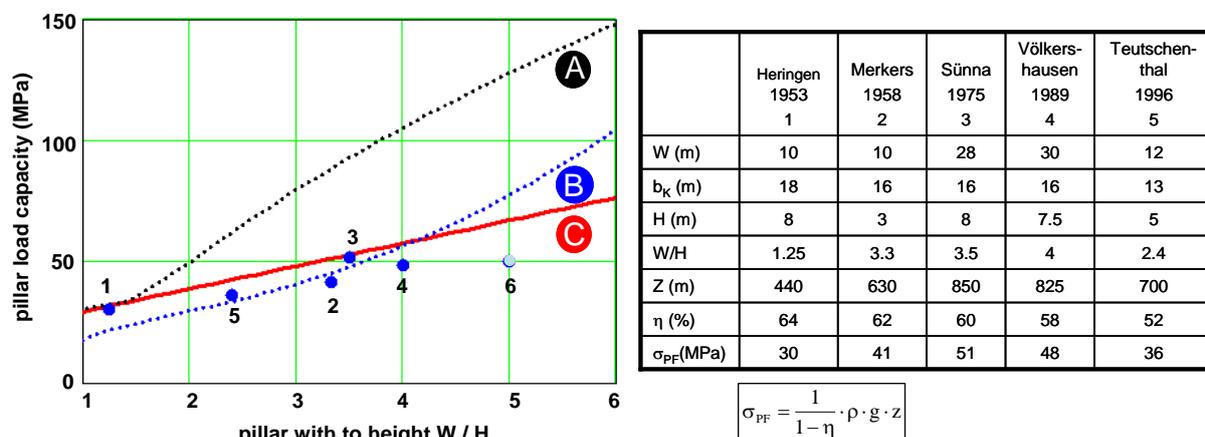


Abb. 2.2: Vergleich Pfeilerbruchlasten bei Gebirgsschlägen im Carnallitit: Heringen (1), Merkers (2), Sünna (3), Völkershausen (4), Teutschenthal (5) mit berechneten Pfeilertragfähigkeiten nach den Dimensionierungsmethoden (Menzel 1970) Kurve A, (Uhlenbecker 1968) Kurve B und IfG (Minkley 2004) Kurve C, (6) Konturbruchereignis in Hattorf (Uhlenbecker 1980)

2.3 Energiefreisetzung beim Kollaps von Grubenfeldern

Die großen Energiefreisetzungen bei den Gebirgsschlägen erklären sich aus der beim Bau-feldkollaps bedingten elastischen Entspannung und der bei der Absenkung des Deckgebirges freigesetzten potentiellen Energie. Die durch Gebirgsschläge im Kalibergbau beim Kollaps von Grubenfeldern freigesetzte Energie lässt sich auf analytisch - empirischer Grundlage abschätzen (MINKLEY, 1991).

Energie kann freigesetzt werden, wenn das Pfeilergestein Entfestigungs- bzw. Sprödbruchei-genschaften besitzt, d.h. die notwendige Bedingung für eine Energiefreisetzung gegeben ist. Als hinreichende Bedingung für eine Energiefreisetzung folgt aus Abb. 2.3, dass die Tragfä-higkeitsgrenze erreicht bzw. überschritten wird und der Entfestigungsmodul des Pfeilerges-teins größer als der Entspannungsmodul des Belastungssystems ist (SALOMON, 1970). Be-dingungen zur Energiefreisetzung beim Pfeilerversagen sind somit (Abb. 2.3):

notwendige Bedingung:

- Spannungsabfall $\Delta\sigma_p > 0$

hinreichende Bedingung:

- Belastung $\sigma_p \geq \sigma_{p,MAX}$ Bruchfestigkeit
- Entfestigungsmodul Pfeiler $M_p > K_B$ Entspannungsmodul Belastungssystem

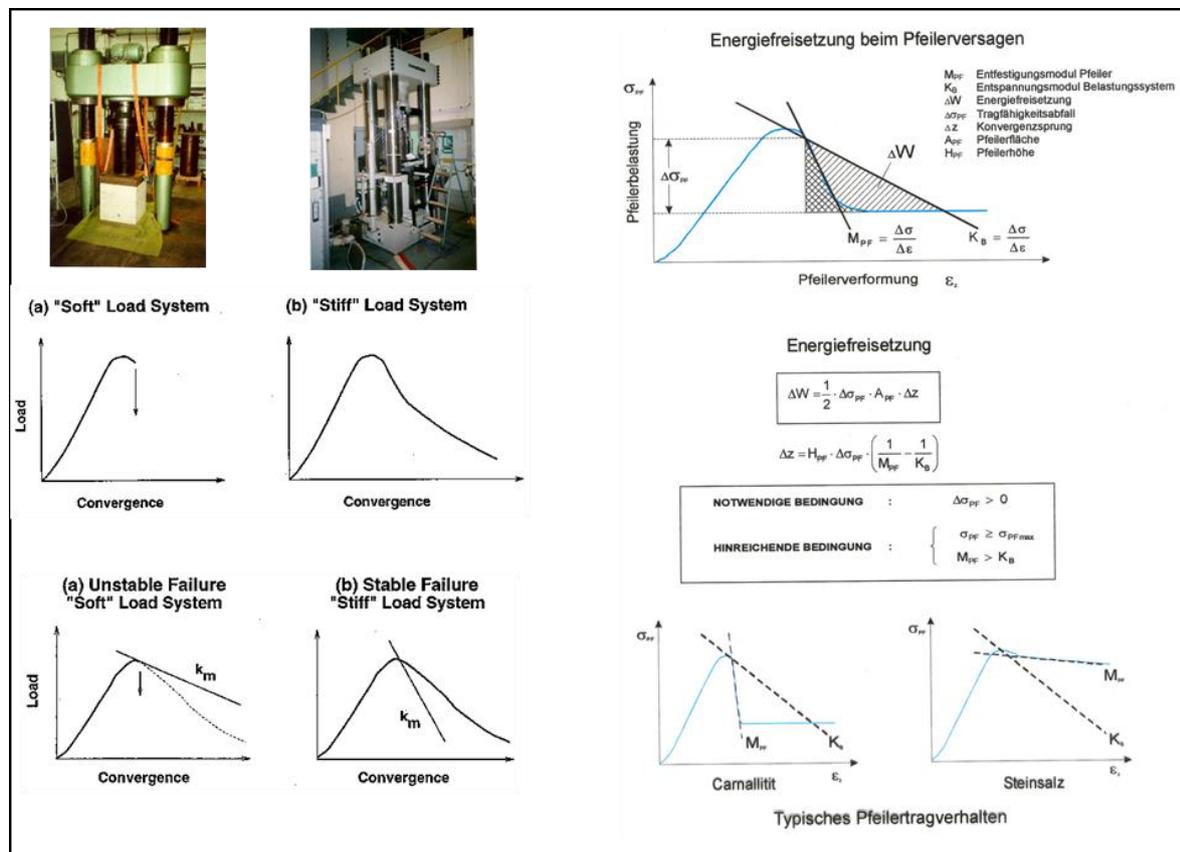


Abb.2.3: Bedingungen für Stabilität / Instabilität und für Energiefreisetzung beim Pfeilerversagen

Für Carnallitit mit seinen extremen Sprödrucheigenschaften ist die notwendige Bedingung an schlanken Pfeilern grundsätzlich erfüllt, so dass bei Erreichen eines entsprechenden Belastungszustandes, der die hinreichende Bedingung darstellt, ein Pfeilerversagen bzw. ein Gebirgsschlag eintritt, da vom Belastungssystem mehr Energie freigesetzt wird als vom Pfeilertagsystem aufgenommen werden kann.

Die Anwendung der dargestellten Zusammenhänge auf die Energiefreisetzung beim Versagen eines einzelnen Pfeilers bis zum Versagen von tausenden Pfeilern beim Kollaps eines Grubenfeldes ist in Abb. 2.4 dargestellt.

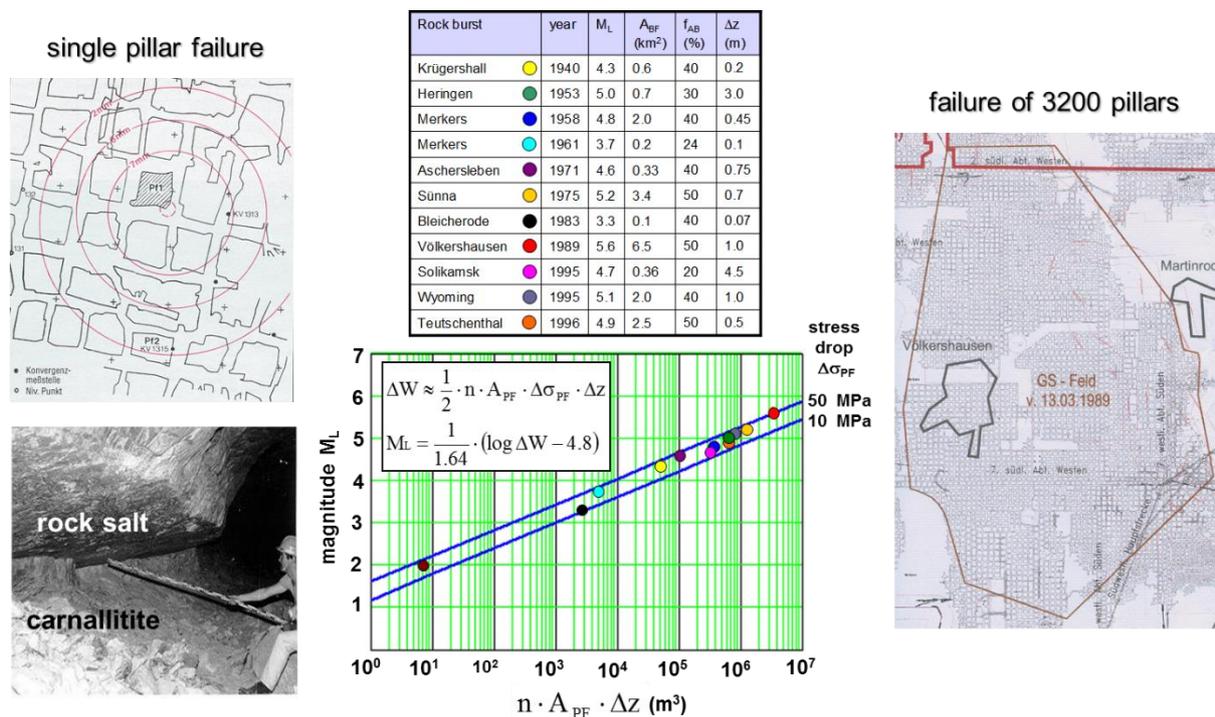


Abb. 2.4: Gebirgsschläge im Kalibergbau. links: Einzel-Pfeilerversagen, rechts: kollabiertes Grubenfeld Mitte: Zusammenhang zwischen Magnitude M_L, Größe der versagenden Pfeilerfläche A = n·A_{PF}, Konvergenzsprung Δz und mittlerem Pfeilertragfähigkeitsabfall Δσ_{PF} Tabelle oben: Gebirgsschläge: A_{BF} -Bruchfeldfläche, f_{AB} -Abbauverluste

Die gute Korrelation über mehrere Größenordnungen hinweg liefert auf der Grundlage des gebirgsmechanischen Modells eine Erklärung für die Energiefreisetzung, ohne dass es dafür durch tektonische Vorgänge aufgespeicherter Energie bedarf.

Der mittlere Spannungsabfall im Herdgebiet (mittlerer Pfeilertragfähigkeitsabfall Δσ_{PF}) und der Konvergenzsprung Δz sind im Vergleich zum stress drop und zur Dislokation tektonischer

Flachbeben relativ groß. Ursache hierfür ist die extreme Spröbruchneigung des Pfeilergesteins Carnallitit, sodass bei diesen Einsturzbeben in der obersten Lithosphärenkruste Energien freigesetzt wurden, vergleichbar mit mittleren Erdbeben. Der Einfluss tektonischer Störungen auf den Herdmechanismus von Feldeszusammenbrüchen im Kalibergbau ist vernachlässigbar.

Wie bereits erwähnt, bedarf es auch keiner durch tektonische Vorgänge zusätzlich freigesetzter seismischer Energie, um die Energiefreisetzung bei Gebirgsschlägen im Kalibergbau zu erklären. Dies soll am Beispiel des Gebirgsschlages Heringen 1953 verdeutlicht werden, der zum damaligen Zeitpunkt u.a. wegen der großen Energiefreisetzung als tektonisches Beben gedeutet wurde.

Zur Abschätzung der Energiefreisetzung beim Gebirgsschlag wird angesetzt (MINKLEY, 2004):

$$\Delta W \approx \frac{1}{2} \cdot n \cdot A_{PF} \cdot \Delta \sigma_{PF} \cdot \Delta z \quad (2-1)$$

mit:

- Δz : mittlerer Konvergenzsprung
- $\Delta \sigma_{PF}$: mittlerer Pfeilertragfähigkeitsabfall
- A_{PF} : Pfeilerfläche
- n : Anzahl der gebrochenen Pfeiler

Die Fläche der versagenden Pfeiler im Bruchfeld ist:

$$A = n \cdot A_{PF} = f_{AB} \cdot A_{BF}$$

- A_{BF} : kollabierte Grubenfeldfläche
- $f_{AB} = A_{PF} / A_S$: Abbauverlustfaktor

Für den Gebirgsschlag Heringen 1953 wird entsprechend der Angaben der Tabelle in Abb. 2.4 angesetzt:

$$\Delta z = 3 \text{ m} \quad (\text{entspricht der Größenordnung der Absenkung des Deckgebirges})$$

$$\Delta \sigma_{PF} = 16 \text{ MPa} \quad (\text{entspricht der einaxialen Druckfestigkeit von Carnallitit})$$

$$A_{BF} = 0,7 \text{ km}^2$$

$$f_{AB} = 0,3$$

Damit folgt für die Energiefreisetzung beim Gebirgsschlag Heringen 1953:

$$\Delta W = 1 \cdot 10^{13} \text{ J}$$

Für die Umrechnung der im Herd abgestrahlten Energie in Lokalmagnitude wird angesetzt:

$$M_L = \frac{1}{1,64} (\log \Delta W - 4,8) \quad (2-2)$$

woraus $M_L = 5$ folgt.

Zum Vergleich wird die bei der Absenkung des Gebirges freigesetzte potentielle Energie abgeschätzt, für die gilt:

$$W_{Pot} = \rho \cdot V \cdot g \cdot \Delta \bar{z} \quad (2-3)$$

mit:

$V = A_{BF} \cdot z$: abgesenktes Deckgebirgsvolumen

$A_{BF} = 0,7 \text{ km}^2$: kollabierte Grubenfeldfläche

$z = 440 \text{ m}$: Teufe

$\rho = 2500 \text{ kg/m}^3$: mittlere Dichte

$g = 9,81 \text{ m/s}^2$: Erdbeschleunigung

$\Delta \bar{z} = 3 \text{ m}$: Absenkung des Deckgebirges (vergl. Berechnungen Kap.4.3)

folgt:

$$W_{Pot} = 2,27 \cdot 10^{13} \text{ J}$$

Die beim Gebirgsschlag Heringen 1953 seismisch abgestrahlte Energie erreicht somit 44% der bei der Absenkung des Deckgebirges freiwerdenden potentiellen Energie. Darüber hinaus wird elastisch gespeicherte Energie beim Sprödbbruch der Carnallititpfeiler und der schlagartigen Entspannung der Hangend- und Liegendschichten beim Kollaps des Grubenfeldes in der initialen Phase des Gebirgsschlages freigesetzt.

Die bei Gebirgsschlägen im Kalibergbau mit Vertikalseismographen gemessene Ausschlagrichtung der ersten P-Einsätze zeigen generell Dilatation (LEYDECKER, 1976, AHORNER, 1989), also Bewegung zum Herd hin, was typisch für eine Implosion ist und als Herdmechanismus auf einen Einsturzvorgang, einen Baufeldkollaps als initialen Herdvorgang schließen lässt.

Gebirgsschläge können ausgelöst werden, wenn dem System plötzlich Energie zugeführt wird, die zur Überschreitung der dynamischen Anregungsschwelle ausreicht. Bei den bisher eingetretenen Gebirgsschlägen im Kalibergbau erfolgte die Auslösung initialer Bruchvorgänge hauptsächlich durch bergmännische Eingriffe (Hohlraumfreilegung bzw. Hohlraumerweiterung) im Abbauhorizont:

- Sprengen (Gewinnungssprengen)
- maschinelle Gewinnung

Als Auslösemechanismen für Gebirgsschläge im Kalibergbau wurden außerdem beobachtet:

- Pfeilerkonturbruch durch standzeitbedingte Entfestigung (Kriechbruch)
- Pfeilerbruchauslösung durch Lösungsvorgänge beim Fluten.

Mit dem Gebirgsschlag im Ostfeld der Grube Teutschenthal 1996 ist auch die Frage eindeutig beantwortet, ob zur Überwindung der Anregungsschwelle nicht notwendigerweise dem System von außen Energie zugeführt werden muss. Der Gebirgsschlag Teutschenthal 1996 ist der erste Gebirgsschlag in der Geschichte des Kalibergbaus, der nach Einstellung der Abbautätigkeit in der Nachbetriebsphase ohne Einwirkung bergmännischer Aktivitäten durch zeitabhängige Entfestigung (Kriechbruch) spontan ausgelöst worden ist (MINKLEY, 2004). Vor dem Gebirgsschlag trat eine Zunahme der Senkungsgeschwindigkeit ein.

Generell ist festzustellen, dass Gebirgsschläge im Kalibergbau durch lokale Instabilität im Abbauhorizont, d.h. Bruchvorgänge an einzelnen Tragelementen initiiert worden sind, die sich innerhalb von wenigen Sekunden über das gesamte Abbaufeld ausgebreitet haben. Die Bruchvorgänge mit der Zerstörung bis zu einigen tausend Pfeilern sind bei den extremen Sprödbrucheigenschaften von Carnallitit und den hohen dynamischen Zusatzlasten an der Bruchfront erst an Baufeldrändern, Vertaubungszonen, Faziesgrenzen oder breiten Barrierepfeilern zum Stehen gekommen.

3 Grundlagen der geomechanischen Berechnungen

3.1 Berechnungsprogramm

Für die numerische Modellierung der Lagerstätte und des umgebenden Gebirges wird der diskontinuumsmechanische Rechencode UDEC der Fa. ITASCA eingesetzt (ITASCA, 2011). Der numerische Lösungsansatz von UDEC (**U**niversal **D**istinct **E**lement **C**ode) basiert auf einer Zerlegung des Gebirgskörpers in ein System miteinander in Wechselwirkung stehender diskreter Blöcke (CUNDALL & HART, 1992). Die Blöcke selbst werden intern in Zonen unterteilt. Das mechanische Verhalten dieses Systems wird durch einen expliziten Zeitschrittalgorithmus beschrieben, wobei die Größe des Zeitschritts so gewählt wird, dass die Geschwindigkeiten und Beschleunigungen in jedem Zeitschritt als konstant zu betrachten sind. Die Kräfte und Verschiebungen zwischen den Blöcken sowie die Spannungen und Deformationen innerhalb der Blöcke werden in jedem Berechnungsschritt neu berechnet. Dadurch lassen sich mit dieser Methode auch stark nichtlineare und physikalisch instabile Prozesse mit dem möglichen Auftreten großer Deformationen und Verschiebungsreaktionen sowohl unter quasistatischen als auch dynamischen Belastungsbedingungen simulieren.

Die Strukturierung ermöglicht die Zuweisung der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften der geologischen Schichten zu den Blöcken. Speziell für geotechnische Problemstellungen sind zahlreiche Materialgesetze im Programm bereits implementiert. Darüber hinaus können benutzerdefinierte Material- bzw. Stoffmodelle integriert werden, welche eine bessere Anpassung an die spezifischen Eigenschaften der anstehenden Gesteine ermöglichen.

Ein weiterer Vorteil des diskontinuumsmechanischen Ansatzes ist, dass es damit möglich ist, den diskontinuumsmechanischen Aufbau polykristalliner Salzgesteine auf mikromechanischer Ebene nachzuvollziehen. Die Modellgeometrie wird hierfür durch eine Zerlegung in viele unterschiedlich geformte Polyederblöcke mittels einer Voronoi-Triangulation zerlegt, wodurch die diskontinuierliche Natur des Salzgesteins in den Simulationen in guter Näherung nachgebildet wird. Die Korngrenzen zwischen den Blöcken werden mit dem am IfG entwickelten Schermodell für saline Schichtflächen belegt (Kap. 3.2.2) und können im Laufe der Simulation durch Zug- oder Scherbeanspruchungen versagen. An den Bruchzonen wird das Gestein separiert und kann in einzelne Bruchstücke zerfallen (Fragmentierung), was kontinuumsmechanische Rechencodes nicht leisten können. Das mechanische Verhalten der Salzkristalle wird mit dem am IfG entwickelten visko-elasto-plastischen Stoffmodell beschrieben (MINKLEY & MÜHLBAUER, 2007).

3.2 Materialmodelle

3.2.1 *Visko-elastisch-plastisches Materialmodell für Sedimentgesteine*

Der Verformungs- und Bruchmechanismus von Salinargesteinen wird mit den in den Rechenprogrammen implementierten Standardmodellen nur ungenügend erfasst. Steinsalz z.B. zeigt unter Belastung plastisches bzw. duktiles Verhalten und zeichnet sich durch ausgeprägte nichtlineare Eigenschaften aus. Daneben besitzt es rheonome bzw. viskose Eigenschaften, d.h., das Verformungs- und Festigkeitsverhalten ist auch zeitabhängig. Die MOHR-COULOMB'sche Bruchhypothese, bei der die Fließ- bzw. Bruchgrenze von der minimalen Hauptspannung σ_3 abhängt, ist ein in der Praxis bewährter empirischer Ansatz für das Scher- bzw. Druckversagen von Gesteinen. Die mittlere Hauptspannung besitzt in diesem Modell keine Bedeutung. Echte dreiachsige Versuche an Gesteinen bestätigen die Abhängigkeit der Bruchspannung von der minimalen Hauptspannung, allerdings kann bei der Teufenlage der Abbaue ein linearer Zusammenhang nicht aufrechterhalten werden. Das lineare MOHR-COULOMB'sche Bruchkriterium stellt deshalb für die Beschreibung der Festigkeitseigenschaften von Salinargesteinen nur eine grobe Näherung dar, die für Gesteine mit hoher Festigkeit geeignet ist bzw. bei weniger festen Gesteinen nur für relativ geringe Einspannungen praktikable Ergebnisse liefert.

Darüber hinaus zeigen Salzgesteine – wie andere Gesteine auch – Entfestigungserscheinungen. Unter Entfestigung versteht man im Zusammenhang mit der Formierung von Scherzonen die Abnahme der Festigkeit des Gesteins mit zunehmenden Verformungen (strain softening). Dabei zeigen sich in Abhängigkeit von den Gesteinseigenschaften und den Beanspruchungsbedingungen unterschiedliche Verhaltensweisen. Bei einer plötzlichen Entfestigung spricht man von einem Spröbruch und bei einer allmählichen Entfestigung von einem Fließbruchverhalten. Ideal plastisches Fließen kann als Verhalten ohne Entfestigung gedeutet werden.

Physikalisch wird die Entfestigung durch die Bildung und Anhäufung von Mikrorissen und Defekten verursacht, die sich zu Makrorissen vereinigen, bis sich eine Restfestigkeit eingestellt hat, welche hauptsächlich auf Reibungsvorgängen an den entstandenen makroskopischen Bruchflächen basiert. Die Restfestigkeit kann als untere Fließgrenze des Gesteins im post-failure Bereich betrachtet werden. Die Gefügeschädigungen sind verbunden mit einer Volumenzunahme, welche als Dilatanz bezeichnet wird.

Das für Salzgesteine entwickelte Stoffgesetz (MINKLEY, 2004) basiert auf dem in Abbildung 3.1 dargestellten Modellkonzept, welches die zeitunabhängigen und zeitabhängigen Komponenten erfasst. Die Gesamtverformungen setzen sich aus den folgenden Verformungsanteilen zusammen:

- elastische isotrope Kompression
- elastisch nachwirkender Verformungsanteil (KELVIN-Element)
- (deviatorisch) elastischer und viskoser Verformungsanteil (MAXWELL-Element)
- plastischer Verformungsanteil (generalisiertes MOHR-COULOMB-Modell mit Entfestigung und Dilatanz).

