
Professur für Deponietechnik und Geomechanik Technische Universität Clausthal

Entwicklung und Fundierung der Anforderung „Günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen“ *Teil B: Weiterführende laborative und rechnerische Untersuchungen*



Mosaik im Alfred-Bentz-Haus © Geozentrum Hannover

Gutachten im Auftrag des AkEnd

TU- Clausthal, Clausthal-Zellerfeld, Dezember 2002

**Univ. Prof. Dr.- Ing. habil. K.-H. Lux – Professur für Deponietechnik und Geomechanik
Erzstraße 20, 38678 Clausthal – Zellerfeld – Tel.: 05323/ 72 2242 – Telefax: 05323/ 72 2341**

Professur für Deponietechnik und Geomechanik
Technische Universität Clausthal

Bericht

Entwicklung und Fundierung der Anforderung
„Günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen“
Teil B: Weiterführende laborative und rechnerische
Untersuchungen

Gutachten im Auftrag des AkEnd

TU- Clausthal, Clausthal-Zellerfeld, Dezember 2002

(Dipl.-Ing. S. Eberth)

(Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux)



Inhaltsverzeichnis

1.	Veranlassung und Zielsetzung	4
2.	Unterlagen	4
2.1	Projektunterlagen	4
2.2	Literatur	5
3.	Methodischer Ansatz	7
4.	Laborative Untersuchungen	8
4.1	Zielsetzung und grundsätzliche Vorgehensweise	8
4.2	Versuchstechnik	9
4.3	Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung	11
4.4	Versuchsergebnisse für Anhydritgestein (als Ersatz für Granitgestein)	14
4.5	Versuchsergebnisse Tongestein	17
5.	Berechnungsmodelle	27
5.1	Primärspannungszustand	27
5.2	Geometrie von Berechnungsausschnitt und repräsentativem Grubenbau	28
6.	Berechnungsprogramm und Parametervariation	30
6.1	Berechnungsprogramm	30
6.2	Parametervariation	31
7.	Modifizierte und ergänzende Bewertungskriterien (Stoffmodelle <i>Hou/Lux</i>)	31
8.	Durchführung der Berechnungen/ Ergebnisdokumentation	33
8.1	Geomechanische Berechnungen – Übersicht zu den Berechnungsansätzen	33
8.1.1	Granitgestein	33
8.1.2	Tongestein	35
8.1.3	Salzgestein	36
8.2	Geohydraulische Berechnungen zur Abschätzung der Umläufigkeit der Auflockerungszonen	36
8.2.1	Ermittlung der Sekundärpermeabilität	36
8.2.2	Ermittlung der Durchflussrate bei einer Sickerströmung durch die Konturzone (Volumenstrom)	39
8.3.	Stoffmodelle und Stoffkennwerte	41
8.3.1	Berechnungen mit dem linearelastischen Stoffmodell nach <i>Hooke</i>	41



8.3.2	Berechnungen mit dem elastoplastischen Stoffmodell und dem Bruch- bzw. Fließkriterium nach <i>Mohr-Coulomb</i>	41
8.3.2.1	Elastoplastisches Stoffmodell	41
8.3.2.2	Elastoplastisches Stoffmodell mit Berücksichtigung der Restfestigkeit bzw. dem Nachbruchverhalten von Tonstein.....	44
8.3.2.3	Berechnungen und Parametervariationen	45
8.3.3	Stoffmodell <i>Hou/Lux-T</i> - Kriech- und Schädigungsmodell für Tongesteine	46
8.3.3.1	Stoffmodellformulierung.....	46
8.3.3.2	Stoffmodellparameter	51
8.3.3.3	Berechnungsablauf.....	54
8.3.4	Stoffmodell <i>Hou/Lux</i> - Kriech- und Schädigungsmodell für duktile Salzgesteine	55
8.3.4.1	Stoffmodellformulierung.....	55
8.3.4.2	Stoffmodellparameter	55
8.3.4.3	Berechnungsablauf.....	56
8.4	Numerische Stabilität – Maßnahmen und Konsequenzen.....	60
9.	Auswertung der Berechnungsdaten.....	63
9.1	Übersicht	63
9.2	Granitgestein	63
9.3	Tongestein	63
9.3.1	Überprüfung der Einhaltung der Randbedingungen	63
9.3.2	Vorstellung und Diskussion der Ergebnisse	64
9.3.2.1	Exemplarische Vorstellung der Berechnungsergebnisse zum Tragverhalten des Gebirges in der Teufe $z = 600\text{m}$ /Lastfall <i>Ausbruch</i>	65
9.3.2.2	Lastfall <i>Ausbruch und Temperatur</i> für die Teufe $z = 600\text{m}$	90
9.3.2.3	Zusammenfassende Auswertung des Tragverhaltens für die Teufen $z = 200\text{m}$, $z = 400\text{m}$ und $z = 600\text{m}$ im Tonsteingebirge.....	96
9.4	Salzgestein.....	96
9.4.1	Überprüfung der Randbedingungen.....	96
9.4.2	Diskussion der Berechnungsergebnisse	101
9.4.2.1	Vorbemerkung.....	101
9.4.2.2	Schädigung (Damage) D	103
9.4.2.3	Dilatanz	105
9.4.2.4	Sekundärpermeabilität bzw. hydraulischer Durchlässigkeitsbeiwert	108



9.4.2.5	Bewertung des Temperatureinflusses.....	113
10.	Operationalisierung der Anforderung <i>günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen</i> im Rahmen des Auswahlverfahrens/ Kriterienformulierung	120
10.1	Zusammenfassung und Ausblick	126
11.	Anhang: Auswertung der Parametervariationen zum teufenbezogenen Tragverhalten des Tonstein- und Salzgebirges	130



1. Veranlassung und Zielsetzung

Die Bearbeitung der Anforderung *günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen* in *Teil A*, *Lux et al. (2002)*, hat gezeigt, dass noch einige Defizite in laborativen Befunden und rechnerischen Analysen bestehen, um die bisherigen rechnerischen Erkenntnisse angemessen belegt verallgemeinern zu können und damit die Anforderung in ein im Rahmen des Standortauswahlverfahrens handhabbares Kriterium umzusetzen. Als Zielsetzung ist dabei vorgegeben, in abstrahierter Form gebirgstypabhängig Bedingungen zu formulieren, die bei weitestgehendem Erhalt der primären Barrierenqualität des anstehenden Gebirges trotz der Einwirkungen aus Auffahrung und Betrieb eine möglichst wenig aufwendige und in ihrer Funktionstüchtigkeit nachweisbare Ausführung der abschließenden Stilllegungsmaßnahmen (Strecken- und Schachtverschlussbauwerke) ermöglichen (Gewährleistung der Langzeitsicherheit).

2. Unterlagen

2.1 Projektunterlagen

AkEnd (2001): 2. Zwischenbericht – Stand der Diskussion, BMU.

Xie (2002): Dokumentation zur Programmerweiterung von Mises3, TU- Clausthal, Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU-Clausthal, nicht veröffentlicht;

DBE (1993): Direkte Endlagerung ausgedienter Brennelemente, DEA B T55, DBE, Peine;

Pircher & Partner (1999): *Mises3*, Benutzungshandbuch, TDV, Graz;

Lux et al. (2002): Entwicklung und Fundierung der Anforderung „Günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen“, *Teil A*: Grundlegende rechnerische Untersuchungen. Gutachten im Auftrag des AkEnd vom Ministerium für Umwelt (2001 - 2002), Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal;

JNC - Japan Nuclear Cycle Development (26.11.1999): /unter www.jnc.go.jp, link to H12 Report Website/ “H12: Project to Establish the Scientific and Technical Basis for HLW Disposal in Japan”, Report all-so1.pdf, dort Tab. 3.5-1, S. 293;

Professur für Deponietechnik und Geomechanik, TU-Clausthal (1999): Interner Laborbericht Kriechparameter;

Professur für Deponietechnik und Geomechanik, TU-Clausthal (2000): Interner Laborbericht Kriechparameter;



Professur für Deponietechnik und Geomechanik, TU-Clausthal (1998): Interner Laborbericht
Kriechparameter;

Schweizerische Landeshydrologie und -geologie (1999): Interner Laborbericht;

BGR (1987): Interner Laborbericht

Technischer Bericht Nagra (2001): Interne Informationen.

2.2 Literatur

Herrmann, A.G., Röthemeyer, H. (1998): Langfristig sichere Deponien. Springer-Verlag.
ISBN 3-540-64233-1;

Serata & Fuenkajorn (1992): Permeability Studies in Relation to Stress State and Cavern Design, Serata Geomechanics

Stormont, J. C. (1992): Laboratory Study of Gas Permeability Changes in Rock Salt During Deformation, International Journal of Rock Mechanics, Vol. 29, No. 4, pp. 325- 342, Pergamon Press

Stormont, J. C. (1997): In Situ Gas Permeability Measurements to Delineate Damage in Rock Salt, International Journal of Rock Mechanics, Vol. 34, No. 7, Pergamon Press

Häfner, F. (2001): In- situ- Ermittlung von Strömungskennwerten natürlicher Salzgesteine in Auflockerungszonen gegenüber Gas und Salzlösungen unter den gegebenen Spannungsbedingungen im Gebirge, TU Bergakademie Freiberg, Abschlussbericht BMBF Vorhaben 02C 05276

Hou, Z. (2000): Numerical Implementation of the Material Model Hou/Lux for Rock Salt Based on Continuum Damage Mechanics and its Numerical Simulation, Proc. of EUROCK 2000 Symposium, Aachen, 2000

Hou, Z., Lux, K.-H. (1998): Ein neues Stoffmodell für duktile Salzgesteine mit Einbeziehung von Gefügeschädigung und tertiärem Kriechen auf der Grundlage der Continuum- Damage-Mechanik, Geotechnik 21 (1998), Nr. 3

Hou, Z., Lux, K.-H. (2002), A Material Model for Rock Salt Including Structural Mechanical Behaviour of Salt (Bucharest 1999), Balkema, Lisse

Ghoreychi, M. (1997), Comportement rhéologique et couplages thermo-hydro-mécaniques dans les argilites de l'Ést : expériences macroscopiques et analyse microscopiques, Actes des journées scientifiques ANDRA, Bar-le-Duc, 20. et 21. octobre 1997



- Ehlert, C. (1981):* Thermospannungen in Endlagern für radioaktive Abfälle. Dissertation RWTH Aachen;
- Brady, B.H.G. und Brown, E.T. (1985):* Rock Mechanics for Underground Minings. George Allen und Unwin Publishers Ltd., London;
- Ploumen, P., Strickmann, C., Winkse, P. (1979):* Untersuchungen zur Temperaturentwicklung bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle, Atomwirtschaft;
- Lux, K.-H. (1984):* Gebirgsmechanischer Entwurf und Erfahrungen im Salzkavernenbau, Enke Verlag, Stuttgart;
- Lama, R.D., Vutukuri, V.S. (1978):* Mechanical Properties of Rocks, Vol. II., Trans Tech, Clausthal;
- Eloranta, P., Simonen, A., Johansson, E. (1992):* Creep in Crystalline Rock with Application to High Level Nuclear Waste Repository Report YJT-92-10, IVO Oy, TVO Oy, ISSN-0359-578-X, Fig. 2.2, S. 4;
- Ghoreychi, M. (1999):* Comportement thermo-hydrromécanique des argiles de l'Est et son incidence sur les ouvrages souterraines. Études pour la faisabilité des stockages des déchets radioactifs. Actes des journées scientifiques ANDRA, Nancy, 7., 8., 9. ,décembre 1999 ;
- Thury, M., Bossart, P.(1999):* Mont Terri Rock Laboratory- Results of the Hydrogeological and Geothermal Experiments;
- Hou, Z. (1997):* Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge, Dissertation TU- Clausthal;
- Hou, Z. (2002):* Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung. Habilitationsschrift an der TU Clausthal;
- BGR (1999):* Salzmechanik XVIII, Zusammenstellung von Veröffentlichungen der BGR über Salzmechanik, BGR, Hannover;
- Hou, Z. und Lux, K.-H. (1999):* A Material Model for Rock Salt Including Structural Damages as well as Practice- oriented Application. Proceedings 5th Conference of Mechanical Behaviour, August 1999, Bucharest.



3. Methodischer Ansatz

Zur Verbreiterung der Grundlage zur Kriterienerarbeitung sind in einem ersten Schritt durchgeführt worden

- (1) ergänzende (orientierende) laborative Grundlagenuntersuchungen an Tongestein und an Anhydritgestein (ersatzweise für Granitgestein, das nicht beschafft werden konnte),
- (2) geomechanische Berechnungen mit verschiedenen Stoffmodellen (elastoplastisch, elastisch-viskos mit Schädigung) zur vertiefenden Analyse des Tragverhaltens des konturnahen Gebirges, insbesondere zur Ermittlung von Zustandsgrößen, die die Intensität der Konturentfestigung und die daraus folgende Sekundärpermeabilität charakterisieren und schließlich
- (3) im Ansatz geohydraulische Berechnungen zur orientierenden Abschätzung der Umläufigkeit von Abdichtungsbauwerken in Abhängigkeit von der Konturentfestigung.

Dabei ist zu beachten, dass die vorstehend aufgeführten rechnerischen Untersuchungen in weiten Bereichen wissenschaftliches Neuland betreten und gebirgsartbezogen in unterschiedlichem Maße weder hinreichende Materialdaten nach Maß und Zahl vorliegen noch die Mechanismen, die wesentlich zum Deformations- und Festigkeitsverhalten beitragen, weder vollständig noch in hinreichendem Tiefgang bekannt und in Simulationsmodellen verfügbar sind. Diese Einschränkung gilt insbesondere für Tongesteine, die gegenüber Salzgesteinen ein noch komplexeres Materialverhalten aufweisen dürften, vor allem wenn es darum geht, die ausbruchs- und temperaturbedingten Veränderungen des Porenwasserzustandes zu quantifizieren (Änderung Wassergehalt und Porenwasserdruck und daraus folgende Einwirkungen und mechanisch-hydraulische Eigenschaftsänderungen).

Aufgrund dieser noch erheblichen Defizite bei Ansatz zukunftsweisender Modelle (z.B. Stoffmodell *Hou/Lux* mit Dilatanzermittlung, PoroPerm-Modelle, α -Modell) erfolgt dann in einem zweiten Schritt ausgehend von einer auch Erfahrungen einbeziehenden ingenieurtechnischen Bewertung der Berechnungsdaten aus rechnerischen Analysen zum Tragverhalten des Gebirges mit eher klassischen Ansätzen die Operationalisierung der Anforderung. Dabei wird getrennt für Gesteine mit nicht bis gering kriechfähigem Materialverhalten einerseits und ausgeprägt kriechfähigem Materialverhalten andererseits je ein Diagramm entwickelt, das einen Zusammenhang herstellt zwischen einer als maximal anzusehenden Teufenlage für Endlager-



grubenbaue und der repräsentativen Gebirgsdruckfestigkeit. Bei Einhaltung dieser gebirgsqualitätsabhängigen Grenzteufe soll gewährleistet sein, dass in nur begrenztem Maße und auch nur konturnah Entfestigungen und Auflockerungen des Gebirgsgefüges auftreten, so dass die Anordnung funktionstüchtiger Abdichtungs- und Verschlussbauwerke möglich wird.

4. Laborative Untersuchungen

4.1 Zielsetzung und grundsätzliche Vorgehensweise

Von besonderer Bedeutung für die Präzisierung der Anforderung „Günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen“ ist die Tragfähigkeit und damit in unmittelbarem Zusammenhang stehend die entfestigungsbedingte Veränderung der primären Permeabilität der als Wirts- und Barrierengestein herangezogenen Gebirgsformationen. Die Erfahrung zeigt, dass die als grundsätzlich endlagergeeignet eingeschätzten Gesteinstypen Granitgestein, Tongestein und Salzgestein ein sehr unterschiedliches Materialverhalten aufweisen. Während Salzgesteine mit ihren Kenndaten und ihrer Kenndatenbandbreite aus einer Vielzahl eigener Untersuchungen zum mechanisch-hydraulischen Materialverhalten (Bruchfestigkeit, Dilatanzfestigkeit, Kriechvermögen, Permeabilität, etc.) bei der Analyse des Tragverhaltens von Salzkavernen, Salzbergwerken, Untertagedeponien und Endlagern gut bekannt sind und darüber hinaus angesichts der in den vergangenen Jahren in Deutschland sehr intensiv betriebenen Forschungen auf dem Gebiet der Endlagerung im Salzgestein auch umfangreiche literaturbezogene Kenntnisse zum Materialverhalten der Salzgesteine vorliegen, besteht ein vergleichbarer Kenntnisstand für Granit- und Tongesteine nicht. Dieser Sachverhalt der noch weitgehenden Unkenntnis bzw. noch wenig systematisch aufbereiteten Kenntnisse betrifft insbesondere die Relationen Bruchfestigkeit - Dilatanzfestigkeit sowie Dilatanz - Permeabilitätsänderung bei Gebirgstemperatur und angehobener Temperatur.

Vor diesem Hintergrund war es Ziel der nachfolgend dokumentierten Laboruntersuchungen, im Rahmen einiger Indexversuche erste Klassifizierungswerte zum Verhältnis Bruchfestigkeit – Dilatanzfestigkeit und Dilatanz – Permeabilitätsänderung für Ton- und Granitgesteine zu ermitteln. Ausdrücklich darauf hinzuweisen ist, dass die durchgeführten Indexversuche nicht geeignet sind, das komplexe mechanisch-hydraulisch-thermisch gekoppelte Materialverhalten der Gesteine zu quantifizieren. Solche im Rahmen der Führung von Standsicherheits-, Langzeitsicherheits- und Integritätsnachweisen notwendigen Untersuchungen erfordern die Durch-



führung umfangreicher aufgabenbezogener Laborprogramme an standort- und lokationsbezogenem Gesteinsmaterial zur Festlegung der zeit-, temperatur- und beanspruchungsabhängigen Materialeigenschaften. Ziel der hier dokumentierten Indexversuche ist es lediglich, orientierende Aussagen zur grundsätzlichen Charakterisierung und Abgrenzung der verschiedenen Gesteinstypen abzuleiten (Klassifizierungswerte) und standortunabhängige Mindest- bzw. Schwellenwerte im Sinne von Ausschlusskriterien bei der Standortsuche einzuschätzen. Als Materialien wurden hierzu Tongesteine aus der Schweiz (Mont-Terri)¹ und in Ermangelung geeigneter Granitgesteine Anhydrit aus dem Zechstein norddeutscher Salzlagerstätten untersucht. Die Substitution von Granit- durch Anhydritgestein erfolgte vor dem gedanklichen Hintergrund, dass beide mechanisch als elastisch-spröde charakterisiert werden können.

Es ist ausdrücklich darauf hinzuweisen, dass die nachstehend vorgestellten laborativen Untersuchungen an Tongestein einen allerersten Anfang darstellen und lediglich orientierenden Charakter haben. Wesentliche Eigenschaften wie die wassergehaltsabhängigen Deformations- und Festigkeitseigenschaften (z.B. Kriechen, Schrumpfen, Quellen) und die Wirkung des Porenwasserdrucks auf die mechanischen Zustandsgrößen sind neben anderen Einflussparametern (z.B. Teilsättigung und Kapillarspannungen, Temperaturänderungen) noch ausführlich zu untersuchen. Hieran wird derzeit international intensiv gearbeitet.

4.2 Versuchstechnik

Zur laborativen Untersuchung der Abhängigkeiten zwischen Bruchfestigkeit und Dilatanzfestigkeit sowie Dilatanz und Permeabilitätsänderung wurden triaxiale Kompressionsversuche mit messtechnischer Erfassung der Volumendilatanz und online-Messung der Ultraschallwellenlaufzeiten und der Permeabilität durchgeführt. Eine fotografische Ansicht der hierfür eingesetzten Prüfanlagen zeigt Bild 4.1. Mit den Triaxialprüfanlagen können axiale Prüfkkräfte bis zu 2500 kN und Manteldrücke bis zu 75 MPa unabhängig von einander erzeugt und geregelt werden. Über die klassische Messung von Axialdruck, Manteldruck, Axialverformung und Temperatur hinaus können mit den in Bild 4.1 gezeigten Versuchsanlagen zur messtechnischen Erfassung der Dilatanz die Volumenänderungen des Prüfkörpers während des Versuchs sowie die Änderung der Ultraschallwellenlaufzeiten messtechnisch bestimmt werden.

¹ Herrn Dr. Blümling (Nagra, Schweiz) sei an dieser Stelle gedankt für die freundliche Bereitstellung von Bohrkernmaterial für Grundlagenuntersuchungen und die Genehmigung zur Heranziehung der Untersuchungsbefunde in dieser Arbeit.

Hierzu wird entsprechend Bild 4.2 neben der induktiven Messung der axialen Prüfkörperdeformation Δl die volumetrische Änderung des Ölvolumens in der Triaxialzelle ermittelt. Das



Bild 4.1: Triaxialprüfstände der Professur für Deponietechnik und Geomechanik

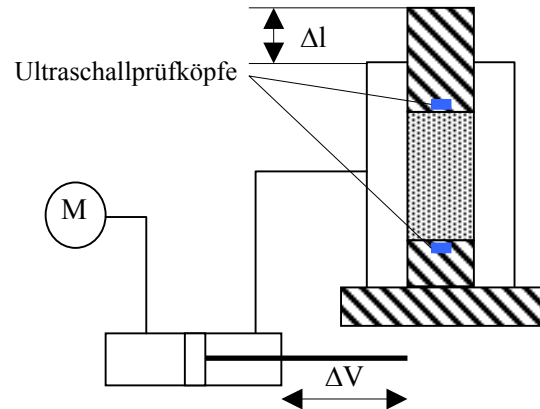


Bild 4.2: Prinzipskizze der Dilatanzmessung

während des Versuchs in der Triaxialzelle verdrängte Ölvolumen $\pm \Delta V$ wird über einen doppelt wirkenden Messzylinder geführt. Mit dem skizzierten Messsystem können Volumenänderungen in der Größenordnung von $\Delta V = 0,025 \%$ des Prüfkörpervolumens erfasst werden.

Zur weiteren Präzisierung der Dilatanzfestigkeit sind entsprechend Bild 4.2 in die kopf- und fußseitigen Druckstücke Ultraschallprüfköpfe integriert. Die kontinuierliche Durchschallung der Prüfkörper während des Versuchs mit messtechnischer Aufzeichnung der Schallwellenlaufzeiten ermöglicht eine von der Volumenmessung unabhängige Festlegung der Dilatanzfestigkeit als Beanspruchung, bei der infolge der Ausbildung von Materialschädigungen (Mikrofissuren) eine Reduktion der Schallwellenlaufzeiten beobachtet wird.

Voraussetzung für die laborative Charakterisierung der Relation ‚Dilatanz - Permeabilitätsänderung‘ ist schließlich das in Bild 4.3 gezeigte Permeabilitätsmesssystem. Es ist ausgelegt für die Erfassung sehr kleiner Permeabilitäten und basiert daher nicht auf einer klassischen Durchflussmengenmessung, sondern erfasst die bei Ansatz eines konstanten primären Gasdruckes durch den Prüfkörper durchgeströmte Gasmenge über eine temperaturkompensierte Messung des Druckaufbaus im Sekundärkreislauf. Mit dem in Bild 4.3 skizzierten Messsystem können Permeabilitäten von $K_p \approx 10^{-22}$ bis 10^{-23} m^2 erfasst werden.

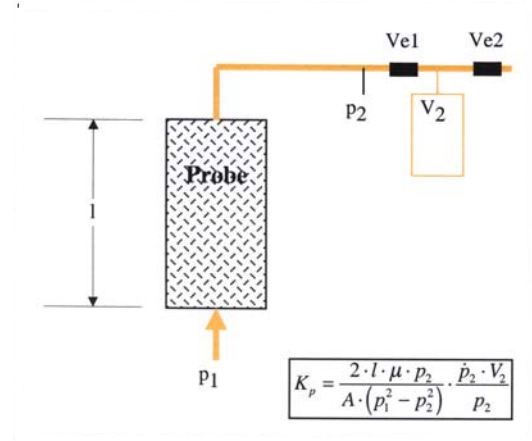


Bild 4.3: Permeabilitätsmesssystem und schematisiertes Messprinzip

4.3 Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung

Aus dem für die Untersuchungen verfügbaren Bohrkernmaterial wurden zylindrische Prüfkörper mit planparallelen Endflächen und glatter Mantelfläche der Dimension $h = 180 \text{ mm}$ und $d = 90 \text{ mm}$ hergestellt. Um die Prüfkörper gegen das Eindringen des Druckmediums zu schützen, wurden sie vor Einbau in die Triaxialzellen mit einer undurchlässigen 3 mm dicken Gummiummantelung versehen. Die Versuchsdurchführung erfolgte grundsätzlich verzerrungsgeregelt mit variierten Stauchungsraten von $\dot{\epsilon} = 0,25 \text{ \%/min}$ ($4,2 \cdot 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$); $0,05 \text{ \%/min}$ ($8,3 \cdot 10^{-6} \text{ sec}^{-1}$) und $0,025 \text{ \%/min}$ ($4,2 \cdot 10^{-6} \text{ sec}^{-1}$) unter Raumtemperatur ($T \approx 25^\circ\text{C}$).

Zu Versuchsbeginn wurden zunächst der Axialdruck und der Manteldruck bis zum Niveau des jeweils vorgegebenen Manteldrucks gleichmäßig isotrop gesteigert. Nach primärseitiger Beaufschlagung der Prüfkörper mit dem vorgegebenen Gasdruck wurde die Axialspannung σ_1 bei konstantem Manteldruck $\sigma_2 = \sigma_3$ und einer konstanten Stauchungsrate bis zum Bruch des Prüfkörpers bzw. bis zum Erreichen einer vorgegebenen maximalen Axialstauchung erhöht. Für die Festlegung der Bruchfestigkeit und der Bruchstauchung wurden entsprechend Bild 4.4 die während des Versuchs abgespeicherten Messwerte im Spannungs-Verzerrungs-Diagramm aufgetragen.

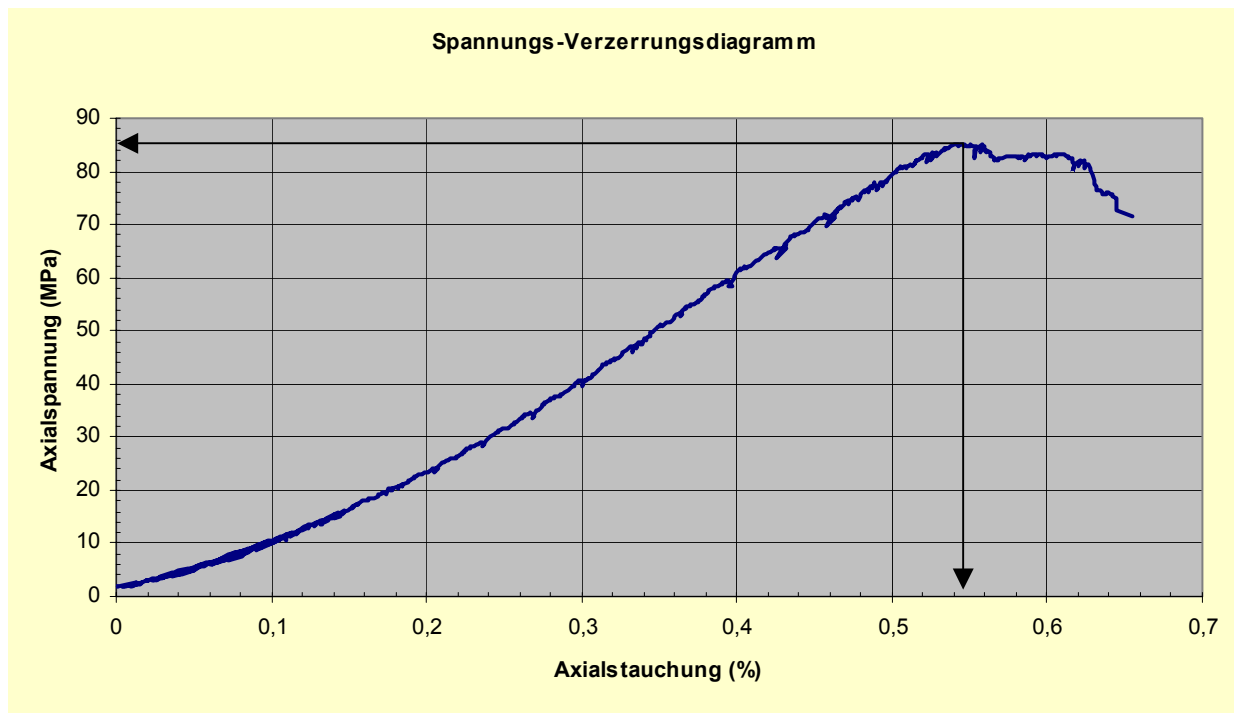


Bild 4.4 Festlegung von Bruchspannung und Bruchstauchung

Die Bruchspannung wird als die maximale in dem Versuch gemessene Axialspannung bezogen auf die aktuelle Prüfkörperquerschnittsfläche im Bruchzustand festgelegt. Die zu diesem Spannungswert korrespondierende Verzerrung wird als Bruchverzerrung bezeichnet.

Die Dilatanzfestigkeit kennzeichnet entsprechend Bild 4.5 und Bild 4.6 diejenige Axialspannung, bei der die volumetrische Prüfkörperdeformation ein Minimum aufweist (nach Überschreiten von $\min \epsilon_{vol}$ überwiegen dilatante Deformationen) bzw. die Reduktion der Ultraschallwellenlaufzeiten auf eine Ausbildung von Mikrofissuren hinweist.

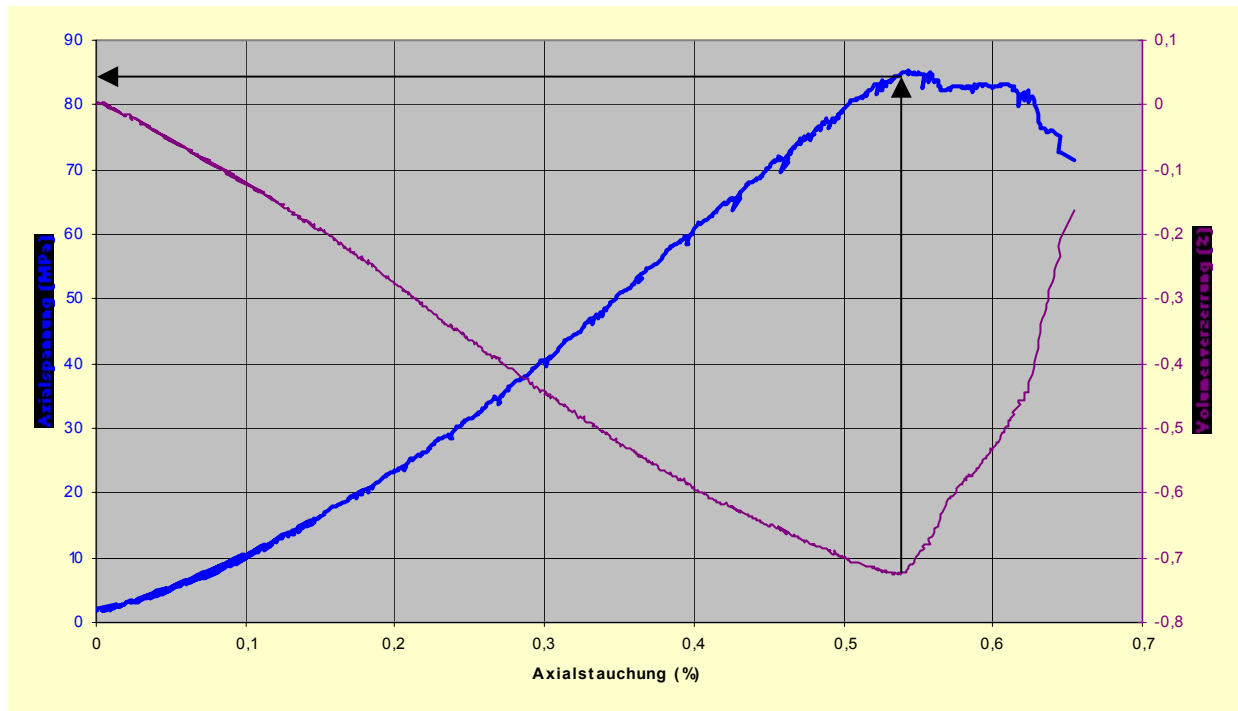


Bild 4.5 Festlegung der Dilatanzfestigkeit auf Grundlage der Volumenverzerrung

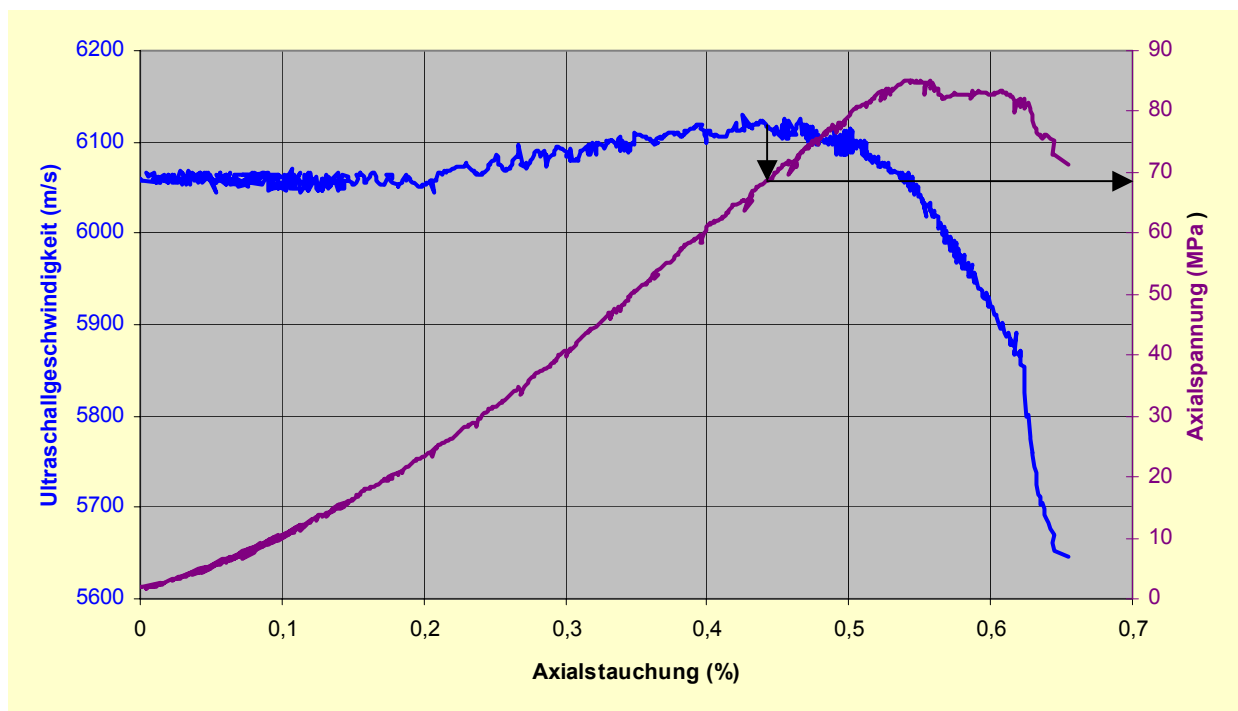


Bild 4.6 Festlegung der Dilatanzfestigkeit auf Grundlage der Ultraschallwellenlaufzeiten

Zur Charakterisierung der Relation Dilatanz-/ Permeabilitätsänderung erfolgt eine Analyse und Interpretation des Gasdruckes im Sekundärkreislauf. Aus der messtechnisch aufgezeich-



neten Änderung des sekundären Gasdruckes kann die Permeabilität zeit-, spannungs-, verzerungs- und dilatanzbezogen analysiert und interpretiert werden.

4.4 Versuchsergebnisse für Anhydritgestein (als Ersatz für Granitgestein)

Die im Rahmen triaxialer Kompressionsversuche an Anhydritgestein ermittelten Kenndaten sind in Tab. 4.1 zusammengestellt. Danach wurden insgesamt 13 Versuche mit variierten Manteldrücken von $\sigma_{23} = 0,5$ bis 3,0 MPa unter Raumtemperatur durchgeführt. Das Verhältnis zwischen der entsprechend Abschnitt 4.3 bestimmten Dilatanzfestigkeit und Bruchfestigkeit zeigt gemäß Auswertung der Einzelversuche eine Bandbreite von minimal 68,9 % bis maximal 98,1 %. Als Mittelwert weisen die Indexversuche aus, dass die Dilatanzfestigkeit um den Faktor 0,89 kleiner ist als die Bruchfestigkeit. Damit folgt:

$$\beta_{Dil} \approx 0,9 \cdot \beta \quad (4.1)$$

<i>Nr.</i>	<i>d</i> (mm)	<i>h</i> (mm)	σ_{min} (MPa)	β (MPa)	β_{Dil} (MPa)	ε_{bruch} (%)	$\beta_{Dil}/\beta_{bruch}$ (%)
1	96,1	192,4	1,5	113,71	111,5	0,64	98,1
2	98,2	196,4	2,0	91,43	88,0	0,51	96,2
3	97,2	195,0	1,0	91,97	74,7	0,50	81,2
4	95,0	190,0	2,0	118,91	92,0	0,62	77,4
5	90,0	180,0	2,0	118,32	81,5	0,65	68,9
6	90,0	180,0	0,5	106,30	89,6	0,55	84,3
7	90,0	180,0	0,5	85,22	74,4	0,54	87,3
8	90,0	180,0	1,0	110,75	101,5	0,52	91,6
9	90,0	180,0	1,5	100,01	91,5	0,48	91,5
10	90,0	180,0	2,5	121,06	118,2	0,53	97,6
11	90,0	180,0	2,5	114,18	106,1	0,58	92,9
12	90,0	180,0	3,0	114,63	107,2	0,56	93,5
13	90,0	180,0	3,0	128,62	120,0	0,64	93,3

Tab. 4.1 Versuchsergebnisse Anhydritgestein

Eine bei Salzgesteinen zu beobachtende Abhängigkeit der Relation Dilatanzfestigkeit / Bruchfestigkeit von der Minimalspannung zeigte sich im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen an Anhydritgesteinen nicht.

Die graphische Auftragung der Bruchfestigkeiten σ_{1c-ln} in Abhängigkeit von der Minimalspannung in Bild 4.7 zeigt die bei Festgesteinen übliche Zunahme der Bruchfestigkeit mit zunehmender Minimalspannung. Auch kann aus Bild 4.7 entnommen werden, dass die bei jeweils gleicher Minimalspannung ermittelten Bruchfestigkeiten über eine im Vergleich zu Salzgesteinen größere Bandbreite von ca. 20 bis 30% variieren.

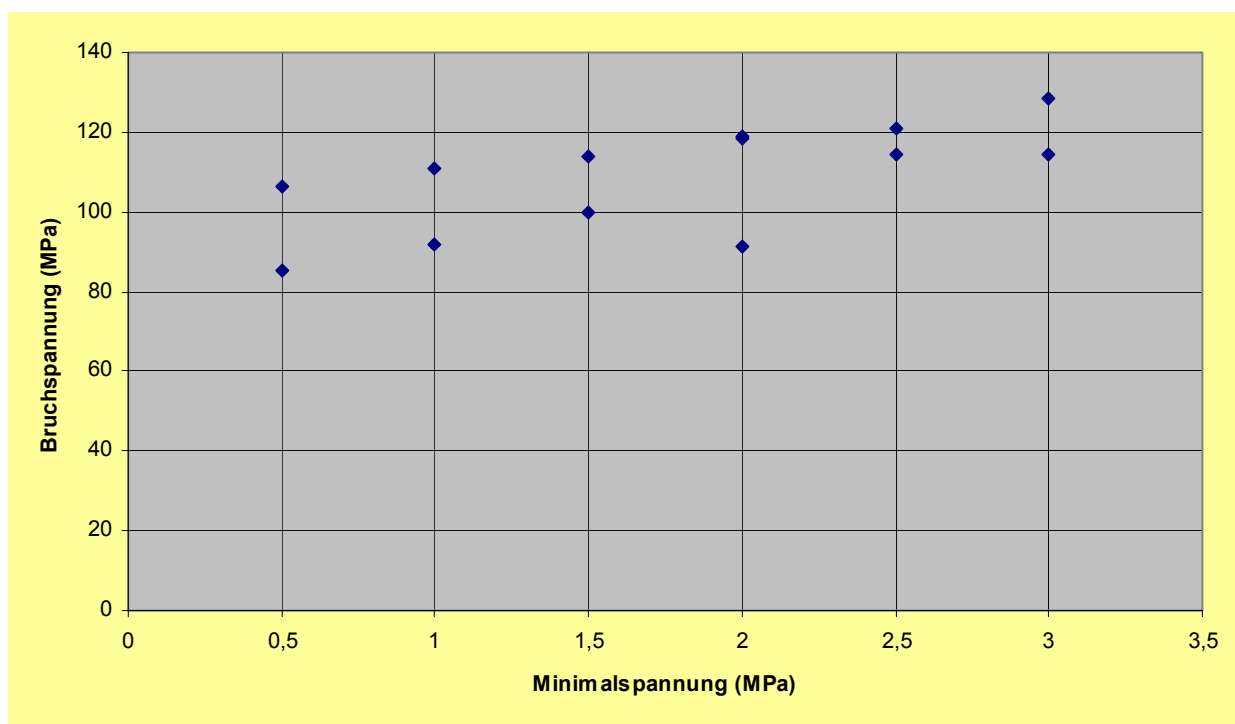


Bild 4.7 Bruchfestigkeiten von Anhydritgestein

Die in Bild 4.8 aufgetragenen Bruchstauchungen dokumentieren, dass eine signifikante Zunahme der Bruchstauchungen mit Erhöhung der Mantelspannung, wie sie bei Salzgesteinen zu beobachten ist, bei Anhydritgesteinen offensichtlich nicht bzw. in nur geringem Maße existiert. Vielmehr erfolgte der Bruch bei den untersuchten Prüfkörpern nahezu unabhängig von der Minimalspannung bei einer Stauchung von $\varepsilon_f^- \approx 0,5\% - 0,65\%$. Bezüglich der Abhängigkeit Dilatanz – Permeabilitätsänderung bleibt im Ergebnis der durchgeführten Indexversuche festzuhalten, dass bei allen Versuchen der sekundärseitig gemessene Gasdruck bis in den Nachbruchbereich hinein konstante Werte zeigte. Ein Gasdurchfluss bzw. eine Änderung der Permeabilität konnte somit auch bei Überschreiten der Bruchfestigkeit nicht beobachtet wer-

den. Ursächlich hierfür ist offensichtlich, dass die Gesteinsmatrix als undurchlässig zu charakterisieren ist. Eine Strömung von Fluiden kann danach nur über sekundäre Rissstrukturen erfolgen.

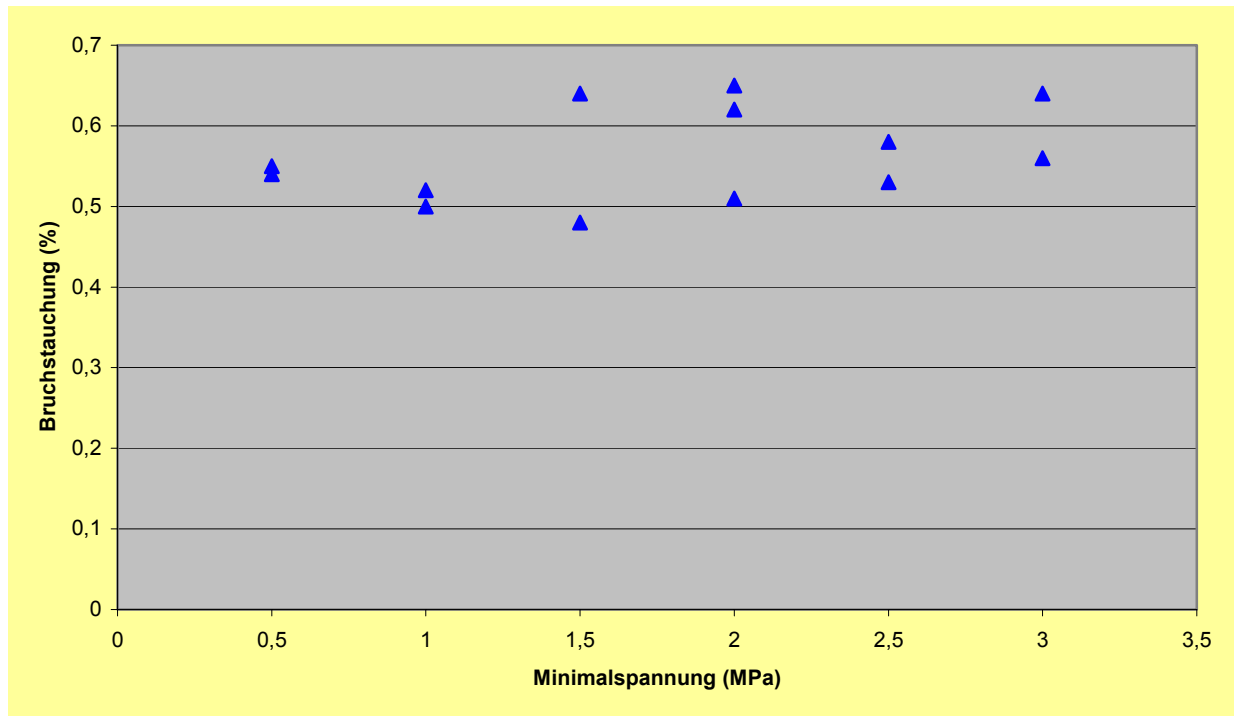


Bild 4.8 Bruchstauchung von Anhydritgestein

Da die im Versuch erzeugten Bruchflächen keine Verbindung zu den Stirnflächen der Prüfkörper aufweisen, existiert auch nach Überschreitung der Bruchfestigkeit keine Vernetzung von Rissystemen von der Gaszutrittsseite durch den Prüfkörper hindurch bis zur Gasaustrittsseite. Charakteristisch für die Undurchlässigkeit der Gesteinsmatrix der untersuchten Anhydritgesteine ist der in Bild 4.9 gezeigte Verlauf des sekundären Gasdruckes.

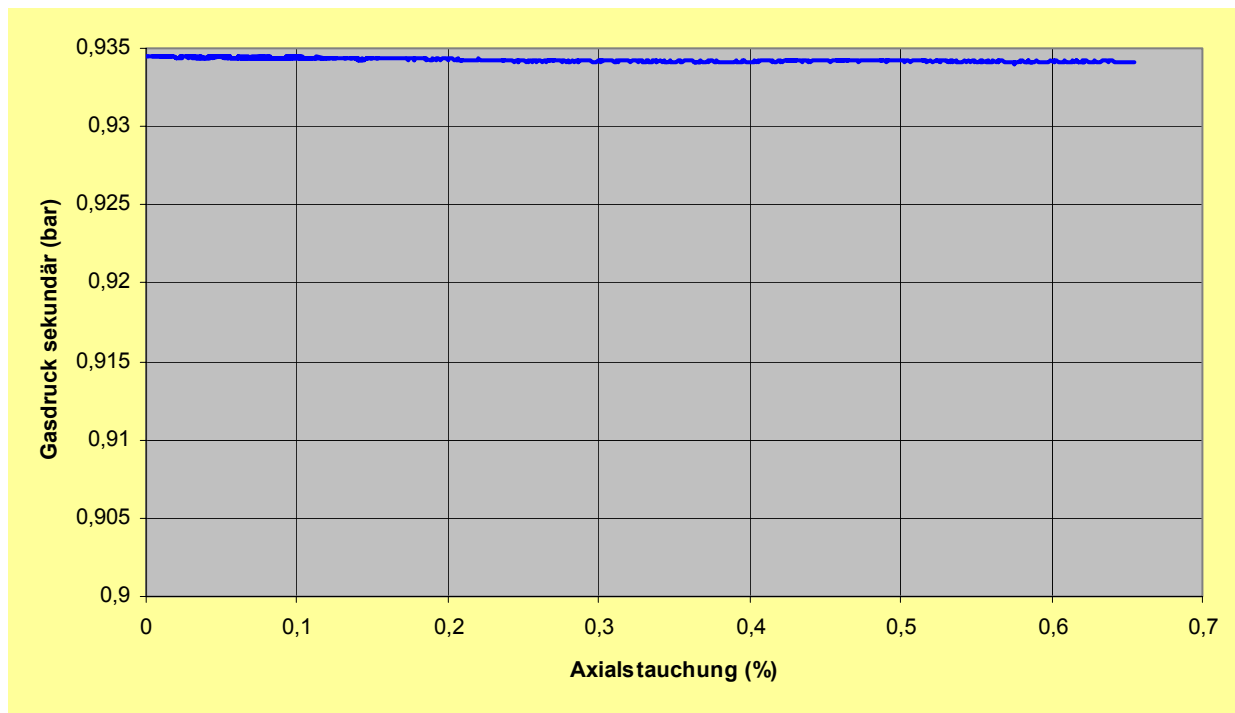


Bild 4.9 Sekundärer Gasdruck als Funktion der Axialstauchung bei Anhydritgestein

4.5 Versuchsergebnisse Tongestein

(a) Bruch- und Dilatanzfestigkeit

Eine Zusammenstellung der im Rahmen triaxialer Kompressionsversuche an Tongestein der Lokation Mont-Terri ermittelten Kenndaten zeigt Tab. 4.2. Die Laboruntersuchungen erfolgten vornehmlich an Prüfkörpern mit einer Ausrichtung der Schichtung parallel zur Prüfkörperachse. Systematische Versuche mit der Schichtungsrichtung unter 45° zur Prüfkörperachse zur Ermittlung der Festigkeitsanisotropie sind vorgesehen. Insgesamt wurden entsprechend Tabelle 4.2 Versuche mit variierten Manteldrücken von $\sigma_{23} = 0,5$ bis $9,0$ MPa durchgeführt. Das Verhältnis zwischen der entsprechend Abschnitt 4.3 bestimmten Dilatanz- und Bruchfestigkeit zeigt gemäß Auswertung der Einzelversuche eine Bandbreite von



Bild 4.10 Tonsteinprüfkörper – Schichtung parallel zur Prüfkörperachse

minimal 70% bis maximal 100%. Als Mittelwert weisen die Indexversuche aus, dass die Dilatanzfestigkeit schichtungsabhängig um den Faktor 0,93 kleiner ist als die Bruchfestigkeit:

$$\beta_{Dil} = (0,70 - 1,00) \cdot \beta \quad (\text{Schichtung parallel}) \quad (4.2)$$

Die Ableitung der Dilatanzfestigkeit erfolgte bei den Versuchen ausschließlich auf der Grundlage der Volumenverzerrung.



Bild 4.11 Tonsteinprüfkörper – Schichtung unter 45° zur Prüfkörperachse

Nr.	d (mm)	h (mm)	σ_{min} (MPa)	β (MPa)	β_{Dil} (MPa)	ε_f (%)	$\beta_{Dil}/\beta_{bruch}$ (%)	Schichtung
1	90,0	180,0	2,0	26,08	18,46	0,53	70,7	parallel
2	90,0	180,0	4,0	31,65	30,0	0,70	94,8	parallel
3	90,0	180,0	6,0	28,88	28,07	0,75	97,2	parallel
4	90,0	180,0	9,0	40,67	40,67	0,75	100,0	parallel
5	90,0	180,0	2,0	24,73	21,67	0,49	87,6	parallel
6	89,9	180,0	4,0	26,25	25,70	0,60	97,9	parallel
14	90,0	180,0	2,0	23,78	23,78	0,50	100,0	parallel
15	90,0	180,0	2,0	19,98	19,00	0,60	95,1	parallel

Tab. 4.2 Versuchsergebnisse Tongestein

Analog zu Salzgesteinen zeigen die untersuchten Tongesteine in der Tendenz eine Abhängigkeit der Relation Dilatanzfestigkeit / Bruchfestigkeit von der Minimalspannung. Auch kann der graphischen Auftragung der Bruchfestigkeiten β_{lc-ln} in Abhängigkeit von der Minimalspannung in Bild 4.12 eine deutliche Zunahme der Festigkeit mit zunehmender Minimalspannung entnommen werden. Unter weiterer Berücksichtigung von hier nicht dokumentierten

Ergebnissen zum Kriechverhalten von Tongestein kann zunächst festgehalten werden, dass Ton- und Salzgesteine bzgl. Kriechverhalten, Bruch- und Dilatanzverhalten unter Raumtemperatur und natürlicher Feuchte ein qualitativ ähnliches, quantitativ aber gänzlich unterschiedliches Materialverhalten aufweisen.

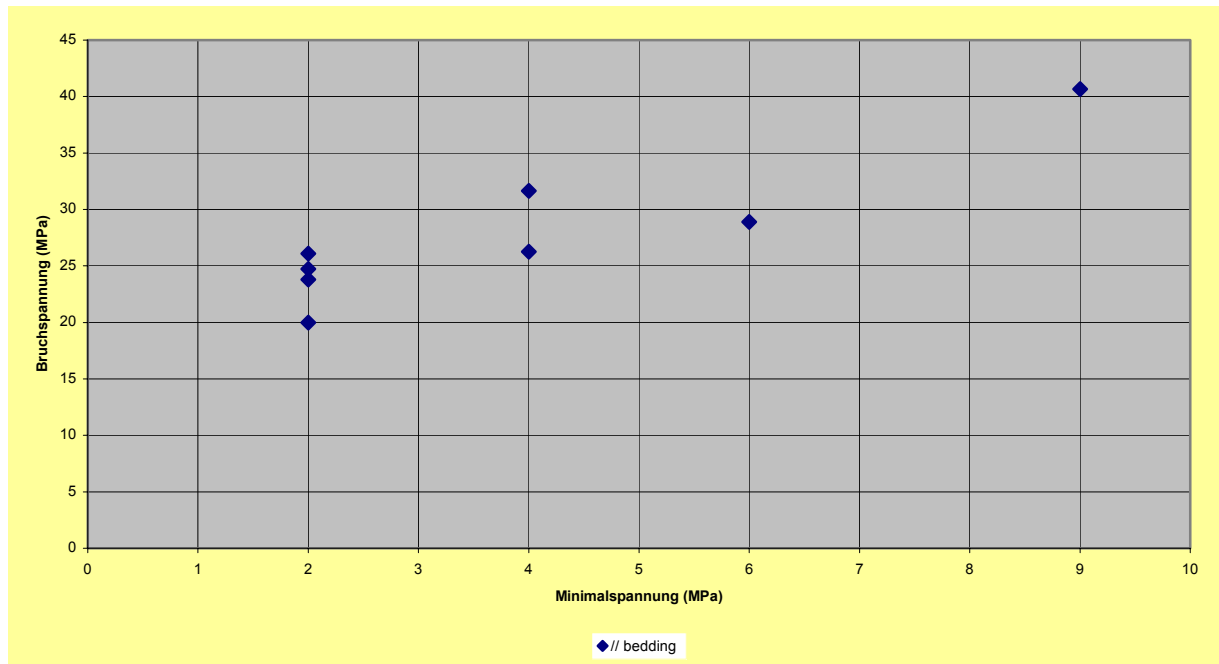
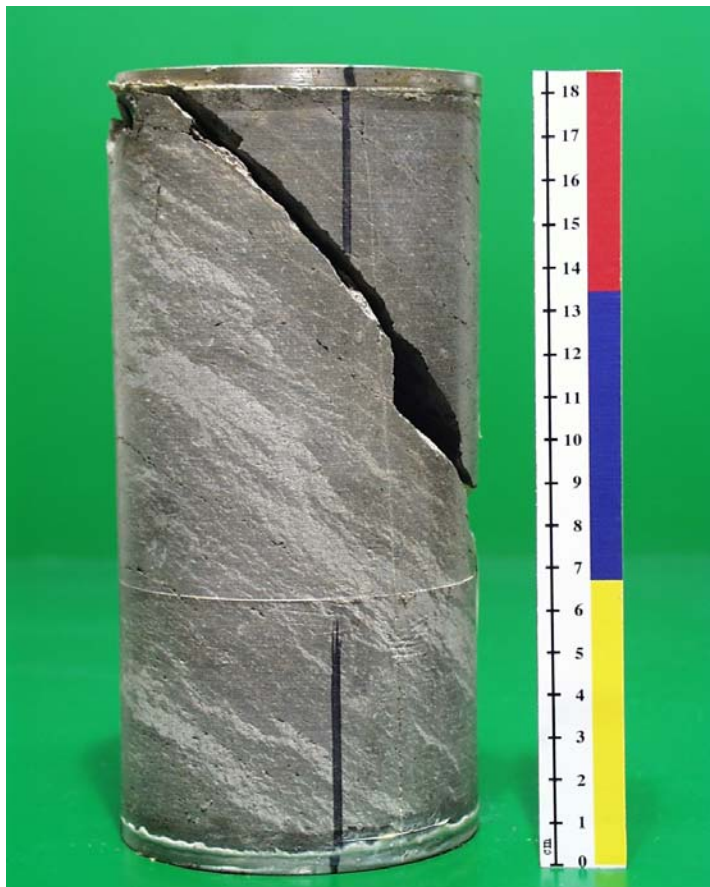


Bild 4.12 Bruchfestigkeiten von Tongestein

Die Bilder 4.13 und 4.14 zeigen Prüfkörper aus Tongestein nach dem Versuch. Im ersten Bild handelt es sich um einen Prüfkörper, der parallel zur Schichtung belastet worden ist (Bruchfläche unter ca. 70°), im zweiten Bild ist ein Prüfkörper zu sehen, dessen Schichtung im Winkel von 45° zur Prüfkörperachse verläuft (Bruchfläche entlang der Schichtungsflächen).



*Bild 4.13:
Prüfkörper nach dem Versuch,
Schichtung parallel*



*Bild 4.14:
Prüfkörper nach dem Versuch,
Schichtung unter 45°*

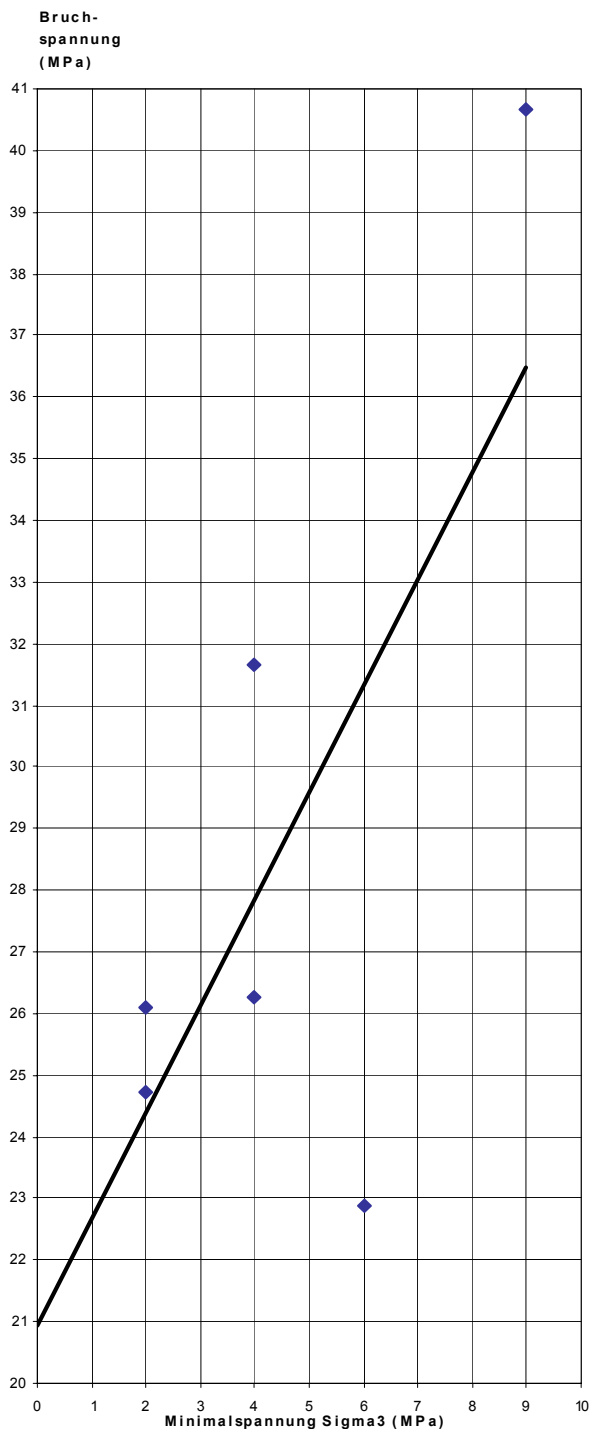


Bild 4.15: Maßstäbliche Darstellung der Bruchfestigkeiten für Tongesteine aus Versuchen, Schichtung parallel zur Prüfkorperachse

Daraus folgt, dass die Schichtungsflächen eine gegenüber der Gesteinsmatrix reduzierte Festigkeit aufweisen.

Wird das Diagramm aus Bild 4.12 so dargestellt, dass beide Achsen den gleichen Maßstab aufweisen, dann wird das Diagramm in Bild 4.15 erhalten.

Mit Hilfe einer linearen Regression oder einer nachweisbezogen konservativen Abschätzung kann aus den Versuchsdaten eine lineare Beziehung zwischen den Minimalspannungen und den Bruchspannungen abgeleitet werden.

Die aus einer linearen Regression resultierenden Geraden sind in Bild 4.15 dargestellt. Die Scherparameter ϕ und c können daraus wie folgt abgeleitet werden (mit Differenzierung je nach Schichtungsrichtung):

- (1) Aus dem Winkel α der Regressionsgeraden kann der Winkel der inneren Reibung berechnet werden mit Hilfe folgender Beziehung:

$$\phi = \arcsin \frac{\tan \alpha - 1}{\tan \alpha + 1} \quad (4.4)$$

mit

α Steigungswinkel der Geraden $^{\circ}$

ϕ Winkel der inneren Reibung $^{\circ}$

Hieraus folgt bei einem Steigungswinkel von $\alpha \approx 65^{\circ}$ für den Winkel der inneren Reibung $\phi \approx 21^{\circ}$.

- (2) Die einaxiale Druckfestigkeit σ_D wird durch den y-Achsenabschnitt charakterisiert. Damit ergibt sich:

$$\sigma_{D||} = 20,8 \text{ MPa}$$

- (3) Mit Hilfe von σ_D und ϕ lässt sich aus Gl. (4.6) die Kohäsion c berechnen:

$$c = \sigma_D \frac{1 - \sin \phi}{2 \cos \phi}, \quad c \text{ in MPa} \quad (4.5)$$

Für Tongesteine mit der Schichtung parallel zur Prüfkörperachse wird die Kohäsion berechnet zu $c_{||} = 7,1 \text{ MPa}$. Für den Fall der Schichtung senkrecht zur Prüfkörperachse sind in der Größenordnung des Falls der Schichtung parallel zur Prüfkörperachse liegende Scherparameter zu erwarten.

(b) Bruchdeformationen

Bild 4.15 zeigt, dass das untersuchte Tongestein analog zum Steinsalz eine tendenzielle Zunahme der Bruchstauchung bei zunehmender Minimalspannung aufweist. Die Zahlenwerte sind allerdings erheblich geringer. So werden Bruchstauchungen bei $\min\sigma = 0 \text{ MPa}$ von nur $\varepsilon_f^- \approx 0,5\%$ und bei $\min\sigma = 8 \text{ MPa}$ von nur $\varepsilon_f^- \approx 0,8\%$ erreicht.

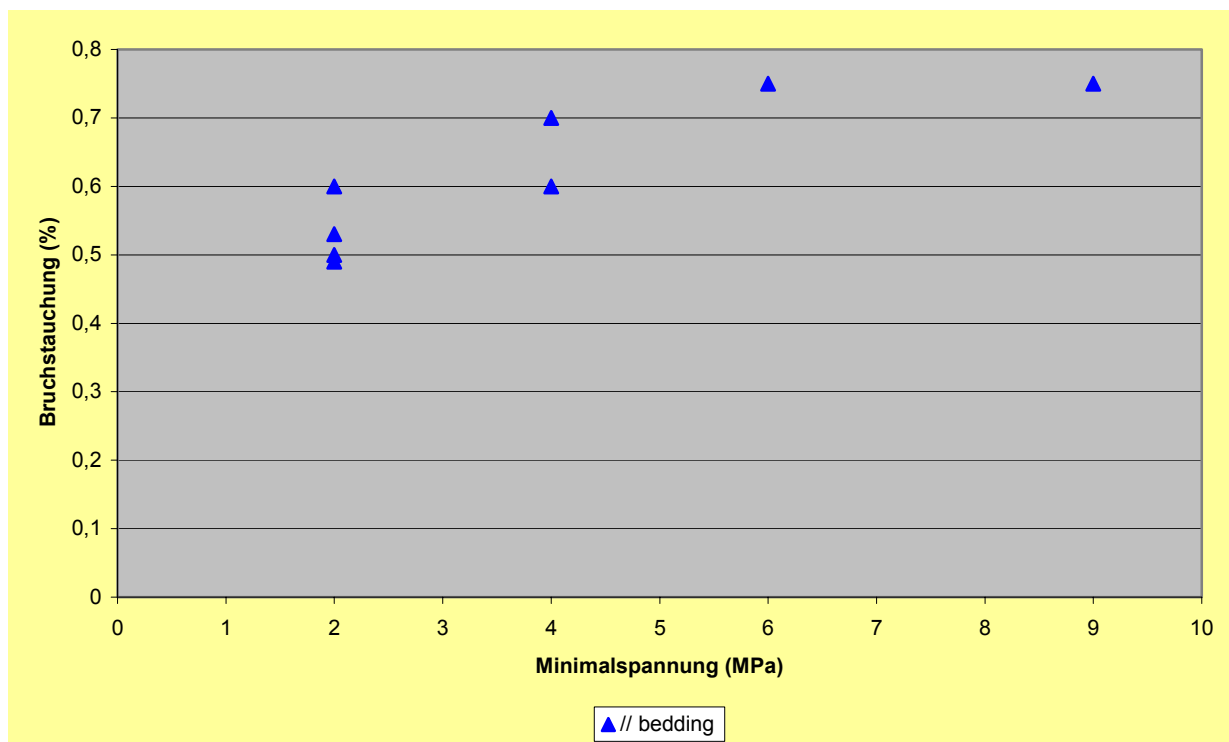


Bild 4.16 Bruchstauchung von Tongestein

(c) Dilatanz

Die Dilatanz beschreibt, in welcher Intensität sich das Gesteinsmaterial auflockert. Die Dilatanz wird gleichgesetzt mit der Volumenzunahme eines Gebirgselementes und definiert nach Gl. (4.6):

$$\varepsilon_{\text{vol}}^+ = (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3)^+ = \Delta V^+ / V_0 \text{ (Prüfkörper)} \quad (4.6)$$

mit

$\varepsilon_{\text{vol}}^+$ Dilatanz, - sowie ε_i = Hauptverzerrungen ($i = 1, 2, 3$), -

ΔV^+ Volumenzunahme, mm^3

V_0 Ausgangsvolumen, mm^3

Die Dilatanz ist bei Geomaterialien von der Minimalspannung $\min \sigma$ und von der Deformation ε_v (bzw. ε_1) abhängig. Bild 4.17a zeigt den typischen Verlauf der Volumenverzerrung bei einem Triaxialversuch. Dabei können zwei Bereiche unterschieden werden:

- Bereich 1: Kompaktionsphase mit $\Delta \varepsilon_{\text{vol}}^-$
- Bereich 2: Dilatanzphase mit $\Delta \varepsilon_{\text{vol}}^+$

Der Übergang vom Bereich 1 in den Bereich 2 wird als Dilatanzgrenze bezeichnet. In der Dilatanzphase können nach Bild 4.17a nochmals zwei Bereiche unterschieden werden

- Bereich 2a: Dilatanz in der Vorbruchphase (nach Überschreitung der Dilatanzfestigkeit)
- Bereich 2b: Dilatanz in der Nachbruchphase (nach Überschreitung der Bruchfestigkeit)

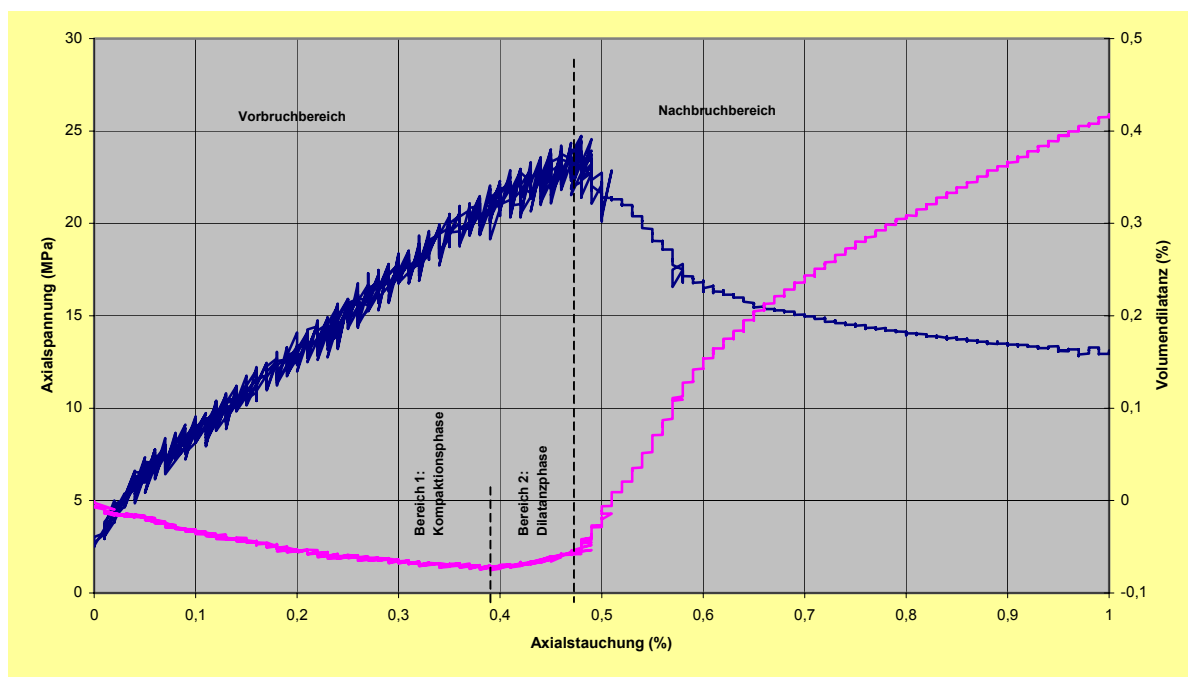


Bild 4.17a: Dilatanzentwicklung im Triaxialversuch



Die Dilatanz hängt u.a. ab vom Dilatanzwinkel ψ . Der Dilatanzwinkel ergibt sich zu

$$\psi = \arcsin(\varepsilon_{\text{vol}} / (\varepsilon_{\text{vol}} - 2\varepsilon_1)) \quad (4.7a)$$

für triaxiale Kompressionsversuche (TC) bzw. triaxiale Extensionsversuche (TE)

mit

ε_{vol} Volumendehnung, -

ε_1 maximale Hauptverzerrung, - $(\varepsilon_1 \geq \varepsilon_2 \geq \varepsilon_3)$

Wird die Dilatanzkurve im Bereich 2 durch zwei Geraden mit den Anstiegswinkeln α und α_R approximiert, dann kann aus diesen Anstiegswinkeln α bzw. α_R der Dilatanzkurve für die Bedingung eines triaxialen Kompressionsversuchs der zugehörige Dilatanzwinkel berechnet werden über die Beziehungen, Hou (2002):

$$\tan \alpha = \Delta \varepsilon_{\text{vol}} / \Delta \varepsilon_1 \quad \sin \psi = \tan \alpha / (2 + \tan \alpha) \quad (4.7b)$$

$$\tan \alpha_R = \Delta \varepsilon_{\text{vol}} / \Delta \varepsilon_1 \quad \sin \psi_R = \tan \alpha_R / (2 + \tan \alpha_R) \quad (4.7c)$$

In Tabelle 4.3 sind die zugehörigen Versuchswerte zur Ermittlung des Dilatanzwinkels für Opalinuston zusammengetragen und in Bild 4.17b dargestellt. Dabei ist darauf hinzuweisen, dass nicht bei jedem Prüfkörper die Dilatanzbereiche 2a und 2b deutlich hervortreten.

Pro- bennr.	Schich- tung	min σ MPa	β MPa	β_{Dil} MPa	α °	$\sin \psi$	ψ °	α_R °	$\sin \psi_R$	ψ_R °
5	par.	2	24,73	21	14,03	0,11	6,38	59,09	0,45	27,04
1	par.	2	26,08	18	5,14	0,04	2,49	53,27	0,40	23,70
2	par.	4	31,65	31,65	-	-	-	18,08	0,15	8,41
3	par.	6	28,88	28	-	-	3,29	6,84	0,06	3,29
4	par.	9	40,67	40,67	-	-	1,50	2,86	0,03	1,50
6	par.	4	25	25	4,57	0,04	2,24	58	0,44	26,4

Tab. 4.3: Versuchswerte für die Ermittlung des Dilatanzwinkels

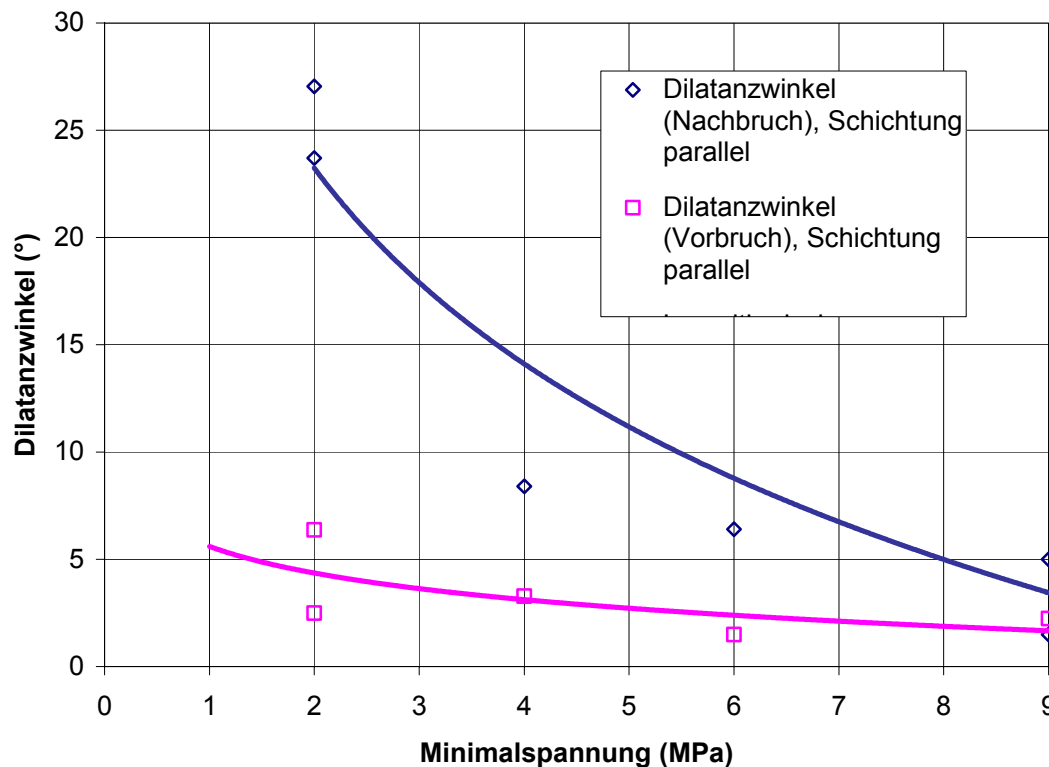


Bild 4.17b: Dilatanzwinkel im Vor- und Nachbruchbereich in Abhängigkeit der Minimalspannung, abgeleitet aus Tab. 4.3

Bei grober und einschränkender Auswertung der laborativen Befunde kann für eine Variationsanalyse mit Blick auf die Auflockerungsintensität in der pseudoplastischen Zone (Nachbruchbereich) folgender Ansatz formuliert werden:

- (1) Obergrenzenabschätzung $\psi = \psi_R = 25^\circ$,
- (2) Mittelwertabschätzung $\psi = \psi_R = 12,5^\circ$,
- (3) Untergrenzenabschätzung $\psi = \psi_R = 5^\circ$.

Dabei wird davon ausgegangen, dass in den nachfolgenden elastoplastischen Berechnungen

- im Programm *Mises 3* keine Differenzierung der Dilatanzwinkel (ψ, ψ_R) erfolgt und
- die Bruchfestigkeit als Bruch-/ Fließgrenzfestigkeit angesetzt wird.

(d) Permeabilität

Für eine erste Einschätzung des Verhältnisses Dilatanz – Permeabilitätsänderung wurden exemplarisch Versuche versuchsbegleitend mit einem Gasdruck beaufschlagt. Im Ergebnis der Auswertungen zur Änderung der Permeabilität bei Änderung der Volumendilatanz zeigt Bild 4.18 exemplarisch und stellvertretend für die durchgeführten Indexversuche den Druckverlauf im Sekundärkreislauf.

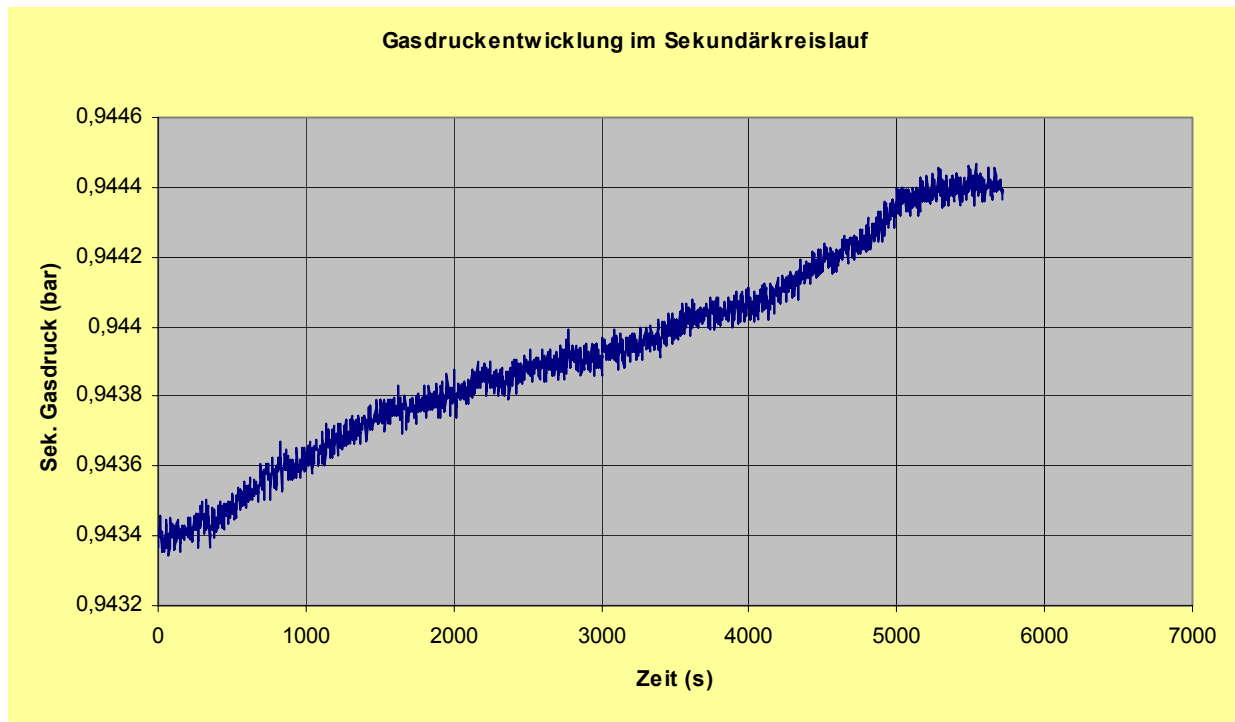


Bild 4.18 Messtechnisch ermittelter Gasdruck im Sekundärkreislauf bei Durchströmung einer Tonsteinprobe

Deutlich zu erkennen ist, dass der Gasdruck im Sekundärkreislauf kontinuierlich ansteigt. Durch Einsetzen der in Tabelle 4.4 zusammengestellten Zahlenwerte in Gleichung (4.8) berechnet sich die Gaspermeabilität für den in Bild 4.18 gezeigten Versuch zu:

$$K_p = \frac{2 \cdot l \cdot \mu \cdot p_2}{A \cdot (p_1^2 - p_2^2)} \cdot \frac{\dot{p}_2 \cdot V_2}{p_2} = 4,4E-21 \text{ m}^2 \quad (4.8)$$

$H \text{ (mm)}$	180
$D \text{ (mm)}$	90
$L \text{ (mm)}$	120
$\mu \text{ (kg/sm)}$	1,79E-05
$P_2 \text{ (bar)}$	0,94
$P_1 \text{ (bar)}$	4
$\dot{p}_2 \text{ (bar/s)}$	1,73E-07
$A \text{ (m}^2\text{)}$	6,36E-03
$V_2 \text{ (cm}^3\text{)}$	56,91
$K_p \text{ (m}^2\text{)}$	4,40E-21

Tab.: 4.4: Zahlenwerte für die Permeabilitätsabschätzung

Die in gleicher Weise für weitere Versuche bestimmten Gaspermeabilitäten berechnen sich zu $K_p = 3,2 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$ bis $1,6 \cdot 10^{-23} \text{ m}^2$. Eine Abhängigkeit der Gaspermeabilität von der Volumendilatanz konnte im Rah-



men der durchgeführten Kurzzeitversuche nicht beobachtet werden. Hierfür erforderlich sind Langzeitversuche unter variiertem Volumendilatanz mit versuchsbegleitender Permeabilitätsmessung.