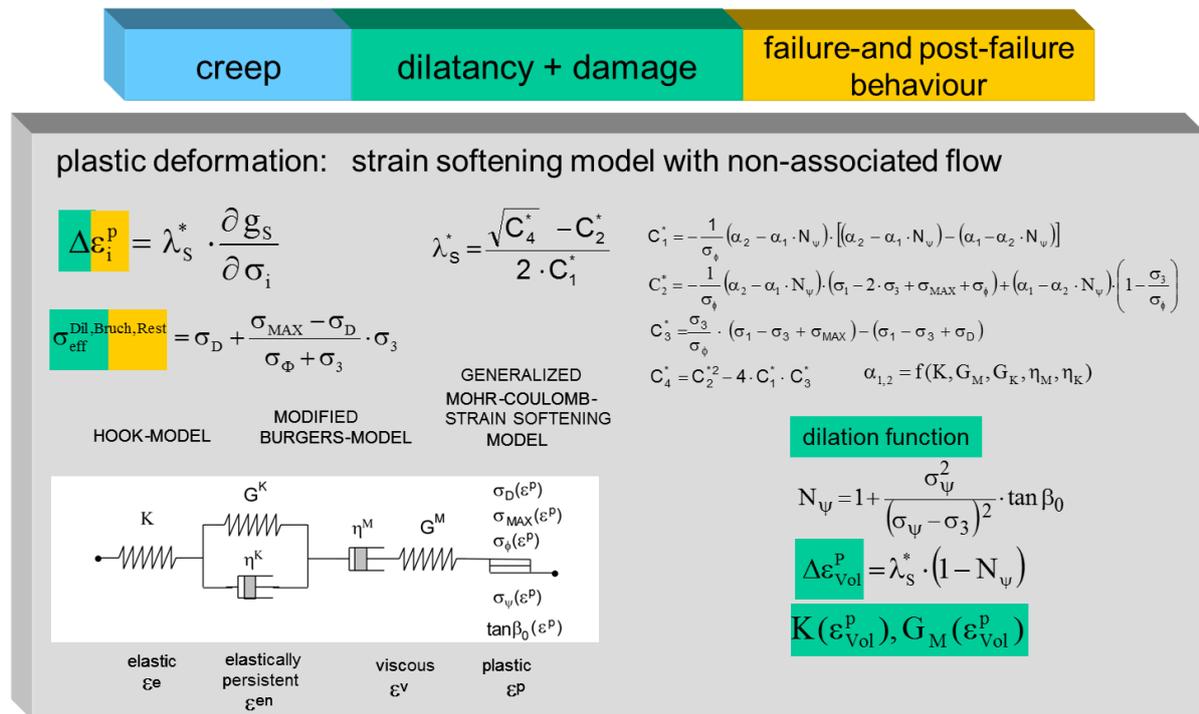


Abb. 3.1: Visko-elasto-plastisches Modellkonzept

Unterhalb der Dilatanzgrenze ergibt sich die Verformung aus

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^{en} + \epsilon^v, \tag{3-1}$$

während oberhalb der Dilatanzgrenze für die Gesamtverformung gilt:

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^{en} + \epsilon^v + \epsilon^p \tag{3-2}$$

Der elastische ϵ^e und der elastisch-nachwirkende Verformungsanteil ϵ^{en} sind reversibel, der viskose ϵ^v und der plastische ϵ^p irreversibel. Ein rein elastischer Verformungsanteil ist zeitunabhängig (skleronom) während der elastisch-nachwirkende sowie der viskose Anteil zeitab-

hängig (rheonom) sind. Plastische Verformungen sind geschwindigkeitsabhängig. Weiterhin wird im Modell vorausgesetzt, dass nur der elastische und der plastische Verformungsanteil Volumendehnungen liefern:

$$\varepsilon_{\text{vol}} = \varepsilon_{\text{vol}}^e + \varepsilon_{\text{vol}}^p \quad (3-3)$$

Dabei tritt unterhalb der Dilatanzgrenze bei Kompression elastische Volumenkontraktion ein ($\varepsilon_{\text{vol}}^e < 0$) und bei Überschreitung der Dilatanzgrenze durch die Schädigung des Materials plastische Volumendilatation ($\varepsilon_{\text{vol}}^p > 0$). An der Dilatanzgrenze selbst gilt: $\frac{d\varepsilon_{\text{vol}}}{d\varepsilon} = 0$.

Im Stoffmodell werden die primäre und sekundäre Kriechphase durch die rheologischen Modelle von KELVIN bzw. MAXWELL beschrieben. Durch die Kopplung des BURGERS-Modells, das aus einer Reihenschaltung eines KELVIN- und eines MAXWELL-Körpers besteht, mit dem plastischen Entfestigungsmodell lässt sich bei Überschreitung der Festigkeitsgrenze auch tertiäres Kriechen erfassen (siehe auch Seite 23 viskose Verformungen).

Das Modellkonzept (Abb. 3.1) des visko-elasto-plastischen Stoffmodells basiert auf bewährten Standardmodellen der Mechanik und ist universell neben Steinsalz auch auf andere Salinargesteine und nichtsalinare Gesteine anwendbar. Das visko-elasto-plastische Stoffmodell ist geeignet, sowohl duktilen Materialverhalten als auch Sprödbbruchverhalten von Gesteinen zu beschreiben.

Das Verhalten der Gesteine muss durch die Zustandsgleichungen des Stoffmodells auch im post failure- Bereich möglichst realitätsnah abgebildet werden. Ein Fließ- bzw. Bruchkriterium für Salzgesteine, das die gestellten Anforderungen erfüllt, lässt sich in Form eines verallgemeinerten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Fließkriteriums formulieren (MINKLEY 1997):

$$\sigma_{1B} = \sigma_D + N_\phi \cdot \sigma_3 \quad (3-4)$$

mit der Reibungsfunktion

$$N_\phi = 1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \quad (3-5)$$

bzw.

$$\sigma_{\text{eff},B} = \sigma_D + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi + \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (3-6)$$

wobei σ_3 die minimale Hauptspannung, σ_{1B} die maximale Hauptspannung (Bruchspannung), $\sigma_{\text{eff},B} = \sigma_{1B} - \sigma_3$ die maximal ertragbare Effektivspannung, σ_D (ε^P) die einaxiale Druckfestigkeit, σ_{MAX} (ε^P) die maximale effektive Festigkeit, σ_ϕ (ε^P) der Krümmungsparameter der Festigkeitskurve und ε^P die plastische Scherverformung sind.

Zur Veranschaulichung ist das Bruchkriterium in Abbildung 3.2 dargestellt. σ_{MAX} ist die maximale effektive Spannung, die vom Gestein aufgenommen werden kann und der sich die Bruchfestigkeit asymptotisch mit zunehmender minimaler Hauptspannung σ_3 nähert. Eine derartige Grenze existiert für jedes Gestein, anderenfalls müsste die Festigkeit mit zunehmenden σ_3 unendlich anwachsen, was physikalisch nicht möglich ist.

Mit dem nichtlinearen Bruchkriterium wird sowohl der Druckfestigkeitsbereich als auch der Zugfestigkeitsbereich von Salzgesteinen präziser erfasst. Die Zugfestigkeit ist durch die Beziehung:

$$\sigma_Z = \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_\phi + \sigma_{\text{MAX}})^2 - \sigma_D \cdot \sigma_\phi} - \frac{1}{2}(\sigma_\phi + \sigma_{\text{MAX}}) \quad (3-7)$$

gegeben.

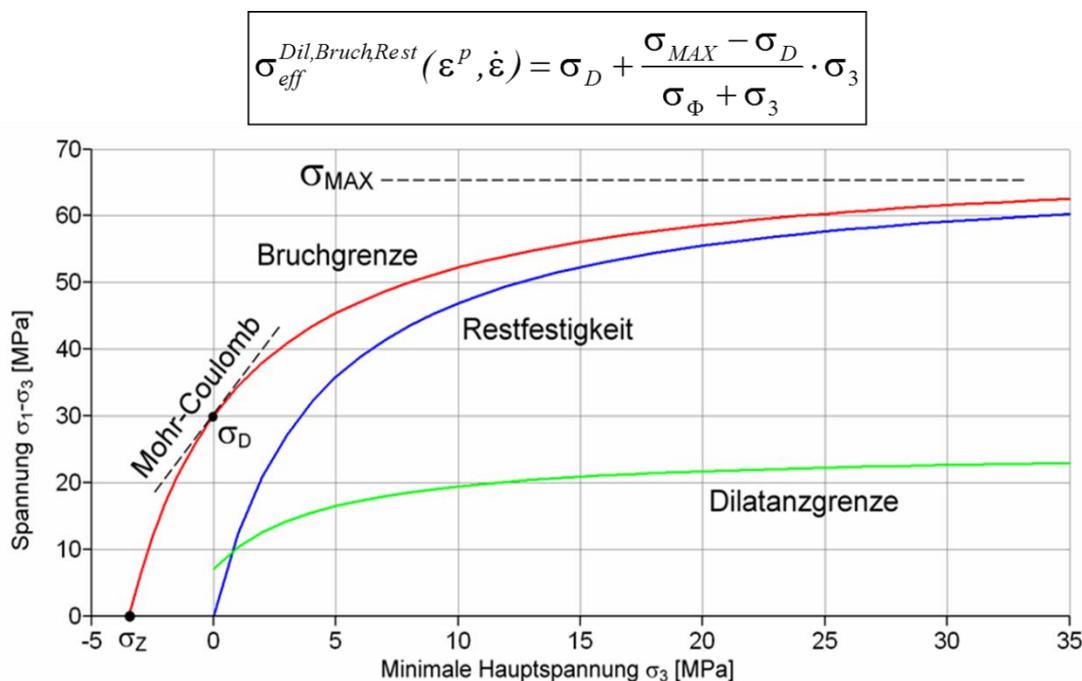


Abb. 3.2: Fließgrenzen des visko-elasto-plastischen Stoffmodells

Für die Volumenzunahme (Dilatanz) bei plastischer Verformung lässt sich aus dem nicht-linearen Fließansatz unter Verwendung einer nichtassoziierten Fließregel ableiten:

$$\frac{\Delta V}{V_0} = (N_\psi - 1) \cdot \varepsilon^P \quad (3-8)$$

mit der Dilatanzfunktion

$$N_\psi = 1 + \frac{\sigma_\psi^2}{(\sigma_\psi + \sigma_3)^2} \cdot \tan \beta_0 \quad (3-9)$$

Die das Dilatanzverhalten beschreibenden Parameter sind der Anstiegswinkel $\beta_0(\varepsilon^P)$ der Dilatanzkurve $\varepsilon_{VOL}^P = f(\varepsilon^P)$ bei einaxialer Belastung ($\sigma_3 = 0$) und der Krümmungsparameter σ_ψ (ε^P) der Dilatanzfunktion (Abb. 3.3).

Aus der Beziehung geht hervor, dass die Dilatanz mit zunehmender triaxialer Einspannung stark abnimmt, ein Verhalten, welches für Salzgesteine typisch ist. Die Dilatanzfunktion N_ψ enthält als Grenzfall für $\sigma_\psi \rightarrow \infty$ den von der Spannung unabhängigen Dilatanzansatz der linearen MOHR-COULOMB'schen Plastizität:

$$N_\psi^L = 1 + \tan \beta_0 \quad (3-10)$$

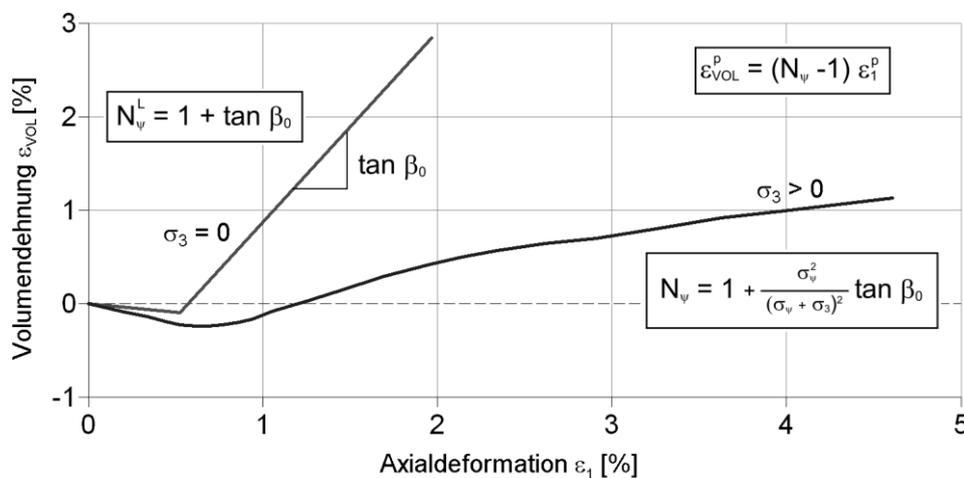


Abb. 3.3: Volumenverformung im nichtlinearen elasto-plastischen Stoffmodell

Erreicht die Spannung die Fließgrenze, z. B. die Dilatanzgrenze als untere Fließbedingung im pre-failure Bereich, entsteht außer einer elastischen Verformung auch eine plastische Verformung. Das plastische Verhalten wird durch die Fließ- bzw. Bruchgrenzbedingung und eine Fließregel definiert. Die Fließregel legt Richtung und Betrag des Zuwachses der plastischen

Verformung fest. Der plastische Verformungsanteil wird aus einem plastischen Potential abgeleitet und ermöglicht die Berücksichtigung einer Volumenvergrößerung (Dilatanz) infolge von Scherbeanspruchungen.

Aus dem verallgemeinerten nichtlinearen MOHR-COULOMB'schen Bruchkriterium folgt als Fließfunktion (Druckspannungen negativ):

$$f_s = \sigma_1 - \sigma_3 + \sigma_D - \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\phi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (3-11)$$

und für das plastische Potential bei Scherversagen unter Ansatz einer nichtassozierten Fließregel:

$$g_s = \sigma_1 - \sigma_3 - \frac{\sigma_{MAX,\psi} - \sigma_D}{\sigma_\psi - \sigma_3} \cdot \sigma_3 \quad (3-12)$$

Wird die Fließgrenze überschritten ($f_s < 0$), ergibt sich im Stoffmodell zusätzlich zu der elastischen Verformung eine plastische Verformung. Für die Gesamtverformung gilt:

$$\Delta \varepsilon_i = \Delta \varepsilon_i^e + \Delta \varepsilon_i^p \quad (i = 1..3) \quad (3-13)$$

Unter Benutzung der Fließregel folgt für den plastischen inkrementellen Verformungsanteil:

$$\Delta \varepsilon_i^p = \lambda_s \cdot \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_i} \quad (i = 1..3) \quad (3-14)$$

Die partielle Differentiation des plastischen Potentials liefert:

$$\Delta \varepsilon_1^p = \lambda_s \quad (3-15)$$

$$\Delta \varepsilon_2^p = 0 \quad (3-16)$$

$$\Delta \varepsilon_3^p = -\lambda_s \cdot N_\psi \quad (3-17)$$

Der Multiplikator λ_s , der eine Skalarfunktion darstellt (MINKLEY, 2004), ergibt sich aus der erforderlichen Erfüllung der Fließbedingung $f_s = 0$.

Das viskose Stoffverhalten kann damit erklärt werden, dass der Umbau der Kristallstruktur den Verformungen nur mit Verzögerung folgen kann. Andererseits kann sich der Spannungs- bzw. Verformungszustand wegen der langsamer, verzögert erfolgenden Änderung der Kristallstruktur auch nach dem Eintreten der äußeren Einwirkung noch ändern (Nachwirkung). Viskoses Materialverhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass die Verformung bei konstanter Spannung ($\dot{\sigma} = 0$) anwächst und die Spannung bei konstanter Dehnung ($\dot{\epsilon} = 0$) abnimmt. Diese Erscheinungen werden Kriechen und Relaxation genannt.

Während es bei plastischen Materialien erst beim Erreichen der Fließgrenze zu plastischen Verformungen kommt, können viskose Verformungen bei jedem Spannungszustand eintreten. Im Kriechprozess werden allgemein 3 Phasen unterschieden. Das so genannte *primäre* Kriechen tritt unmittelbar nach Belastungsbeginn ein und ist durch die Parameter G^K und η^K des KELVIN-Modells bestimmt. In der anschließenden *sekundären* Kriechphase ist nur die MAXWELL-Viskosität η^M bestimmend für die Verformungen. Das *tertiäre* Kriechen ist verbunden mit einem dilatanten Entfestigungsprozess, der zum Kriechbruchversagen führen kann.

Die Auswertung zahlreicher Kriechversuche an Salzgesteinen hat zu dem Ergebnis geführt, dass die Parameter der rheologischen Modelle wie die plastischen Parameter ebenfalls signifikant vom augenblicklichen Zustand abhängig sind. Für die Spannungsabhängigkeit der Kriechigenschaften steht im visko-elasto-plastischen Modell ein Sinushyperbolikus-Ansatz (MINKLEY et al., 2012) oder eine exponentielle Abhängigkeit der MAXWELL-Viskosität von der deviatorischen Spannung σ_V zur Verfügung:

$$\eta^M = \eta_0^M \cdot e^{-m \cdot \sigma_V} \quad (3-18)$$

mit $\sigma_V = \sqrt{3 \cdot J_2}$, wobei J_2 die zweite Invariante des Spannungsdeviators ist.

Die Temperaturabhängigkeit der MAXWELL Viskosität η^M wurde in den numerischen Modellen wie folgt berücksichtigt:

$$\eta_0^M = \eta_{T0}^M \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right) \quad (3-19)$$

mit η_{T0}^M – Parameter

Q – Aktivierungsenergie (54 kJ / mol)

R – allgemeine Gaskonstante ($8,314 \cdot 10^{-3}$ kJ / (mol·K))

T – Gebirgstemperatur.

3.2.2 Schermodell für Korngrenzen und Schichtflächen

Im Unterschied zu Felstrennflächen sind an Diskontinuitäten d.h. Korngrenzen und Schichtflächen im Salzgebirge neben Reibungsvorgängen Kohäsions- und Haftreibungseigenschaften von besonderer Bedeutung. Salzgesteine besitzen bereits unter normalen bergbaulichen Belastungsbedingungen in bedeutendem Maße die Fähigkeit zur Reaktivierung von Adhäsions- bzw. Kohäsionskräften an den Trennflächen bzw. Schichtflächen. Der Wechsel von Haft- und Gleitreibungszuständen wird als stick-slip-Bewegung bezeichnet. Eine Entfestigung wird durch Haftreibungsverlust und das Abscheren von Unebenheiten bei zunehmender Scherverschiebung bewirkt. Eine umfassende Beschreibung des mechanischen Verhaltens polykristalliner Salzgesteine und des geschichtet aufgebauten Salzgebirges ist daher nur unter Einbeziehung entsprechender Scherfestigkeitsmodelle möglich.

In Versuchen wurde die Abhängigkeit der Reibungskoeffizienten von der Schergeschwindigkeit nachgewiesen. Für die Modellierung dynamischer Beanspruchungszustände muss diese Eigenschaft deshalb im Schermodell berücksichtigt werden.

Das Scherfestigkeitsmodell basiert auf einem grundlegenden Reibungsansatz in Form eines MOHR-COULOMB'schen Festigkeitsansatzes:

$$\tau_{MAX} = \mu \cdot \sigma_N + c \quad (3-20)$$

mit dem Unterschied, dass die Parameter des Modells keine Konstanten sind. Der Reibungskoeffizient

$$\mu = \mu_K \cdot (1 + \Delta\mu) \quad (3-21)$$

wird aus einem Term für die Gleitreibung

$$\mu_K = \tan \left(\phi_R + i_0 \cdot e^{-K_2 \frac{\sigma_N}{\sigma_K}} \right) \quad (3-22)$$

und für die Haftreibung

$$\Delta\mu = \Delta\mu_{vel} \cdot e^{-K_1 \frac{\sigma_N}{\sigma_K}} \quad (3-23)$$

gebildet. Die Haftreibung resultiert aus der von der Normalspannung abhängigen Aktivierung von Adhäsions- bzw. Kohäsionskräften. Der Parameter c ist die Kohäsion bei Normalspannung Null und ϕ_R ist der Restreibungswinkel. Der Parameter i_0 ist der so genannte Aufgleitwinkel, welcher ein Maß für die Unebenheit der Kontaktflächen repräsentiert und für die Aufweitung des Scherspalt bei zunehmender Scherverschiebung verantwortlich ist. Zur Normierung der Exponentialfunktionen wird $\sigma_K = 1$ MPa gesetzt. K_1 und K_2 sind Krümmungsparameter, die sich aus der Anpassung des Modells an Versuchsergebnisse ergeben.

Die Abhängigkeit der Haftreibung von der Verschiebungsgeschwindigkeit \dot{v} wird durch eine Funktion analog zu der Geschwindigkeitsfunktion des visko-elasto-plastischen Modells berücksichtigt:

$$f_{vel} = \frac{1}{2} \cdot \left[1 + \tanh \left(b_s \cdot \log \frac{\dot{v}}{\dot{v}_k} \right) \right] \quad (3-24)$$

Der Haftreibungskoeffizient wird damit ausgedrückt durch

$$\Delta\mu_{vel} = \Delta\mu_{MAX} \cdot f_{vel} \quad (3-25)$$

Physikalisch ist dieser Zusammenhang so zu interpretieren, dass im Fall eines dynamischen Gleitprozesses bei hohen Schergeschwindigkeiten ($f_{vel} \approx 1$) ein Haftreibungswiderstand überwunden werden muss, bevor der Scherspannungsabfall einsetzt. Dagegen wird bei langsamen Scherverschiebungen ($f_{vel} \approx 0$) kein zusätzlicher Haftreibungswiderstand aufgebaut und die Kohäsion bleibt erhalten. Die Scherverschiebung findet praktisch ohne Abfall der Scherspannung statt (Abb. 3.4, MINKLEY & MÜHLBAUER, 2007).

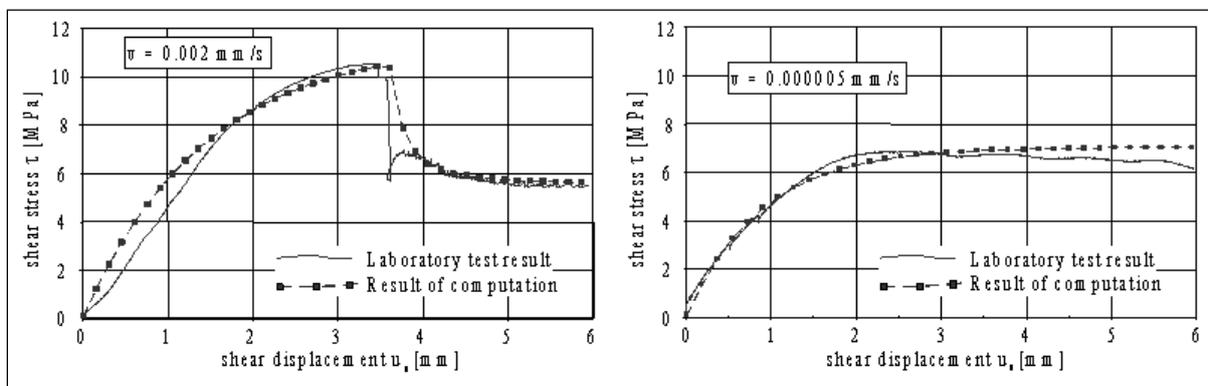


Abb. 3.4: Abhängigkeit der Scherfestigkeit von der Schergeschwindigkeit

Neben der Geschwindigkeitsabhängigkeit wird auch die Abhängigkeit von der stattgefundenen Scherverschiebung im Modell berücksichtigt. Der Haftreibungskoeffizient wird um einen verschiebungsabhängigen Term (in inkrementeller Form) abgemindert:

$$\Delta\mu_s^p = -\Delta\mu_{vel} \cdot \frac{\Delta u_s^p}{L_1}. \quad (3-26)$$

Darin ist Δu_s^p das Inkrement der plastischen Scherverschiebung. L_1 bestimmt die Steilheit des Scherspannungsabfalls im Nachbruchbereich. Mit zunehmender Scherverschiebung wird durch Abscheren der Unebenheiten der Aufgleitwinkel abgemindert:

$$\Delta i = -\Delta i_0 \cdot \frac{\Delta u_s^p}{L_2}. \quad (3-27)$$

Die inkrementellen Beziehungen entsprechen einer Reduktion der Haftreibungskomponente und des Aufgleitwinkels in exponentieller Form während des Schervorgangs an den Kontaktflächen.

3.2.3 *Diskontinuumsmechanische Beschreibung von Salinargesteinen*

Der diskontinuumsmechanische Ansatz geht davon aus, die mechanische Wirkung der Korngrenzen explizit in Wechselwirkung mit dem Verhalten der Salzkristalle zu erfassen. Bei der konventionellen kontinuumsmechanischen Beschreibung wird dieser Aspekt vernachlässigt und man konzentriert sich im Wesentlichen auf die Erfassung der Kristalleigenschaften, wie des Versetzungskriechens in den Salzkristallen und betrachtet das Salzgestein näherungsweise als quasi isotropes und homogenes Material (HAMPEL et al., 2010). Der mikrostrukturelle Aufbau des Korngerüsts mit der Möglichkeit einer Bewegungsaktivierung bei Verlust der kohäsiven bzw. adhäsiven Kornbindungen und der Schaffung von Rissen entlang der Korngrenzflächen wird dabei vernachlässigt.

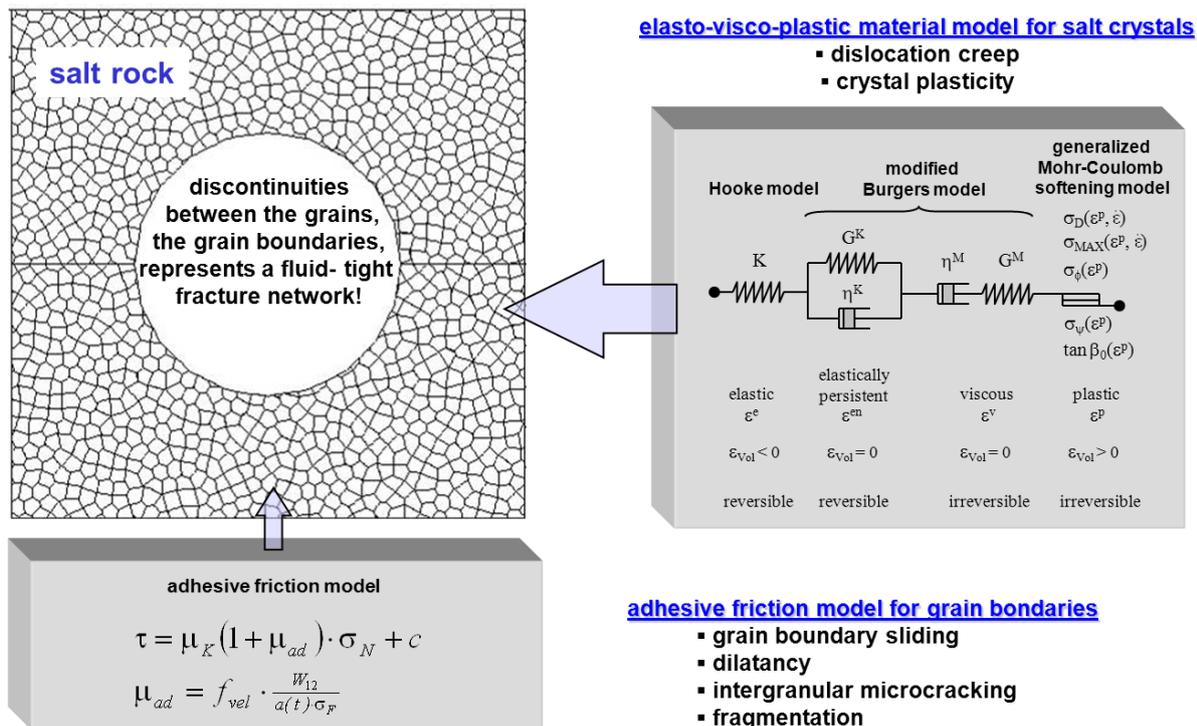


Abb. 3.5: Diskontinuumsmechanisches Modell für polykristallines Salzgestein

In der hier entwickelten diskontinuumsmechanischen Beschreibung (Abb. 3.5) werden die Salzkristalle als diskrete polygonale Körper unterschiedlicher Größe und Geometrie abgebildet, die über die Kontaktflächen an den Korngrenzen in Wechselwirkung mit den umgebenden Salzkristallen stehen. Dies hat den Vorteil, dass zusätzlich zu dem kontinuumsmechanischen Verhalten der Salzkristalle, Korngrenzeffekte die bei der Schädigung, dilatanten Entfestigung bis zur Fragmentierung beim Bruch und bei der Bildung von Fluidwegsamkeiten entscheidend sind physikalisch adäquat berücksichtigt werden können.