5. Berechnungsmodelle

5.1 Primärspannungszustand

Der primäre Gebirgsspannungszustand ist gekennzeichnet durch die Spannungskomponenten p_v , p_H und p_h . Für die vertikale Primärspannung wird angenommen:

$$p_v = \gamma \cdot z \quad (5.1)$$

mit p_v - primäre Vertikalspannung in MPa
 γ - mittlere Wichte des hangenden Gebirges in MN/m³
 z - Teufe in m

Die rechnerische Ermittlung der primären Horizontalspannungen erfolgt mit Hilfe der Seitendruckziffer K_0 , die das Verhältnis von Horizontal- und Vertikalspannung darstellt. Hier wird angenommen, dass die beiden horizontalen primären Hauptspannungen gleich groß sind.

Im vorliegenden Fall sind teufenbezogen unterschiedliche K_0 -Werte angesetzt worden ($K_0 < 1$ und $K_0 > 1$). Die Berechnungsannahmen bezüglich des Seitendruckbeiwertes sind Tab. 5.1 zu entnehmen.

<i>Teufe</i>	<i>K₀</i>	<i>K₀</i>
200 m	0,675	1,325
400 m	0,725	1,275
600 m	0,775	1,225

Tab 5.1: Berechnungsannahmen für Tongesteine



Für die primären Horizontalspannungen gilt damit:

$$p_h = K_0 \cdot p_v \quad (5.2)$$

mit p_h - Horizontalspannung in MPa

K_0 - Seitendruckbeiwert in -

5.2 Geometrie von Berechnungsausschnitt und repräsentativem Grubenbau

Das für die Berechnungen verwendete geomechanische Modell wurde bereits in *Teil A, Lux et al. (2002)* vorgestellt und ist in Bild 5.1 dargestellt. Das Berechnungsmodell hat eine Breite von 300 m und eine Höhe von 300 m. Der hier exemplarisch und repräsentativ der Untersuchung zugrunde gelegte Grubenbau (langlebige einlagerungsfeldnahe Strecke) hat eine etwa elliptische Form. Aus Symmetriegründen beschränkt sich die Untersuchung unter Anpassung der Modellrandbedingungen auf das halbe Modell (Breite = 150m). Die auf den Grubenbau bezogene Referenzteufe variiert und beträgt $z = 200$ m, 400 m und 600 m für Tongesteine sowie $z = 500$ m, 700 m und 900 m für Salzgesteine. Die Auswahl der Teufenlagen der jeweiligen Gesteine beruht auf den Untersuchungsergebnissen in *Teil A, Lux et al. (2002)*.

Für Granitgesteine sind über die Berechnungen in *Lux et al. (2002)* hinaus keine weiteren Berechnungen durchgeführt worden.

Das Augenmerk wird bei der Darstellung der Ergebnisse und der detaillierten Diskussion besonders auf die letztgenannte Teufe der jeweiligen Gesteinsarten gelegt.

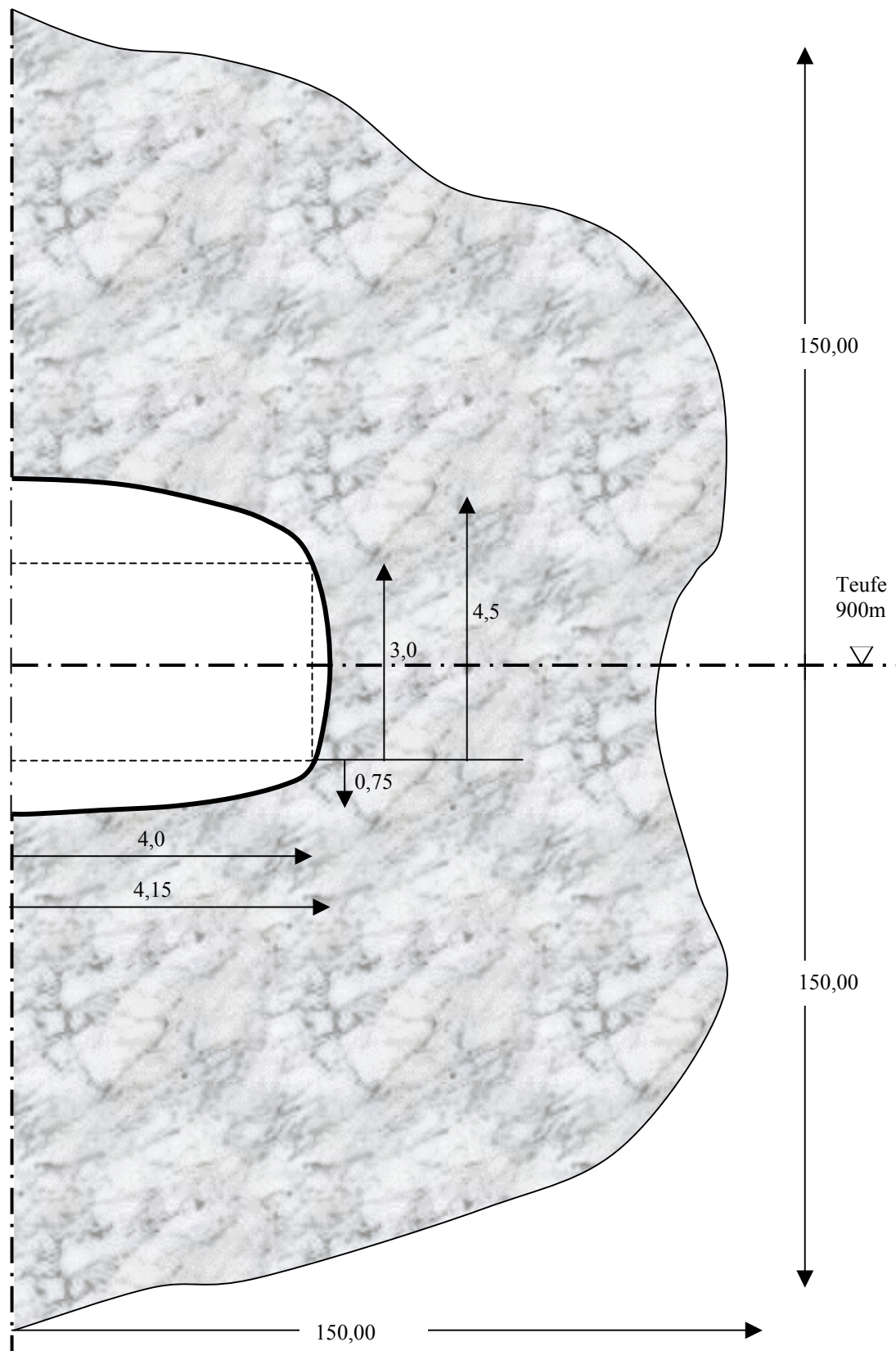


Bild 5.1: Modell und Abmessungen

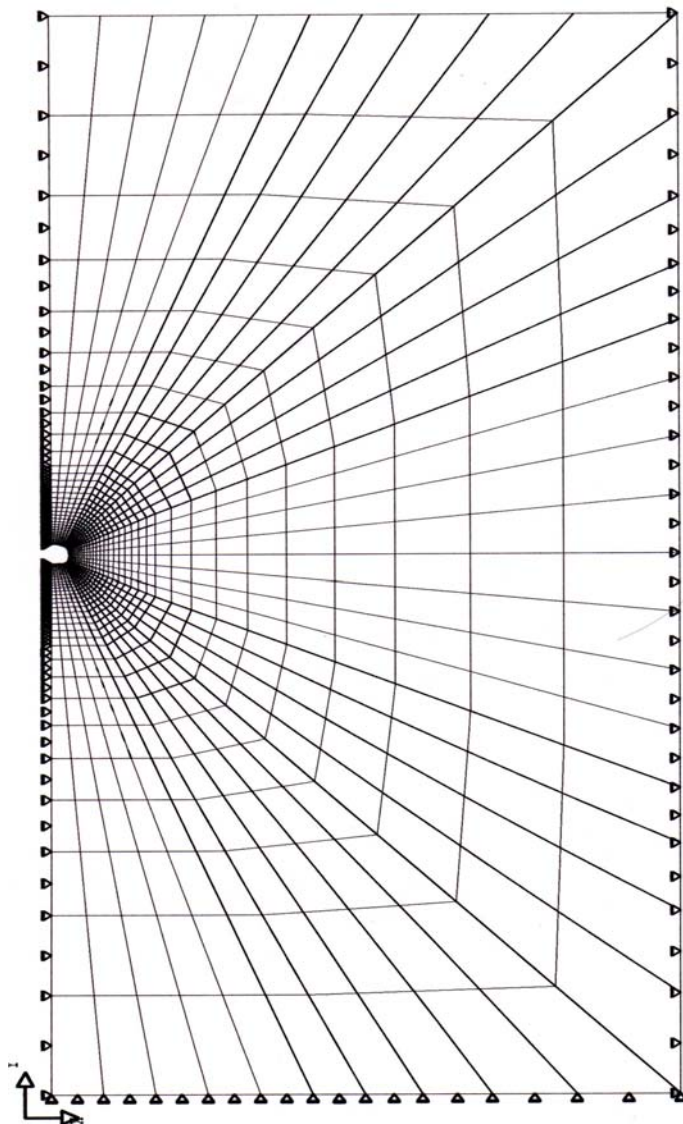


Bild: 5.2: Diskretisiertes Berechnungsmodell

Wegen der Symmetrieeigenschaften und der geomechanischen Randbedingungen werden die rechte und die linke Berandung des Modells horizontal unverschieblich und die untere Berandung vertikal unverschieblich gelagert.

Zur Diskretisierung des Modells in finite Elemente werden 1224 isoparametrische 8-Knoten-Elemente verwendet. Bild 5.2 zeigt das diskretisierte Berechnungsmodell.

Obwohl mit den isoparametrischen Elementen auch bei relativ grober Elemententeilung gute Ergebnisse zu erwarten sind, wird trotzdem beachtet, dass im konturnahen Bereich eine feinere Diskretisierung gewählt wird, da in diesem Bereich aufgrund der geänderten geomechanischen Randbedingungen wegen des Ausbruchs die größten Spannungs- und Deformationsänderungen zu erwarten sind.

Dem Anspruch an hinreichende zahlenmäßige Genauigkeit soll mit diesem Ansatz entsprochen werden.

6. Berechnungsprogramm und Parametervariation

6.1 Berechnungsprogramm

Für die numerischen Analysen ist das FEM-Programm *Mises3* von der Firma TDV (Graz, Österreich) herangezogen worden. Dieses Programm ermöglicht u.a. die Verwendung von verschiedenen Stoffmodellen, mit denen das elastische, elastisch-plastische und elastisch-plastisch-viskose Verhalten von Geomaterialien beschrieben werden kann (Deformations-



und Festigkeitsmodelle). Dieses Programm ist in den vergangenen Jahren durch umfangreiche Programmteile ergänzt und somit für die Bearbeitung der hier relevanten Fragestellungen befähigt worden, z.B. *Hou (1997, 2000, 2002)* und *Xie (2002)*. Diese Ergänzungen betreffen u.a. die Einbeziehung schädigungsmechanischer Elemente zur Simulation von Gefügeentfestigung und daraus resultierender Spannungsumlagerungen sowie die Ermittlung der aus der Dilatanz resultierenden Sekundärpermeabilität. Gleichfalls ist ein bestehendes hydraulisches Programm derart modifiziert werden, dass es mit dem geomechanischen Programm kommuniziert und geomechanisch- geohydraulisch bzw. geomechanischen- geothermisch gekoppelte Prozesse unter Berücksichtigung der gegenseitigen Wechselwirkungen simuliert werden können.

Durch diese Erweiterungen ist das Programmsystem *Mises3* für die gegenwärtig und zukünftig relevanten Fragestellungen in dem erforderlichen Maße ertüchtigt worden und fester Bestandteil für die Durchführung von geomechanisch-geohydraulischen und geomechanisch-geothermischen Analysen an der Professur für Deponietechnik und Geomechanik.

6.2 Parametervariation

Mit dem Berechnungsmodell nach Abschnitt 5.2 sind Parametervariationen durchgeführt worden mit dem Ziel, die geomechanisch und geohydraulisch relevanten Reaktionen des Tragwerks auf unterschiedliche Randbedingungen (z.B. Primärspannungszustand, Materialverhalten, Materialkennwerte, Teufe) zu ermitteln (Sensitivitätsanalyse). Die jeweils angesetzten Parametervariationen werden für jedes Stoffmodell ausführlich dargestellt.

7. Modifizierte und ergänzende Bewertungskriterien (Stoffmodelle *Hou/Lux*)

Die zur Bewertung der Berechnungsergebnisse herangezogenen Kriterien sind schon im Bericht *Teil A* von *Lux et al. (2002)* für hier relevanten Gesteine diskutiert und angewandt worden. Dabei handelt es sich um die dem kontinuumsmechanischen Berechnungsansatz entsprechenden Kriterien. Als Ergänzung werden nachfolgend aufgrund der hier nach der Continuum-Damage-Mechanic-Theorie (CDM- Schädigungsmechanik) durchgeführten Berechnungen mit den Stoffmodellen *Hou/Lux* (Salzgesteine) und *Hou/Lux-T* (Tongesteine) die die-

sem erweiterten Ansatz adäquaten Kriterien vorgestellt. Diese Kriterien beruhen auf der Gefügeschädigung der Salz- und Tongesteine und beziehen neuere Forschungsergebnisse mit ein, z.B. *Hou (2002)*. Allerdings ist ausdrücklich anzumerken, dass die Absicherung der angegebenen Zahlenwerte für Tongesteine noch weit weniger vorangeschritten als bei Salzgesteinen. Hier werden also orientierend die schon für Salzgesteine pauschalisierten Zahlenwerte auf Tongesteine übertragen. Grundsätzlich müssen die Zahlenwerte zur differenzierten Bewertung des Tragwerkzustandes standortbezogen abgeleitet und geprüft werden. Diese Arbeiten stehen noch aus.

Zentraler Parameter bei Berechnungen mit dem Ansatz der Gefügeschädigung ist die Schädigung D (= Maß für die Schädigungsintensität). Eine grob orientierende, materialbezogen nicht belegte Bewertungsskala könnte wie folgt aussehen:

- mechanisch ungeschädigt: $D = 0$
- mechanisch zwar geschädigt, hydraulisch aber ungeschädigt: $0 < D \leq 10^{-4}$ bzw. $\Delta K \approx 0 \text{ m}^2$
- hydraulisch geschädigt: $D > 10^{-4}$ bzw. $\Delta K > 0 \text{ m}^2$
- leicht geschädigt: $10^{-4} < D \leq 10^{-3}$
- mäßig geschädigt: $10^{-3} < D < 0,015$
- stark geschädigt mit tertiärem Kriechen: $0,015 \leq D < 0,15$
- vereinzelte Kriechbrüche: $0,15 \leq D < 0,4$
- Abschalungen im Konturbereich: $D \geq 0,4$

Für Granitgesteine wird bei der hier angesetzten Gebirgsqualität die Schädigungsgrenze nicht überschritten. Es gelten weiterhin die Kriterien in *Lux et al. (2002)*. Da für Granitgesteine keine Verletzung dieser Kriterien festgestellt werden konnte, ist davon auszugehen, dass bei der angesetzten Gebirgsqualität die Beanspruchung aus Bau und Betrieb des Endlagers ohne nachhaltige Konturschädigung vom Gebirge aufgenommen werden kann.



8. Durchführung der Berechnungen/ Ergebnisdokumentation

8.1 Geomechanische Berechnungen – Übersicht zu den Berechnungsansätzen

Die Berechnungen sind zunächst für grundsätzlich unterschiedliches Materialverhalten durchgeführt worden. Dabei gelten folgende grobe Zuordnungen:

- elastisch-plastisches Materialverhalten → Granitgestein,
- elastisch-plastisches sowie elastisch-viskoplastisches Materialverhalten → Tongestein,
- elastisch-viskoplastisches Materialverhalten → Salzgestein

8.1.1 Granitgestein

Zur Analyse des mechanische Verhaltens des Granitgebirges wurden folgende Berechnungen für verschiedene Teufenlagen des repräsentativen Grubenbaues durchgeführt:

- elastische Berechnungen (Stoffmodell *Hooke*)
- elastoplastische Berechnungen mit dem Bruchkriterium nach *Mohr-Coulomb*

In Tab. 8.1 sind in einer Übersicht die bereits in *Teil A, Lux et al. (2002)* durchgeführten Berechnungen zusammengestellt.

Teufe	Elastoplastisches Stoffmodell nach Mohr-Coulomb			
600 m	$K_0 = 0,775$		$K_0 = 1,225$	
	geschädigt	intakt	geschädigt	intakt
900 m	$K_0 = 0,85$		$K_0 = 1,15$	
	geschädigt	intakt	geschädigt	intakt
1200 m	$K_0 = 0,925$		$K_0 = 1,075$	
	geschädigt	intakt	geschädigt	intakt

Tab. 8.1: Übersicht zu den durchgeführten Berechnungen für Granitgesteine

Die Stoffkennwerte für das intakte und leicht geschädigte Gebirge sind aus dem Bericht *Teil A* übernommen worden, *Lux et al. (2002)*, und in Tab. 8.2 zusammengestellt



Granitgestein, intakt		
<i>mittlere Wichte, MN/m³</i>	0,025	
<i>Elastizitätsmodul E, MPa</i>	40000,00	
<i>Poisson-Zahl ν, –</i>	0,25	
<i>Schubmodul G, MPa</i>	16000,00	<i>Dilatanzfestigkeit</i>
<i>Einaxiale Druckfestigkeit, MPa</i>	167,4	133,45
<i>Kohäsion C, MPa</i>	31,32	27,53
<i>innerer Reibungswinkel φ, °</i>	48,84	45,16
<i>Wärmeausdehnungskoeffizient α, 1/K</i>	$7 \cdot 10^{-6}$	
Granitgestein, leicht geschädigt		
<i>mittlere Wichte, MN/m³</i>	0,025	
<i>Elastizitätsmodul E, MPa</i>	30000,00	
<i>Poisson-Zahl ν, –</i>	0,25	
<i>Schubmodul G, MPa</i>	12000,00	<i>Dilatanzfestigkeit</i>
<i>Einaxiale Druckfestigkeit, MPa</i>	74,2	59,40
<i>Kohäsion C, MPa</i>	15,14	13,27
<i>innerer Reibungswinkel φ, °</i>	45,62	41,85
<i>Wärmeausdehnungskoeffizient α, 1/K</i>	$7 \cdot 10^{-6}$	

Tabelle 8.2: Berechnungskennwerte für Granitgesteine

Aus Tab. 8.2 ist zu ersehen, dass als Relation Dilatanzfestigkeit zu Bruchfestigkeit angesetzt worden ist:

$$\beta_{\text{Dil}} = 0,85 \cdot \beta \quad (8.1)$$

Dieser Ansatz ist aus konservativer Sicht in Übereinstimmung mit den laborativen Befunden an dem stellvertretend für Granitgestein untersuchten Anhydritgestein, siehe Gleichung (4.1) in Abschnitt 4.4. Damit wird die angesetzte Relation bestätigt, so dass die Berechnungsergebnisse weiterhin Bestand haben. Die Berechnungsergebnisse selbst können dem Bericht *Teil A* entnommen werden, *Lux et al. (2002)*. Weitere Berechnungen für Granitgesteine sind insofern nicht erforderlich als die angesetzten Parameter die für relevant erachtete Bandbreite erfasst haben, die Dilatanzfestigkeit zutreffend eingeschätzt wurde und keine pseudo-plastischen Zonen unter den angenommen Randbedingungen ermittelt worden sind, *Lux et al. (2002)*. Vor



diesem Hintergrund werden die Granitgesteine nicht mehr weiter in diese ergänzende Betrachtung zur Ermittlung von Tragverhalten und Auflockerungszonen einbezogen.

8.1.2 Tongestein

Für Tongesteine werden die ergänzenden Berechnungen mit den folgenden Stoffmodellen durchgeführt:

- linear-elastische Berechnungen (Stoffmodell *Hooke*)
- elastoplastische Berechnungen mit dem Bruchkriterium nach *Mohr-Coulomb* und einem nicht-assozierten Fließmodell
- elastisch-viskose Berechnungen (Stoffmodell *Hou/Lux-T*)

Die durchgeführten Berechnungen sind in Tab. 8.3 in einer Übersicht zusammengestellt.

Weiterhin von Bedeutung sind die geohydraulischen Tragwerkseigenschaften und hier insbesondere die sich in den Gebirgsbereichen mit Überschreitung der Dilatanzfestigkeit einstellende Dilatanz (= Gebirgsauflockerungsintensität). Wesentlich hierfür sind der Ansatz der Dilatanzfestigkeit sowie

- bei den elastoplastischen Berechnungen der Ansatz des Dilatanzwinkels ψ und
- bei den Berechnungen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* der Ansatz des Evolutionsmodells (Entwicklungsgleichung für die Schädigung).

Teufe	Elastisch-plastisches Stoffmodell		Stoffmodell Hou/Lux – T	
200 m	$K_0 = 0,675$	$K_0 = 1,325$	$K_0 = 0,675$	$K_0 = 1,325$
	Stoffparameter siehe Tab. 8.5 Variation 1, 2 und 3		Stoffparameter siehe Tab. 8.5	
400 m	$K_0 = 0,725$	$K_0 = 1,275$	$K_0 = 0,725$	$K_0 = 1,275$
	Stoffparameter siehe Tab. 8.5 Variation 1, 2 und 3		Stoffparameter siehe Tab. 8.5	
600 m	$K_0 = 0,775$	$K_0 = 1,225$	$K_0 = 0,775$	$K_0 = 1,225$
	Stoffparameter siehe Tab. 8.5 Variation 1, 2 und 3		Stoffparameter siehe Tab. 8.5	

Tab. 8.3: Übersicht zu den durchgeführten Berechnungen für Tongesteine

Die für die Berechnungen angesetzte Gebirgsqualität ist in *Lux et al. (2002)* als *leicht geschädigtes* Tongestein eingeschätzt worden. In seinen Eigenschaften ist das Gebirge dem „Argilite de l’Est“ aus Bure und dem Opalinuston aus Mont Terri im Grundsatz ähnlich.



Die Relation Dilatanzfestigkeit – Bruchfestigkeit ist früher anhand der Literatur abgeschätzt worden. Sie wird nachstehend unter Einbeziehung der Ergebnisse der eigenen laborativen Untersuchungen als Variationsparameter eingeführt. Dabei wird für das konturnahe Gebirge mit $\min \sigma \cong 0\text{-}2 \text{ MPa}$ angenommen:

- $\beta_{\text{Dil}} = 0,45 \cdot \beta$
- $\beta_{\text{Dil}} = 0,65 \cdot \beta$
- $\beta_{\text{Dil}} = 0,85 \cdot \beta$

8.1.3 Salzgestein

Für das Salzgestein sind folgende Berechnungen für verschiedene Teufenlagen des repräsentativen Grubenbaues von $z = 500, 700$ und 900 m bei einem Seitendruckbeiwert von $K_0 = 1,0$ durchgeführt worden:

- linear-elastische Berechnungen (Stoffmodell *Hooke*)
- elastisch-viskose Berechnungen (Stoffmodell *Hou/Lux*)

Das für die Berechnungen ausgewählte Salzgestein entspricht in seinem Materialverhalten dem in *Lux et al. (2002)* betrachteten Steinsalz. Sein Verhalten bezüglich der Ausbildung dilatanter Deformationen und Gefügeschädigungen sowie der Ausbildung von Kriechbrüchen wird erst in die hier vorgenommenen ergänzenden Untersuchungen einbezogen.

8.2 Geohydraulische Berechnungen zur Abschätzung der Umläufigkeit der Auflockerungszonen

8.2.1 Ermittlung der Sekundärpermeabilität

Zur Bewertung des geohydraulischen Verhaltens der Auflockerungszonen und zur Abschätzung ihrer Umläufigkeit für vorgegebene Zeitpunkte nach den jeweiligen elasto-viskoplastischen Berechnungen werden ergänzend und darauf aufbauend geohydraulische Berechnungen durchgeführt. Die Grundlage dafür ist das hydraulische Strömungsmodell für die laminare stationäre Sickerströmung in einem gesättigten porösen Medium nach *Darcy* (Einpfasenfluss):



$$v_i = -k_i \cdot \frac{\partial H_i}{\partial x_i} = -k_i \cdot i_i \quad (8.2)$$

$$Q_i = \int v_i \cdot dA \quad (8.3)$$

- mit v_i - Filtergeschwindigkeit in i -Richtung ($i = x, y, z$) in m/s
 k_i - Durchlässigkeitsbeiwert des porösen Mediums in i -Richtung in m/s
 H_i - gesamte Potentialhöhe in m
 i_i - Potenzialgradient in i -Richtung in m/m
 Q_i - Strömungsmenge in i -Richtung in m³/s
 A - durchströmte Fläche senkrecht zur i -Richtung in m²
 x_i - Koordinaten in i -Richtung in m

Aus Gl. (8.2) bis Gl. (8.3) ist zu entnehmen, dass die Strömungsrichtung i , der Durchlässigkeitsbeiwert des porösen Mediums k_i , die Fläche A und der Potenzialgradient I_i zur Berechnung der Strömungsmenge Q_i durch die Auflockerungszone der betrachteten Strecke benötigt werden. Die Strömungsrichtung i ist die Richtung der Streckenachse, die Fläche A steht direkt im Zusammenhang mit der Auflockerungszone, der Potenzialgradient I_i wird je nach der Teufelage und der Länge des zukünftigen Streckenverschlussbauwerkes konservativ abgeschätzt. Der Durchlässigkeitsbeiwert des porösen Mediums k_i ist eine Orts- und Zeitfunktion und in Abhängigkeit von der Gefügeschädigung und der Dilatanz und kann nur mit einem diese Eigenschaften beschreibenden Stoffmodell (z.B. *Hou/Lux* für Salzgesteine und *Hou/Lux-T* für Tongesteine) in Verbindung mit einem Permeabilitätsmodell (z.B. nach *Stormont (1997)*) ermittelt werden.

Die Stoffmodelle *Hou/Lux* und *Hou/Lux-T* werden in den nachfolgenden Abschnitten skizziert. Hier wird auf die häufig angewendete Porositäts-Permeabilitäts-Beziehung nach *Stormont (1992, 1997)* eingegangen:

$$K = \begin{cases} A_0 \cdot \left(\frac{\sigma_3}{\sigma^*} \right)^{(B+C \cdot \sigma_3)} \cdot (-\varepsilon_{\text{vol}})^{(D+E \cdot \sigma_3)} \geq \min K = 10^{-22} \text{ m}^2 & (\varepsilon_{\text{vol}} < 0) \\ \min k = 10^{-22} \text{ m}^2 & (\varepsilon_{\text{vol}} \geq 0) \end{cases} \quad (8.4)$$

mit $A_0 = 3,5 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$, $B = 2,18$, $C = -1,55 \text{ 1/MPa}$, $D = 4,1$ und $E = -0,46 \text{ 1/MPa}$ als empirischen Konstanten, die durch Anpassung der numerischen Ergebnisse an die experimentellen Ergebnisse für Steinsalz in der WIPP-Site, USA festgelegt worden sind.

Aufbauend auf den laborativen und analytischen Untersuchungen in *Stormont (1992)* haben *Serata & Fuenkajorn (1992)* die Porositäts-Permeabilitäts-Beziehung für Salzgesteine weiterentwickelt. Die Gl. (8.4) wird mit zahlenmäßiger Angabe der Materialkennwerte wie folgt umformuliert:

$$K = \begin{cases} A_0 \cdot \left(\frac{\sigma_3}{\sigma^*} \right)^\lambda \cdot (-\varepsilon_{vol})^s, & 0 \leq s = 1 - \exp\left(-\frac{n \cdot \sigma_3}{P}\right) \leq 1 \quad \text{für } \varepsilon_{vol} < 0 \text{ und } \sigma_3 > 1/145 \text{ MPa} \\ A_0 \cdot (-\varepsilon_{vol})^s, & 0 \leq s = 1 - \exp\left(-\frac{n \cdot \sigma_3}{P}\right) \leq 1 \quad \text{für } \varepsilon_{vol} < 0 \text{ und } \sigma_3 \leq 1/145 \text{ MPa} \\ \min K = 10^{-22} \text{ m}^2 & \text{für } \varepsilon_{vol} < 0 \end{cases} \quad (8.5)$$

mit A_0 - Permeabilitätskonstante in m^2 , $A_0 \approx 9,05 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$ aus Laborversuchen
und $A_0 \approx 4,52437 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$ aus Anpassung an in situ- Messungen

λ - Materialparameter in -, $\lambda = -4$ für Steinsalz

n - Materialparameter in -, $n = 40$ für Steinsalz

P - Fließgrenze in MPa, $P = 41,38 \text{ MPa}$ für Steinsalz

Im vorliegenden Bericht wird für die Ermittlung der Sekundärpermeabilität in der Konturzone das Porositäts-Permeabilitäts-Modell nach Gl. (8.5) angewandt. Über die Vor- und Nachteile dieses Modells wird erst im Zusammenhang mit konkreten zahlenmäßigen Auswertungen diskutiert. Bild 8.1 zeigt die Permeabilität in Abhängigkeit von der Minimalspannung und der Porosität (\equiv Dilatanz ε_{vol}) nach Gl. (8.5).

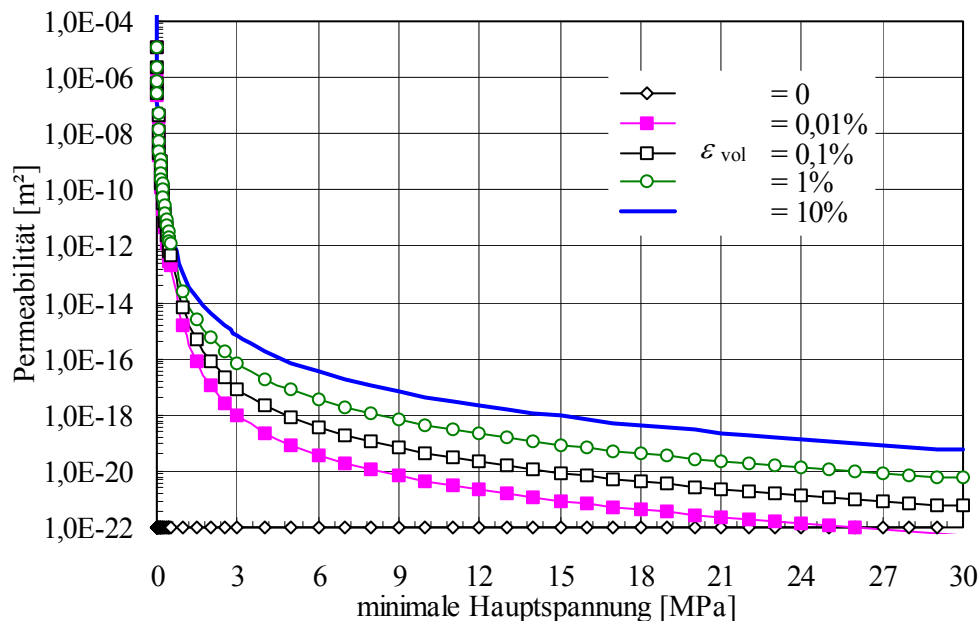


Bild 8.1 Gegenüberstellung der Permeabilität in Abhängigkeit von minimaler Hauptspannung und Dilatanz nach Serata & Fuenkajorn (1992)

Für Tongesteine gibt es bislang keine gleichermaßen anerkannten Porositäts-/Permeabilitätsmodelle. Daher wird hier hilfsweise auch dieses Modell angewendet.

8.2.2 Ermittlung der Durchflussrate bei einer Sickerströmung durch die Konturzone (Volumenstrom)

Für die hydraulische Leistungsfähigkeit einer Querschnittsabdichtung kennzeichnend und in Sicherheitsanalysen einzuführen ist die Durchflussrate in Abhängigkeit von der Zeit. Diese Durchflussrate ist u.a. abhängig von den geohydraulischen Eigenschaften des Abdichtungsbauwerkes, seiner Anbindung an das Gebirge (Kontaktzone) und der aufgelockerten Konturzone. Bei Annahme jeweils gleicher geohydraulischer Eigenschaften von Konturzone und Anbindungsbereich entscheidet somit die Konturzone mit ihrer Ausdehnung und Auflockerungsintensität (Dilatanz) über die jeweiligen Durchflussraten.

Die bei einem (momentan angenommenem) Salzlösungszutritt induzierte Sickerströmung ist gekennzeichnet durch

- (1) eine instationäre Infiltrationsphase bis zur Sättigung der Gebirgsporenräume (Zweiphasenfluss) und



- (2) eine nach der Aufsättigung der Porenräume folgende stationäre Strömungsphase (Einquasfluss).

Zur Ermittlung der Durchflussrate in der stationären Strömungsphase ist ein an die FEM- Berechnung anschließendes Nachlauf-Unterprogramm geschrieben worden, mit dessen Hilfe die Durchflussrate berechnet werden kann unter den Annahmen einer laminaren Sickerströmung, eines gesättigten und konstanten sowie quellen- und senkenfreien Porenraums sowie der Gültigkeit des *Darcy*'schen Strömungsmodells- in Abhängigkeit von der mit dem FEM- Programm *Mises3* berechneten Permeabilitätsverteilung in der Konturzone für ein vorgegebenes hydraulisches Gefälle.

Das Nachlaufprogramm trägt die Bezeichnung *m3strom.exe* und ist ein in Fortran geschriebenes Programm, welches im Anschluss an eine Berechnung mit *Mises3* auf die dort erstellte Datenbasis zugreift und die für die Durchflussmengenberechnung (Volumenstrom \dot{Q}) benötigten Zahlenwerte übernimmt. Das Programm berechnet den Volumenstrom \dot{Q} durch eine definierte Ebene, wobei die Sickerströmung von der Wasser- zur Luftseite erfolgt. Das Programm berechnet

- (1) den Volumenstrom \dot{Q} in einem beliebig definierten Längsschnitt eines Berechnungsmodells. Die Durchströmungsrichtung liegt dabei in der Ebene des Längsschnitts, d.h. im Falle eines Paralleldamms wird der Volumenstrom \dot{Q} in Längsrichtung des Dammbauwerkes berechnet;
- (2) den Volumenstrom \dot{Q} durch den Gesamtquerschnitt eines Berechnungsmodells, wobei die Durchlässigkeitsbeiwerte elementbezogen aus der vorhandenen Datenbasis der vorangegangenen Berechnung übernommen werden (Sekundärpermeabilitäten). Es wird die Sickerströmung senkrecht zur Berechnungsmodellebene durch die Auflockerungszone (und gegebenenfalls das Dammbauwerk) berechnet;
- (3) den Volumenstrom \dot{Q} in einem beliebig definierten Gebirgs- und/ oder Dammbereich, wobei einerseits der Betrachtungsbereich und andererseits die dazugehörigen elementbezogenen Durchlässigkeitsbeiwerte vorgegeben werden müssen. Diese Berechnung ist möglich für ebene bzw. rotationssymmetrische Modelle, bei denen entweder wie in



Fall (1) die Sickerströmung in der Modellebene verläuft oder bei denen wie im Fall (2) die Sickerströmung senkrecht zur Ebene des Berechnungsmodells erfolgt.

Somit ist es möglich durch Vorgabe eines hydraulischen Gradienten den Durchfluss durch die Auflockerungszone nach Fall (3) zu berechnen, was in dem hier vorliegenden Fall umgesetzt wurde.

8.3. Stoffmodelle und Stoffkennwerte

8.3.1 Berechnungen mit dem linearelastischen Stoffmodell nach *Hooke*

Berechnungen mit dem linearelastischen Stoffmodell nach *Hooke* sind die Ausgangsbasis für weiterführende plastische oder viskose Berechnungen. Sie dienen auch einer ersten Überprüfung der Qualität der numerischen Ergebnisse. Detaillierte Auswertungen sind bereits in *Lux et al. (2002)* erfolgt und werden daher im vorliegenden Bericht nicht vorgenommen.

Das linear-elastische Stoffmodell nach *Hooke* kann in der Form der Gl. (8.6) dargestellt werden:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \cdot \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \cdot I_1 \cdot \delta_{ij} \quad (8.6)$$

Die Materialkennwerte E (Verformungsmodul) und ν (*Poissonzahl*) werden gesteinsbezogen festgelegt.

8.3.2 Berechnungen mit dem elastoplastischen Stoffmodell und dem Bruch- bzw. Fließkriterium nach *Mohr-Coulomb*

8.3.2.1 Elastoplastisches Stoffmodell

Das elastoplastische Materialverhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass sich das Material bei Beanspruchungszunahme so lange linear elastisch verhält, bis ein definiertes Beanspruchungsniveau, das als Fließgrenze bezeichnet wird, erreicht wird. Danach treten zusätzlich zu den elastisch-reversiblen auch plastisch-irreversible Verformungen auf, begleitet von mehr oder weniger intensiv ausgeprägten Schädigungen, die zu einer Entfestigung im Materialgefüge führen. Im idealen Fall ist bei Erreichen der Fließgrenze eine Beanspruchungszunahme nicht mehr möglich und die plastischen Deformationen erfolgen ohne Entfestigung.

Das elastoplastische Stoffmodell eignet sich für die Analyse des Tragverhaltens von Konstruktionen in Geomaterialien, die kein oder kein ausgeprägtes Kriechverhalten aufweisen. Mit diesem Stoffmodell können u.a. pseudoplastische Zonen ermittelt werden, Gebirgsbereiche also, in denen die Fließgrenzfestigkeit überschritten ist und in denen rupturale Prozesse zu erwarten sind. Die Fließgrenzfestigkeit ist aus dem Materialbefunden abzuleiten. Sie wird oft auch mit der konservativ eingeschätzten Bruchfestigkeit gleich gesetzt.

Die Fließ- bzw. Bruchgrenze eines Materials kann durch verschiedene spannungs- und auch deformationsabhängige Funktionen beschrieben werden. Damit kann auch das *Mohr-Coulomb*'sche Bruchkriterium als Fließfunktion gedeutet und angewendet werden:

$$F^p = \tau - \sigma_n \cdot \tan \phi - c, \text{ Grenzfall (Bruchkriterium): } F^p = 0 \Rightarrow \tau = \tau_B = \sigma_n \cdot \tan \phi + c \quad (8.7)$$

mit τ_B - aufnehmbare Schubspannung im Bruchzustand in MPa

τ - Schubspannungen in MPa

σ_n - Normalspannung senkrecht zur Bruchfläche in MPa

c - Kohäsion in MPa

ϕ - Winkel der inneren Reibung in °

Die Funktion nach Gl. (8.7) kann auch mit den Hauptspannungen dargestellt werden. Dann folgt:

$$F^p = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} - 2c \cdot \sqrt{\frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}} = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot N_\phi - 2c \cdot \sqrt{N_\phi} \quad (8.8a)$$

$$\text{mit } N_\phi = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (8.8b)$$

Erst wenn die Fließgrenze mit $F^p \geq 0$ erreicht wird, stellen sich plastische Verformungen ein. Bei weiterem Belastungseintrag in das Tragsystem verlagern sich die Beanspruchungsanteile durch deformationsbegleitete Spannungsumlagerungen aus der plastischen Zone in den noch elastischen Nachbarbereich.

Der Grenzfall $F^p = 0$ beschreibt das Erreichen des Bruchzustandes. Die aufnehmbare Schubspannung τ entspricht der *Mohrschen* Scherfestigkeit τ_B .

Funktionswerte $F^p < 0$ kennzeichnen ein (noch) linear elastisches Verhalten.

Neben der Definition einer Fließ- bzw. Bruchbedingung ist festzulegen, wie sich das Material im plastischen Beanspruchungsbereich verhalten soll. Dazu wird eine Potentialfunktion Q^p eingeführt, deren Ableitung für jeden Spannungszustand die Richtung des Verzerrungsvektors angibt.

Dabei gibt es zwei Möglichkeiten zur Definition einer Potentialfunktion, die auch als Fließregel bezeichnet wird: Auf der einen Seite die Definition einer assoziierten Fließregel, bei der $F^p \equiv Q^p$ ist und auf der anderen Seite dann die Definition einer nichtassozierten Fließregel, für die $F^p \neq Q^p$ gilt. Die assoziierte Fließregel beschreibt bei näherer Betrachtung allerdings einen Sonderfall, der auch von der nichtassozierten Fließregel erfasst werden kann. Die Erfahrung zeigt, dass bei Ansatz einer assoziierten Fließregel in der Regel die Volumendilatanz überschätzt wird. Dagegen lässt sich die bei Laborversuchen gemessene Volumenverzerrung aufgrund der Anpassungsmöglichkeiten bei Ansatz einer nichtassozierten Fließregel entsprechend den laborativen Befunden beschreiben. Daher wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit nur die nichtassozierte Fließregel mit einer Potentialfunktion Q^p vorgestellt, die verschieden ist von der Fließfunktion F^p . Weil die Potentialfunktion bei ihrer praktischen Anwendung nach den einzelnen Spannungskomponenten abgeleitet werden muss, hat eine Konstante wie die Kohäsion c keine Bedeutung, da sie bei der Differentiation wegfällt. Analog zur Fließfunktion F^p (Gl. (8.7) oder Gl. (8.8a)) kann die Potentialfunktion Q^p wie folgt dargestellt werden:

$$Q^p = \tau - \sigma_n \cdot \tan \psi \quad \text{oder} \quad Q^p = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi} = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot N_\psi \quad (8.9)$$

mit ψ - Dilatanzwinkel in $^\circ$
 N_ψ - Dilatanzfunktion in -

Ungeachtet des für die Potentialfunktion Q^p bedeutungslosen Parameters c liegt der einzige Unterschied zur Fließfunktion F^p darin, dass statt des Reibungswinkels ϕ der Dilatanzwinkel ψ in die Potentialfunktion Q^p eingeführt wird.

Da der Ansatz einer assoziierten Fließregel erfahrungsgemäß auf eine im Vergleich zu Messwerten zu große Dilatanz führt, folgt, dass der Dilatanzwinkel kleiner sein muss als der zugehörige Reibungswinkel. Daher darf auch der Wert der Dilatanzfunktion N_ψ höchstens den Wert von N_ϕ erreichen:



$$\psi \leq \phi \Rightarrow N_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi} \leq N_\phi = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (8.10)$$

Wenn beide Winkel gleich sind, folgt die assoziierte Fließregel, Gl. (8.11). Sonst liegt eine nichtassoziierte Fließregel vor:

$$\psi = \phi \Rightarrow Q^P \equiv F^P \quad \text{und} \quad \psi < \phi \Rightarrow Q^P \neq F^P \quad (8.11)$$

Ein Dilatanzwinkel von $\psi = 0$ bedeutet, dass keine Dilatanz auftritt. Mit einer Zunahme des Dilatanzwinkels nimmt auch der Wert der Dilatanzfunktion N_ψ zu. Der Grenzwert $\psi \rightarrow 90^\circ$ führt zu einer extrem großen und unrealistischen Dilatanz, Gl. (8.12):

$$\psi = 0 \Rightarrow \text{keine Dilatanz}; \quad N_\psi = 1 \quad (8.12)$$

$$\psi \rightarrow 90^\circ \Rightarrow \text{extrem große Dilatanz}; \quad N_\psi \rightarrow \infty$$

Die plastischen Verzerrungen werden mit dem Ansatz nach Gl. (8.13) berechnet:

$$d\varepsilon_{ij}^P = d\lambda \cdot \frac{\langle F^P \rangle}{|F^P|} \cdot \frac{\partial Q^P}{\partial \sigma_{ij}} \quad \langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases} \quad \text{und} \quad |x| = \begin{cases} -x & x < 0 \\ x & x \geq 0 \end{cases} \quad (8.13)$$

mit $d\varepsilon_{ij}^P$ - Tensor der inkrementellen plastischen Verzerrungen in einem Rechenschritt in -
 $d\lambda$ - abzuleitender Vorfaktor in -

8.3.2.2 Elastoplastisches Stoffmodell mit Berücksichtigung der Restfestigkeit bzw. dem Nachbruchverhalten von Tonstein

In der pseudo-plastischen Zone entfestigt sich das Gebirge. Infolgedessen nimmt die Bruchfestigkeit bis auf die Restfestigkeit ab. Die Abnahme der Festigkeit ist eine Funktion der eingetretenen plastischen Deformation und erfolgt im Grenzfall momentan. Weil das eingesetzte FEM-Programm *Mises3* diese deformationsbezogene Abhängigkeit nicht berücksichtigt, kann nur der Fall der momentanen Entfestigung bei den numerischen Berechnungen angewendet werden.

Das Nachbruchverhalten kann in diesem Fall mit der Restfestigkeit (Restscherparameter c_r und ϕ_r) sowie mit dem Restdilatanzwinkel ψ_r beschrieben werden:



$$F^{pr} = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot N_{\phi_r} - 2c_r \cdot \sqrt{N_{\phi_r}} \quad (8.14)$$

$$N_{\phi_r} = \frac{1 + \sin \phi_r}{1 - \sin \phi_r} \quad (8.15)$$

$$Q^{pr} = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot \frac{1 + \sin \psi_r}{1 - \sin \psi_r} = \sigma_1 - \sigma_3 \cdot N_{\psi_r} \quad (8.16)$$

$$N_{\psi_r} = \frac{1 + \sin \psi_r}{1 - \sin \psi_r} \quad (8.17)$$

8.3.2.3 Berechnungen und Parametervariationen

Die für Tongestein angesetzten Materialkennwerte bezüglich der Bruch- und Restfestigkeit sowie der Dilatanzfestigkeit resultieren aus der Literatur (diverse Standorte bzw. Formationen), zitiert in *Teil A, Lux et al. (2002)* und aus eigenen Untersuchungen, Abschnitt 4.5 (Tongestein Mont Terri).

Bezüglich der Dilatanz (Gefügauflockerungsintensität) sind entsprechend Bild 4.17a und Tabelle 4.3 nach Überschreitung der Dilatanzfestigkeit der Vorbruch- und der Nachbruchbereich zu unterscheiden. Der Dilatanzwinkel für den Beanspruchungsbereich zwischen Dilatanzfestigkeit und Bruchfestigkeit ergibt sich danach in einem Bereich von $6^\circ < \psi < 1^\circ$, während für den Nachbruchbereich erheblich größere Dilatanzwinkel im Bereich $25^\circ < \psi_R < 5^\circ$ erhalten werden. Im Programm *Mises3* kann allerdings nicht zwischen diesen Dilatanzwinkeln des Vor- und Nachbruchbereichs unterschieden werden. Daher wird eine Parametervariation durchgeführt, die insgesamt den Messwertbereich umfasst.

Die Parametervariation besteht aus drei Berechnungen mit jeweils gleicher Bruch- und Restscherfestigkeit, aber Variation des Dilatanzwinkels ψ entsprechend Tab. 8.4. In der ersten Berechnung wird mit $\psi_1 = 25,0^\circ$ ein assoziiertes Fließmodell verwendet, während durch Variation des Dilatanzwinkels ψ mit $\psi_2 = 12,5^\circ$ und $\psi_3 = 5,0^\circ$ für die weiteren Betrachtungen ein nicht-assoziertes Fließmodell angenommen wird. Ziel dieser Variation ist es, den Einfluss des Dilatanzwinkels ψ auf die Dilatanz ε_{vol} in der pseudoplastischen Zone zu ermitteln. Es ist darauf hinzuweisen, dass der Parameter ψ_R in *Mises3* nicht angesetzt werden kann, so dass hier eine Differenzierung mit Ansatz der Dilatanzwinkel des Vorbruchbereichs ψ und des



Nachbruchbereichs ψ_R entsprechend den laborativen Befunden nach Bild 4.17b nicht möglich ist.

Variation 1 <i>mit dem assoziierten Fließmodell</i>			Variation 2 <i>mit dem nicht-assozierten Fließmodell</i>		
c	5	MPa	c	5	MPa
ϕ	25	°	ϕ	25	°
ψ	25	°	ψ	12,5	°
c_R	1,5	MPa	c_R	1,5	MPa
ϕ_R	25	°	ϕ_R	25	°
ψ_R	25	°	ψ_R	12,5	°
Variation 3 <i>mit dem nicht assoziierten Fließmodell</i>			Parameter für das linearelastische Stoffmodell		
c	5	MPa			
ϕ	25	°			
ψ	5	°	E	5000	MPa
c_R	1,5	MPa	μ	0,27	MPa
ϕ_R	25	°			
ψ_R	5	°			

Tab. 8.4: Parameter für die elastoplastische Berechnung nach Mohr-Coulomb

8.3.3 Stoffmodell *Hou/Lux-T* - Kriech- und Schädigungsmodell für Tongesteine

8.3.3.1 Stoffmodellformulierung

Mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* (eine Modifikation des Stoffmodells *Hou/Lux* für Tongesteine) kann das elastisch-viskosplastische Materialverhalten unter Einbeziehung von Schädigung und einer wassergehaltsabhängigen Festigkeit (Bruch- und Gefügefestigkeit) beschrieben werden. Es besteht hauptsächlich aus zwei Teilmodellen:

- (a) Teilmodell *Hou/Lux-ODS* (ohne direkte Schädigung): Dieses Teilmodell beschreibt eine volumentreue Kriechdeformation des Materials mit indirekter Schädigung bei

Überschreitung der Schädigungsgrenze. Es baut auf dem Kriechmodell *Lubby2* nach *Lux (1984)* mit Dehnungsverfestigung auf.

- (b) Teilmodell *Hou/Lux-MDS-T* (mit direkter Schädigung): Dieses Teilmodell beschreibt ein mit zusätzlicher Schädigung verbundenes Entfestigungs- und Deformationsverhalten. Die Gefügeschädigung führt auch zu dilatantem Materialverhalten. Durch einen zusätzlichen Term zur Berücksichtigung der schädigungsbedingten Deformation wird die Kriechrate nach dem Stoffmodell *Hou/Lux(ODS)* verstärkt.

Die totale Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}$ ergibt sich nach dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* aus additiver Überlagerung elastischer ($\dot{\varepsilon}_{ij}^e$), viskoplastisch-volumentreuer ($\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$) sowie schädigungsinduziert-dilatanter ($\dot{\varepsilon}_{ij}^d$) Deformationsanteile, *Hou (1997, 2000)*:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{ie} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} + \dot{\varepsilon}_{ij}^d \quad (8.18)$$

Die additive Verknüpfung der einzelnen Verzerrungsratenanteile ermöglicht eine entsprechende labortechnische Identifizierung der einzelnen Anteile.

Die viskoplastische Verzerrungsrate ($\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$) ergibt sich beim Stoffmodell *Hou/Lux* aus dem Ansatz Gl. (8.19) - Stoffmodellteil *Hou/Lux-ODS*, *Hou (1997, 2000)* sowie *Hou & Lux (1998, 2002)*:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \frac{3}{2} \cdot \left[\frac{1}{\eta_k} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon^{tr}}{\max \varepsilon^{tr}} \right) + \frac{1}{\eta_m} \right] \cdot \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (8.19)$$

$$\eta_k = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp \left(k_2 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \right) \quad (8.20)$$

$$\eta_m = \bar{\eta}_m^* \cdot \exp \left(m \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \right) \cdot \exp(l \cdot T) \quad (8.21)$$

$$\max \varepsilon^{tr} = \frac{1}{G_k} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (8.22)$$

$$G_k = \begin{cases} \bar{G}_k^* \cdot \exp \left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \right) \cdot \exp(l_1 \cdot T) & (\varepsilon^{tr} < \max \varepsilon^{tr}, \text{Verfestigung}) \\ \bar{G}_{kE}^* \cdot \exp \left(k_{1E} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \right) \cdot \exp(l_{1E} \cdot T) & (\varepsilon^{tr} > \max \varepsilon^{tr}, \text{Erholung}) \end{cases} \quad (8.23)$$



$$\bar{G}_{\text{KE}}^* \cdot \exp\left(k_{1\text{E}} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_{1\text{E}} \cdot T) \leq \bar{G}_{\text{k}}^* \cdot \exp\left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l_1 \cdot T) \quad (8.24)$$

- mit $\bar{G}_{\text{k}}^*, k_1, l_1$ - Materialparameter für Verfestigung in MPa, MPa⁻¹ und K⁻¹
 $\bar{G}_{\text{KE}}^*, k_{1\text{E}}, l_{1\text{E}}$ - Materialparameter für Erholung in MPa, MPa⁻¹ und K⁻¹
 $\bar{\eta}_{\text{k}}^*, k_2$ - Materialparameter in MPa·d und MPa⁻¹
 m, l - Materialparameter in MPa⁻¹ und K⁻¹
 D - Schädigung (Schädigungsintensität, Damage)

Die Verzerrungsraten ($\dot{\varepsilon}_{ij}^d$) in Folge der Schädigung werden beim Stoffmodell *Hou/Lux-MDS-T* mit dem Ansatz Gl.(8.25) berechnet. Dieser Ansatz enthält eine nichtassoziierte Fließregel, um so die rechnerisch erhaltenen Volumenänderungen den Laborbefunden anpassen zu können, *Hou (1997, 2002)*:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^d = \dot{\varepsilon}_{ij}^{\text{ds}} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{\text{dz}} = a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{\text{ds}}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{\text{ds}}}{\partial \sigma_{ij}} + a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{\text{dz}}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{\text{dz}}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (8.25)$$

mit $\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & x \leq 0 \\ x & x > 0 \end{cases}$

$F^{\text{ds}}, F^{\text{dz}}$ - Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/ Schub- und Zugspannungen in MPa

$Q^{\text{ds}}, Q^{\text{dz}}$ - Potentialfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/ Schub- und Zugspannungen in MPa

$\dot{\varepsilon}_{ij}^{\text{ds}}, \dot{\varepsilon}_{ij}^{\text{dz}}$ - durch Schädigung infolge von Druck-/ Schub- und Zugspannungen induzierter viskoplastischer Verzerrungsratentensor in 1/d

ε_{Vol} - Volumenverzerrung in -

F^* - Normierungsspannung in $F^* = 1$ MPa

a_1-a_3 - Materialparameter für den Schädigungsprozess in -, -, 1/d

D - Schädigung (Schädigungsintensität, Damage)



Die Abhängigkeit der Festigkeit vom Wassergehalt kann durch die Einführung einer Vorfaktorfunktion f_w in das Festigkeitsmodell nach *Hou* mit den Gln. (8.26) bis (8.32) beschrieben werden:

$$\beta^{TC} = \beta^{TC}(\sigma_3, w) = f_w \cdot \beta^{TC}(\sigma_3, w) = f_w \cdot [a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3)] \quad (8.26)$$

$$f_w = f_w(w) = \exp \left[a_w \cdot \left(\frac{w_0}{w} - 1 \right) \right] \quad (8.27)$$

$$\beta^{TC}(\sigma_3, w_0) = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3) \quad (8.28)$$

$$\beta(\sigma_3, \theta, w_0) = \beta^{TC}(\sigma_3, w_0) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (8.29)$$

$$k_\beta(\sigma_3, \theta) = \left[\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (8.30)$$

$$\beta_D(\sigma_3, \theta, w) = f_w \cdot \beta_D(\sigma_3, \theta, w_0) = f_w \cdot \eta_D(\sigma_3) \cdot \beta(\sigma_3, \theta, w_{g0}) \quad (8.31)$$

$$\eta_D(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3) \quad (8.32)$$

mit f_w - Vorfaktor für die Abhängigkeit der Festigkeit vom Wassergehalt in -

w_0 - primärer Wassergehalt bei Festigkeitsversuchen, bezogen auf das Gewicht in %

w - aktueller Wassergehalt bezogen auf das Gewicht in %

$\beta(\sigma_3, \theta, w_0)$ - Festigkeitsfunktion mit dem primären Wassergehalt in MPa

$\beta(\sigma_3, \theta, w)$ - Festigkeitsfunktion mit dem aktuellen Wassergehalt in MPa

$\beta_D(\sigma_3, \theta, w)$ - Schädigungsgrenze mit dem aktuellen Wassergehalt in MPa

$\eta_D(\sigma_3)$ - Funktion zur Beschreibung der Bedingung für den Beginn der Gefügeschädigung in Form des Ausnutzungsgrades in -

$k_\beta(\sigma_3, \theta)$ - Korrekturfunktion zur Beschreibung der Einflüsse der Spannungsgeometrie auf die Festigkeit in -

σ_3 - minimale Hauptspannung in MPa

θ - Lode-Winkel in °

$a_w, a_4 \sim a_{14}$ - Stoffparameter



Die im Schädigungs-Stoffmodell *Hou/Lux-MDS* Gl. (8.25) verwendeten Fließ- und Potentialfunktionen F^{ds} und F^{dz} werden durch die Ansätze in den Gln. (8.33a) bis (8.35) definiert, *Hou (1997)*. Mit den Potentialfunktionen Q^{ds} nach Gl. (8.34) und Q^{dz} nach Gl. (8.35) werden die entsprechenden Fließrichtungen bestimmt. Nach *Hou (1997, 2000, 2002)* und *Hou & Lux (2000, 2002)* folgt im Einzelnen:

$$F^{ds} = \sigma_v - \beta_D(\sigma_3, \theta, w) \quad (8.33a)$$

$$F^{dz} = 6\langle -\sigma_3 \rangle \quad (8.33b)$$

$$Q^{ds} = \sigma_v - a_0 \cdot \beta(\sigma_3, \theta) = \sigma_v - a_0 \cdot \beta^{TC}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (8.34)$$

$$Q^{dz} = 6\langle -\sigma_3 \rangle \quad (8.35)$$

mit σ_v - Vergleichsspannung in MPa

σ_3 - Minimalspannung in MPa

a_0 - Materialparameter in -

Die Schädigungsentwicklung wird mit der Potenzfunktion Gl. (8.36) beschrieben:

$$\dot{D} = a_{15} \frac{\left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}}}{(1-D)^{a_{17}}} \quad (8.36)$$

mit a_{15} - a_{17} - Materialparameter

F^{ds}, F^{dz} - Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/ Schub- und Zugspannungen in MPa

F^* - Normierungsspannung in $F^* = 1$ MPa

D - Schädigung (Schädigungsintensität, Damage)

Auf eine detailliertere Darstellung des Stoffmodells *Hou/Lux-T* wird an dieser Stelle verzichtet. Dazu wird auf die Literatur verwiesen, *Hou (2002)*.



8.3.3.2 Stoffmodellparameter

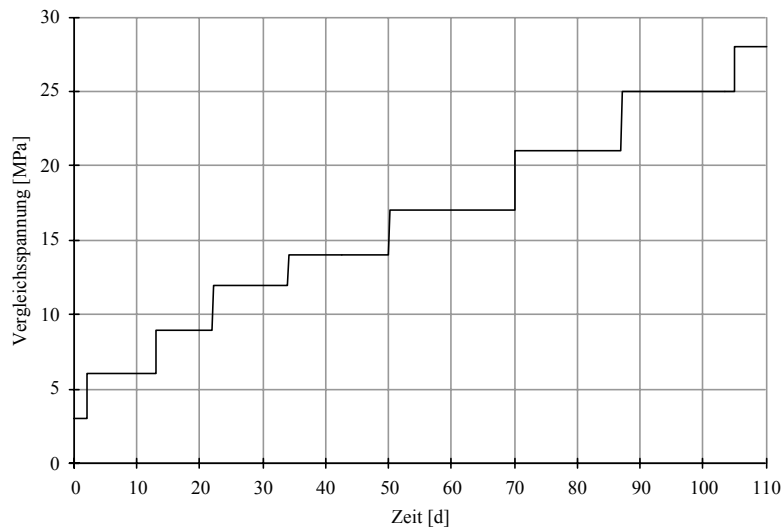
Die für die Berechnungen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux – T* angesetzten Parameter sind in Tab 8.5 zusammengestellt. Sie repräsentieren ein Materialverhalten, das aus der verfügbaren Literatur für das Tongestein Argilite de l'Est/ Bure abgeleitet worden ist, *Hou (2002)*.

<i>Hou/Lux-ODS</i> <i>(Tonstein aus Bure)</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i> <i>(Tonstein aus Bure)</i>		
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$3,25 \cdot 10^7$	a_0	-	0,1
k_2	MPa ⁻¹	-0,104	a_1	-	6,0
\bar{G}_k^*	MPa·d	$1,15 \cdot 10^4$	a_2	-	10,0
k_1	MPa ⁻¹	-0,005	a_3	d ⁻¹	$2,0 \cdot 10^{-10}$
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$9,0 \cdot 10^8$	a_4	-	0,45
m	MPa ⁻¹	-0,001	a_5	MPa ⁻¹	0,0003
l	K ⁻¹	0	a_6	MPa	75,0
T	K	298	a_7	MPa	56,0
			a_8	MPa ⁻¹	0,025
			a_9	-	1,75
			a_{10}	MPa ⁻¹	0,0001
			a_{15}	d ⁻¹	$1,0 \cdot 10^{-14}$
			a_{16}	-	12,5
			a_{17}	-	5,0
<i>Elastische Parameter</i>			W_{g0}	%	5,0 – 8,0
E	MPa	5000	a_W	-	3,0
μ	-	0,27	b_W	-	3,0

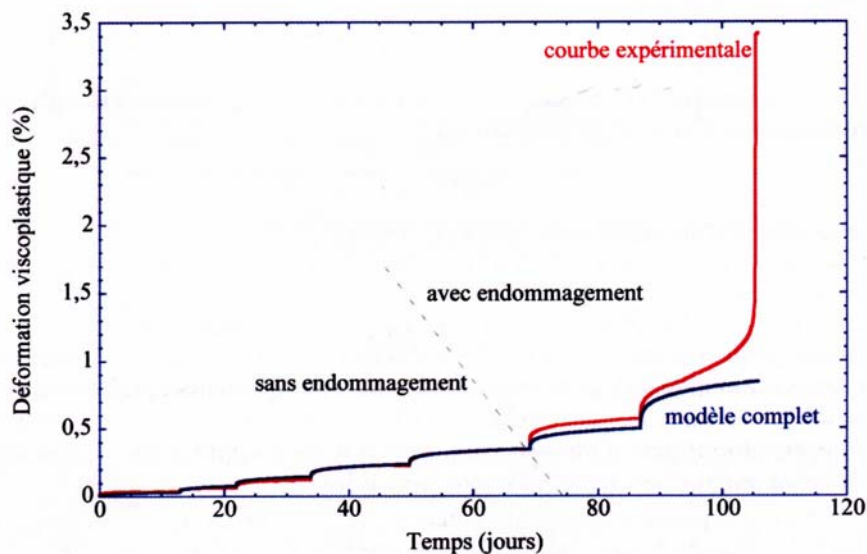
Tab 8.5 Zusammenstellung der Parameter für das Stoffmodell *Hou/Lux-T* für Tonstein aus Bure

Bild 8.2b zeigt gemessene Kriechdeformationen bei einem Manteldruck von $\sigma_3 = 10$ MPa und Raumtemperatur sowie bei einer stufenweisen Belastungserhöhung bis zum Kriechbruch nach *Ghoreychi (1997)*. Die entsprechende Belastungsgeschichte ist aus Bild 8.2a zu entnehmen. Mit den Parametern aus Tab 8.5 ist es gelungen, die Versuchskurve bis zum Kriechbruch mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* nachzufahren, Bild 8.2c. Daraus ist zu sehen, dass die Vertikalverzerrung bis zum tertiären Kriechen mit ver-

schiedenen Stoffmodellen zufriedenstellend nachgebildet werden kann, dass das in Bild 8.2(b) zu beobachtende tertiäre Kriechen bzw. der Kriechbruch aber im Rahmen dieses Vergleiches nur mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* beschrieben werden kann.



(a)

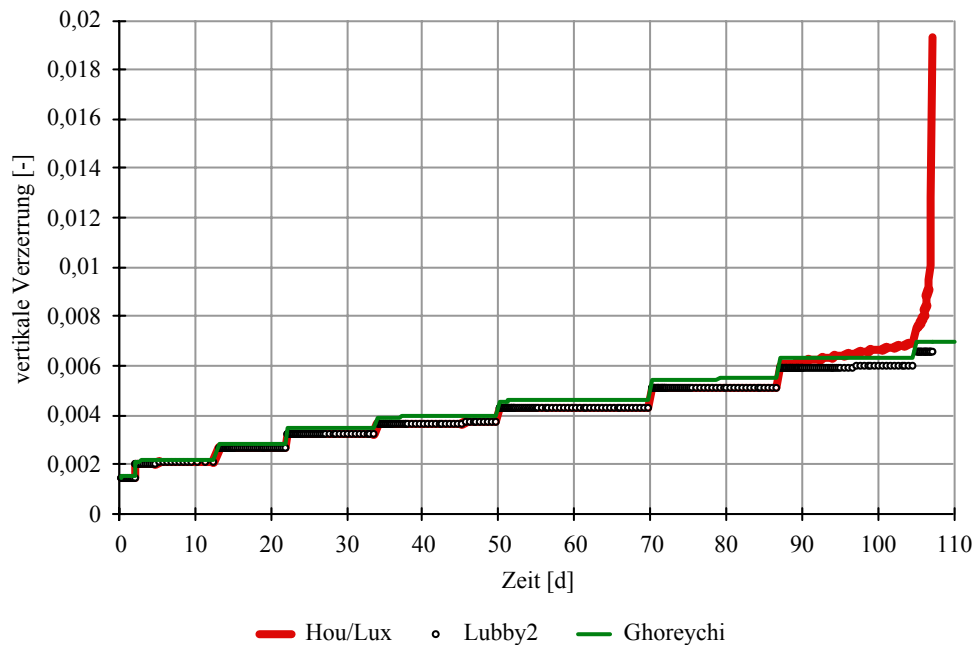


(b)

Bild 8.2 Kriechverhalten von Tonstein aus der Lokation Bure nach Ghoreychi (1997) mit

(a) Belastungsgeschichte

(b) gemessene Vertikalverzerrung nach Ghoreychi (1997)



(c)

Bild 8.2 Nachrechnung eines Kriechversuchs mit Tonstein bei Beanspruchung bis zum Kriechbruch aus Ghoreychi (1997)

(c) mit unterschiedlichen Stoffmodellen berechnete Vertikalverzerrung



8.3.3.3 Berechnungsablauf

Für die Langzeitanalyse der im Vorhaben vorgestellten Strecke werden Berechnungen für einen Zeitraum von $t = 50a$ durchgeführt. Durch den Ausbruch ($t = 0a$) finden Spannungsumlagerungen insbesondere im konturnahen Bereich statt. Dadurch werden Kriechprozesse aktiviert, die sich im Laufe der Zeit entwickeln.

Folgende Zeitpunkte werden zur Auswertung der Berechnungsergebnisse im Hinblick auf die Analyse des Langzeittragverhaltens ausgewählt:

Betrachtungszeitpunkt (Tage/Jahre)	Lastfallnummer
30 d	4
182,5 d, entsprechend 0,5 Jahre	5
365 d, entsprechend 1 Jahr	6
730 d, entsprechend 2 Jahre	7
1825 d, entsprechend 5 Jahre	8
5475 d, entsprechend 15 Jahre	11
12775 d, entsprechend 35 Jahre	14
18250 d, entsprechend 50 Jahre	17
elastischer Vergleichslastfall	1/ 18

Tab. 8.6: Zeitpunkte zur Auswertung und zugehörige Lastfallnummern

Für die Berechnung von Tongesteinen mit und ohne Temperatureinfluss wird die selbe Lastfalltabelle (Tab. 8.6) zugrunde gelegt. Entsprechend der in Bild 8.3 gezeigten Temperaturkurve wird das Temperaturfeld für 5 Jahre (Lastfall 8), 15 Jahre (Lastfall 11), 35 Jahre (Lastfall 14) und 50 Jahre (Lastfall 17) ermittelt und daraus die thermisch induzierten Spannungen berechnet. Dieses Vorgehen wurde bereits in *Lux et al. (2002)* vorgestellt und ist dort hinreichend beschrieben.



8.3.4 Stoffmodell *Hou/Lux*- Kriech- und Schädigungsmodell für duktile Salzgesteine

8.3.4.1 Stoffmodellformulierung

Die Stoffmodelle *Hou/Lux* und *Hou/Lux-T* beruhen auf dem gleichen Grundansatz (KM, CDM). Gründe für den gleichartigen Grundansatz beider Stoffmodelle sind zunächst generell gleichartige Materialeigenschaften bei Salz- und Tongesteinen wie z.B. ein kluftgefügefreies Gebirge (Gebirgseigenschaften = Gesteinseigenschaften) und elastoplastisch- viskose Deformationen.

Allerdings ist das Materialverhalten von Tongestein noch durch weitere Mechanismen geprägt, die auf die Wirkung des Porenwassers zurückzuführen und zusätzlich zu berücksichtigen sind (wassergehaltsabhängige Festigkeit und Deformation, Quellen, Schwinden).

Das für die Beschreibung des Materialverhaltens von Tongesteinen herangezogene und in Abschnitt 8.3.3 näher beschriebene Stoffmodell *Hou/Lux-T* ist daher aus dem für Salzgesteine erarbeiteten Stoffmodell *Hou/Lux* heraus entwickelt worden. Dabei ist im jetzigen Entwicklungsstand die bei Tongesteinen relevante Abhängigkeit der Festigkeit vom Wassergehalt zusätzlich berücksichtigt worden. Insofern ist das Stoffmodell *Hou/Lux* für Salzgesteine indirekt bereits zusammen in Abschnitt 8.3.3 mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* vorgestellt worden. Die Übertragung auf Salzgesteine erfordert demnach lediglich die Eliminierung der nur für Tongestein relevanten wassergehaltsbezogenen Terme.

Auf eine erneute Angabe der konstitutiven Gleichungen wird daher unter Verweis auf Abschnitt 8.3.3 verzichtet. Berechnungen zur Validierung dieses Stoffmodells sind *Hou (1997)* zu entnehmen.

8.3.4.2 Stoffmodellparameter

Die für die Berechnung des Grubenbaus im Steinsalzgebirge erforderlichen Parameter sind in Tabelle 8.7 zusammengestellt. Da der Einfluss der Temperaturerhöhung auf die Kriecheigenschaften berücksichtigt wird, ist zusätzlich der Parameter *l* zahlenmäßig zu belegen (in Erweiterung zum Parametersatz für die Berechnung mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T*).



<i>Hou/Lux-ODS Salzgesteine</i>			<i>Hou/Lux-MDS Salzgesteine</i>		
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_0	-	0,02857
k_2	MPa ⁻¹	-0,168	a_1	-	6,0
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_2	-	4
k_1	MPa ⁻¹	-0,191	a_3	d ⁻¹	$2,0 \cdot 10^{-10}$
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$4,16 \cdot 10^{14}$	a_4	-	0,8
m	MPa ⁻¹	-0,247	a_5	MPa ⁻¹	0,055
l	K ⁻¹	-0,0497	a_6	MPa	60,0
T	K	308	a_7	MPa	34,0
			a_8	MPa ⁻¹	0,25
			a_9	-	1
			a_{10}	MPa ⁻¹	0,25
			a_{15}	d ⁻¹	$1,67 \cdot 10^{-8}$
			a_{16}	-	5
			a_{17}	-	5,5
<i>Elastische Parameter</i>			a_{18}	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$
E	MPa	25000	a_{19}	MPa ⁻¹	-0,191
μ	-	0,25	γ	MPa/m	0,0234

Tab. 8.7: Stoffmodellparameter für das Stoffmodell Hou/Lux für Salzgesteine, Teufe $z = 900m$

8.3.4.3 Berechnungsablauf

Entsprechend der Aufgabenstellung erfolgt eine Darstellung der Ergebnisse zu den Zeitpunkten $t = 30$ Tage, 0,5 Jahre, 1 Jahr, 2, 5, 15, 35 und 50 Jahre. Zur Abgrenzung der Auswirkung einzelner Phänomene wie z.B. Kriechen oder Schädigung und den daraus resultierenden Spannungsumlagerungen werden die Zustandsgrößen für ausgewählte Gebirgsbereiche (Kontur Firste, Stoß, Sohle) zeitabhängig aufgetragen. Die Referenzteufe für die Auswertung beträgt $z = 900m$. Das verwendete Stoffmodell *Hou/Lux* berücksichtigt sowohl das Kriechen wie auch die Gefügeschädigung, die zur Dilatanz und damit zur Ausbildung einer Sekundärporosität führt. Mit Hilfe des Porositäts-/ Permeabilitäts-Modells (PoroPerm-Modell) nach

Stormont (1992) ist weiterführend auch eine Abschätzung der Sekundär-Permeabilität in der Konturzone möglich.

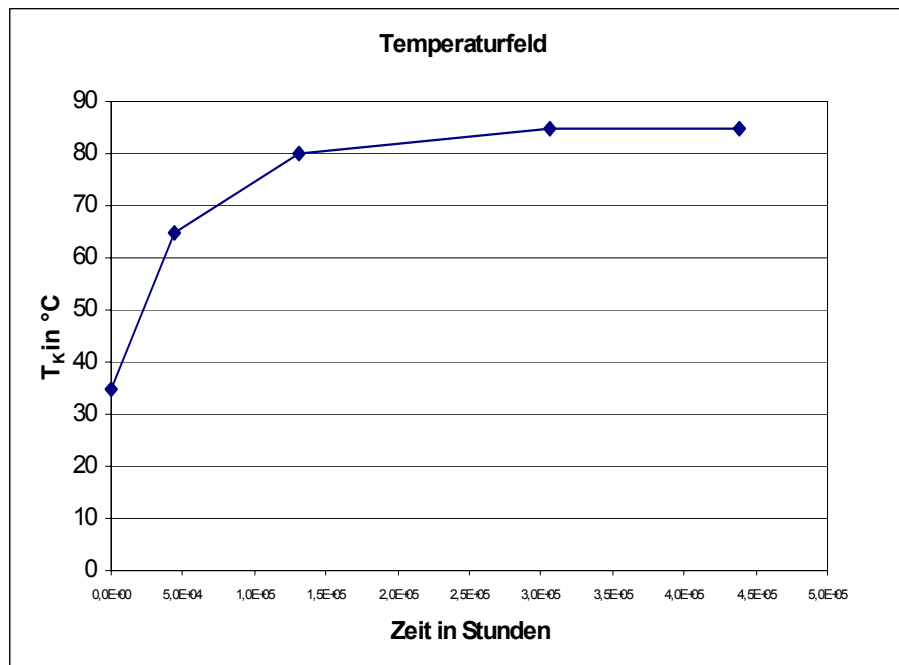


Bild 8.3: Temperaturkurve T_K für Streckenkontur, $z = 900m$

Gemäß der Aufgabenstellung werden die Lastfälle *Ausbruch* und *Ausbruch und Temperatur* berechnet. Im Lastfall *Ausbruch* wird die Strecke entsprechend dem vorgegebenen Streckenprofil ausgebrochen und in ihrem Tragverhalten über eine Zeitdauer von 50

Jahren betrachtet. Dabei werden die Mechanismen Kriechen und Schädigung berücksichtigt. Im Lastfall *Ausbruch und Temperatur* wird zusätzlich die Erwärmung des Gebirges durch die Einlagerung wärmeentwickelnder Abfälle berücksichtigt und das Tragverhalten im Hinblick auf die Induzierung thermisch bedingter Spannungen und die temperaturbedingte Erhöhung der Kriechrate analysiert. Entsprechend der in Bild 8.3 dargestellten Temperaturkurve (Streckenkontur) aus *Lux et al. (2002)* wird die abfallbedingte Temperaturerhöhung im Gebirge in Form zeitstufenbezogen stationärer Temperaturfelder abstrahiert. Diese Temperaturfelder beeinflussen einerseits die Kriechparameter des jeweiligen Berechnungszeitabschnitts, führen andererseits aber auch durch die stufenweisen Temperaturerhöhungen von einem zum anderen Berechnungszeitraum zu thermisch induzierten Zusatzspannungen.

(a) Lastfall *Ausbruch*

Für den Lastfall *Ausbruch* wird im Detail folgender Berechnungsablauf gewählt:



- *Lastfall 1*: Berechnung des Primärspannungszustandes und der Ausbruchkräfte, an der Kontur sowie Berechnung der Zustandsgrößen mit dem Stoffmodell *Hooke* (linear-elastisch)
- Übernahme der Daten aus *Lastfall 1* in die viskose Berechnung
- *Lastfall 2*: Berechnung der Zustandsgrößen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* und Speicherung der Ergebnisdaten verschiedener Zwischenlastfälle zu ausgewählten Zeitpunkten für die Auswertung und Darstellung der Ergebnisse.

Die Auswertung der Berechnung für den Berechnungslauf *Ausbruch* erfolgt zu vorgegebenen Betrachtungszeitpunkten, die entsprechend der nachstehenden Lastfalltabelle 8.8 einer Lastfallnummer zugeordnet werden.

<i>Betrachtungszeitpunkt (Tage/Jahre)</i>	<i>Lastfallnummer</i>
30 d	4
182,5 d, entsprechend 0,5 Jahre	5
365 d, entsprechend 1 Jahr	6
730 d, entsprechend 2 Jahre	7
1825 d, entsprechend 5 Jahre	8
5475 d, entsprechend 15 Jahre	11
12775 d, entsprechend 35 Jahre	14
18250 d, entsprechend 50 Jahre	17
elastischer Vergleichslastfall	1/ 18

Tab. 8.8: Zuordnung Betrachtungszeitpunkt-Lastfallnummer für den Berechnungslauf Ausbruch

(b) Lastfall Ausbruch und Temperatur

Um die Einflüsse aus der Temperaturerhöhung des Gebirges auch in ihrer Wirkung auf die Kriecheigenschaften des Gebirges und damit in den Kriechparametern zu berücksichtigen, ist es erforderlich, für den in Bild 8.3 gezeigten und für die Streckenkontur als konstant angesetzten Temperaturverlauf zu vorgegebenen Zeitpunkten ($t = 0,5a$, $t = 1a$, $t = 2a$, $t = 5a$, $t = 15a$, $t = 35a$ und $t = 50a$) die entsprechenden stationären Temperaturfelder zu berechnen und in die viskose Berechnung zu übernehmen. Gleichzeitig bedingt die Änderung (Erhöhung) der

Temperatur bei in ihrer Ausdehnung behinderten Tragwerken die Ausbildung sogenannter thermisch induzierter Spannungen und zwar zusätzlich zu dem bereits berechneten Sekundärspannungszustand aufgrund des Hohlraumausbruchs. Aus diesen Gründen ist der Berechnungsablauf für den Lastfall *Ausbruch und Temperatur* erheblich umfangreicher und nachstehend nur exemplarisch dargestellt:

- *Lastfall 1*: Berechnung des Primärspannungszustandes und der Ausbruchskräfte an der Kontur sowie Berechnung der Zustandsgrößen mit dem Stoffmodell *Hooke* (linear-elastisch)
- Berechnung des stationären Temperaturfeldes $T_K = 314\text{K}$ für den Berechnungsabschnitt Jahr 0- 1 (vgl. Bild 8.3, $\Delta T = 6^\circ\text{K/a}$)
- *Lastfall 2*: Übernahme des stationären Temperaturfeldes entsprechend $\Delta T_K = 6\text{ K/a}$ für das Jahr 0- 1 und elastische Berechnung der Zustandsgrößen sowie Überlagerung mit den Ergebnissen aus *Lastfall 1*;
- Übernahme des *Lastfalls 2* (Spannungen und Verformungen) in die als *Lastfall 3* deklarierte viskose Berechnung, ebenso Übernahme des stationären Temperaturfeldes $T_K = 314\text{K}$ für den Berechnungsabschnitt des ersten Jahres (Kriechcharakteristik). Die Ergebnisse werden als *Lastfall 4* (Betrachtungszeitpunkt $t = 30\text{d}$), *Lastfall 5* (Betrachtungszeitpunkt $t = 0,5\text{a}$) und *Lastfall 6* (Betrachtungszeitpunkt $t = 1\text{a}$) abgespeichert.
- Berechnung des Temperaturfeldes für den Zeitraum von $\Delta t = 1\text{a}$ im Berechnungsabschnitt Jahr 1- 2 (Temperaturerhöhung $\Delta T_K = 6\text{ K/a}$, vgl. Bild 8.3).
- *Lastfall 7*: Übernahme des stationären Temperaturfeldes ($\Delta T_K = 6\text{ K}$ an der Kontur), Berechnung der thermisch induzierten Zustandsgrößen und Übernahme der Zustandsgrößen aus der viskosen Berechnung (*Lastfall 6*).
- Überlagerung der Temperaturfelder zu den aktuellen Gesamttemperaturen. (Um den Einfluss der Temperaturerhöhung auf das Kriechen vollständig zu erfassen, ist es notwendig, die im Tragsystem vorliegende Gesamttemperaturverteilung zu ermitteln. Im Gegensatz zu den thermisch induzierten Spannungen ist hierbei nicht die Differenz des Temperaturfeldes von Berechnungsabschnitt zu Berechnungsabschnitt entscheidend, sondern die Gesamttemperatur mit ihrer Verteilung im Tragsystem. Da programmintern bereits berechnete Temperaturfelder bei jeder erneuten Berechnung eines anderen Temperaturfeldes wieder überschrieben werden, ist für die reale (auf den Berechnungszeitraum von 2 Jahren bezogene) Temperaturverteilung im Tragsystem zur Übernahme in die Kriechparameter



(Berechnung von Jahr 1-2 bei je $\Delta T_K = 6 \text{ K/a}$ entsprechend $\Delta T_K = 12 \text{ K}$, also $T_K = 320 \text{ K}$) eine erneute Berechnung des stationären Temperaturfeldes erforderlich).

- *Lastfall 8*: Übernahme der Zustandsgrößen des *Lastfalls 7* und viskose Berechnung bei Ansatz des aktuellen Temperaturfeldes; Abspeicherung der Ergebnisse als *Lastfall 9* (Betrachtungszeitpunkt $t = 2a$).
- Entsprechende Fortführung des Berechnungsverfahrens entsprechend der in der Temperaturtabelle Bild 8.3 angegebenen Kurve bis zum Ende der Berechnungszeit nach $t = 50a$.

Gleichzeitig muss die Lastfalltabelle entsprechend dem Berechnungsablauf modifiziert werden, weil durch die mehrfache Berechnung des stationären Temperaturfeldes gegenüber dem Lastfall *Ausbruch* eine andere Nummerierung erforderlich wird. Aus Tab. 8.9 ist die Zuordnung Betrachtungszeitpunkt- Lastfallnummer zu entnehmen:

<i>Betrachtungszeitpunkt (Tage/ Jahre)</i>	<i>Lastfallnummer</i>
30 d	4
182,5 d, entsprechend 0,5 Jahre	5
365 d, entsprechend 1 Jahr	6
730 d, entsprechend 2 Jahre	9
1825 d, entsprechend 5 Jahre	12
5475 d, entsprechend 15 Jahre	15
12775 d, entsprechend 35 Jahre	18
18250 d, entsprechend 50 Jahre	21
elastischer Vergleichslastfall	22

Tab.8.9: Zuordnung Betrachtungszeitpunkt-Lastfallnummer für den Lastfall Ausbruch und Temperatur

8.4 Numerische Stabilität – Maßnahmen und Konsequenzen

Bei der Berechnung der schadigungsbezogenen Zustandsgrößen Schädigung (Damage) D und Dilatanz ε_{vol} ist Folgendes zu beachten:



- (1) Die Schädigungsintensität wird durch den Schädigungsparameter D charakterisiert in den Grenzen (*keine Schädigung*) $0,0 \leq D \leq 1,0$ (*vollständige Schädigung*).
- (2) Vergleichsberechnungen zu Kriechbruchversuchen zeigen, dass bruchhaftes Versagen bei rechnerischen Schädigungsintensitäten in der Größenordnung $D = D_f \cong 0,4 - 0,5$ zu erwarten ist ($\rightarrow D_f < 1,0$).
- (3) Erfahrungen mit numerischen Berechnungen zeigen, dass abhängig von der Beanspruchungsintensität und der Kriechfähigkeit numerisch stabile Berechnungen nur bis zu Schädigungs-Zahlenwerten in der Größenordnung von $D = 0,25 - 0,40$ durchgeführt werden können. Daher wird für die numerischen Berechnungen folgender Weg gewählt:
 - Die Schädigung wird entsprechend der kinetischen Gleichung Gl. (8.36) berechnet und als Zustandsgröße dargestellt im Größenbereich $0,0 \leq D \leq 1,0$.
 - Programmintern wird die Schädigung je nach Tragwerkssituation auf Zahlenwerte von $\text{calD} = 0,15 - 0,40$ begrenzt.
- (4) Die aus Gründen der numerischen Stabilität notwendige Begrenzung der Schädigung im Rahmen der Zustandsgrößenberechnung hat zur Folge, dass die Zustandsgrößen im geschädigten Gebirgsbereich bei Erreichen des vorgegebenen Grenzwertes für calD nicht mit der tatsächlich vorliegenden Schädigungsintensität aus der kinetischen Gleichung berechnet werden, sondern mit einem Zahlenwert von calD . Daraus folgt, dass die berechnete Schädigung und die davon betroffenen Zustandsgrößen wie die Dilatanz oder auch die schädigungsinduzierten Spannungen und Deformationen zu klein berechnet werden im Vergleich zu dem Ansatz der nicht artifiziell begrenzten Schädigung.
- (5) Die schädigungsbehafteten Zustandsgrößen stellen aufgrund der Begrenzung des Schädigungsparameters auf maximal calD eine Untergrenzenabschätzung für die wahre Lösung dar – allerdings nur für den Fall, dass die kinetische Gleichung auf Schädigungen $\text{vorhD} > \text{calD}$ führt.



Dargestellt werden im Rahmen der Ergebnisauswertung

- der Schädigungsverlauf mit der artifiziell begrenzten Schädigung im Fall $\text{vorhD} > \text{calD}$ und
 - die aus der kinetischen Gleichung aktuell berechnete Schädigung vorhD .
- (6) Bei einer Identifizierung z.B. von potentiellen Bruchbereichen wird der Verlauf der Schädigung $D(x,y,z,t)$ benötigt. Im Fall $\text{vorhD} > \text{calD}$ erfolgt die Auswertung zur Identifizierung von potentiellen Bruchzonen mit $\text{vorhD} \geq D_f$ anhand der Zahlenwerte $\text{calD} \leq \text{vorhD} \leq 1,0$ aus der kinetischen Gleichung. Dadurch werden infolge der Vorgabe eines Zahlenwertes calD für die numerischen Berechnungen die potentiellen Bruchbereiche unterschätzt → Untergrenzenabschätzung.
- (7) Aus ingenieurtechnischer Sicht ist eine Untergrenzenabschätzung zwar nicht unmittelbar in eine Nachweisführung integrierbar, aber dennoch eine unerlässliche Hilfe bei der Einsichtnahme in das Tragverhalten und darauf aufbauende Bewertungen.



9. Auswertung der Berechnungsdaten

9.1 Übersicht

Die Auswertung der Berechnungsergebnisse erfolgt wahlweise mit den Programmen FEM-VIEW (ein Post-Processing-Programm von FEMSYS Ltd., Großbritannien, mit umfangreichen Darstellungsmöglichkeiten von Ergebnissen aus FEM- Berechnungen und einem Interface zu *Mises3*) oder mit Excel (Microsoft). Dargestellt werden die für relevant erachteten Zustandsgrößen in ausgewählten Schnitten oder flächenhaft für ausgewählte Bereiche des Berechnungsmodells bzw. für das gesamte Berechnungsmodell.

9.2 Granitgestein

Das Tragverhalten des repräsentativen Grubenbaus in Granitgestein wird hier nicht weiter analysiert. Die Untersuchungen in *Lux et al.. (2002)* haben bei der dort unterstellten Qualität des Granitgesteins und der angesetzten und hier orientierend belegten Relation Dilatanzfestigkeit/ Bruchfestigkeit gezeigt, dass in dem relevanten Teufenbereich die Beanspruchungen aus Ausbruch und Temperaturänderung ohne signifikante Konturentfestigung vom Gebirge aufgenommen werden können.

9.3 Tongestein

9.3.1 Überprüfung der Einhaltung der Randbedingungen

Um die Plausibilität der Berechnungsergebnisse zu belegen, werden zunächst die Randbedingungen auf ihre Einhaltung geprüft. Dazu wurden in ausgewählten Bereichen des Tragwerks Schnitte geführt (Horizontalschnitt im Stoß, Vertikalschnitt durch Sohle und Firste) und die Zustandsgrößen dargestellt. Dabei gilt:

(a) *Horizontalschnitt:*

- Kontur/Stoß → $\sigma_x = 0$, ausbaufreier Rand des Tragwerks
- In größerer Entfernung → allmähliches Erreichen des Primärspannungszustandes mit
 - $\sigma_x \approx$ vorgegebener Primärspannungszustand
 - $\sigma_y \approx$ analytisch ermittelter Primärspannungszustand



- $\sigma_z \approx$ analytisch ermittelter Primärspannungszustand
- Die Bedingung $\sigma_v \neq 0$ liegt vor, weil ein anisotroper Spannungszustand angesetzt worden ist
- $\varepsilon_z = 0 \rightarrow$ ebener Verzerrungszustand
- $y = 0 \rightarrow$ keine vertikale Verschiebung aufgrund der Lagerungsbedingung

(b) *Vertikalschnitt:*

- Kontur \rightarrow Firste $\rightarrow \sigma_y$ (Radialspannung) = 0
- Kontur \rightarrow Sohle $\rightarrow \sigma_y$ (Radialspannung) = 0 \rightarrow ohne Ausbau = freier Rand des Tragwerks
- in größerer Entfernung \rightarrow allmähliches Erreichen des Primärspannungszustandes für alle drei Normalspannungen (σ_x , σ_y und σ_z)
- $\varepsilon_z = 0 \rightarrow$ ebener Verzerrungszustand

Die Berechnungsergebnisse sind mit Hilfe dieser Kriterien geprüft worden. Sie zeigen eine für hinreichend erachtete Übereinstimmung und werden aus dieser Sicht für insgesamt zahlenmäßig richtig erachtet. Für Salzgesteine wird im Abschnitt 9.4.1.3 die Überprüfung exemplarisch belegt.

9.3.2 Vorstellung und Diskussion der Ergebnisse

Zunächst werden ausführlich die Ergebnisse der Berechnungen für die Teufe $z = 600\text{m}$, $K_0 = 0,775$ vorgestellt und diskutiert (Berechnungen mit dem elastoplastischen Stoffmodell und mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T*). Gegenstand sind die Lastfälle *Ausbruch* und *Ausbruch und Temperatur*. Danach erfolgt eine zusammenfassende Auswertung der mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* erhaltenen Berechnungsergebnisse für die Teufen $z = 200\text{m}$, $z = 400\text{m}$ und $z = 600\text{m}$ im Hinblick auf die Ausdehnung pseudoplastischer und dilatanter Zonen sowie Konturverzerrungen und Konturverschiebungen.



9.3.2.1 Exemplarische Vorstellung der Berechnungsergebnisse zum Tragverhalten des Gebirges in der Teufe $z = 600\text{m}$ /Lastfall *Ausbruch*

(a) Ergebnisse der elastoplastischen Berechnungen

(a1) Tragverhalten

Durch die Streckenauffahrung werden Spannungsumlagerungen im Gebirge induziert, wobei der zuvor im ungestörten Gebirge vorliegende Primärspannungszustand in den Sekundärspannungszustand übergeht. Diese auch mit Deformationen verbundenen Veränderungen des Beanspruchungszustandes im Gebirge können zu einer Überschreitung der Gebirgsfestigkeit führen und damit zu bruchhaften Rissbildungen im anstehenden Gestein- ausgehend von der Kontur und sich progressiv fortsetzend in das Gebirge hinein. Dadurch entstehen neue deviatorische Beanspruchungen, die eine weitere Entfestigung und eine Zunahme der Verformungen des Gebirge zur Folge haben. Vorrausgesetzt wird im Rahmen der Berechnungen, dass eine Kontursicherung nachhaltige Konturbrüche verhindert.

Das Versagen wird hier als *Bruchfließen* vorrausgesetzt. Gebirgsbereiche mit Überschreitung der Bruch-/ Fließbedingung werden als pseudoplastische Zone bezeichnet und im Berechnungsmodell nicht eliminiert. Allerdings wird in diesem Gebirgsbereichen die Materialfestigkeit auf das Niveau der Restfestigkeit herabgesetzt. Der Verformungsmodul wird dagegen beibehalten ($E_v < E_{pl} < E_v/3$).

Die Bilder 9.1 und 9.2 zeigen die sekundäre Vertikalspannungsverteilung im Horizontalschnitt durch den Streckenstoßbereich (Bild 9.1: Konturbereich, Bild 9.2: Gebirgsbereich bis zum Berechnungsmodellrand). Das Vertikal-Spannungsmaximum bei $x = 8,0\text{ m}$ kennzeichnet den Übergang vom elastoplastischen in den linear elastischen Beanspruchungsbereich. Im Gebirge mit $x < 8,0\text{ m}$ sind die Vertikalspannungen (und die hier nicht dargestellten Horizontalspannungen) derart umgelagert, dass der Sekundärspannungszustand die Bruch-/ Fließbedingung einhält. Aus Gleichgewichtsgründen werden die im elastoplastischen Beanspruchungsbereich nicht mehr aufnehmbaren Beanspruchungen in den Gebirgsbereich $x > 8,0\text{ m}$ umgelagert, so dass dort im Vergleich zur linear elastischen Berechnung erhöhte Vertikalspannungen vorliegen.

Bemerkenswert an den Berechnungsergebnissen ist, dass sich die Variation des Dilatanzwinkels mit $\psi = 25^\circ$, $\psi = 12,5^\circ$ und $\psi = 5^\circ$ entsprechend Tab. 8.4 augenscheinlich nicht wesentlich auf die Vertikalspannungsverteilung und damit auf den Sekundärspannungszustand auswirkt.

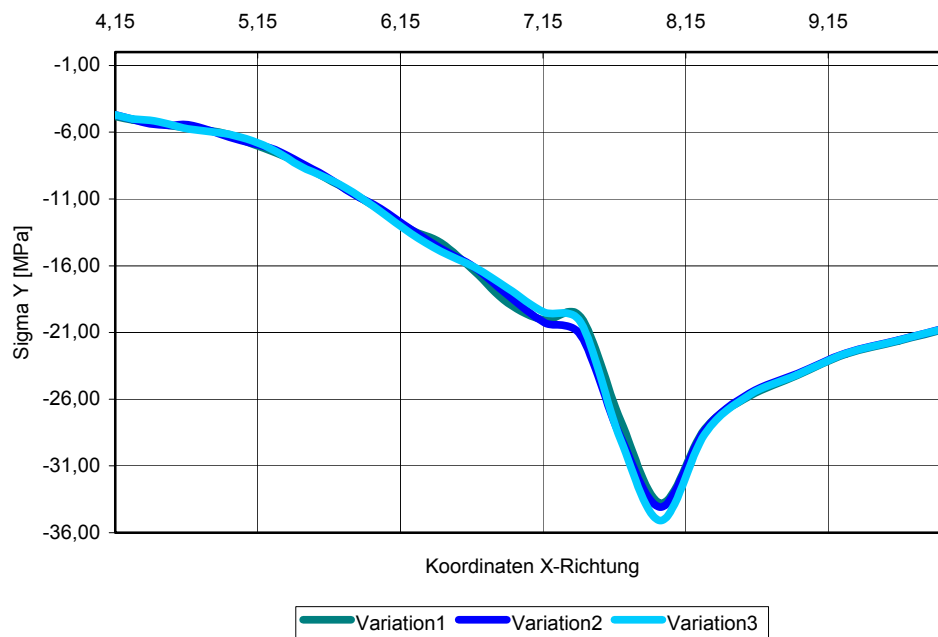


Bild 9.1: Horizontalschnitt / Elastoplastische Vertikalspannungen im Konturnahbereich bei Variation des Dilatanzwinkels entsprechend Tab. 8.4

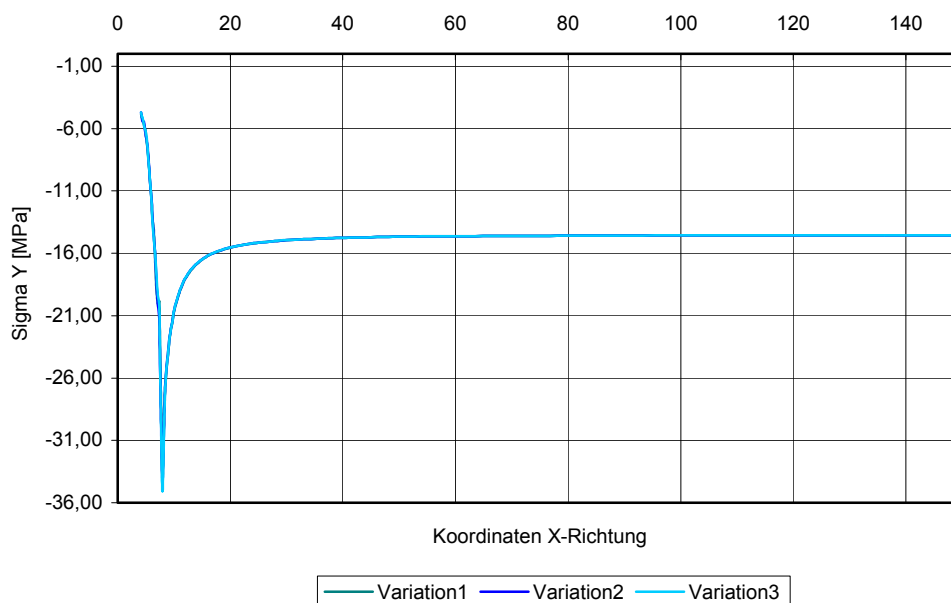


Bild 9.2: Horizontalschnitt / Elastoplastische Vertikalspannungen bei Variation des Dilatanzwinkels entsprechend Tab. 8.4

(a2) Pseudoplastische Zonen

Grundsätzlich zeigen die Berechnungsergebnisse, dass sich pseudoplastische Zonen nur im Stoßbereich der Strecke ausbilden. Bild 9.3 zeigt dazu den Verlauf der Vergleichsspannung σ_v im Horizontalschnitt. Die Grenze der pseudoplastischen Zone ist dort erreicht, wo die Vergleichsspannung ein Maximum erreicht. Aus dieser Darstellung ist die laterale Ausdehnung der pseudoplastischen Zone in einer Größe von $r_{pl} \cong 3,8$ m zu entnehmen (Kontur bis Extremalwert σ_v). Die Vergleichsspannung innerhalb der pseudoplastischen Zone muss in ihrem Verlauf Zahlenwerte annehmen, die gerade der jeweiligen Schubfestigkeit aus der Bruch-/Fließfunktion entsprechen (abhängig von Scherparametern und ortsbezogener Minimalspannung). Gebirgsmechanisch ist davon auszugehen, dass das Gebirge innerhalb der pseudoplastischen Zone Risse aufweist und zu Konturbrüchen neigt. Daher ist zur Verhinderung von progressiven Abschalungen eine statisch hinreichende Kontursicherung vorzunehmen.

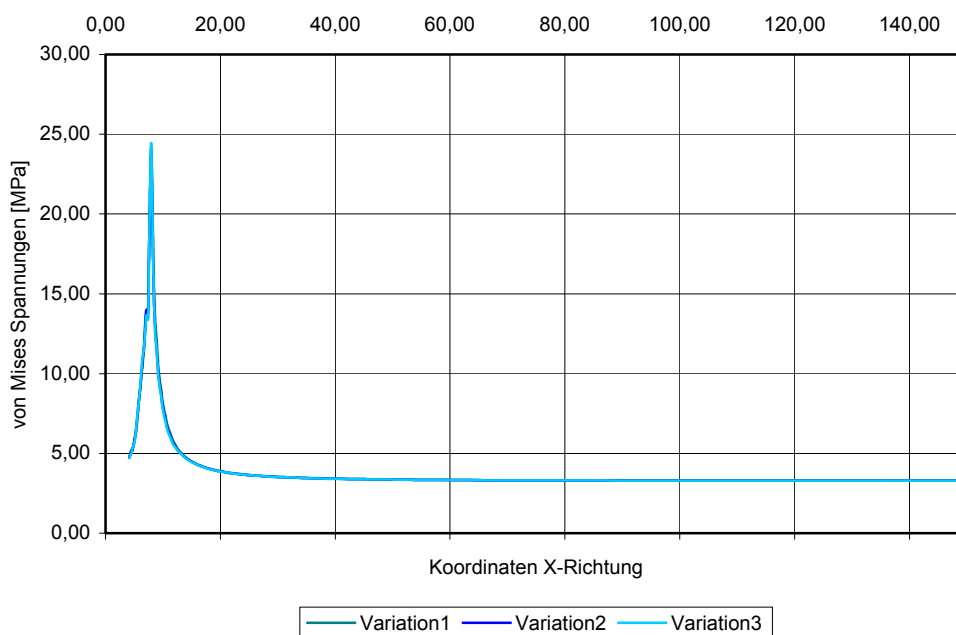


Bild 9.3: Horizontalschnitt / Elastoplastische von Mises-Spannungen (Vergleichsspannung) bei Variation des Dilatanzwinkels entsprechend Tab. 8.4 und Ausdehnung der pseudoplastischen Zone

Die laterale Ausdehnung der pseudoplastischen Zonen in den untersuchten Variationen zeigt entsprechend Bild 9.3 und Tab. 9.1 überraschend keine Unterschiede ($r_{pl} \approx 3,8$ m in allen Fäl-



len). Dieser Befund bedeutet jedoch nicht ,dass damit auch die anderen Zustandsgrößen identisch sind unabhängig von den angesetzten Materialkennwerten.

<i>laterale Ausdehnung der pseudo-plastischen Zone für Teufe $z = 600m$, in m</i>		
<i>Variation 1</i>	<i>Variation 2</i>	<i>Variation 3</i>
3,83	3,83	3,83

Tab. 9.1: Laterale Ausdehnung der pseudo-plastische Zone im Horizontalschnitt

(a3) Konturverschiebungen

Wie aufgrund der Ausbildung der pseudoplastischen Zonen zu erwarten ist, werden die größten Gebirgsbewegungen an der Kontur im Stoß erhalten, da hier zu der elastischen Deformation noch die Deformationsanteile aus der inelastischen Spannungsumlagerung hinzukommen (Verformungsmodul nicht reduziert). In Tabelle 9.2 sind die berechneten Zahlenwerte für die Verschiebungen in Firste, Stoß und Sohle eingetragen (Firstsenkung, Stoßschiebung, Sohlenhebung).

<i>Konturverschiebung für $z = 600m$, in m</i>			
	<i>Variation 1 ($\psi = 25^\circ$)</i>	<i>Variation 2 ($\psi = 12,5^\circ$)</i>	<i>Variation 3 ($\psi = 5^\circ$)</i>
<i>Firste</i>	-3,22E-02	-3,21E-02	-3,21E-02
<i>Stoß/Ulme</i>	-1,04E-01	-5,62E-02	-4,24E-02
<i>Sohle</i>	3,08E-02	3,07E-02	3,07E-02

Tab. 9.2: Vertikale und laterale Konturverschiebungen für die Teufe $z = 600 m$

Bei den Gebirgsdeformationen an der Streckenkantur zeigen sich variationsabhängig deutliche Unterschiede im Stoßbereich. Tendenziell wird mit zunehmendem Dilatanzwinkel ψ die Konturverformung größer. Mechanischer Grund ist die mit zunehmendem Dilatanzwinkel auch zunehmende Gefügauflockerung. Damit wird die bekannte Tatsache bestätigt, dass bei einem assoziierten Fließmodell mit $\psi \equiv \varphi$ die größten Gefügauflockerungen berechnet werden, die allerdings die tatsächlich zu erwartende Dilatanz erheblich überschätzen.



Ergänzend zeigt Tab. 9.3 die Verschiebungen für die weiteren Berechnungsteufen von $z = 200\text{m}$ und $z = 400\text{m}$.

	$z = 200\text{ m}$			$z = 400\text{ m}$		
	<i>Variation 1</i>	<i>Variation 2</i>	<i>Variation 3</i>	<i>Variation 1</i>	<i>Variation 2</i>	<i>Variation 3</i>
<i>Firste</i>	-6,87E-03	-6,87E-03	-6,87E-03	-1,80E-02	-1,80E-02	-1,79E-02
<i>Stoß</i>	-1,88E-03	-1,88E-03	-1,88E-03	-3,35E-02	-2,00E-02	-1,58E-02
<i>Sohle</i>	7,31E-03	7,31E-03	7,31E-03	1,80E-02	1,79E-02	1,79E-02

Tab. 9.3: Vertikale und laterale Konturverschiebungen für die Teufe $z = 200\text{ m}$ und Teufe $z = 400\text{ m}$, in m

Für die Teufe $z = 200\text{ m}$ sind danach die Gebirgsdeformationen in den drei Variationen gleich. Daraus folgt, dass hier die Fließgrenzfestigkeit nicht überschritten wird und sich keine pseudoplastischen Zonen ausbilden.

Dagegen werden für die Teufe $z = 400\text{ m}$ in Firste und Sohle zwar gleiche, im Stoß aber von den Materialkennwerten (hier: Dilatanzwinkel ψ) abhängige Verschiebungen ausgewiesen und zwar ebenfalls abnehmend mit abnehmendem Dilatanzwinkel ($\psi = 25^\circ - 12,5^\circ - 5^\circ$). Damit ist in dieser Teufe von der Ausbildung pseudoplastischer Zonen im Stoßbereich auszugehen. Die Gebirgsdeformationen sind in Relation zu den Streckenquerschnittsabmessungen zahlenmäßig gering bis mäßig mit $\max u = 0,2\text{ cm}$ ($z = 200\text{ m}$), $\max u = 3,3\text{ cm}$ ($z = 400\text{ m}$) und $\max u = 10,4\text{ cm}$ ($z = 600\text{ m}$)- Variation1 mit $\psi \equiv \varphi$.

(a4) Zusammenfassung

Mit der Auffahrung einer Strecke ist im Grundsatz eine Entfestigung/Auflockerung des umgebenden Gebirges zu erwarten. Dadurch erfolgt zum einen eine Änderung der felsmechanischen Kennwerte und zum anderen eine Änderung des Poren- bzw. Klufttraumes und damit der Durchlässigkeit. Die größten Veränderungen treten in der unmittelbaren Umgebung des Hohlraumes im Konturbereich auf. Die theoretischen Grundlagen zur Ermittlung der Ausdehnung dieser Auflockerungszonen basieren auf der Untersuchung der Umlagerung von Spannungen und den dabei auftretenden Rissbildungen im Gebirge. Diese potentiell ruptuell geprägten Bereiche werden hilfsweise mit plastischen Materialmodellen unter Einbeziehung des Mohrschen Bruchkriteriums identifiziert. Die so ermittelten Bereiche mit einer Bruch-/ Fließ-



festigkeitsüberschreitung werden pseudoplastische Zonen genannt. Dabei wird in diesen pseudoplastischen Zonen die Spitzenfestigkeit auf das Niveau der Restfestigkeit abgesenkt (Annahme: keine Konturbrüche/Abschalungen infolge hinreichender Kontursicherung bei noch mäßiger Rissintensität).

In einer ersten Näherung wird die pseudoplastische Zone der Auflockerungszone gleich gesetzt.

Als bruchhaft bzw. als intensiv geschädigt identifizierte Gebirgsbereiche werden in diesen Berechnungen nicht eliminiert.

Als Variationsparameter wird hier der Dilatanzwinkel ψ behandelt, der neben der Bruch-/ Fließfestigkeit entscheidenden Einfluss hat auf die Größe der in der pseudoplastischen Zone zu erwartenden Auflockerung (= Dilatanz, Volumendehnung), die wiederum eng verbunden ist mit der Ausbildung der Sekundärpermeabilität. Es ist bekannt, dass der Ansatz eines assoziierten Fließmodells mit $\psi \equiv \varphi$ in Geomaterialien zu einer unrealistisch großen Dilatanz führt. Daher erfolgt hier der Ansatz $\psi_1 = 25^\circ$ ($\equiv \varphi$), $\psi_2 = 12,5^\circ$ und $\psi_3 = 5^\circ$. Der Ansatz $\psi \neq \varphi$ führt dann auf das sogenannte nicht-assoziierte Fließmodell.

Werden die Ergebnisse der Berechnungen mit dem assoziierten Fließmodell mit den Ergebnissen der Berechnung mit dem nicht-assoziierten Fließmodell verglichen, so zeigt sich bei der Beanspruchung (Spannungszustand) kein signifikanter Unterschied. Allerdings tritt deutlich der Unterschied in der ermittelten Konvergenz im Stoßbereich hervor. Im Mittel liegt diese bei den nicht-assoziierten Fließmodellen um mehr als 50 % unter den Werten für das assoziierte Fließmodell. Hier ist auch die Teufenabhängigkeit zu beachten: in geringer Teufe $z = 200$ m bildet sich keine pseudoplastische Zone aus \rightarrow keine Dilatanz \rightarrow identische Stoßdeformationen. In Teufe $z = 400$ m sind im Stoßbereich pseudoplastische Zonen vorhanden und die Stoßdeformationen nehmen mit abnehmendem Dilatanzwinkel ab. Gleiches gilt für die Teufe $z = 600$ m bei größeren Zahlenwerten. Dabei ist die Größe der Deformation auch ein Maß für die Intensität der Gefügauflockerung.

Eine möglichst zutreffende Vorausberechnung der Gebirgsdeformationen ist dann von Bedeutung, wenn die messtechnisch ermittelten Gebirgsverschiebungen (z.B. Firstsetzung oder auch Stoßschiebung und Sohlenhebung bzw. Querschnittskonvergenzen) berechneten Gebirgsver-

schiebungen gegenübergestellt werden und als Maß für die Bewertung des Gebirgstragverhaltens und für die Notwendigkeit zur Anordnung von Sicherungsmitteln herangezogen werden sollen. Außerdem zeigt sich deutlich, dass der Dilatanzwinkel signifikant die Intensität der Gefügauflockerung und damit die zu erwartende Sekundärpermeabilität bestimmt. Eine zutreffende Einschätzung des Dilatanzwinkels ist damit grundlegende Voraussetzung für eine zutreffende Einschätzung der Sekundärpermeabilität.

Hinweis:

Bei Tongesteinen liegt je nach Mineralbestand und Mineralisierung der zutretenden Gebirgswässer eine unterschiedlich ausgeprägte Quelfähigkeit vor. Hierdurch können bei Wasserzutritt Sekundärfissuren vermindert und in ihrer hydraulischen Wirksamkeit herabgesetzt werden (→ quellbedingte Verminderung der mechanisch induzierten Sekundärpermeabilität im Fall des Lösungszutritts).

(b) Ergebnisse der Berechnungen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T*

(b1) Tragverhalten:

Durch den Ausbruch der Strecke und die damit verbundenen Spannungsumlagerungen werden bei Überschreitung der Dilatanzfestigkeit schädigungsbedingte Deformationen und entsprechend dem Kriechvermögen darüber hinaus Kriechdeformationen im Gebirge induziert, die insgesamt zu weiteren Spannungsänderungen insbesondere im Konturbereich führen, die sich dann im Lauf der Zeit fortsetzen. In Bild 9.4 sind zur Charakterisierung die elastischen und die inelastischen schädigungsbedingten viskosen Verzerrungen in ihrem Verlauf in einem Horizontalschnitt dargestellt (Zahlenwerte in ‰). Es zeigt sich, dass im Streckennahbereich abgesehen von dem ausbruchsnahen Zeitraum ($\Delta t < 30d$) mit der Zeit dann aufgrund des wenig ausgeprägten Kriechverhaltens nur noch mäßige Zunahmen erfolgen (vgl. Kurve LC4, $t = 30d$ und LC17, $t = 50a$). Die absolut größten Zahlenwerte ergeben sich in den Eckbereichen der Streckenkantur (Ursache ev. auch zu grobe Diskretisierung und daher numerische Ungenauigkeit). Weiterhin sind die Kriechverzerrungen im Stoßbereich erheblich größer als im First- und Sohlbereich.



Diese inelastischen Deformationen sind mit einem signifikanten Abbau der Tangentialspannung im Konturbereich verbunden, der sich allerdings mit fortschreitender Zeit verlangsamt, Tab. 9.4.

	<i>Tangentialspannung in MPa</i>		
	<i>Elastisch</i>	<i>Hou/Lux-T, t = 30 d</i>	<i>Hou/Lux-T, t = 50 a</i>
<i>Konturstoßbereich</i>	-29,80	-12,96	-8,80

Tab.9.4: Veränderung der Tangentialspannung an der Kontur im Lauf der Zeit

Der Verlauf der maximalen Tangentialspannungen im Bild 9.5 zeigt auch, wie die Spannungen zeitbezogen umgelagert werden, sobald die Dilatanzfestigkeit des Materials überschritten ist. Aus Bild 9.5 und Tab. 9.5 ist zu ersehen, wie sich der extremal beanspruchte Bereich in das Gebirge verlagert bei relativ geringer Abnahme des Zahlenwertes der Tangentialspannung. Die Lage dieses Extremwerts könnte mit auch der Ausdehnung der pseudoplastischen Zone gleichgesetzt werden.

<i>Hooke, t = 0 d</i>		<i>Hou/Lux-T, t = 30 d</i>		<i>Hou/Lux-T, t = 50 a</i>	
an der Kontur in m	Tangentialspannung in MPa	Entfernung von der Kontur in m	Tangentialspannung in MPa	Entfernung von der Kontur in m	Tangentialspannung in MPa
0	-31,5	2,29	-30,28	3,79	-28,06

Tab. 9.5: Zeitliche Änderung von Lage und Größe der extremalen Tangentialspannung

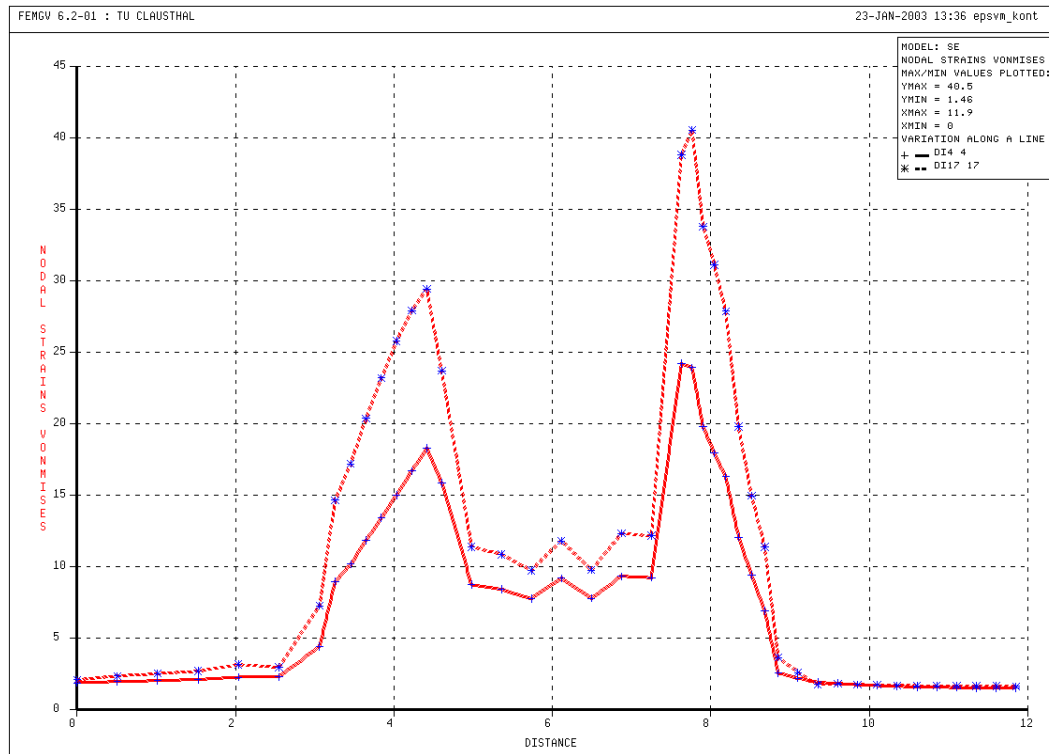


Bild 9.4: Viskose Verzerrungen (Lastfall 4, 30d; Lastfall 17, 50a), in %

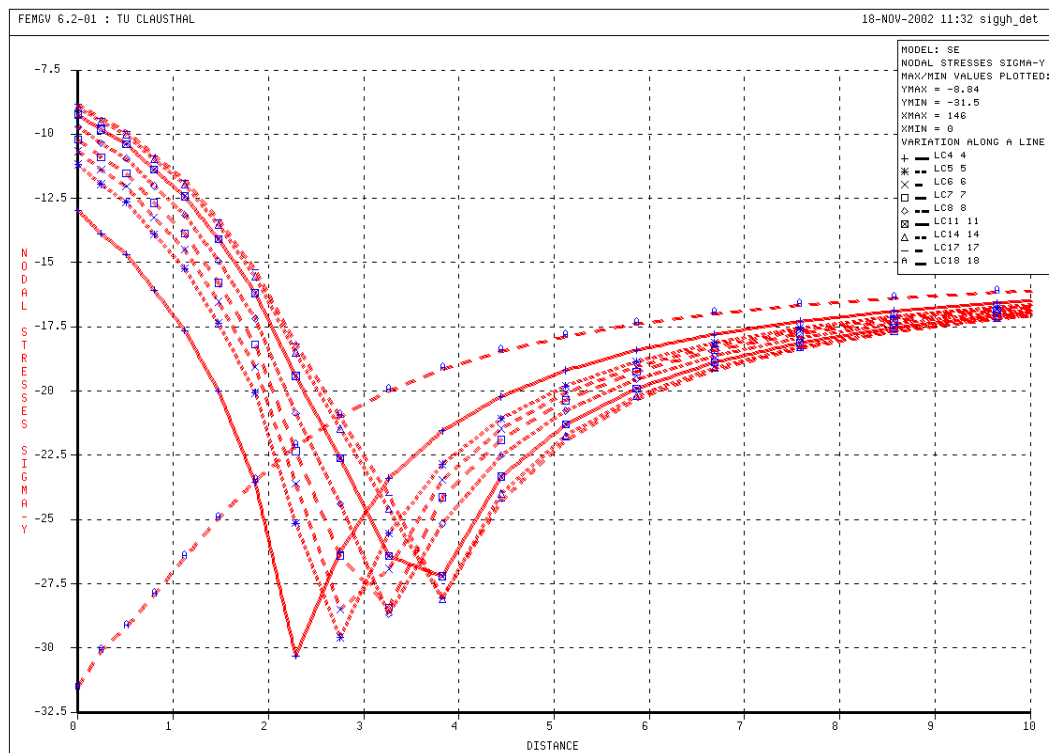


Bild 9.5: Tangentialspannung an der Kontur, Horizontalschnitt (elastische Tangentialspannungen mit „A“ gekennzeichnet), in MPa

(b2) Auflockerungszonen/ Schädigungszonen

Die durch den Ausbruch bedingten deviatorischen Sekundärspannungen führen bei einer Überschreitung der Gebirgsfestigkeit zu Schädigungen im Gesteinsgefüge, die die mechanischen und die hydraulischen Eigenschaften des Gebirges nachhaltig verändern. Zur Verdeutlichung dieser Gefügeschädigung werden orientierend ohne materialtypbezogenen Beleg zwei Kriterien eingeführt, die verschiedene Intensitätsbereiche der Schädigung und die damit verbundenen mechanisch/ hydraulischen Folgen zeigen:

Kriterium 1: Schädigung $D \leq 10^{-4}$

Das Kriterium ist für die Beurteilung der Permeabilität des Tongesteins von Bedeutung und identifiziert Gebirgsbereiche, in denen das Material zwar mechanisch geschädigt ist, die Permeabilität aber noch auf dem Niveau der primären Permeabilität bleibt (keine vernetzten sekundären Wegsamkeiten). Bild 9.6 und 9.7 zeigen zu unterschiedlichen Zeitpunkten die Größe und Form der geschädigten Gebirgsbereiche mit $D \leq 10^{-4}$ (grüne Zone). Erst in den Bereichen mit $D > 10^{-4}$ entwickelt sich auch eine Sekundärpermeabilität (rote Zone).

Kriterium 2: Schädigung $D \geq 0,4$

Das Kriterium identifiziert Gebirgsbereiche, in denen sehr intensive Schädigungen und damit Bruchzonen zu erwarten sind. Es wird angenommen, dass ab einem Schädigungsgrad $D > 0,4$ Abschalungen zu erwarten sind, d.h. diese Bereiche verlieren weitgehend vollständig ihre Tragfähigkeit. Im Berechnungsprogramm *Mises3* ist ein automatisches und statisch äquivalentes Entfernen derart stark geschädigter Gebirgsbereiche (Elemente) in einer laufenden Berechnung (noch) nicht möglich.

Die zeitliche Entwicklung dieser Gebirgsbereiche wird mit weiter abgestuften Schädigungsintensitäten in den Bildern 9.8 ($t = 30d$) und 9.9 ($t = 50a$) dokumentiert.

Auffällig ist, dass die Form und Größe der stark geschädigten Zonen für Lastfall 4 ($t = 30d$) und Lastfall 17 ($t = 50a$) nahezu gleich ist. Aufgrund des instantan erfolgten Hohlraumausbruchs und der wenig ausgeprägten Kriecheigenschaften des Tongesteins im Vergleich z.B. zu Salzgestein erfolgt eine nur begrenzte Spannungsumlagerung ins Gebirge hinein. Somit nehmen die Ausmaße der geschädigten (abgeschalten) Bereiche nicht signifikant zu. Eine



progressive Steigerung erfährt der Entfestigungsprozess allerdings, wenn die stark entfestigten Gebirgsbereiche statisch äquivalent eliminiert werden. Andererseits könnte auch argumentiert werden, dass durch eine vorsorglich angeordnete Kontursicherung ein Nachbrechen verhindert und damit die Progressivität begrenzt wird.

Die Berechnungsdaten zeigen, dass sich im Konturbereich Auflockerungszonen ausbilden, die sich dann im Lauf der Zeit ausbreiten und im Stoßbereich die größte Ausdehnung aufweisen.

Laterale Ausdehnung der Auflockerungszone, Teufe $z = 600$ m, $D \geq 10^{-4}$ (rot), in m		
	$t = 30$ d	$t = 50$ a
Horizontalschnitt, Abstand von der Kontur	2,30	3,12

Tab. 9.6: Laterale Ausdehnung der Auflockerungszone im Stoßbereich

Bild 9.6 und Bild 9.7 zeigen die Form und Ausdehnung der aufgelockerten Zonen um den repräsentativen Grubenbau. Kriterien sind:

- (a) eine Schädigung, bei der das Gebirge zwar geohydraulisch als noch intakt angesehen werden kann, aber bereits erste mechanische Schädigungen eingetreten sind. Diesen ersten mechanischen Schädigungen, bei denen sich erste Risse, aber noch keine vernetzten Poren- oder Rissysteme ausgebildet haben, wird die Schädigungsintensität $0 \leq D \leq 10^{-4}$ zugeordnet (grüne Zone) .
- (b) eine Schädigung, bei der das Gebirge nicht nur mechanisch, sondern auch geohydraulisch seine Eigenschaften aufgrund vernetzter Poren- und Rissysteme ändert (verschlechtert). Diesen Schädigungen wird eine Schädigungsintensität von $D > 10^{-4}$ zugewiesen (rote Zone).

Aus Bild 9.6 und Bild 9.7 ist zu ersehen, dass sich bereits im zeitlichen Nahfeld des Ausbruchs ($t = 30$ d) in erheblichem Maße eine mechanisch geschädigte Zone mit $0 \leq D < 10^{-4}$ ausbildet, die sich bis zu $r \approx 3,4$ m von der Kontur entfernt ins Gebirge ausdehnt. Die geohydraulisch geschädigte Zone mit $D > 10^{-4}$ erreicht eine deutlich geringere Ausdehnung bis zu $r \approx 2,2$ m von der Kontur, allerdings nur im Stoßbereich (Streckenquerschnittsform, anisotroper Primärspannungszustand).



Im Lauf der Zeit vergrößern sich die derart betroffenen Gebirgsbereiche zwar, sind zum Zeitpunkt $t = 50$ a aber nicht dramatisch größer geworden (mechanisch geschädigte Zone: $r \approx 3,4 \text{ m} \rightarrow r \approx 3,72 \text{ m}$, geohydraulisch geschädigte Zone $r \approx 2,2 \text{ m} \rightarrow r \approx 3,2 \text{ m}$). Daraus folgt, dass sich als Folge des Ausbruchs (und damit auch von Konturbehandlungen, z.B. Nachschnitt) bereits wesentliche Verschlechterungen der primären Gebirgseigenschaften einstellen.

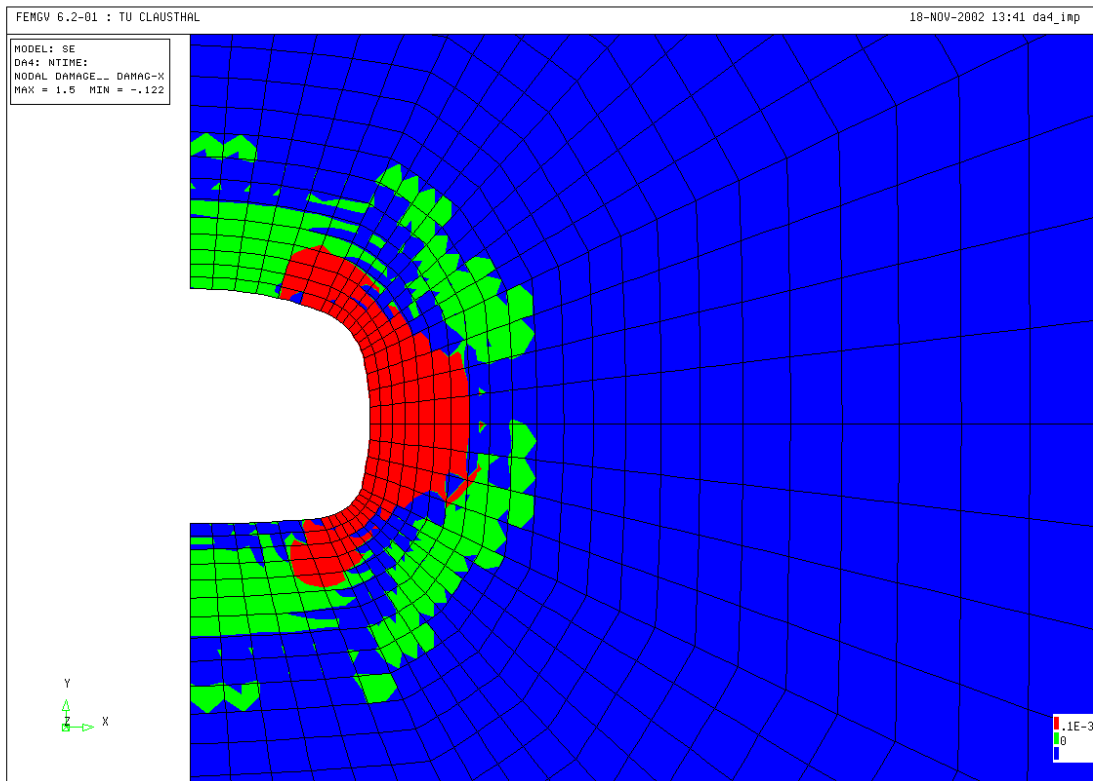


Bild 9.6: Dilatante Zonen mit $D > 10^{-4}$ (rot) und $0 \leq D \leq 10^{-4}$ (grün), $z = 600m$, $t = 30d$, $K_0 = 0,775$, in -

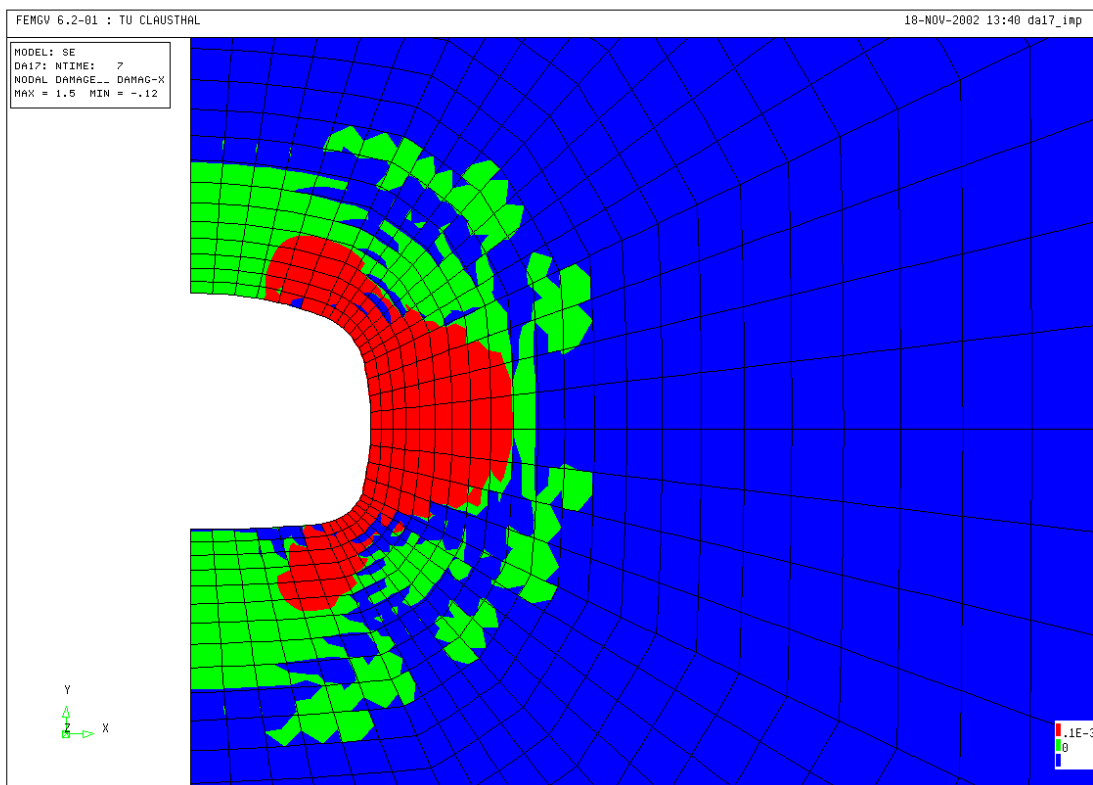


Bild 9.7: Dilatante Zonen mit $D > 10^{-4}$ (rot) und $0 \leq D \leq 10^{-4}$ (grün), $z = 600m$, $t = 50a$, $K_0 = 0,775$, in -

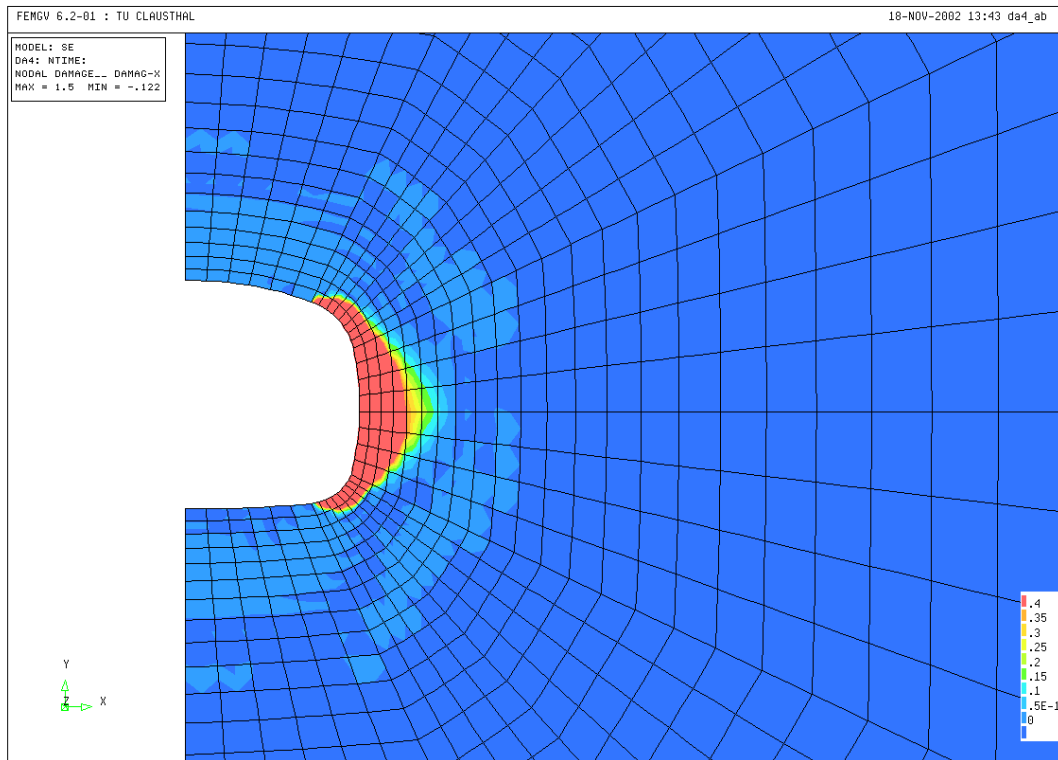


Bild 9.8: Form und Ausdehnung abgeschalter Konturbereiche, $t = 30d$, D in -

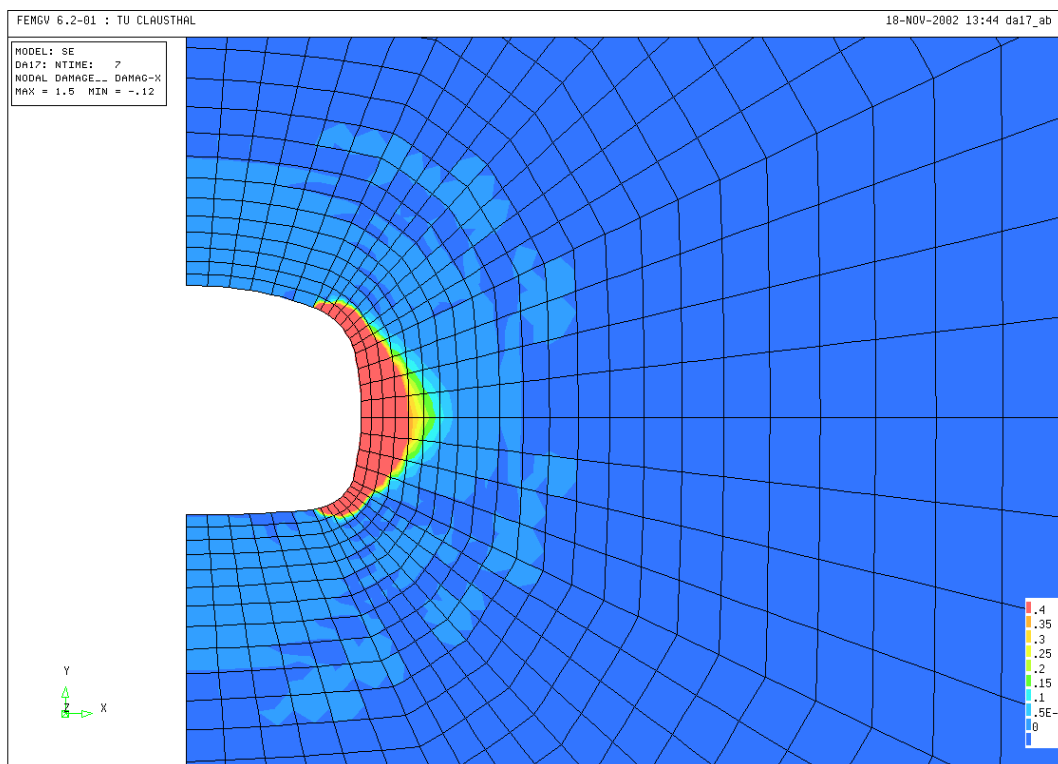


Bild 9.9: Form und Ausdehnung abgeschalter Konturbereiche, $t = 50a$, D in -

(b3) Konturverschiebungen

Die berechneten Konturverschiebungen ändern sich in nur geringem Maß im Lauf der Zeit. Grund hierfür ist das für das Tongestein angesetzte geringe Kriechvermögen.

	Konturverschiebungen in mm		
	$t = 0 \text{ d}$	$t = 30 \text{ d}$	$t = 50 \text{ a}$
Firste	-20,9	-26,1	-31,0
Stoß/Ulme	-7,31	-16,85	-32,0
Sohle	21,7	27,0	30,0

Tab. 9.7: Konturverschiebungen im Lauf der Zeit, $z = 600 \text{ m}$, Ausbruch, $K_0 = 0,775$

In den Bildern 9.10 und 9.11 werden die Koordinaten- Verformungen an der Kontur gezeigt und zwar in Bild 9.10 die Verformung in Horizontalrichtung und damit insbesondere die Stoßschiebung der Kontur in den Hohlraum hinein und in Bild 9.11 mit der Vertikalverschiebungskomponente vornehmlich die Firstensenkung und die Sohlenhebung.

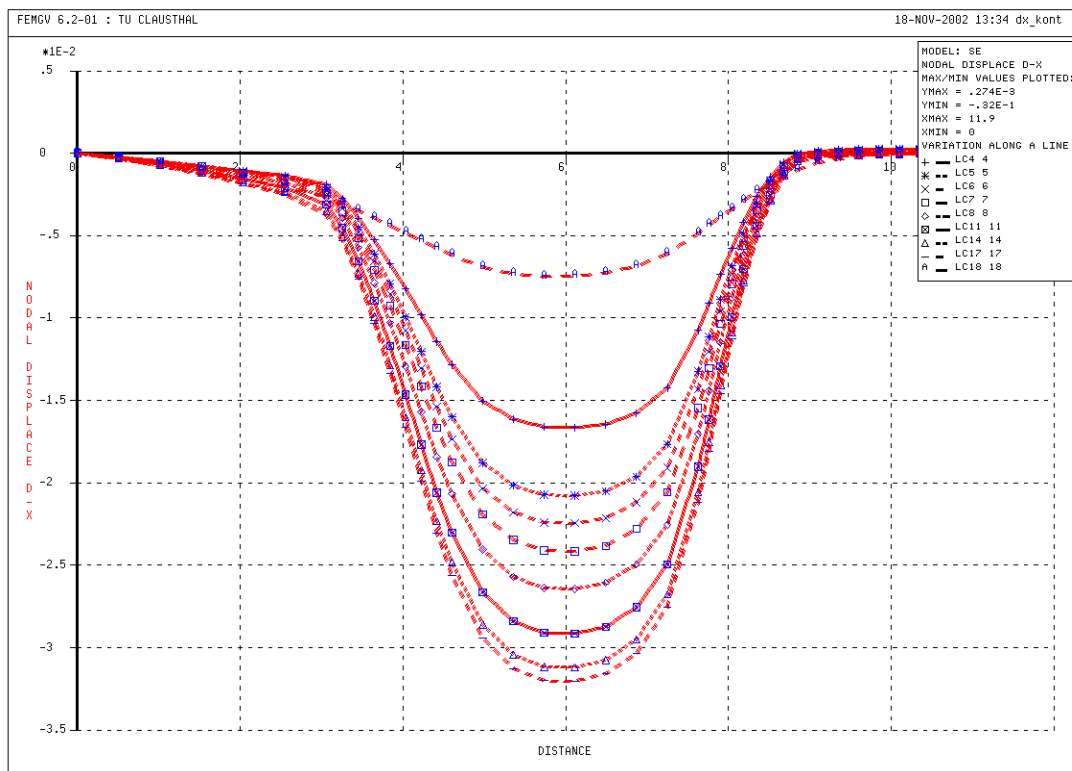


Bild 9.10: Horizontalverformung an der Kontur (Stoßschiebung), in m

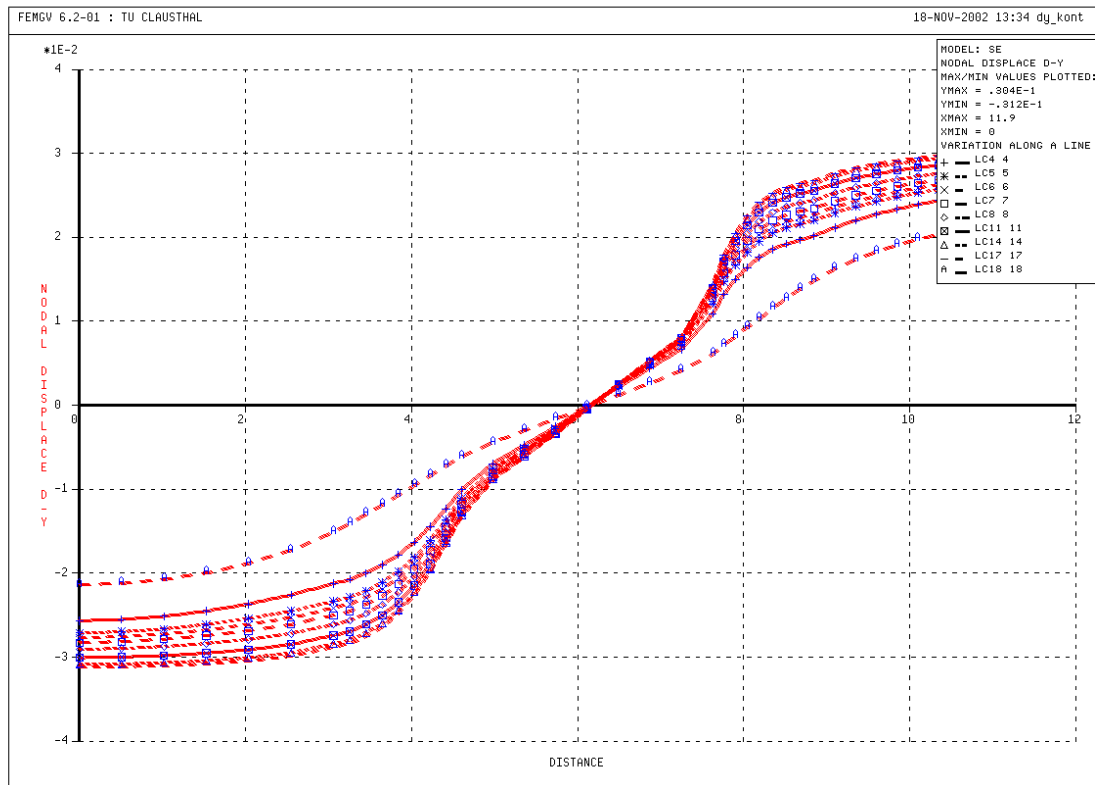


Bild 9.11: Vertikalverformung an der Kontur (Firstensenkung, Sohlenhebung), in m

In Tab. 9.7 sind die Gebirgsdeformationen zusammengestellt. Es zeigt sich, dass grundsätzlich konvergente Gebirgsbewegungen auftreten. Allerdings sind zunächst die elastischen Deformationen ($t = 0$ d) in First und Sohle bedeutend größer als im Stoß, während im Lauf der Zeit dann aufgrund der inelastischen Spannungsumlagerungen die Deformationen im Stoßbereich erheblich stärker zunehmen als im First- und Sohlbereich. Zum Zeitpunkt $t = 50$ a sind die Gebirgsverschiebungen mit $u \approx 30$ mm in allen drei Bereichen etwa gleich groß. Im Vergleich zu den elastoplastisch berechneten Gebirgsverschiebungen nach Tab. 9.2 (Endzustand) ergibt sich im Stoßbereich bei Variation 2 ($\psi = 12,5^\circ$) etwa eine Übereinstimmung mit $u_H \approx 28$ mm. Die Firstsetzung/Sohlenhebung sind mit $u_V \approx 15$ -16 mm deutlich geringer, da in diesen Gebirgsbereichen keine inelastischen Deformationen auftreten (keine Überschreitung der Bruch-/ Fließgrenze, die deutlich größer ist als die Dilatanzgrenze).

(b4) Dilatanz

Die Entwicklung der Dilatanz verläuft synchron zu der Entwicklung der Schädigung. Kriterien/Grenzwerte zur Bewertung sind nicht bekannt.



In den Bildern 9.12 und 9.13 werden die Volumenverzerrung ε_{vol} um die Kontur des Grubenbaus dargestellt. Es werden Bereiche identifiziert, in denen es aufgrund der Beanspruchungen in besonderem Maße zu Auflockerungen und neu entstandenen Rissystemen kommt.

Aus den durchgeführten Versuchen sind die in Tab. 9.8 dargestellten Zahlenwerte (in %) für die Dilatanz in Abhängigkeit verschiedener Minimalspannungen ermittelt worden. Die Dilatanz wurde ab Erreichen der Dilatanzgrenze über die Änderung des Prüfkörpervolumens (Dilatanzfestigkeit) gemessen. Bei den untersuchten Tongesteinen ist die Dilatanzfestigkeit im Mittel um den Faktor 0,93 (Bandbreite 0,7- 1,0) kleiner als die Bruchfestigkeit (Schichtung parallel zur Prüfkörperachse).

Schichtung	Rekom- paktion	$\min \sigma$, MPa	Verzerrung ε_{lf}, %	ε_v, %	$\varepsilon_{vol f}^+$, %	$\varepsilon_{vol f}^+ / \varepsilon_{lf}$
parallel	mit	2	0,53	0,53	0,015	0,028
parallel	mit	4	0,7	0,69	0,06	0,086
parallel	mit	6	0,75	0,71	0,02	0,027
parallel	mit	9	0,75	0,7	0	0,000
parallel	mit	2	0,49	0,47	0,015	0,031
parallel	mit	4	0,6	0,55	0,012	0,020

Tab. 9.8: In Laborversuchen bei Überschreitung der Dilatanzfestigkeit bis zum Erreichen der Bruchfestigkeit gemessene Dilatanz bei Prüfkörpern aus Tongestein (Vorbruchbereich)

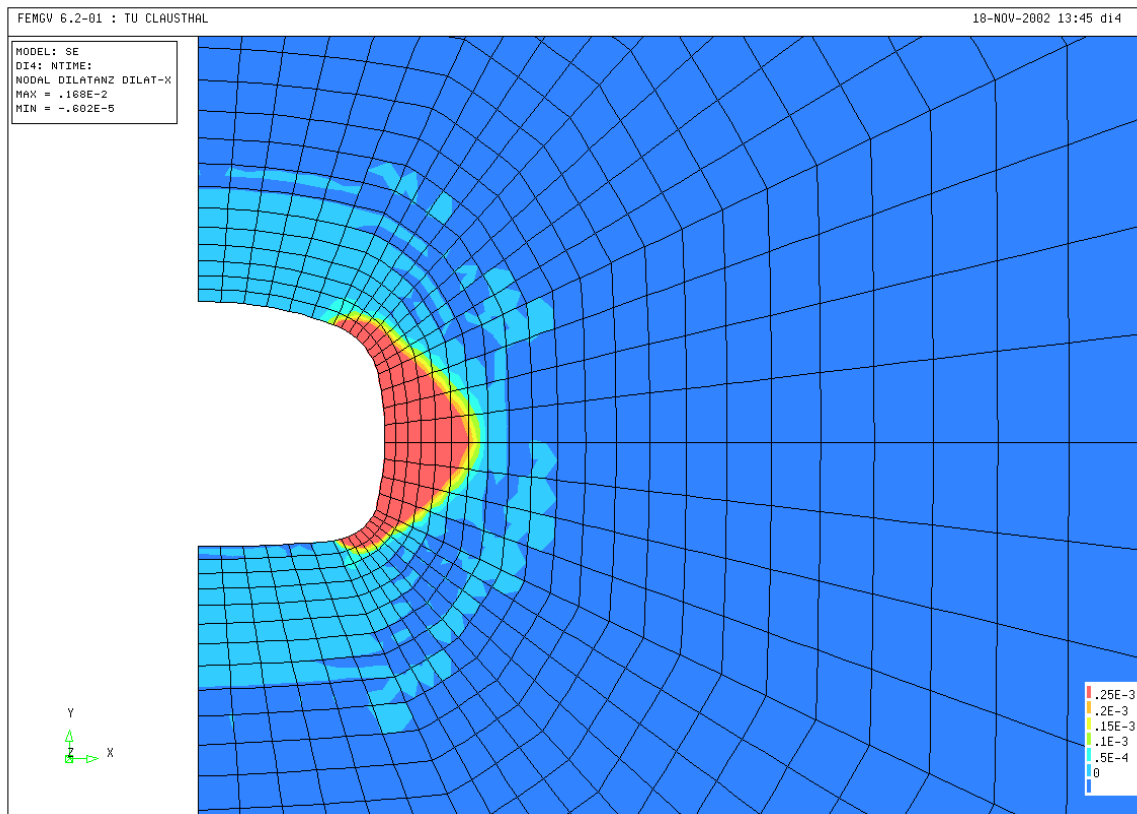


Bild 9.12: Dilatanzzonen, $t = 30d$, Dilatanz in -

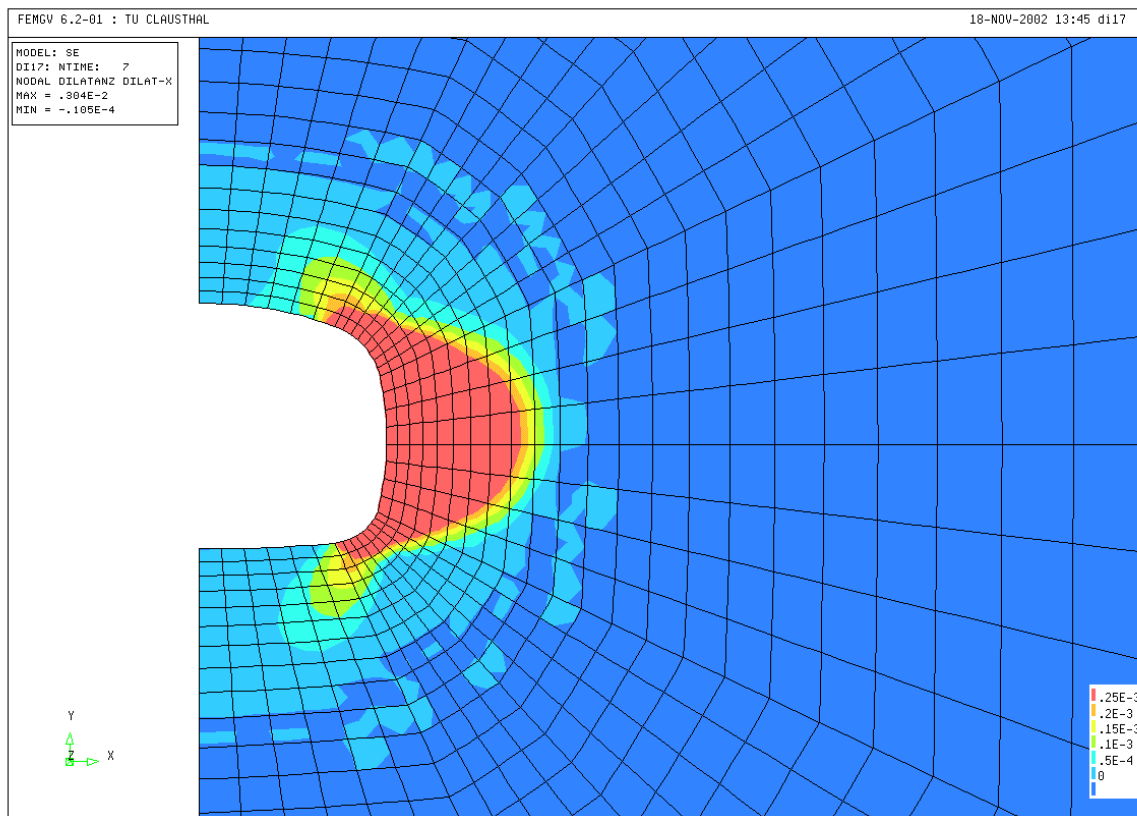


Bild 9.13: Dilatanzzonen, $t = 50a$, Dilatanz in -
(b5) Sekundärpermeabilität



Im erweiterten Berechnungsprogramm *Mises3* ist die Möglichkeit vorhanden, mit Hilfe eines PoroPerm- Modells die dilatanzbedingte Änderung der Primärpermeabilität in die Sekundärpermeabilität zu berechnen, um davon ausgehend nach Abdichtung der Strecke für den Fall einer Flutung nach Vergabe eines hydraulischen Gradienten die Durchflussmenge \dot{Q} durch das konturnahe und aufgelockerte Gebirge von der Wasserseite zu der Luftseite eines Abdichtungsbauwerkes ermitteln zu können. Eine erste Berechnung hierzu erfolgt in Abschnitt 9.4.2.4 für den Grubenbau im Steinsalzgebirge.

Für die Berechnung der Sekundärpermeabilität wird hier mangels spezifizierterer Modelle auf die Porositäts-/ Permeabilitätsbeziehung nach *Stormont (1992)* zurückgegriffen. Grenzen bei der Anwendung dieser PoroPerm-Beziehung und weitere Anmerkungen sind ebenfalls in Abschnitt 9.4.2.4 zu finden.

In den Bildern 9.14 und 9.15 ist - ohne die zahlenmäßige Plausibilität der Ergebnisse weiter betrachten zu wollen - exemplarisch die Form und Ausdehnung des Gebirgsbereichs mit Ausbildung einer Sekundärpermeabilität dargestellt. Gebirgsbereiche mit $k > 10^{-15} \text{ m}^2$ unterliegen einer Sekundärpermeabilität mit erwartungsgemäß zur Kontur hin zunehmender Intensität (Farbbereich hellblau bis rot) Da sich allerdings die Anwendung des PoroPerm-Modells nach *Stormont (1992)* bzw. nach *Serata & Fuenkajorn (1992)* nachfolgend in Abschnitt 9.4.2.4 bei Steinsalz als wenig plausibel erweisen wird, erfolgt hier keine rechnerische Abschätzung der dieser Sekundärpermeabilitätsverteilung zugehörigen axial gerichteten Sickerströmungsrate durch die Konturzone.

Grundsätzlich besteht damit die Aufgabe, ein auf Tongestein spezialisiertes PoroPerm-Modell zu entwickeln.

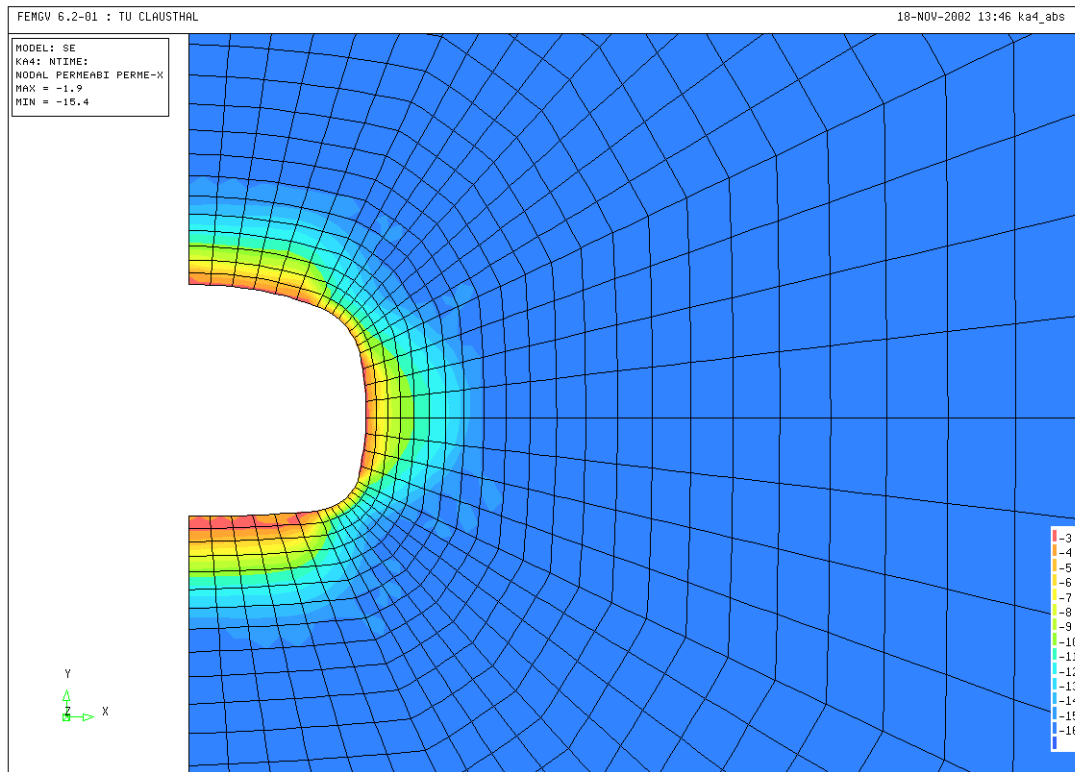


Bild 9.14: Verteilung der Sekundärpermeabilität (Tongstein, Ausbruch, $z = 600\text{m}$, $t = 30\text{d}$), dargestellt ist der Exponent von $k_f = 10^{-16} - 10^{-3}$ in m/s

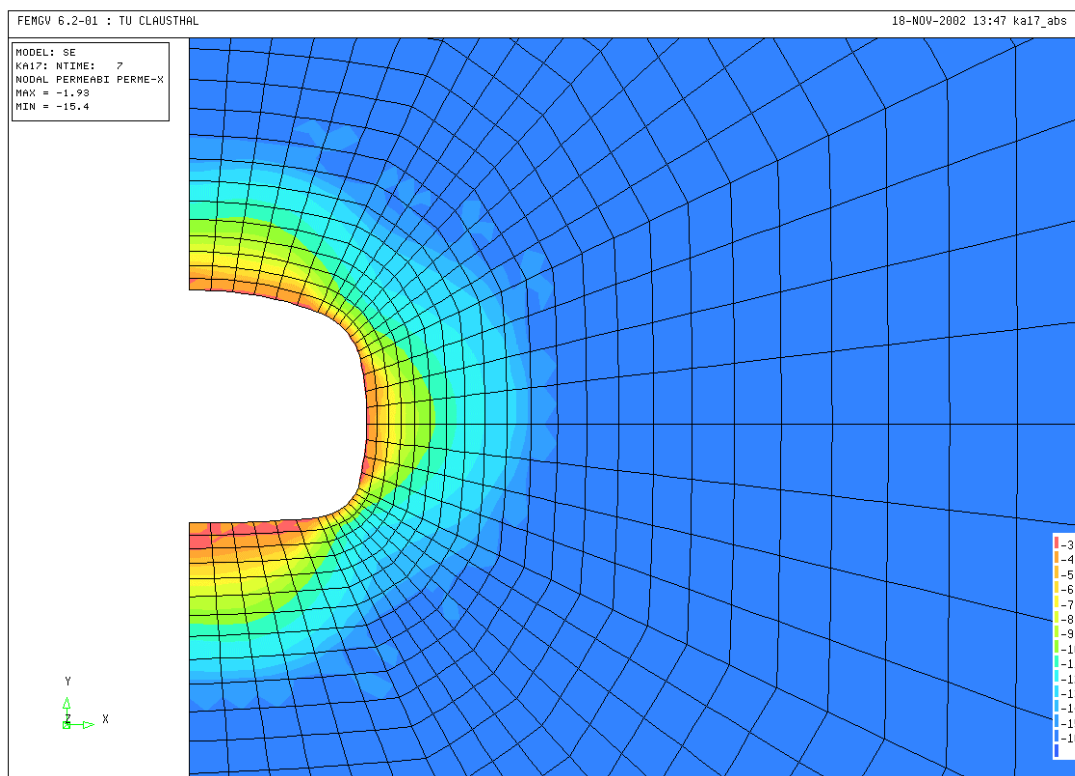


Bild 9.15: Verteilung der Sekundärpermeabilität (Tongstein, Ausbruch, $z = 600\text{m}$, $t = 50\text{a}$), dargestellt ist der Exponent von $k_f = 10^{-16} - 10^{-3}$ in m/s



(c) Gegenüberstellung der Ergebnisse nach dem elastoplastischen Stoffmodell und dem Stoffmodell *Hou/Lux-T*

(c1) Pseudoplastische Zonen/ Entfestigungszonen

Die Berechnungsdaten zur Ausdehnung der pseudoplastischen Zone und zu den extremalen Vergleichsspannungen sind in Tabelle 9.9 zusammengestellt.