Das zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Salzgesteinen am IfG entwickelte visko-elasto-plastische Materialmodell (Kap. 3.2.1) lässt sich in Kombination mit dem ebenfalls am IfG entwickelten Haftreibungmodell für saline Schichtflächen (Kap. 3.2.2) auch zur diskontinuumsmechanischen Beschreibung von Salzgesteinen unter Berücksichtigung des mikrostrukturellen Aufbaus nutzen. Das Verhalten der polykristallinen Salzgesteine resultiert dabei aus dem visko-elasto-plastischen Verhalten der Salzkristalle und dem Haft-, Gleit- und Bruchverhalten an den Korngrenzen, für deren mechanische Beschreibung die oben genannten konstitutiven Modelle verwendet werden (Abb. 3.5).

Als Berechnungscode wird das diskontinuumsmechanische Programm UDEC von ITASCA (2011) benutzt, in welches die Materialmodelle als user defined models in Form von DLL's eingebunden werden.

Die Ableitung der gesteinsmechanischen Parameter für die diskontinuumsmechanische Beschreibung der Salzgesteine erfolgt auf Basis konventioneller einaxialer und triaxialer Festigkeitsversuche. Die Korngrenzen im Kristallverbund stellen mechanische Schwächeflächen dar, die den Entfestigungs- und Bruchvorgang dominieren. Die beim Bruch auftretenden Hauptspannungen werden in Tangential- und Normalspannungen, die an den Korngrenzen wirksam sind umgerechnet und die entsprechenden Scherparameter abgeleitet. Liegt für die Bruchgrenze ein stetiger, funktionaler Zusammenhang in der Form vor:

$$\sigma_{1,Bruch} = f(\sigma_3) \quad (3-28)$$

mit der ersten Ableitung:

$$\dot{\sigma}_1 = \frac{d\sigma_1}{d\sigma_3}, \quad (3-29)$$

wobei σ_1 die maximale und σ_3 die minimale Hauptspannung sind, folgt nach NADAI (1950) für die Tangential- und Normalspannung:

$$\tau_{MAX} = \frac{(\sigma_{1,B} - \sigma_3) \sqrt{\dot{\sigma}_{1,B}}}{1 + \dot{\sigma}_{1,B}} \quad \sigma_N = \frac{\sigma_{1,B} + \sigma_3 \cdot \dot{\sigma}_{1,B}}{1 + \dot{\sigma}_{1,B}} \quad (3-30)$$

Aus dem visko-elasto-plastischen Materialmodell Kap. 3.2.1 folgt als Bruchgrenze:

$$\sigma_{1,B} = \sigma_D + \left[1 + \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_D}{\sigma_\emptyset + \sigma_3} \right] \cdot \sigma_3 \quad (3-31)$$

und für die erste Ableitung:

$$\dot{\sigma}_{1,B} = 1 + \left[\frac{(\sigma_{MAX} - \sigma_D) \cdot \sigma_\emptyset}{(\sigma_\emptyset + \sigma_3)^2} \right] \quad (3-32)$$

Als Beispiel ist für Carnallit in Abb. 3.6 die Umrechnung der gesteinsmechanischen Parameter aus dem Hauptspannungsdiagramm in das Tangential-Normalspannungs-Diagramm dargestellt.

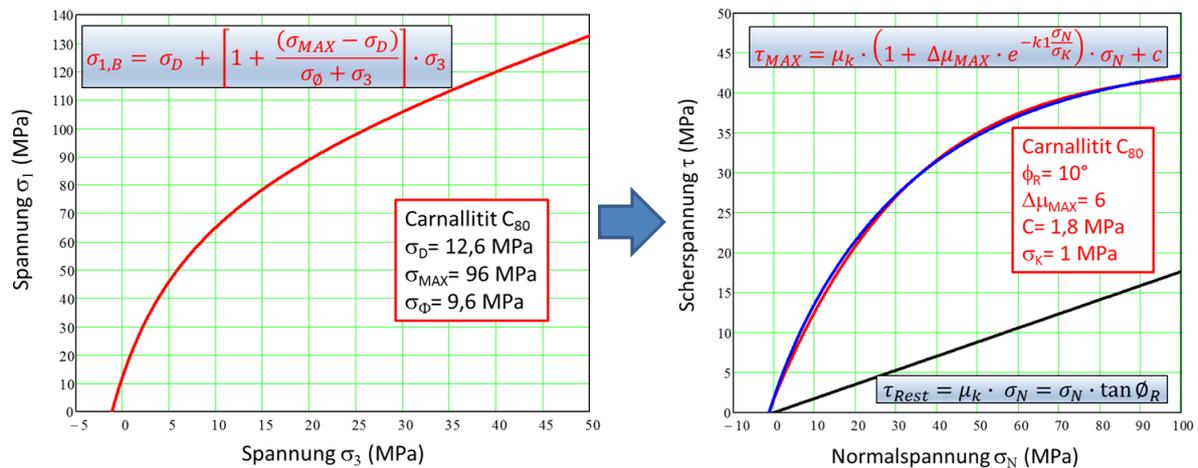


Abb. 3.6: Ableitung der Scherfestigkeitsparameter (rechts) aus der Bruchfestigkeit von Salzgesteinen

Die Bruchfestigkeitskurve (linkes Diagramm in Abb. 3.6) wird unter Zuhilfenahme der Bez. 3.30 in das Tangential-Normalspannung-Diagramm transformiert (rechtes Diagramm in Abb. 3.6, blaue Kurve). An den nichtlinearen Kurvenverlauf wird die analytische Beziehung für das adhäsive Schermodell angepasst (rechtes Diagramm in Abb. 3.6, rote Kurve) und die Scherparameter abgeleitet. Aus der guten Anpassung bei der die blaue und rote Kurve praktisch deckungsgleich sind (rechtes Diagramm in Abb. 3.6) ist zu schlussfolgern, dass das adhäsive Schermodell das stark nichtlineare Bruchverhalten von Salzgesteinen gut beschreiben kann.

Die auf diese Weise abgeleiteten Scherfestigkeitsparameter werden den Korngrenzen bzw. Blockgrenzen der Salzgesteine zugeordnet. Bei Überschreitung der Scherfestigkeit gehen Kohäsion und adhäsive Haftreibung verloren und es verbleibt der Restreibungswiderstand an den Korngrenzen. Ein Aufgleitwinkel wird nicht in Ansatz gebracht, da die unregelmäßige Geometrie an den Korngrenzen, wie im realen Fall das Aufgleitverhalten bestimmt. Das Gestein wird an den Korngrenzen bzw. Blockgrenzen entfestigt bzw. fragmentiert und kann in einzelne Bruchstücke zerfallen (Abb. 3.7), was bei kontinuumsmechanischer Beschreibung nicht möglich ist.

Den Salzkristallen bzw. Blöcken wird das visko-elasto-plastische Materialmodell zugeordnet, wobei sich die Kristalle plastisch ohne Entfestigung verformen können, sobald die Fließ- bzw. Bruchgrenze (linkes Diagramm in Abb. 3.6) erreicht wird.



Abb. 3.7: Entwicklung eines Pfeilerkonturbruches im diskontinuumsmechanischen Modell

4 Geomechanische Berechnungen

4.1 Modellaufbau

Die geomechanischen Berechnungen wurden an zwei geologischen Modellschnitten, einem WSW-ENE und NNW-SSE Schnitt durchgeführt, die durch das Bruchfeld von 1953 verlaufen (Abb. 4.1) und jeweils von der Tagesoberfläche bis an die Basis des Unteren Werra-Steinsalzes reichen. Der geschichtete Gebirgsaufbau aus dem Buntsandstein-Deckgebirge, den Oberen Letten, dem Plattendolomit, den Unteren Letten einschließlich dem Braunroten-Salzton⁸ sowie dem Oberen, Mittleren und Unteren Werra-Steinsalz und dem Kaliflöz Hessen wurde im diskontinuumsmechanischen Modell abgebildet. An den Schichtflächen zwischen den Gebirgsschichten sind Scherbewegungen möglich. Im Deckgebirge ist das in Aufschlüssen sichtbare orthogonale Kluftsystem, gebildet aus horizontaler Schichtung und vertikalstehender Klüftung im diskontinuumsmechanischen Modell generalisierend nachgebildet worden (Abb. 4.2), um den Mechanismus des im Gefolge des Gebirgsschlages am Bornberg vorgefundenen Aufreißens von Klüften im Modell untersuchen zu können.

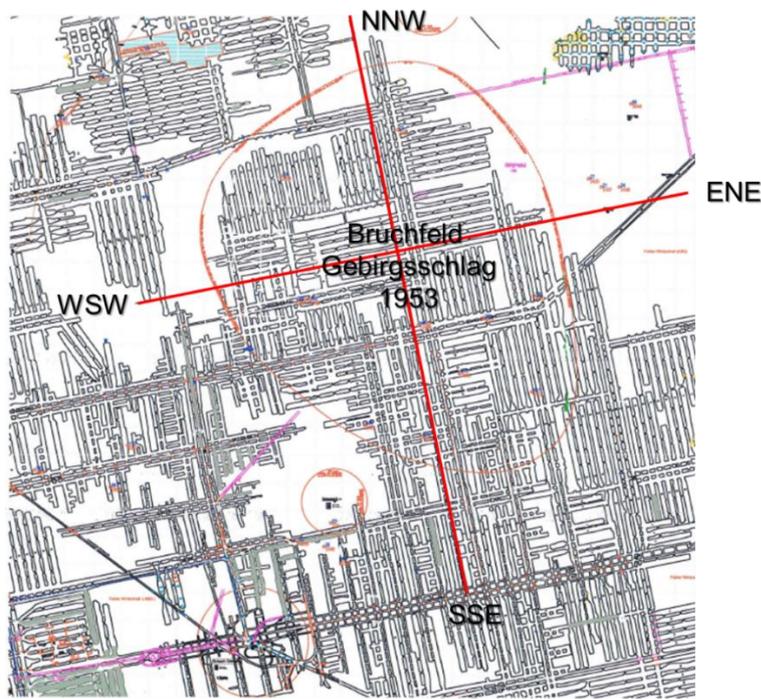


Abb. 4.1: Ausschnitt aus dem Grubenriss 1. Sohle Wintershall mit Bruchfeld vom Gebirgsschlag am 22.02.1953 und Schnittspuren für die geomechanischen Berechnungsmodelle

Das Kaliflöz Hessen ist im geomechanischen Modell aus den Schichten Hartsalzfuß, Carnallit C₄₀ und hangendes Begleitflöz Carnallit C₈₀ aufgebaut (Abb. 4.2). Um den Bruchvorgang beim Gebirgsschlag im Abbauhorizont explizit im Modell simulieren zu können, ist das Flözgestein

⁸ nachfolgend werden als Unteren Letten die Unteren Letten einschließlich dem Braunroten Salzton bezeichnet (Oberer Werra-Ton bis Unteren Leine-Ton)

als Diskontinuum mit einer Blockstruktur modelliert, die dem diskontinuumsmechanischen Strukturaufbau polykristalliner Salzgesteine nachempfunden ist.

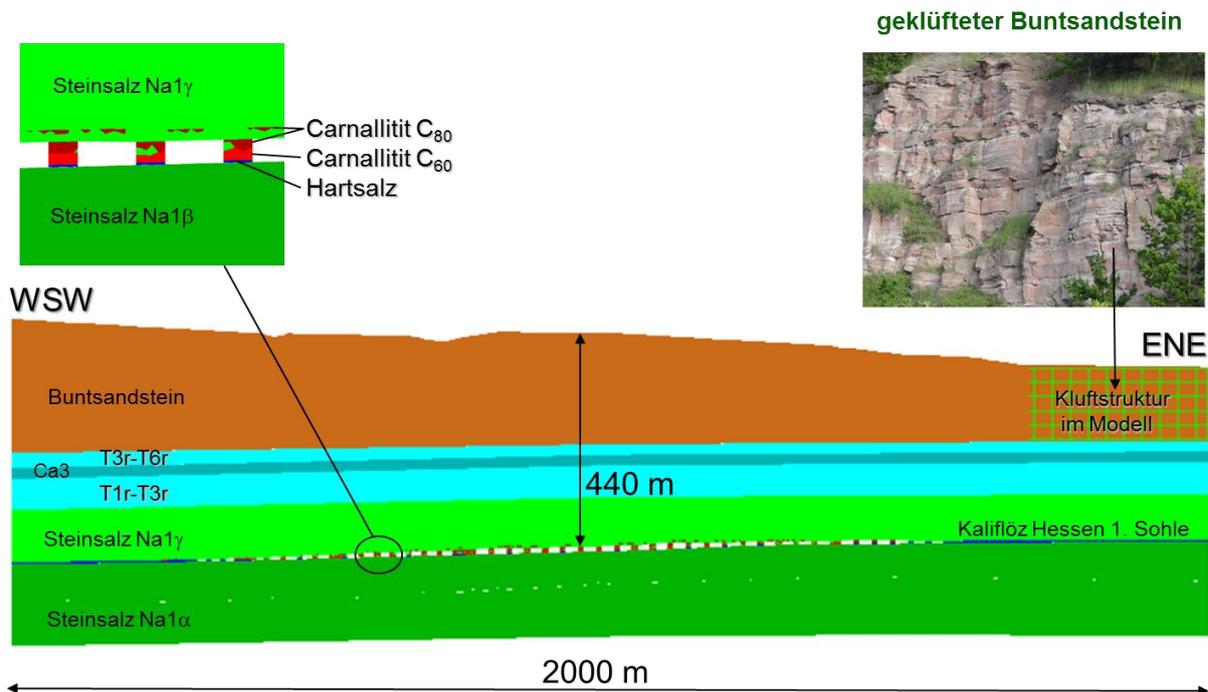


Abb. 4.2: Aufbau des geomechanischen Berechnungsmodells (WSW-ENE-Modell)

Der diskontinuumsmechanische Ansatz ermöglicht außerdem eine stabile Fortsetzung der Berechnungen nach dem Kollaps des Grubenfeldes zur Untersuchung des Barriereverhaltens nach dem Gebirgsschlag und der zukünftigen Entwicklung. Kontinuumsmechanische Berechnungen sind zwar geeignet den Gebirgsschlagmechanismus abzubilden (MINKLEY, 2004), aufgrund der starken Lokalisierung von Bruchverformungen jedoch nicht für weiterführende Berechnungen wegen numerischer Instabilität. Der diskontinuumsmechanische Ansatz im Rahmen der hier vorgestellten geomechanischen Berechnungen stellt eine Weiterentwicklung mit der Zielstellung einer numerisch stabilen Analyse dar, ausgehend von quasi statisch ablaufenden Kriechvorgängen mit Entfestigung vor dem Kollaps, dem Übergang in den Bruchprozess bis zum quasi statisch weiter laufenden Verformungsprozess nach dem dynamischen Zusammenbruch.

Die Kammerachsen wurden senkrecht zur Schnittebene gedreht, um eine ausreichende Näherung im ebenen Berechnungsmodell zu erhalten. Als Randbedingungen wurden die seitlichen Modellbegrenzungen in horizontaler Richtung fixiert und die Modellbasis in vertikaler Richtung. Nach Zuweisung der mechanischen Eigenschaften für die einzelnen Gebirgsschichten und Schichtflächen sowie Diskontinuitäten wurde der Grundspannungszustand im Modell initialisiert (isotrop im Salinar, d.h. Seitendruckbeiwert $\lambda=1$ und $\lambda=0,5$ im Buntsandstein).

4.2 Verwendete Materialmodelle und -parameter für Gesteine und Diskontinuitäten

Zur gebirgsmechanischen Beschreibung des aus Sedimentgesteinen des Zechstein und Buntsandstein aufgebauten Gebirges wurde im geomechanischen Berechnungsmodell das am IfG entwickelte visko-elasto-plastische Stoffmodell verwendet (MINKLEY et al., 2001). Für das sich im Wesentlichen elasto-plastisch verformende Deckgebirge aus den Schichtenfolgen des Buntsandsteins wird das zeitabhängige, viskose Verformungsverhalten im Stoffmodell durch Ansatz einer relativ hohen Viskosität unterdrückt. Zur Beschreibung des Kriechverhaltens der chemischen Sedimentgesteine des Zechsteins wurden Viskositäten angesetzt, die auf vorhandenen experimentellen gesteinsmechanischen Untersuchungsergebnissen beruhen. Ebenso wurde das Entfestigungs- und Sprödbbruchverhalten der anstehenden Kalisalzgesteine mit am IfG vorliegenden Datensätzen für das visko-elasto-plastische Stoffmodell beschrieben.

Für Schichtflächen und Kluffflächen im Gebirge bis hin zu Bruchflächen (Korngrenzen/Blockgrenzen) im Salzgestein bei diskontinuumsmechanischer Modellierung wurde das universelle Schermodell Kap. 3.22 verwendet (MINKLEY & MÜHLBAUER, 2007), mit dem einfache Reibungs- und Aufgleitvorgänge, kohäsive- und adhäsive Schervorgänge mit Haftreibungsverlust und Bruchvorgänge mit Scherentfestigung und Fragmentierung abgebildet werden können.

4.2.1 *Buntsandstein-Deckgebirge*

Die Festigkeiten der Sedimentgesteine im Deckgebirge sind relativ hoch, sodass die geologisch angelegten und vorgeprägten Schwächeflächen den Verformungsprozess infolge der bergbauinduzierten Senkungen im Wesentlichen bestimmen und selbst bei Bruchvorgängen wie Gebirgsschlägen die Gesteinsfestigkeit im Buntsandstein nicht überschritten wird. Es ist deshalb erforderlich, dass neben den Gesteinseigenschaften die Schereigenschaften des fundamentalen, orthogonalen Kluftsystems im Berechnungsmodell berücksichtigt werden. Die in den Berechnungen angesetzten Festigkeits- und Verformungsparameter für Gesteine und Diskontinuitäten (Schichtflächen, Kluffflächen) im Deckgebirge basieren auf gesteinsmechanischen Untersuchungen an Bohrkernen (MINKLEY & WÜSTE, 1978). Die in Tab. 4-1 angegebenen Scherparameter wurden aus triaxialen Scherversuchen an trockenen Bohrkernen aus dem Buntsandstein und unter Aufgabe von Kluftwasserdruck ermittelt.

Das Deckgebirge wurde bei der numerischen Modellierung vereinfachend in die Homogenbereiche Buntsandstein, Obere Letten, Plattendolomit und Untere Letten unterteilt (Tab. 4-2). Im Buntsandstein und im Plattendolomit ist im Berechnungsmodell eine Kluftstruktur angelegt.

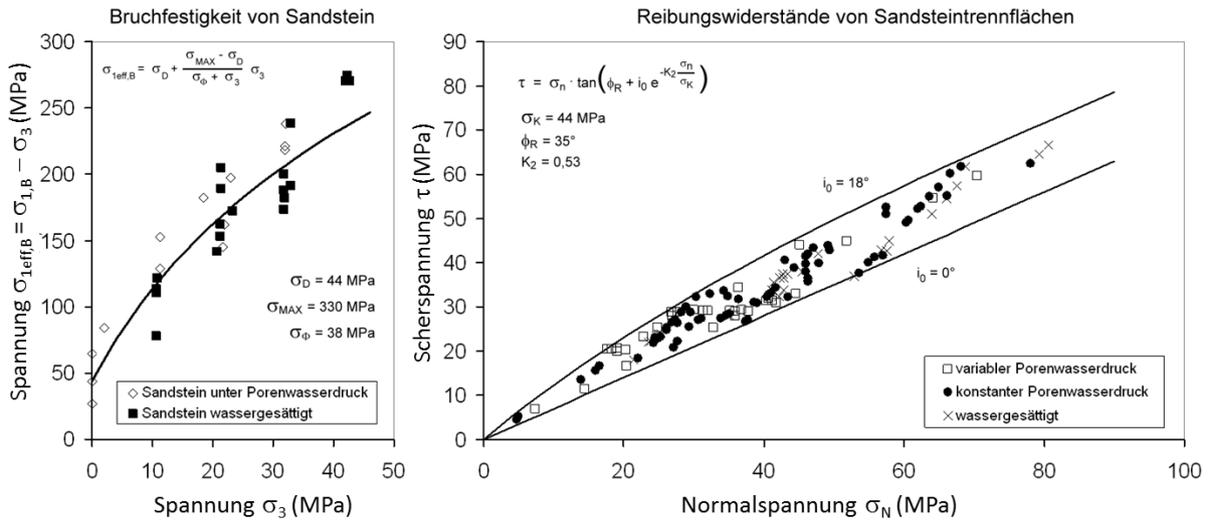


Abb. 4.3: Bruchfestigkeiten und Reibungswiderstände an Sandsteintrennflächen ermittelt an trockenen und wassergesättigten Bohrkernproben aus dem Buntsandstein (MINKLEY & WÜSTE, 1979)

Tabelle 4-1: Parameter für Schicht-/Kluffflächen im Gebirge und Bruchflächen im Carnallit (Korngrenzen/Blockgrenzen)

Scherparameter	Schicht- und Kluffflächen Buntsandstein	Schichtflächen im Salinar	Bruchflächen im Carnallit	
			C₄₀	C₈₀
Normalsteifigkeit k_n [GPa/m]	10	100	100	100
Tangentialsteifigkeit k_s [GPa/m]	8	40	40	40
Krümmungsparameter K₁	1	0	0,0177	0,0155
Krümmungsparameter K₂	0,53	0,03	1	1
Kontaktfestigkeit σ_K [MPa]	44	1	1	1
Restreibungswinkel φ_R [°]	35	10	10	10
Aufgleitwinkel i₀ [°]	18	20	1	1
Entfestigungsdistanz L₁	0,003	0,1	0,01	0,01
Rauhigkeit L₂	0,003	0,1	0,01	0,01
Max. Diff. Reibungskoeff. Δμ_{MAX}	0	1	6,6	6
Krit. Scherverschiebungsgeschw. v_{kr} [m/s]	10 ⁸	10 ⁻⁸	10 ⁻⁸	10 ⁻⁸
Geschwindigkeitsfaktor b	1,2	1,2	1,2	1,2
Kohäsion c [MPa]	0	2	4,5	1,8
Zugfestigkeit σ_Z [MPa]	0	1	1	1

Tabelle 4-2: Materialparameter Deckgebirge

Materialparameter	Buntsandstein	Obere und Untere Letten	Plattendolomit
Elastische Parameter			
<i>Dichte ρ [kg/m³]</i>	2500	2100	2700
<i>Kompressionsmodul K [GPa]</i>	6,7	6,9	40
<i>Schermodul G^M [GPa]</i>	3,1	4	24
Visko-elastische Parameter			
<i>Maxwell-Viskosität η^M [MPa-d]</i>	10 ¹²	10 ¹²	10 ¹²
<i>Parameter m [MPa⁻¹]</i>	0,18	0	0
<i>Kelvin-Schermodul G^K [GPa]</i>	2,3	7,3	63
<i>Kelvin-Viskosität η^K [MPa-d]</i>	10 ³⁰	10 ³⁰	10 ³⁰
Plastische- und Dilatanzparameter			
<i>Druckfestigkeit σ_D [MPa]</i>	44	6	70
<i>Maximale eff. Festigkeit σ_{MAX} [MPa]</i>	330	22,7	161
<i>Krümmungsparameter σ_ϕ [MPa]</i>	38	4	6,7
<i>Dilatanzwinkel $\tan\beta$ [-]</i>	0,6	0	0
<i>Krümmungsparameter σ_ψ [MPa]</i>	2,5	2	2
<i>Zugfestigkeit σ_Z [MPa]</i>	5	0,73	2,84

4.2.2 Salinar

Das Salinar wurde im geomechanischen Berechnungsmodell aus folgender Schichtenfolge abgebildet:

- Untere Werra-Steinsalz Na1 α
- Kaliflöz Thüringen K1Th
- Mittlere Werra-Steinsalz Na1 β
- Kaliflöz Hessen K1H
- Obere Werra-Steinsalz Na1 γ

Vereinfachend ist das Mittlere - und Obere Werra-Steinsalz mit einheitlichen Materialparametern belegt. Das Kaliflöz Thüringen ist mit einer Mächtigkeit von mehreren Metern und Schichtflächen zum Hangenden und Liegenden abgebildet. Hohlräume im Kaliflöz Thüringen sind im Modell nicht berücksichtigt, da die untere Sole zur Zeit des Gebirgsschlages kaum entwickelt war und daher in ihrer mechanischen Wirkung für den abgelaufenen Bruchprozess auf der 1. Sole keine Rolle gespielt hat.

Das Kaliflöz Hessen ist im Modell mit einem Hartsalzfuß, einer Carnallitischicht C_{40} , einer Steinsalzbank und zum Hangenden hin mit einer Carnallitischicht C_{80} abgebildet. Am Baufeldrand sind Bereiche mit Übergang in sylvinitische Fazies berücksichtigt.

Grundsätzlich sind zwei Modellierungsstrategien verfolgt worden. Für einen Vergleich mit der am IfG entwickelten und bisher benutzten mechanischen Beschreibung, bei der die Entfestigung und Sprödbbruchentwicklung auf kontinuumsmechanischer Grundlage durch Lokalisierung von Scherverformungen im Gestein Carnallit erfolgt, wurden erste Berechnungsvarianten zum Gebirgsschlagmechanismus auf Basis des sogenannten strain softening Modells durchgeführt.

Dies bedeutet, dass die Festigkeits- und Dilatanzparameter des visko-elasto-plastischen Stoffmodells von der jeweiligen plastischen Deformation abhängen und die Fließgrenze sich entsprechend dem aktuellen Verformungszustand in Richtung Verfestigung oder Entfestigung ändert. Die von der plastischen Deformation abhängigen Parameter der anstehenden Salzgesteine sind in Tabelle 4-3 angegeben. Um die kontinuumsmechanischen Verformungen zu begrenzen und eine numerisch stabile Berechnung zu erhalten, wurden die Flözgesteine mit einer hexagonalen Blockstruktur (Voronoi-Struktur) hinterlegt, die eine diskrete Bruchentwicklung zulässt. Den Korngrenzen bzw. Blockgrenzen im Salzgestein wurden dabei Scherfestigkeiten zugewiesen, wie sie an Schichtflächen im Salinar ermittelt worden sind (Tab. 4.1).