Für den Vergleich der Ausdehnung der pseudoplastischen Zonen können Horizontalschnitte der *von Mises*-Spannungen betrachtet werden. Der Spitzenwert der Vergleichsspannung zeigt dabei in Richtung Kontur den Beginn oder vice versa die äußere Berandung der Überschreitung der Bruch-/ Fließgrenze an. Somit kann aus den Horizontalschnitten bzw. entsprechenden Flächenplots mit dem Spitzenwert der *von Mises*-Spannungen die Ausdehnung der pseudoplastischen Zone um die Hohlraumkontur entnommen werden. Dieser Sachverhalt gilt für die Berechnungen mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* und die elastisch- plastischen Berechnungen gleichermaßen. Dabei wird allerdings vorausgesetzt, dass bei Anwendung des Stoffmodells *Hou/Lux-T* an dieser Stelle die Schädigung so weit fortgeschritten ist, dass in dem betroffenen Gebirgsbereich dann von einem mäßig bis stark entfestigten Gebirge auszugehen ist. In Bild 9.16 und 9.17 werden Horizontalschnitte mit den *von Mises-Spannungen* für das Stoffmodell *Hou/Lux-T* und für die elastisch-plastische Berechnung mit $\psi = 5^\circ$ gegenübergestellt.

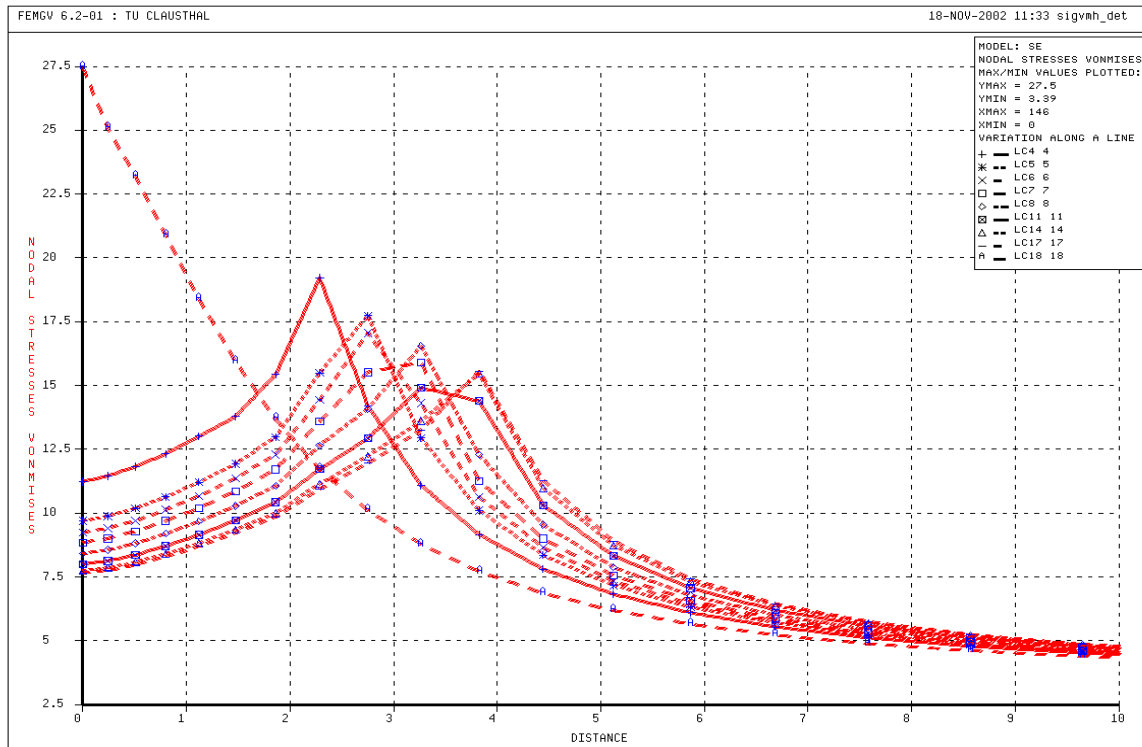


Bild 9.16: Von Mises-Spannungen, Hou/Lux-T, in MPa

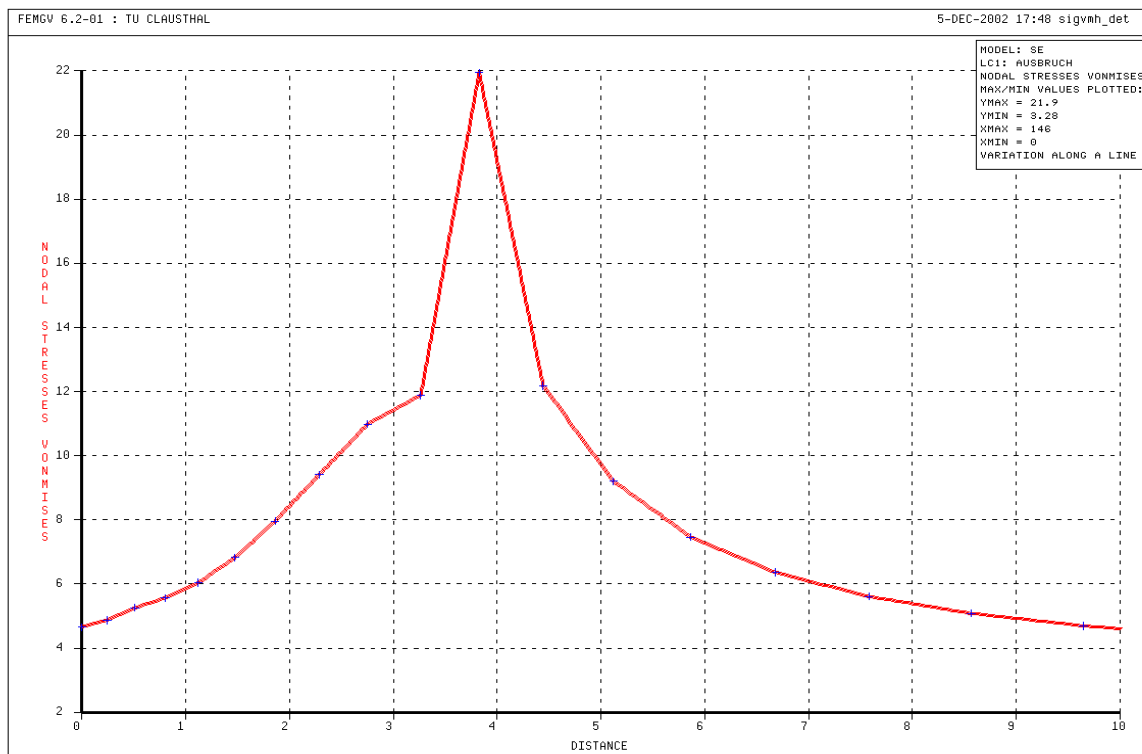


Bild 9.17 Von Mises-Spannungen, elastisch- plastische Berechnung, $\psi = 5^\circ$, in MPa



Es zeigt sich annähernd eine gleiche laterale Ausdehnung der pseudoplastischen Zonen für $t \rightarrow \infty$. Die Vergleichsspannungen innerhalb der pseudoplastischen Zone und auch der Maximalwert am äußeren Rand sind allerdings sehr unterschiedlich.

Stoffmodell		Elastoplastisches Stoffmodell					
Hou/Lux-T, $t = 50 a$		$\psi = 5^\circ$		$\psi = 12,5^\circ$		$\psi = 25^\circ$	
Ausdehnung der pl. Zone in m	von Mises Spannungen in MPa	Pseudo-plastische Zone in m	von Mises Spannungen in MPa	Pseudo-plastische Zone in m	von Mises Spannungen in MPa	Pseudo-plastische Zone in m	von Mises Spannungen in MPa
3,90	15,56	3,83	24,38	3,83	24,38	3,83	24,38

Tab. 9.9: Gegenüberstellung der lateralen Ausdehnung von Auflockerungszone/ pseudoplastischer Zone und der Vergleichsspannungen bei Ansatz verschiedener Stoffmodelle

(c2) Gebirgsdeformationen

Die mit dem elastoplastischen Stoffmodell und dem Bruchkriterium nach *Mohr-Coulomb* ermittelten Gebirgsdeformationen an der Kontur sind in den Fällen $\psi > 5^\circ$ insbesondere im Stoßbereich erheblich größer als die mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* berechneten Verschiebungen. Für $\psi = 5^\circ$ sind die Deformationen in Firste und Sohle recht ähnlich und im Stoß in noch vergleichbarer Größenordnung.

$z = 600 m$, Verformungen in mm					
	Elastisch- plastisches Stoffmodell			Stoffmodell Hou/Lux-T	
	$\psi = 5^\circ$	$\psi = 12,5^\circ$	$\psi = 25^\circ$	$t = 30 d$	$t = 50 a$
Firste	-32,3	-32,1	-32,1	-27	-31
Stoß	-42,4	-56,2	-104	-16,85	-32
Sohle	30,8	30,7	30,7	26,1	30

Tab. 9.10: Gegenüberstellung der lateralen Gebirgsverschiebungen bei Ansatz verschiedener Stoffmodelle



Bild 9.18 und Bild 9.19 zeigen die Konturverformungen in Horizontalrichtung für das Stoffmodell *Hou/Lux-T* bzw. für die elastisch- plastische Vergleichsberechnung mit $\psi = 5^\circ$. Analog dazu zeigen Bild 9.20 und Bild 9.21 die Vertikalverformungen für die Kontur.

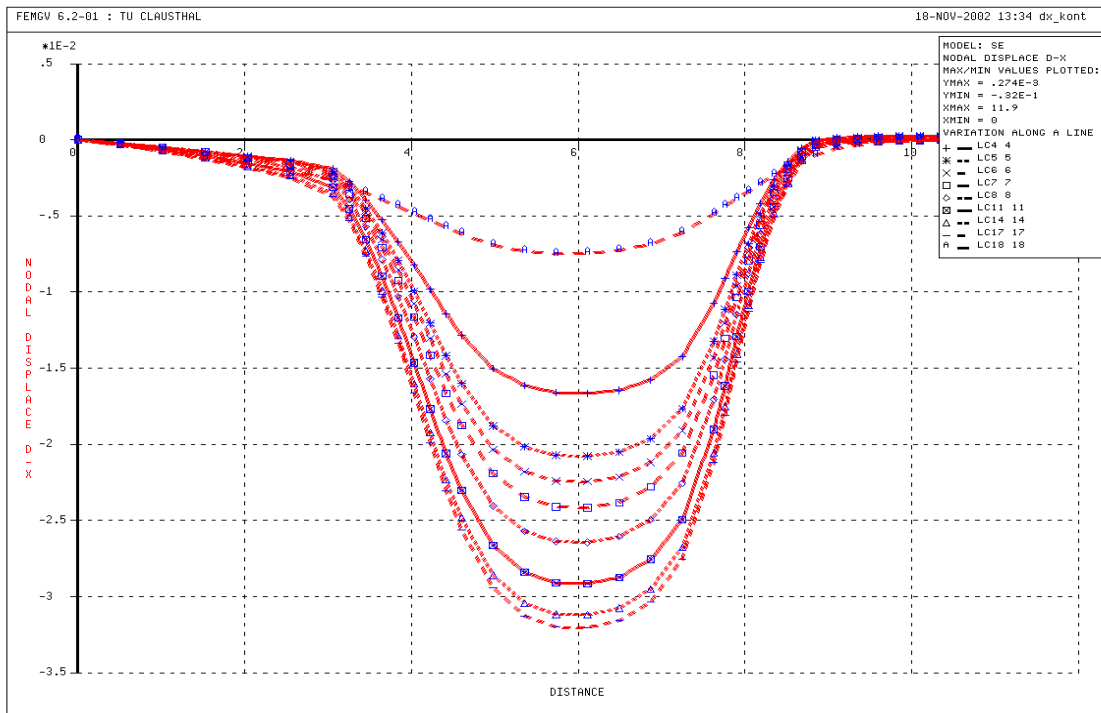


Bild 9.18: Horizontalverformungen an der Kontur, *Hou/Lux-T*, in m

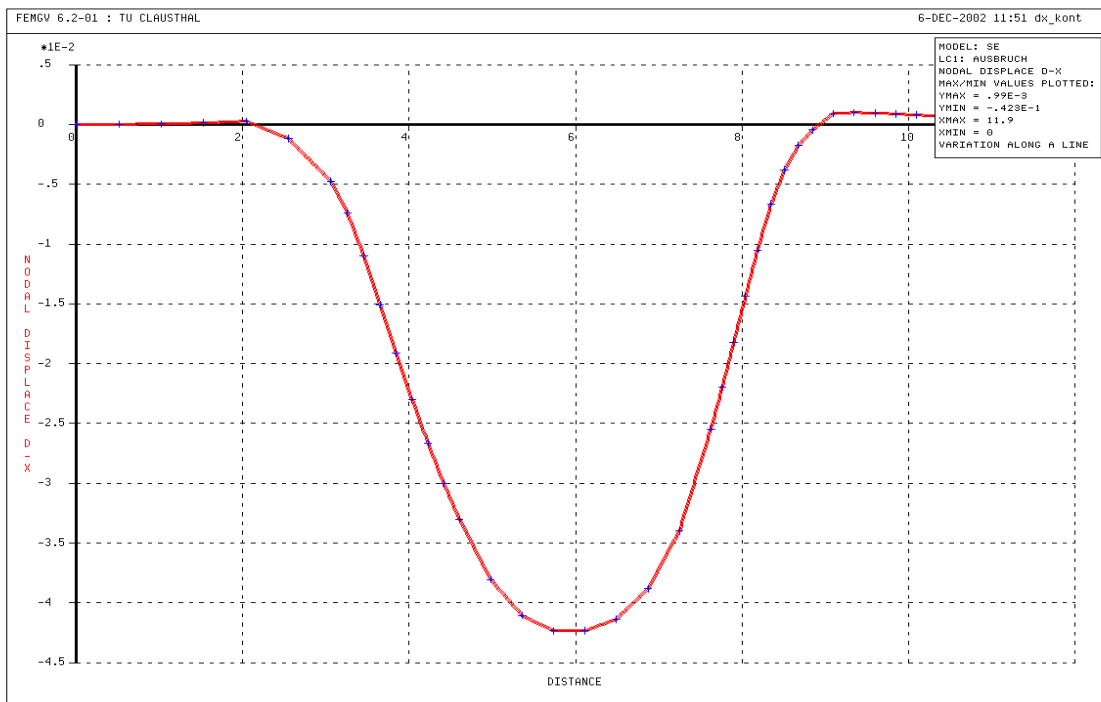


Bild 9.19: Horizontalverformungen an der Kontur, elastisch- plastisch, $\psi = 5^\circ$, in m

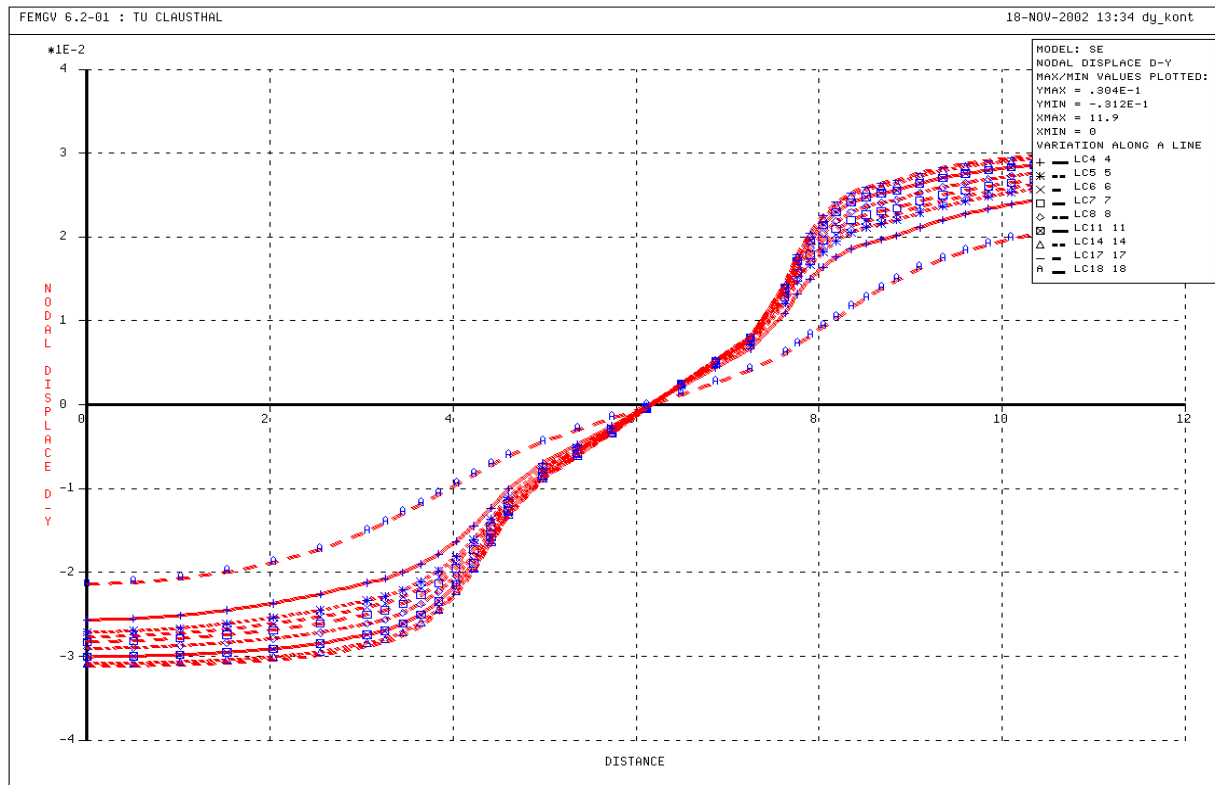


Bild 9.20: Vertikalverformungen an der Kontur, Hou/Lux-T, in m

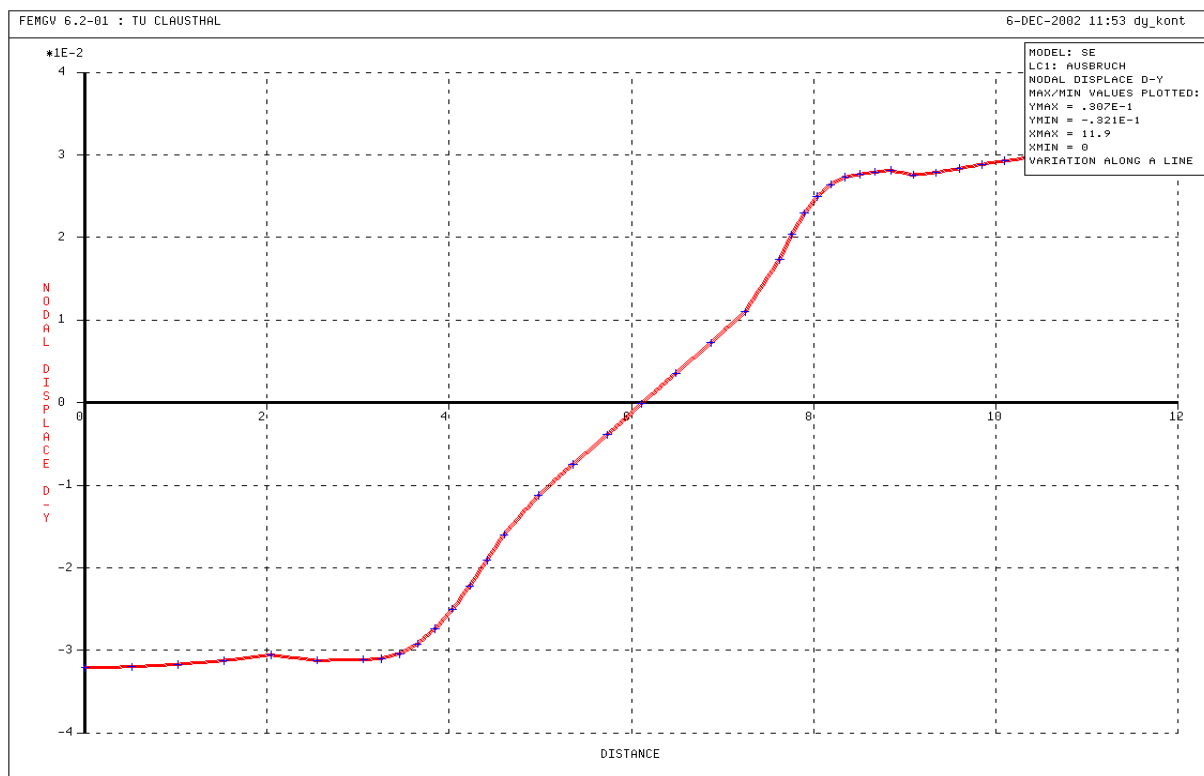


Bild 9.21: Vertikalverformungen an der Kontur, elastisch- plastisch, $\psi = 5^\circ$, in m



(c3) Dilatanz

Für den Vergleich der Dilatanz zwischen dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* und den elastisch- plastischer Berechnungen wird exemplarisch für den Horizontalschnitt ein Knotenpunkt im Konturbereich betrachtet ($\Delta r = 1,80\text{m}$). Die rechnerisch ermittelten Dilatanzen sind in Tab. 9.11 zusammengestellt.

Dilatanz in ‰ $z = 600\text{m}, \text{Lastfall Ausbruch}, K_0 = 0,775$			
<i>Hou/Lux-T, t = 50a</i>	<i>el.- pl. $\psi = 5^\circ$ *</i>	<i>el.- pl. $\psi = 12,5^\circ$ *</i>	<i>el.- pl. $\psi = 25^\circ$ *</i>
0,76	2,43	6,18	16,9

Tab. 9.11: Dilatanz im Konturbereich ($\Delta r = 1,80\text{m}$), Horizontalschnitt

* Dilatanzwerte sind aus den Koordinatenverzerrungen des Endzustandes berechnet worden.

Mit den Zahlenwerten aus Tab. 9.11 wird ersichtlich, dass die mit dem Stoffmodell *Hou/Lux-T* errechnete Dilatanz im Konturnahbereich geringer ist als die ermittelten Werte aus den elastisch- plastischen Berechnungen. Damit setzt sich die Tendenz fort, dass die deformationsbezogenen Zustandsgrößen größere Unterschiede aufweisen. Diese Unterschiede beruhen auf Stoffmodellansätzen, die grundsätzlich verschieden sind und nur dadurch in Beziehung zueinander stehen, dass für die Parameterermittlung die Ergebnisse der gleichen laborativen Untersuchungen herangezogen werden.

9.3.2.2 Lastfall *Ausbruch und Temperatur* für die Teufe $z = 600\text{m}$

Im Gegensatz zum Salzgestein ist die Zunahme der Kriechrate bei Tongestein durch den Einfluss einer Temperaturerhöhung so gering zu bewerten, dass auf eine Berücksichtigung der Temperaturerhöhung im Hinblick auf eine Veränderung der Kriechrate verzichtet wird. Nicht berücksichtigt ist dabei allerdings der Einfluss einer Wassergehaltsänderung infolge Austrocknung bei angehobener Temperatur. Zur Ermittlung der Veränderung der Deformationsfähigkeit von Tongesteinen bei angehobener Temperatur sind noch systematische laborative Untersuchungen vorzunehmen.

Für den Durchführung der Berechnungen im Lastfall *Ausbruch und Temperatur* wird auch hier das bereits in *Lux et al. (2002)* vorgestellte Berechnungskonzept für Tongesteine über-

nommen. Danach wird zunächst ein jeweils stationäres Temperaturfeld berechnet für die entsprechenden Zeitabschnitte in der Temperaturverlaufskurve: für den Zeitraum von 0 bis 5a wird die Temperatur um $\Delta T = 30^\circ\text{C}$ erhöht, für den Zeitraum von 5-15a um $\Delta T = 15^\circ\text{C}$ und für den Zeitraum von 15-35a um $\Delta T = 5^\circ\text{C}$. In der Zeit von 35-50a tritt keine weitere Temperaturerhöhung ein. Die primäre Gebirgstemperatur wird für die unterschiedlichen Teufenlagen wie folgt angenommen:

$$z = 200 \text{ m} \rightarrow T_0 = 18^\circ\text{C}$$

$$z = 400 \text{ m} \rightarrow T_0 = 22^\circ\text{C}$$

$$z = 600 \text{ m} \rightarrow T_0 = 28^\circ\text{C}$$

Da die Temperaturerhöhung infolge der teilweise behinderten Ausdehnung des Gesteins in einer zusätzlichen Belastung durch Druckspannungen für das Gebirge resultiert, ist davon auszugehen, dass sich die deviatorische Beanspruchung im Gebirge durch die Temperatureinwirkung erhöht, folglich die Effektivspannungen ansteigen sowie die Dilatanz nach Ausdehnung und Intensität (Horizontalschnitt) und damit auch die nachhaltig geschädigten Zonen ($D > 0,4$, abgeschaltete Bereiche um die Kontur) als Indikator für bruchhafte Konturabschalungen größer werden.

Zur Überprüfung dieser Einschätzung werden in den Bildern 9.22 und 9.23 für die Berechnungslastfälle *Ausbruch* und *Ausbruch und Temperatur* die von *Mises-Spannungen* miteinander verglichen. Die Bilder 9.24 und 9.25 zeigen ergänzend die Dilatanz im Horizontalschnitt, wobei Maß und Ausdehnung der Dilatanz ersichtlich werden. Abschließend werden mit den Bildern 9.26 und 9.27 zwei Flächenplots mit den bruchhaft beanspruchten Konturbereichen gezeigt ($D > 0,4$). Für die Zustandsgrößen zeigt der Vergleich:

- (1) Aus den Bildern 9.22 und 9.23 geht hervor, dass die Temperaturerhöhung zwar entsprechend den Erwartungen zu größeren elastischen *von Mises-Spannungen* führt (z.B. $\Delta\sigma_v \approx 3 \text{ MPa}$ an der Kontur), dann aber entgegen den Erwartungen eine intensivere Spannungsumlagerung erfolgt, die bei einem vergrößerten pseudoplastischen Gebirgsbereich in einer geringeren maximalen *von Mises-Spannung* resultiert.
- (2) Aufgrund der nach Bild 9.23 in nur geringem Maße größeren Vergleichsspannung an der Hohlraumkontur für den Lastfall *Ausbruch und Temperatur* ist auch die Dilatanz im

betrachteten Horizontalschnitt nach Bild 9.25 an der Kontur zahlenmäßig etwas größer als die zum Vergleich dargestellten Zustandsgrößen aus dem Lastfall *Ausbruch*, Bild 9.22 bzw. Bild 9.24. Der direkte Vergleich der Bilder 9.22 und 9.23 zeigt deutlich, dass sich aufgrund der zusätzlichen thermisch induzierten Spannungen die Beanspruchungen weiter ins Gebirge hinein umlagern. Dieser Befund spiegelt sich wieder in den in Bild 9.24 und Bild 9.25 dargestellten Dilatanzverläufen. Daraus ist ersichtlich, dass sich der Bereich dilatanter Zonen im Lastfall *Ausbruch und Temperatur* gegenüber dem Lastfall *Ausbruch* vergrößert, d.h. sich die aufgelockerte Zone weiter ins Gebirge ausdehnt und die Dilatanz zahlenmäßig insgesamt zunimmt.

- (3) Die Ausdehnung der Gebirgsbereiche mit Konturbrüchen ($D > 0,4$) nimmt im Stoßbereich im Lastfall *Ausbruch und Temperatur* von 1,06 m auf 1,34 m zu. Im First- und Sohlbereich sind auch unter Temperatureinwirkung keine Konturbrüche zu erwarten, Bild 9.26 bzw. Bild 9.27.

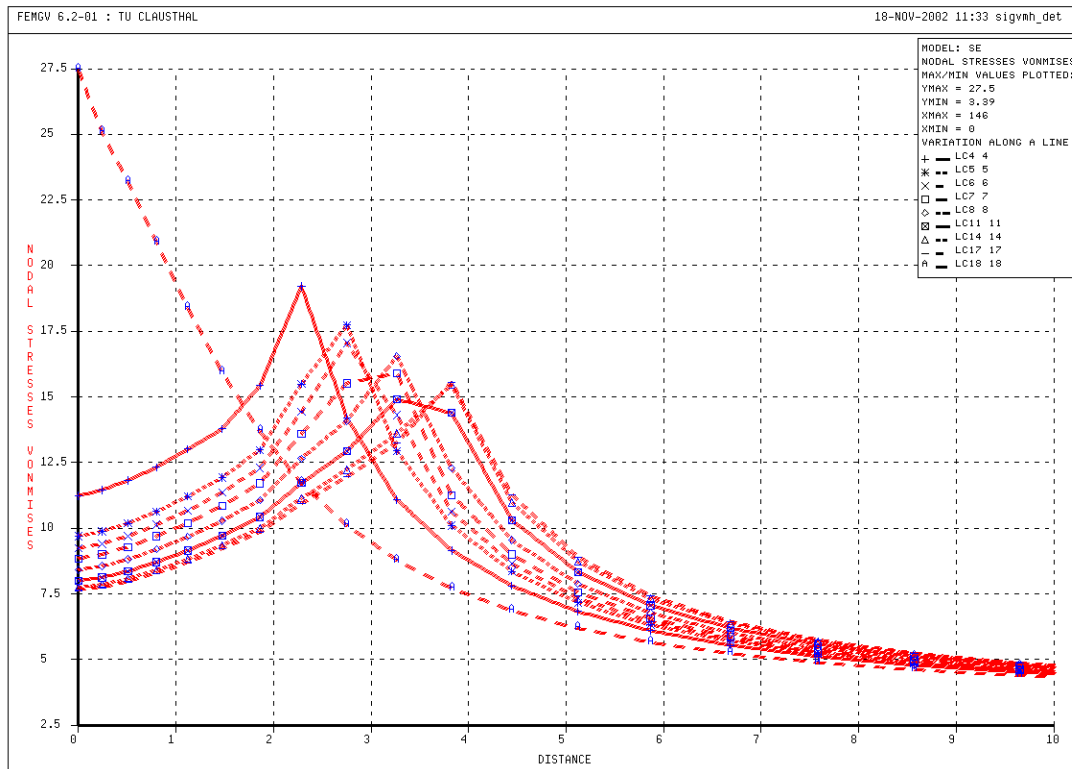


Bild 9.22: Horizontalschnitt, von Mises-Spannungen, $z = 600\text{m}$, Ausbruch, $K_0 = 0,775$, in MPa

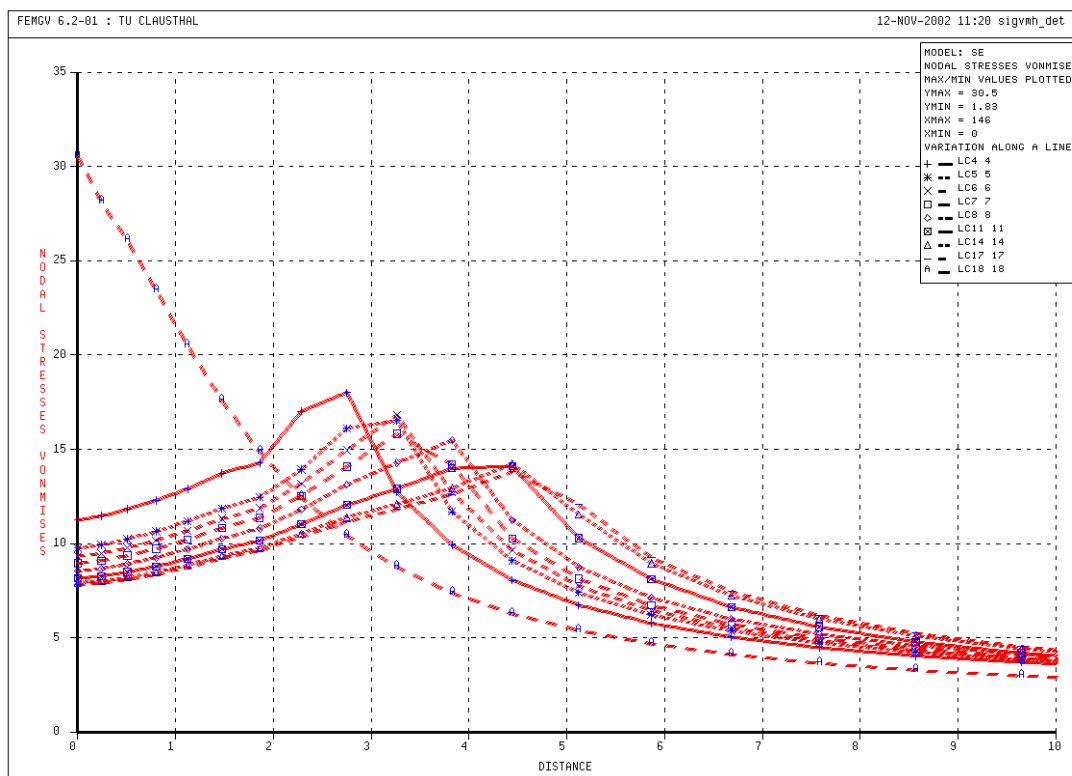


Bild 9.23: Horizontalschnitt, von Mises-Spannungen, $z = 600\text{m}$, Ausbruch und Temperatur, $K_0 = 0,775$, in MPa

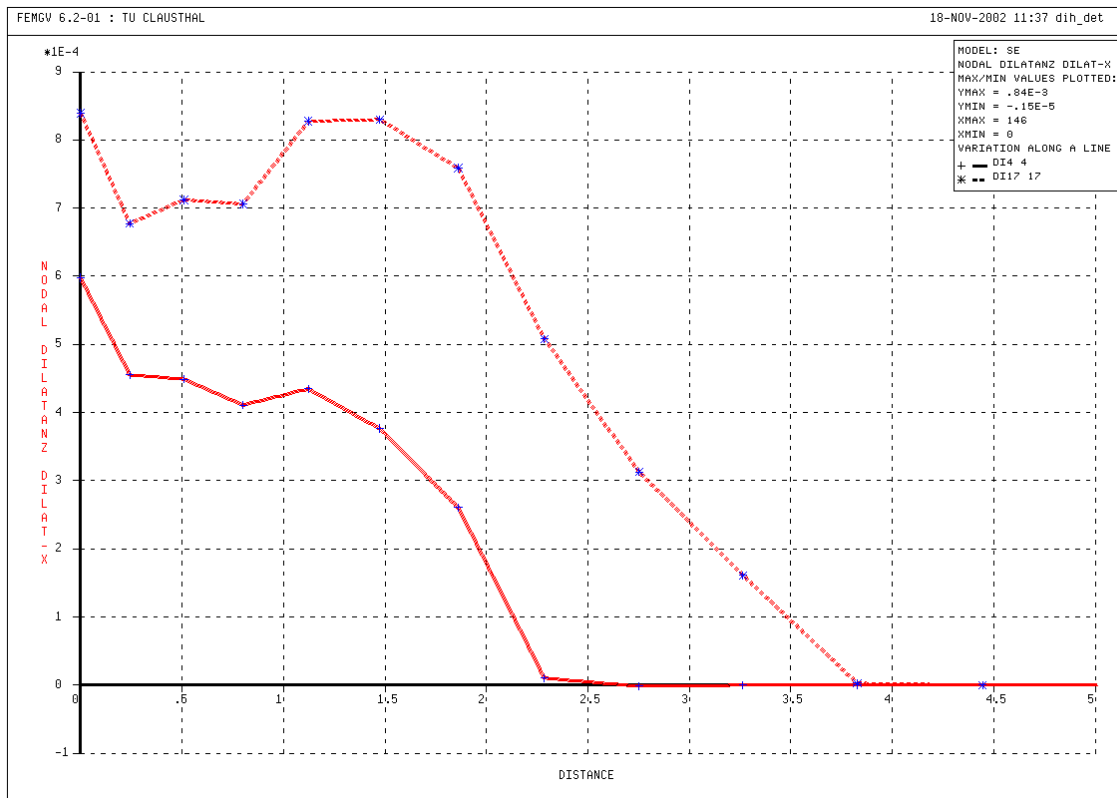


Bild 9.24: Horizontalschnitt, Dilatanz, $z = 600\text{m}$, Ausbruch, $K_0 = 0,775$, in -

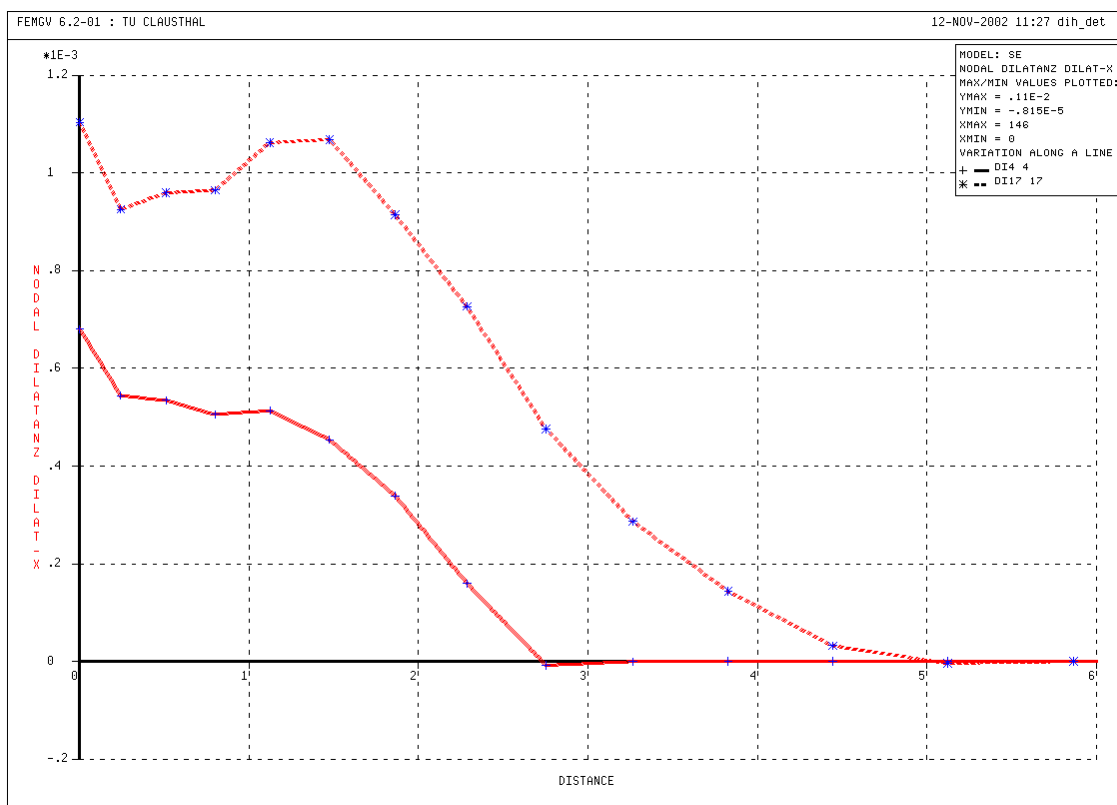


Bild 9.25: Horizontalschnitt, Dilatanz, $z = 600\text{m}$, Ausbruch und Temperatur, $K_0 = 0,775$, in -

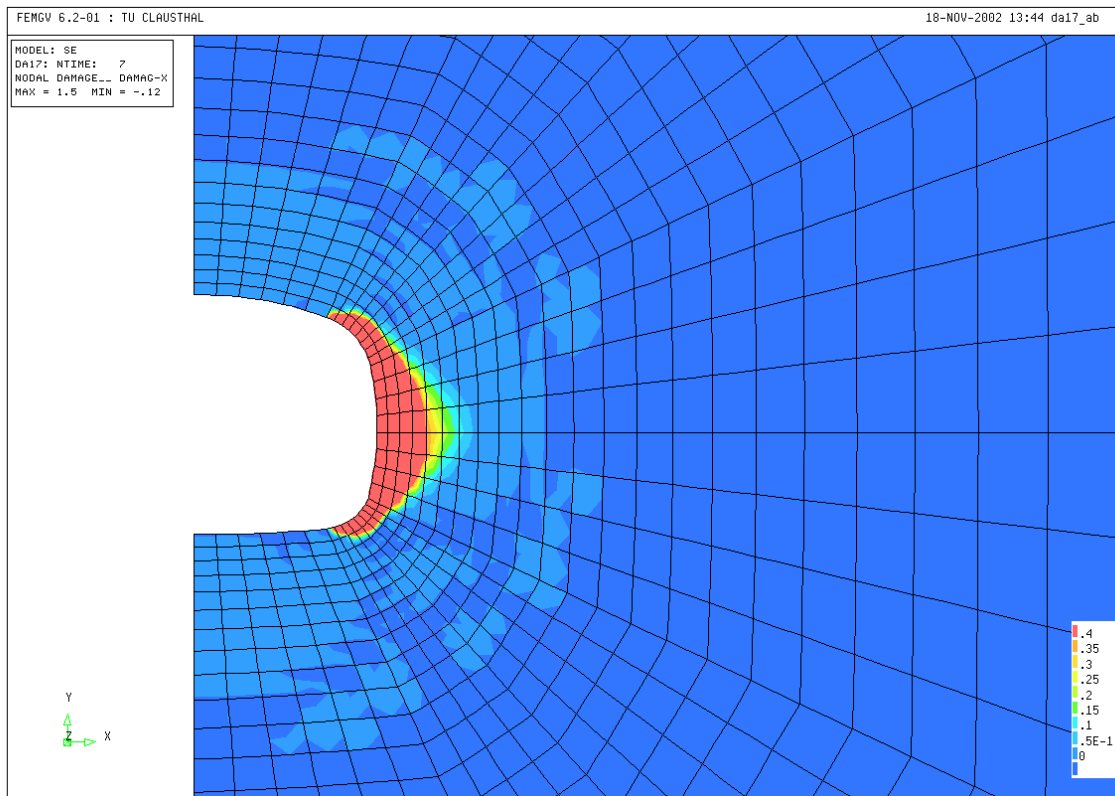


Bild 9.26: Horizontalschnitt, Damage ($D > 0,4$), $z = 600\text{m}$, Ausbruch, $K_0 = 0,775$, D in -

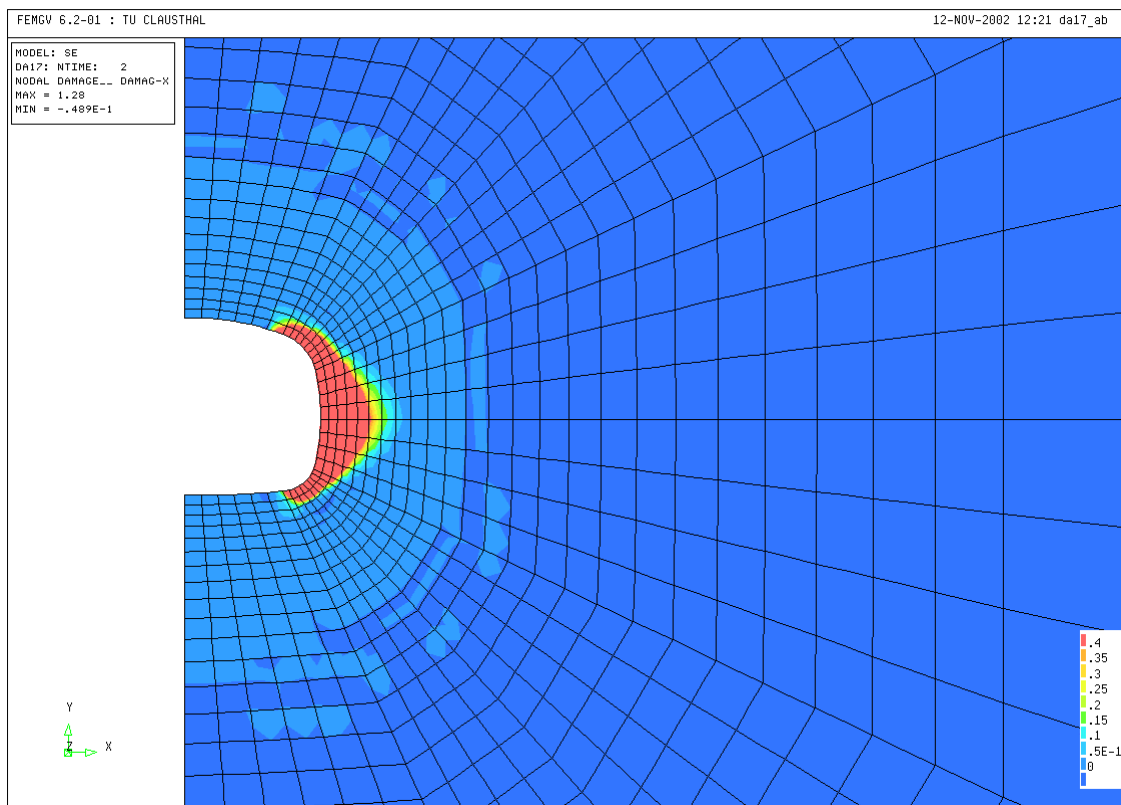


Bild 9.27: Horizontalschnitt, Damage ($D > 0,4$), $z = 600\text{m}$, Ausbruch und Temperatur, $K_0 = 0,775$, D in -



9.3.2.3 Zusammenfassende Auswertung des Tragverhaltens für die Teufen $z = 200\text{m}$, $z = 400\text{m}$ und $z = 600\text{m}$ im Tonsteingebirge

Im Anhang wird eine detaillierte Auswertung der Berechnungen hinsichtlich pseudoplastischer Zonen, dilatanter Zonen, Verformungen und Verzerrungen für die berechneten Teufenlagen des Grubenbaus von $z = 200\text{m}$, $z = 400\text{m}$ und $z = 600\text{m}$ erarbeitet. Zusätzlich ist dabei für die Teufe $z = 600\text{m}$ eine Variation der Dilatanzfestigkeit von $\beta_{\text{Dil}}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$ durchgeführt worden und auch eine Variation des das bruchhafte Versagen des Gesteins charakterisierenden Damageparameters kritD ($\text{kritD} = 0,4$, $\text{kritD} = 0,45$, $\text{kritD} = 0,5$), um einerseits die Größe der dilatanten Zonen entsprechend der aus Erfahrung und aus Angaben in Literatur abgeleiteten Dilatanzfestigkeit in einer Variation darstellen zu können und um andererseits das nur abgeschätzte Kriterium $\text{kritD} = 0,4$ als Maß für den Beginn erster bruchhafter Abschalungen zu analysieren bei einer Variation mit $\text{kritD} = 0,45$ und $\text{kritD} = 0,5$. Möglicherweise sind hieraus Konsequenzen für die Beurteilung der Tragfähigkeit des Gebirges abzuleiten im Hinblick auf die Erarbeitung der Gebirgsdruckfestigkeits- Teufendiagramme (Sensitivität gegenüber nur in einer Bandbreite einschätzbaren Berechnungs- Eingangsdaten).

9.4 Salzgestein

9.4.1 Überprüfung der Randbedingungen

Die Überprüfung der Randbedingungen zur Validierung der Berechnung erfolgt hier exemplarisch für den Berechnungslauf *Ausbruch*. Für den Berechnungslauf *Ausbruch und Temperatur* ist eine gleichartige Betrachtung vorgenommen worden.

Die Auftragung der Zustandsgrößen erfolgt in Schnitten und Flächenplots. Als Schnitte werden gewählt:

- ein Horizontalschnitt, der vom Stoß horizontal durch das Modell bis an die äußere Modellberandung verläuft und
- ein Vertikalschnitt, der entlang der Symmetrieebene von der unteren bis zur oberen Modellberandung verläuft.

Bild.9.28 zeigt die Lage der Schnitte:

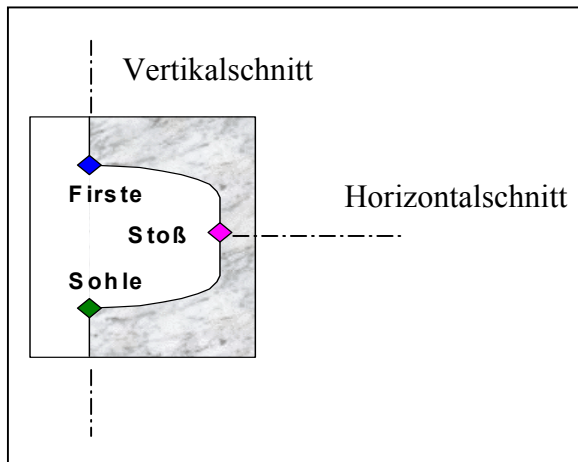


Bild 9.28 Lage der Schnitte für die Ergebnisauswertung

Die Berechnungsergebnisse sind im Grundsatz dann als zahlenmäßig richtig anzunehmen, wenn mindestens folgende Randbedingungen erfüllt sind:

- Horizontalschnitt/ Spannungen $\sigma_x \equiv 0$ an der Kontur; für den Lastfall *Ausbruch* ins Gebirge hinein allmähliches Erreichen des Primärspannungszustandes.
- Horizontalschnitt/ Spannungen σ_y für den Lastfall *Ausbruch* ins Gebirge hinein allmähliches Erreichen des Primärspannungszustandes.
- Vertikalspannung σ_x für den Lastfall *Ausbruch* ins Gebirge hinein Übergang zum Primärspannungszustand mit Niveau $p_h = K_0 \cdot p_v$,
- Vertikalspannung σ_y für den Lastfall *Ausbruch* ins Gebirge hinein Übergang zum Primärspannungszustand mit Niveau p_v ,
- Konturschnitt für den Lastfall *Ausbruch* mit $\sigma_1 \equiv 0$ MPa. Diese Randbedingung muss an der Kontur in jedem Gebirgselement erfüllt sein, da die Strecke keinen Ausbau aufweist. Tatsächlich entstehen in den Eckbereichen aufgrund der großen Spannungsgradienten und der gewählten Diskretisierung numerische Ungenauigkeiten mit von $\sigma_1 = 0$ MPa abweichenden Spannungszuständen. Außerdem können durch die Extrapolation der Zustandsgrößen von den Gaußpunkten und den Innenknoten zu den Randknoten zusätzlich Ungenauigkeiten induziert werden. Für elastische Berechnungen ergeben sich lokal Werte von $\Delta\sigma = \pm 5$ MPa in den numerisch als problematisch erkannten Bereichen, die bezogen auf die Maximalspannungen und das begrenzte lokale Auftre-



ten allerdings als tolerabel erscheinen, so dass keine modifizierte Diskretisierung des Berechnungsmodells vorgenommen werden muss. Im Rahmen der elastisch- viskosen Berechnungen bei Salzgestein nehmen diese Extremalwerte infolge der Spannungsumlagerungen ab.

Die Überprüfung der Einhaltung vorstehender Randbedingungen erfolgt anhand der aufgetragenen Berechnungsdaten für den Lastfall Ausbruch in den Bildern 9.29 bis 9.33. Die daraus folgenden Befunde sind in Tabelle 9.12 zusammengestellt:

Bild	Schnitt	Spannung	Bereich	Kriterium	Ist, MPa (von–bis)	Soll, MPa (von–bis)	Erfüllt
9.29	horizontal	σ_x	Kontur	$\sigma_x = 0$	0,1	0	ja
9.29	horizontal	σ_x	> 40m	p_h	21	21,06	ja
9.30	horizontal	σ_y	> 40m	p_v	21	21,06	ja
9.31	vertikal	σ_x	0-100m 200-300m	p_h	21–17,5	21,06–17,55	ja
9.32	vertikal	σ_y	145, 155m	$\sigma_y = 0$	0,012	0	ja
9.32	vertikal	σ_y	0-100m 200-300m	p_v	21–17,5	21,06–17,55	ja
9.33	Kontur	σ_1	0-12m	$\sigma_1 = 0$	0–2,5	0	ja

Tabelle 9.12: Exemplarische Zusammenstellung von Zustandsgrößen zur Überprüfung der Randbedingungen für den Berechnungslauf „Ausbruch“

Die Überprüfung zeigt, dass die Spannungsrandbedingungen sehr gut eingehalten werden, so dass von

- einer zahlenmäßig richtigen Berechnung und
- einer grundsätzlich hinreichend feinen Diskretisierung des Berechnungsmodells ausgegangen werden kann.

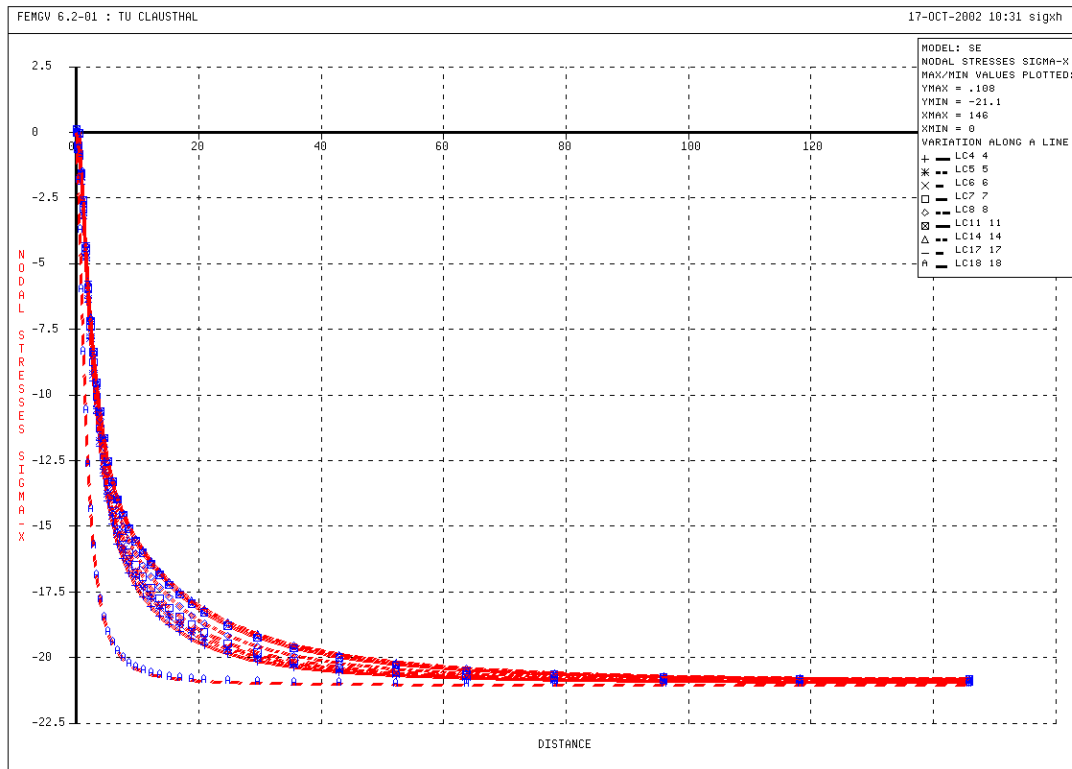


Bild 9.29: Horizontalschnitt, Spannung σ_x , in MPa

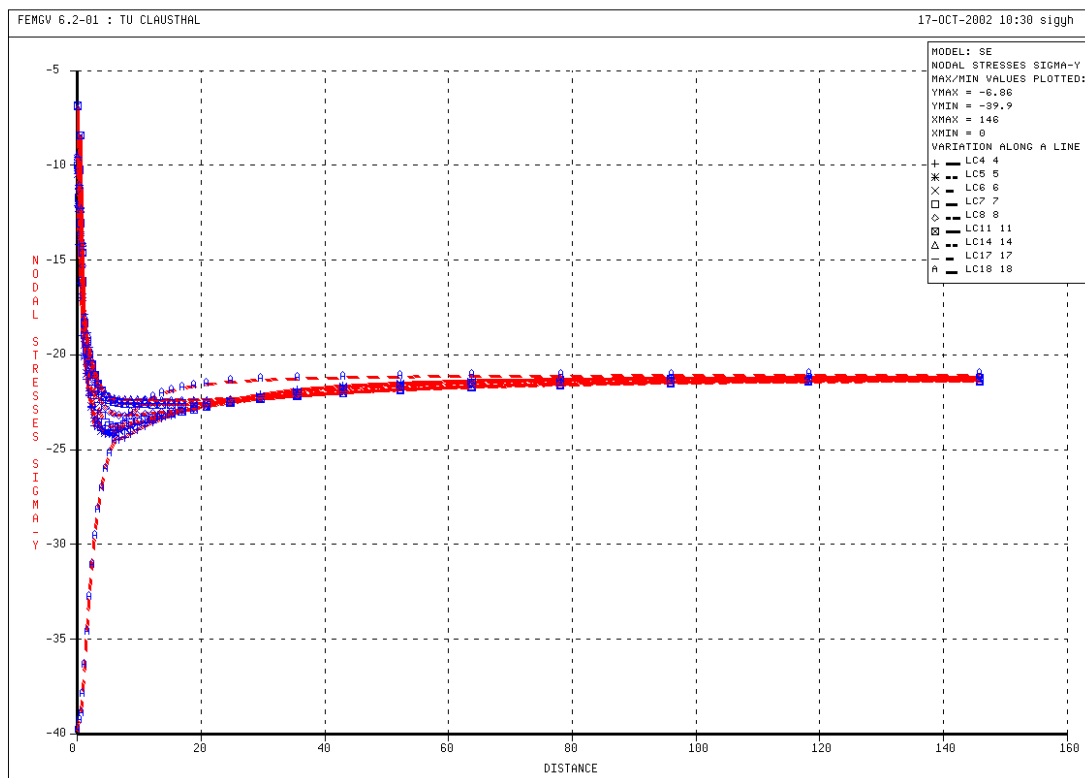


Bild 9.30: Horizontalschnitt, Spannung σ_y , in MPa

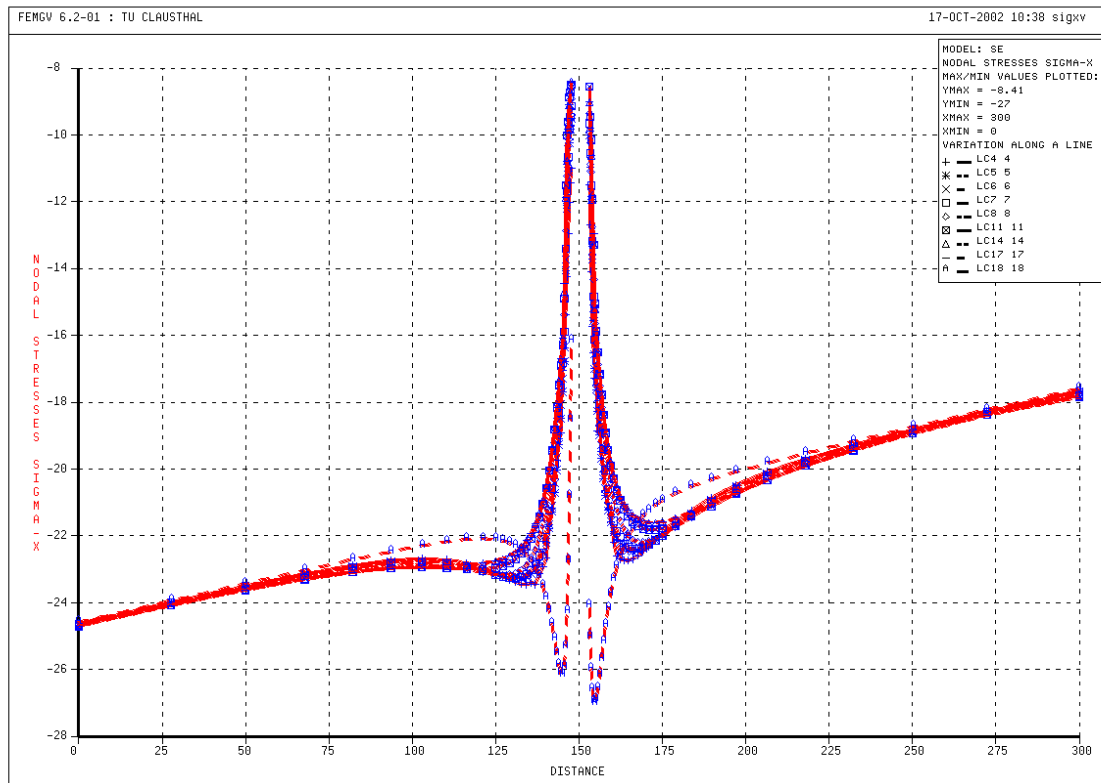


Bild 9.31: Vertikalschnitt, Spannung σ_x , in MPa

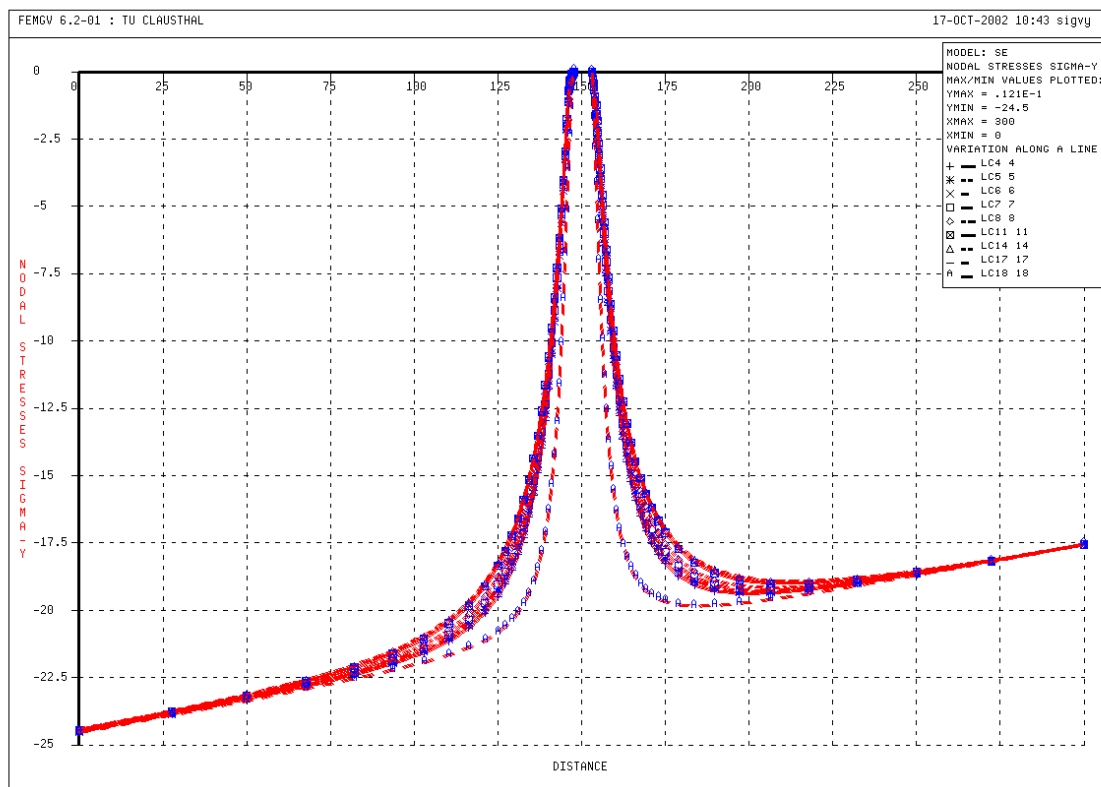


Bild 9.32: Vertikalschnitt, Spannung σ_y , in MPa

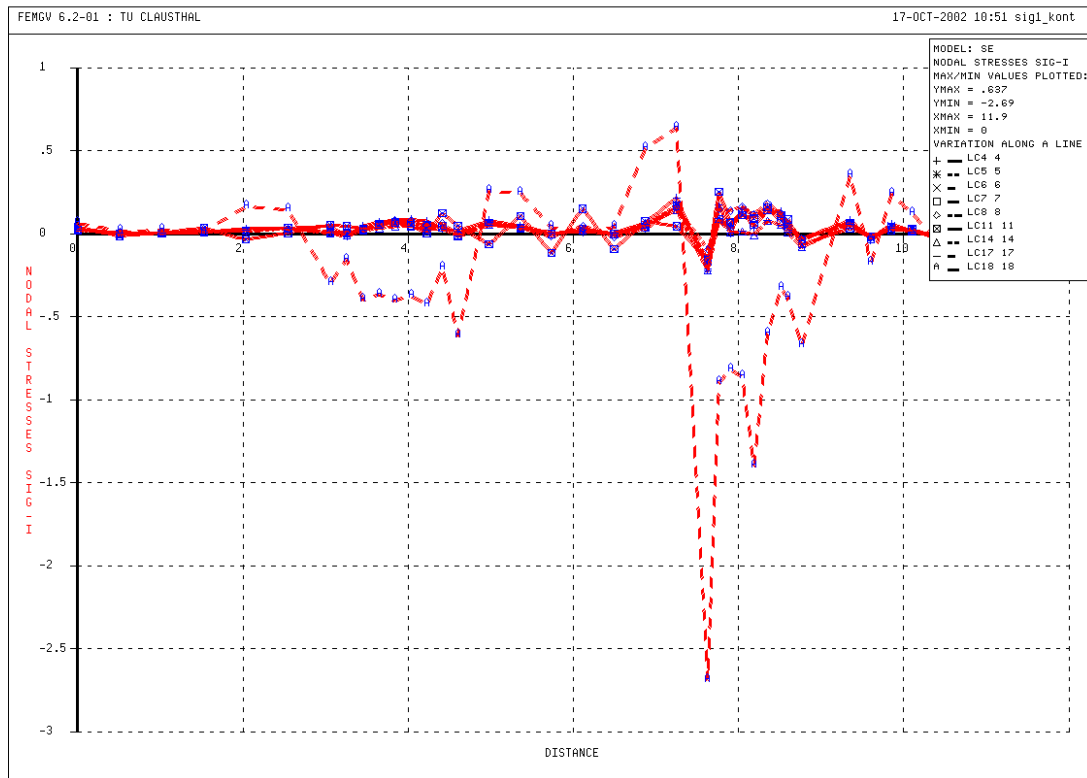


Bild 9.33: Konturschnitt Spannung σ_1 , in MPa

9.4.2 Diskussion der Berechnungsergebnisse

9.4.2.1 Vorbemerkung

Nach Überprüfung der Einhaltung der Randbedingungen folgt die eigentliche Auswertung der Berechnungsergebnisse. Hier werden nur die Ergebnisse nach 30 Tagen (Lastfall 4) und nach 50 Jahren (Lastfall 17 respektive Lastfall 21 für die Berücksichtigung der Temperatur in der Berechnung) betrachtet- einerseits, um eine Aussage über die Spannungen im Zeitraum unmittelbar nach dem Hohlraumausbruch zu erhalten, bevor die vollständige Spannungsumlagerung durch Kriechprozesse stattgefunden hat, andererseits, um nach 50 Jahren die räumliche Begrenzung geschädigter/ entfestigter Bereiche, die Größe der dilatanten Zone und die Intensität der Schädigung durch die Darstellung der Dilatanz selbst und die Entwicklung der Sekundärpermeabilitäten als ein Maß für die Neigung zur Bildung von Wegsamkeiten in der entfestigten Konturzone einzuschätzen. Dadurch werden wesentliche Hinweise zur Charakterisierung des Gebirges bezüglich seines Tragverhaltens und seiner Fähigkeit zur Mitwirkung bei der Strecken- bzw. Schachtabdichtung erhalten.



Im folgenden werden als Grundlage für die Auswertung Schnittdarstellungen der Ergebnisse für die Zustandsgrößen Damage, Dilatanz (Volumenverzerrung) und hydraulische Durchlässigkeit vorgestellt. Die einzelnen Darstellungen werden jeweils kurz diskutiert.

Zum Vergleich und letztendlich zur Quantifizierung des Einflusses der Temperaturänderungen auf die Zustandsgrößen durch die Erhöhung der Kriechraten und durch die thermisch induzierten Spannungen werden ausgewählte Berechnungsergebnisse gegenübergestellt und der thermische Einfluss explizit bewertet.

Abschließend erfolgt eine vergleichende Auswertung der Zustandsgrößen in Abhängigkeit von den unterschiedlichen Teufenlagen. Hierfür werden Tabellenblätter entwickelt, in denen die relevanten Zustandsgrößen pseudo-plastische Zone (Bruchzone), Dilatanzzone, effektive Verzerrungen und Konvergenzen über die Teufe aufgetragen werden. Diese Auswertung erfolgt in Anlehnung an die Auswertung in *Teil A, Lux et al. (2002)*.



9.4.2.2 Schädigung (Damage) D

Der Parameter Schädigung D ist ein Maß für die Intensität der Schädigung im Gesteinsgefüge. Bei orientierender Einschätzung bedeuten eine Schädigung von $D \geq 0,15$ nachhaltige Rissbildungen (Konturbrüche), während Abschalungen erst bei Zahlenwerten von $D \geq 0,4 = \text{kritD}$ bzw. D_f zu erwarten sind. Gebirgsbereiche mit $D > 0,4$ sind damit als intensiv geschädigt und nicht mehr oder in nur noch geringem Maße als tragfähig anzusehen. Eine Eliminierung dieser Bereiche erfolgt im EDV-Programm (noch) nicht.

Zahlenwerte $D > 1,0$ sind aus Extrapolationen zu erklären, die im Berechnungsprogramm *Mises3* erfolgen, da bei der Methode der finiten Elemente die Ergebnisse in jedem Element exakt in den Gaußpunkten angezeigt werden. Von den Gaußpunkten muss anschließend auf die Knotenpunkte extrapoliert werden.

Sowohl in dem Horizontal- wie auch in dem Vertikalschnitt nach Bild 9.34 bzw. Bild 9.35 wird deutlich, dass zwar die Ausdehnung der geschädigten Zone im Zeitraum von 30 Tagen bis zu 50 Jahren nicht signifikant zunimmt, die Intensität der Schädigung in dem geschädigten Bereich in diesem Zeitraum jedoch um ein Vielfaches ansteigt. Die aus den instantan aufgebrauchten Ausbruchkräften resultierenden Deviatorspannungen mit dem Extremalwert an der Kontur werden mit der Zeit in den konturnahen Gebirgsbereich umgelagert und führen so zu einer voranschreitenden Schädigung, die gleichzeitig eine Entfestigung und daraus resultierend eine Tragfähigkeitsabnahme bedeutet.

Weiterhin nehmen schädigungsbedingt die inelastischen Deformationen zu. Aufgrund des geometrisch nicht regelmäßigen Konturquerschnitts sind die geschädigten Bereiche im Stoß mit $b \approx 1,20\text{m}$, in der Firste mit $b \approx 1,8\text{m}$ und in der Sohle mit $b \approx 2,7\text{m}$ unterschiedlich groß.

Für die Referenzteufe von $z = 900\text{m}$ werden an der Kontur bereichsweise Schädigungen $D > 0,4$ erhalten. Diese Gebirgsbereiche sind als konturbruchgefährdet anzusehen.

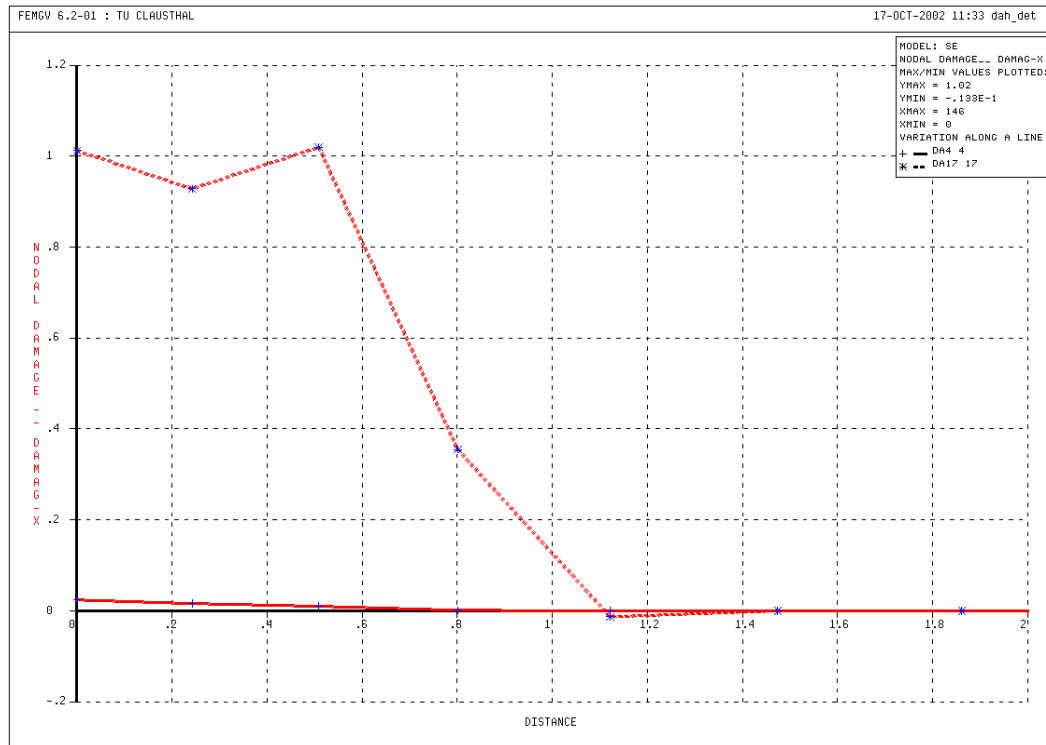


Bild 9.34: Horizontalschnitt, Damage (Schädigung) D , in -

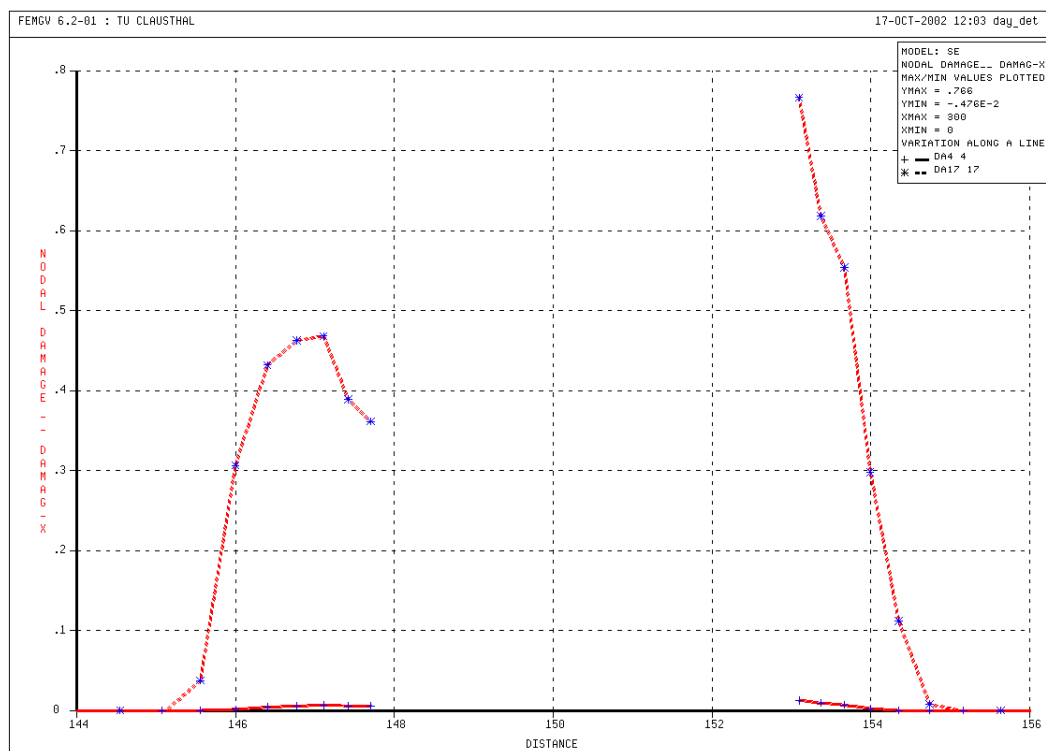


Bild 9.35: Vertikalschnitt, Damage (Schädigung) D , in -



9.4.2.3 Dilatanz

Die Dilatanz beschreibt die volumetrische Verzerrung des Gesteins, d.h. die Gefügebrauchlockerung. Mit der Initiierung bzw. Weiterentwicklung von Mikrorissen und ihrer Aggregation zu Makrorissen nimmt das Volumen des dilatanten Gebirgsbereichs zu (Gefügebrauchlockerung).

Bild 9.36 und Bild 9.37 zeigen die berechnete Dilatanzentwicklung nach 30 Tagen und nach 50 Jahren. Daraus folgt:

Je größer die Ausdehnung der Dilatanzzonen und die Dilatanz (Volumendehnung) sind, desto mehr wird die Dilatanzfestigkeit des Gesteins überschritten mit der Konsequenz, dass sich in der dilatanten Zone durch die Gefügebrauchlockerung und die Vernetzung der Sekundärrisse durchgehende Wegsamkeiten für Fluide ausbilden können. Mit der Zunahme der Dilatanz und der Vergrößerung der dilatanten Zonen allein ist allerdings noch keine Aussage über die Permeabilität in diesen Zonen möglich. Bei geringer Dilatanz müssen die sich bildenden Mikrorisse entlang der Korngrenzen und innerhalb der Mineralkörner noch nicht vernetzt sein, so dass auch keine hydraulisch wirksamen Wegsamkeiten entstanden sind. Allerdings kann über die Größe der dilatanten Zonen und die Dilatanz als Maß für die Gefügebrauchlockerung die Neigung zur Bildung von Sekundärwegsamkeiten eingeschätzt werden: große dilatante Bereiche mit auch entsprechend großer absoluter Dilatanz im Bereich der Kontur sind daher negativ zu bewerten. Aus diesem Grund und vor dem Hintergrund einer möglichen Rissrückbildung (Risschließung und Rissverheilung) bei Belastungsinversion insbesondere in Salzgesteinen ist die Größe der dilatanten Bereiche um die Hohlraumkontur auf maximal $\Delta r = 3\text{ m}$ begrenzt worden, wenn noch günstige gebirgsmechanische Eigenschaften im Sinne der Integrität des Barrierengesteins vorliegen sollen.

Zur Beurteilung der zu erwartenden Durchflussmenge durch die geschädigte Konturzone nach einem Verschluss der Strecke mit einem Dammbauwerk (\rightarrow geotechnische Barriere) wird eine Porositäts- Permeabilitäts- Beziehung verwendet, die auf Arbeiten von *Stormont (1992)* beruht. Damit ist es möglich, in Abhängigkeit u.a. von der Dilatanz und von der Minimalspannung Permeabilitätsänderungen zahlenmäßig zu bestimmen, die in ihrem zeitlichen Verlauf die Vernetzung der sich bildenden oder ausweitenden Mikrorisse zu untereinander verbundenen Rissystemen widerspiegeln.

An den Bildern 9.38 und 9.39 ist die Ausbildung der dilatanten Zonen zu ersehen.

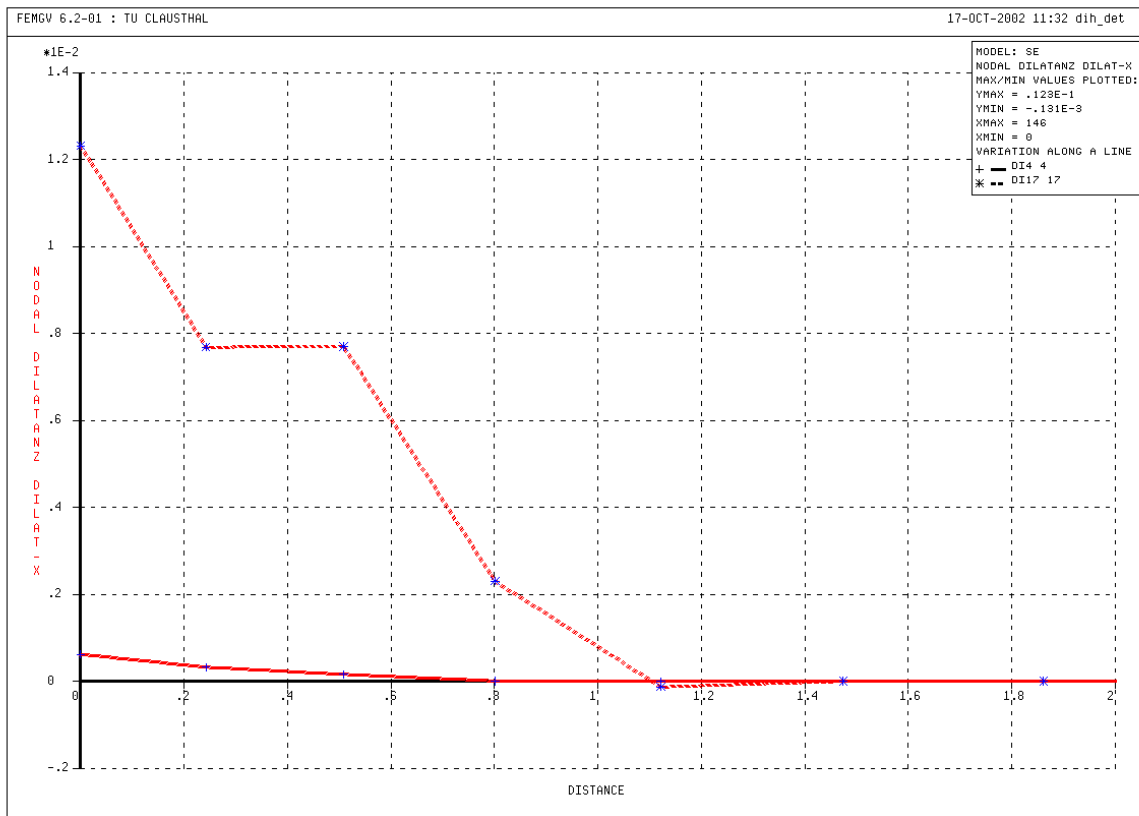


Bild 9.36: Horizontalschnitt, Dilatanz, in -

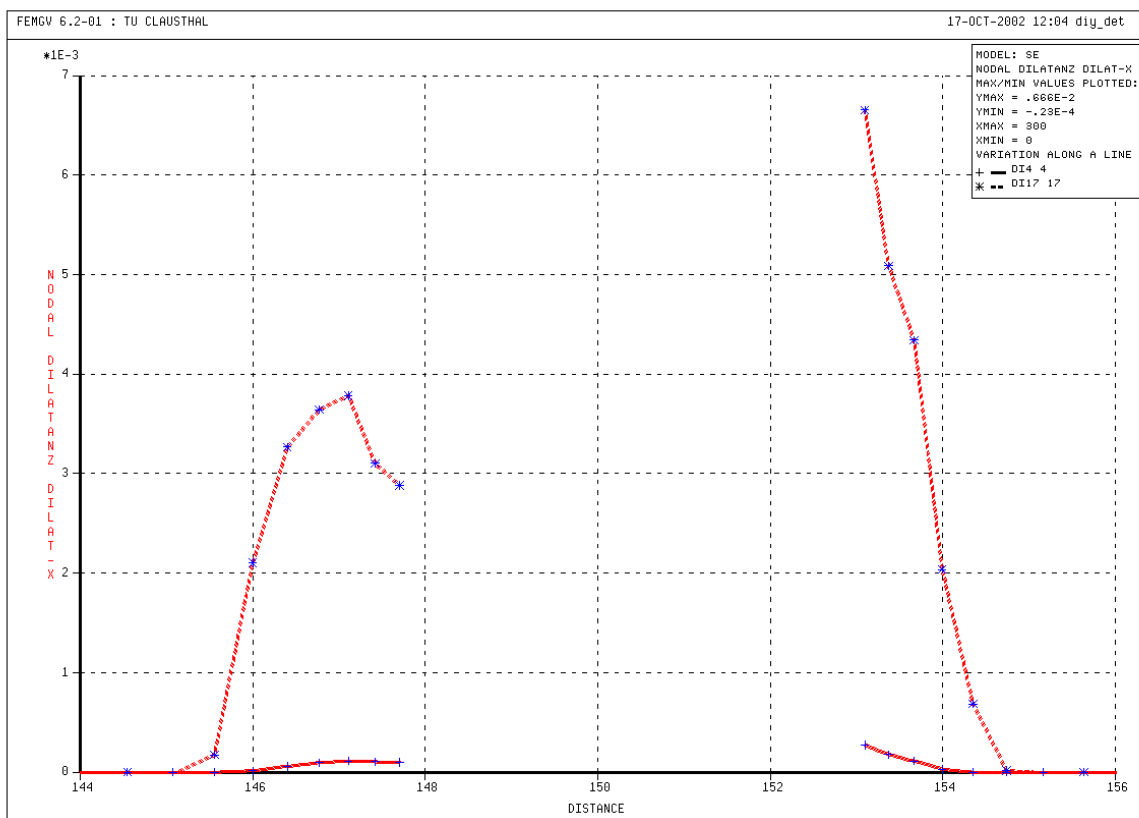


Bild 9.37: Vertikalschnitt, Dilatanz, in -

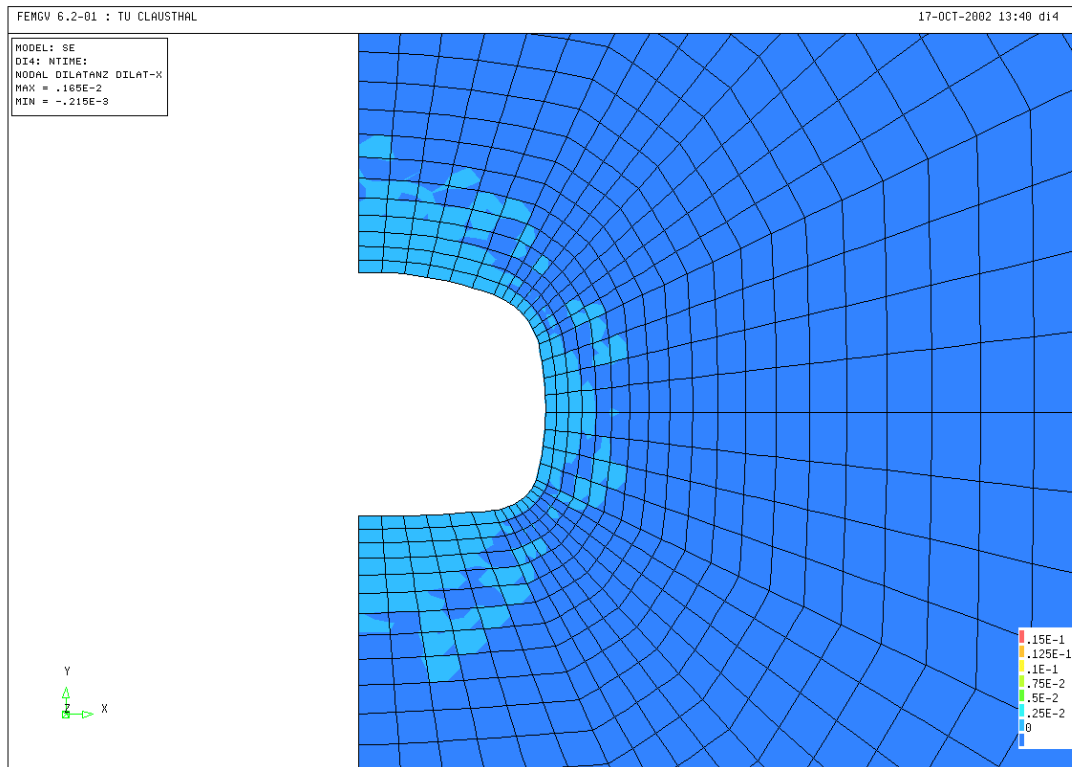


Bild 9.38: Form und Ausbildung der dilatanten Zonen (Salz, Ausbruch, $z = 900\text{m}$, $t = 30\text{d}$),
Dilatanz in -

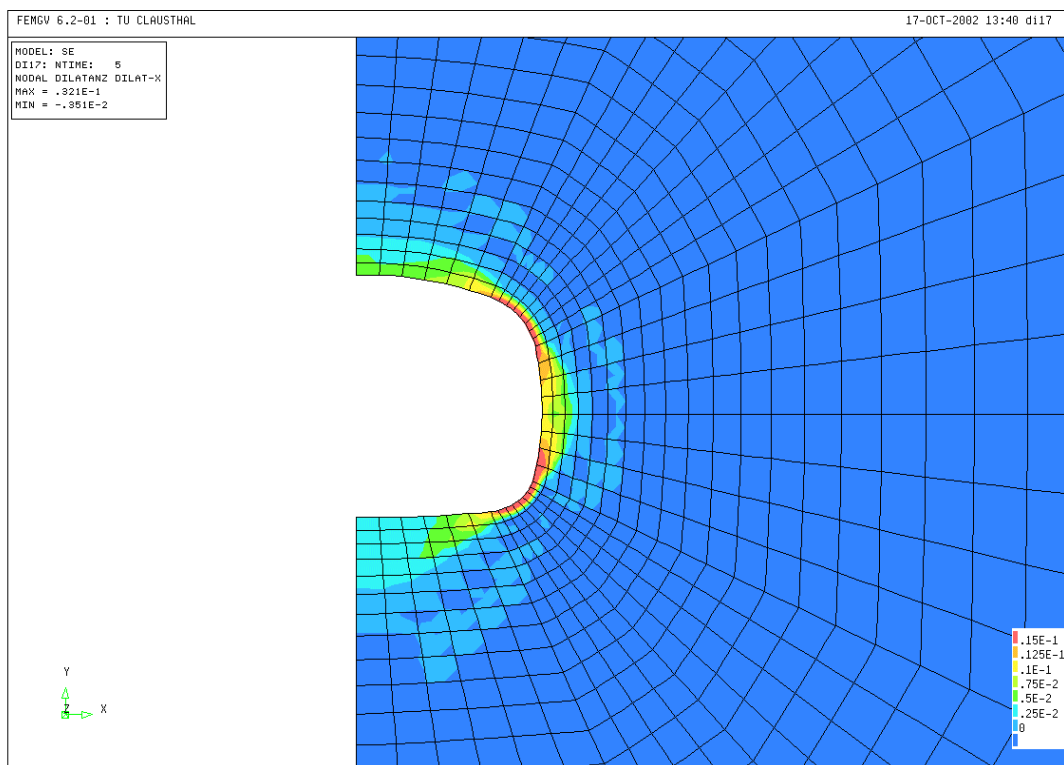


Bild 9.39: Form und Ausbildung der dilatanten Zonen (Salz, Ausbruch, $z = 900\text{m}$, $t = 50\text{a}$),
Dilatanz in -



9.4.2.4 Sekundärpermeabilität bzw. hydraulischer Durchlässigkeitsbeiwert

Bild 9.40 und Bild 9.41 zeigen die Entwicklung des hydraulischen Durchlässigkeitsbeiwertes (der hydraulischen Leitfähigkeit) nach 30 Tagen respektive 50 Jahren. Zur zahlenmäßigen Charakterisierung der primären Gebirgsdurchlässigkeit wurde ein Durchlässigkeitsbeiwert von $k_f = 10^{-15}$ m/s für das unverritzte Gebirge angesetzt.

Grundlage für die Berechnung der Sekundärpermeabilität aus den mechanischen Zustandsgrößen ist das *Porositäts-/ Permeabilitätsmodell* nach Stormont (1992):

$$K = A(\sigma_3/\sigma^*)^{2\lambda}(\varepsilon_v)^s \quad (9.1)$$

mit K - Permeabilität, m^2

σ_3 - Minimalspannung, MPa

σ^* - Korrekturfaktor für die Einheiten, 1 MPa

λ - negativer Exponent (Nichtlinearität), -

ε_v - Dilatanz, -

s - Parameter zur Charakterisierung der Tortuosität der Fließwege, -

Das Problem dieser Beziehung offenbart sich schnell, wenn für den berechneten Sekundärpermeabilitätszustand die Durchflussmengen in axialer Richtung berechnet werden. Mit Hilfe des Nachlaufprogramms *m3strom.exe* wurden für die im Konturbereich vorliegenden Sekundärpermeabilitäten sowohl nach 30 Tagen (Lastfall4) wie auch nach 50 Jahren (Lastfall17) die Durchflussmengen berechnet unter der Annahme, dass die Strecke mit einem Dammbauwerk verschlossen wird, die aufgelockerten Konturbereiche nicht entfernt werden, der Effekt der Verheilung unberücksichtigt bleibt und die Beaufschlagung mit Salzlösung instantan erfolgt. Als hydraulischer Gradient wird ein Zahlenwert von $i = 50$ angesetzt, d.h. $z = 900$ m Tiefe bei einer Salzlösungsdichte von $\rho = 1,2$ kg/cm³ und einer Dammlänge von $l = 20$ m. Das Nachlaufprogramm ist dokumentiert in Xie (2002). Aus dem Nachlaufprogramm folgt dann für den axialen Volumenstrom:

Lastfall 4, $t = 30$ d, hydraulischer Gradient $i = 50$:

$$\dot{Q} = 0,110 \text{ m}^3/\text{s} = 110 \text{ l/s} (= 6,6 \text{ m}^3/\text{min})$$



Lastfall 17, $t = 50a$, hydraulischer Gradient $i = 50$:

$$\dot{Q} = 0,149 \text{ m}^3/\text{s} = 149 \text{ l/s} (=8,94 \text{ m}^3/\text{min})$$

Daraus folgt für die Umläufigkeit des Abdichtungsbauwerkes ein Volumenstrom von $\dot{Q} = 110 \text{ l/s}$ bzw. 149 l/s .

Bei diesen Zahlenwerten wird deutlich, dass das PoroPerm-Modell nach *Stormont* eher nicht geeignet ist, eine der Sekundärporosität (Dilatanz) zugeordnete plausible Sekundärpermeabilität für die Berechnung der Durchflussmenge zu liefern. Diese Einschätzung beruht auf den sehr groß erscheinenden Zahlenwerten vor allem für den Zeitpunkt $t = 30$ Tage nach Hohlraumausbruch mit einer Durchflussrate von $\dot{Q} = 110 \text{ l/s}$ ($= 6,6 \text{ m}^3/\text{min}$).

Der Grund für diese mögliche Fehleinschätzung der Durchflussraten könnte im PoroPerm-Modell nach *Stormont* zu finden sein. Der Zahlenwert für die Permeabilität K wird in Abhängigkeit von der Dilatanz einerseits und andererseits in Abhängigkeit von der Minimalspannung berechnet. Da die Minimalspannung an der Kontur $\sigma \equiv 0 \text{ MPa}$ ist, wird die rechnerische Permeabilität nach *Stormont* unendlich groß. In der Implementierung des PoroPerm-Modells in das Programm *Mises3* wird allerdings die Sekundärpermeabilität bereits auf $K = 10^{-10} \text{ m}^2$ als Maximalwert begrenzt. Aus diesem Grund ist an der Kontur bereits der reduzierte Zahlenwert von $K = 10^{-10} \text{ m}^2$ bzw. $k_f = 10^{-3} \text{ m/s}$ zu finden und nicht, wie entsprechend der verwendeten PoroPerm-Beziehung anzunehmen wäre, eine größere Permeabilität.

Durch geeignete laborative Untersuchungen unter definierten Randbedingungen und rechnerische Analysen zur Modellvalidierung ist die Realitätsnähe von PoroPerm-Modellen zu belegen (z.B. Beanspruchung eines axial gelochten Großbohrkerns bis in den Dilatanzbereich und Umströmung einer Querschnittsabdichtung mit Messung des Volumenstroms). Derartige Untersuchungen sind für die Zukunft vorgesehen.

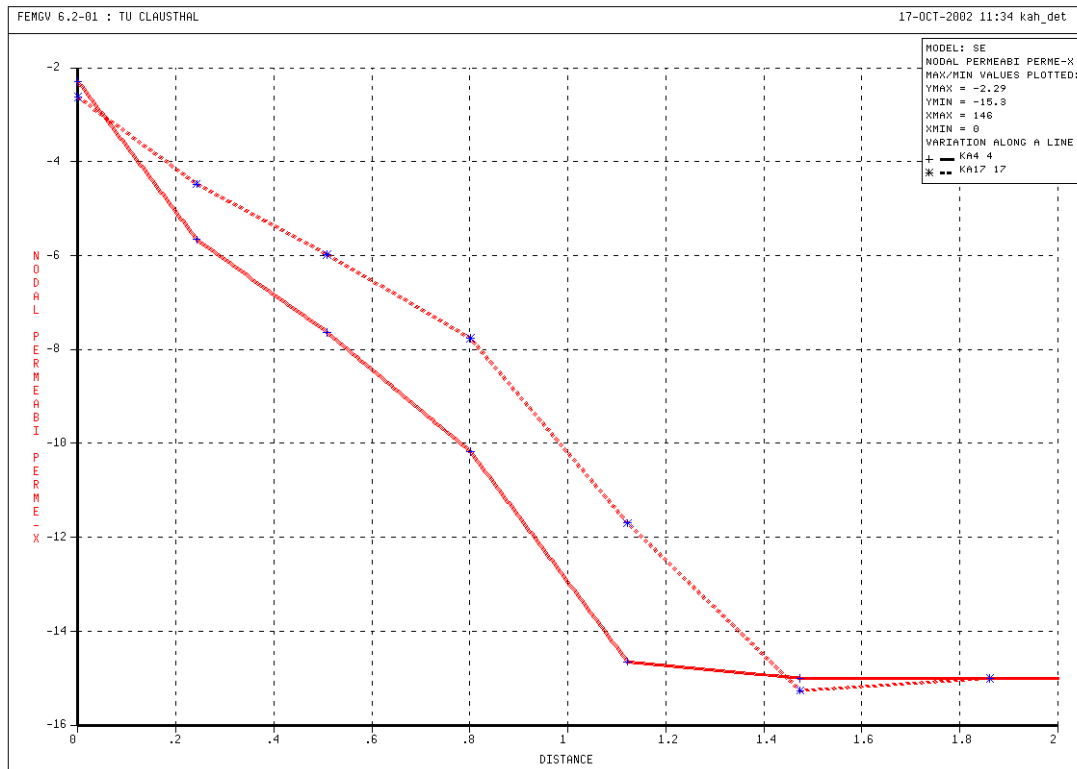


Bild 9.40: Horizontalschnitt/sekundäre Gebirgsdurchlässigkeit im Konturbereich, dargestellt ist der Exponent von $k_f = 10^{-16} - 10^{-3}$ in m/s

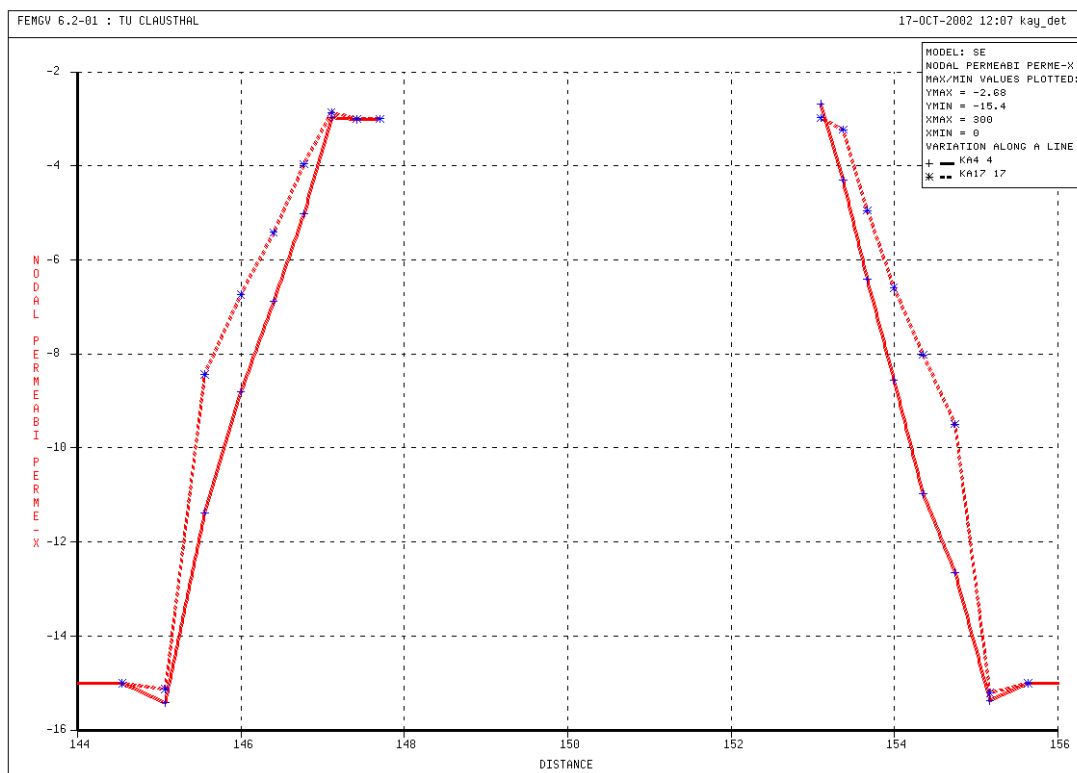


Bild 9.41: Vertikalschnitt/ sekundäre Gebirgsdurchlässigkeit im Konturbereich, dargestellt ist der Exponent von $k_f = 10^{-16} - 10^{-3}$ in m/s

Aufgrund dieses Befundes ergeben sich für das weitere Vorgehen folgende Empfehlungen:

(1) Analyse von Fallbeispielen:

Um die Modellaussagen an tatsächlich vorhandenen Durchlässigkeitsbeiwerten messen zu können und dadurch die Berechnungsmodelle validieren zu können, ist eine Re-Analyse (historische Analyse) von Fallbeispielen aus dem Feld erforderlich. In Feldmessungen (z.B. Strecke in der Kaligrube Sondershausen, dort Messungen nach Häfner, (2001)) werden die sekundären Gebirgspermeabilitäten in der Konturzone ermittelt. Durch Anpassung der Berechnungsergebnisse an die Beobachtungsbefunde kann eine Validierung des PoroPerm-Modells erfolgen.

(2) Modifikation des PoroPerm-Modells:

Implementierung und Anwendung der Porositäts-/ Permeabilitäts- Modells nach Hou (2002), das zwar maßgeblich auf Labor- Werten nach Stormont basiert, aber für den Bereich geringer Minimalspannungen deutlich abgeminderte Sekundärpermeabilitäten liefert.

Auf der Basis des implementierten PoroPerm-Modells wird zur Veranschaulichung des Widerspruchs im PoroPerm-Modell einerseits und zur Veranschaulichung von Form und Größe der Zonen erhöhter Sekundärpermeabilität andererseits in den Bildern 9.42 und 9.43 die räumliche Verteilung der Sekundärpermeabilität für Lastfall4 ($t = 30d$) und Lastfall 17 ($t = 50a$) dargestellt. In den Bildern ist nur der Exponent dargestellt, d.h. der Zahlenwert 10 steht für $k_f = 1 \cdot 10^{-10}$ m/s usw.

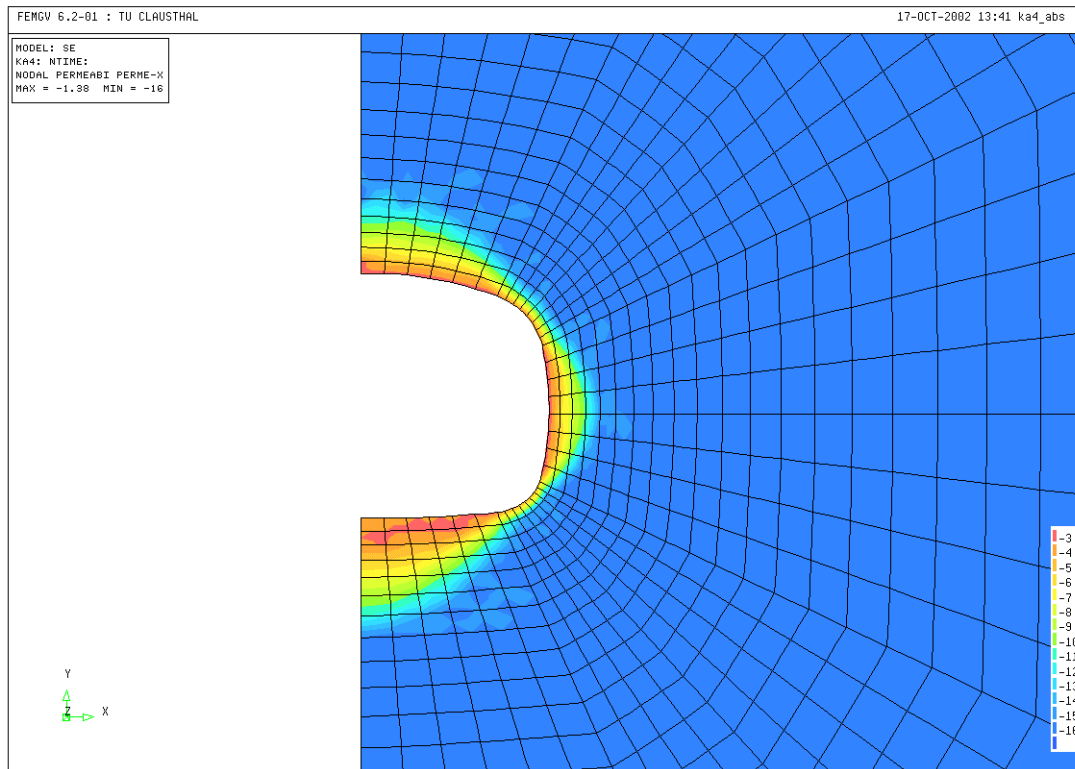


Bild 9.42: Verteilung der Sekundärpermeabilität (Salzgstein, Ausbruch, $z = 900\text{m}$, $t = 30\text{d}$), dargestellt ist der Exponent von $k_f = 10^{-16} - 10^{-3}$ in m/s

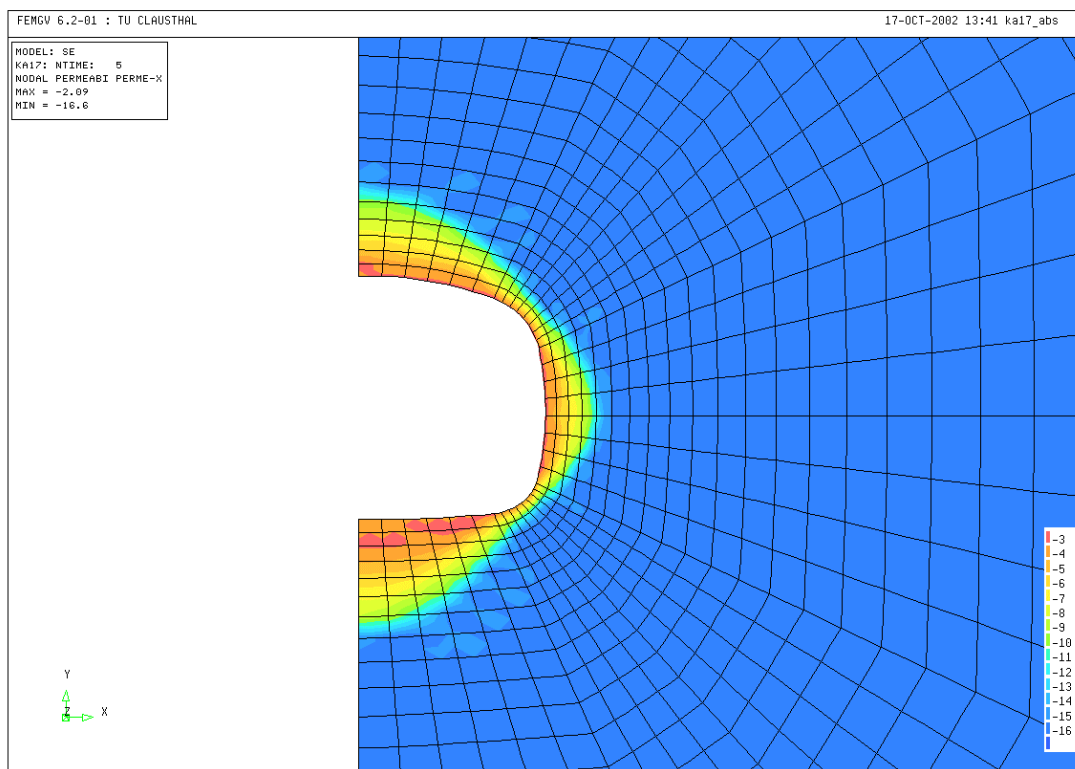


Bild 9.43: Verteilung der Sekundärpermeabilität (Salzgstein, Ausbruch, $z = 900\text{m}$, $t = 50\text{a}$), dargestellt ist der Exponent von $k_f = 10^{-16} - 10^{-3}$ in m/s



9.4.2.5 Bewertung des Temperatureinflusses

Wie bereits erwähnt worden ist, wurden Berechnungen mit Berücksichtigung einer abfallbedingten Erhöhung der Gebirgstemperatur von $T = 35^{\circ}\text{C}$ auf $T = 85^{\circ}\text{C}$ an der Streckenkontur (Referenzteufe $z = 900\text{m}$) durchgeführt, wobei der bereits in Abschnitt 8.3.4.3 vorgestellte Berechnungsablauf als Näherung zur tatsächlich kontinuierlich ablaufenden Temperaturerhöhung entwickelt worden ist.

Die Auswertung in *Lux et al. (2002)* zeigt, dass die pseudoplastischen Zonen (gemessen am Ausnutzungsgrad bezüglich der Kurzzeitfestigkeit für 30d und der Langzeitfestigkeit für 50a) und die Zonen, in denen die Dilatanzfestigkeit überschritten wird, dann gering bis deutlich größer sind, wenn der Einfluss der Temperaturerhöhung im Lastfall *Ausbruch und Temperatur* mit erfasst wird im Vergleich zu den Werten, die sich ergeben, wenn die Temperaturerhöhung nicht berücksichtigt wird und nur der Lastfall *Ausbruch* betrachtet wird. Dieses Ergebnis wird auch erwartet, denn die thermische Einwirkung induziert aufgrund einer Behinderung der thermisch induzierten Expansion des Gesteins zusätzlich sogenannte Thermo-Spannungen, die aufgrund der Temperaturgradienten vor allem im Konturnahbereich (weniger als 5m Stoßtiefe) wirksam sind. Diese Thermo-Spannungen stellen zusätzlich eine Beanspruchung dar, die das Gebirge aufnehmen muss, woraus einerseits größere geschädigte Bereiche und andererseits größere Deformationen (Konvergenz des Hohlraums) resultieren. Gegenläufig zu dieser grundsätzlichen Beanspruchungszunahme könnte sich auswirken, dass die zunehmende Gebirgstemperatur zu einem verstärkten Kriechvermögen des Gebirges führt, das wiederum zu einem schnelleren Spannungsumlagerungsprozess mit Abbau der Deviatorspannungen führen kann.

Bei den hier vorliegenden Berechnungen wird nun, im Gegensatz zu den früheren Berechnungen aus *Lux et al. (2002)* auch der Einfluss der Temperatur auf die Kriecheigenschaften berücksichtigt. Daraus folgt eine Erhöhung der Kriechrate und damit eine signifikante Vergrößerung der Deformationen, vor allem bei der Betrachtung des Lastfalls 21 ($t = 50\text{a}$). Lag die Stossschiebung im *Teil A* für den berechneten Zeitraum von $\Delta t = 50\text{a}$ noch bei $u \cong 1\text{m}$, ist bei der hier vorliegenden Berechnung eine Stoßschiebung von $u \cong 1,4\text{m}$ zu erwarten. Werden dagegen die Werte für $t = 50\text{a}$ ohne Berücksichtigung der Temperatur, d.h. für den Lastfall *Ausbruch*, miteinander verglichen, so liegen die Stoßschiebungen mit Werten um $u \cong 0,3\text{m}$ etwa in der gleichen Größenordnung.

Aufgrund der starken Zunahme der Deformationen bei Berücksichtigung des Temperatureinflusses auf die Gebirgseigenschaften (Kriecheigenschaften) ist zu erwarten, dass sich dementsprechend ein geringerer deviatorischer Beanspruchungszustand entlang der Hohlraumkontur einstellt. Tatsächlich weisen die Konturwerte der Vergleichsspannungen nach Bild 9.44 bzw. Bild 9.45 und Bild 9.46 bzw. Bild 9.47 weder in Vertikal- noch in Horizontalrichtung einen gravierenden Unterschied auf. Die Spitzenwerte der Vergleichsspannung in einem Abstand von der Kontur von $\Delta r = 1,20\text{m}$ sind zunächst etwa gleich groß, unterscheiden sich für den Zeitpunkt $t = 50\text{a}$ dann aber doch erheblich und zwar deshalb, weil bei höherer Gebirgstemperatur intensivere Kriechvorgänge resultieren, die trotz größerer Beanspruchungsintensität durch verstärkte Spannungsumlagerungen zu einem Beanspruchungsabbau in extremal beanspruchten Gebirgsbereichen führen.

Die in den Bild 9.44 und Bild 9.45 dargestellten Vergleichsspannungen im Vertikalschnitt sind für die betrachteten Lastfälle zum Zeitpunkt $t = 50\text{a}$ (untere Linien) nach qualitativem Verlauf und zahlenmäßiger Größe wenig unterschiedlich. Dieser Befund spiegelt sich wieder in den ebenfalls sehr ähnlichen Verläufen der Dilatanz im betrachteten Vertikalschnitt, Bilder 9.48 und 9.49. Ein anderer Befund zeigt sich dagegen im Horizontalschnitt: in Bild 9.47 ist die für den Lastfall 21 ($t = 50\text{a}$) berechnete Vergleichsspannung an der Kontur deutlich größer als die Vergleichsspannung im in Bild 9.46 dargestellten Horizontalschnitt ohne Temperaturbelastung (jeweils untere Linie). Dieser Unterschied zeigt sich auch im Vergleich der dilatanten Zonen im Horizontalschnitt in den Bildern 9.50 und 9.51. Trotz der zusätzlichen Beanspruchung durch die thermisch induzierten Spannungen aus der Temperaturerhöhung im berechneten Tragsystem ist aufgrund der durch den Temperaturanstieg erhöhten Kriechrate insbesondere im Konturnahbereich eine schnellere Spannungsumlagerung ins Gebirge hinein zu konstatieren, die letztendlich dazu führt, dass sich die dilatanten Zonen nicht nur nicht deutlich vergrößern, sondern sich auch die Bereiche potentieller Abschalungen, die in Bild 9.52 und 9.53 dargestellt sind, vor allem im Bereich der Sohle, aber auch in der Firste unter Temperatureinfluss eher verkleinern.

Zu Bild 9.47 ist ergänzend anzumerken, dass die dargestellte Vergleichsspannung der elastischen Berechnung die Lasten aus dem Ausbruch und der vollständigen Temperaturerhöhung an der Kontur von $\Delta T = 50\text{ °C}$ repräsentiert. Im Berechnungsablauf wird zum Zeitpunkt $t = 0\text{d}$ von der elastischen Berechnung für die Lastfälle *Ausbruch und Temperaturänderung* um



$\Delta T = 6 \text{ °C}$ an der Kontur ausgegangen, so dass die elastisch ermittelten Anfangsspannungen erheblich geringer sind als im Kurvenverlauf dargestellt.

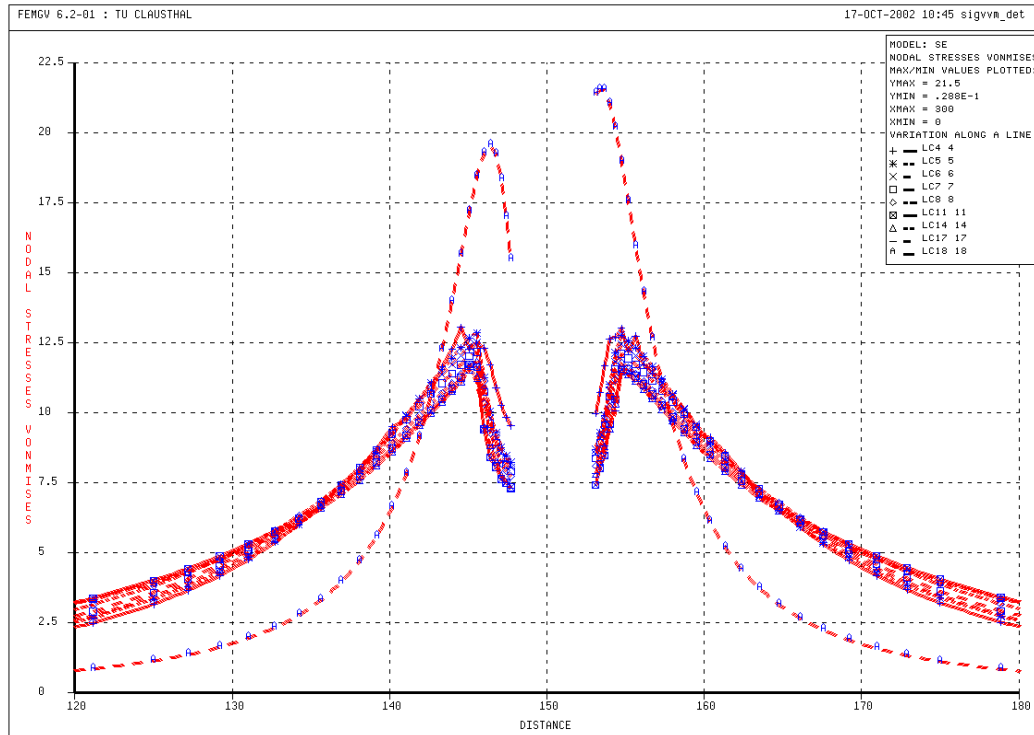


Bild 9.44: Vertikalschnitt, Von Mises-Spannungen, Ausbruch, $z = 900\text{m}$, in MPa

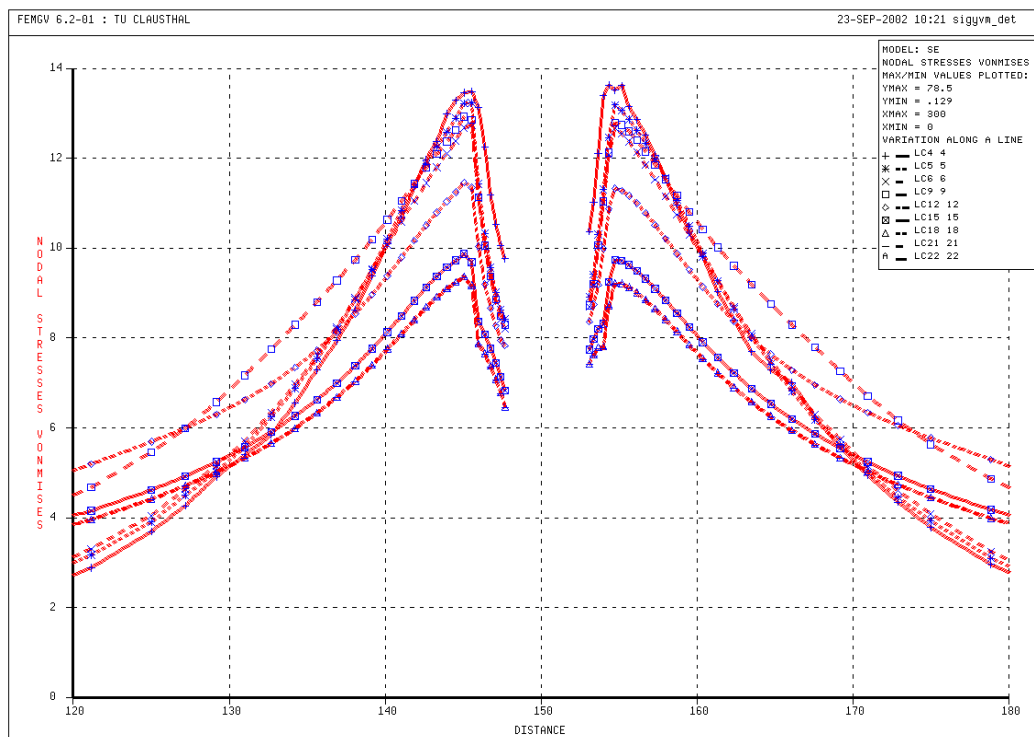


Bild 9.45: Vertikalschnitt, Von Mises-Spannungen, Ausbruch+ Temperatur, $z = 900\text{m}$, in MPa

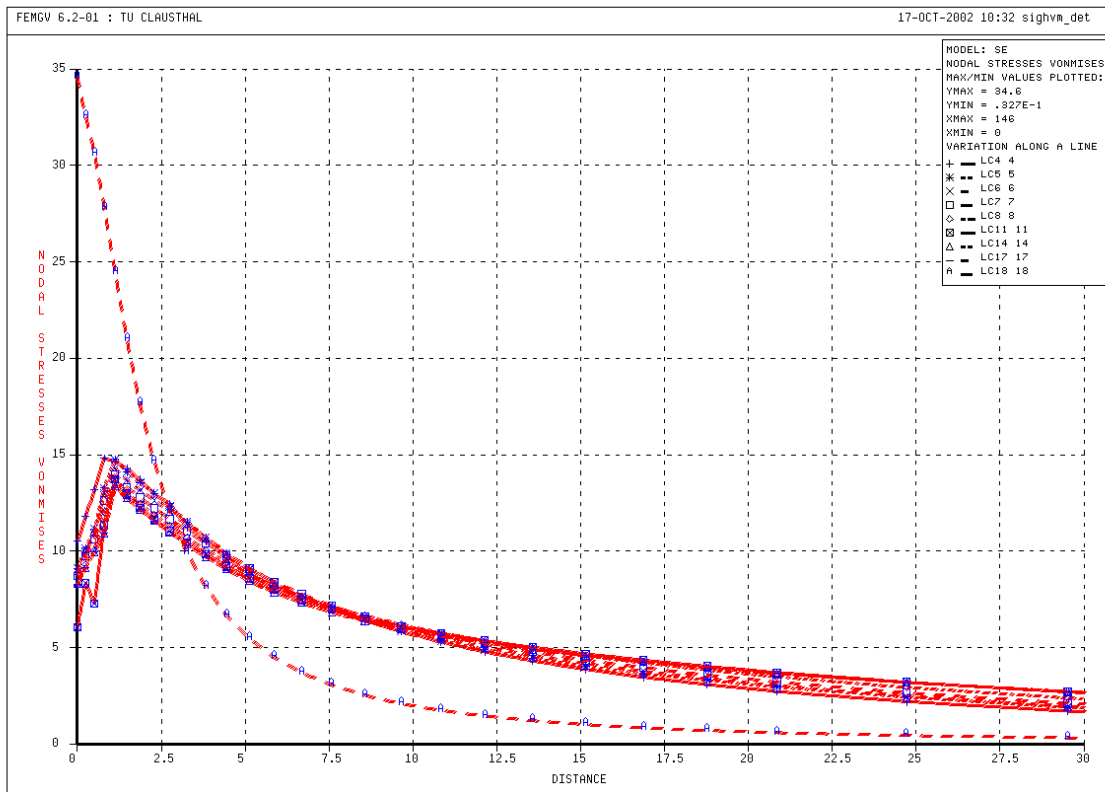


Bild 9.46: Horizontalschnitt, Von Mises-Spannungen, Ausbruch, $z = 900\text{m}$, in MPa

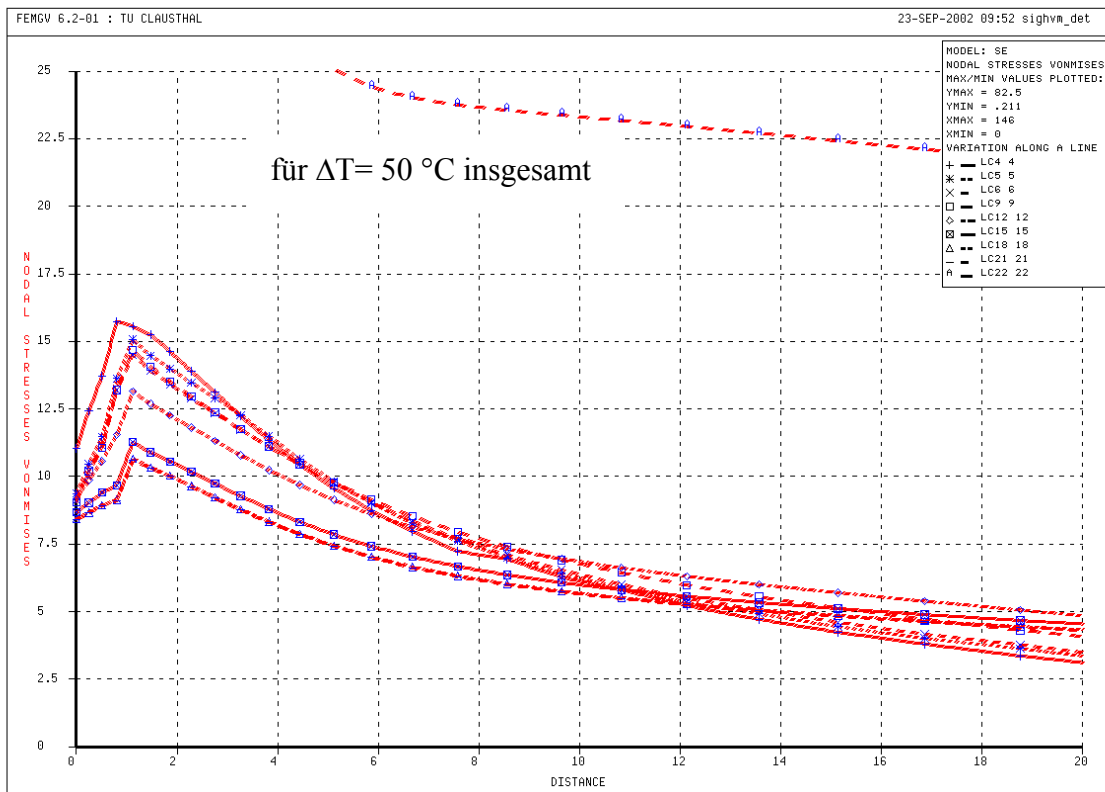


Bild 9.47: Horizontalschnitt, Von Mises-Spannungen, Ausbruch+ Temperatur, $z = 900\text{m}$, in MPa

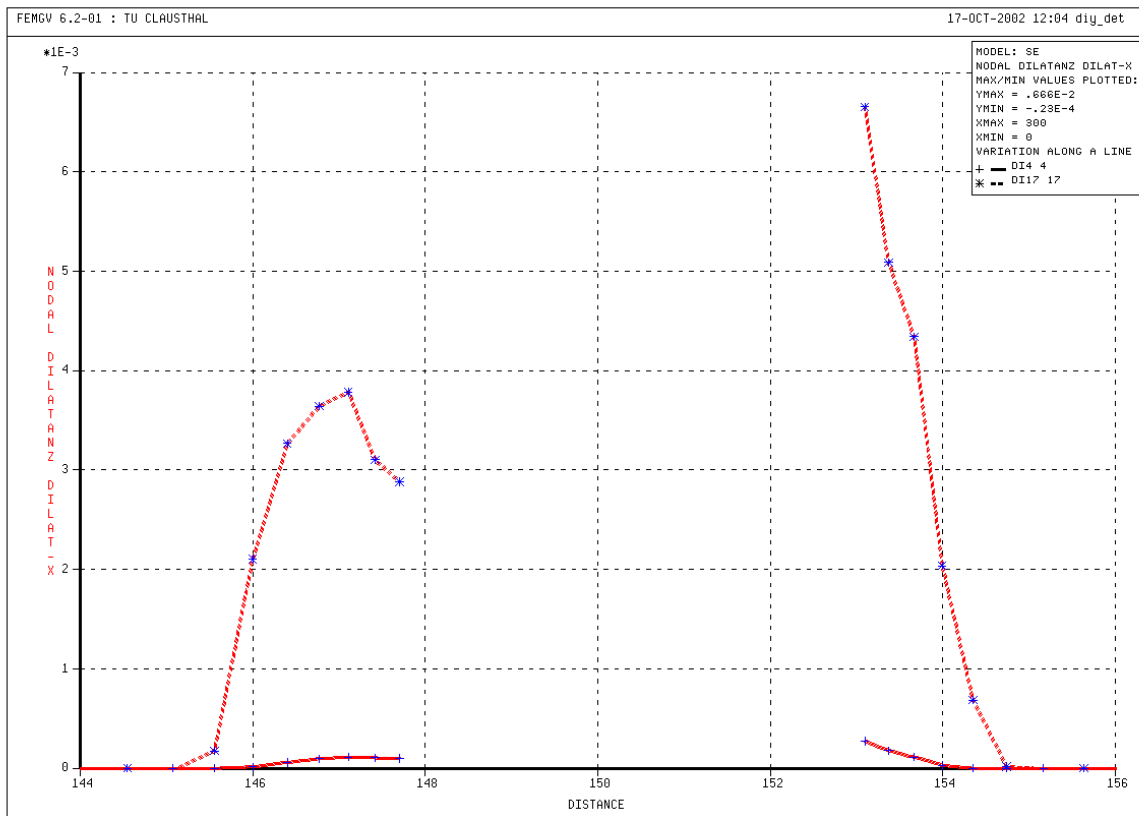


Bild 9.48: Vertikalschnitt, Dilatanz, Ausbruch in $z = 900m$, in -

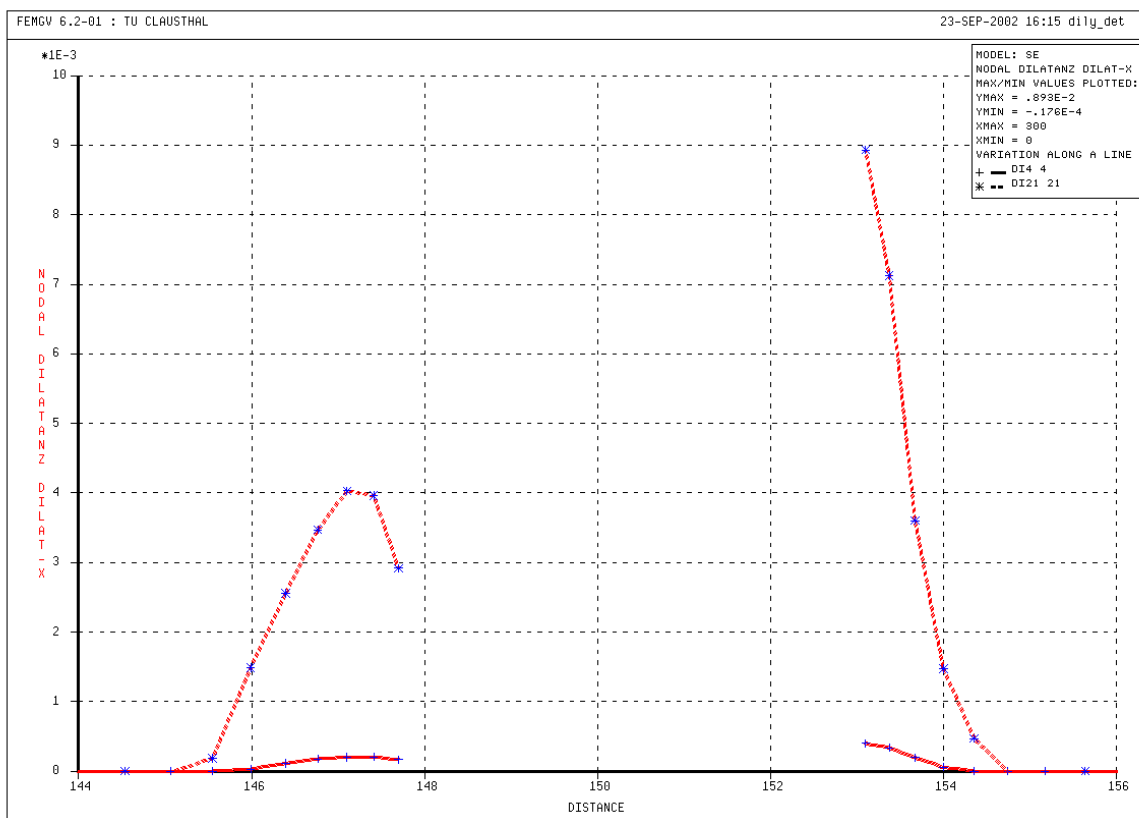


Bild 9.49: Vertikalschnitt, Dilatanz, Ausbruch und Temperatur in $z = 900m$, in -

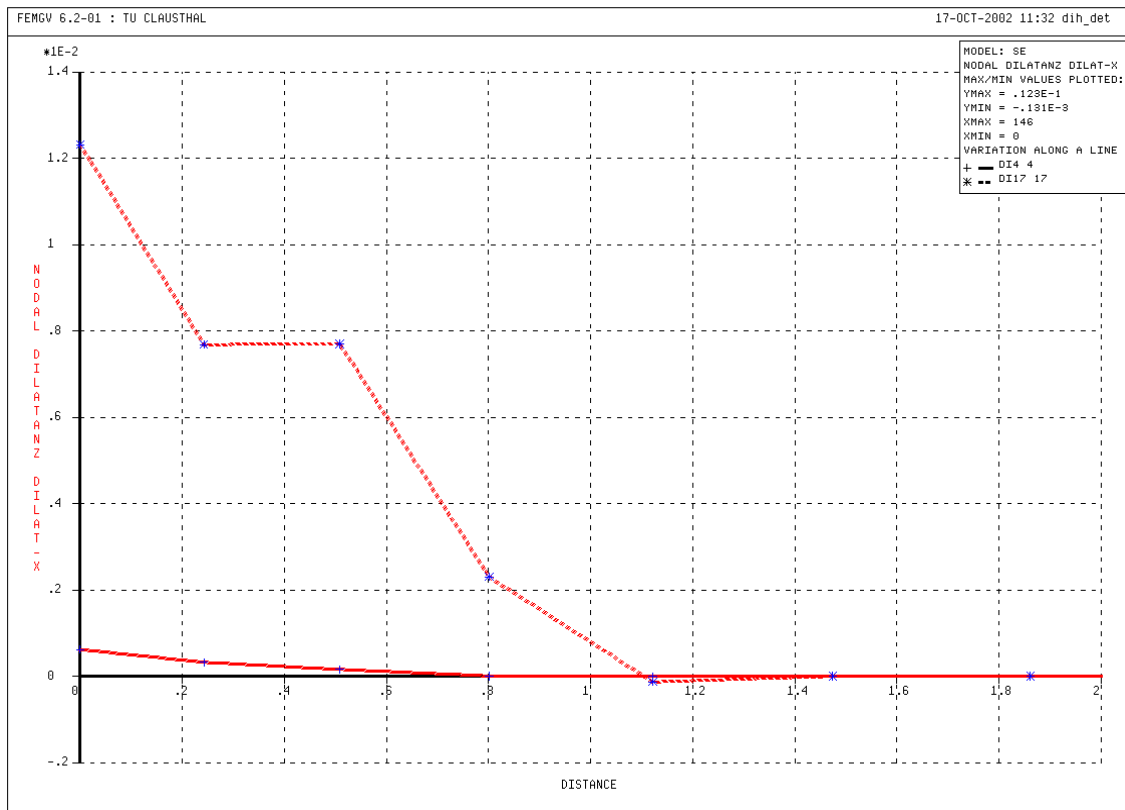


Bild 9.50: Horizontalschnitt, Dilatanz, Ausbruch in $z = 900\text{m}$, in -

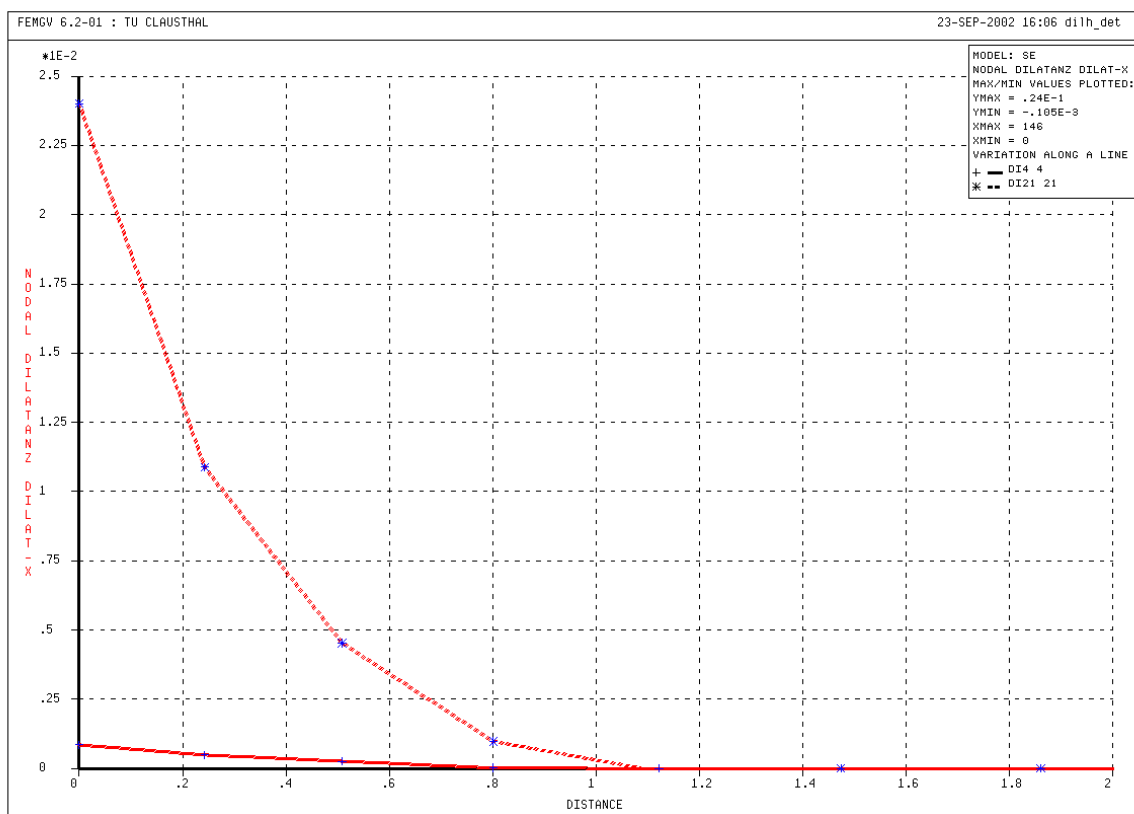


Bild 9.51: Horizontalschnitt, Dilatanz, Ausbruch und Temperatur in $z = 900\text{m}$, in -

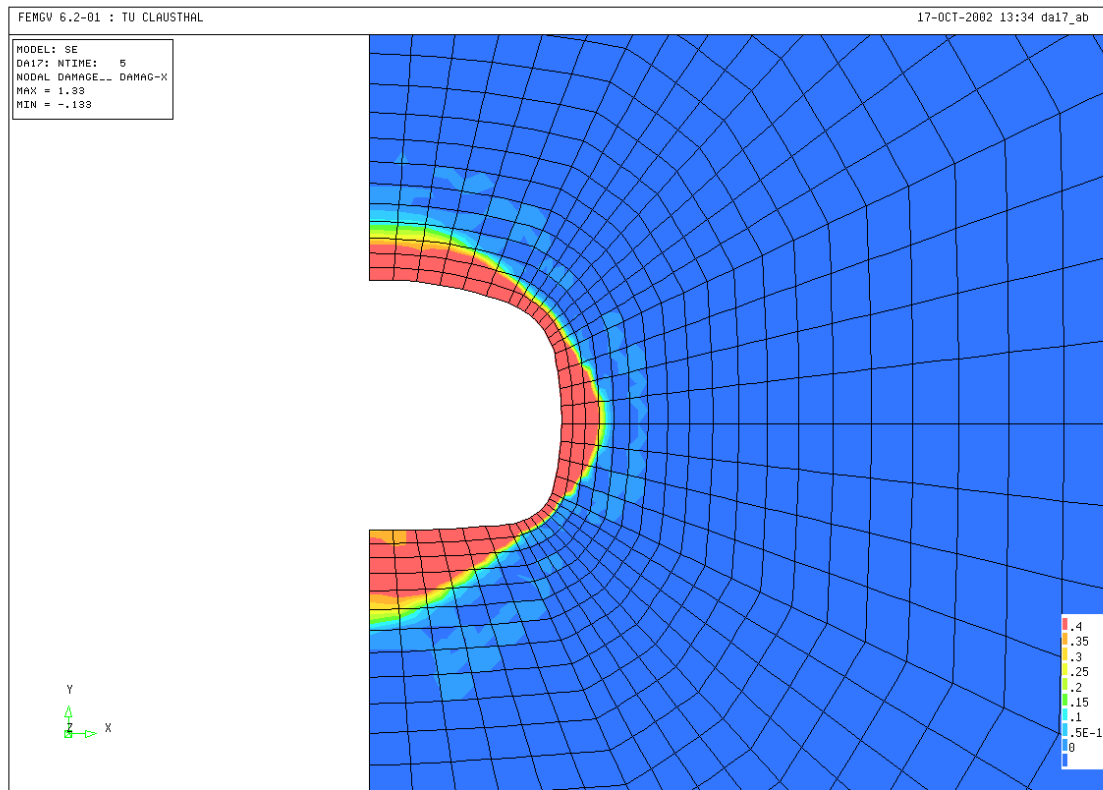


Bild 9.52: Damage, $D > 0,4$, abgeschalte Zonen, Salz, Ausbruch in $z = 900\text{m}$, D in -

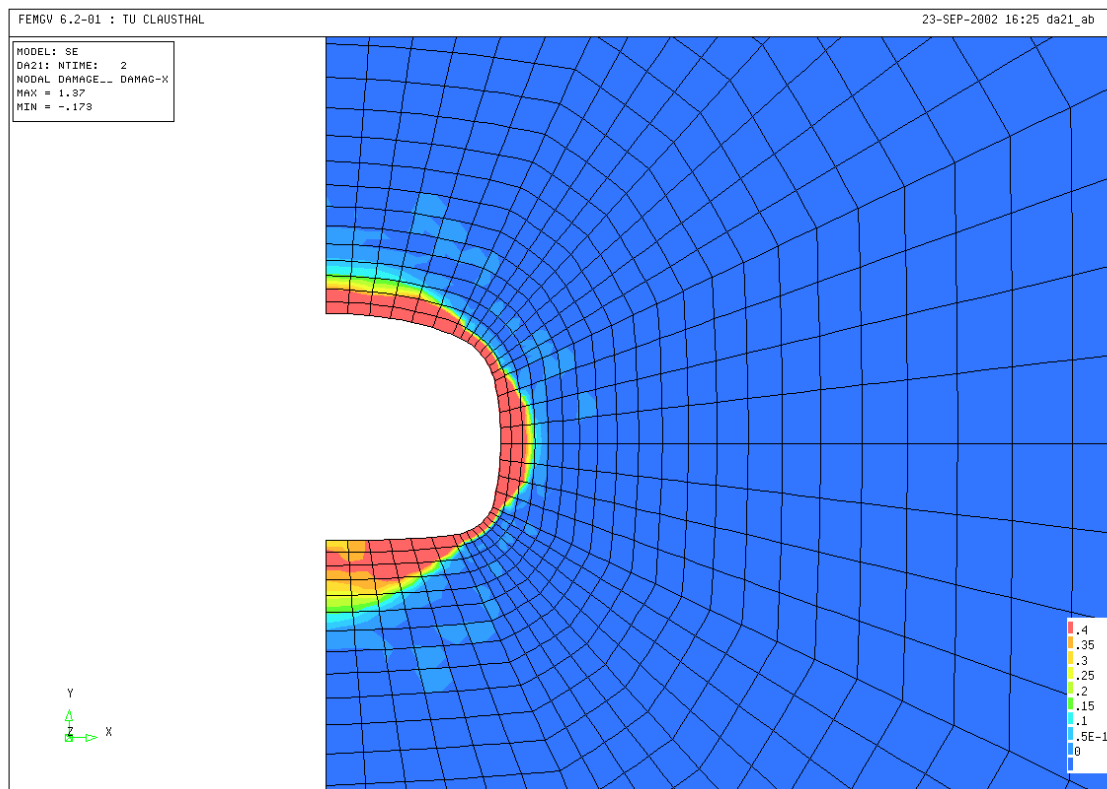


Bild 9.53: Damage, $D > 0,4$, abgeschalte Zonen, Salz, Ausbruch und Temperatur in $z = 900\text{m}$, D in -



10. Operationalisierung der Anforderung *günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen* im Rahmen des Auswahlverfahrens/ Kriterienformulierung

Ausgehend von den rechnerischen Analysen, mit deren Hilfe Einsicht in das mechanische Verhalten des Gebirges im Umgebungsbereich eines langlebigen repräsentativen Grubenbaus unter Variation von Teufe, Gebirgsqualität und Gebirgseigenschaften sowie Modellierungsansatz gewonnen werden konnte, sind nunmehr Kriterien zu formulieren, die bezogen auf das Ziel der langfristig sicheren Endlagerung radioaktiver Abfälle günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen darstellen. Aufgrund der umfangreichen und sehr verschiedenartigen Untersuchungen zum Tragverhalten ist im Vorfeld der Kriterienableitung festzulegen, welche der Berechnungsdaten hierzu herangezogen werden sollen.

Eine bewertende Analyse der Berechnungsgrundlagen führt auf die Einschätzung, dass

- die rechnerisch ermittelten Zustandsgrößen in ihren Zahlenwerten in erheblichem Maße von den zugrunde gelegten Stoffmodellen abhängen,
- die in *Teil A* durchgeführten Berechnungen auf dem Ansatz eher klassischer Stoffmodelle beruhen,
- einige Abschätzungen zu den Berechnungsansätzen des *Teils A* in *Teil B* durch orientierende laborative Untersuchungen bestätigt werden konnten,
- die in *Teil B* ergänzend und vertiefend durchgeführten Berechnungen den Einblick in das Tragverhalten zwar erheblich erweitern (z.B. Temperaturwirkungserfassung, Dilatanz, Sekundärpermeabilität), aber doch auch teilweise noch auf wenig abgesicherter Grundlage beruhen (Datenmängel, Modelldefizite) und schließlich
- hier als Grundlage für die Kriterienableitung angesichts der Datenlage (Bandbreite, Kenntnisdefizite) im Grundsatz eine tendenziell eher progressive Einschätzung des Gebirgstragverhaltens erfolgen sollte, um geologische Formationen nicht zu frühzeitig zu negativ zu bewerten.

Als Fazit folgt daraus, dass für die Kriterienableitung vornehmlich die Ergebnisse des *Teils A* der Untersuchung herangezogen werden, orientierend ergänzt um die Erkenntnisse aus *Teil B* der Untersuchung. Dabei ist allerdings ausdrücklich darauf hinzuweisen, dass den in *Teil B*

eingesetzten Modellansätzen aufgrund ihrer erweiterten Modellierungstiefe die Zukunft gehört und noch erhebliche Anstrengungen in der Forschung zu unternehmen sind, um für die relevanten Gesteinsarten mit ihrem unterschiedlichen Mikrogefüge Stoffmodelle verfügbar zu haben, die die Endlager relevanten thermomechanisch/geohydraulisch geprägten Prozesse hinreichend prognosesicher simulieren können (Grundlage für Sicherheitsanalysen).

Nach einigen Überlegungen zu den Möglichkeiten der kumulativen Aufarbeitung der rechnerischen Befunde und der Formulierung eines Kriteriums / mehrerer Kriterien zur Charakterisierung gebirgsmechanisch günstiger Voraussetzungen für die Endlagerung hat sich gezeigt, dass

- es möglich ist, die wesentlichen Voraussetzungen in nur einem Kriterium zu subsumieren und dass
- es sinnvoll erscheint, für die Operationalisierung dieses Kriteriums angesichts auch vielfältiger Einflussgrößen und notwendiger Idealisierungen einen möglichst einfachen Zusammenhang zwischen standortbezogenen Eingangsgrößen in das Kriterium und der endlagerungsbezogenen Zielgröße, nämlich der Identifizierung günstiger gebirgsmechanischer Voraussetzungen, anzustreben.

Unter diesen beiden Prämissen erscheint es sinnvoll,

- (1) *für die Identifizierung günstiger gebirgsmechanischer Voraussetzungen als Kriterium zu formulieren:*

Die Neigung zur Ausbildung mechanisch induzierter Sekundärpermeabilitäten außerhalb einer konturnahen entfestigten Saumzone um die Endlagerhohlräume sollte möglichst gering sein

und

- (2) *Diagramme zu entwickeln, die eine Beziehung herstellen zwischen der Gebirgsqualität (= Maß für die Tragfähigkeit bzw. Beanspruchbarkeit) und der Teufenlage des repräsentativen Grubenbaues (= Maß für die Beanspruchung).*

Die weitere Verfolgung dieses Ansatzes hat gezeigt, dass es notwendig, aber auch hinreichend ist, unter Bezug auf das Kriterium und in Anbetracht des verschiedenartigen Materialverhaltens der relevanten Gesteinsarten zwei Diagramme zu entwickeln und zwar:

Diagramm 1:

Beziehung zwischen der repräsentativen Gebirgsfestigkeit und der maximal möglichen Teufenlage eines repräsentativen Grubenbaus bei Gesteinen mit elastisch-spröden bzw. wenig ausgeprägt elastisch-plastischem Materialverhalten, subsumiert auch unter dem Sachverhalt von nicht bis gering kriechfähigen Gesteinen.

Diagramm 2:

Beziehung zwischen der repräsentativen Gebirgsfestigkeit und der maximal möglichen Teufenlage eines repräsentativen Grubenbaus bei Gesteinen mit einem dominant ausgeprägten plastisch- viskosem Materialverhalten, also ausgeprägt kriechfähigen Gesteinen.

Mit Hilfe der geomechanischen Subkriterien

- pseudoplastische Zone,
- Dilatanzzone,
- Gebirgsverschiebungen und
- Konturverzerrungen

und ihnen zugeordneten, auf den Gesteinstyp spezialisierten (orientierend eingeschätzten) Grenzwerten sind die vornehmlich in *Teil A* erarbeiteten Berechnungsergebnisse ausgewertet und entsprechend den Korrelationsparametern *repräsentative Gebirgsfestigkeit – maximale Teufenlage* in einen Zusammenhang gebracht worden. Die Untersuchungen in *Teil B* ergänzen dabei den *Teil A*, zeigen aber dabei sehr illustrativ, dass mit Berechnungsmodellen auf Grundlage der Continuum Damage Mechanic – Theorie (CDM) im Grundsatz zwar die für Sicherheitsnachweise erforderlichen hydraulisch- mechanischen Zustandsgrößen ermittelt werden können, aber noch erhebliche Erkenntnisdefizite bestehen, sodass die Berechnungsmodelle noch keine hinreichend verlässlichen Ergebnisse liefern und daher noch weitere Forschungsarbeiten erforderlich sind.

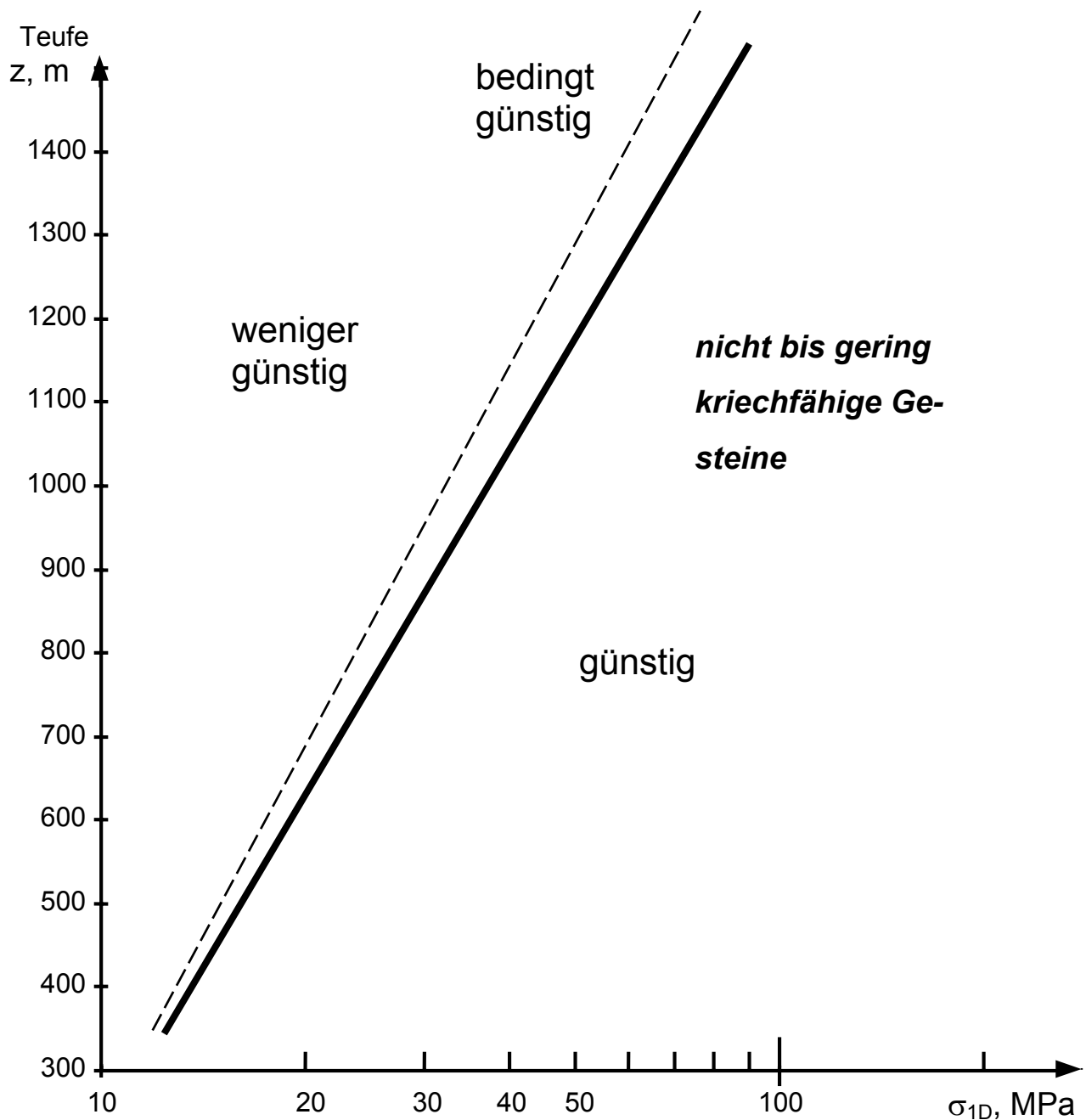
Letztendlich zeigen die Bilder 10.1 und 10.2 die erarbeiteten Diagramme mit dem Zusammenhang *repräsentative Gebirgsfestigkeit* und *maximale Teufenlage* unter der Prämisse einer nur begrenzten Konturentfestigung/Konturauflockerung bei Anordnung einer Kontursicherung zur Verhinderung nachhaltiger Konturbrüche.