Mit dem weiterentwickelten diskontinuumsmechanischen Ansatz wurden Berechnungsvarianten durchgeführt, bei dem Entfestigungs- und Bruchprozesse mit Fragmentierung ausschließlich entlang diskreter Korngrenzen bzw. Blockgrenzen ablaufen. Den Bruchflächen d.h. Korngrenzen bzw. Blockgrenzen im Salzgestein wurden Scherfestigkeiten (Kohäsion, Haftreibungswiderstand, Restreibungswinkel usw.) zugeordnet (Tab.4.1), die durch Umrechnung der aus Triaxialversuchen bestimmten Bruchfestigkeiten im Carnallit abgeleitet worden sind (Kap. 3.2.3). Den Salzkristallen (hexagonalen Blöcken) wurden die entsprechenden elasto-visko-plastischen Materialparameter ohne Entfestigung zugeordnet (Tab. 4-3).

Tabelle 4-3: Materialparameter Salinar

Materialparameter	Steinsalz		Hartsalz	Carnallit		Sylvinit
	Na1α / Na1β,γ			C⁸⁰	C⁴⁰	
Elastische Parameter						
<i>Dichte ρ [kg/m³]</i>	2100	2100	2100	1700	1700	2100
<i>Kompressionsmodul K [GPa]</i>	20,3	16,7	12,9	10	14,7	10
<i>Schermodul G^M [GPa]</i>	12,5	10	9,3	6	6,9	7,5
Visko-elastische Parameter						
<i>Maxwell-Viskosität η^M [MPa·d]</i>	3*10 ⁹	3*10 ⁹	1*10 ⁹	5*10 ⁸	3*10 ⁸	5*10 ⁷
<i>Parameter m [MPa⁻¹]</i>	0,29	0,29	0,18	0,18	0,17	0,29
<i>Kelvin-Schermodul G^K [GPa]</i>	3,2	3,2	2,3	2,3	2,3	2
<i>Kelvin-Viskosität η^K [MPa·d]</i>	3,6*10 ⁴	3,6*10 ⁴	333	10 ³⁰⁺	10 ³⁰⁺	10 ³⁰⁺
Plastische- und Dilatanzparameter						
<i>Druckfestigkeit σ_D [MPa]</i>	20	12,1	30,2	12,6	27	15,8
<i>Maximale eff. Festigkeit σ_{MAX} [MPa]</i>	56	33,6	75	96	91,4	65
<i>Krümmungsparameter σ_ϕ [MPa]</i>	6,2	3,4	3,5	9,6	7,1	16,1
<i>Dilatanzwinkel $\tan\beta$ [-]</i>	0	0	0	0	0	0
<i>Krümmungsparameter σ_ψ [MPa]</i>	3	3	0,5	2,5	6,2	1
<i>Zugfestigkeit σ_z [MPa]</i>	1,15	1,15	1,16	1,16	1,16	1,16

+ transientes Kriechen ausgeschaltet

4.3 Berechnungen zum Gebirgsschlagmechanismus

4.3.1 WSW-ENE-Modell

Nach Initialisierung des Grundspannungszustandes und Erreichen des Gleichgewichtszustandes wurde die Auffahrung der Abbaukammern im geomechanischen Modell simuliert, mit den Abbauparametern:

- Pfeilerbreite: 10 m
- Abbauhöhe: 8 ... 16 m
- Verhältnis Pfeilerbreite zu -höhe: 1,3 ... 0,6
- Streckenbreite: 17 ... 20 m

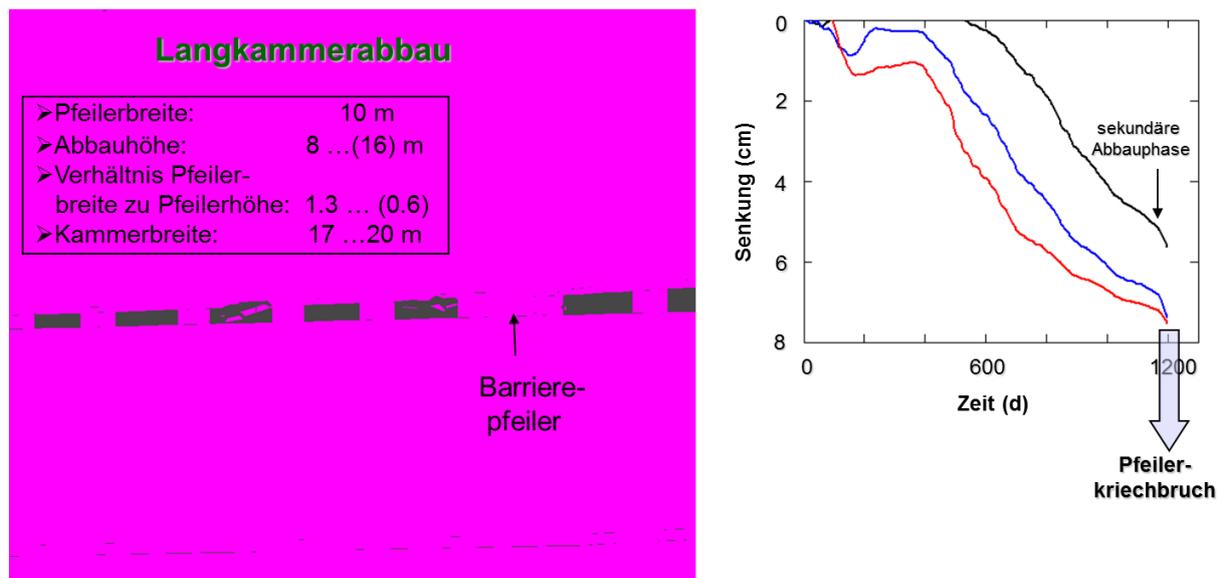


Abb. 4.4: Ausschnitt geomechanisches Berechnungsmodell (links) und Senkungen an der Tagesoberfläche (rechts) im statischen Ausgangszustand vor dem Gebirgsschlag

Zur Untersuchung und Klärung des grundlegenden Gebirgsschlagmechanismus war es ausreichend die Abbauphase zunächst vereinfachend und zeitverkürzt abzubilden, um Rechenzeit zu sparen. Im Berechnungsmodell stellt sich nach Erreichen der Vollfläche eine übertägige stationäre Senkungsgeschwindigkeit von einigen Zentimetern im Jahr ein (Abb. 4.4).

Nach Simulation sekundärer Abbaumaßnahmen im Modell durch Erhöhung des Durchbaugrades im Zentrum des späteren Bruchfeldes erhöhen sich die Senkungsraten und gehen in die tertiäre Phase über (Abb. 4.4, rechts). Die beschleunigten Kriechraten führen zu Pfeilerkriechbrüchen aus denen sich ohne weitere externe Anregung der Versagensvorgang im Kaliflöz Hessen entwickelt.

In den Bruchprozess werden auch die Carnallititschichten des hangenden Begleitflözes einbezogen, wodurch sehr schlanke, spröde reagierende Pfeiler entstehen. Die schlanken Pfeiler sind nicht in der Lage dynamische Zusatzlasten infolge von Konturbrüchen aufzunehmen, sodass sich der Bruchvorgang über das gesamte damalige Abbaufeld ausbreitet. Die breiteren Pfeiler im Abbaufeld stellen keine ausreichenden Barrieren im Bruchfeld dar. Sie entfestigen zwar nicht bis in den Pfeilerkern, können jedoch den Bruchvorgang nicht stoppen. Erst in Randbereichen des Baufeldes bei abnehmenden Kammerhöhen mit gedrungenen Pfeilern läuft der Bruchprozess aus (Abb. 4.5).



Abb. 4.5: Auslaufen des Bruchprozesses bei reduzierter Abbauhöhe im Randbereich des Gebirgsschlagfeldes

Durch den Kollaps des Abbaufeldes stellt sich in der dynamischen Berechnung an der Tagesoberfläche im Senkungszentrum innerhalb von 2 Sekunden eine Absenkung von ca. 3 m ein. Die im Vergleich zu anderen Gebirgsschlägen im deutschen Kalibergbau berechnete, relativ große Absenkung des Deckgebirges liefert, bei der geringen Bruchfeldgröße von nur 0,7 km², eine Erklärung für die große seismisch freigesetzte Energie der Magnitude $M_L = 5$ (Abb. 2.3). Der große Senkungssprung steht auch in Übereinstimmung mit den übertage aufgerissenen Spalten und Klüften im Buntsandstein während des Gebirgsschlages. Auch im diskontinuumsmechanischen Berechnungsmodell öffnen sich Spalten im Buntsandstein, die innerhalb der Umrandung der Projektion des Bruchfeldes auf die Tagesoberfläche liegen. Es werden mehrere Bruchstufen berechnet, an denen sich infolge der plötzlichen Deckgebirgsabsenkung Scherverschiebungen im orthogonalen Kluftsystem des Buntsandsteins einstellen (Abb. 4.6).

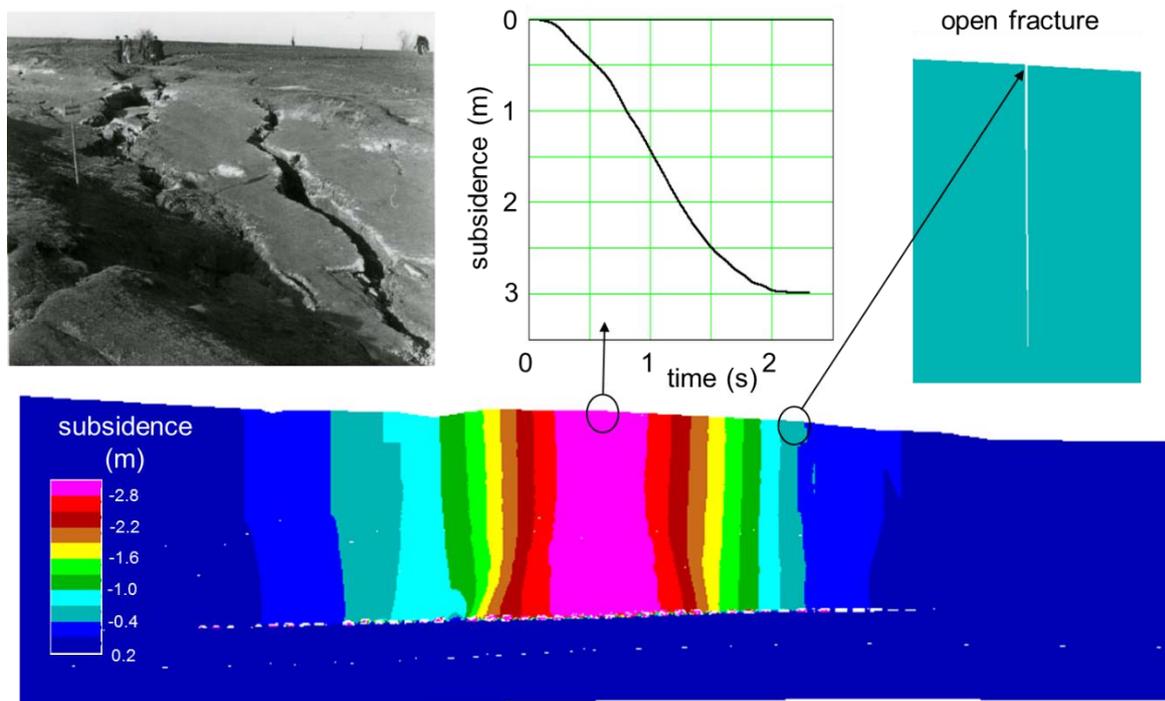


Abb. 4.6: Berechnete Senkungen und geöffnete Bruchspalten in situ und in der Gebirgsschlagsimulation

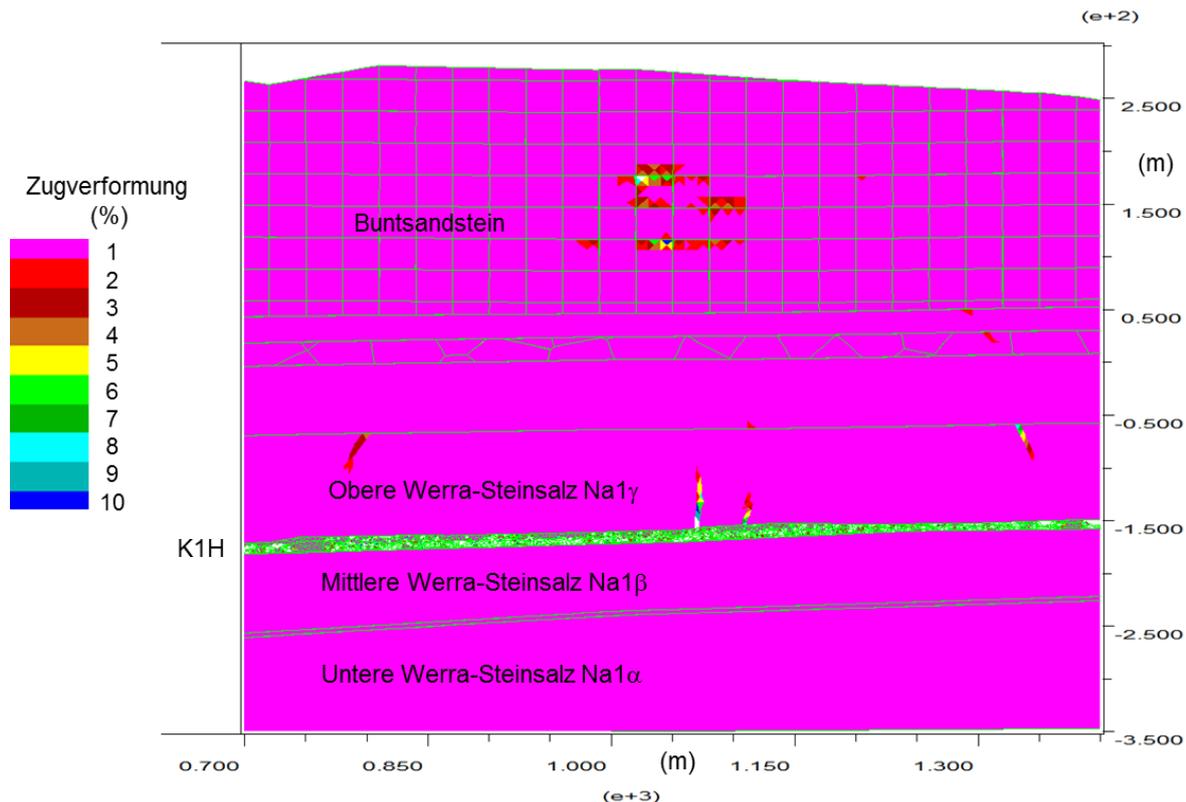


Abb. 4.7: Berechnete Zugverformungen mit Rissbildungen im Oberen Werra-Steinsalz Na1 γ im Ergebnis der Biegebeanspruchung des Hangenden beim Kollaps des Grubenfeldes

Untertage werden im hangenden Steinsalz etwa saiger stehende Risse berechnet, die einige Dekameter weit in das Obere Werra-Steinsalz hochreichen (Abb. 4.7). Derartige Risse im hangenden Steinsalz wurden bei Befahrungen des Bruchfeldes nach dem Gebirgsschlag festgestellt. DREYER (1974) führt aus, dass bis zu 20 cm klaffende Spaltrisse im hangenden Werra-Steinsalz bei bemerkenswerter Hangendabsenkung infolge völliger Zerstörung einiger aus weißem Carnallit bestehender Pfeilern gefunden wurden. In Abbaukammern am Bruchfeldrand wurden Firstfälle vorgefunden, die wie in den Berechnungen durch ein großflächiges Herinbrechen der hangenden Firstschichten entstanden sind.

Die oben dargestellten Berechnungsergebnisse wurden unter Ansatz der für die anstehenden Salzgesteine und Schichtflächen vorliegenden Entfestigungseigenschaften erzielt. In weiteren Berechnungen wurde der in Kap. 3.2.3 dargestellte neu entwickelte diskontinuumsmechanische Ansatz verwendet, der sich dadurch auszeichnet, dass die Entfestigung ausschließlich entlang der Korngrenzen/Blockgrenzen stattfindet, die mechanische Schwächeflächen darstellen, während die Salzkristalle sich elasto-visko-plastisch verformen. Die Ableitung der Scherfestigkeiten für die Korngrenzen/Blockgrenzen aus den experimentell bestimmten Gesteinsfestigkeiten für die anstehenden Carnallitvarietäten ist in Abb. 4.8 dargestellt.

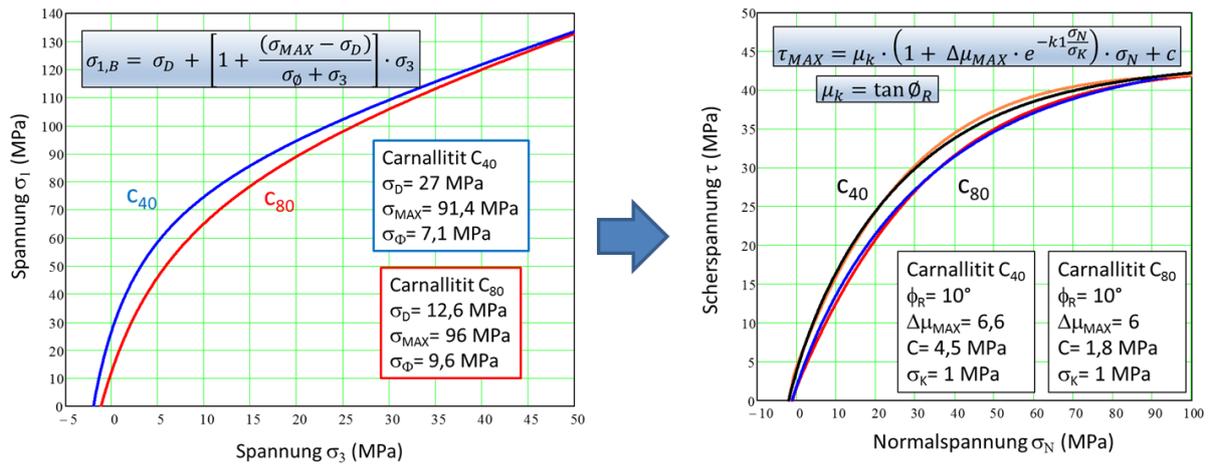


Abb. 4.8: Ableitung der Scherfestigkeitsparameter aus den Bruchfestigkeiten der anstehenden Carnallitvarietäten C₄₀ und C₈₀ für die diskontinuumsmechanische Beschreibung

Der mit dem diskontinuumsmechanischen Ansatz berechnete Gebirgsschlagmechanismus läuft analog ab. Der Bruchvorgang entwickelt sich nach den sekundären Abbaumaßnahmen (vergl. Abb. 4.13) aus sich selbst heraus durch Kriechbruchversagen, ohne dass es einer externen dynamischen Anregung bedarf. Das Kammer-Pfeiler-Tragsystem besitzt aufgrund der Unterdimensionierung keine Reserven, um den anlaufenden Bruchvorgang zu stoppen (Abb. 4.9).

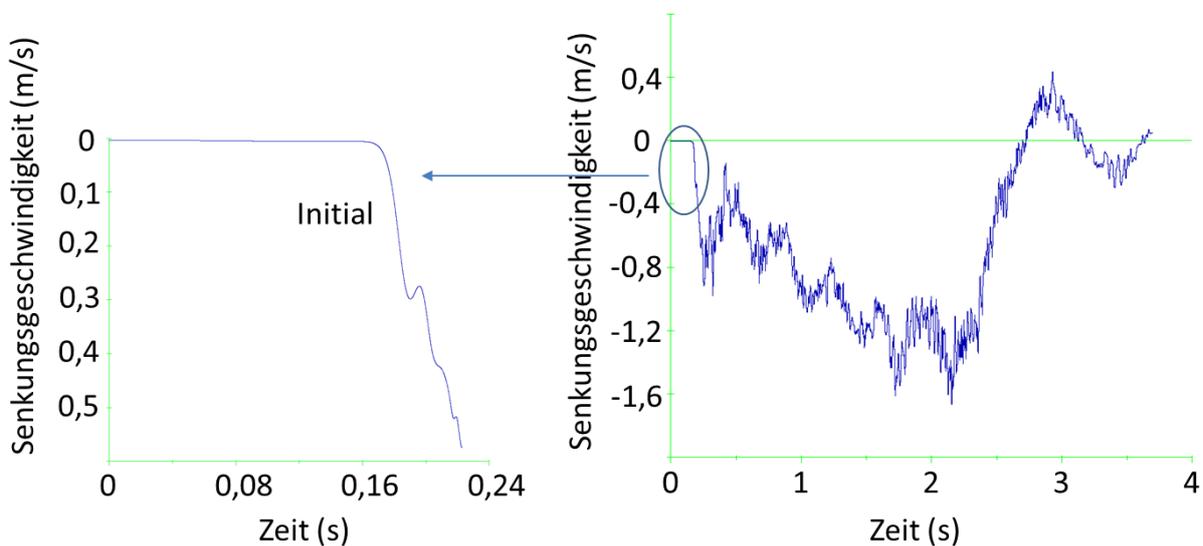


Abb. 4.9: Berechnete Schwinggeschwindigkeiten während des Gebirgsschlages an der Tagesoberfläche

Aus der im Modell berechneten Schwinggeschwindigkeit für die Tagesoberfläche ist ersichtlich, dass der initiale Bruchvorgang mit einer Senkungsgeschwindigkeit von etwa 0,3 m/s unmittelbar in den Hauptschlag überleitet und sich in 2 Sekunden auf eine maximale Senkungsgeschwindigkeit von 1,6 m/s aufschaukelt (Abb. 4.9). Danach schwingt das Gebirge innerhalb

einer Sekunde mit einer Geschwindigkeit von ca. 2 m/s zurück. Die daraus resultierenden Erschütterungsauswirkungen auf dem Bornberg haben zum Sturz und zur Verletzung der dort patrouillierenden Zollbeamten geführt (WOHLFARTH, 2010).

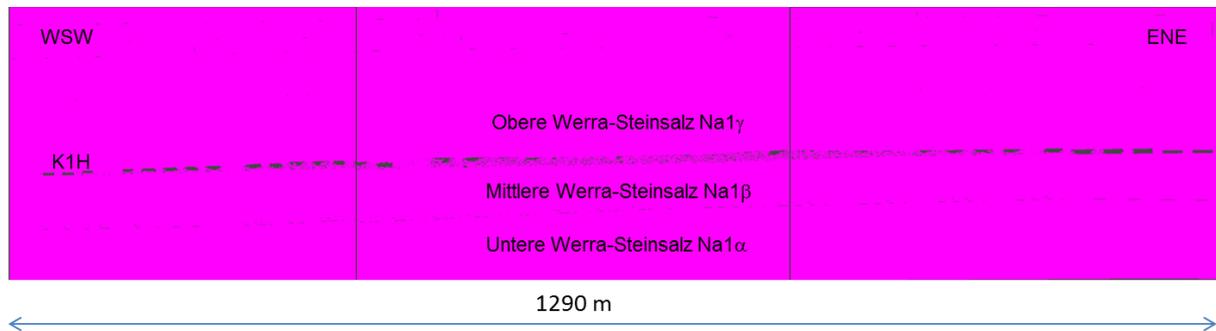


Abb. 4.10: Verbrochenes und durch Selbstversatz stabilisiertes Grubenfeld nach dem Gebirgsschlag

Der Senkungsvorgang wird durch den Selbstversatz des zusammenbrechenden Kammer-Pfeiler-Systems gestoppt und es setzt ein Rückschwingen ein (Abb. 4.9), bis das System zur Ruhe kommt und einen neuen stabilen Gleichgewichtszustand eingenommen hat. Im Zentrum des Bruchfeldes liegt ein höherer Selbstversatzgrad vor (Abb. 4.10). Zum Baufeldrand nehmen die Pfeilerzerstörungen ab und die Bruchvorgänge beschränken sich im Wesentlichen auf Firstfälle bis schließlich in den randlichen Abbaukammern mit geringer Bauhöhe die Brucherscheinungen ausklingen.

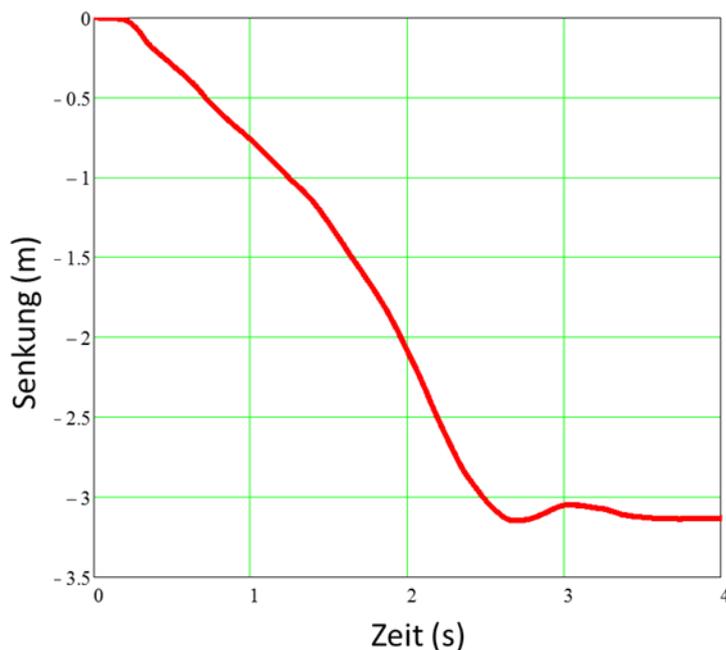


Abb. 4.11: Berechnete Absenkung der Tagesoberfläche im Senkungszentrum

Die dynamisch eingetretene Absenkung an der Tagesoberfläche im Zentrum über dem Bruchfeld erreicht wiederum ca. 3 m in wenigen Sekunden (Abb. 4.11), was die große Energiefreisetzung bei der relativ kleinen kollabierten Bruchfläche aus der potentiellen Energie während des Senkungssprunges entsprechend der Ableitungen in Kap. 2.3 und Abb. 2.4 erklärt.

4.3.2 NNW-SSE-Modell

In Abb. 4.12 ist das NNW-SSE-Modell dargestellt, das analog wie das WSW-ENE-Modell aufgebaut ist. In den Berechnungen ist der neu entwickelte diskontinuumsmechanische Ansatz mit den in Abb. 4.8 und Tab. 4.1 angegebenen Scherfestigkeitsparameter für die Carnallitvarietäten C_{80} und C_{40} verwendet worden.

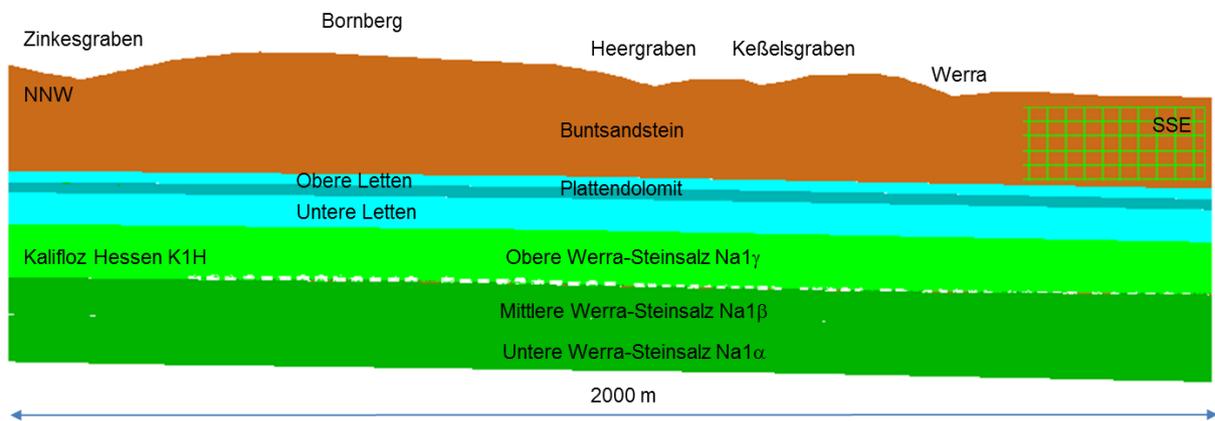


Abb. 4.12: Geomechanisches NNW-SSE-Berechnungsmodell

In der statischen Berechnung ist die Auffahrung der Abbaukammern über einen Zeitraum von knapp drei Jahrzehnten erfolgt (Abb. 4.14). Aufgrund der ebenen Modellierung und der gleichzeitigen Auffahrung mehrerer Abbaukammern in einem Zeitschritt treten im berechneten Senkungsverlauf leichte Sprünge auf. Es ist gut zu erkennen, wie nach jeder Anregung des Systems durch die Hohlräumerverweiterung eine transiente Kriechphase initiiert wird, die in eine stationäre Kriechphase übergeht. Mit zunehmender Baufeldauffahrung und wachsender Pfeilerbelastung nimmt die Kriechgeschwindigkeit zu, bis schließlich im Zusammenhang mit sekundären Pfeilerschwächungen im Baufeldzentrum die stationäre Kriechphase in die tertiäre Kriechphase übergeht und das Kammer-Pfeiler-Tragsystem einen labilen Zustand einnimmt.

Dazu beigetragen haben sekundäre Abbaumaßnahmen (Durchörterung von Langpfeilern), wie sie Anfang 1953 vor dem Gebirgsschlag im späteren Bruchfeld vorgenommen wurden (Abb.

4.13). Im Berechnungsmodell wurde ein 30 m breiter Pfeiler durchörtert um sekundäre Abbaumaßnahmen zu simulieren (Abb. 4.13). Im durchörterten Pfeiler entwickelt sich im Berechnungsmodell ein Firsthochbruch im carnallitischen Begleitflöz, wodurch das Schlankheitsmaß der konturgeschädigten Restpfeiler weiter vergrößert wird.

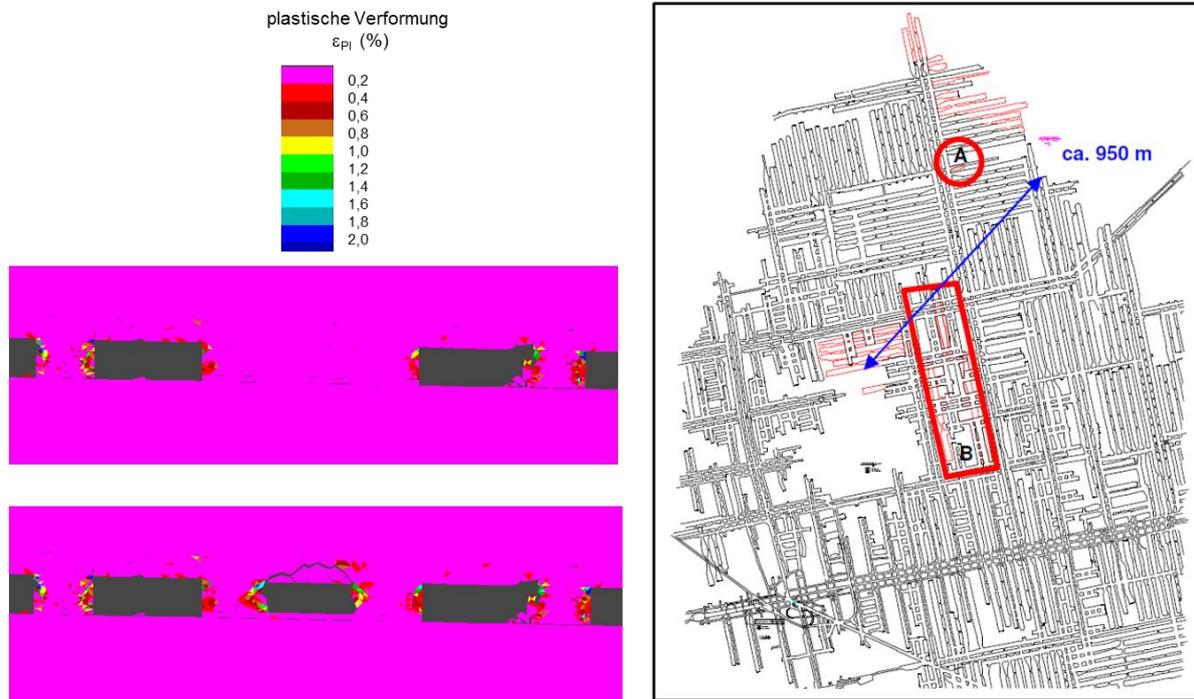


Abb. 4.13: Links : Simulation sekundäre Abbaumaßnahmen im Berechnungsmodell. Durch die Pfeilerdurchörterung wird das Tragsystem weiter geschwächt und Entfestigungsprozesse wie Konturbrüche initiiert. Rechts: Sekundärer Abbau (rot gekennzeichnet) bis Anfang 1953 im späteren Bruchfeld (OCHS & SCHLEINIG, 2010)

Aus den Berechnungen ist abzuleiten, dass vor Eintritt des Gebirgsschlages in der Grube Wintershall, bei einer Auffahrungszeitdauer von etwa drei Jahrzehnten, Senkungen in Dezimeter-Größenordnung vorgelegen haben müssen (Abb. 4.14).

Das sich im Grenzzustand befindliche Kammer-Pfeiler-Tragsystem hat über keine Tragfähigkeitsreserven mehr verfügt. Ausgelöst durch einen zunächst lokal begrenzten Kontur-Kriechbruch läuft nach kurzer Zeit ein sich vom Abbauzentrum schnell ausbreitender Bruchmechanismus an, der zum Kollaps des Abbaufeldes führt. In den Bruchprozess sind in erheblichen Maße die im Hangenden aufgeschlossenen carnallitisch ausgebildeten Begleitflöze einbezogen (Anlage 1).

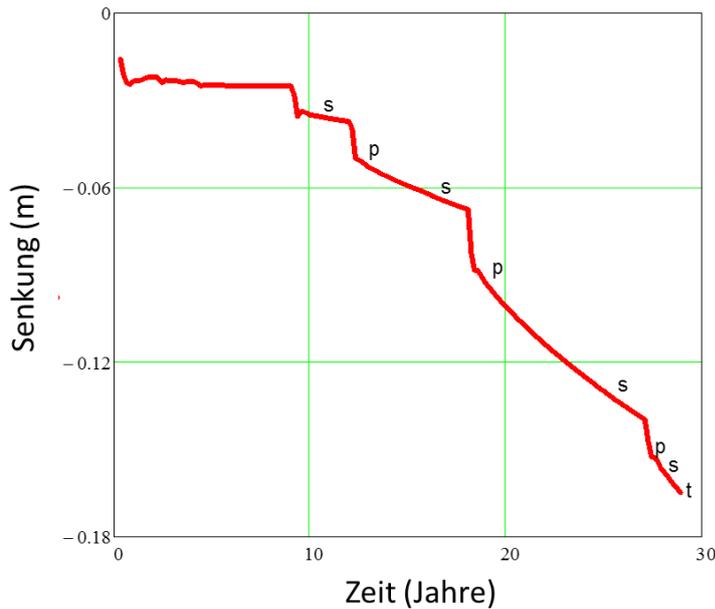


Abb. 4.14: Berechnete Senkung an der Tagesoberfläche im Senkungszentrum vor dem Gebirgsschlag (p-primäre-, s-sekundäre-, t-tertiäre Kriechrate)

Der ablaufende Gebirgsschlagmechanismus (Anlage 1) entspricht dem in den Berechnungen mit dem WSW-ENE-Modell. Dies geht auch aus dem Vergleich der mit beiden Modellen berechneten dynamische Absenkung der Tagesoberfläche hervor (Abb. 4.15).

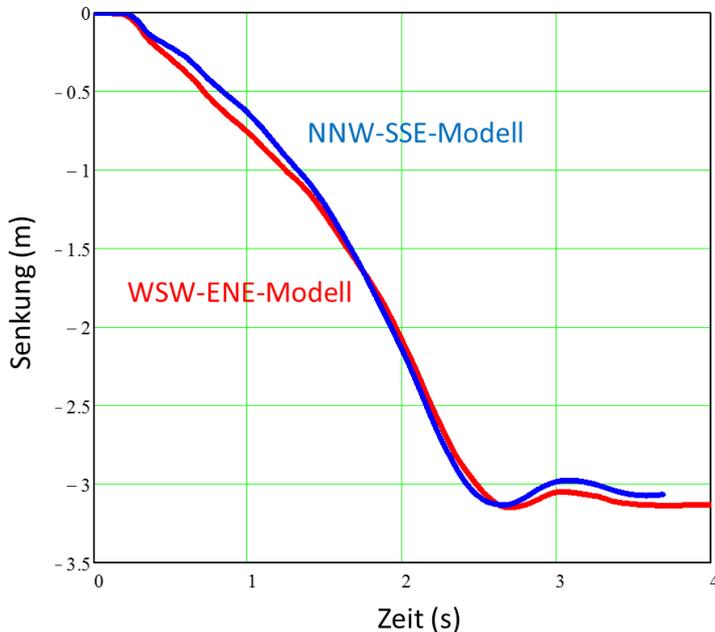


Abb. 4.15: Berechnete dynamische Senkung der Tagesoberfläche im Senkungszentrum beim Gebirgsschlag

Das Zentrum der Absenkungen befindet sich im nördlichen Bereich (Abb. 4.16), dort wo die gebaute Mächtigkeit aufgrund der carnallitisch ausgebildeten Begleitflöze, z. T. auch in Form von weißem Carnallit, am größten war.

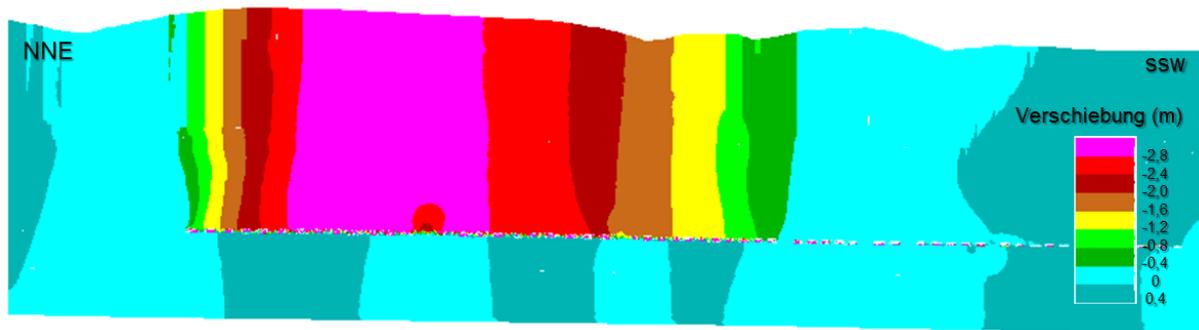


Abb. 4.16: Berechnete Verschiebungen nach dem Gebirgsschlag im NNE-SSW-Modell

Im Berechnungsmodell werden über der nördlichen Bruchfeldkante Staffelbrüche berechnet (Anlage 2) mit Versatzbeträgen bis zu 0,5 m und Öffnungsweiten bis zu einigen Dezimetern (Abb. 4.17, 4.18 und Anlage 2).

An den auf dem Bornberg durch den Gebirgsschlag aktivierten präexistenten herzynisch und rhönisch bis rheinischen Kluftsystemen wurden Versatzbeträge bzw. Vertikalabsenkungen bis 0,5 m an der eingebrochenen Buntsandsteinscholle über dem Bruchfeld gemessen (Abb. 4.17). Die Lage der größten übertägigen Versatzbeträge stimmt mit den größten Carnallitmächtigkeiten im Norden des Gebirgsschlagfeldes überein (WOHLFARTH, 2010), dort wo eine harte Abbaukante vorlag. Die im Norden aufgebrochenen Spaltensysteme hatten den Charakter von Grabenbrüchen mit mehreren Metern Tiefe und bis zu 10 m Breite.

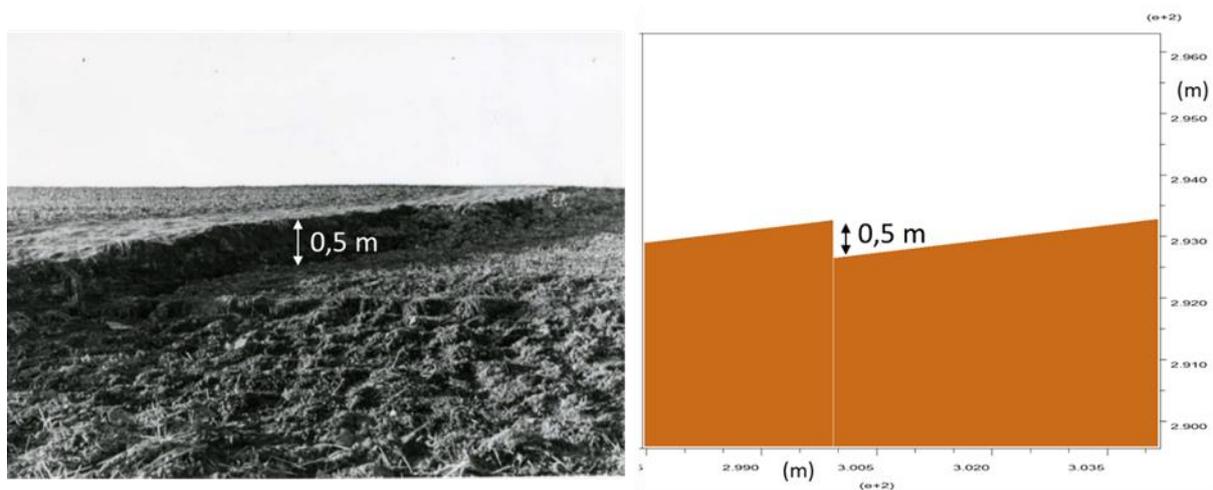


Abb. 4.17: Berechnete und gemessene Absenkung der Tagesoberfläche an Spalten über den Bruchfeldkanten

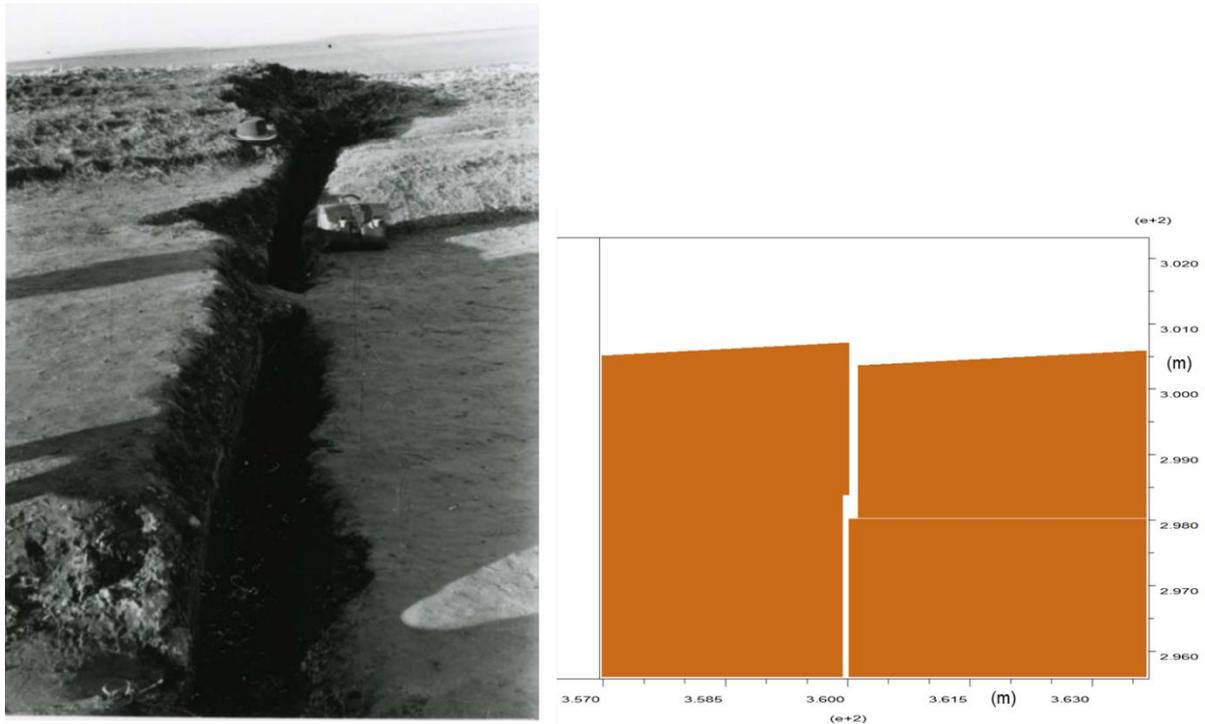


Abb. 4.18: Berechnete und über den Bruchfeldkanten vorgefundene offene Bruchspalten mit Versetzungsbeträgen

Im Bereich der Werra-Niederung im Südosten laufen die Senkungen aus. An der Bahnlinie Heringen - Widdershausen erreichen die im NNW-SSE-Modell berechneten Senkungen nur noch die Größenordnung von Zentimetern (Abb. 4.19). Untertage werden in diesem Bereich im Berechnungsmodell nur Firstfälle bei sonst intakten Pfeilern ausgewiesen (Abb. 4.19), was mit den damaligen Beobachtungen bei Befahrungen am südlichen Bruchfeldrand übereinstimmt (NEUWIRTH, 1959).

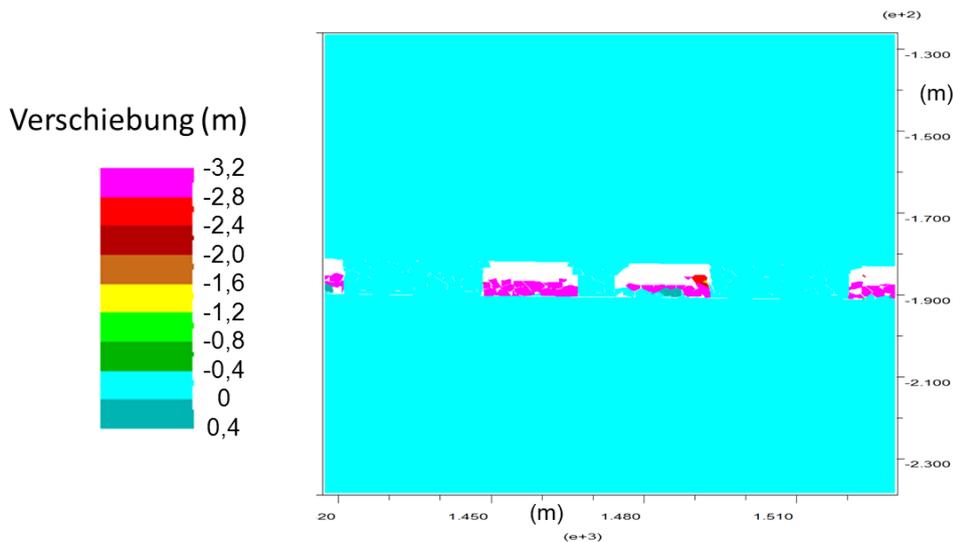


Abb. 4.19: Bankartige Firstfälle im Bereich des südlich auslaufenden Bruchvorganges im Bereich unter der Bahnlinie Heringen – Widdershausen, siehe Abb. 4.20

Die an einem Punkt der Bahnlinie Heringen – Widdershausen 1954 festgestellte Senkung von 2,2 m und kompressiven Deformationserscheinungen an den Gleisen (Abb. 4.20) sind auf oberflächennahe Bewegungsvorgänge zurückzuführen, wie sie im Zusammenhang mit einem Versatz des gesamten Buntsandsteinblockes des Bornberges nach SSE diskutiert worden sind (WOHLFARTH, 2010). Im ebenen geomechanischen Berechnungsmodell ist dieser Versagensvorgang in den oberflächennahen Gebirgsschichten nicht abbildbar. Die modellierte Kluftstruktur ist zu stark vereinfacht und mit 30 m Kluftkörpergröße zu grob. Es treten zwar im Berechnungsmodell an der Tagesoberfläche über den Rändern des Bruchfeldes offene Zerrspalten wie beim Gebirgsschlag in situ auf (Abb. 4.17 und 4.18), die berechneten Öffnungsweiten liegen aus den oben genannten Gründen mit einigen Zentimetern bis zu mehreren Dezimeter jedoch deutlich unter den mit bis zu mehreren Metern beobachteten Grabenbrüchen über der nördlichen Bruchfeldkante (Abb. 4.20 und Anlage 2).

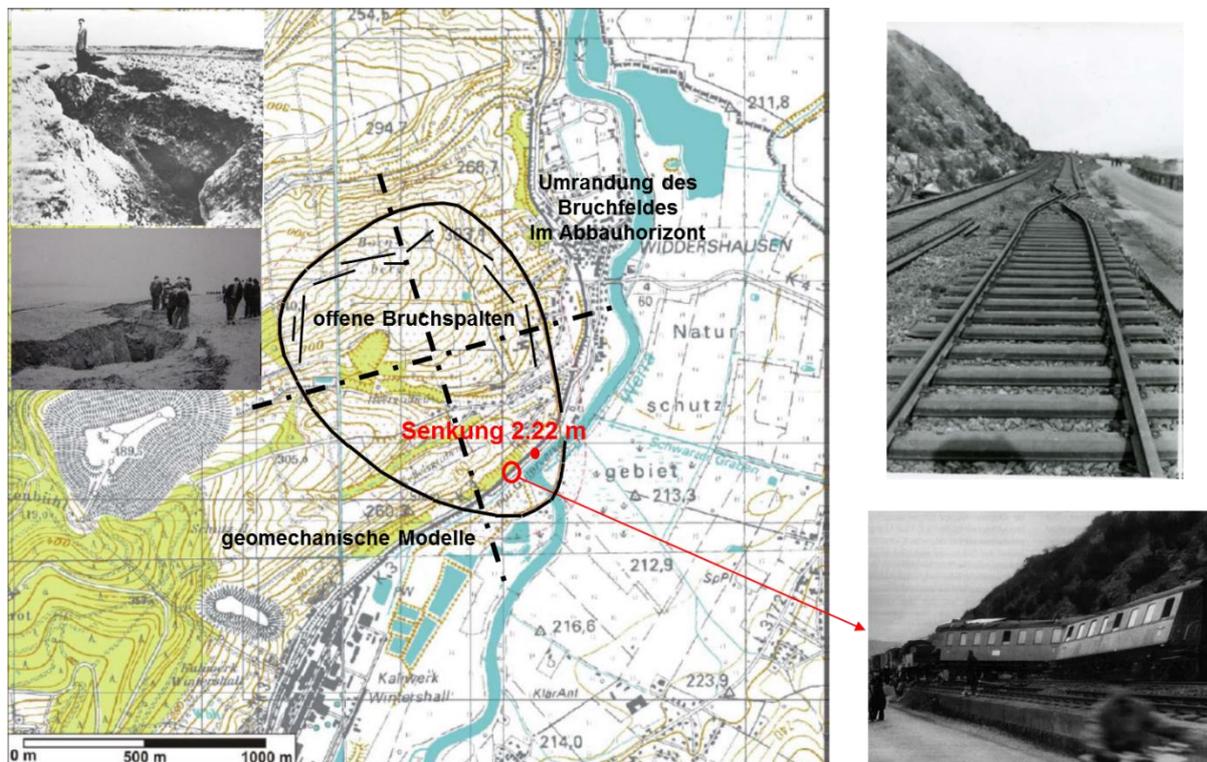


Abb. 4.20: Auswirkungen des Gebirgsschlages an der Tagesoberfläche

Die wesentlichen Auswirkungen des Gebirgsschlages auf die Tagesoberfläche mit Staffelbrüchen über den Abbaukanten und Versatzbeträgen bis zu 0,5 m werden jedoch vom geomechanischen Modell richtig wiedergegeben. Die berechnete dynamisch eingetretene maximale Absenkung der Tagesoberfläche von ca. 3 m in wenigen Sekunden erklärt die beim Gebirgsschlag freigesetzten relativ große Energie der Magnitude $M_L = 5$ bei der kollabierten Bruchfläche von nur 0,7 km².