Es ist abschließend explizit darauf hinzuweisen, dass in diese Diagramme bezüglich des Tragverhaltens keine Sicherheitsmargen eingebaut sind und diese Diagramme daher

- Sicherheitsnachweise bezüglich Standsicherheit und Gebrauchstauglichkeit nicht ersetzen,



- eine ingenieurmäßig geprägte Obergrenzenabschätzung für noch akzeptable Verhältnisse entsprechend dem abgeleiteten Kriterium darstellen und damit
- nur für die Standortidentifizierung/ Standortbewertung unter den genannten Annahmen und Voraussetzungen herangezogen werden dürfen.



$$\sigma_{1D} = 2 \cdot c \cdot \frac{\cos \varphi}{1 - \sin \varphi}$$

σ_{1D} : Gebirgsdruckfestigkeit, MPa

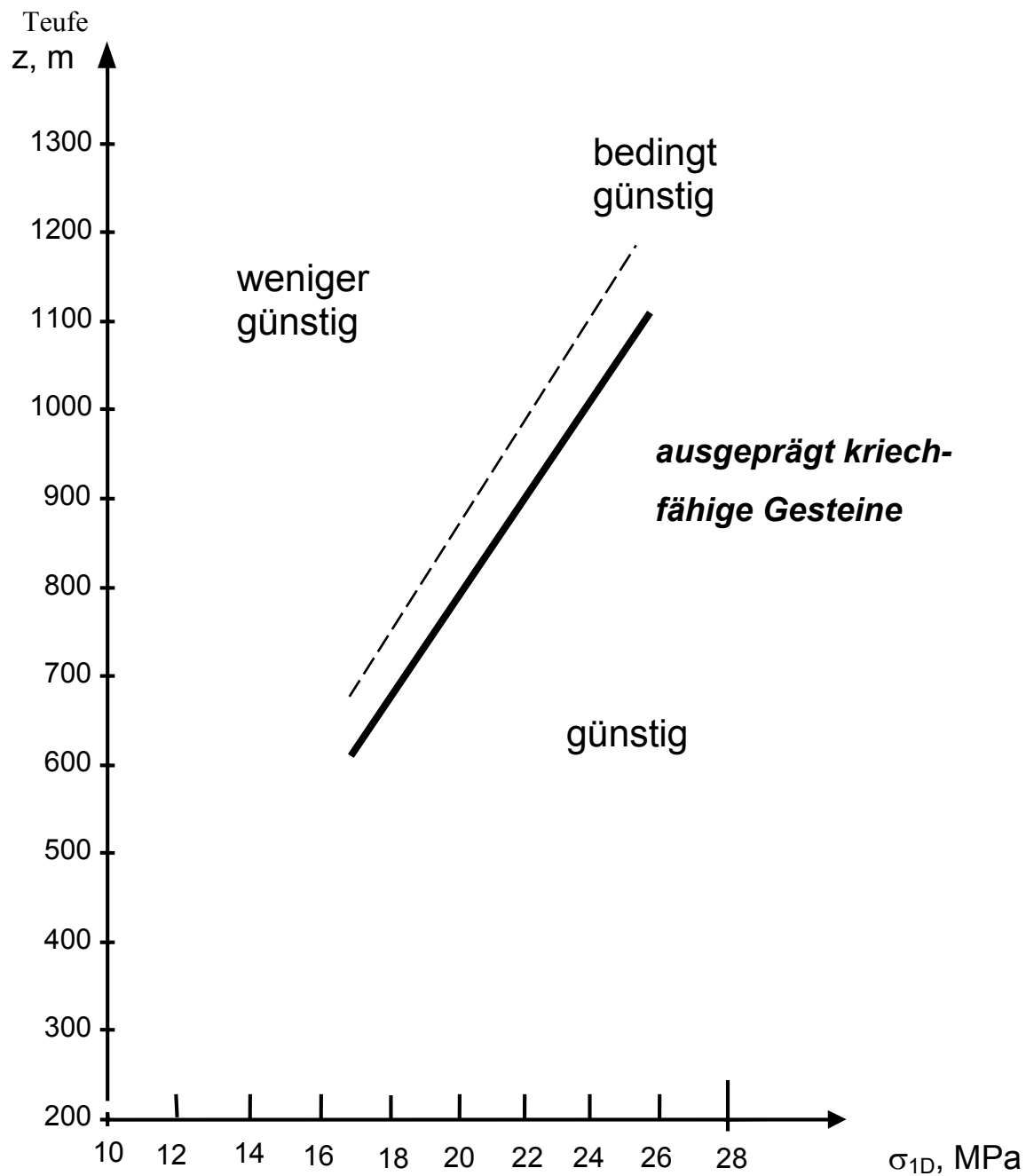
c: Kohäsion, MPa

φ : Winkel der inneren Reibung, °

Geomechanische Kriterien:

- begrenzte Konturbruchzone
- begrenzte Dilatanzzone
- begrenzte inelastische Verzerrung
- begrenzte Konvergenz

Bild 10.1: Gebirgsdruckfestigkeits- Teufendiagramm für nicht bis gering kriechfähige Gesteine



σ_{1D} : repräsentative
Gebirgsdruckfestigkeit, MPa

Geomechanische Kriterien:

- *begrenzte Konturbruchzone, max. 0,5m*
- *begrenzte Dilatanzzone, max. 3,0m*

Bild 10.2: Gebirgsdruckfestigkeits- Teufendiagramm für ausgeprägt kriechfähige Gesteine

10.1 Zusammenfassung und Ausblick

Die langfristig sichere und nachsorgefreie Endlagerung radioaktiver Abfälle in tiefen geologischen Formationen setzt u.a. grundsätzlich voraus, dass

- (1) die anthropogen durch die Auffahrung des Endlagerbergwerkes mit seinen Grubenbauen und durch die Abfalleinlagerung induzierten Beanspruchungen so vom Gebirge aufgenommen werden, dass keine die Sicherheit gegenüber einer Radionuklidfreisetzung herabsetzende Beeinträchtigung der Integrität der geologischen Barriere erfolgt und dass
- (2) im Rahmen des Einlagerungsbetriebes und der Stilllegung eine den Anforderungen entsprechende Abdichtung einzelner Einlagerungsfelder und des Grubengebäudes insgesamt durch die Anordnung geotechnischer Barrieren (Strecken- und Schachtverschlussbauwerke, Querschnittsabdichtungen) möglich ist.

Diese auf den Erhalt bzw. die Rekonstruktion der primären Eigenschaften der geologischen Barriere zielenden Anforderungen können nur dann realisiert werden, wenn die Beanspruchungen des Gebirges und seine geogen vorhandene Tragfähigkeit planerisch so aufeinander abgestimmt werden, dass Beanspruchungszustände, die zu einer mehr als nur konturnahen Entfestigung und Auflockerung des Gebirges bzw. zu weiträumigen Rissbildungen führen können, ausgeschlossen sind.

Eine derartige und als gebirgsmechanisch günstig zu charakterisierende Situation liegt dann vor, wenn das Gebirge als Haupttragelement die einwirkenden Beanspruchungen ohne nachhaltige Entfestigung und damit ohne die Ausbildung einer unerwünschten Sekundärpermeabilität aufnehmen kann. Damit wird bereits in den Rahmen der Planung vorsorglich auch die Stilllegung einbezogen, um eine möglichst optimale Situation für die betriebsbegleitend bzw. nach Betriebseinstellung durchzuführenden Verfüll- und Verschlussmaßnahmen vorzufinden.

Für die Operationalisierung des in das Standortauswahlverfahren integrierten Kriteriums *günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen* wird von dem Ansatz ausgegangen, dass mit Blick auf begrenzte Gebirgsreaktionen (Mikro- bzw. Makrorissbildung) eine Relation besteht zwischen ertragbarer Beanspruchung und Gebirgsqualität, wobei die Gebirgsbeanspruchung wesentlich durch die Teufen abhängigen primären Gebirgsdruckspannungen und die Gebirgsqualität wesentlich durch die Gebirgsart abhängigen Festigkeits- und Deformationseigen-

schaften bestimmt werden. Daher werden für einen charakteristischen Grubenbau in der Nähe eines Einlagerungsfeldes, der über einige Jahrzehnte offen zu halten ist und keinen tragenden Ausbau erhalten soll, die aus Auffahrung und Temperaturänderung resultierenden Beanspruchungen ermittelt und der Gebirgstragfähigkeit gegenübergestellt. Dabei ist zu berücksichtigen, dass Tragverhalten und Gebirgsbeanspruchung abhängen von der Teufe, vom primären Gebirgsspannungszustand, von den mechanischen Eigenschaften des anstehenden Gesteins (Deformationsverhalten, Bruchfestigkeit, Dilatanzfestigkeit), von der Art der abgelagerten Abfälle und von der Standzeit. Als typische Gesteinsarten werden betrachtet Granitgestein (elastisch-spröde), Tongesteine (elastisch-plastisch, gering viskos) und Salzgesteine (elastisch-viskos). Die zugehörigen Materialkennwerte werden aus Literaturdaten eingeschätzt oder aus eigenen Untersuchungen übernommen. Der repräsentative Grubenbau (Einzelstrecke mit elliptischem Profil und ca. 40 m² Querschnittsfläche) befindet sich im Rahmen der Variationsanalyse im Teufenbereich von 200 - 900 m, unterschieden allerdings noch nach der Gesteinsqualität.

Die Untersuchungen werden durchgeführt in zwei Teilen. *Teil A* enthält die Ergebnisse der ersten grundlegenden Berechnungen mit eher klassischen Berechnungsansätzen aus der Kontinuumsmechanik (Elastoviskoplastizitätstheorie). Dabei werden berechnet und bewertet teufen- und gebirgsqualitätsbezogen Bruchbereiche, Dilatanzzonen, Verzerrungen und Verformungen. Hieraus folgt ein Zusammenhang zwischen möglicher Teufenlage eines Grubenbaus bei begrenzter Gebirgsentfestigung und der gesteinsabhängigen Gebirgsqualität, quantifiziert durch die Gebirgsfestigkeit. Grundsätzlich stehen aber auch im Rahmen der Continuum-Damage-Mechanik (CDM, Schädigungsmechanik) neu entwickelte und erweiterte Berechnungsverfahren zur Verfügung, mit deren Hilfe der Entfestigungsvorgang beanspruchungs- und zeitabhängig ermittelt werden kann. Ein zentraler Parameter ist dabei als interne Variable die Schädigungsintensität (Damage D) als quantitatives Maß für die Rissentwicklung nach Überschreitung der Schädigungsgrenze (Gefügefestigkeitsgrenze). Dabei kann die Schädigungsentwicklung grundsätzlich progressiv (Risserweiterung und Rissneubildung) und degressiv (Rissschließung und Rissverheilung) sein. Ein weiterer zentraler Parameter ist die rissbedingte Gefügeflockerung bzw. Dilatanz, die einer Sekundärporosität entspricht und zu der Ausbildung einer Sekundärpermeabilität führt. Zur Berechnung der Schädigungsentwicklung und der Dilatanz wie auch der Sekundärpermeabilität sind zunächst Gesteinstyp abhängige, jeweils vorliegende Mechanismen grundsätzlich beschreibende physikalische Modelle



erforderlich, die dann mit laborativ ermittelten Standort bezogenen Materialkennwerten zu spezialisieren sind. Hierzu sind in *Teil B* einige grundlegende laborative Untersuchungen durchgeführt worden, die für kristalline und tonige Gesteine eine erste Orientierung für die Festlegung der Bruchfestigkeit bzw. der Dilatanzgrenze liefern sollten. Die weiteren für das Stoffmodell *Hou/Lux-T* bzw. *Hou/Lux* benötigten Kennwerte sind der Literatur entnommen worden.

Die rechnerischen Untersuchungen sind in *Teil B* ähnlich wie schon in *Teil A* als Parameteranalyse durchgeführt worden. Hier zeigt sich allerdings, dass auch bei Salzgestein, vielmehr aber bei Tongestein noch erhebliche Defizite bestehen in der Formulierung von Teilmodellen zur Simulation der mechanischen bzw. hydromechanischen Prozesse, z.B. gebirgsbedingte Anisotropie der Festigkeit, Abhängigkeit der Materialeigenschaften vom Wassergehalt, Erfassung Dilatanz bedingter Wassergehaltsänderungen mit der Aktivierung von Schrumpf- und Quellprozessen, Potentialfunktion zur Dilatanzermittlung, Ableitung der Evolutionsgleichung, PoroPerm-Modell.

Angesichts dieser doch erheblichen Defizite in den Grundlagen der numerischen Berechnung des Gebirgstragverhaltens unter Abbau- und Temperatureinwirkung können die Berechnungen in *Teil B* nur informativen und visionären Charakter haben. Sie sind daher auch nicht entgegen der ursprünglichen Absicht unmittelbar in die Operationalisierung des Kriteriums eingegangen. Hierfür sind die Ergebnisse aus *Teil A* in Verbindung mit erfahrungsbasierter progressiver Einschätzung herangezogen worden.

Ergebnis der gebirgsmechanischen Analysen und der weiterführenden Bearbeitung der Berechnungsergebnisse sind in Verbindung mit erfahrungsbasierten Einschätzungen zwei Diagramme, aus denen in Abhängigkeit vom Materialtypus (elastisch-spröde bzw. elastisch-plastisch / gering kriechfähig und elastisch-duktil / ausgeprägt kriechfähig) für eine vorgegebene Gebirgsqualität (repräsentative einaxiale Gebirgsdruckfestigkeit) diejenige Grenzteufe abgelesen werden kann, bis zu der bei einem repräsentativen Einzelgrubenbau (langlebige Strecke, Schacht) die Tragfähigkeit des Gebirges in hinreichendem Maße gegeben ist und keine signifikanten nachteiligen Gebirgsentfestigungen zu erwarten sind.

Es ist explizit darauf hinzuweisen, dass in die entwickelten Diagramme im Sinne einer Obergrenzeinschätzung keine Sicherheitsbeiwerte eingearbeitet sind und diese Diagramme da-



her nur im Rahmen des Standortauswahlverfahrens, nicht aber für Standsicherheitsnachweise herangezogen werden dürfen.

Die letztendlich auf diesen Diagrammen beruhende Ausformung des Bewertungskriteriums *günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen* ist dem Abschlussbericht des AkEnd zu entnehmen.

Dem Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit sei für die Bereitstellung der finanziellen Mittel für die Bearbeitung der Studie im Rahmen der AkEnd-Tätigkeit gedankt.

TU- Clausthal, Clausthal-Zellerfeld, Dezember 2002

(Dipl.-Ing. S. Eberth)

(Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. K.-H. Lux)



11. Anhang: Auswertung der Parametervariationen zum teufenbezogenen Tragverhalten des Tonstein- und Salzgebirges

(a) Lastfall *Ausbruch* und *Ausbruch und Temperatur*

Bilder 11.1 - 11.8 Tongestein $K_0 < 1,0$

Bilder 11.9 - 11.16 Tongestein $K_0 > 1,0$

Bilder 11.17 - 11.28 Salzgestein $K_0 = 1,0$

(b) Variation der Dilatanzfestigkeit $\beta_{Dil}/\beta = 45\%/ 65\%/ 85\%$ für Tongestein, $z = 600\text{m}$, Lastfall *Ausbruch* und Lastfall *Ausbruch und Temperatur*

Bilder 11.29 - 11.36 Tongestein $K_0 = 0,775$

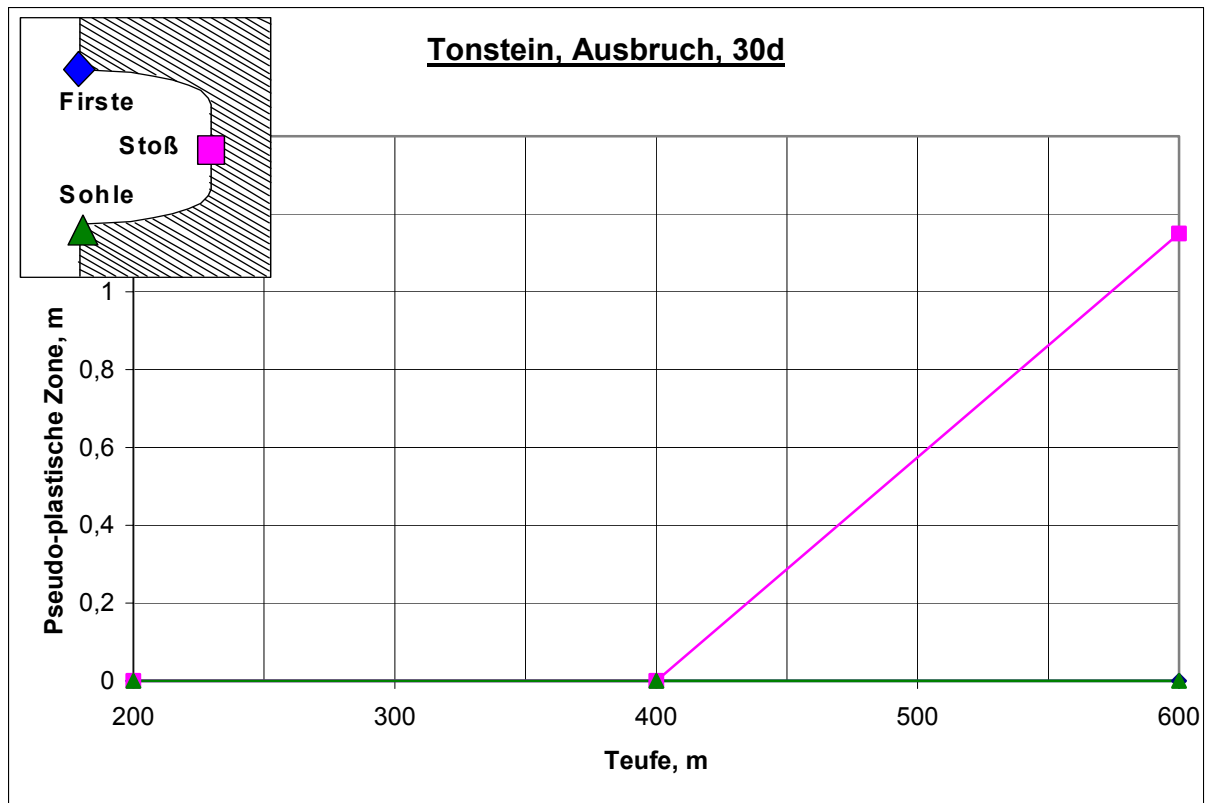
(c) Variation des Damagewertes $D = 0,4/ 0,5/ 0,6$ für Tongestein und Salzgestein Lastfall *Ausbruch* und Lastfall *Ausbruch und Temperatur*

Bilder 11.37 - 11.39 Tongestein

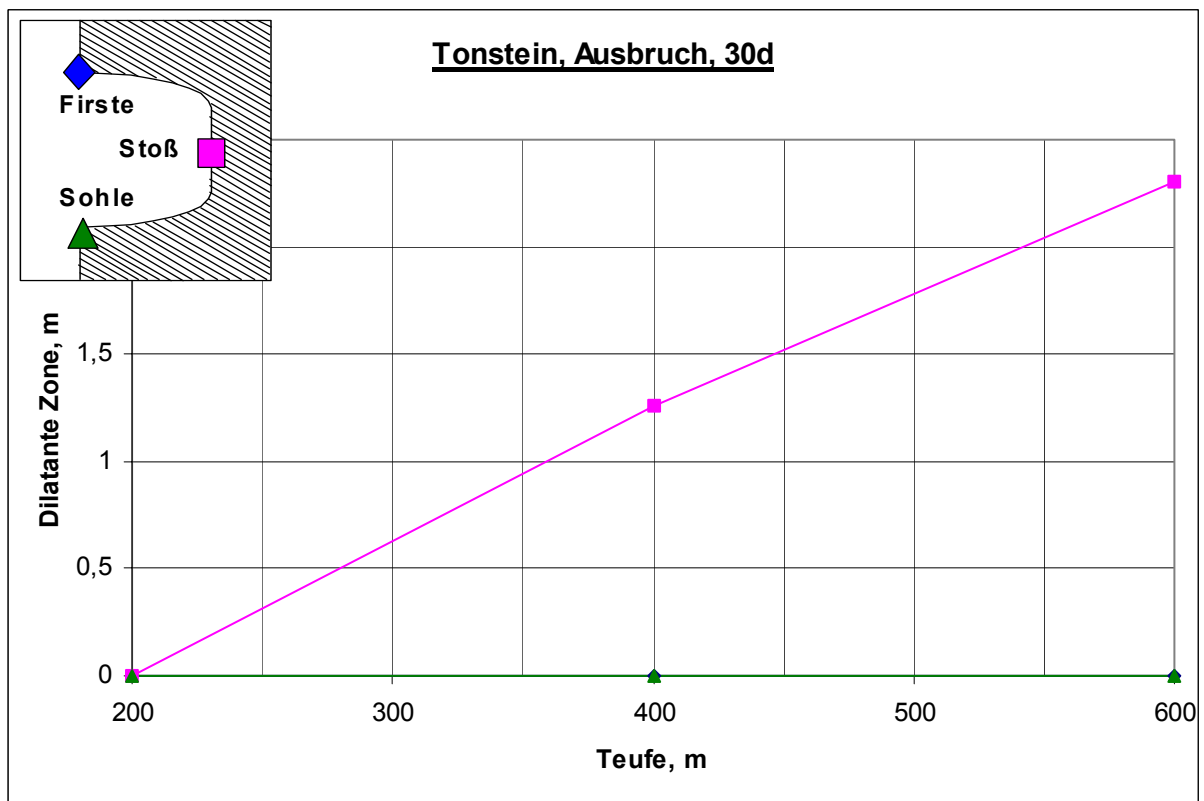
Bild 11.40 Salzgestein

Anmerkung: Ausgewiesene Bruch- und Dilatanzzonen sind Untergrenzenabschätzungen (siehe Abschnitt 8.4)!

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

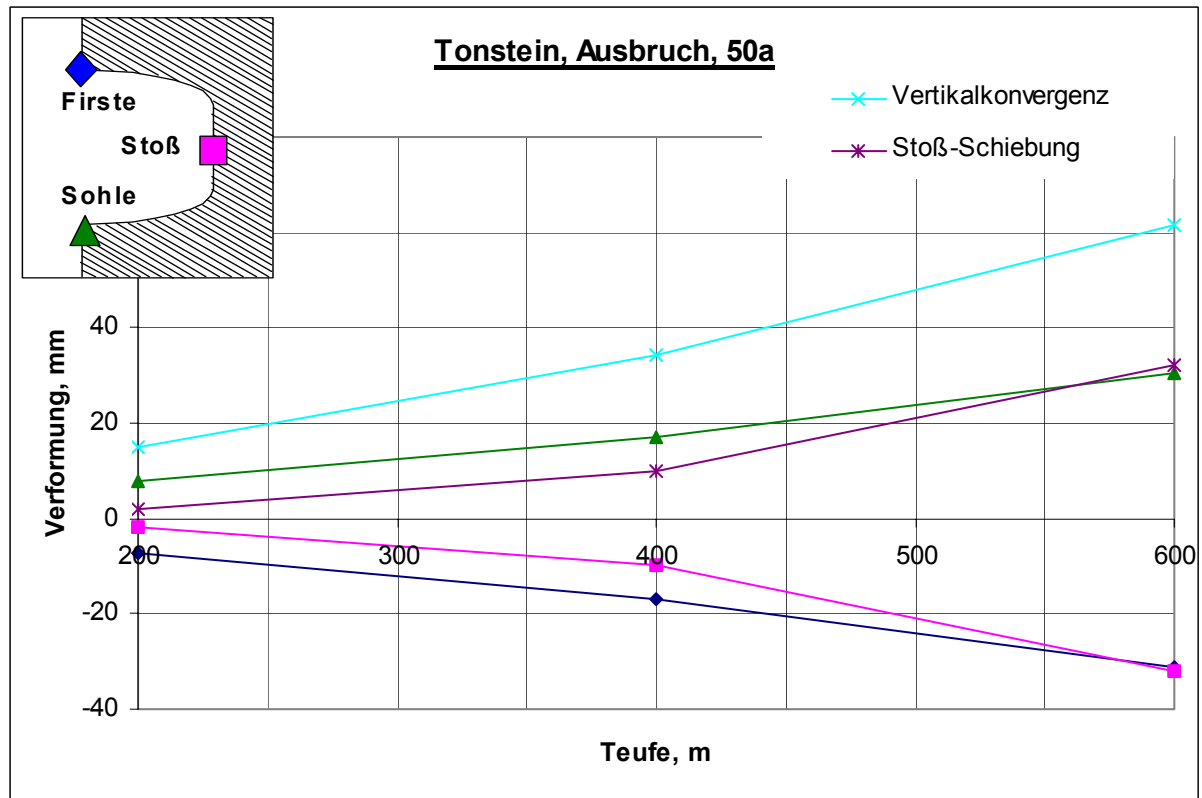


Pseudo- plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

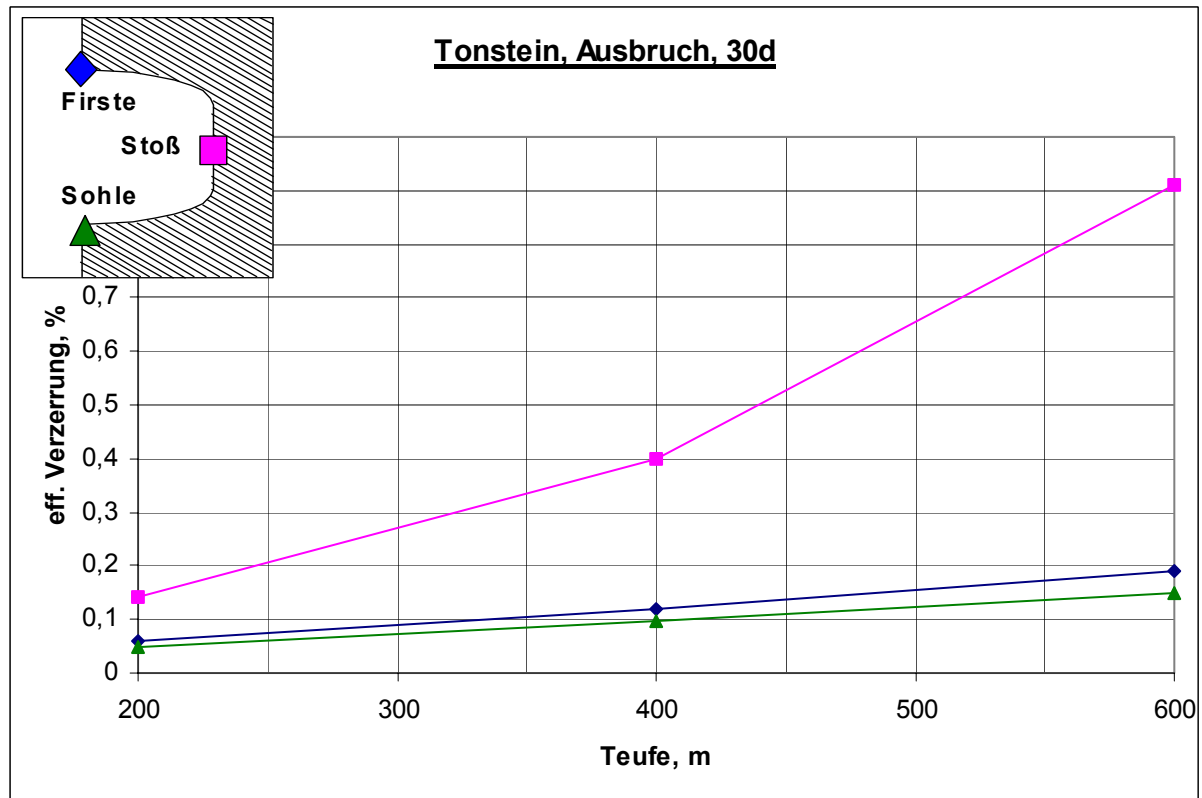


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ Verformung, Verzerrung

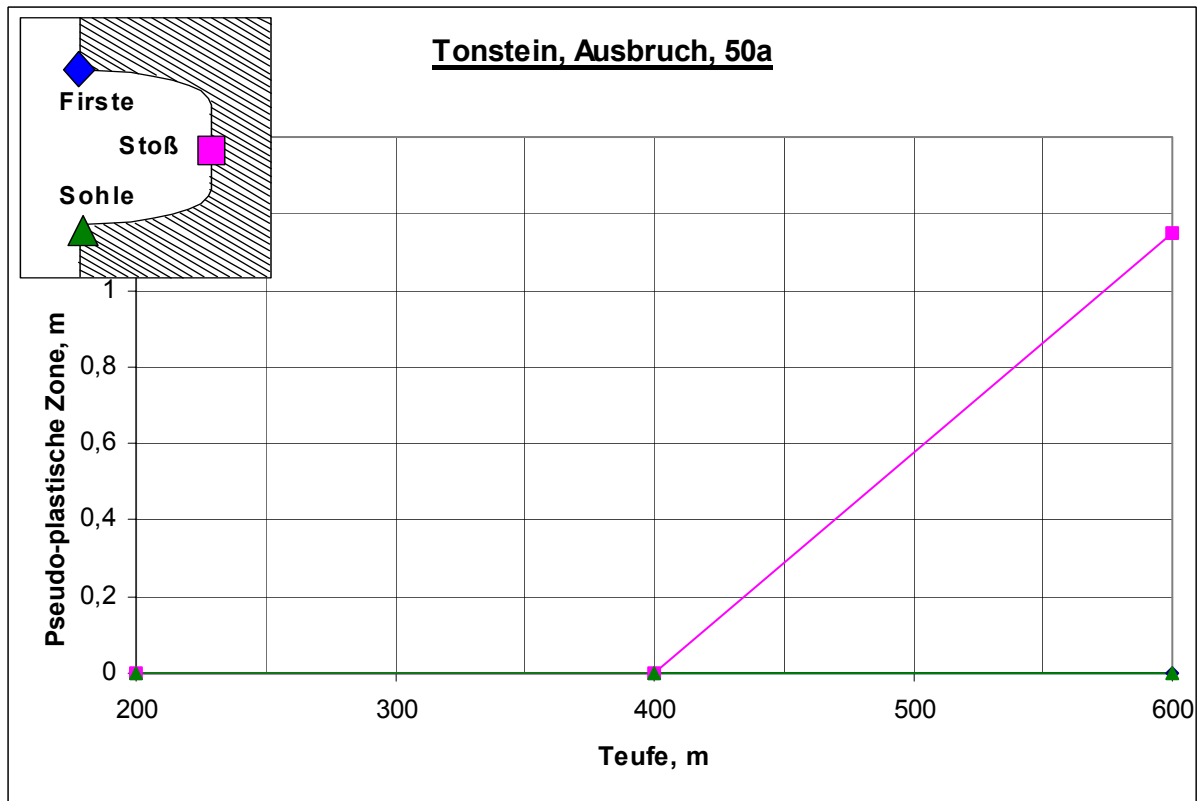


Verformung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

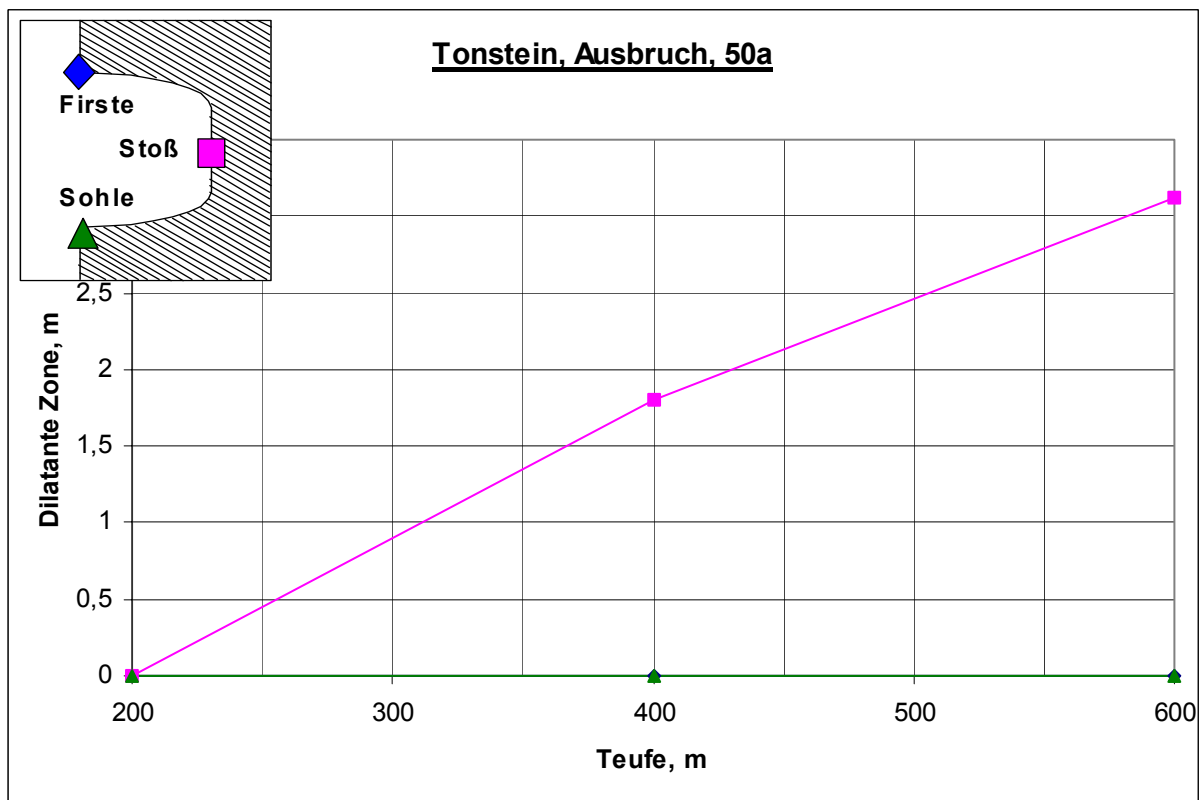


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

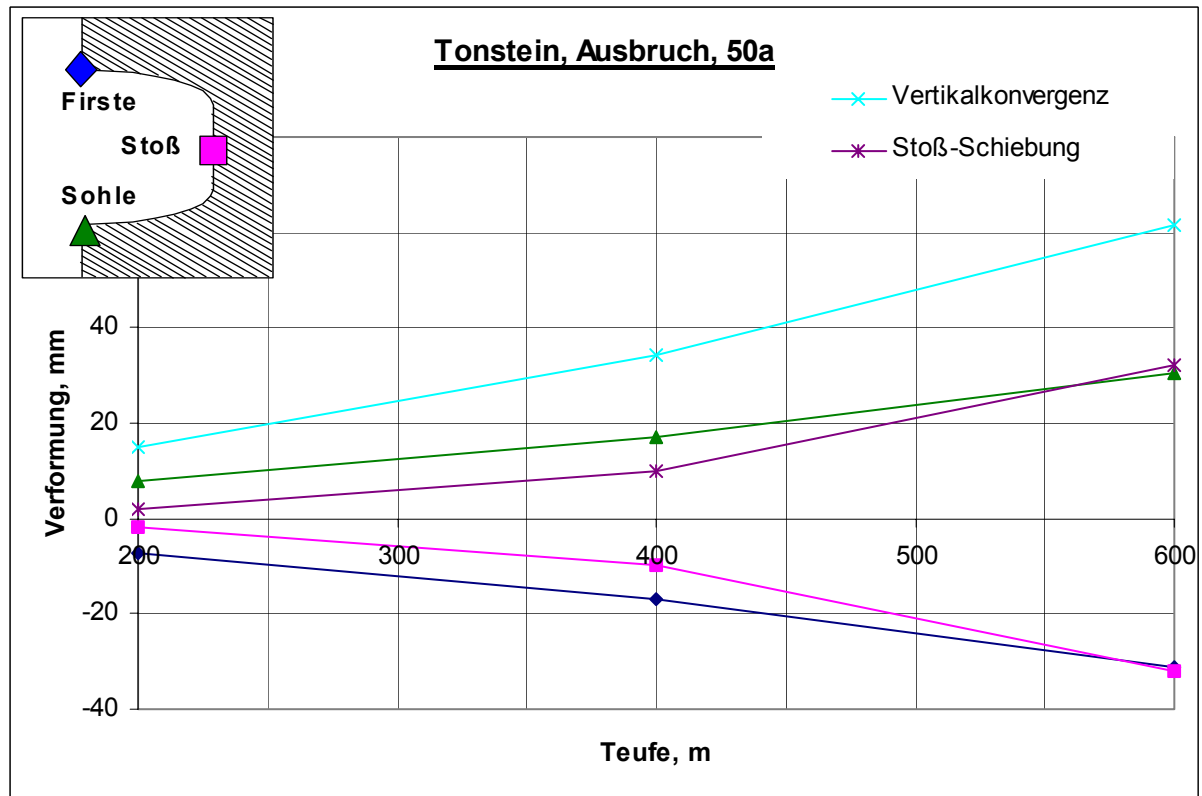


Pseudo- plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

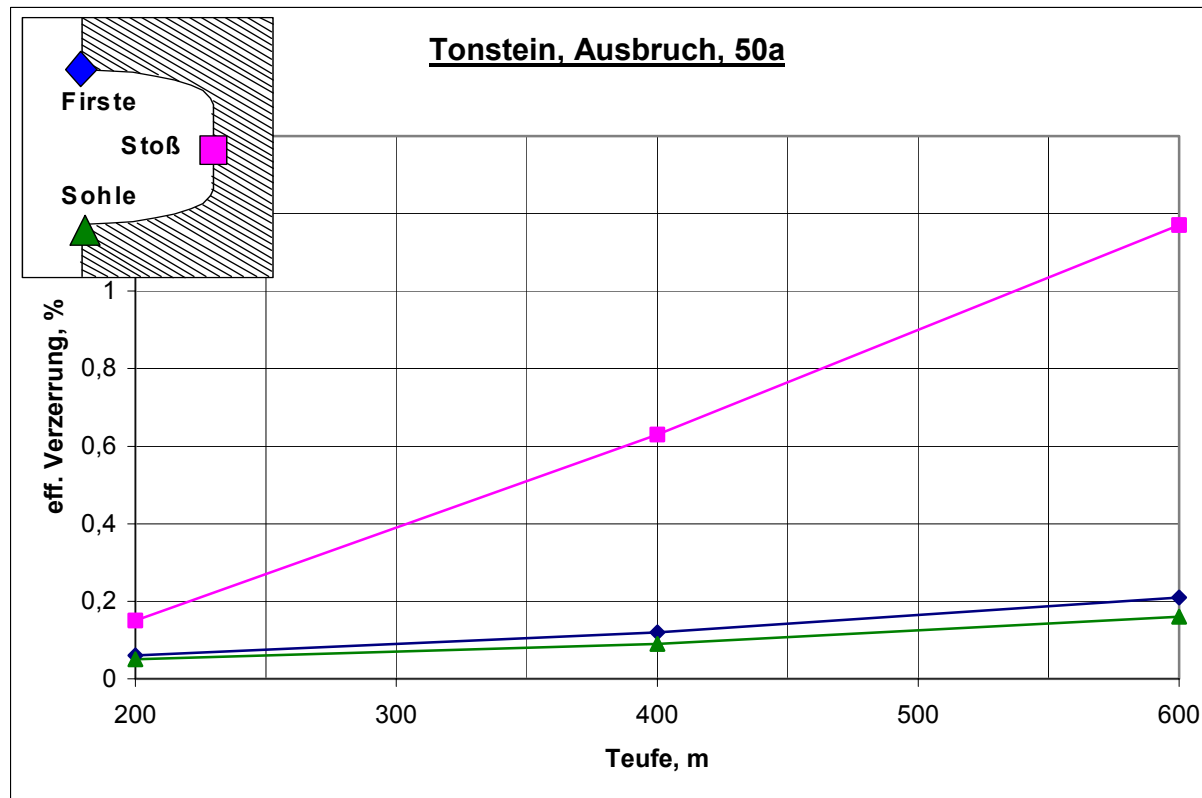


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ Verformung, Verzerrung

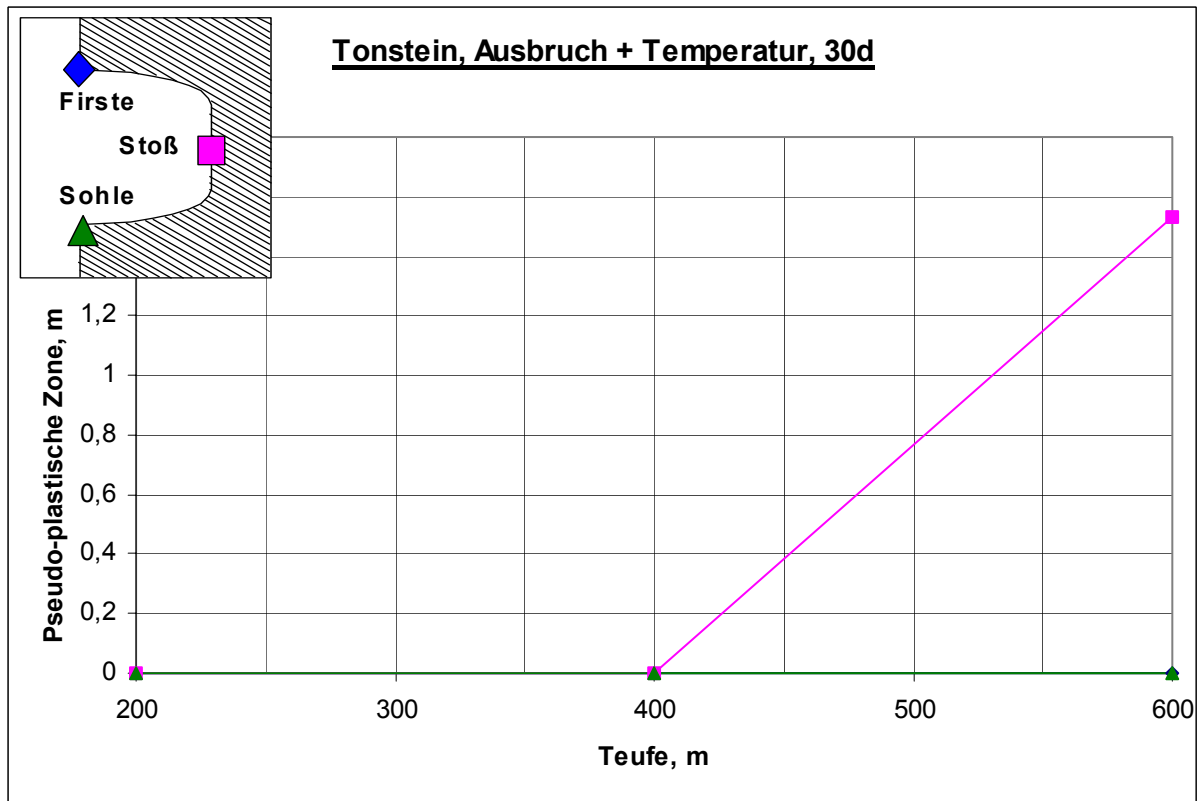


Verformung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

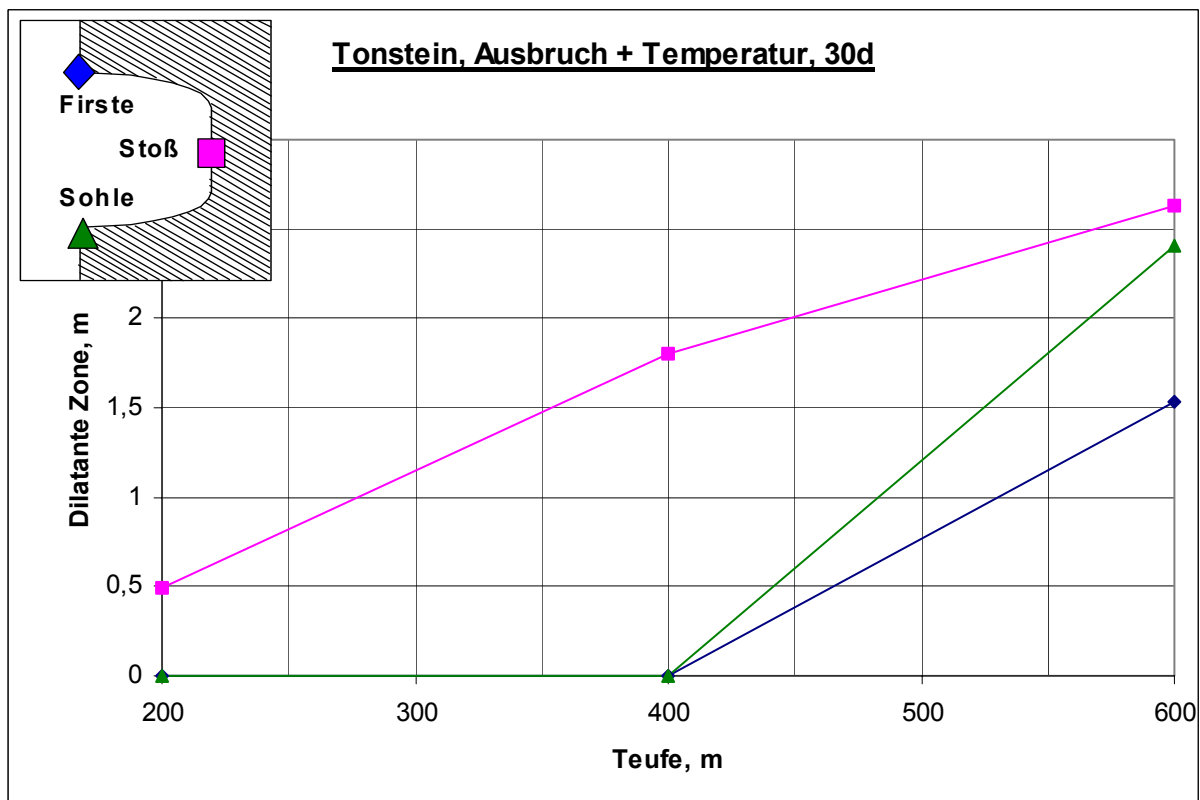


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

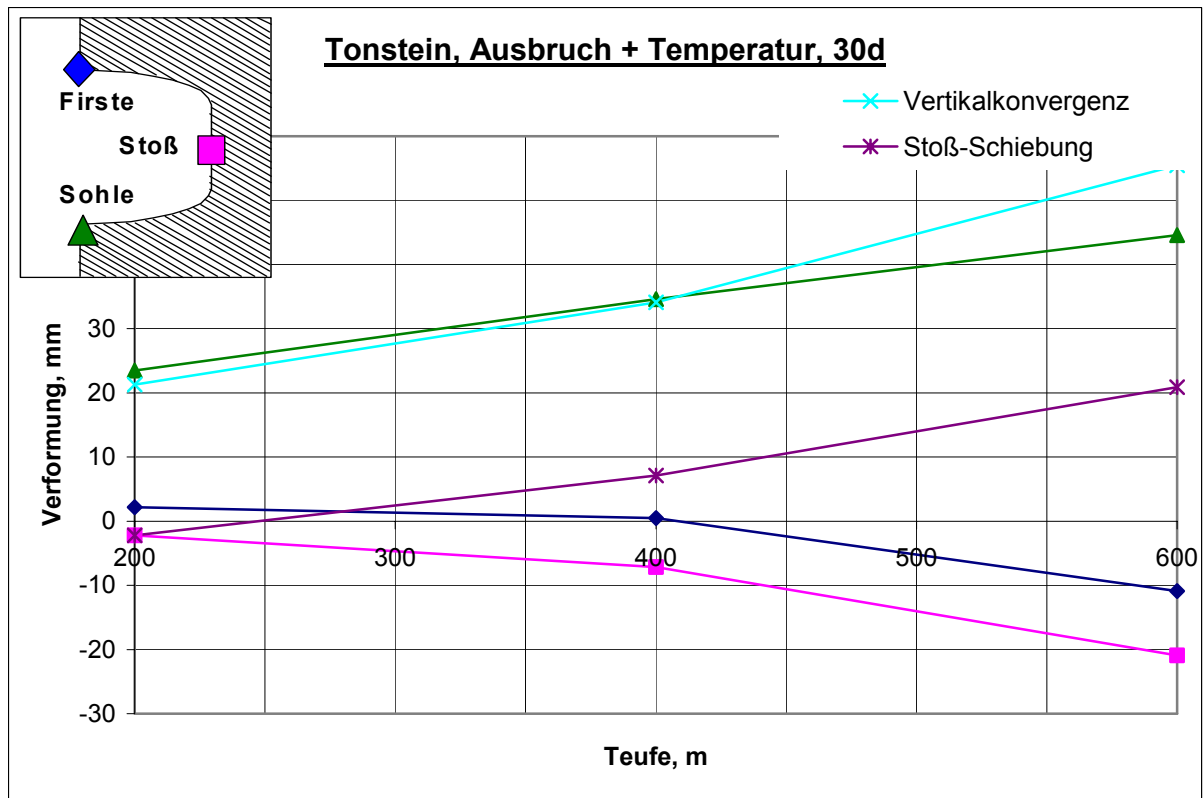


Pseudo- plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

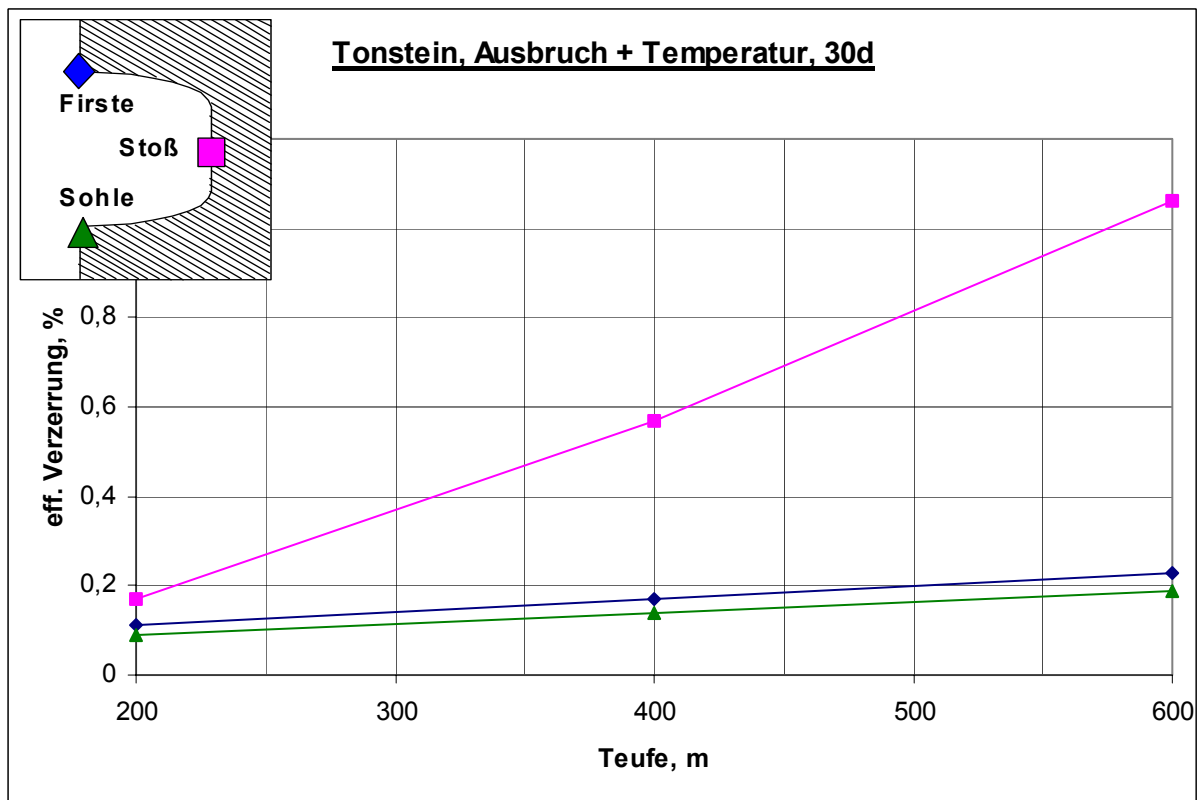


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ Verformung, Verzerrung

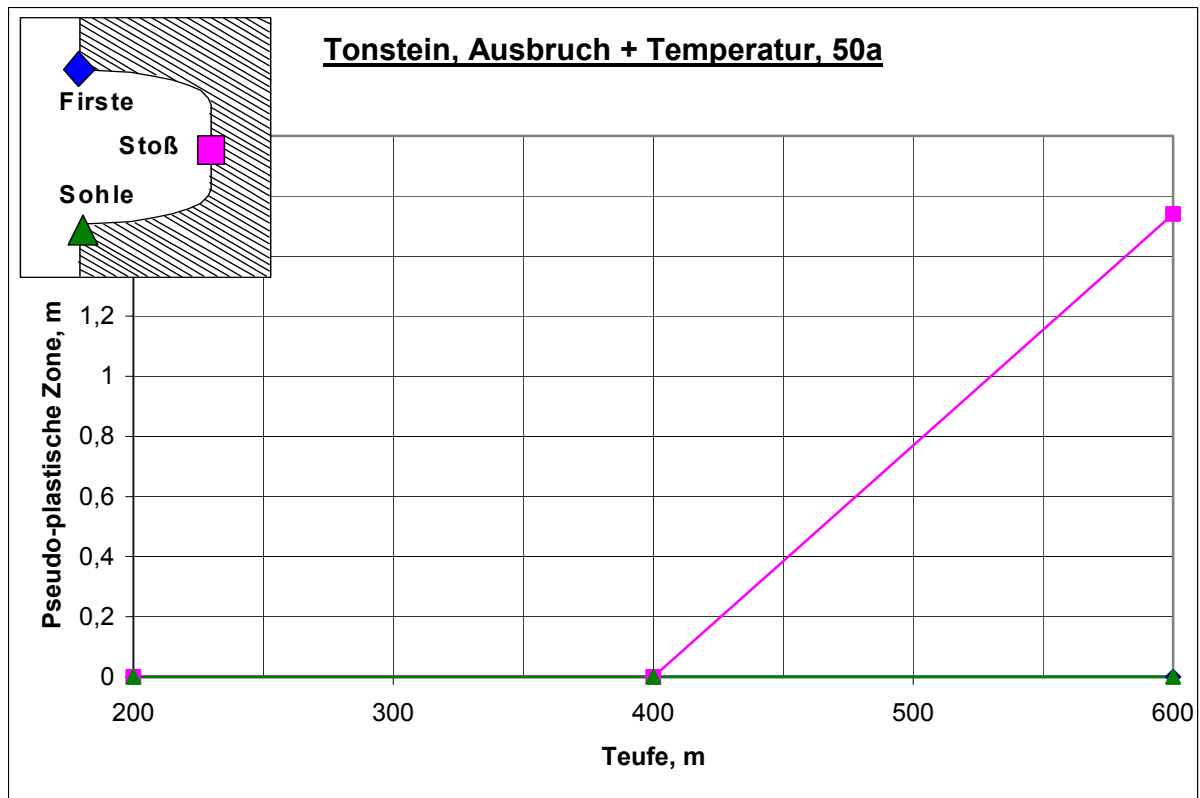


Verformung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

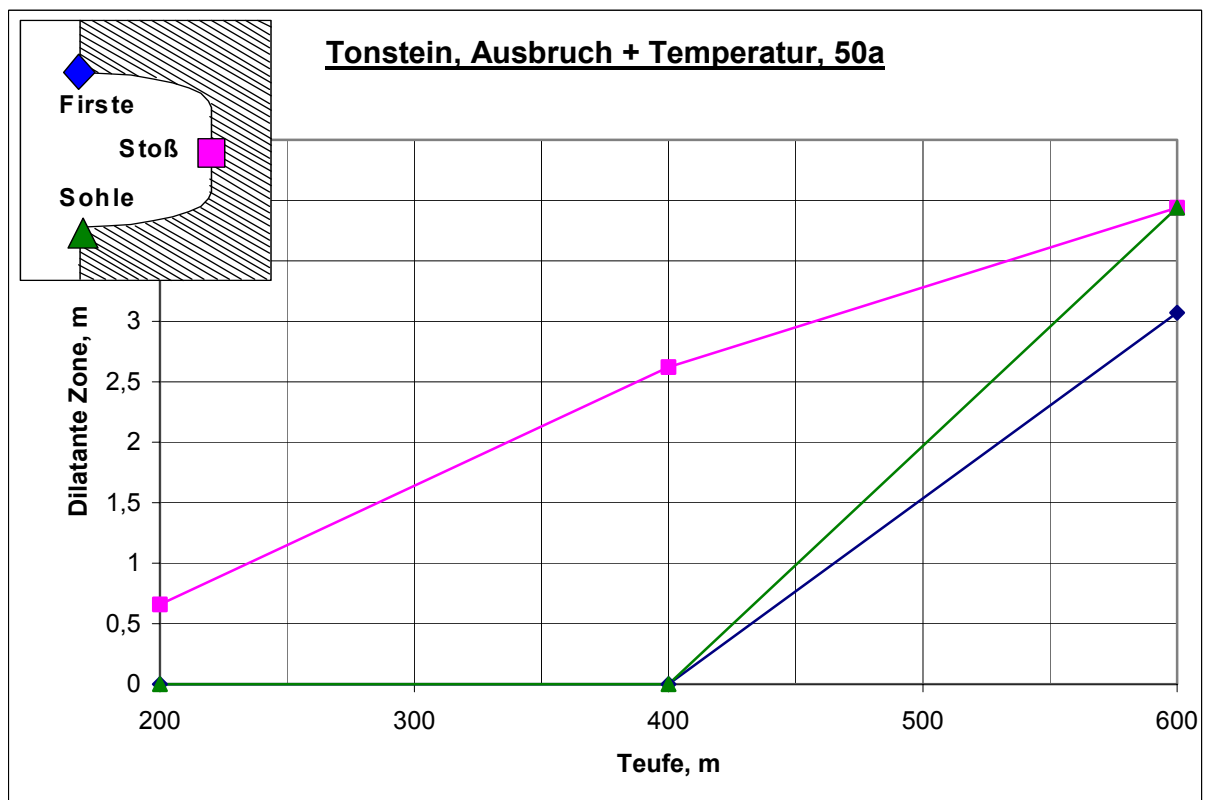


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

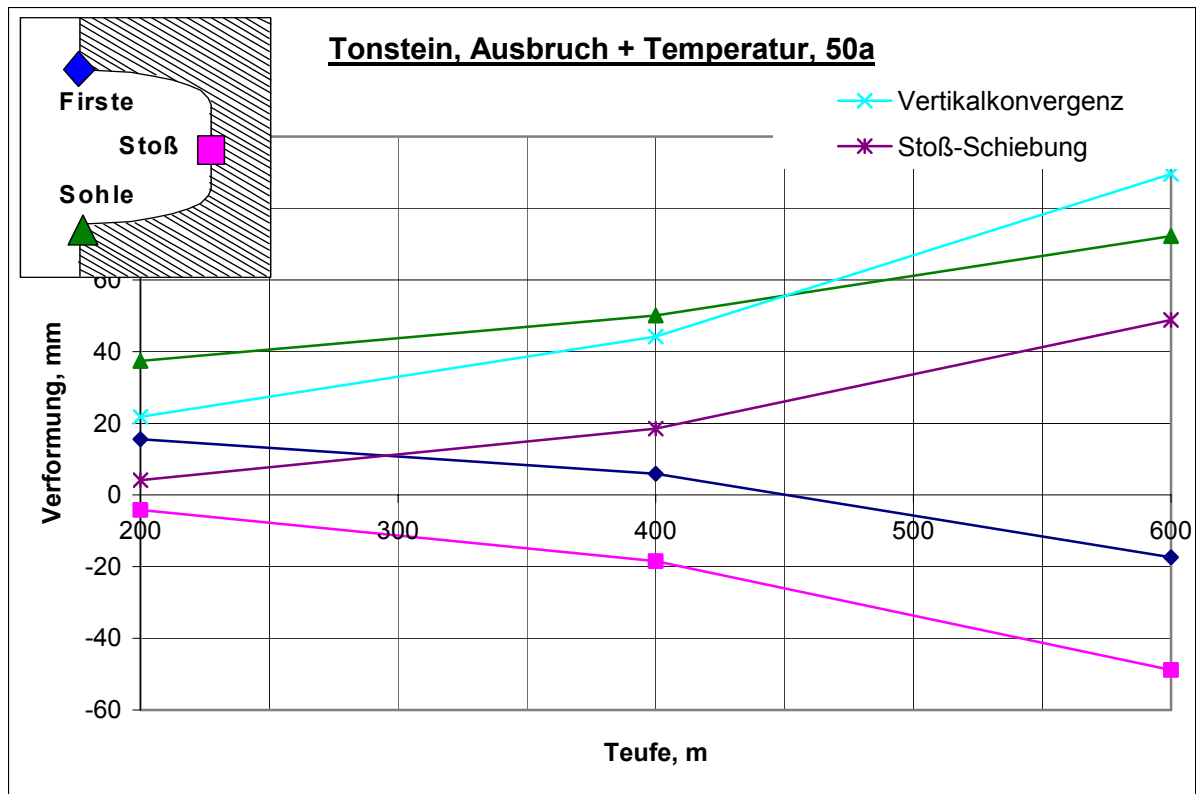


Pseudo- plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

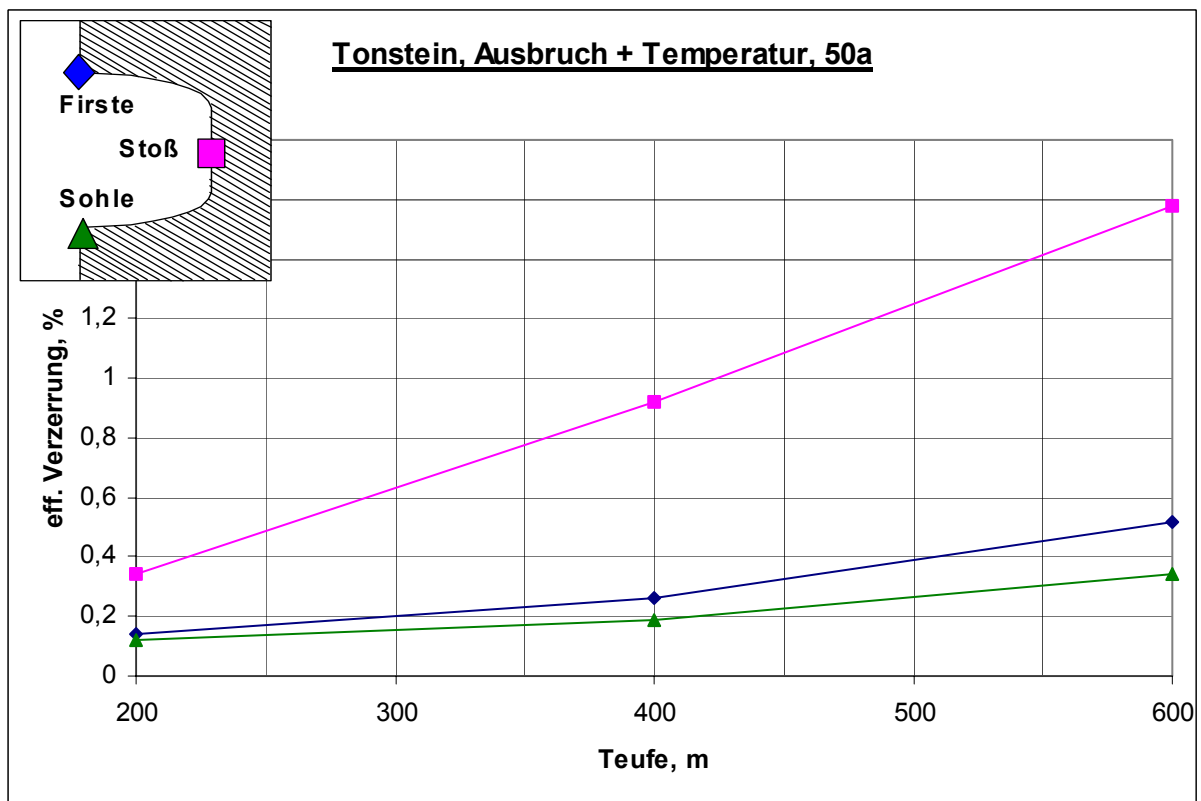


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 < 1$ Verformung, Verzerrung

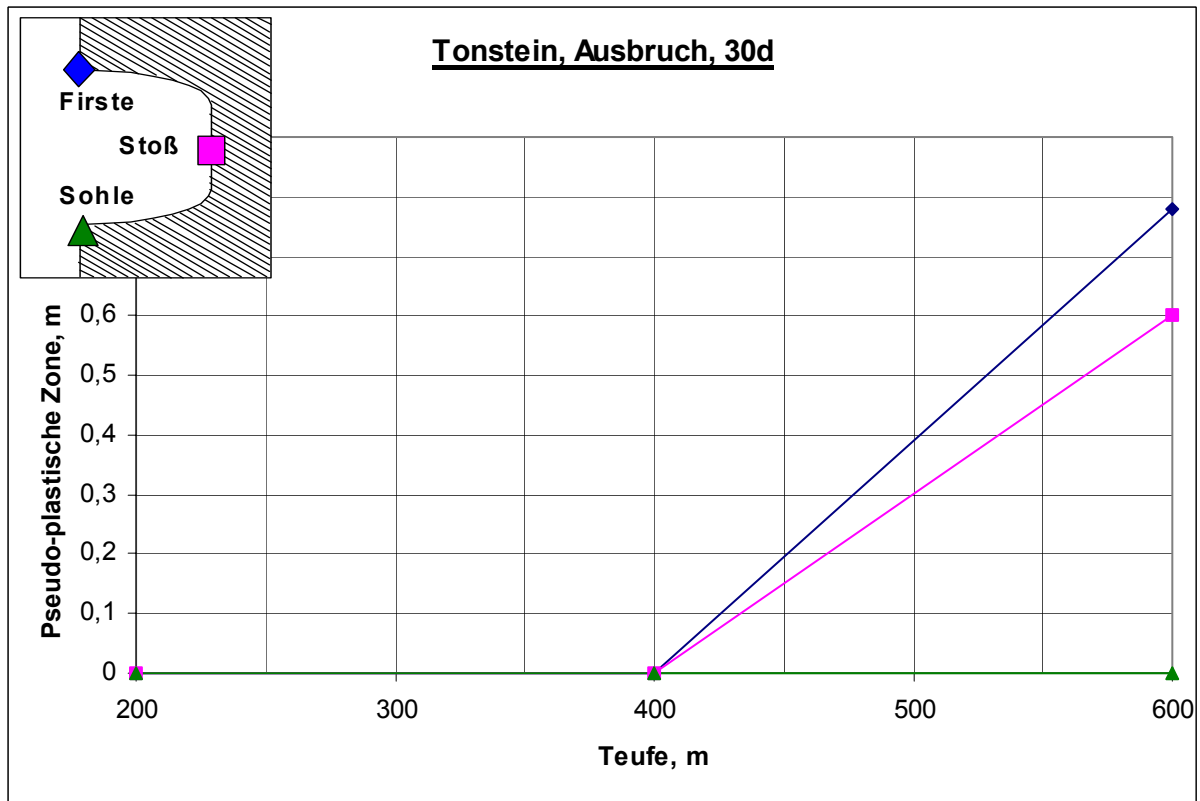


Verformung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

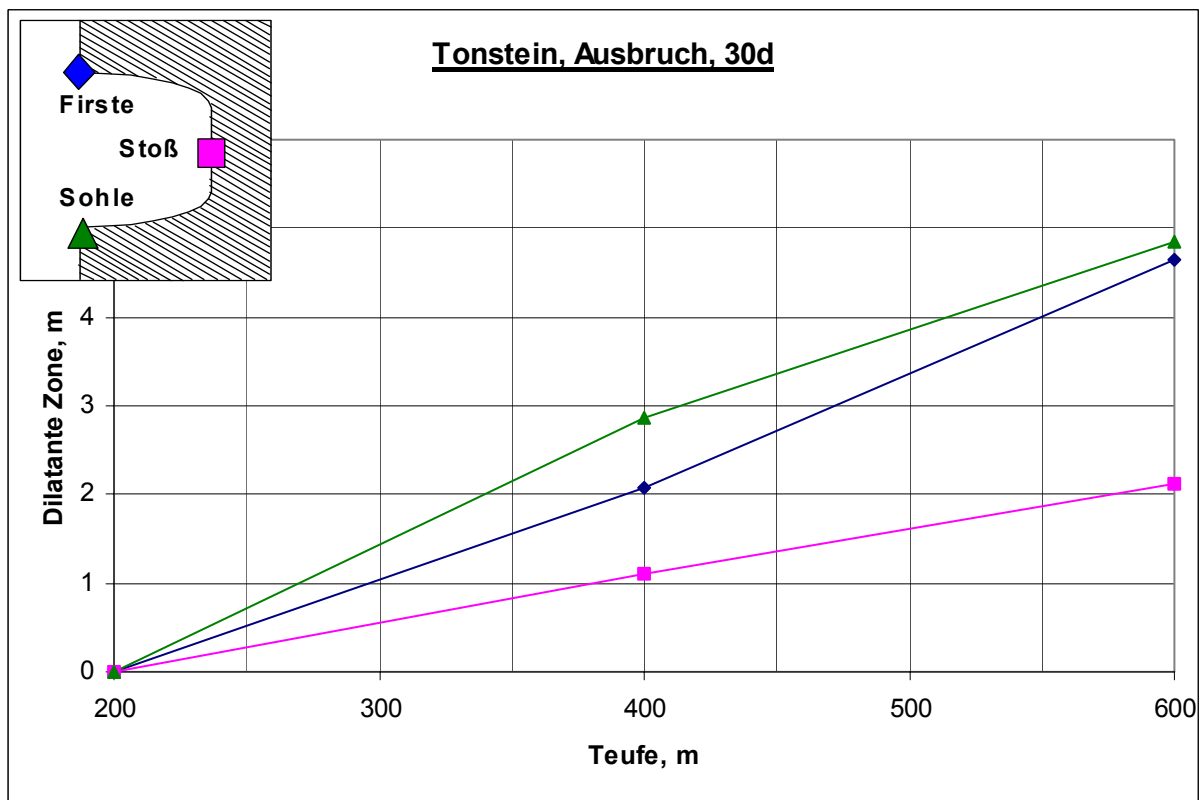


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=0,675$; Teufe 400m, $K_0=0,725$; Teufe 600m, $K_0=0,775$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

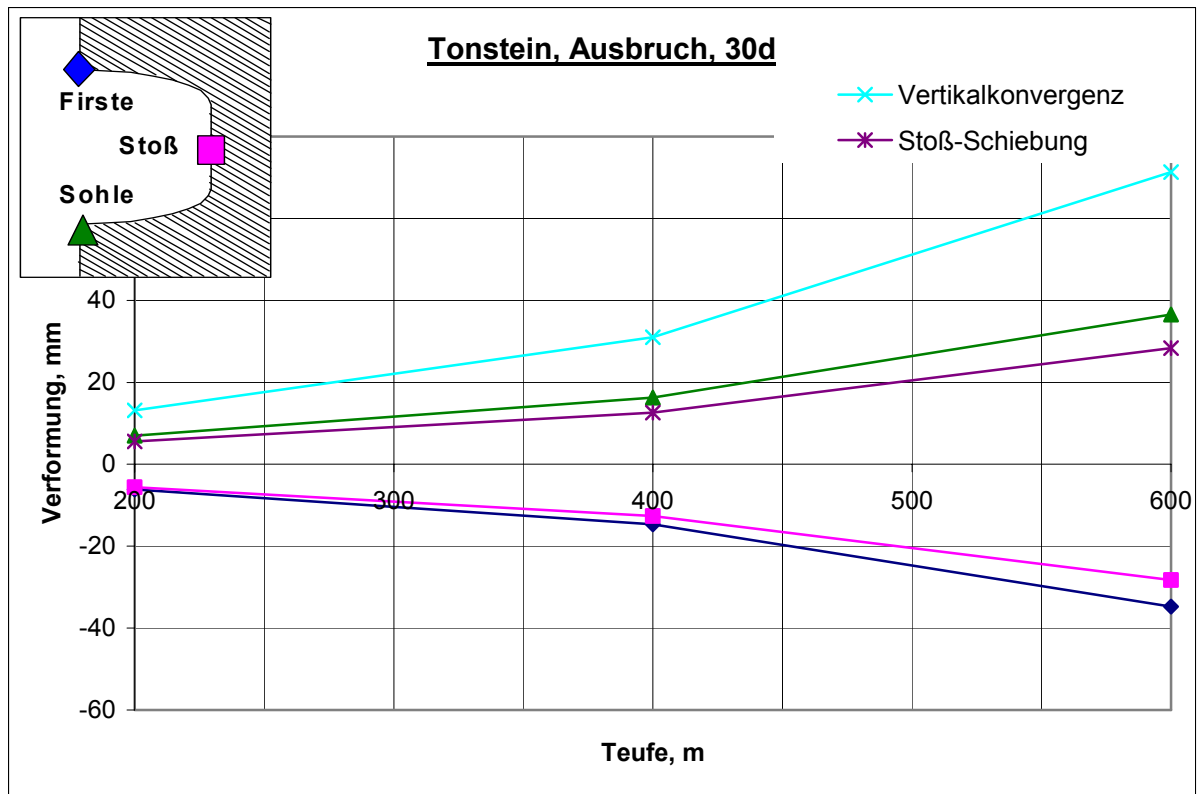


Pseudo- plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

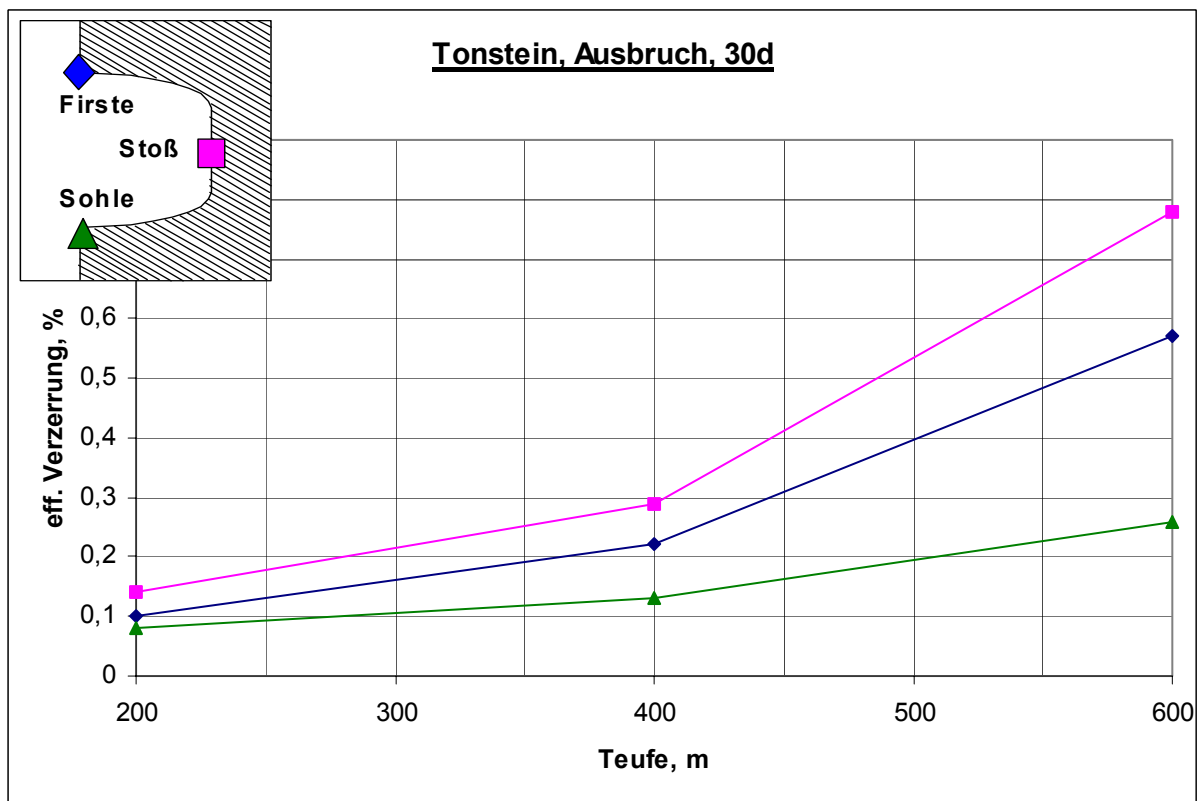


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ Verformung, Verzerrung

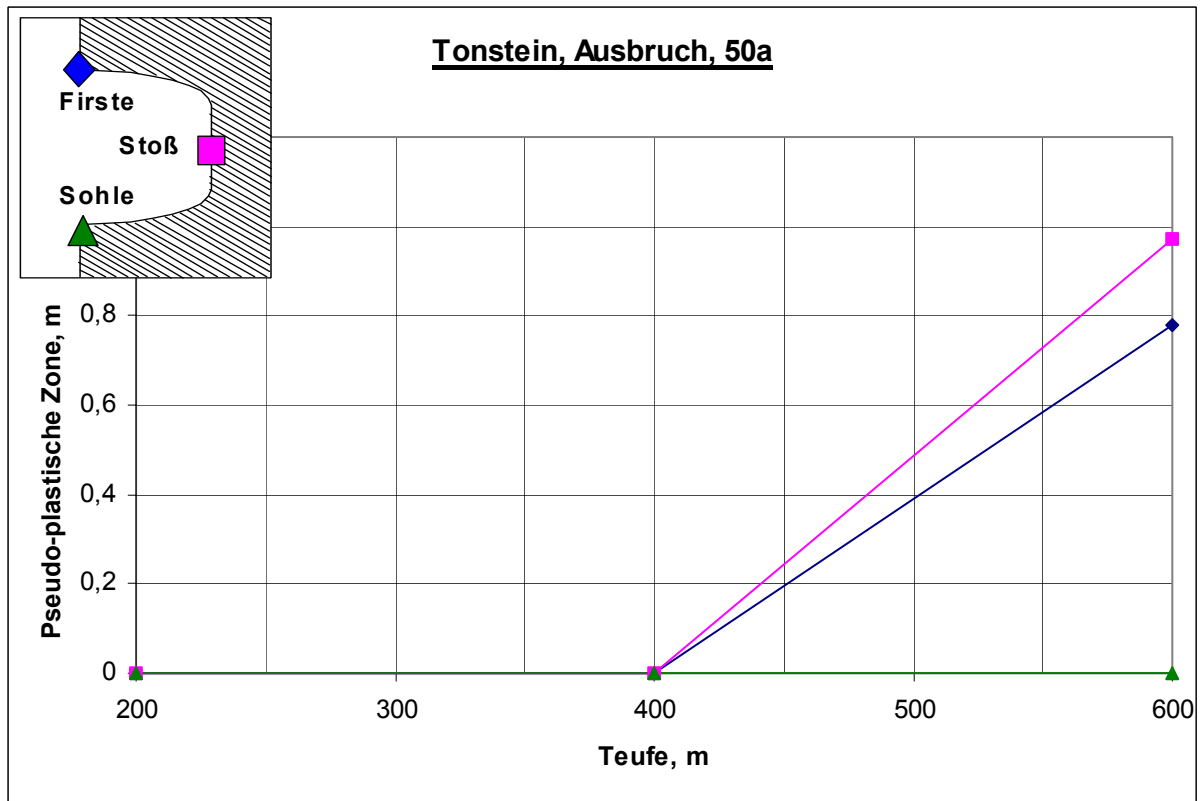


Verformung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

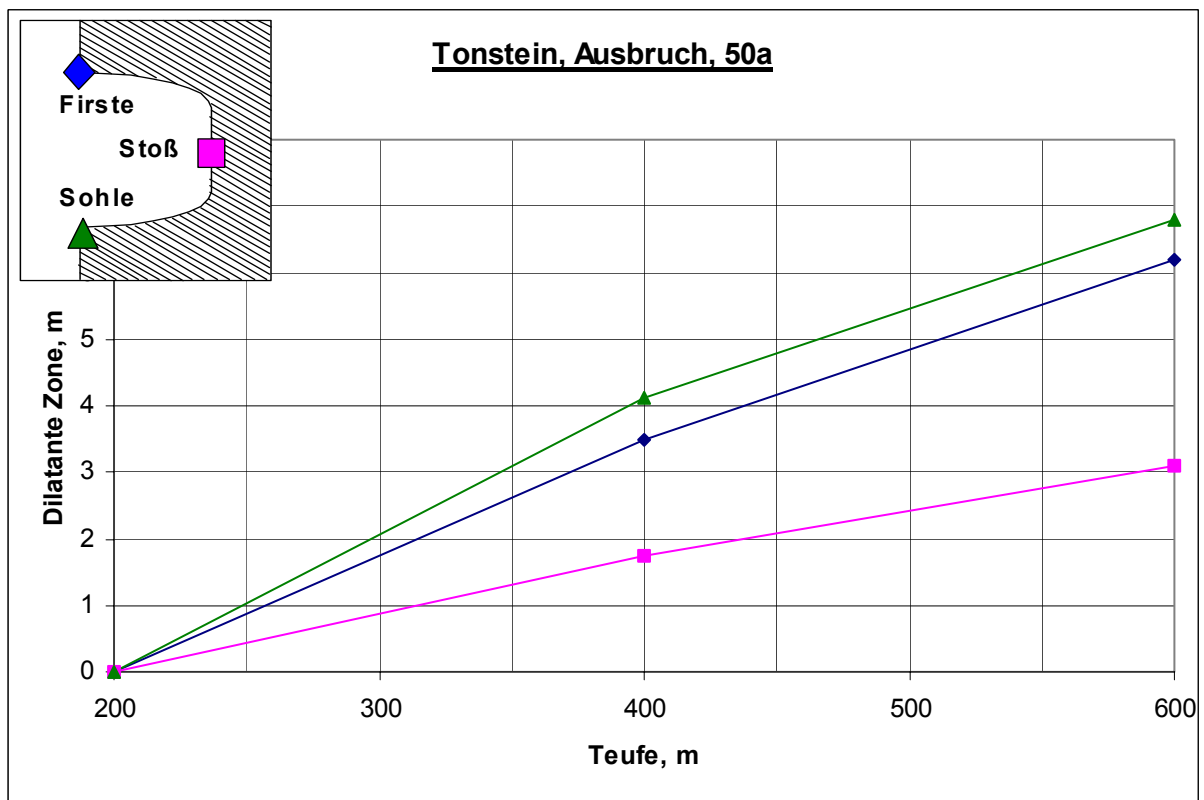


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ pseudo-plastische Zone, dilatante Zone