Wohlfahrt (2010) stellt auf der Grundlage der ausgewerteten Unterlagen fest, dass die Umgrenzung des Schadensgebietes im Norden, Westen und Osten nahezu identisch mit der Verbreitungsgrenze des dort bis über 12 m mächtigen, teilweise angestauten Carnallitits des Kaliflözes Hessen sowie des 1. und 2. Begleitflözes ist. In weniger stark verbrochenen zugänglichen Bereichen wurden untertägig anhand von nachträglich eingemessenen Polygonpunkten, Schrapperspuren und Umkehrrollen Konvergenzen bis zu 2 m abgeschätzt, was mit der maximalen Absenkung von 3 m bei der gebauten großen Mächtigkeit korrespondiert.

Der im Ergebnis der geomechanischen Berechnungen festgestellte Gebirgsschlagmechanismus steht in Übereinstimmung mit den Beobachtungen und den bei anderen Gebirgsschlägen im Kalibergbau vorliegenden Erfahrungen:

- Der Gebirgsschlag wurde durch zeitabhängige Entfestigung an unterdimensionierten, sprödebruchempfindlichen Tragelementen ausgelöst
- Unmittelbar nach dem 1. Stoß (Hauptschlag mit der Magnitude $M_L = 5$) bliesen 1,5 Stunden lang staubige Wetter aus den Schächten Heringen und Grimberg, was belegt, dass der Kollaps des Grubenfeldes mit diesem Hauptschlag zusammenfällt
- Der eigentliche Herdvorgang dauerte nur wenige Sekunden und ist von der Zeitdauer an entfernten seismischen Stationen zu unterscheiden
- Aufgrund der relativ geringen Teufenlage und des großen Senkungssprunges von mehreren Metern ist das Gebirgsschlagfeld übertage von Bruchspalten umgeben
- Das Kammer-Pfeiler-System hat nach dem Kollaps durch Selbstversatz einen neuen stabilen Gleichgewichtszustand eingenommen

Die Berechnungen mit der physikalischen Simulation des Gebirgsschlagmechanismus im geomechanischen Modell bilden die Grundlage für eine Einschätzung der Beanspruchung der umgebenden geologischen Barrieren und für weiterführende Betrachtungen zur Bewertung der Barrierenintegrität.

4.4 Berechnungen zur Beanspruchung der geologischen Barrieren

4.4.1 Kriterien zur Bewertung der Integrität und Dichtheit

Unter ungestörten Bedingungen im Gebirge sind Salzgesteine flüssigkeits- und gasdicht. Aufgrund der visko-plastischen Eigenschaften von Salzgesteinen ist der ungestörte Zustand in situ durch einen nahezu isotropen Einspannungszustand gekennzeichnet. Dies bedeutet gemäß der MOHRschen Beziehungen, dass die Scherspannungen an den Korngrenzen der polykristallinen Salzgesteine nahe Null sind und die Normalspannungen der minimalen Hauptspannung entsprechen. Unter diesen Zustandsbedingungen existiert kein vernetzter Porenraum in Salzgesteinen. Das Porenvolumen von Steinsalz besteht hauptsächlich aus interkristallinen Einzelhohlräumen. Ein Verlust der Dichtheit der Salzgesteine kann durch Schaffung von Konnektivität, d. h. Schaffung mit einander verbundener Rissöffnungen in den interkristallinen Strukturen bewirkt werden und zwar durch mechanisch unabhängige Prozesse:

- *Dehnungsbeanspruchung mit Öffnung von Rissen bei Überwindung der Zugfestigkeit bzw. der adhäsiven Kornbindungen*
- *deviatorische Beanspruchung mit induziertem Risswachstum und Vernetzung interkristalliner Risse*
- *fluiddruck-induzierte Öffnung von Korngrenzen und Vernetzung interkristalliner Fließwege (druckgetriebene Perkolation)*

Die beiden letztgenannten Mechanismen zur Schaffung von Konnektivität entlang der existenten Korngrenzen entsprechen den allgemein angewandten Kriterien zur Prüfung des Dichtheits- und Integritätsverhaltens von Salinarbarrieren, die auch bekannt sind als:

- *Dilatanzkriterium*
- *Minimalspannungskriterium bzw. Frac-Kriterium*

Die drei Kriterien die zum Verlust der Dichtheit im Salinar führen können, werden im Folgenden kurz erläutert.

Zugspannungskriterium (mechanisches Zugriss-Kriterium)

Bei Dehnungsbeanspruchungen im Salzgebirge können insbesondere an Hohlraumkonturen im Firstbereich von Abbaukammern Zugrisse entstehen (Abb. 4.21). Unter extremen Beanspruchungssituationen, wie dynamischen Belastungen, wenn die Kriech Eigenschaften nicht wirksam sind, wird die Entstehung von Zugrissen begünstigt.

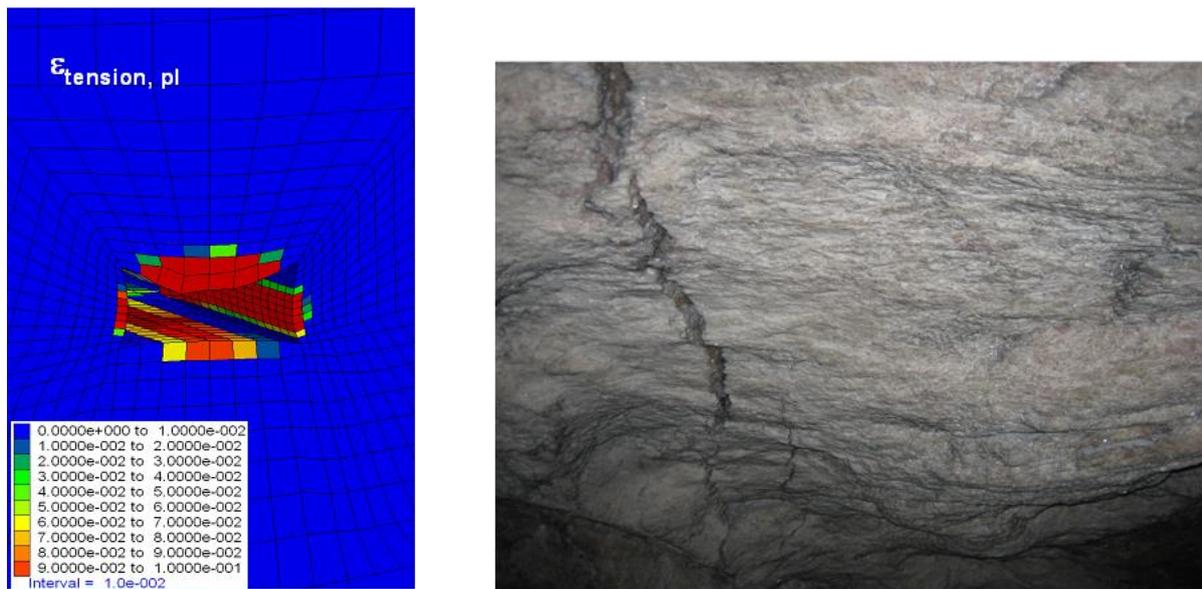


Abb. 4.21: Berechnete Zugverformungen (links) mit dem visko-elasto-plastischen Materialmodell des IfG und vorgefundener Beanspruchungszustand um Abbaukammern in der Grube Angersdorf mit Zugrissen im Firstbereich⁹

Ein Dichtheitsverlust kann nur eintreten, wenn die Zugrisse die gesamte geologische Barriere durchschlagen, was nur bei gering mächtigen Salinarbarrieren von wenigen Dekametern möglich ist.

Dilatanzkriterium (mechanisches Scherriss-Kriterium)

$$\frac{d\varepsilon_{Vol}}{d\varepsilon_1} \leq 0 \quad (4-1)$$

Dieses Kriterium fordert, dass bei deviatorischer Beanspruchung keine durchschlägigen Gefügauflockerungen mit induziertem Risswachstum und Vernetzung interkristalliner Risse entstehen. Der Vorgang der Gefügauflockerung ist allgemein mit Dilatanz, d. h. einer Volumenzunahme durch die Ausbildung von Mikrorissen und Rissakkumulationen, verbunden.

⁹ Hampel, A., Günther, R.M., Salzer, K., Minkley, W., Pudewills, A., Leuger, B., Zapf, D., Staudtmeister, K., Rokahr, R., Herchen, K., Wolters, R. and Lux, K.-H., Schulze, O., Heemann, U. and Hunsche, U. (2010): Benchmarking of Geomechanical Constitutive Models for Rock Salt. ARMA 10-287, American Rock Mechanics Association, 44th US Rock Mechanics Symposium.

Der Punkt, an dem die Volumenänderungsgröße $\Delta\varepsilon_{Vol}$ positiv wird, also Dilatanz eintritt, wird als Dilatanzgrenze bezeichnet. Unterhalb dieser Schranke bleibt die Volumenänderung negativ (Kompaktion) bzw. nimmt bei volumentreuer Verformung (Kriechen) den Wert Null an.

Minimalspannungs- bzw. Frac- Kriterium (hydraulisches Kriterium)

Physikalischer Hintergrund des Minimalspannungskriteriums ist folgender: Mit Erreichen eines Fluiddruckes in der Größenordnung der Normalspannung auf den Korngrenzen, die im ungestörten Gebirge der minimalen Hauptspannung entspricht, setzt eine Aufweitung an Korngrenzen und damit eine druckgetriebene Korngrenzenvernetzung ein. Die fluiddruck-generierte Vernetzung (Perkolation) von interkristallinen Fließwegen ist ein zeitabhängiger Prozess.

Das Kriterium verlangt, dass die kleinste Gebirgsdruckspannung σ_{MIN} in der abdichtenden Barriere zuzüglich einer gegebenenfalls zu überwindenden Zugfestigkeit σ_Z größer als der in der entsprechenden Teufenlage hypothetisch mögliche Flüssigkeitsdruckwert p_{FL} sein muss:

$$S_{MIN} = \frac{\sigma_{MIN} + \sigma_Z}{p_{FL}} > 1 \quad (4-2)$$

Bei einem Sicherheitsfaktor $S_{MIN} > 1$ gilt das Kriterium als erfüllt, d. h. ein druckgetriebenes Eindringen von möglicherweise anstehendem Fluid ins Salzgestein ist unter den gegebenen Einspannungsbedingungen nicht möglich.

Bei einem nicht isotropen Spannungszustand um Hohlraumöffnungen im Gebirge bilden sich Fließwege und Frac-Risse im homogenen Salzgestein in Richtung der maximalen Hauptspannung aus (Abb. 4.22). Das Minimalspannungskriterium berücksichtigt jedoch keine Richtungsabhängigkeit der Fluidperkolation. Die Bewertung mit dem Minimalspannungskriterium kann deshalb zu einem konservativen Ergebnis führen, wenn infolge der Rissorientierung Fließwege entstehen, die ein Durchströmen der Salzbarriere in Richtung der Abbauhohlräume ausschließen.

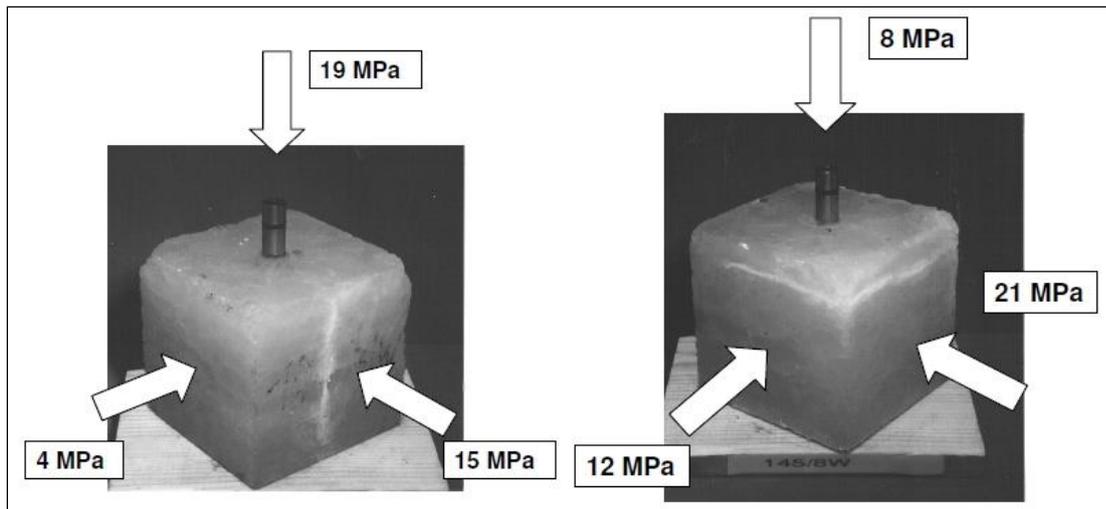


Abb. 4.22: Fluiddruck induzierte Entstehung von Fließwegen im anisotropen Spannungsfeld in Richtung der größten Hauptspannung im Steinsalz

Druckgetriebene Perkolation

Die druckgetriebene Generierung von Fließwegen im polykristallinen Steinsalz erfolgt entlang von Korngrenzen der Salzkristalle (Abb. 4.23) bei Überwindung einer Perkolationsschwelle, die durch die Normalspannung und kohäsive/adhäsive Kornbindungen der Salzkristalle bestimmt wird.

Die Korngrenzen im Salzgestein stellen potentielle Fließwege für eine fluiddruck-getriebene Rissöffnung dar, die einsetzt, sobald durch Überschreiten der Perkolationsschwelle verbundene bzw. vernetzte Fließwege (Konnektivität) geschaffen werden. Die Perkolationsschwelle wird bei einem Fluiddruck p_{FI} erreicht, wenn Normalspannung und Kontaktkohäsion (Zugfestigkeit) an den Korngrenzen kompensiert werden.

Bei Überwindung der Perkolationsschwelle setzt eine gerichtete Perkolation im Spannungsfeld in Richtung der größten Hauptspannung (Abb. 4.22) durch druckgetriebene Öffnung der Korngrenzen ein.

In nicht gekoppelten kontinuumsmechanischen Berechnungen wird die Schaffung von Konnektivität im intrinsisch impermeablen Salzgestein bei Überwindung der Perkolationsschwelle durch druckgetriebenen Generierung von Fließwegen bei Verwendung des Minimalspannungskriteriums nur qualitativ beschrieben und bewertet. In einem neu entwickelten Ansatz mit vollständig gekoppelter hydro-mechanischer Wechselwirkung (Minkley et al., 2013) kann die vom Spannungszustand abhängige, gerichtete Perkolation durch explizite Berücksichtigung der diskontinuierlichen Struktur des Steinsalzes quantitativ erfasst und die sich im

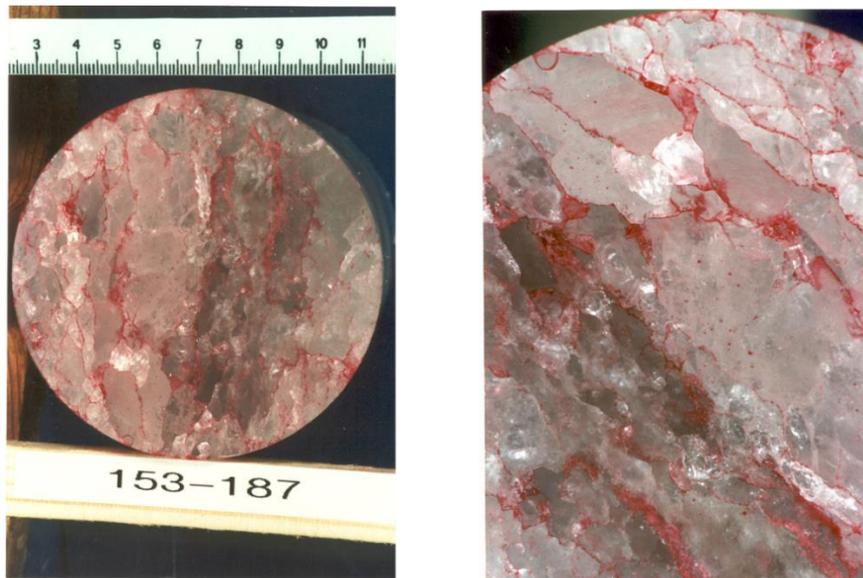


Abb. 4.23: Fluiddruck-getriebene Perkolation entlang der Korngrenzen im Salzgestein (Fluid rot eingefärbt)

Spannungsfeld in Richtung der größten Hauptspannung entwickelnde Fluidausbreitung entlang der Korngrenzen direkt untersucht und bewertet werden. Dabei ersetzt die explizit berechnete Fluidausbreitung in Abhängigkeit vom Spannungszustand die qualitative Bewertung über das Minimalspannungskriterium in der geomechanischen Simulation.

Diese Vorgehensweise erfasst den physikalischen Prozess der ablaufenden Fluidausbreitung in Richtung der größten Hauptspannung bei Überschreitung der Perkolationschwelle im polykristallinen Salzgestein (Abb. 4.24), welches mikromechanisch betrachtet ein Diskontinuum ist.

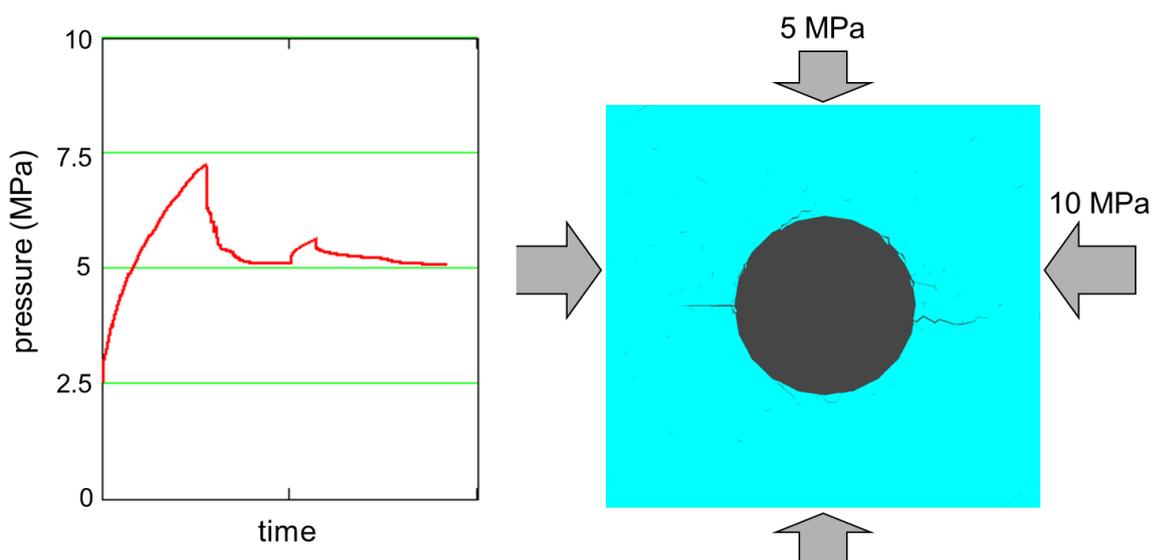


Abb. 4.24: Berechnete fluiddruck-getriebene Perkolation entlang der Korngrenzen im Salzgestein bei Überwindung der Perkolationschwelle im anisotropen Spannungsfeld

4.4.2 Barriereverhalten während und nach dem Gebirgsschlag

Der am tiefsten liegende Grundwasserleiter im Werra-Kalirevier ist der Plattendolomit, in den auch Produktionsabwässer der Kaliindustrie über Versenkbohrungen eingeleitet werden. Als saline geologische Hangendbarriere beim Gebirgsschlag 1953 in der Grube Wintershall sind das etwa 90 m mächtige Obere Werra-Steinsalz und die durchschnittlich 60 m mächtigen Unteren Letten gegenüber dem Grundwasser bzw. Salzlösung führenden geklüfteten Plattendolomit anzusehen.

Die geologische Liegendbarriere wird aus dem etwa 100 m mächtigen Schichtenpaket des Unteren Werra-Steinsalzes gebildet. Die geomechanischen Berechnungen ergeben, dass in der Liegendbarriere die Dichtheits- und Integritätskriterien während des Gebirgsschlages nicht verletzt worden sind. Die weitere Prüfung bezieht sich deshalb auf die geologische Hangendbarriere.

Prüfung Zugspannungskriterium (mechanisches Zugriss-Kriterium)

Bei der Untersuchung des Gebirgsschlagmechanismus in Kap. 4.3 wurden bereits Berechnungsergebnisse dargestellt (Abb. 4.7), welche die Entstehung saiger verlaufender Zugrisse im Oberen Werra-Steinsalz durch die schlagartig ablaufende Hangendabsenkung im Meterbereich beim Kollaps des Grubenfeldes erklärt. Die berechneten Zugdehnungen im cm-Bereich deuten auf geöffnete Zugrisse hin, die infolge der starken dynamischen Beanspruchung um mehrere Dekameter ins hangende Steinsalz hochreichen können.

Wesentlich ist jedoch die Feststellung, dass die Zugrisse nicht das Obere Werra-Steinsalz durchschlagen und eine ausreichend mächtige intakte Steinsalzbarriere von etwa 50 m verbleibt (Abb. 4.25). Darüber hinaus sind in den Unteren Letten, die als hydraulische Schutzschicht wirken, während des Gebirgsschlages keine Zugrisse entstanden.

Abb. 4.25 zeigt mit dem NNW-SSE-Modell berechnete Zugrisse in der Steinsalzfirste im Randbereich des Bruchfeldes. Nach Berichten sind bei Befahrungen im Gebirgsschlagfeld geöffnete Zugrisse in der Firste vorgefunden worden. Zur Einschätzung des Erhalts der Barriereintegrität von Bedeutung ist die Beantwortung der Frage, wie sich die Zugrisse beim quasi statisch weiterlaufenden Senkungsvorgang nach dem Gebirgsschlag verhalten? Die nach dem Gebirgsschlag weiterlaufenden und ab 1955 messtechnisch erfassten Senkungen über dem Gebirgsschlagfeld werden durch das Berechnungsmodell gut wiedergegeben (Abb. 4.26).

Die beim Gebirgsschlag entstandenen Zugrisse im Hangenden Oberen Werra-Steinsalz stellen nur eine lokal begrenzte Verletzung der Barriereintegrität dar, die keine Beeinträchtigung des Dichtheitsverhaltens bis zum vollständigen Hohlraumverschluss des Bruchfeldes zur Folge hat.

Prüfung Dilatanzkriterium (mechanisches Scherriss-Kriterium)

Scherverformungen und Scherrisse werden durch deviatorische Druckspannungen hervorgerufen. Die dabei in den Scherzonen eintretende Gefügebrauchung durch Volumendehnung wird als Dilatanz bezeichnet. Dilatante Bereiche konzentrieren sich in den geologischen Barrieren über Barrierepfeilern und Baufeldrändern (Abb. 4.27).

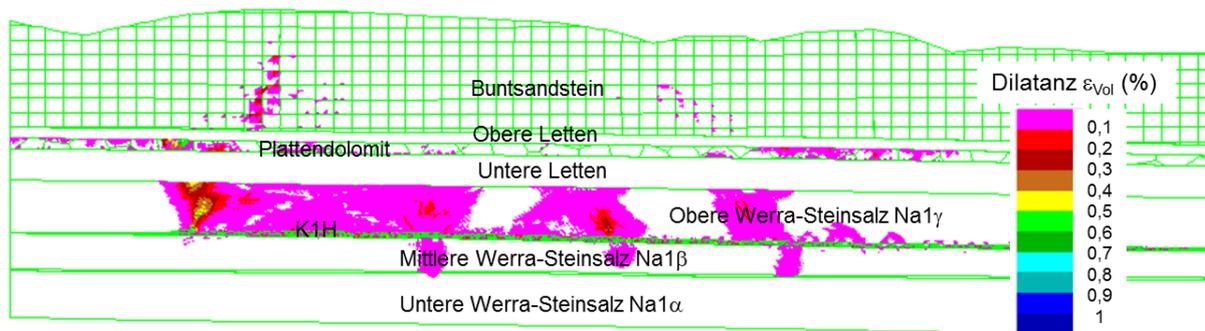


Abb. 4.27: Dilatante Bereiche unmittelbar nach dem Gebirgsschlag

Die in den Berechnungen ausgewiesenen Volumendehnungen im Oberen Werra-Steinsalz liegen im Promille-Bereich. Dies entspricht der Größenordnung der natürlichen Porosität von Steinsalz. Wie bei den Zugrisse erweitern sich die dilatanten Zonen durch den abklingenden Senkungsprozess nach dem Gebirgsschlag nicht.

In den als hydraulische Schutzschicht wirkenden Unteren Letten treten keine dilatanten Zonen auf.

Minimalspannungskriterium (hydraulisches Kriterium)

Durch die dynamische Beanspruchung mit der plötzlichen Absenkung des Hangenden beim Gebirgsschlag sind großräumige Spannungsumlagerungen im Gebirge erfolgt. Solange die Einspannung im Salinar größer als der angreifende Wasserdruck in Grundwasser leitenden Gebirgsschichten ist (Plattendolomit), kann davon ausgegangen werden, dass die salinaren Barrierschichten, gebildet aus den Unteren Letten und dem Oberen Werra-Steinsalz, ihre Dichtfunktion aufrechterhalten.

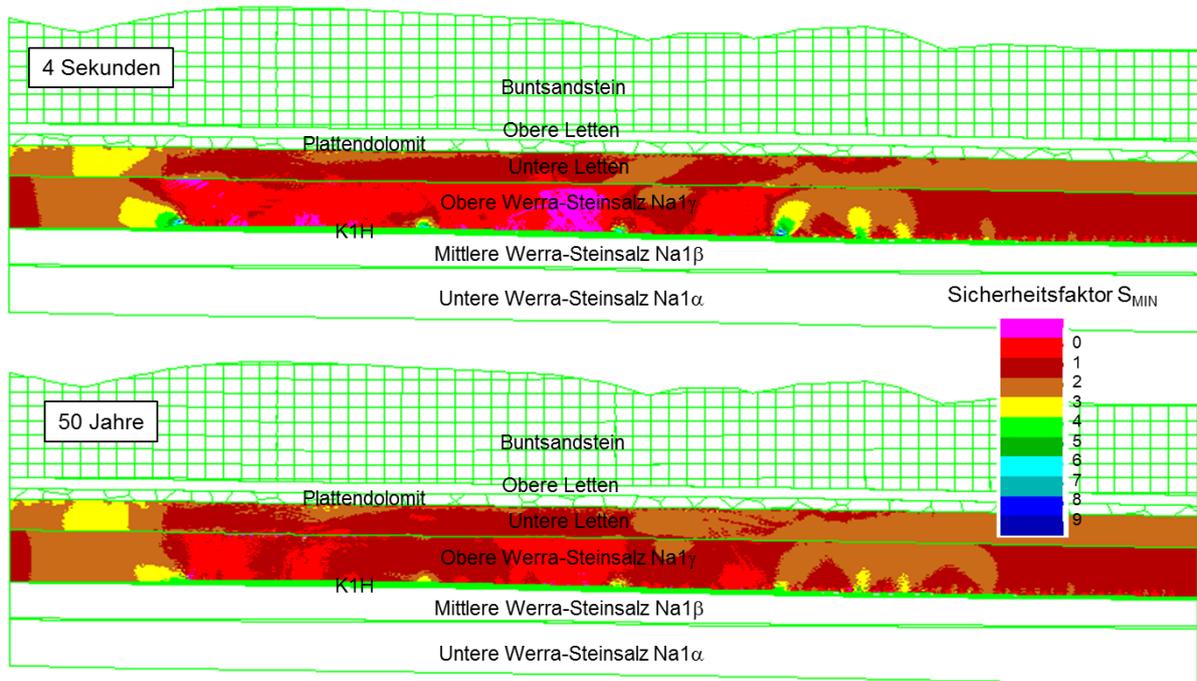


Abb. 4.28: Minimalspannungskriterium für geologische Salinarbarriere im Hangenden zu verschiedenen Zeitständen nach dem Gebirgsschlagfeldes 1953

Bei der Anwendung des Minimalspannungskriteriums auf die hangende Salinarschutzschicht wurde von folgenden Voraussetzungen ausgegangen: Der hydrostatische Druck im Kluftsystem des Plattendolomits wird durch eine Wassersäule bis zum Niveau der Werra aufgebaut, wobei in konservativen Betrachtung bis übertage eine Dichte von $1,3 \text{ g/cm}^3$ angesetzt wurde. Für das Steinsalz wurde die Zugfestigkeit auf Null gesetzt und für die Unteren Letten wurde eine Zugfestigkeit von $\sigma_z = 2 \text{ MPa}$ verwendet, die sich an Untersuchungen an Salzton und Tonstein ableitet (Abb. 4.29 und 4.30).

Als wirksame hydraulische Schutzschicht über dem Oberen Werra-Steinsalz sind die Unteren Letten mit Braunrotem Salzton und Tonsteinschichten anzusehen, deren besonderen mechanischen Eigenschaften es zu verdanken ist, dass bei keinem der fünf Gebirgsschläge im Werra-Kalirevier mit Magnituden bis $M_L = 5,6$ (Abb. 2.4) ein Integritätsverlust der Hangendbarriere eingetreten ist.

Die plastischen Salztone zeigen ein ausgeprägt duktilen Verformungsverhalten unter triaxialer Kompression und Extension (Abb. 4.29). Aus Fracversuchen mit Salzlösung geht hervor (IfG, 2000), dass die Aufreißfestigkeit deutlich über der minimalen Hauptspannung liegt (Abb. 4.30). Auch bei langsamer Steigerung des Flüssigkeitsdruckes ist ein hydraulischer Durchschlag erst bei Drücken oberhalb der minimalen Hauptspannung zu beobachten. Dies weist darauf hin, dass im Salzton eine hydraulische Zugfestigkeit wirksam ist.

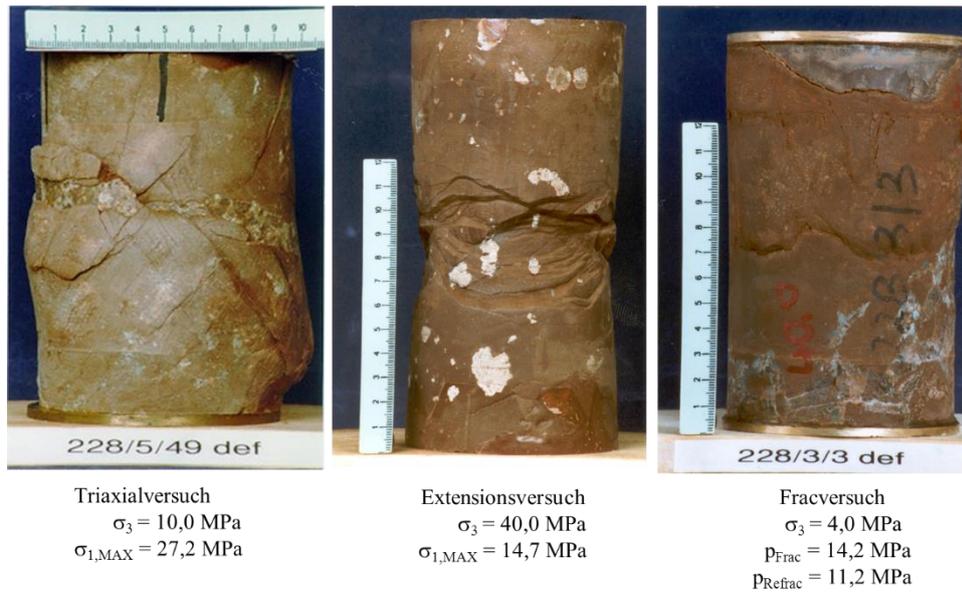


Abb. 4.29: Versuche an Salzton unter triaxialer Kompression und Extension sowie Fluidruckaufgabe

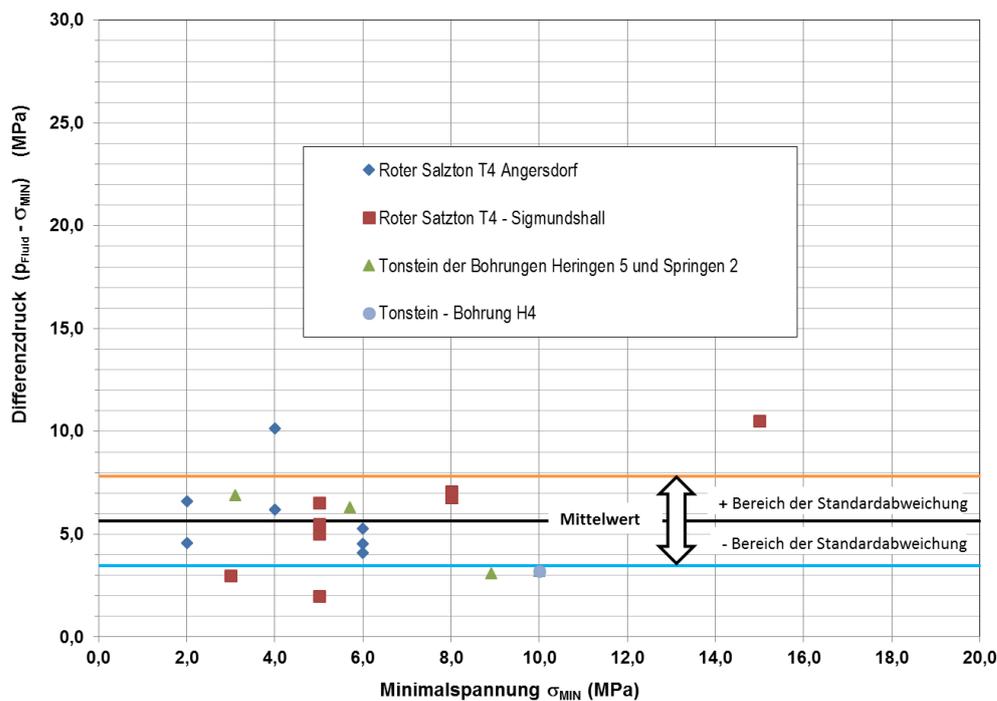


Abb. 4.30: Fracversuche an Salzton und Tonstein mit Darstellung der Aufreißfestigkeit in Abhängigkeit von der minimalen Hauptspannung σ_{MIN}

Aktuelle Fracversuche an Tonstein aus den Bohrungen Heringen 5 und Springen 2 bestätigen dieses Verhalten, wobei der Aufreißdruck um mindestens 3 MPa über der minimalen Hauptspannung lag (Abb. 4.30). Abb. 4.31 zeigt die horizontalen Frac-Rissausbildungen in den Tonsteinproben, die durch Absenkung der Axialspannung (minimale Hauptspannung) unter den anstehenden Flüssigkeitsdruck bei konstant gehaltenem Manteldruck (maximale Hauptspannung) entstanden sind, also in Richtung der größten Hauptspannung.

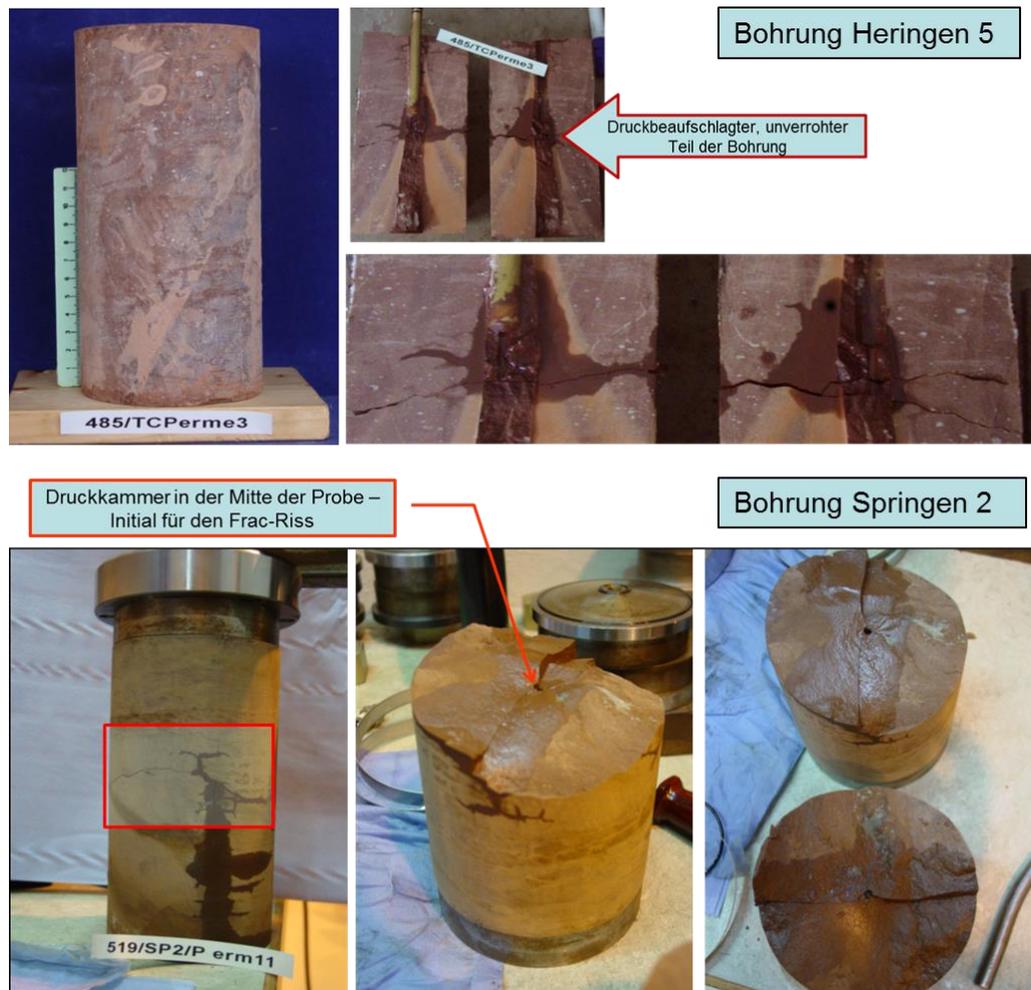


Abb. 4.31: Fracversuche an Tonstein bei Absenkung der Axialspannung (minimale Hauptspannung) unter den anstehenden Fluiddruck

Die Anwendung des Minimalspannungskriteriums auf die hangende Salinarschutzschicht weist Bereiche im Oberen Werra-Steinsalz aus, in denen das Kriterium verletzt ist. Das Minimalspannungskriterium stellt jedoch eine sehr konservative Betrachtung dar, da es die Richtungsabhängigkeit eines Frac-Risses bzw. einer fluiddruck-getriebenen Perkolations außer Acht lässt (siehe S. 54 druckgetriebene Perkolations). Bei Überschreitung der minimalen Hauptspannung im Gebirge breitet sich das Fluid in Richtung der größten Hauptspannung aus, da sich der Riss druckgetrieben senkrecht zur kleinsten Hauptspannung öffnet (Abb. 4.22 und 4.24). Dies ist durch zahlreiche Labor- und in situ-Versuche experimentell bestätigt (Minkley et al., 2013).

Das Vordringen einer druckgetriebenen Perkolations in die Tiefe wird gestoppt, sobald die horizontale Spannungskomponente über dem Flüssigkeitsdruck liegt und ein Öffnen und Vernetzen von Korngrenzen in vertikaler Richtung im Steinsalz blockiert ist.

Dieser Wirkungsmechanismus wird durch den Gebirgsschlag gestützt. Die Integrität der geologischen Salinarbarriere aus Unteren Letten und Oberen Werra-Steinsalz blieb erhalten. Begünstigt wird die Schutzschichtwirkung, wenn zusätzlich zur Einspannung eine hydraulische Zugfestigkeit zu überwinden ist.

4.4.3 Prognose der weiteren Entwicklung

Zur Prognose des Barriereverhaltens und der Senkungsentwicklung bis zum Hohlraumverschluss sind die numerischen Berechnungen über einen Zeitraum von mehreren hundert Jahren nach dem Gebirgsschlag weiter geführt worden (Abb. 4.26). Eine Prognose der Senkungsentwicklung bis zum vollständigen Hohlraumverschluss wird auf empirischer Grundlage vorgenommen, da die Rechenzeiten zu groß sind. Aus den im Grubenfeld vorliegenden Abbauparametern wird die sogenannte fiktive Abbauhöhe h_f berechnet, welche der Konvergenz entspricht bis im Abbauhorizont alle Hohlräume wieder vollständig verschlossen sind:

$$h_f = h_b \cdot \left(1 - \frac{A_{PF}}{A_{Sys}}\right) \quad (4-3)$$

Unter Ansatz von Langpfeilern gilt: $\frac{A_{PF}}{A_{Sys}} = \frac{B_{PF}}{B_{Sys}}$

Mit: Abbauhöhe $h_b = 8 \text{ m}$
 Pfeilerbreite $B_{PF} = 10 \text{ m}$
 Systembreite $B_{Sys} = 28 \text{ m}$ (Kammerbreite 18 m)

ergibt sich eine Extraktionsrate $\eta = \left(1 - \frac{A_{PF}}{A_{Sys}}\right)$ von 64,3 %.

Dies entspricht Abbauverlusten von etwa 35 %, wie sie nach Umstellung des Abbauverfahrens von Hand- auf Schrapperbetrieb ab 1931 im späteren Bruchfeld realisiert worden sind. Mit den angesetzten Abbauparametern folgt aus Bez. (4-3) für die fiktive Abbauhöhe $h_f = 5,14 \text{ m}$. Unter Berücksichtigung des dynamisch beim Gebirgsschlag eingetretenen Senkungssprunges von ca. 3 m (Abb. 4.15) verbleiben bis zum vollständigen Hohlraumverschluss noch 2 m. Entsprechend der in Abb. 4.32 dargestellten prognostizierten Senkungsentwicklung wird der vollständige Hohlraumverschluss im Bruchfeld von 1953 nach einigen tausend Jahren erreicht werden.

Aus den durchgeführten numerischen Berechnungen zum Gebirgsschlag Heringen 1953 und der Prognose bis zum vollständigen Hohlraumverschluss ergibt sich folgendes Bild:

- dynamisch eingetretener Senkungssprung 1953: ca. 3 m
- verbliebene Restsenkung: ca. 2 m
- bis zur Gegenwart (2014) eingetretene Senkung ca. 0,4 m

Durch den Gebirgsschlag mit der großen Energiefreisetzung bei der Absenkung des Hangenden um 3 m hat das System wieder einen stabilen Zustand eingenommen. Die bis zum vollständigen Hohlraumverschluss noch verbleibende Restsenkung von ca. 1,6 m, dies entspricht etwa 30% der Gesamtsenkung, wird kontinuierlich mit abnehmender Senkungsgeschwindigkeit geprägt durch die ablaufenden viskoplastischen Verformungsprozesse von statten gehen.

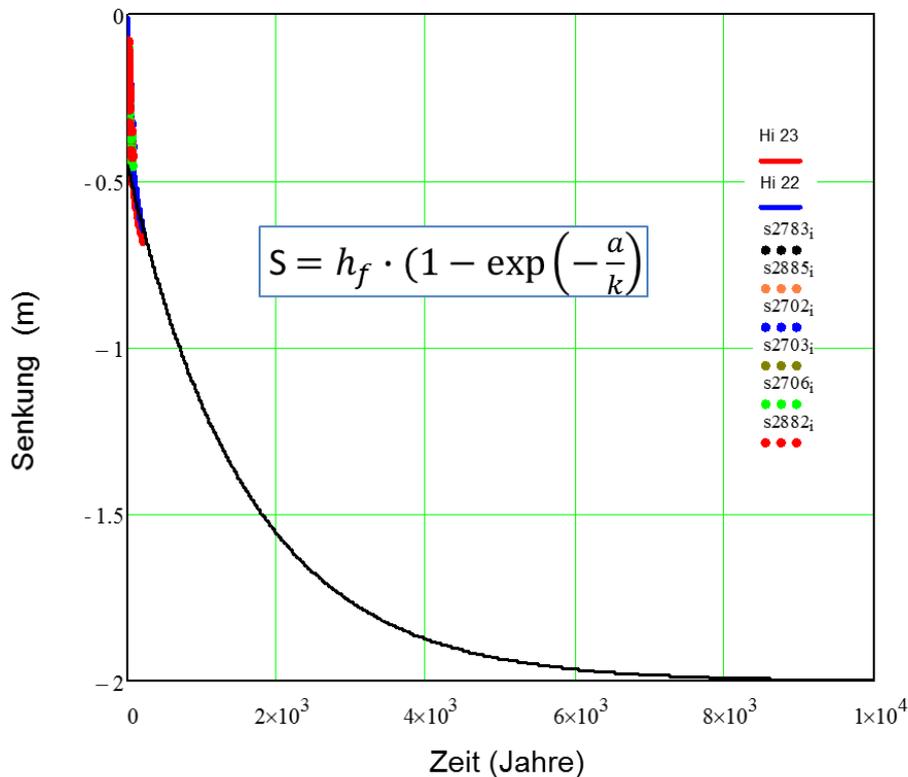


Abb. 4.32: Prognostizierte Senkungsentwicklung bis zum vollständigen Hohlraumverschluss
 $h_f = 2$ m entspricht der um den dynamischen Senkungssprung reduzierten fiktive Mächtigkeit,
 $a =$ Zeit in Jahre, $k = 1600$ Jahre (kalibriert an gemessenen und berechneten Senkungen
 vergl. Abb. 4.25)

Erneute gebirgsschlagartige Versagensvorgänge sind auszuschließen. Das bezieht sich auch auf nach UHLENBECKER unterdimensionierte Randbereiche des Gebirgsschlagfeldes (Abb. 4.5). Das Bruchfeld ist durch Selbstversatz unter hohem dynamischen Lasteintrag während des Gebirgsschlages stabilisiert worden.

Die Prognose des langfristigen Barriereverhaltens kann aus den gebirgsmechanischen numerischen Berechnungen abgeleitet werden. Der Vergleich der Bewertung mit dem Minimalspannungskriterium für die Zeitstände 50 und 120 Jahre zeigt, dass sich der Bereich in dem eine Verletzung des Kriteriums in der Steinsalzbarriere vorliegt mit weiterlaufender Senkung im Zeitverlauf reduziert (Abb. 4.33). Der Grund hierfür ist, dass mit der auflaufenden Konvergenz im Abbauhorizont und dem vollständigen Hohlraumverschluss sich der Spannungszustand aufgrund der viskoplastischen Eigenschaften des Salinars langfristig wieder in Richtung des isotropen, d.h. allseitig gleichen Ausgangszustandes entwickelt.

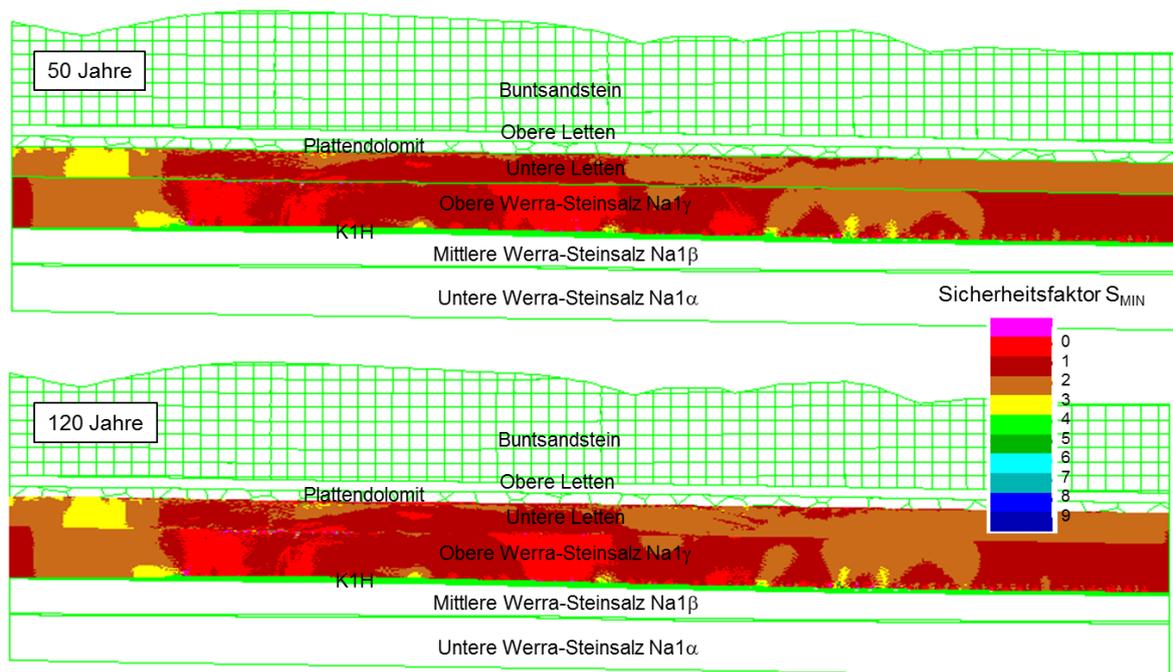


Abb. 4.33: Minimalspannungskriterium für geologische Salinarbarriere im Hangenden zu verschiedenen Zeitständen nach dem Gebirgsschlagfeldes 1953 (Zugfestigkeit Untere Letten 2 MPa und Oberes Werra-Steinsalz 0 MPa)

Bei Ansatz einer Zugfestigkeit von 2 MPa im Steinsalz, wie sie sich aufgrund der kohäsiven Bindungskräfte bei Kompressionsbeanspruchung einstellt, ist der Bereich in dem das Minimalspannungskriterium im Oberen Werra-Steinsalz temporär verletzt ist deutlich kleiner und reduziert sich im Langzeitprozess durch kriechbedingte Spannungsumlagerungen weiter (Abb. 4.34).

Der Gebirgsschlag von 1953 stellt bezüglich der Beanspruchung der geologischen Barrieren einen Extremfall dar. Durch die dynamische Belastung infolge des Kollapses des Grubenfeldes in wenigen Sekunden sind die viskosen Eigenschaften des Steinsalzes zu Gunsten der elastischen und plastische nicht wirksam gewesen, wodurch Zugrisse, dilatante Zonen und eine elastische Entspannung in der hangenden Steinsalzbarriere eingetreten sind.

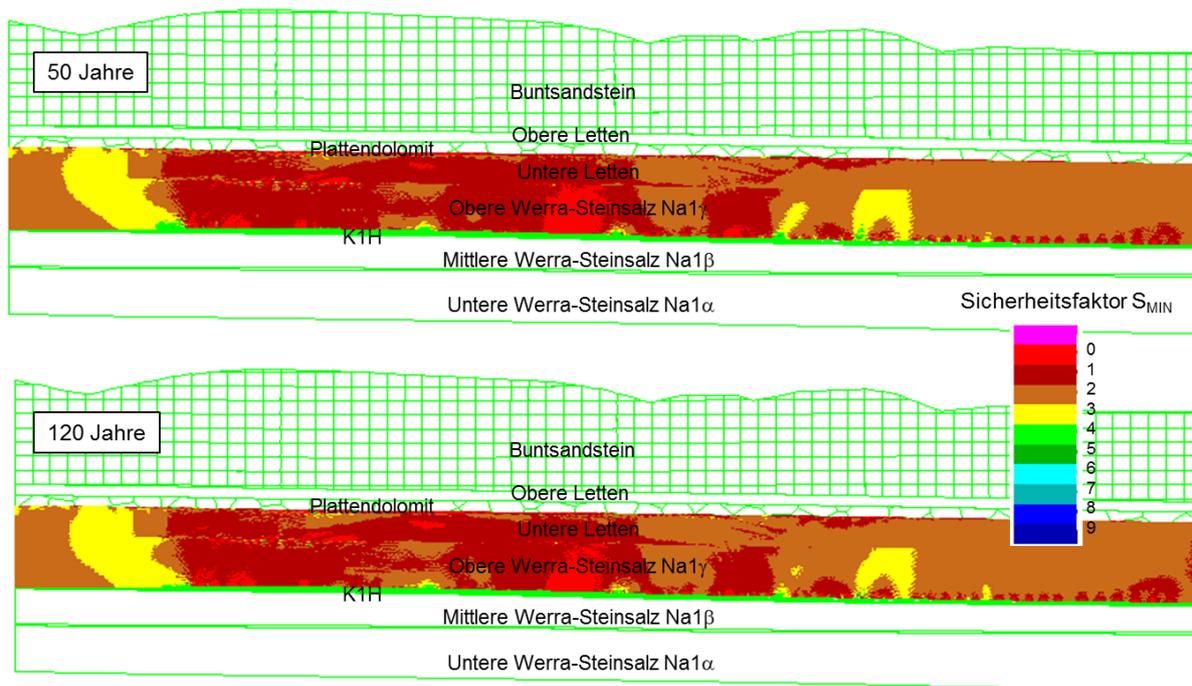


Abb. 4.34: Minimalspannungskriterium für geologische Salinarbarriere im Hangenden zu verschiedenen Zeitständen nach dem Gebirgsschlagfeldes 1953 (Zugfestigkeit Untere Letten 2 MPa und Oberes Werra-Steinsalz 2 MPa)

Die Integrität der Salinarbarriere ist beim Gebirgsschlag nicht verloren gegangen, im hangenden Steinsalz ist eine etwa 50 m mächtige von Zugrissen unversehrte Barriere erhalten geblieben und in den Unteren Letten ist das konservative Minimalspannungskriterium eingehalten worden.