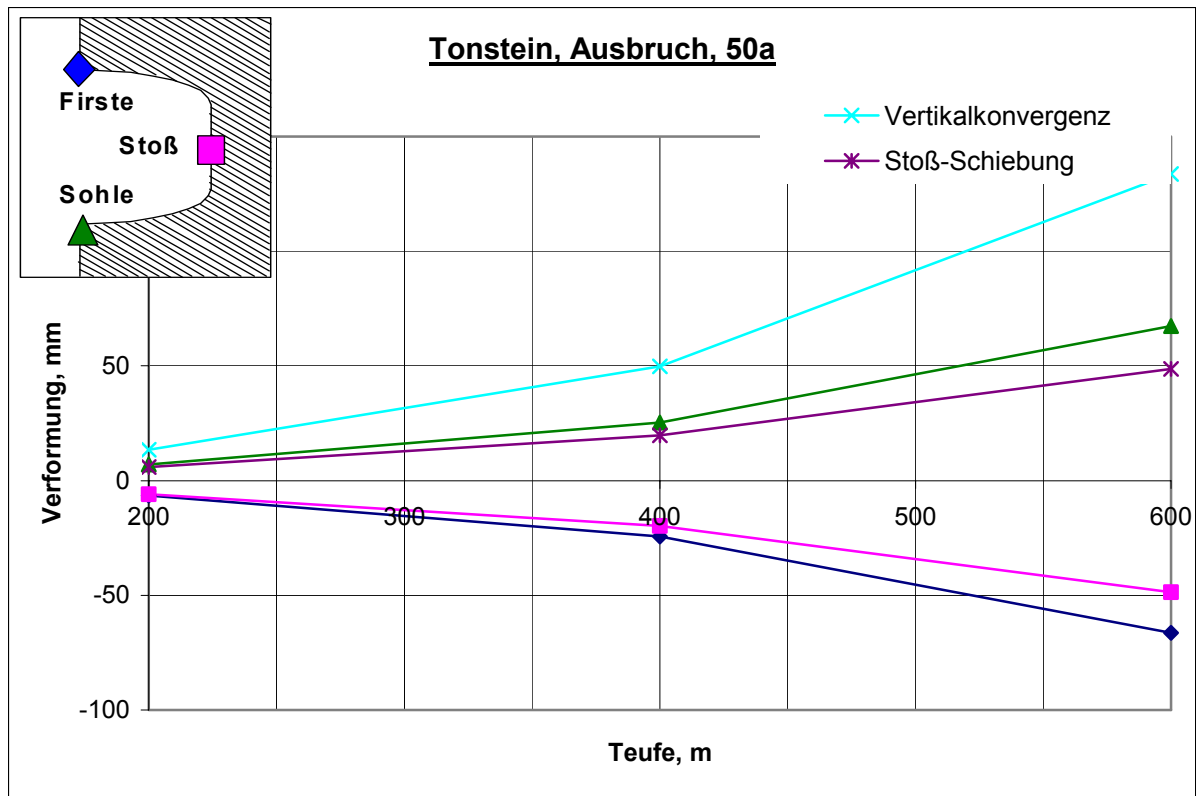


Pseudo-plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

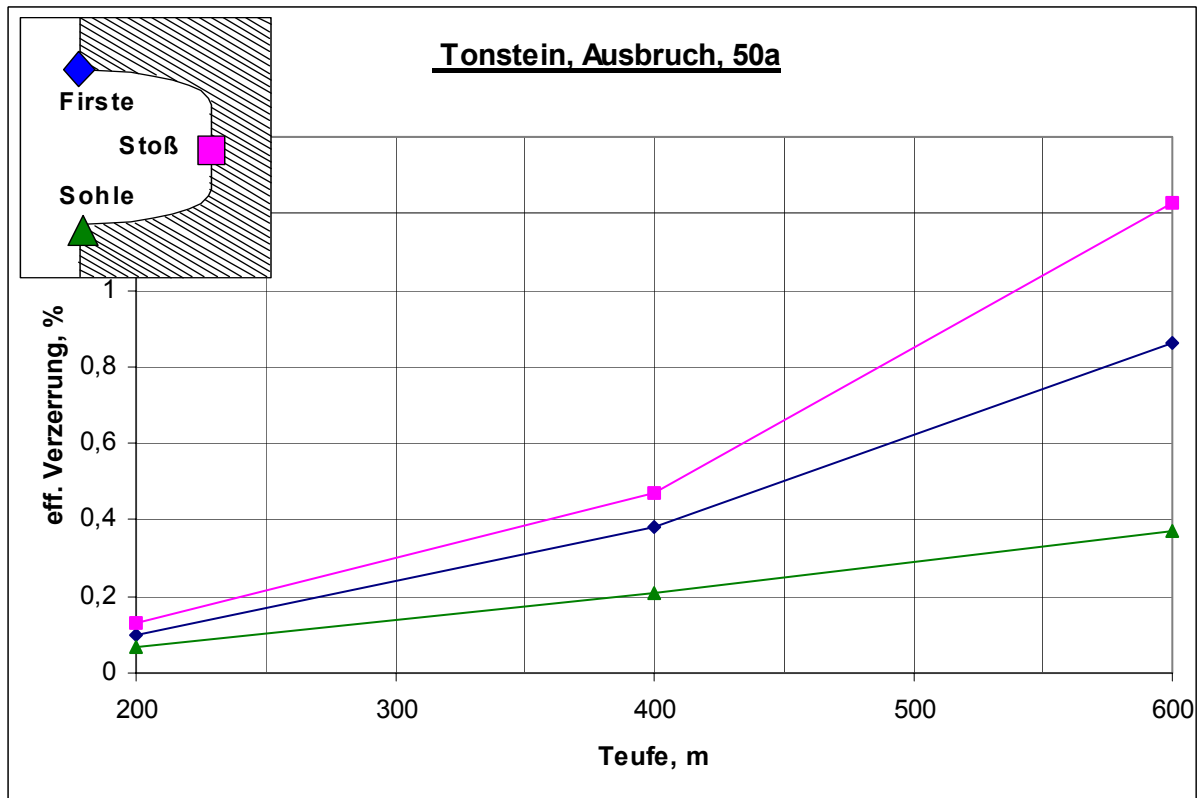


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ Verformung, Verzerrung

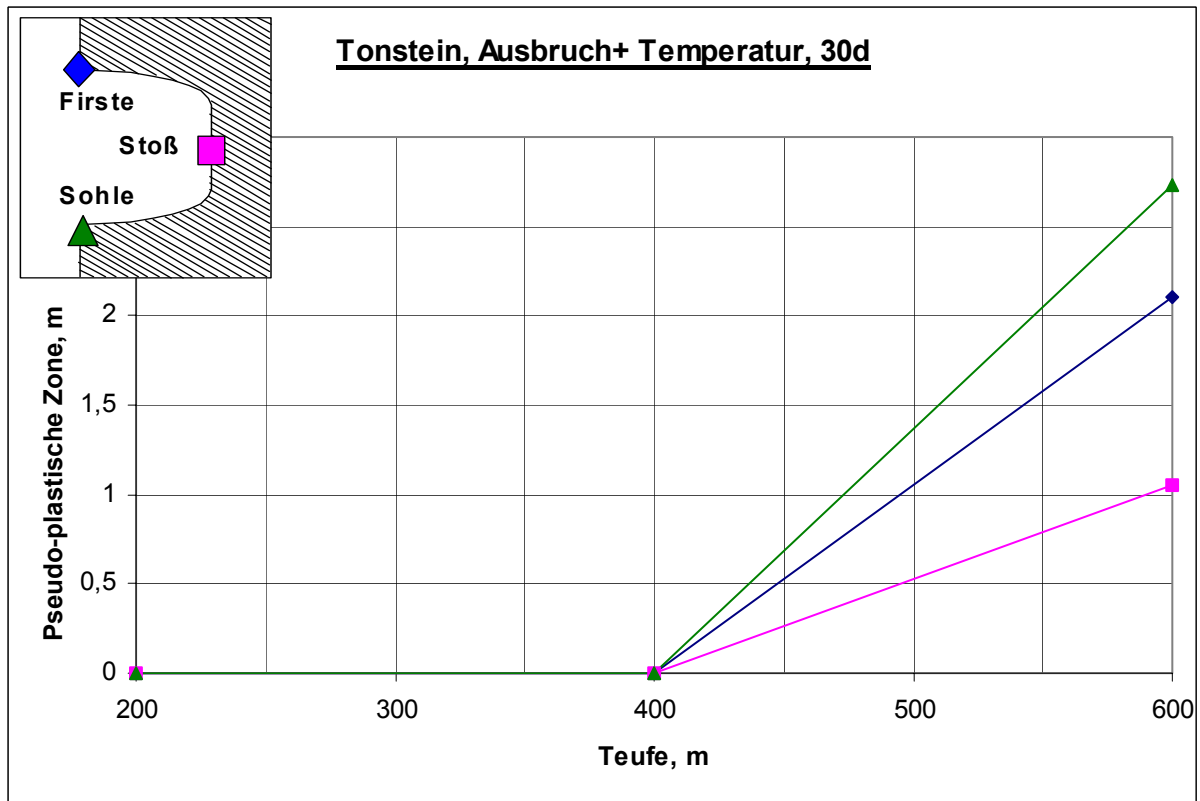


Verformung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

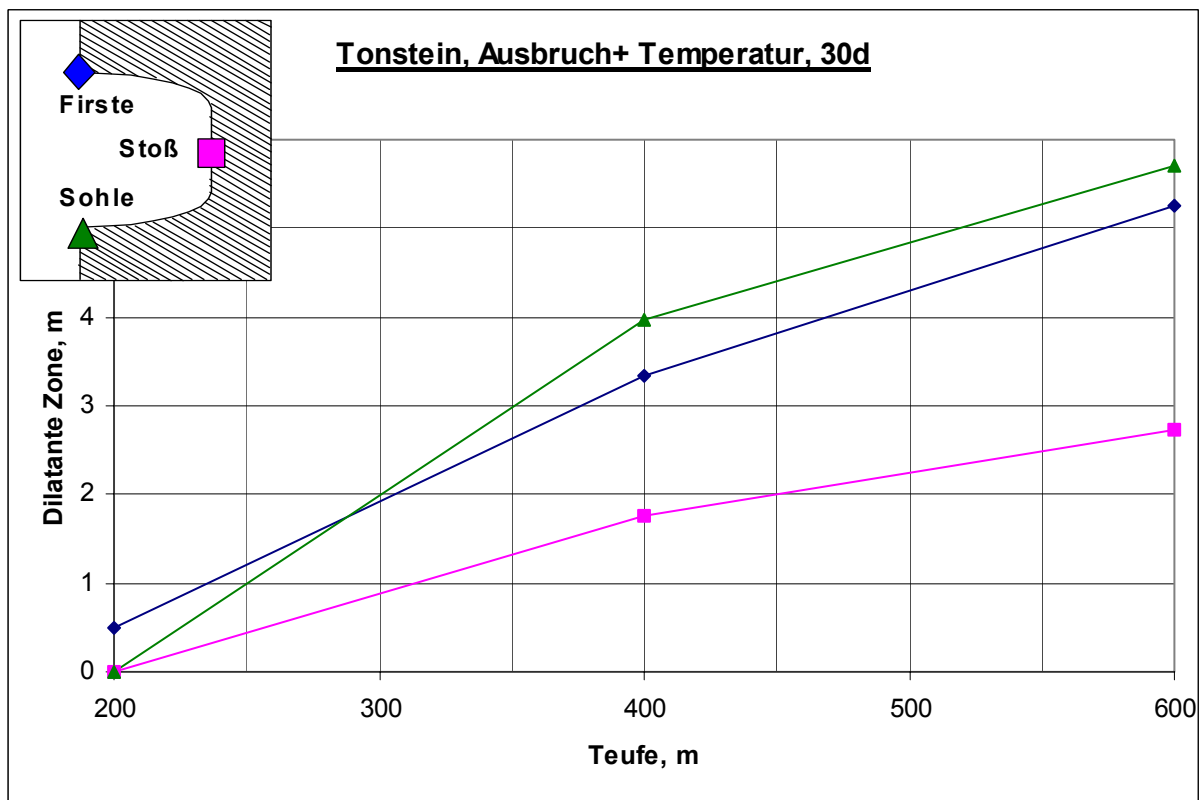


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

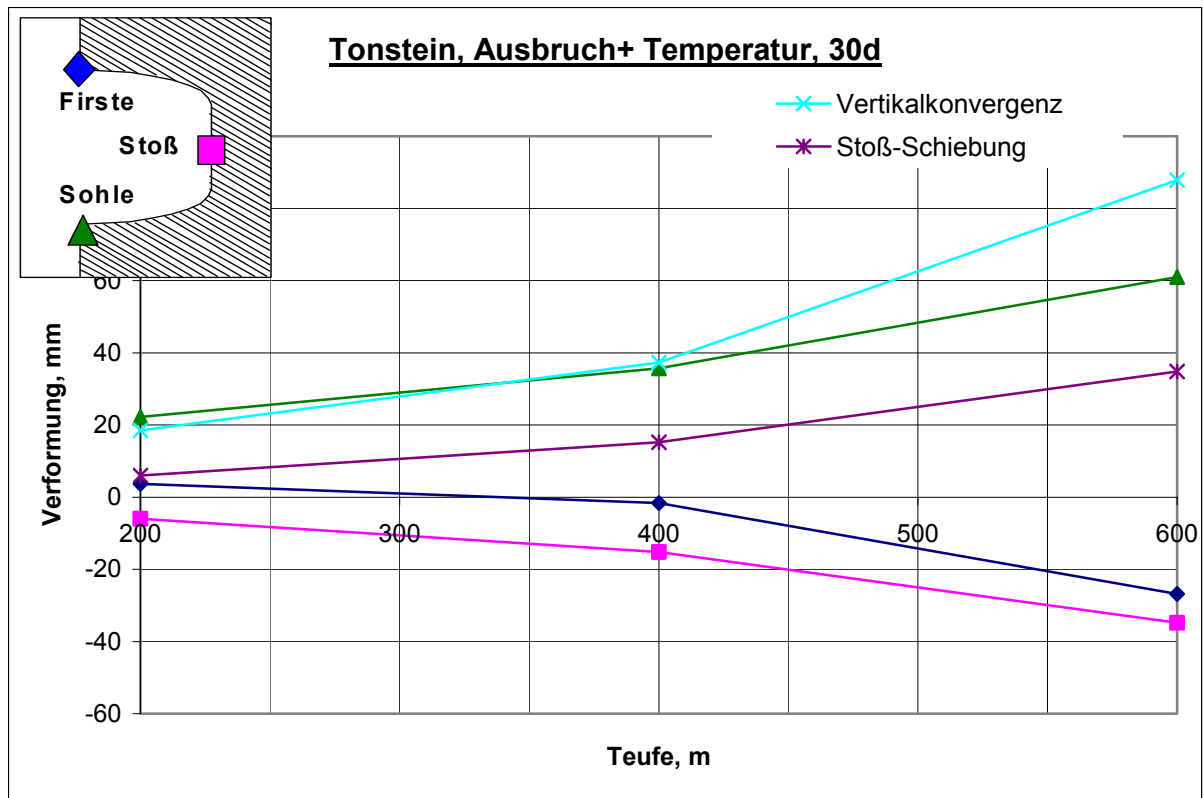


Pseudo- plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

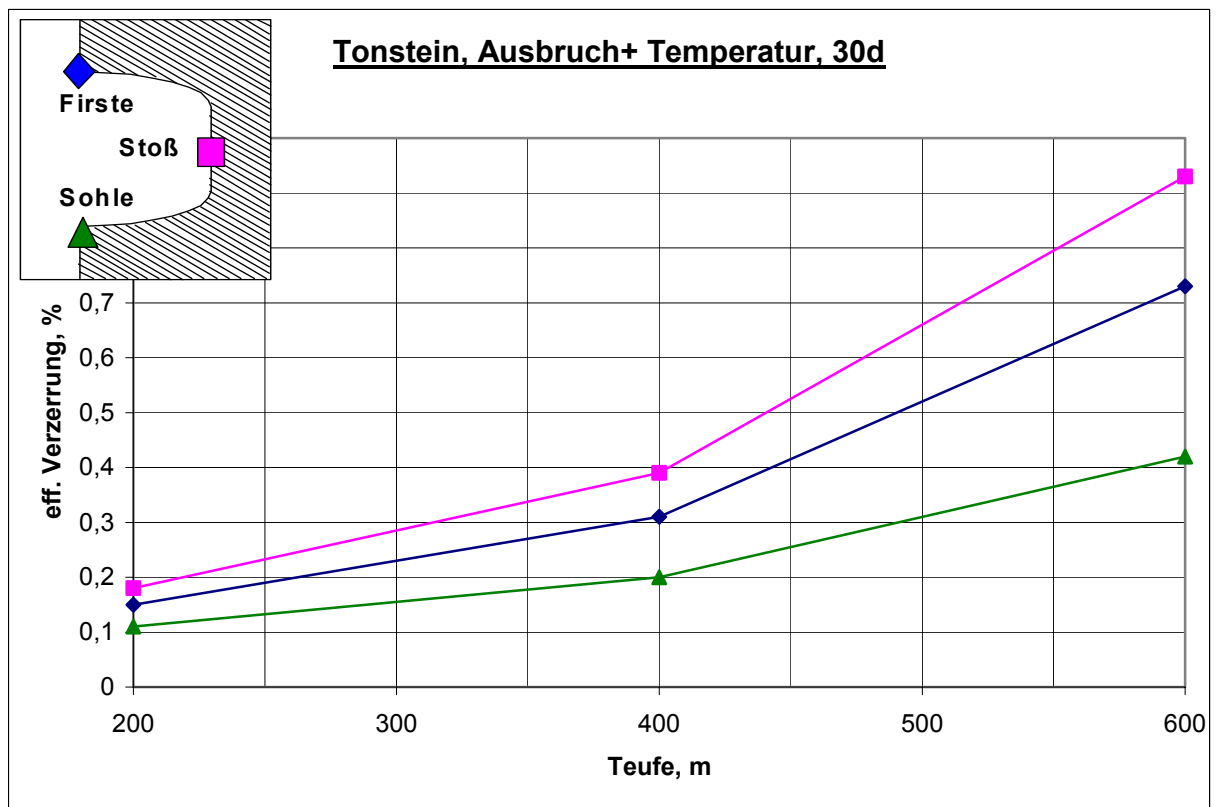


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ Verformung, Verzerrung

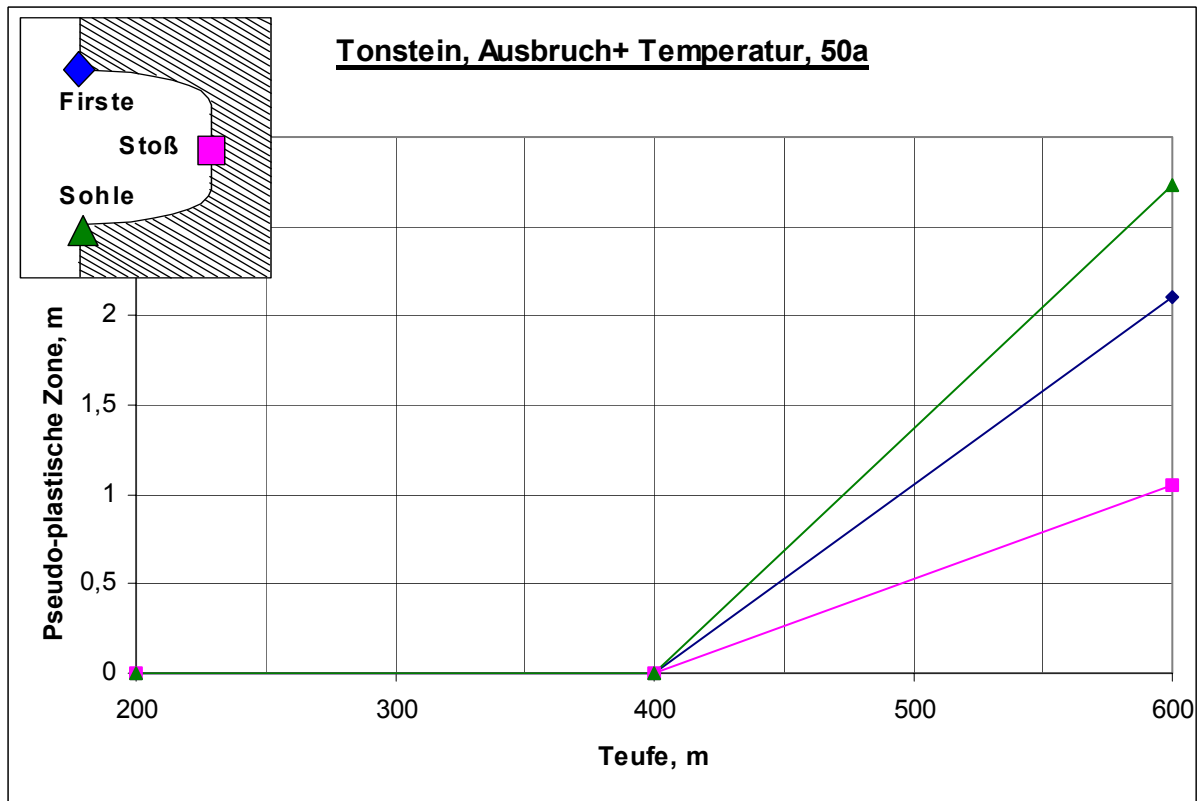


Verformung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

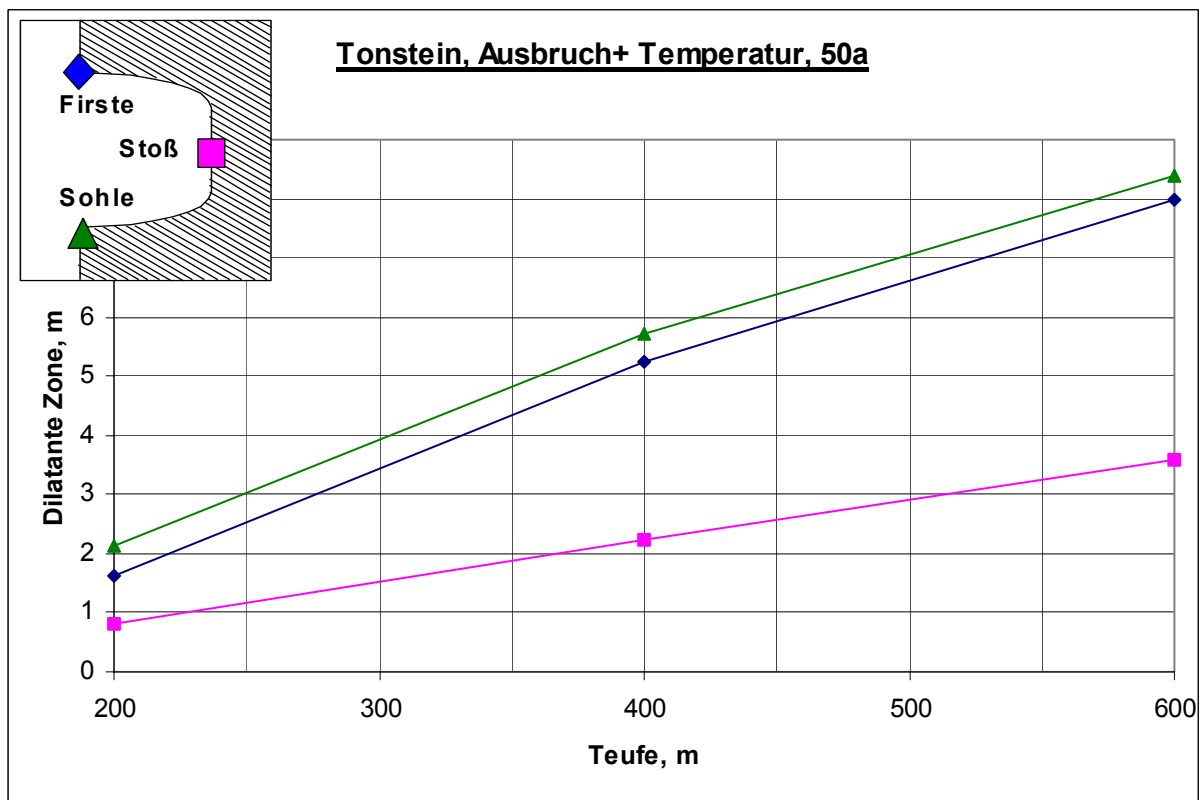


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

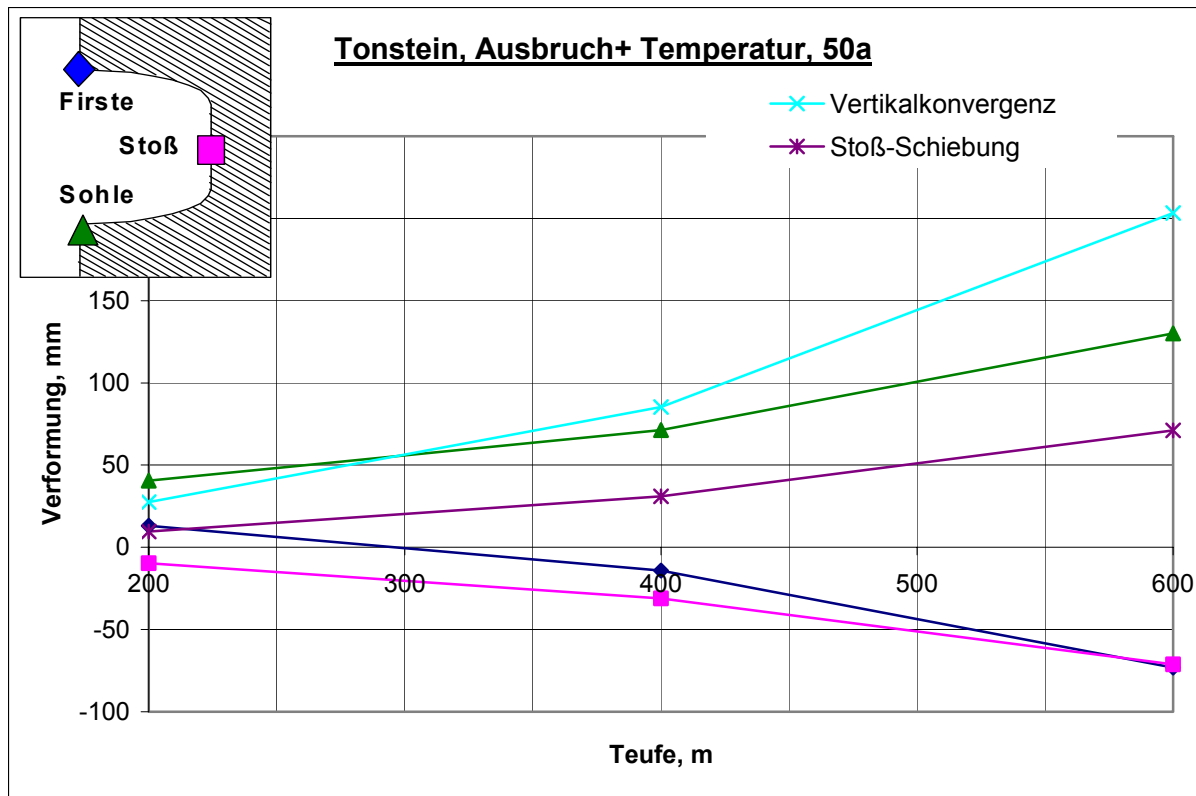


Pseudo- plastische Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

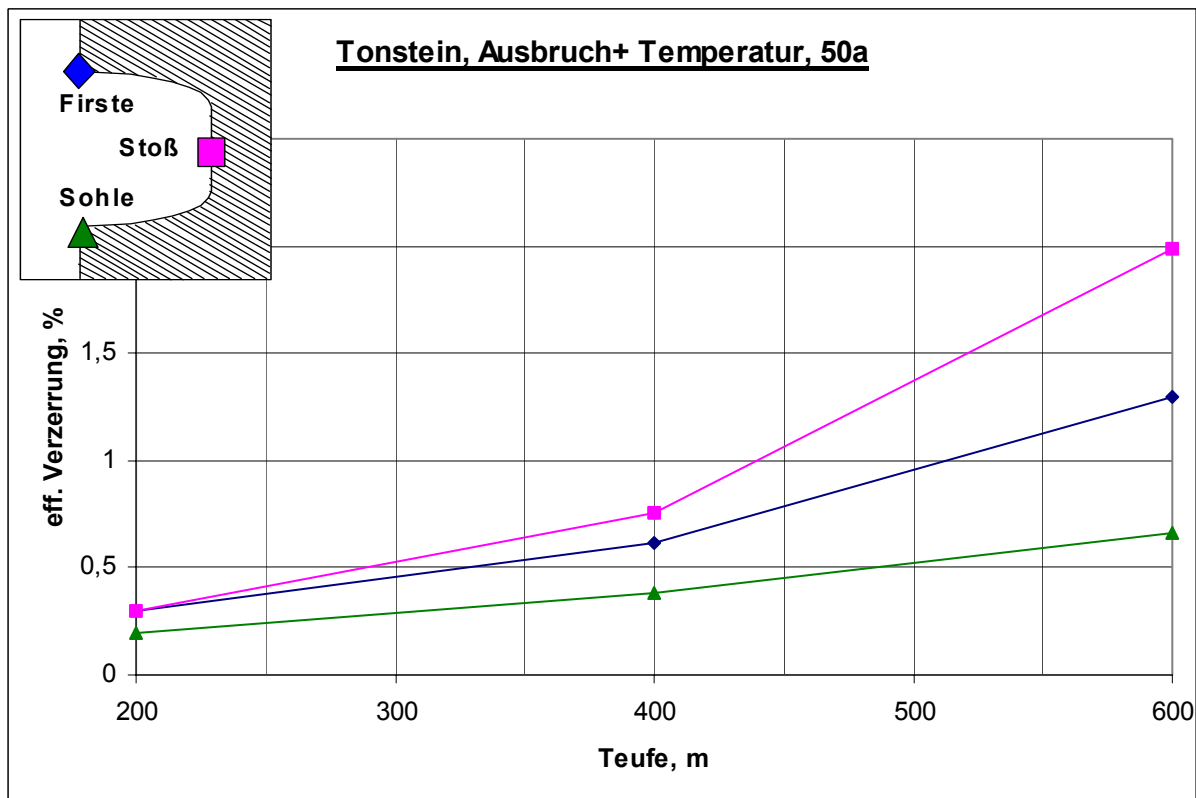


Dilatante Zone: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Tonstein, Teufe 200m, 400m, 600m, $K_0 > 1$ Verformung, Verzerrung

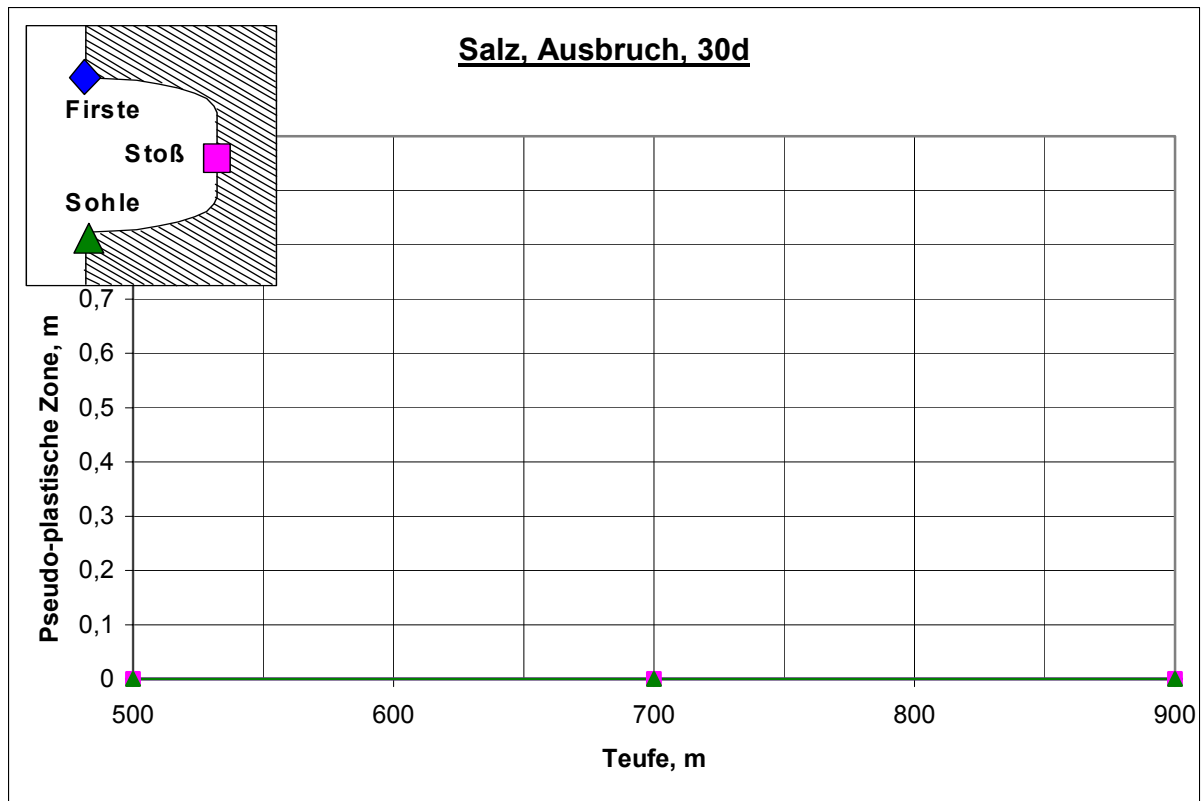


Verformung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

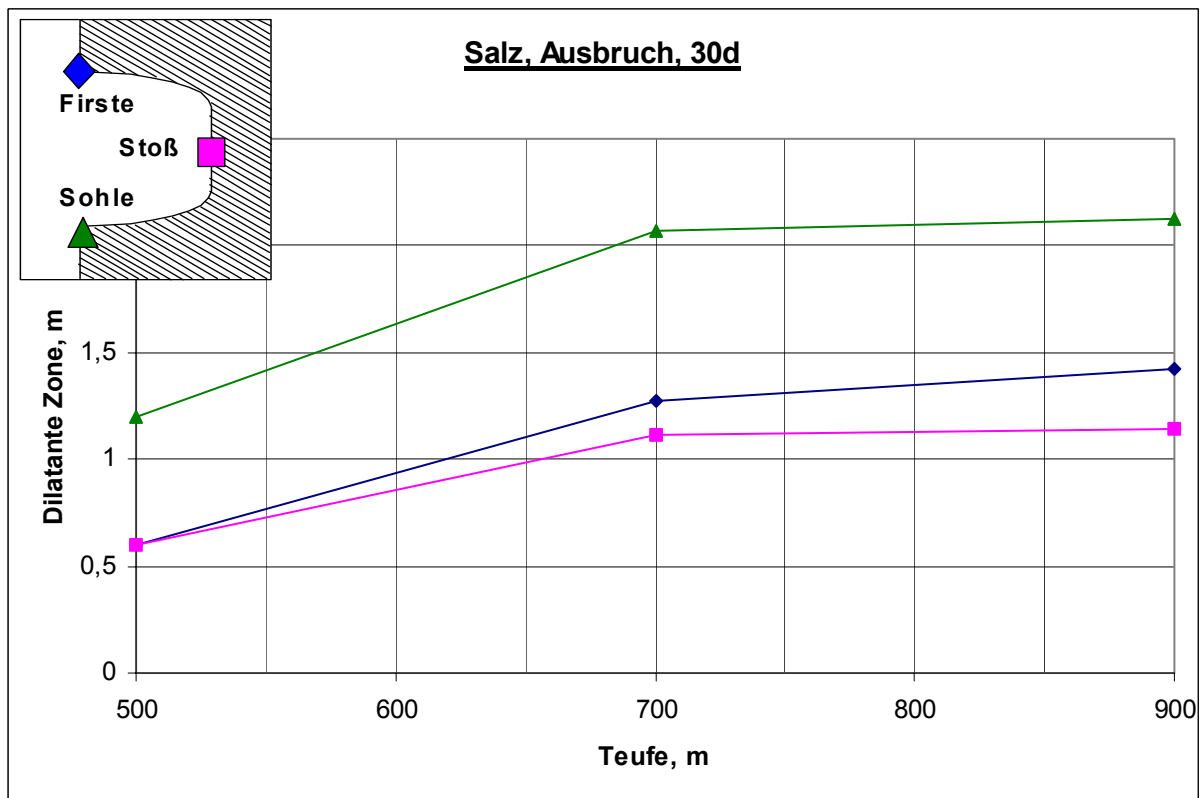


Verzerrung: Teufe 200m, $K_0=1,325$; Teufe 400m, $K_0=1,275$; Teufe 600m, $K_0=1,225$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$
pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

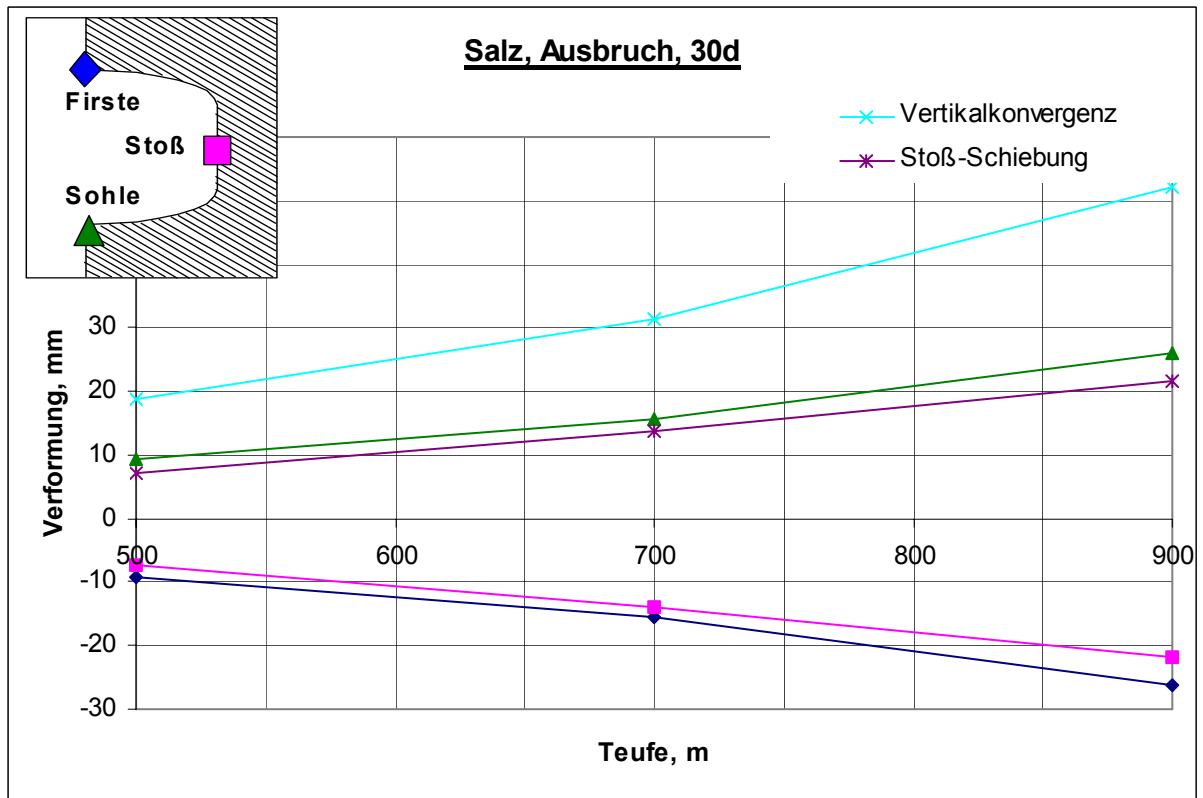


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

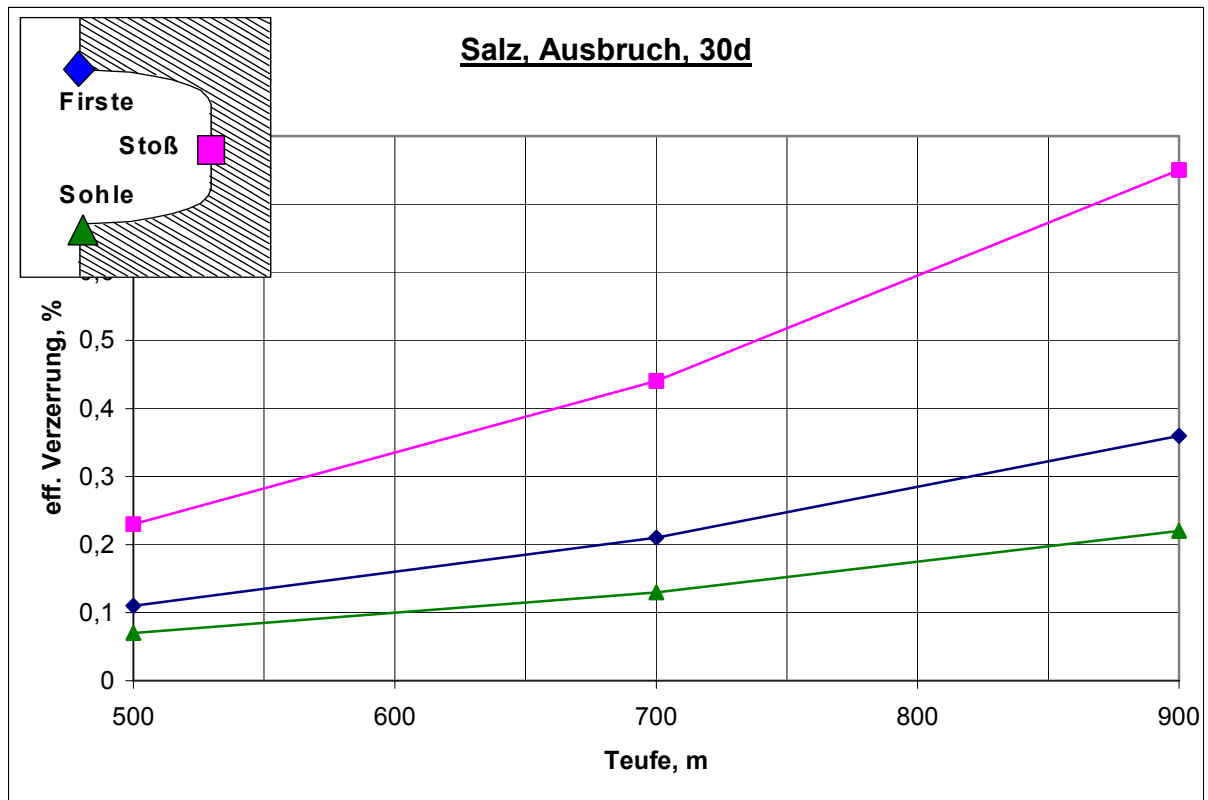


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$ Verformung, Verzerrung

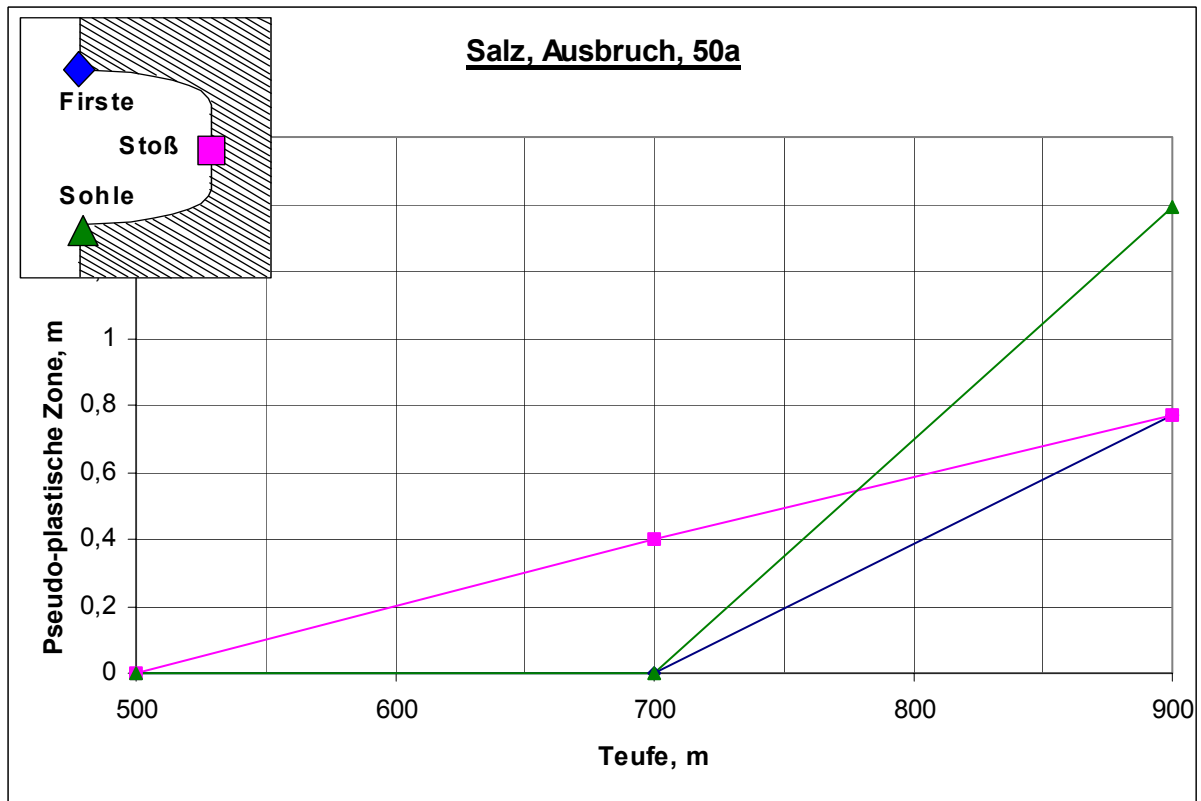


Verformung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

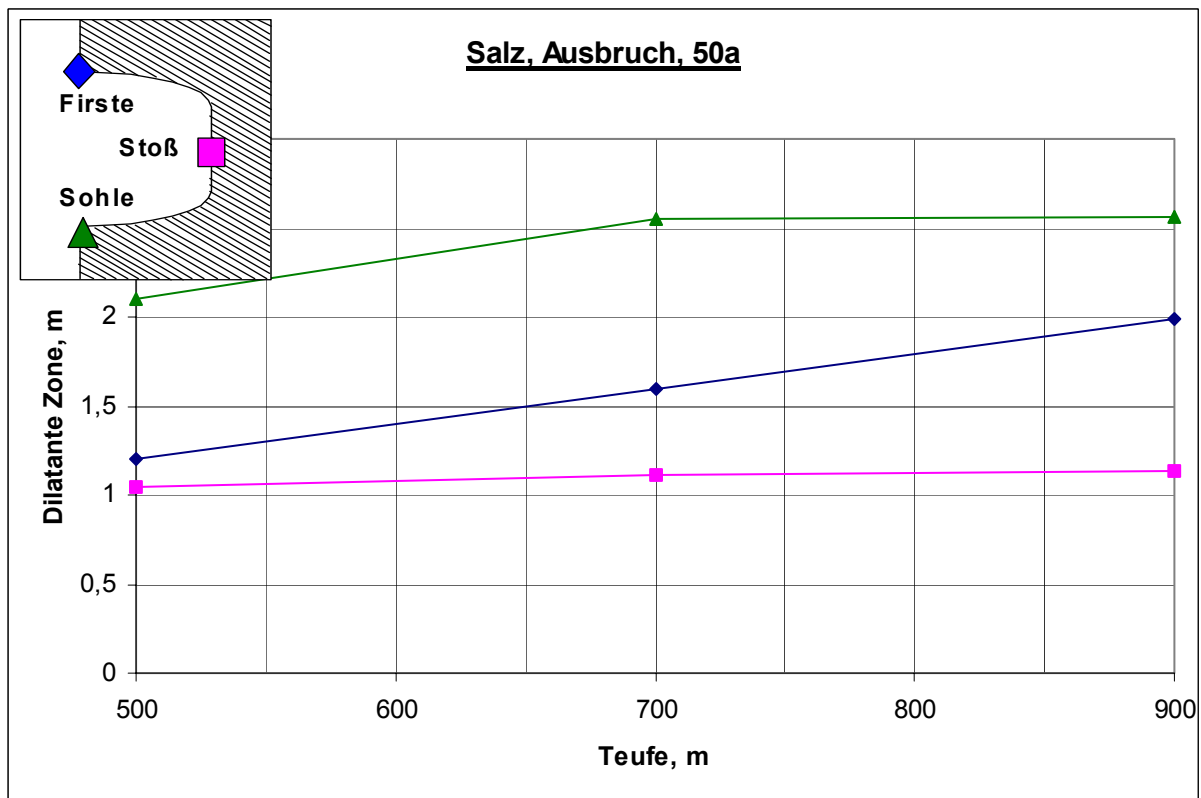


Verzerrung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$ pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

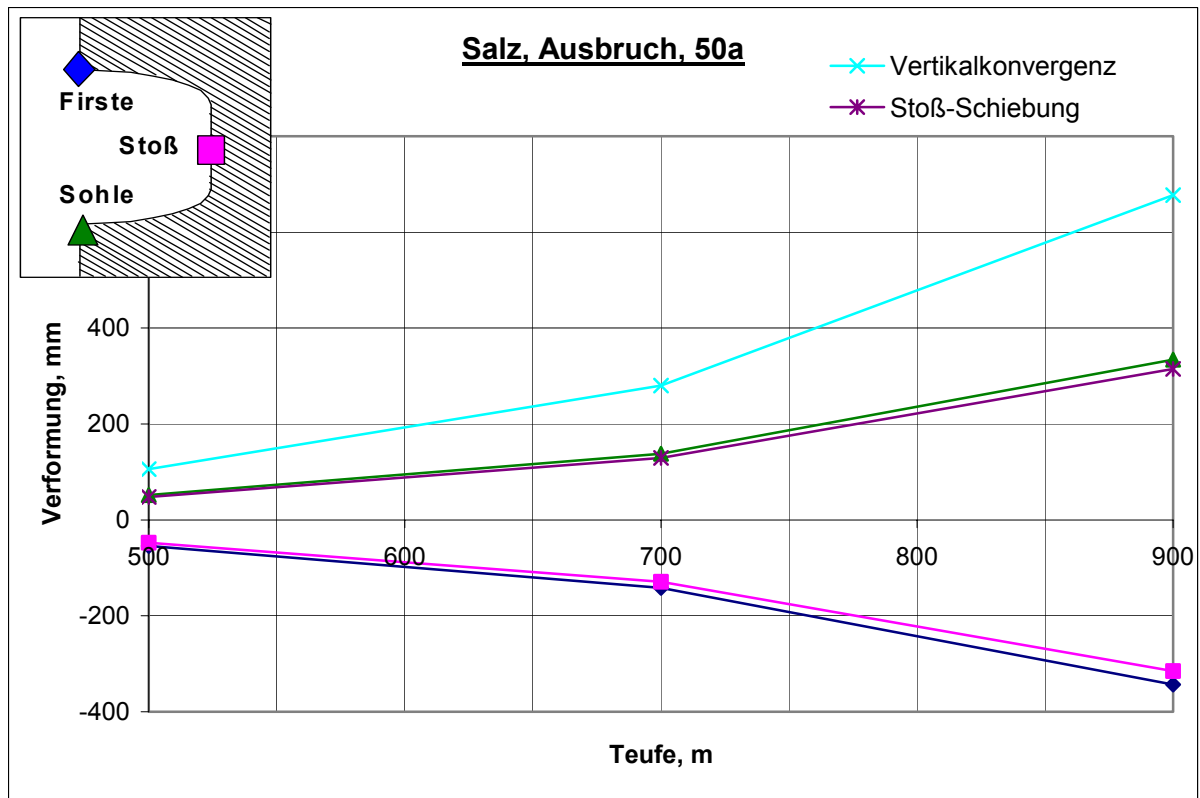


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

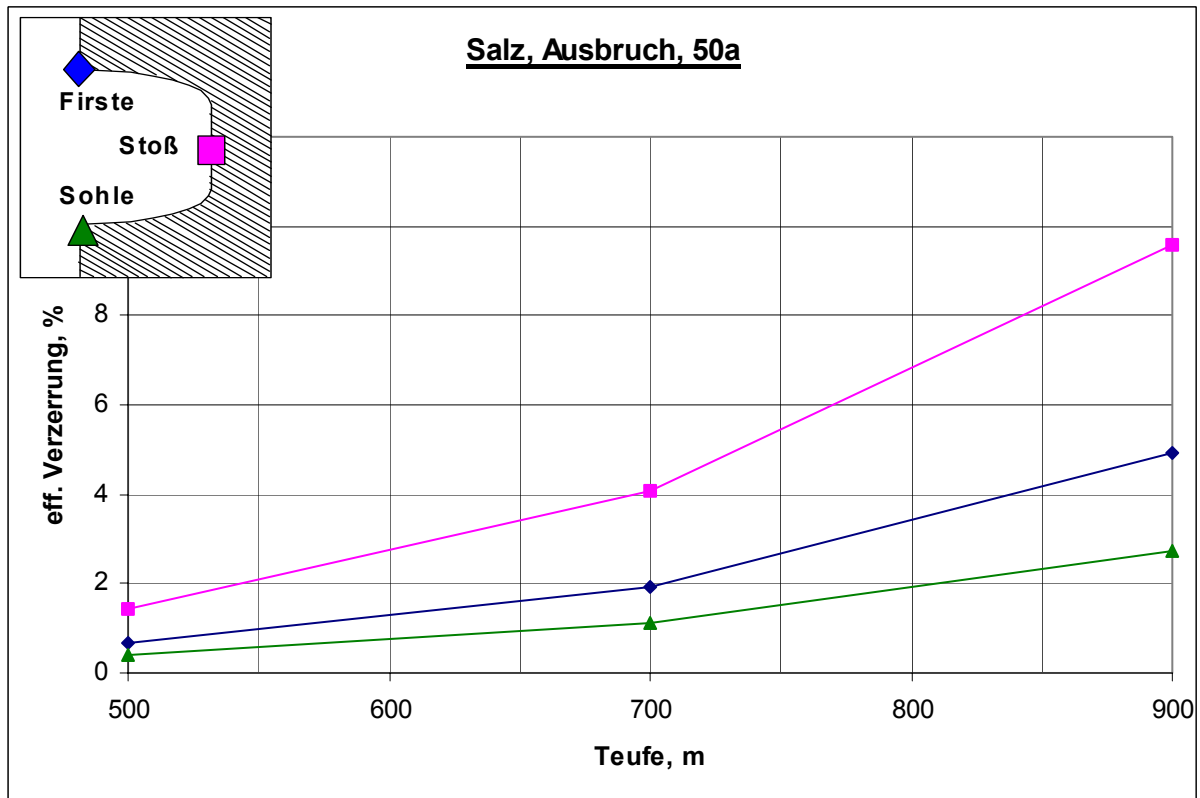


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$ Verformung, Verzerrung

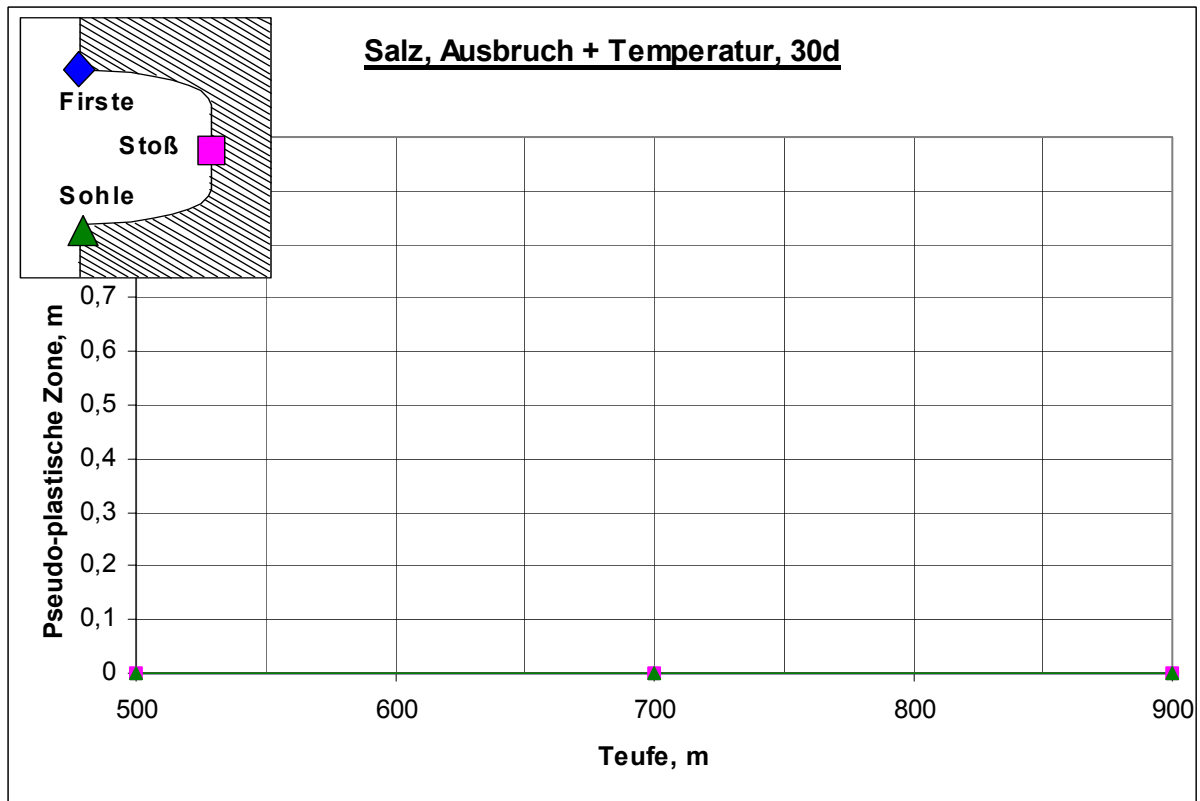


Verformung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

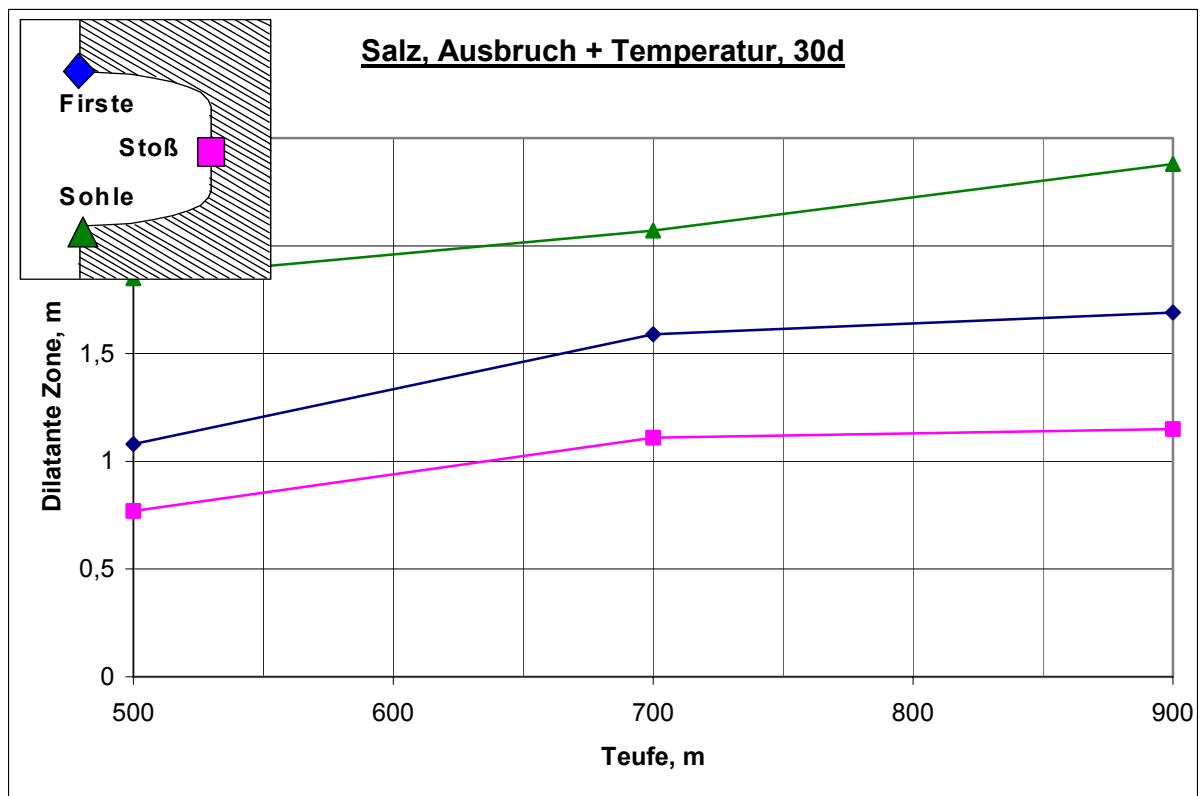


Verzerrung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$
pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

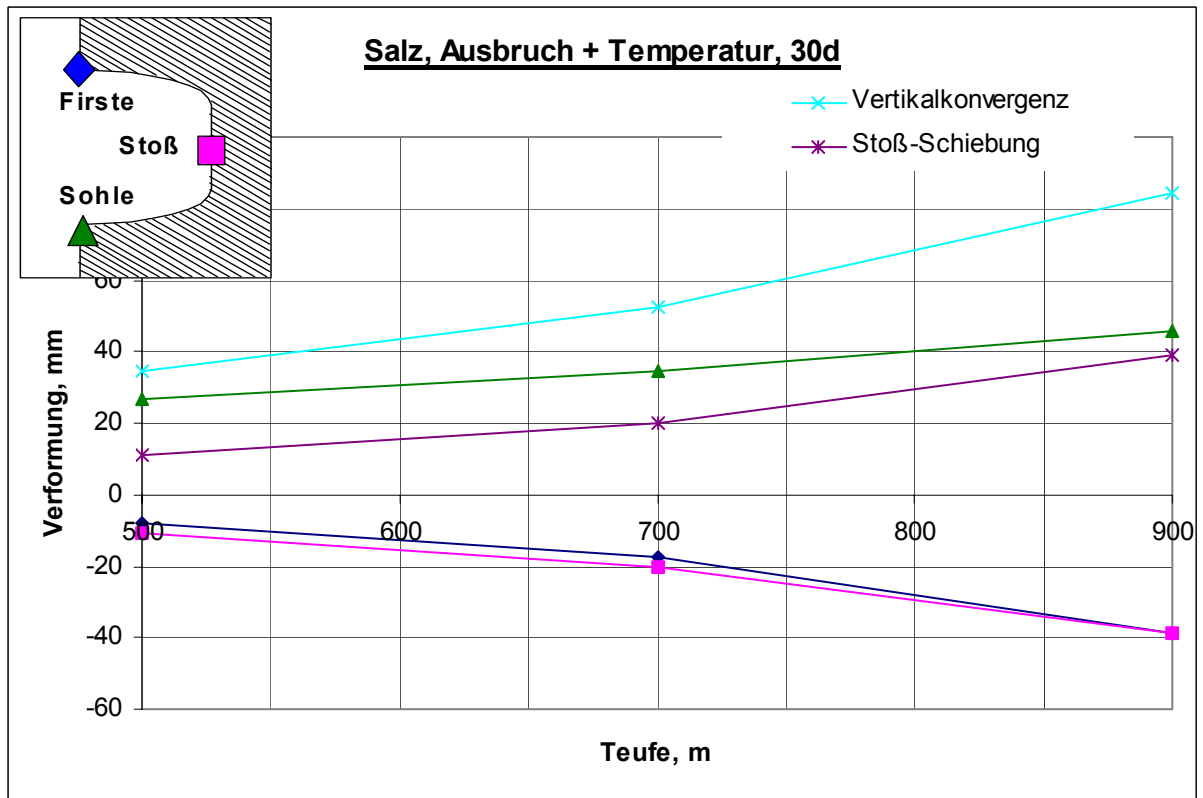


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

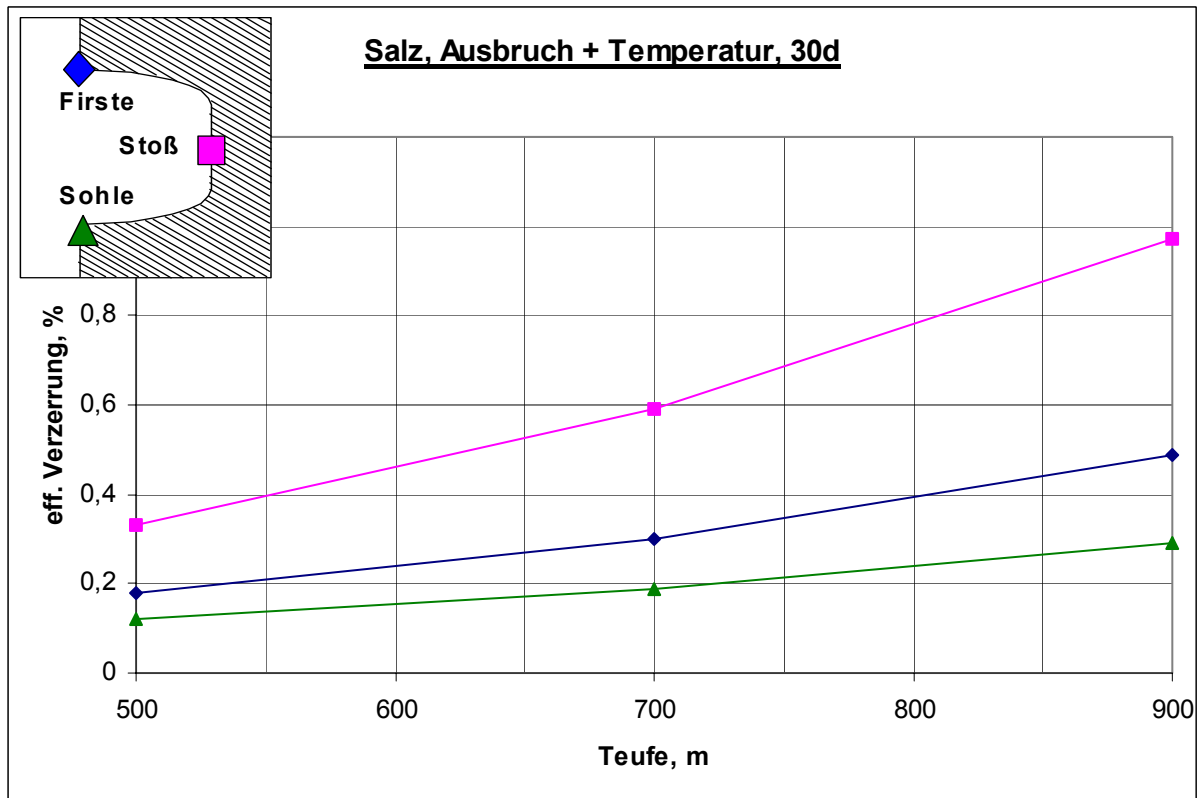


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$ Verformung, Verzerrung

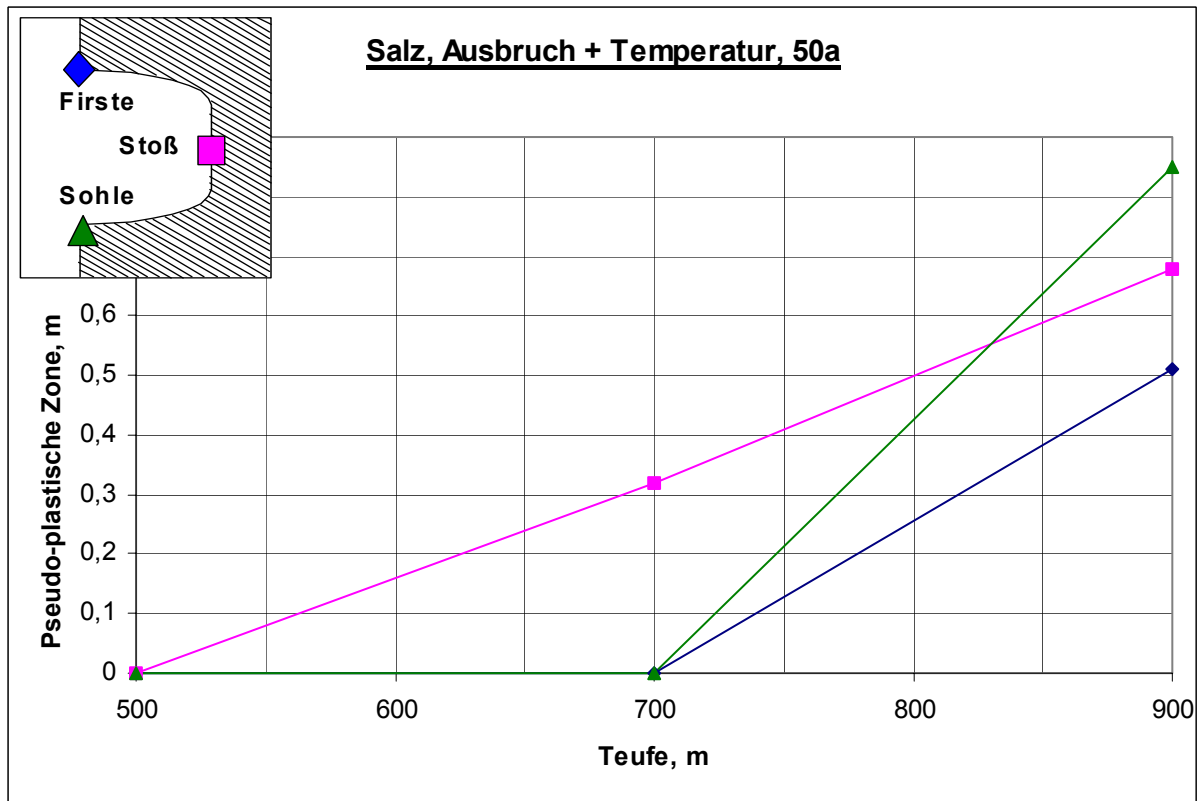


Verformung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

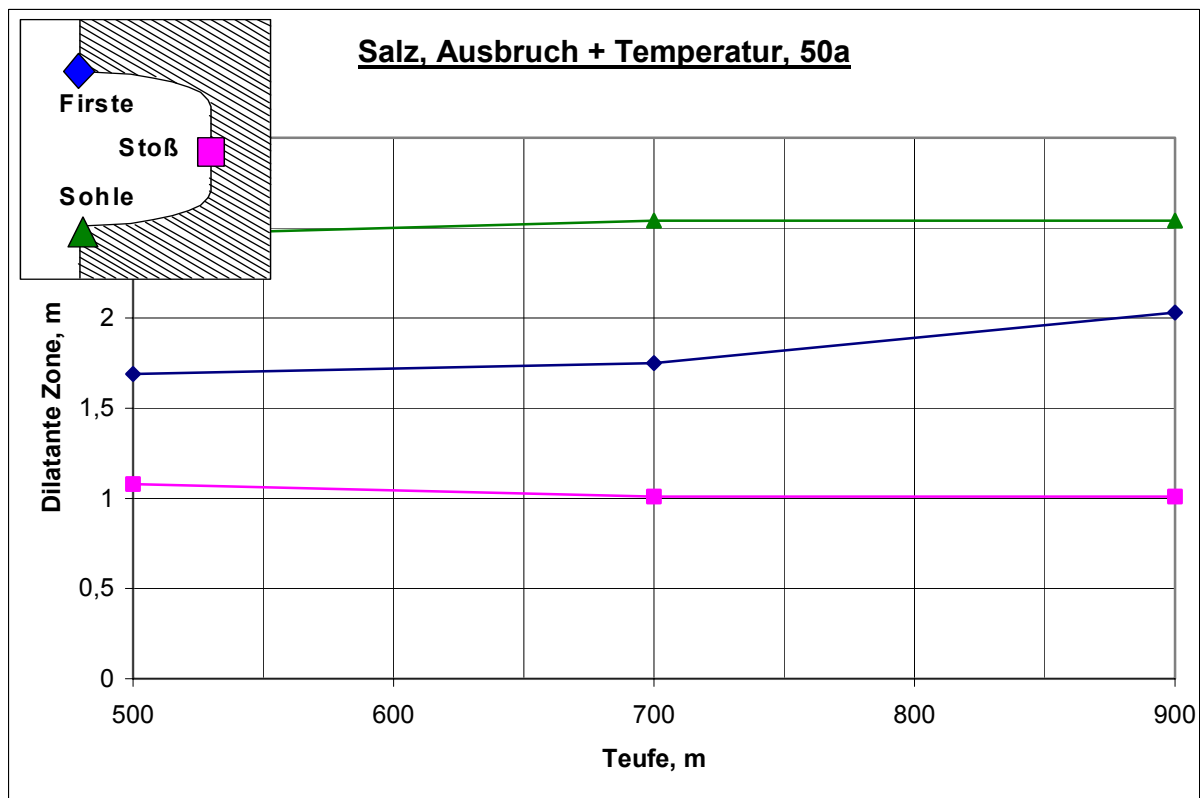


Verzerrung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$
pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