Aus den geomechanischen Berechnungen geht hervor, dass mit weiterlaufender quasi statischer Beanspruchung nach dem Gebirgsschlag die viskoplastischen Eigenschaften wieder dominieren, die Einspannung kriechbedingt wieder ansteigt und langfristig auch eine Wiederverheilung eintritt.

Zusatzlasten an der Tagesoberfläche durch die Aufhaltung von Rückstandssalz (Abb. 4.35) wirken sich auf den Einspannungszustand in der Salinarbarriere positiv aus, da sie den Grundspannungszustand im Gebirge erhöhen und damit die Differenz zwischen minimaler Hauptspannung und Flüssigkeitsdruck vergrößern. Aufgrund der verschiedenen Dichten von Wasser und Gestein wird der Druckunterschied zwischen hydrostatischem Druck und litostatischem Teufendruck mit zunehmender Teufe größer.



Abb. 4.35: Luftbild mit Blick nach Westen auf den Bornberg mit Keßels- und Heergraben im Süden, dem Zinkesgraben im Norden der Rückstandshalde „Monte Kali“ des Standorts Wintershall im Hintergrund und der Ortslage Widdershausen mit dem Wohngebiet Ölberg im Vordergrund (aus WOHLFARTH, 2010).

5 Schlussfolgerungen

In geomechanischen Berechnungen mit einem physikalisch-mathematischen Modell, das auf dem geologischen und bergtechnischen Kenntnisstand basiert, konnte der Gebirgsschlag von Heringen am 22.2.1953 mit seinen wesentlichen Erscheinungen und Auswirkungen in konsistenter Weise nachvollzogen werden:

- Initiierung durch Kriechbruchversagen
- Kollaps des Grubenfeldes
- maximaler Senkungssprung 3 m
- Zugrisse im hangenden Werra-Steinsalz
- Bruchspalten an der Tagesoberfläche
- freigesetzte Energie der Magnitude $M_L = 5$

Wesentliche Beobachtungen und Phänomene finden eine Erklärung und im Ergebnis der dynamischen Berechnungen wird deutlich, dass es sich bei dem Bruchvorgang nach dem heutigen Stand von Wissenschaft und Technik um einen Gebirgsschlag gehandelt hat, der sich in die im Werra-Kalirevier eingetretenen fünf größeren Gebirgsschläge einordnet.

Der Gebirgsschlagmechanismus hat seine Ursache in einer Unterdimensionierung der Pfeiler im spröbruchgefährdeten Gestein Carnallitit, wobei der initiale Herdvorgang, ausgelöst durch zeitabhängige Entfestigung, im Abbauhorizont abgelaufen ist. Alle anderen Erscheinungen bis hin zu markanten Grabenbrüchen im Buntsandstein an der Tagesoberfläche sind eine Folge des Kollaps des Grubenfeldes und bedürfen zu ihrer Erklärung nicht der Mitwirkung tektonischer Kräfte, wie in früheren Erklärungsversuchen geäußert.

Als entscheidender Grund für die Unterdimensionierung der Pfeiler wird von WOHLFARTH (2010) angeführt:

„Geologische Besonderheiten liegen darüber hinaus in der überdurchschnittlichen Mächtigkeit des Kaliflöztes Hessen bei ungewöhnlich starker Carnallititusbildung bis ins 2. Begleitflöz vor. Der damals rein empirisch geführte Abbau auf der 1. Sohle folgte zur übermäßigen Lagerstättenausnutzung in mehreren Abbauphasen diesen Mächtigkeiten, wobei man nach dem damaligen Wissenstand einen Gebirgsschlag im Werra-Kaligebiet kategorisch ausschloss.“

Der labile Zustand des Kammer-Pfeilersystems ist mit dem Gebirgsschlag und dem plötzlichen Konvergenzsprung im Abbauhorizont um mehrere Meter durch Selbstversatz der Abbaukammern in einen neuen stabilen Zustand übergegangen.

Der Kollaps des Grubenfeldes mit einem Senkungssprung von mehreren Metern hat extreme Beanspruchungen der hangenden geologischen Barriere hervorgerufen, wie aus der Rückrechnung abzuleiten ist.

Die hangende Salinarbarriere zum Grundwasserleiter Plattendolomit ist aufgebaut aus Tonstein-, Salzton- und Steinsalzschiefern.

Die beim Gebirgsschlag eingetretenen lokalen Schädigungen in der Salinarbarriere mit Zugrissen, dilatanten Bereichen und einem Abfall der Einspannung im hangenden Steinsalz haben nicht zu einem Integritätsverlust geführt, was in Übereinstimmung mit den Berechnungsergebnissen steht und durch die Realität bestätigt wird. Entscheidend für den in der geomechanischen Modellierung nachgewiesenen Dichteerhalt war die hydraulische Schutzfunktion der Unteren Letten.

Der Zustand der Barriere hat sich in den seit dem Gebirgsschlag vergangenen 60 Jahren durch einen kriechbedingten Anstieg der Einspannung verbessert und wird sich mit dem harmonisch weiterlaufenden Senkungsvorgang bis zum vollständigen Hohlraumverschluss dem isotropen Ausgangsspannungszustand annähern. Die Integrität und Dichte der geologischen Barriere bleibt im Langzeitprozess erhalten.

5 Literatur

- AHORNER, L. (1989): Seismologische Untersuchung des Gebirgsschlages am 13.04.1989 im Kalisalzbergbau bei Völkershäusen, DDR. Glückauf-Forschungshefte 50, Nr. 4, 224 - 230
- AHORNER, L. (1991): Entstehung und Ablauf des Gebirgsschlages bei Völkershäusen am 13.04.1989 aus seismologischer Sicht. 2. Int. Potash Conference Kali 91, Hamburg
- ARGE 1996 (IfG Leipzig, ERCOSPLAN Erfurt, K-UTEC Sondershausen & Schwandt, A.): Bewertung der Langzeitsicherheit Grube Teutschenthal der GTS GmbH & Co. KG. Institut für Gebirgsmechanik Leipzig, 9. August 1996, unveröffentlicht
- BEREST, P., BROUARD, B., FEUGA, B., KARIMI-JAFARI, M. (2008a): The 1873 collapse of the Saint- Maximilien panel at the Varangéville salt mine. Int. Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 45 (2008) 1025-1043
- CUNDALL, P.; HART, R. (1992): Numerical modeling of discontinua. Engineering Computations, Vol. 9, 101 – 113
- DREYER, W. (1974): Gebirgsmechanik im Salz, Struktur und Gebirgsbewegungen. Ferdinand Enke Verlag Stuttgart
- GAY, N.C. & WAINWRIGHT, E.H. (1984): Rockburst and seismicity in mines. The South African Institute of Mining and Metallurgy, Symp. Ser., 6; Johannesburg
- GIMM, W.; PFORR, H.(1961): Gebirgsschläge im Kalibergbau unter Berücksichtigung von Erfahrungen des Kohle- und Erzbergbaus. Freiburger Forschungshefte A 173, Akademie-Verlag Berlin
- HAMPEL, A., GUENTHER, R. M., SALZER, K., MINKLEY, W., PUDEWILL, A., LEUGNER, B., ZAPF, D., STAUDMEISTER, K., ROKAHR, R., HERCHEN, K., WOLTERS, R., LUX, K.-H., SCHULZE, O., HEEMANN, U., HUNSCHE, U. (2010): Benchmarkink of Geomechanical Constitutive Models for Rock Salt. ARMA, 44th US Rock Mechanics Symposium, Salt Lake City, Utah, 27-30.June 2010.
- HÖFER, K. - H. (1958): Versuch einer Deutung des Gebirgsschlages im Kaliwerk Heringen. Bergakademie 7, 365 – 368
- IfG (1992): Gebirgsmechanische Analyse der Grubenfelder Teutschenthal, Angermünde und Salzmünde. Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig, unveröffentlicht
- IfG (2000): Ergänzende gesteinsmechanische Untersuchungen zum Festigkeits-, Dilatanz- und Permeabilitätsverhalten von Rotem Salzton des Teutschenthaler Sattels, Leipzig 31.03.2000, unveröffentlich

- ITASCA (2011): UDEC. Universal Distinct Element Code. *Version 5.0*, Itasca Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota ITASCA Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota, USA.
- JUNGHANS, R. (1953): Gebirgsschläge im Kalibergbau. *Bergakademie* 4, 121 – 130
- KEGEL, K. (1957): Gebirgsschlagsgefahr im Kalisalzbergbau. *Bergakademie* 9, 473 - 481
- KNOLL, P.; THOMA, K.; HURTIG, e. (1980): Gebirgsschläge und seismische Ereignisse in Bergbaugebieten. *Rock Mech. Suppl.* 10, 85 – 102
- LEYDECKER, G. (1976): der Gebirgsschlag vom 23.6.1075 im Kalibergbaugebiet des Werratal. *Geol. Jb.* 104, 271-277
- MALOVICHKO, A. A, et al (2001): Seismological monitoring in the system of the comprehensive control at the Upper Kama Potash Mines. *GGW Berlin*, 211, 5-27 bis 5-35
- MENZEL, W. (1970): Beitrag zur Dimensionierung von Kammerpfeilern im Salzbergbau. *Dissertation Bergakademie Freiberg*
- MINKLEY, W. (1991): Zur Gebirgsschlagentstehung beim Carnallitabbau. *Proc. 7. Int. Congr. on Rock Mech. Aachen*, Vol. 2, 1171 – 1174
- MINKLEY, W. (1997): Spröbruchverhalten von Carnallit und seine Auswirkungen auf die Langzeitsicherheit von Untertagedeponien. *Berichte FZKA-PTE Nr. 5*, 249 – 275 Forschungszentrum Karlsruhe GmbH.
- MINKLEY, W. (1998): Zum Herdmechanismus von großen seismischen Ereignissen im Kalibergbau. *Geologisches Jahrbuch*, E 55, 69 - 84
- MINKLEY, W. (2004). Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Spröbrucherscheinungen im Carnallit. *Schriftenreihe des Institutes für Gebirgsmechanik GmbH – Band 1*, Shaker Verlag Aachen.
- MINKLEY, W. (2004b): Back analysis rock burst Völkershausen 1989. *1th International UDEC/3DEC Symposium, Bochum, 29.09. – 01.10.2004*, 105-112
- MINKLEY, W.; WÜSTE, U. (1979): Nichtlineare Festigkeitskriterien für Gesteine und Gesteinstrennflächen. *Neue Bergbautechnik*, 9. Jg., Heft 6, 310 - 314
- MINKLEY, W.; MENZEL, W. (1993): Local Instability and System Instability of Room and Pillar Fields in Potash Mining. *3. Conf. Mechanical Behaviour of Salt, Palaiseau-France, Sept. 14-16*, 483 - 497
- MINKLEY, W.; MENZEL, W. (1996): Dynamic system stability of mining structures in salt mining. *Proc. 2nd North America Rock Mechanics Symposium. NARMS'96, Montreal, Vol. 1*, 93 - 100, June 19-21
- MINKLEY, W.; MENZEL, W. (1999): Vorausberechnung des Kollapses eines Grubenfeldes Gebirgsschlag Teutschenthal 11. Sept. 1996. *Proceedings 9th Int. Congress on Rock Mechanics, Paris, Vol. 2*, 1115 – 1118

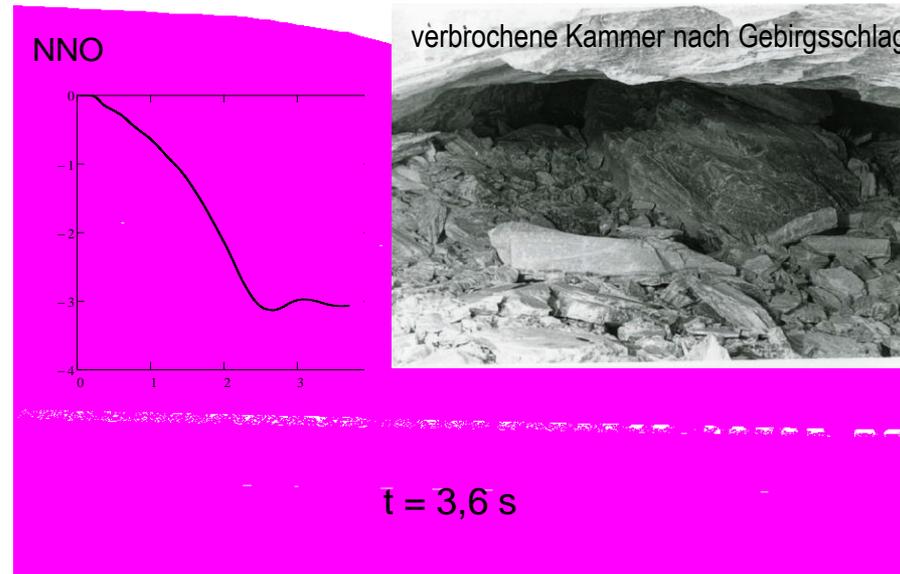
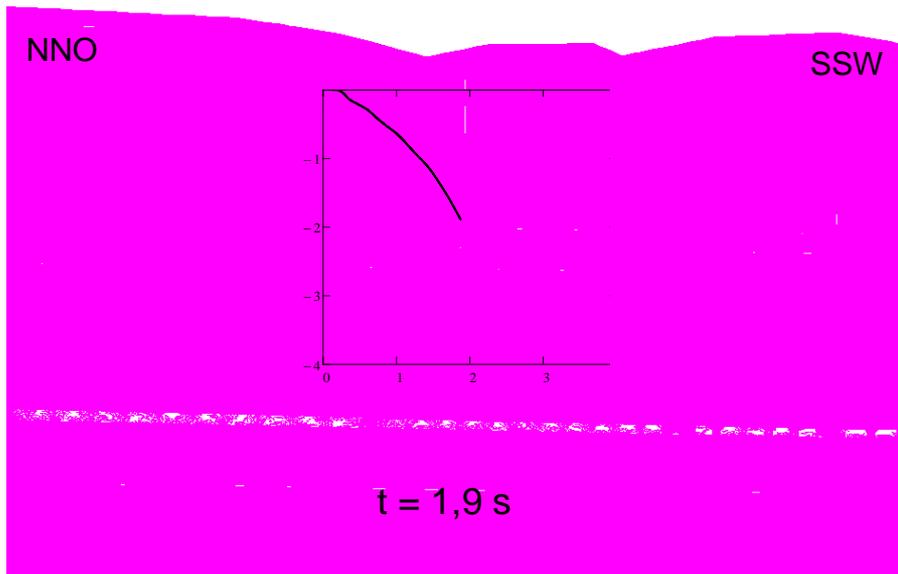
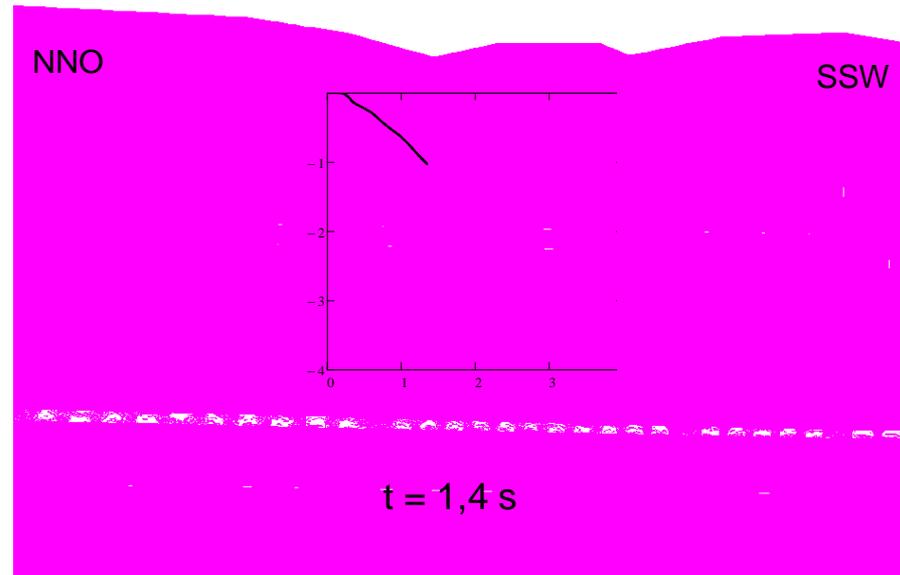
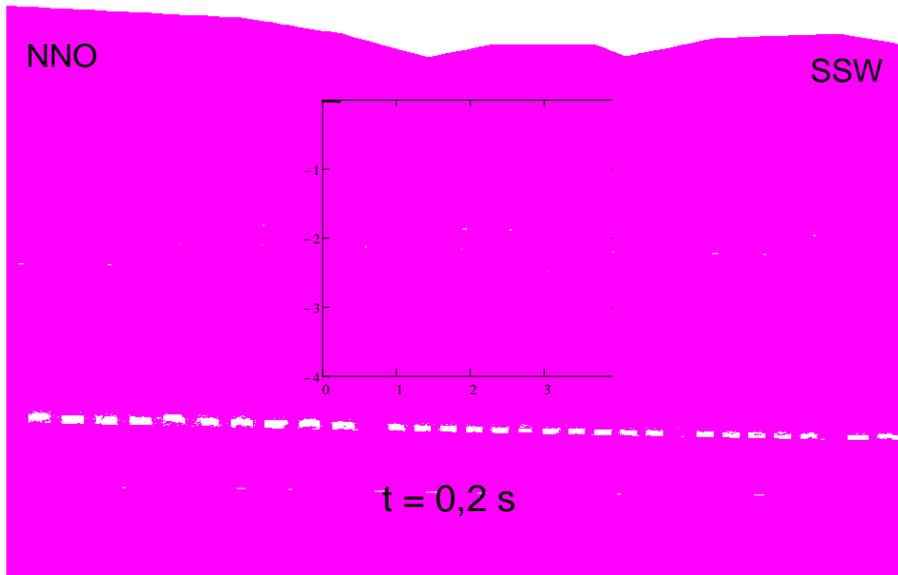
- MINKLEY, W.; MENZEL, W.; KONIETZKY, H. TE KAMP, L. (2001): A visco-elasto-plastic softening model and its application for solving static and dynamic stability problems in potash mining. Proc. 2nd Int. FLAC Symposium on Numerical Modeling in Geomechanics. Lyon, 29.-31. October, 21 – 27
- MINKLEY, W.; MÜHLBAUER, J. (2007): Constitutive models to describe the mechanical behaviour of salt rocks and the imbedded weakness planes. Proc. of the 6th Conf. on the Mechanical Behavior of Salt, Hannover, 22-25 May, 19-127.
- MINKLEY, W., MÜHLBAUER, J. & STORCH, G. (2007): Dynamic processes in salt rocks – a general approach for softening processes within the rock matrix and along bedding planes. In: M. Wallner, K.H. Lux, W. Minkley & H. R. Hardy. The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt: 6th Conference (SaltMech6), Hannover, Germany, 22–25 May 2007. Publ.: Taylor and Francis, ISBN: 9780415443982, 295 – 303.
- MINKLEY, W.; WÜSTE, U. (2008): Numerische Simulation von Entfestigungsvorgängen im Salzgebirge. Geomonitoring, FE-Modellierung, Sturzprozesse und Massenbewegungen. COG-Fachtagung, Salzburg, 02.-04.07.2008
- MINKLEY, W.; BEREST, P.; SCHLEINIG, J. P.; FARKAS, F.; BÖTTGE, V. (2012): Dynamic back-calculation of the collapse of the Saint-Maximilien mining field during mining on rock salt in Varangéville (1873). p. 241-252, Taylor and Francis, The Mechanical Behavior of Salt: 7th Conference (SaltMech7): Paris, France.
- MINKLEY, W., KNAUTH, M., BRÜCKNER, D. (2013): Discontinuum-mechanical behaviour of salt rocks and the practical relevance for the integrity of salinar barriers. ARMA, 47th US Rock Mechanics Symposium, San Francisco, CA, USA, 23-26 June 2013. Paper ARMA 13-388
- NADAI, A. (1950): Theory of flow and fracture of solids. McGraw-Hill Book Company, Inc. New York Toronto and London, Vol. One, Second Edition 1950
- NEUWIRTH, G. (1959): Bewegungsvorgänge im Kalibergbau des Werra-Fulda-Gebietes. Dissertation TU Berlin
- OCHS, F. & SCHLEINIG, J.-P.: (2010): Gebirgsmechanischer Sachstandsbericht zum Gebirgsschlag Heringen am 22.02.1953 in der Grube Wintershall. Hattorf/Wintershall, August 2010
- SALOMON, M.G.P. (1970): Stability, instability and design of pillar workings. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Vol. 7, 613 – 631
- SIEVERS, J. (1972): Senkung der Abbauverluste im Werrakalibergbau durch Einführung neuer Abbauverfahren auf Grund der Untersuchung der gebirgsmechanischen Einflussfaktoren. Dissertation Bergakademie Freiberg

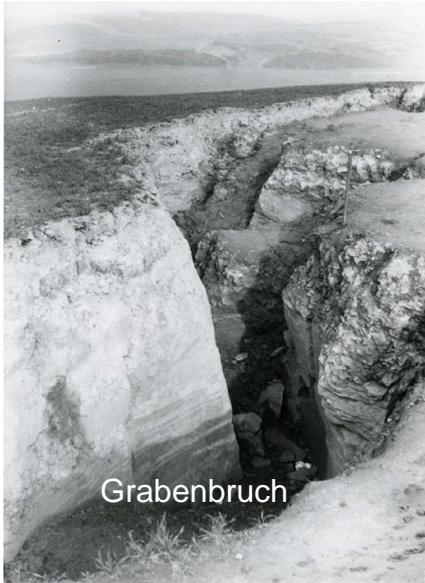
- SWANSON & BOLER (1995): The Magnitude 5.3 Seismic Event and Collapse of the Solvay Trona Mine: Analysis of Pillar / Floor Failure Stability. U.S. Department of the Interior Bureau of Mines
- UHLENBECKER, F. W. (1968): Verformungsmessungen in der Grube und ergänzende Laboruntersuchungen auf dem Kaliwerk Hattorf im Hinblick auf eine optimale Festlegung des Abbauverlustes bei größtmöglicher Sicherung der Grubenbaue. Dissertation TU Clausthal, S.93
- UHLENBECKER, F.W. (1980): Neuere Forschungsergebnisse in der Gebirgsmechanik im Hinblick auf den Abbau von carnallitischen Kaliflözen. 5th Symposium on Salt, Vol. I., 413 – 422
- WOHLFARTH, J.: (2010): Geologischer Sachstandsbericht zum Gebirgsschlag Heringen am 22.02.1953 in der Grube Wintershall. Hattorf/Wintershall, August 2010
- YAGER, R. M., MILLER, T. S., KAPPEL W. M. (2001): Simulated Effects of Salt-Mine Collaps on Ground-Water Flow and Land Subsidence in a Glacial Aquifer System, Livingston County, New York. USGS, Professional Paper 1611

7 Anlagen

Anlage 1: Dynamische Berechnung Kollaps des Grubenfeldes

Anlage 2: Berechnete vertikale Verschiebungen





Grabenbruch

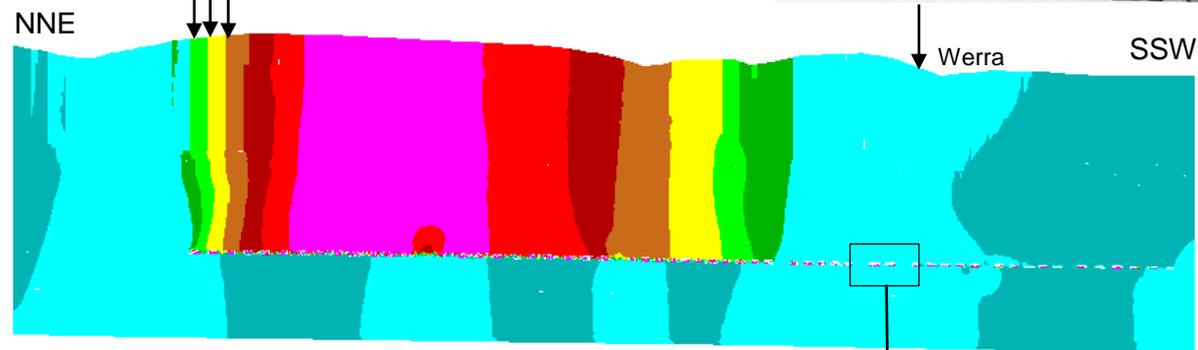
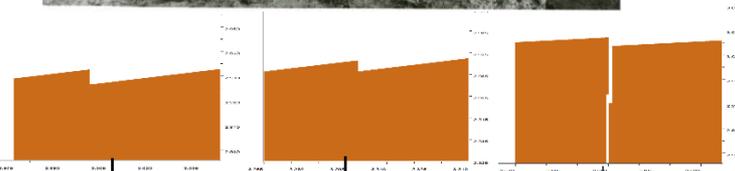
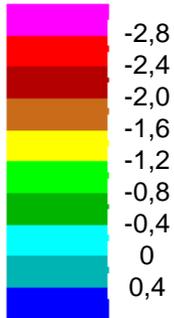


Bruchstufen über dem nördlichen Baufeldrand

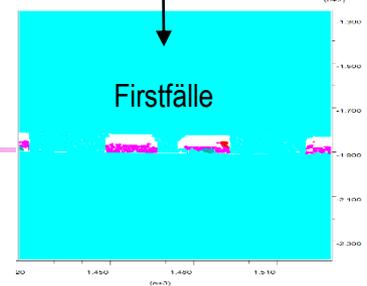


Gleisverbiegung

vertikale
Verschiebung (m)



Berechnete vertikale Verschiebungen



Firstfälle



Institut für Gebirgsmechanik GmbH Leipzig

Research • Testing • Consulting • Expertise