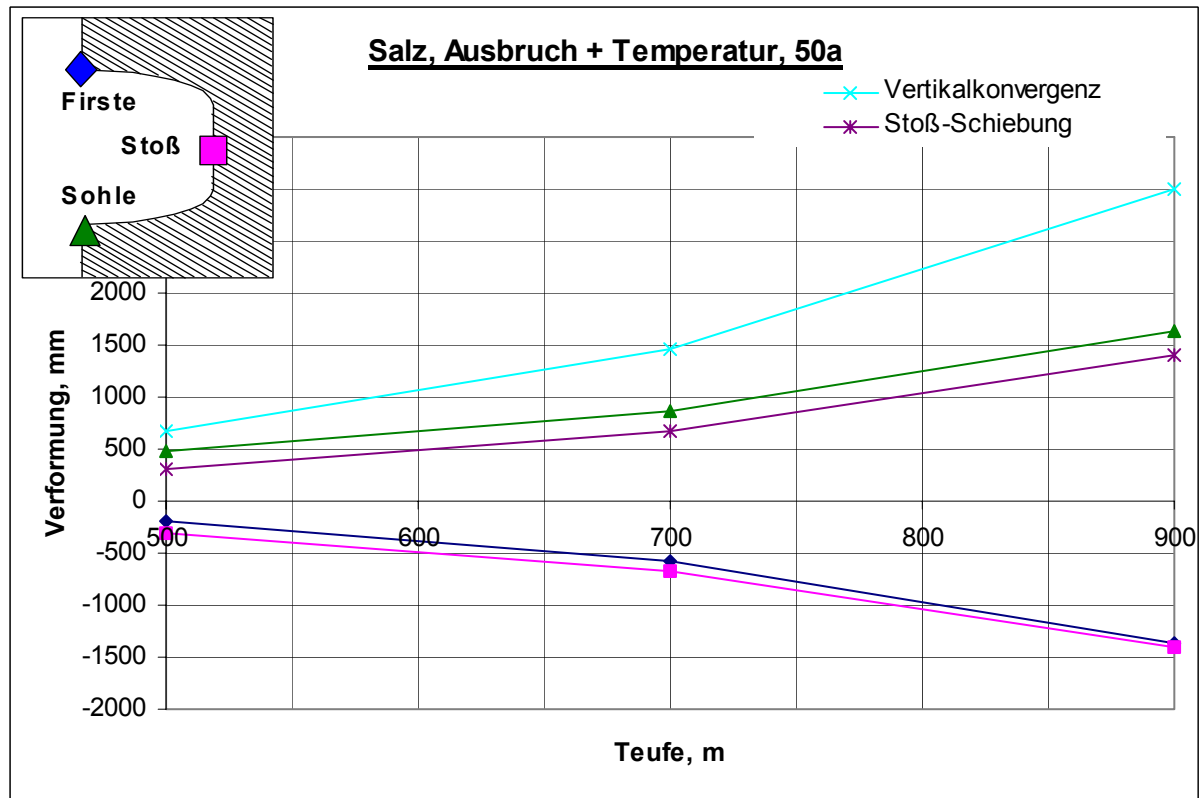


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

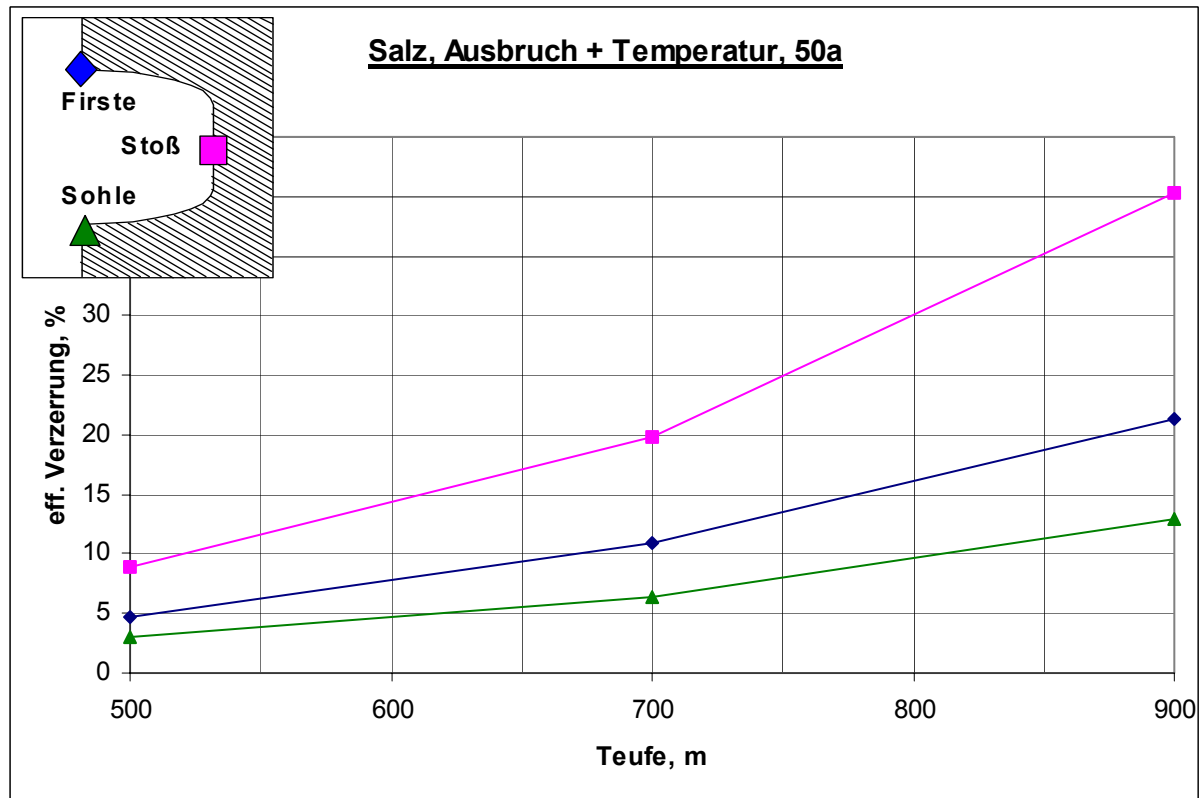


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$ Verformung, Verzerrung

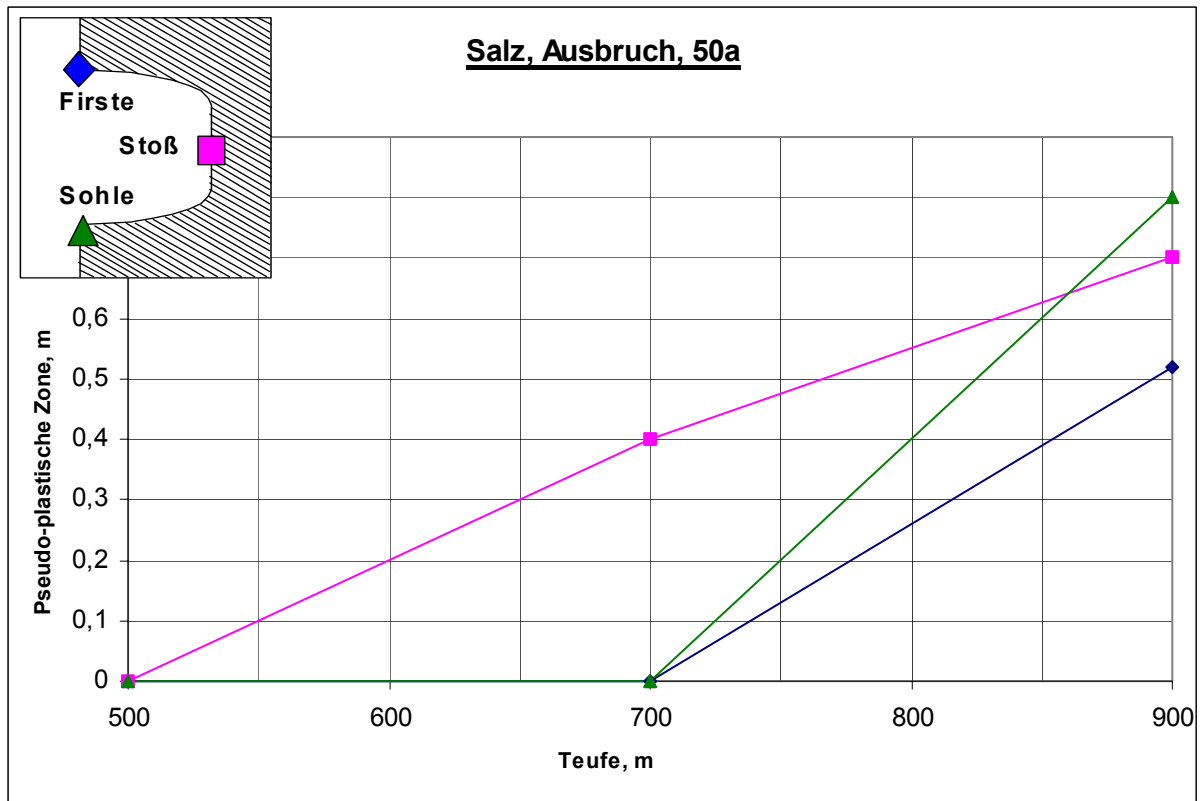


Verformung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

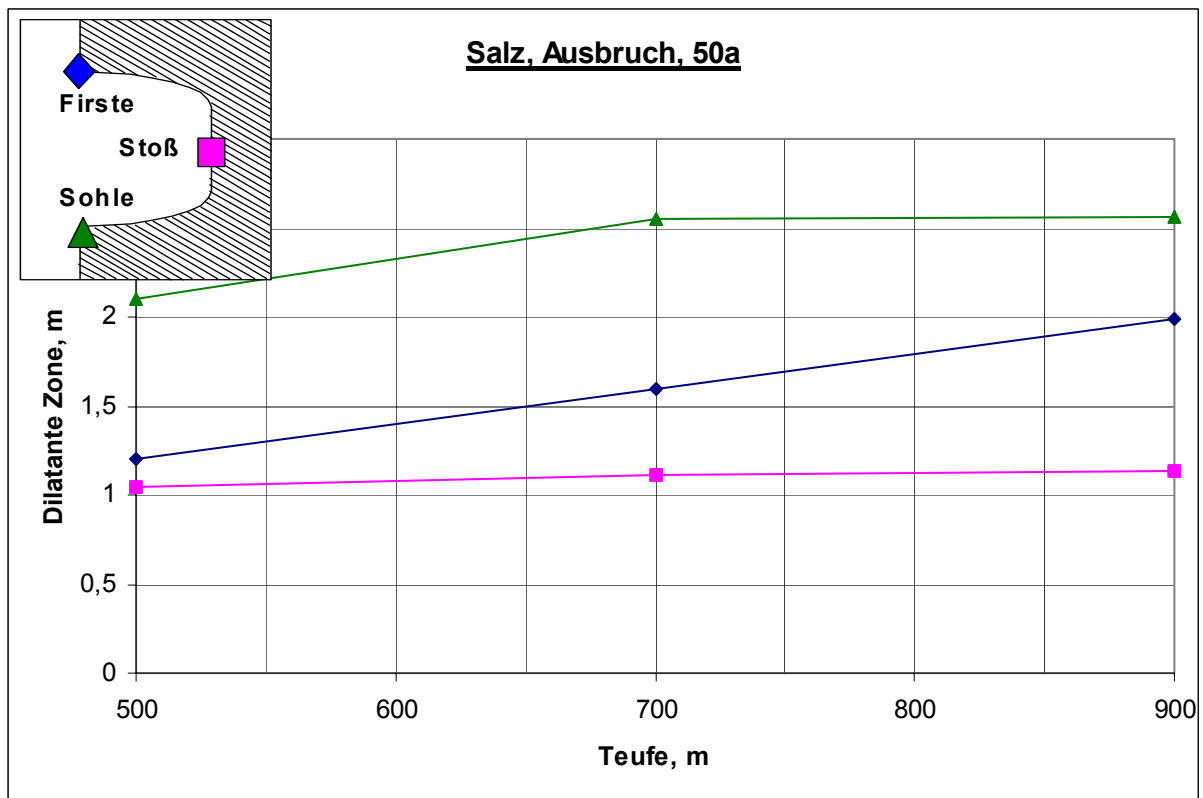


Verzerrung: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$
pseudo- plastische Zone ($D>0,45$), dilatante Zone

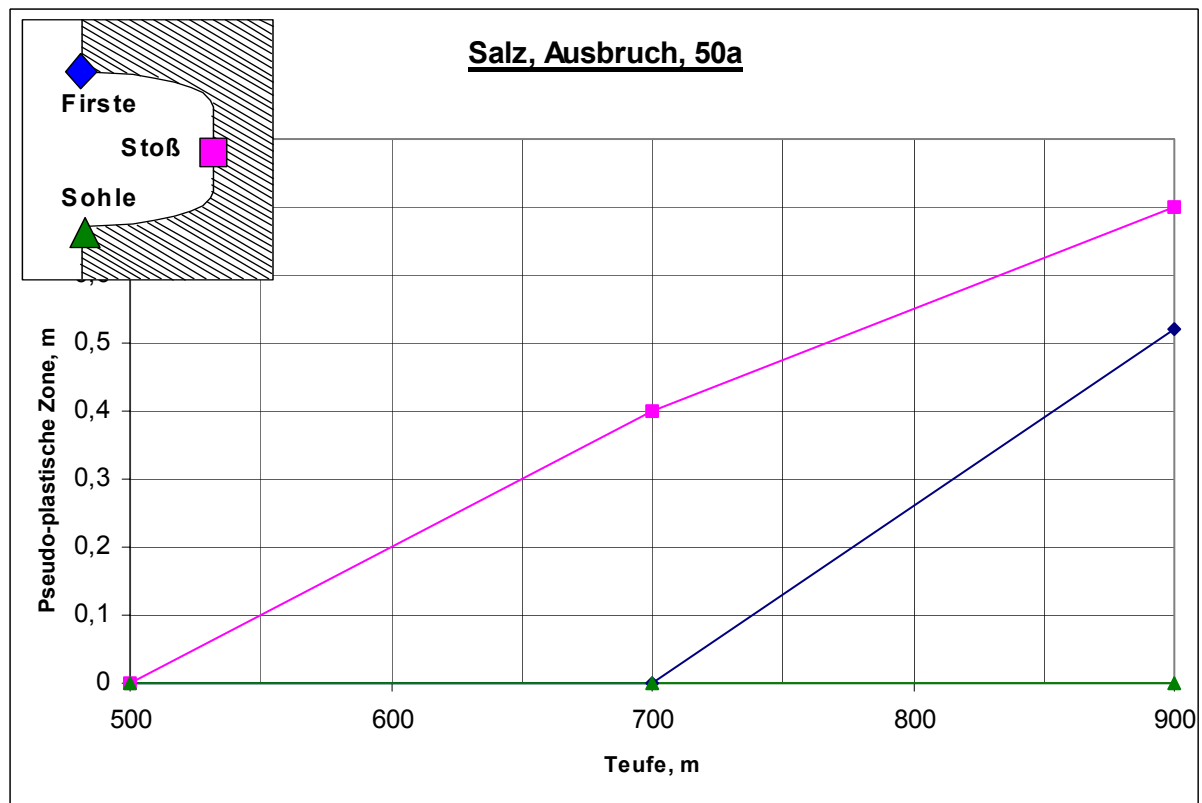


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

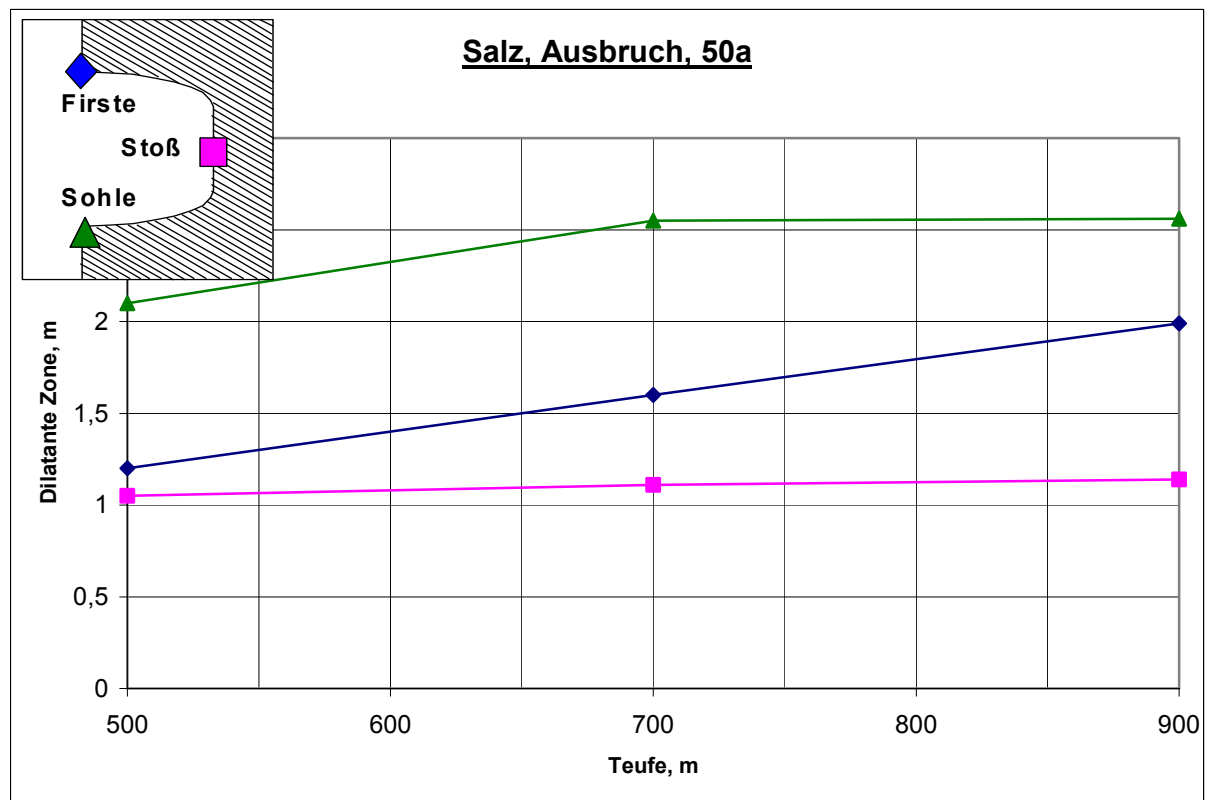


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$
pseudo- plastische Zone ($D>0,50$), dilatante Zone

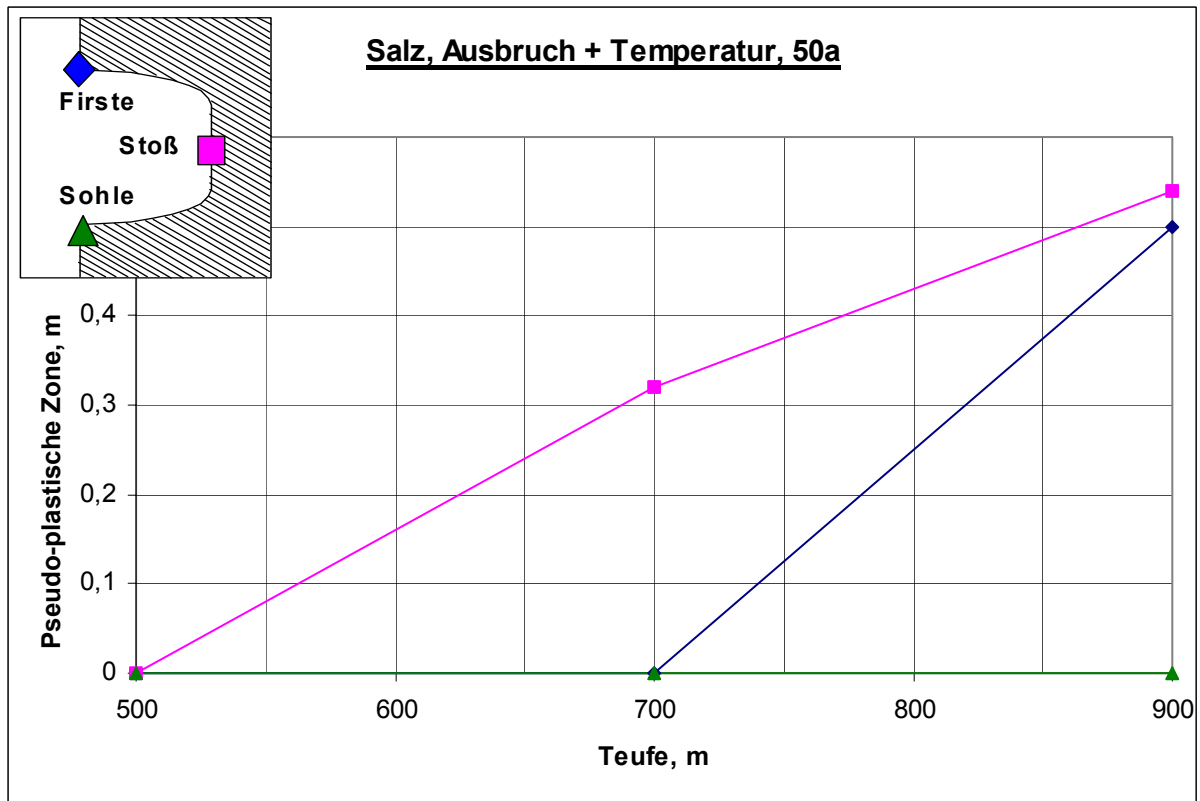


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

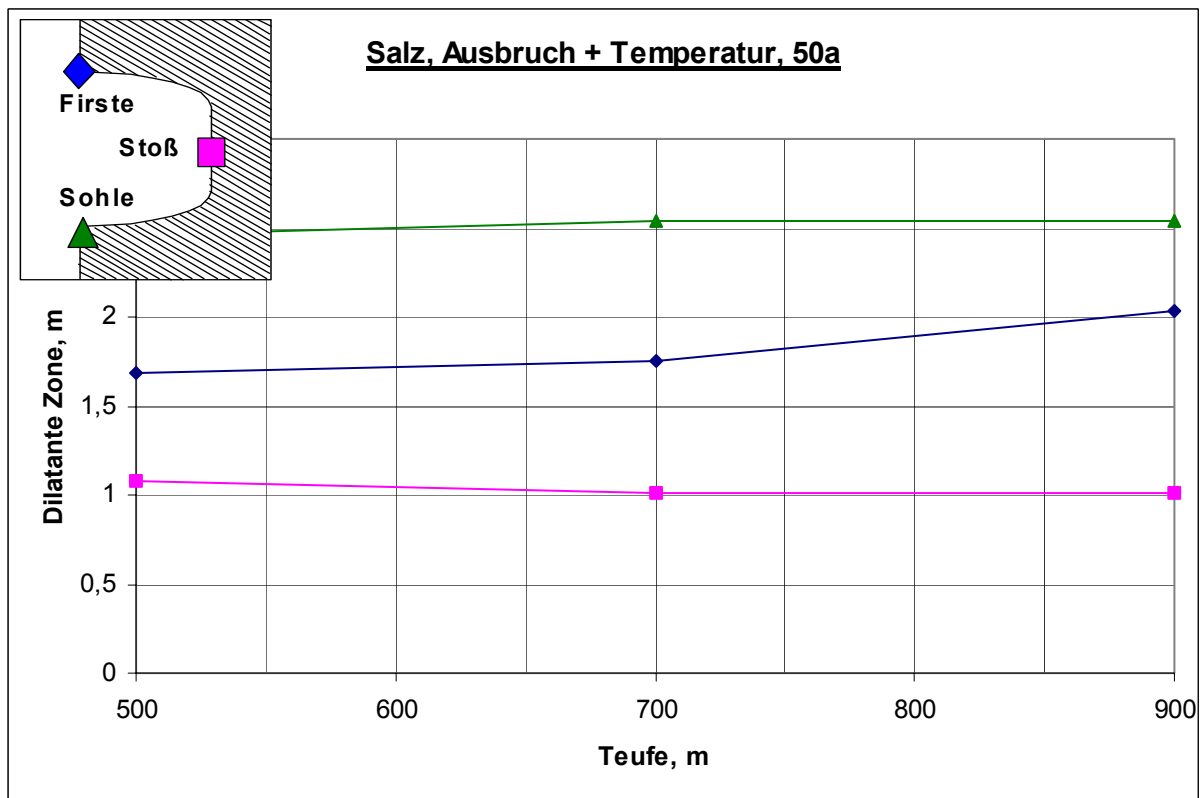


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$
pseudo- plastische Zone ($D>0,45$), dilatante Zone

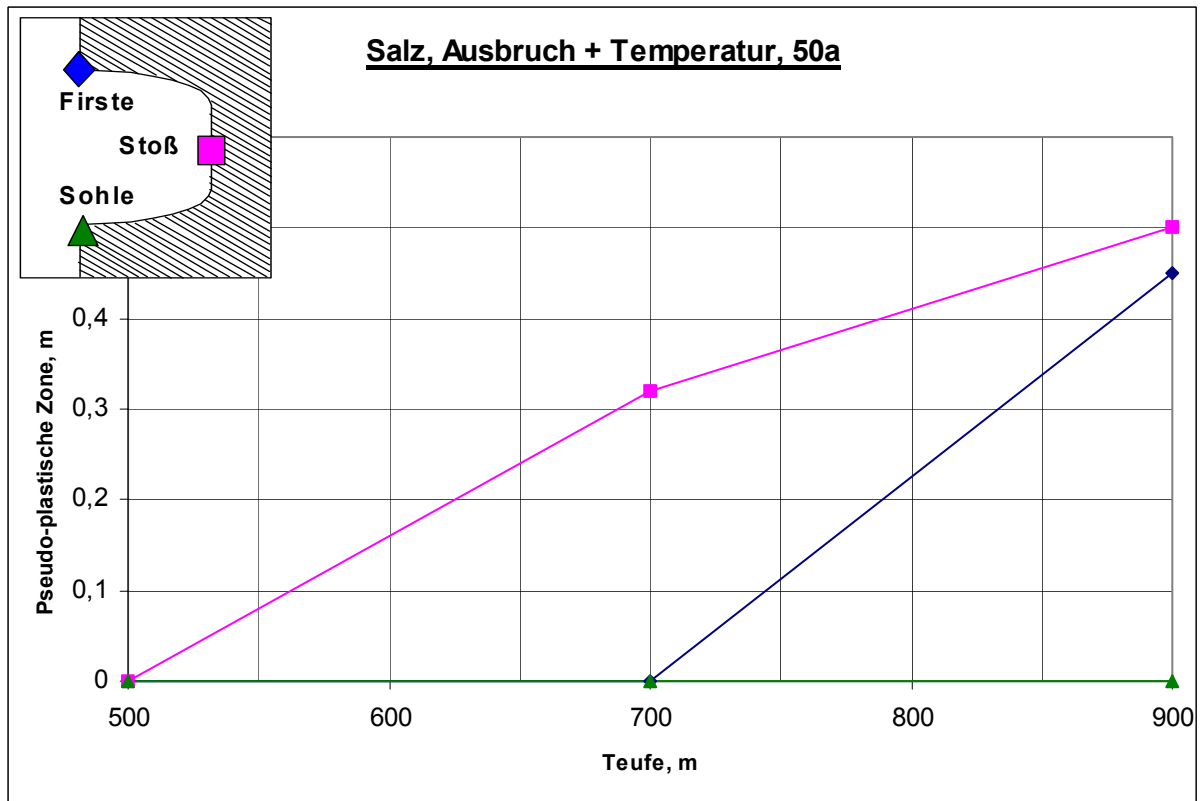


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

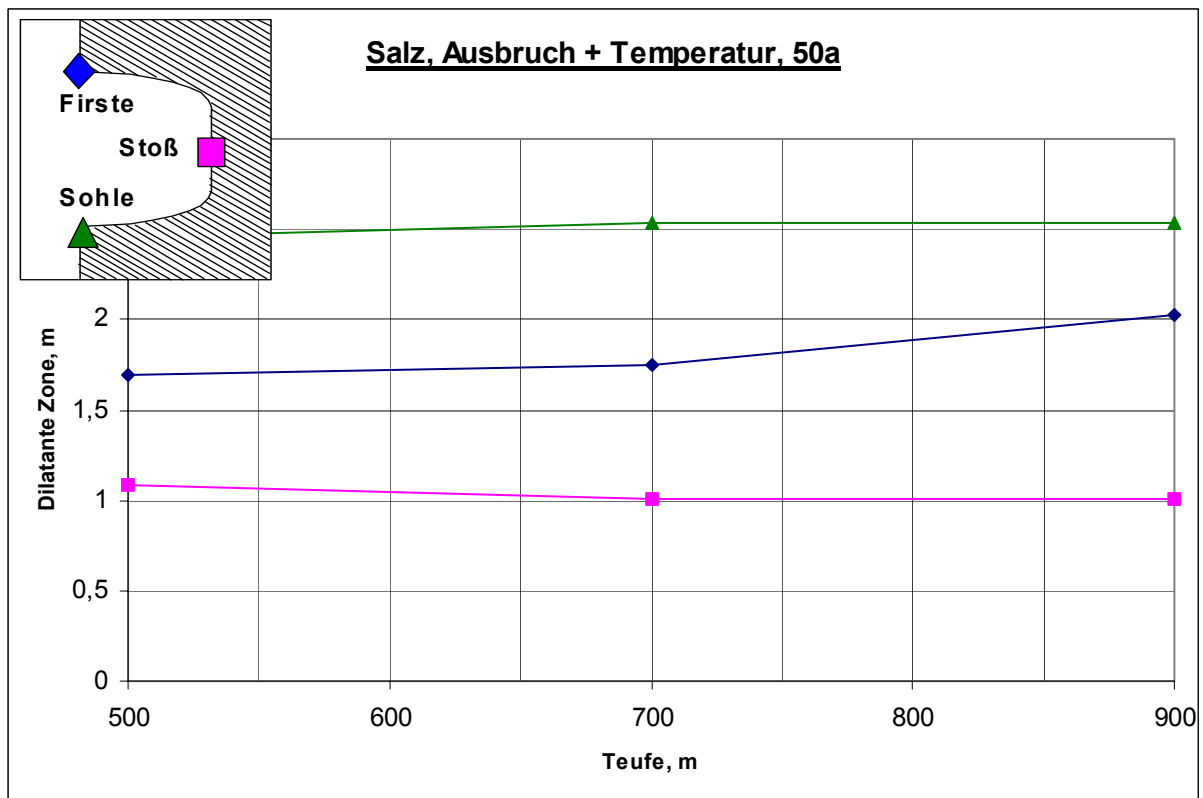


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Salz, Teufe 500m, 700m, 900m, $K_0=1$
pseudo-plastische Zone ($D>0,5$), dilatante Zone

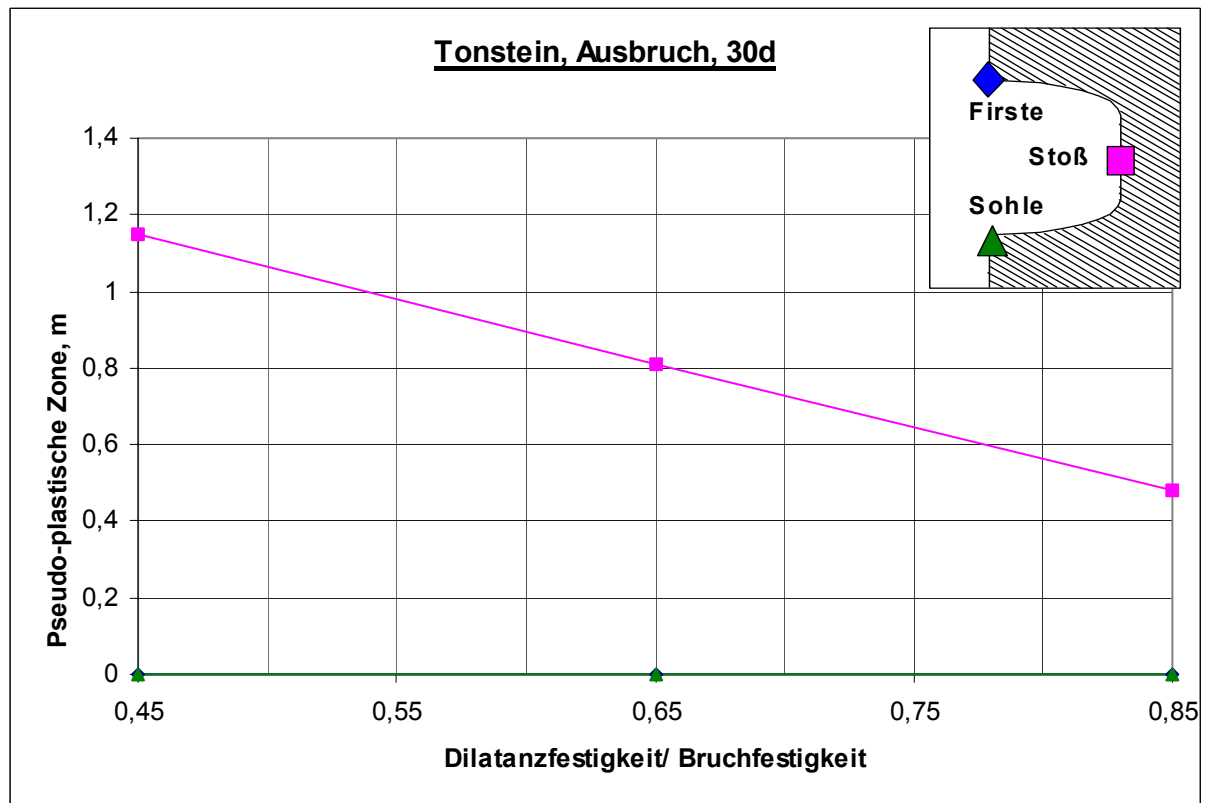


Pseudo- plastische Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

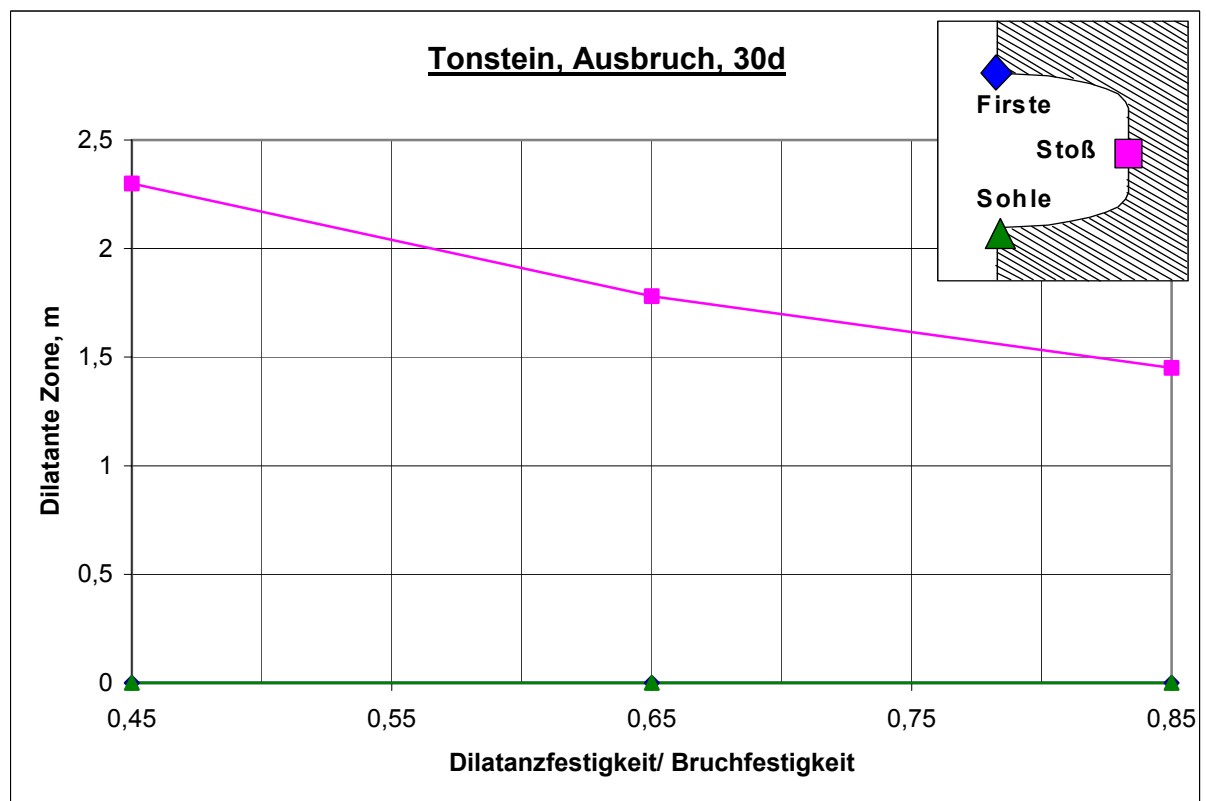


Dilatante Zone: Teufen 500- 900m, $K_0=1$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$
pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

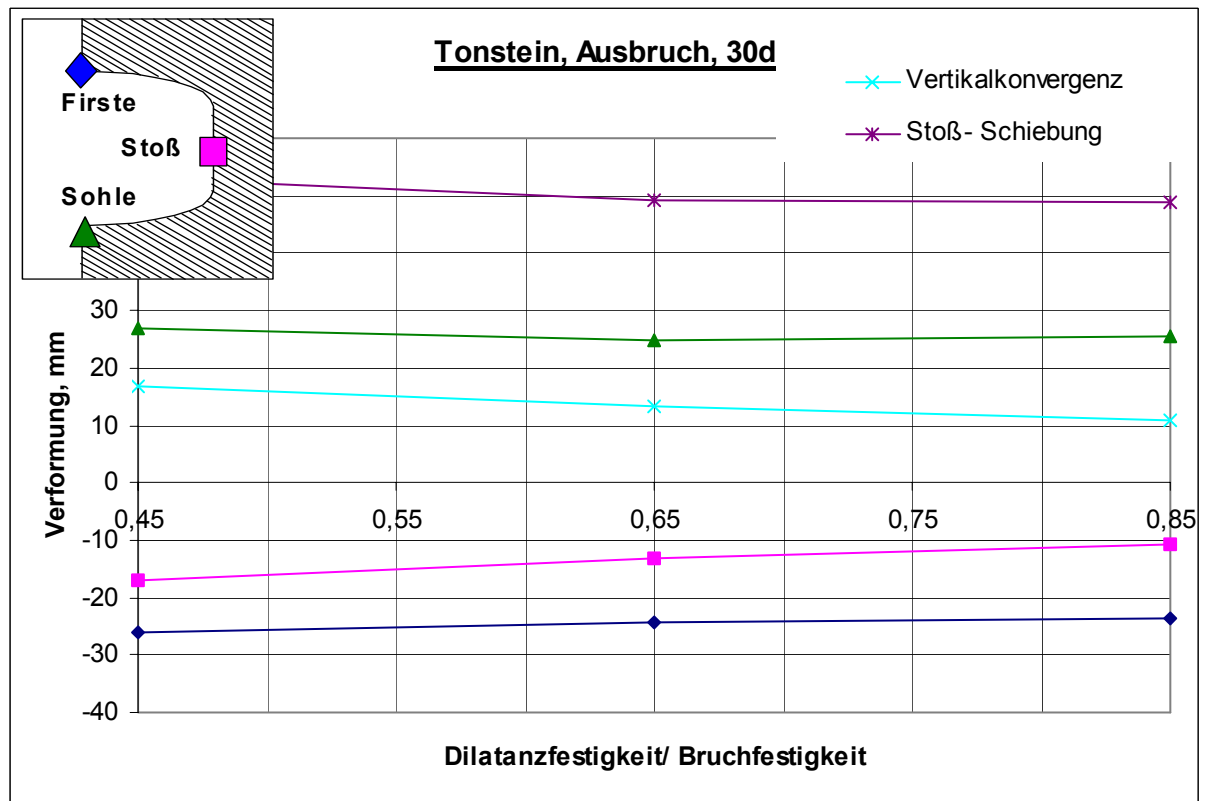


Pseudo- plastische Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

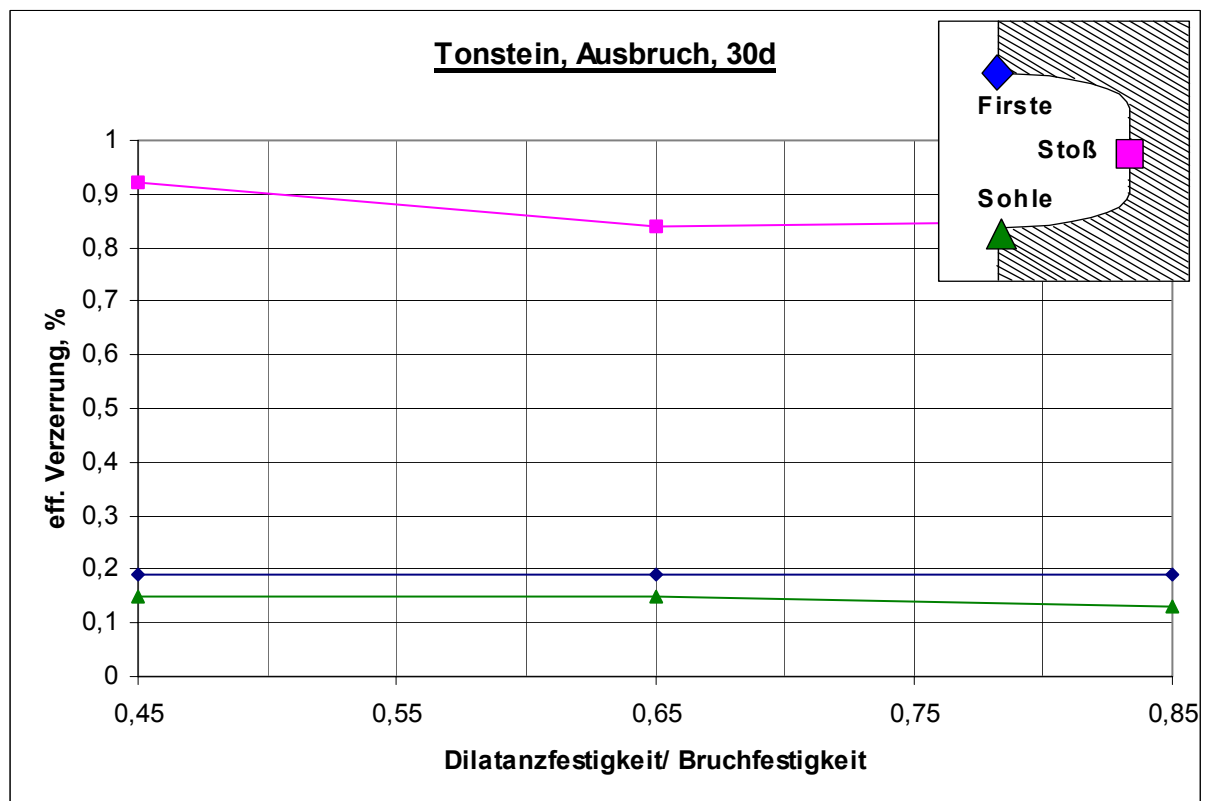


Dilatante Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$ $z = 600m$, $K_0 = 0,775$
Verformung, Verzerrung

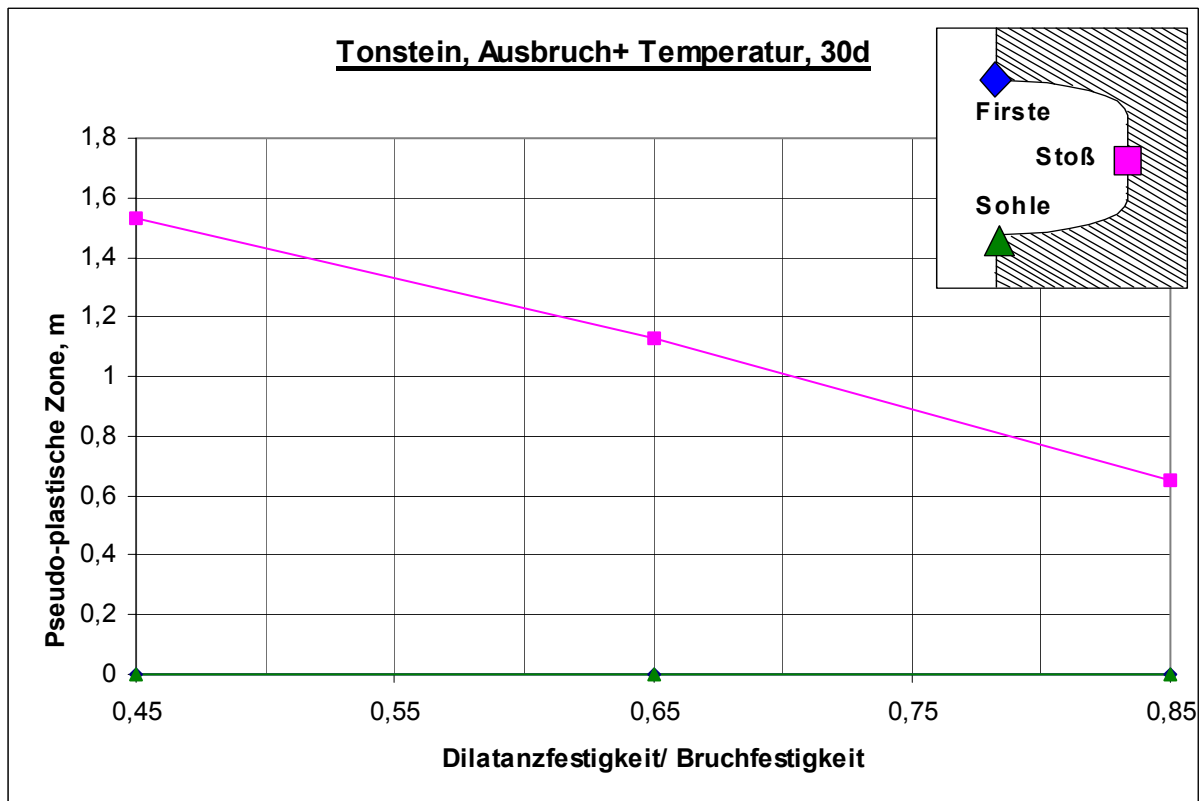


Verformung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

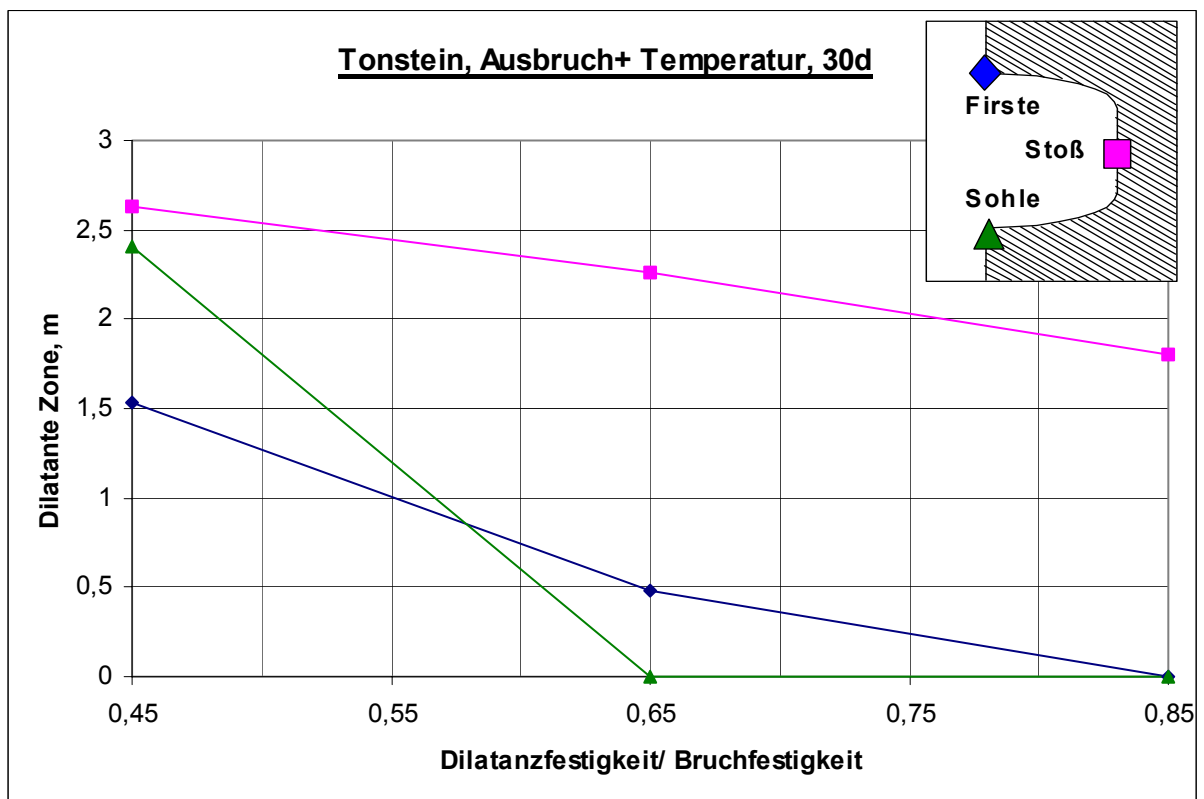


Verzerrung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$
pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

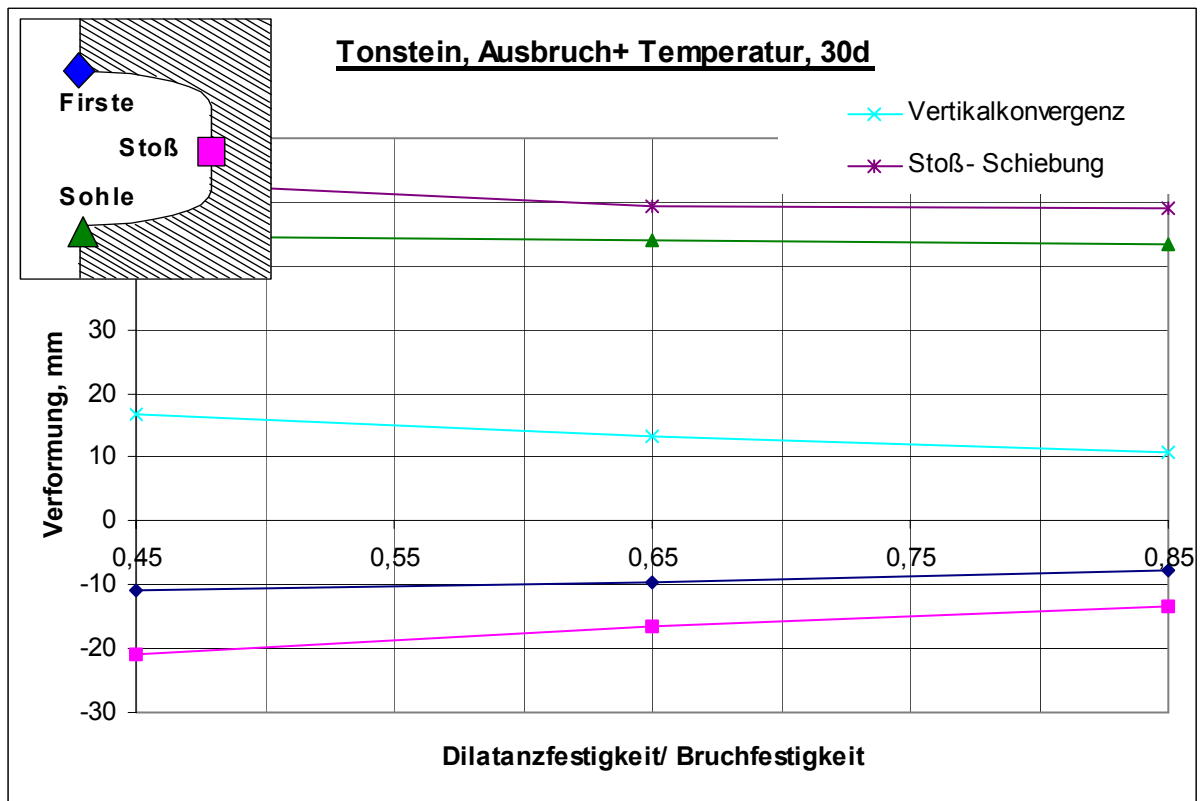


Pseudo- plastische Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

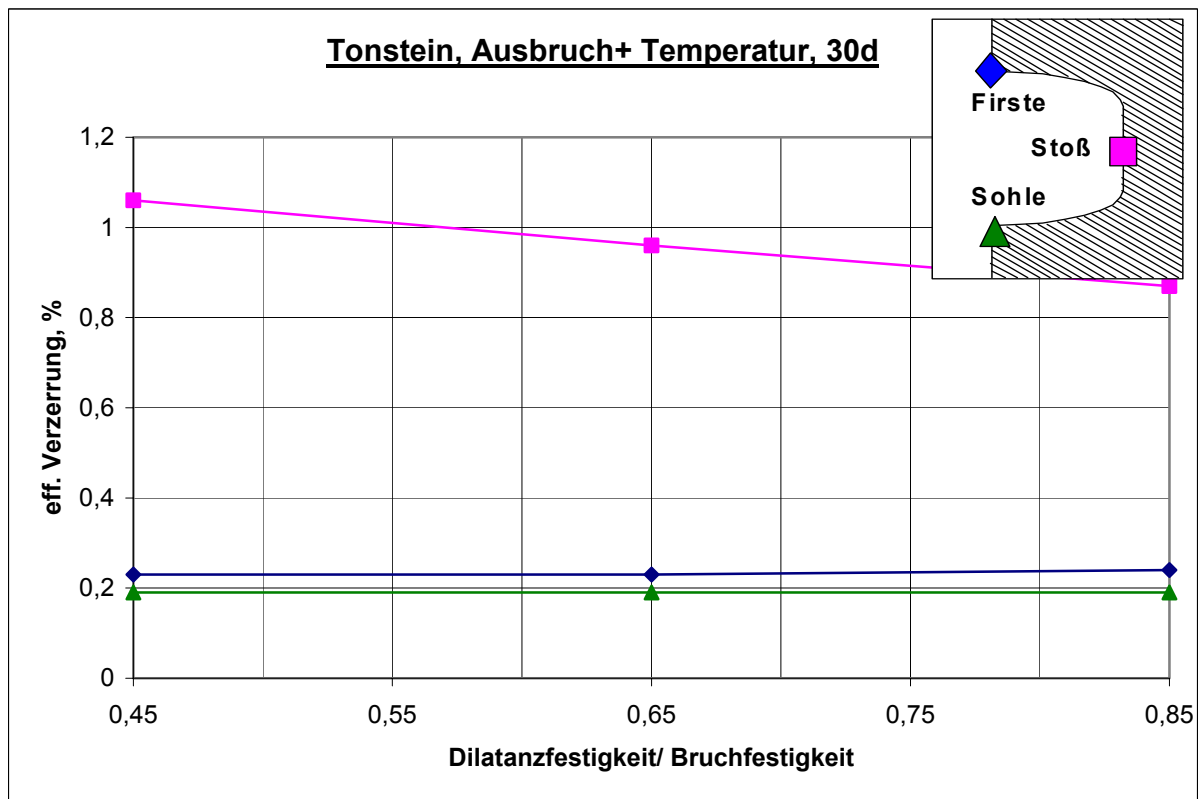


Dilatante Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600\text{m}$, $K_0 = 0,775$
Verformung, Verzerrung

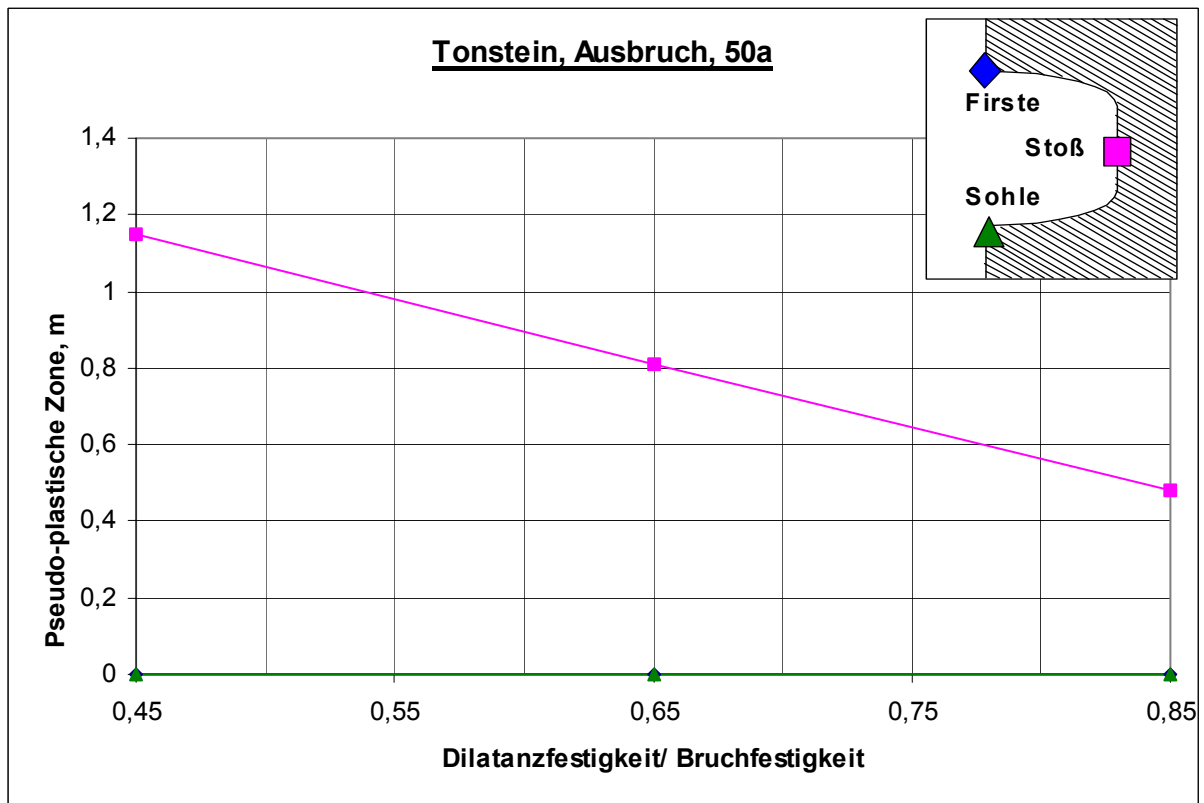


Verformung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600\text{m}$, $K_0 = 0,775$

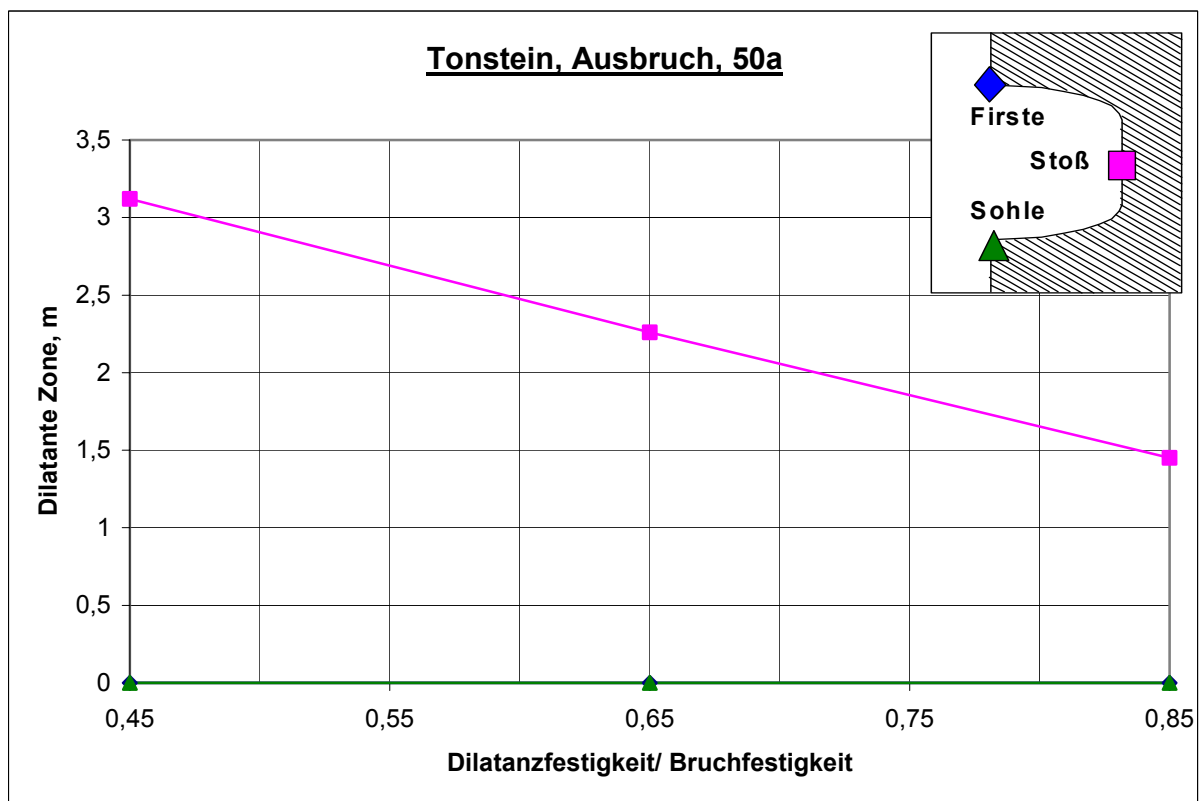


Verzerrung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600\text{m}$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$
pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

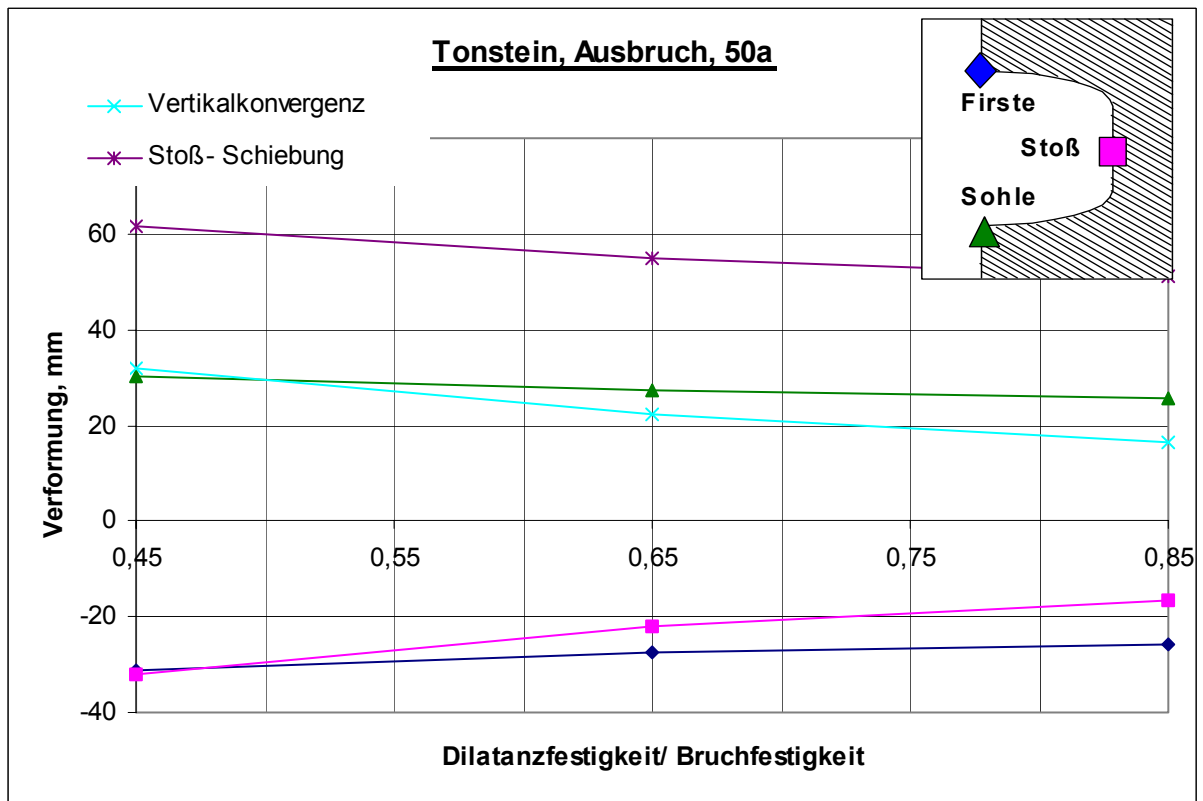


Pseudo- plastische Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

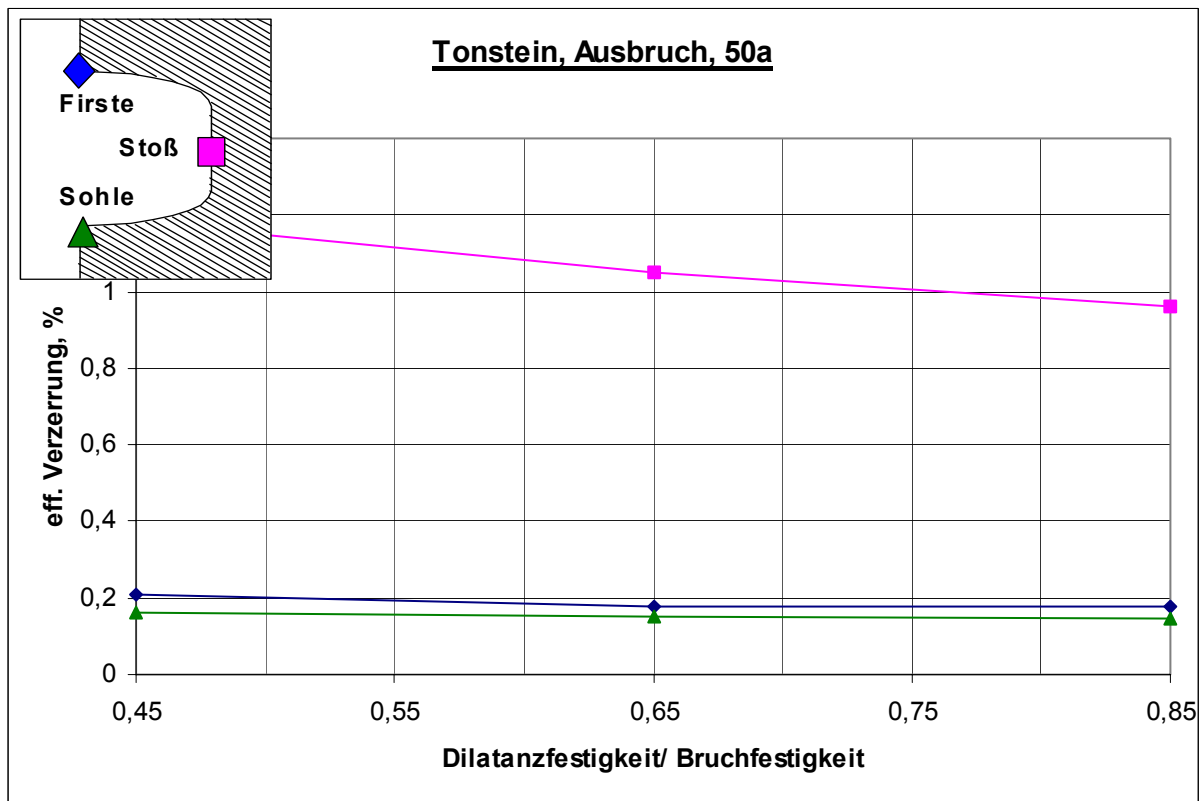


Dilatante Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$
Verformung, Verzerrung

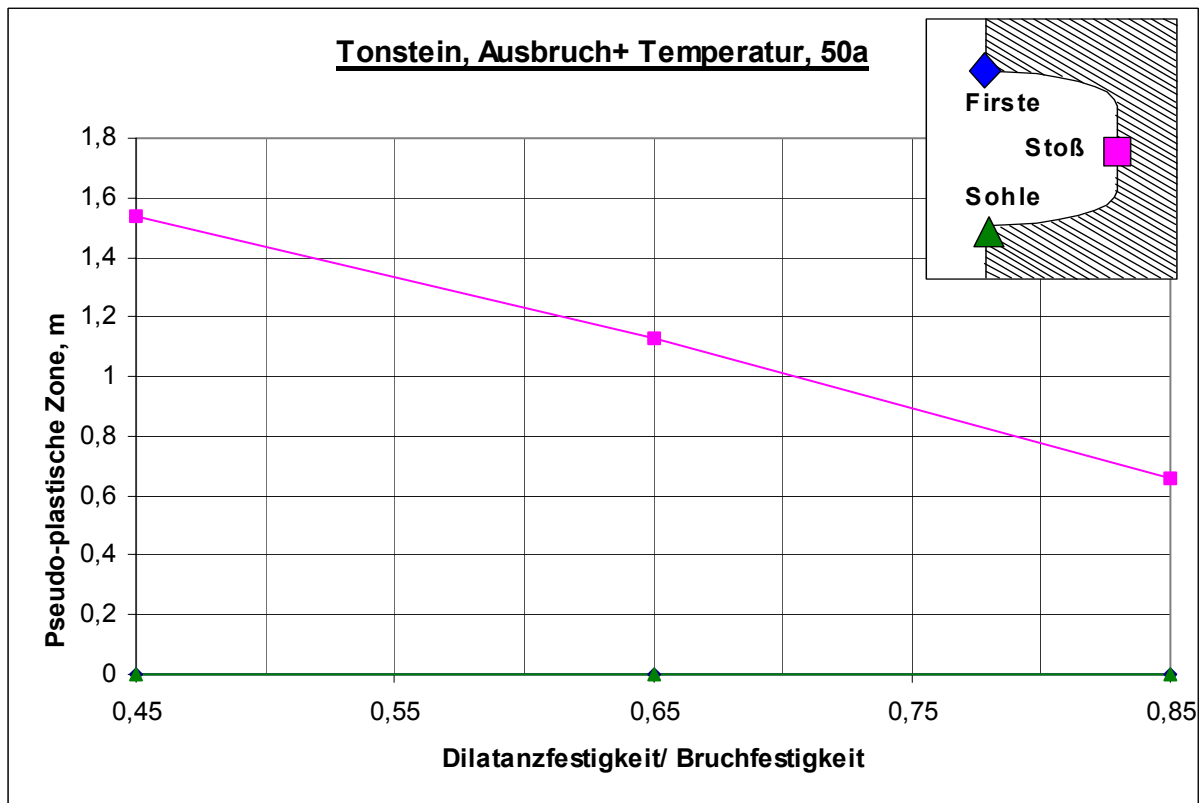


Verformung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

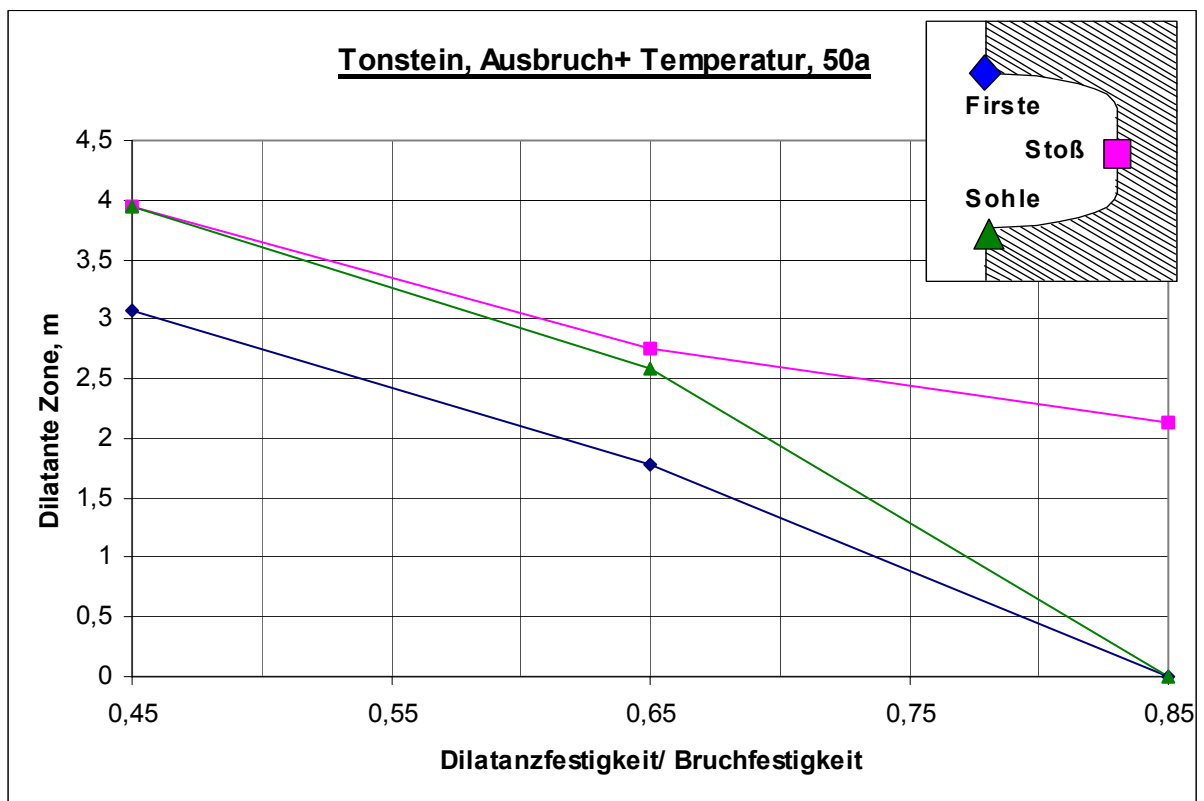


Verzerrung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$
pseudo- plastische Zone, dilatante Zone

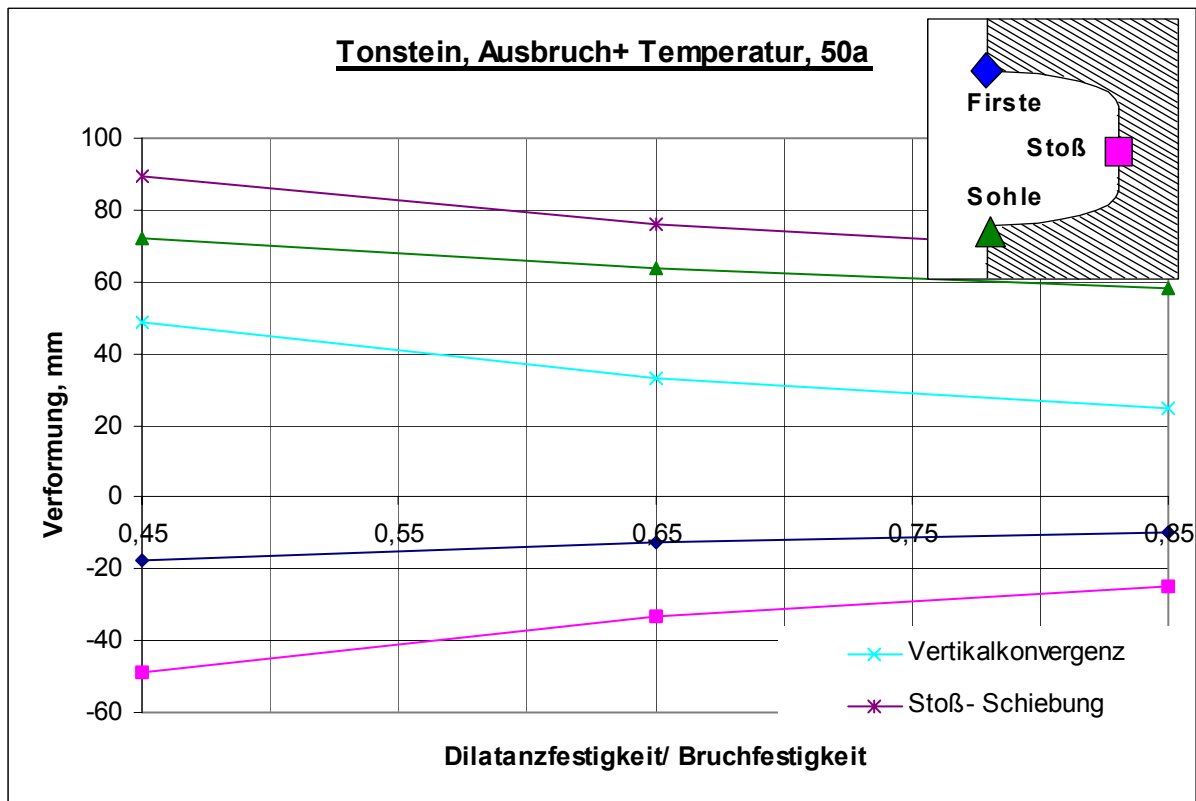


Pseudo- plastische Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

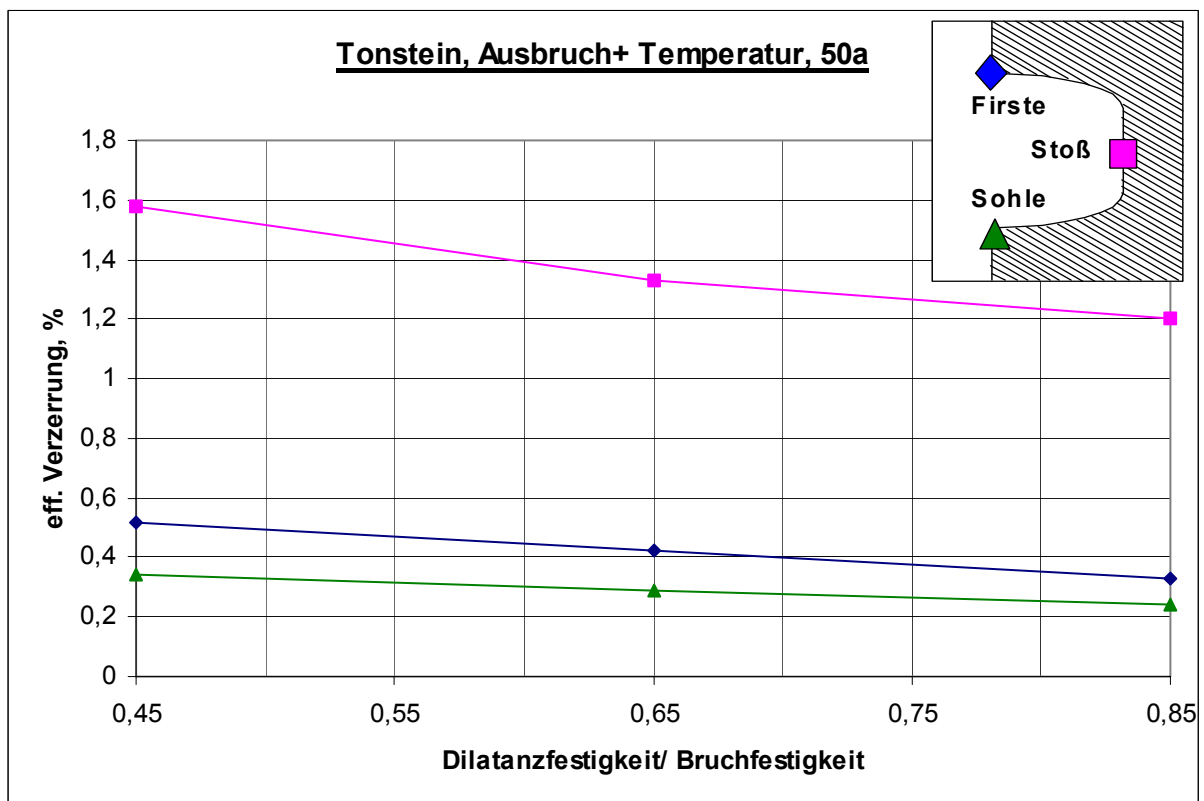


Dilatante Zone: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/ 0,65/ 0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$
Verformung, Verzerrung

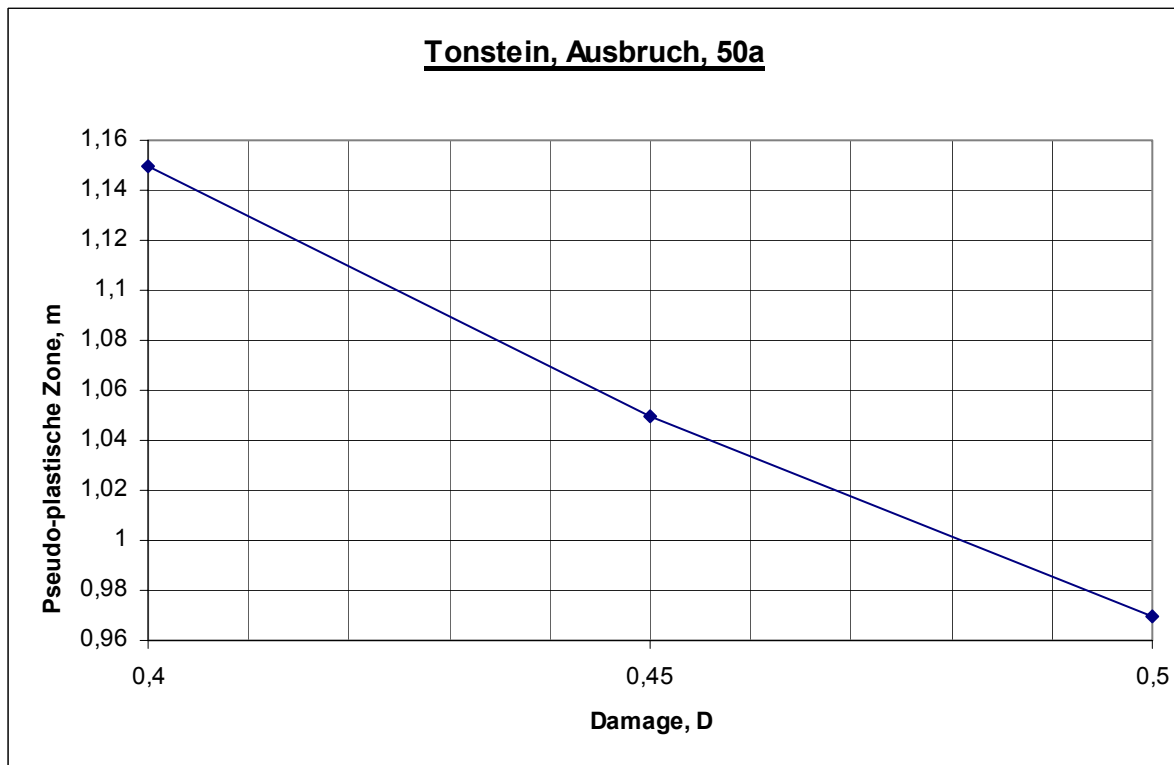


Verformung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

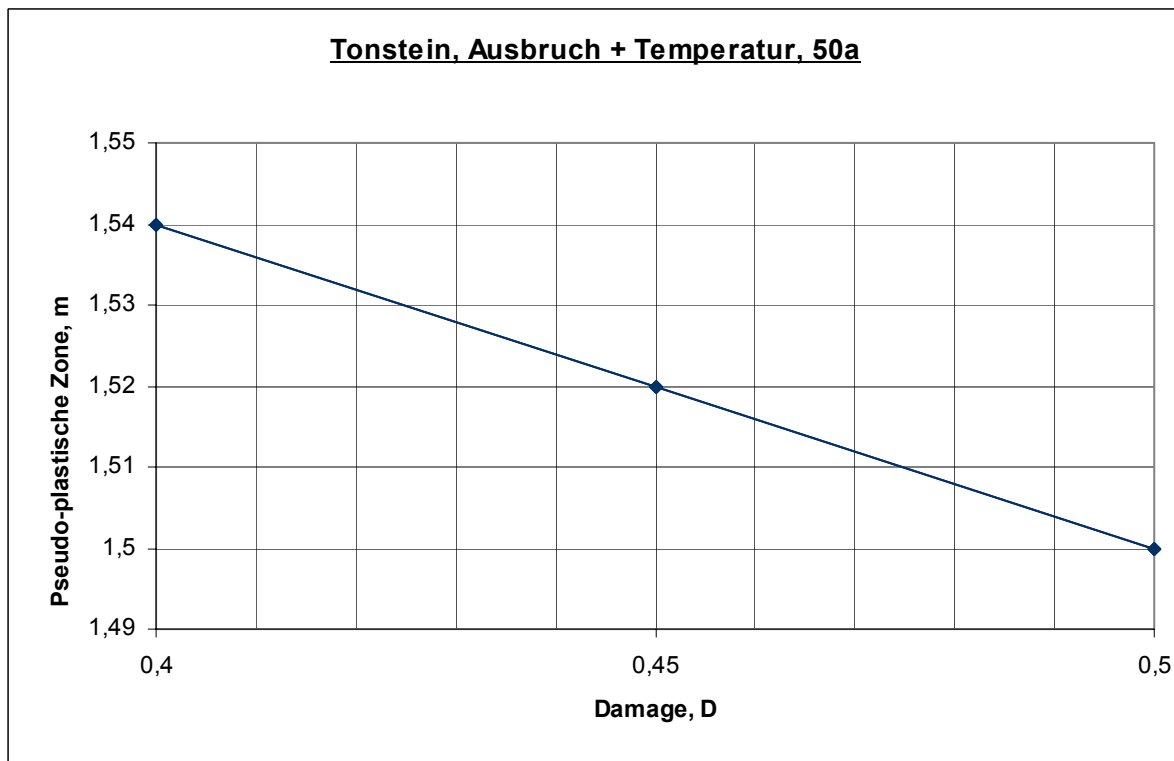


Verzerrung: $\beta_{Dil}/\beta = 0,45/0,65/0,85$, $z = 600m$, $K_0 = 0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,45$, $z=600m$, $K_0=0,775$
pseudo- plastische Zone über die Variation von $D=0,4/ 0,45/ 0,5$

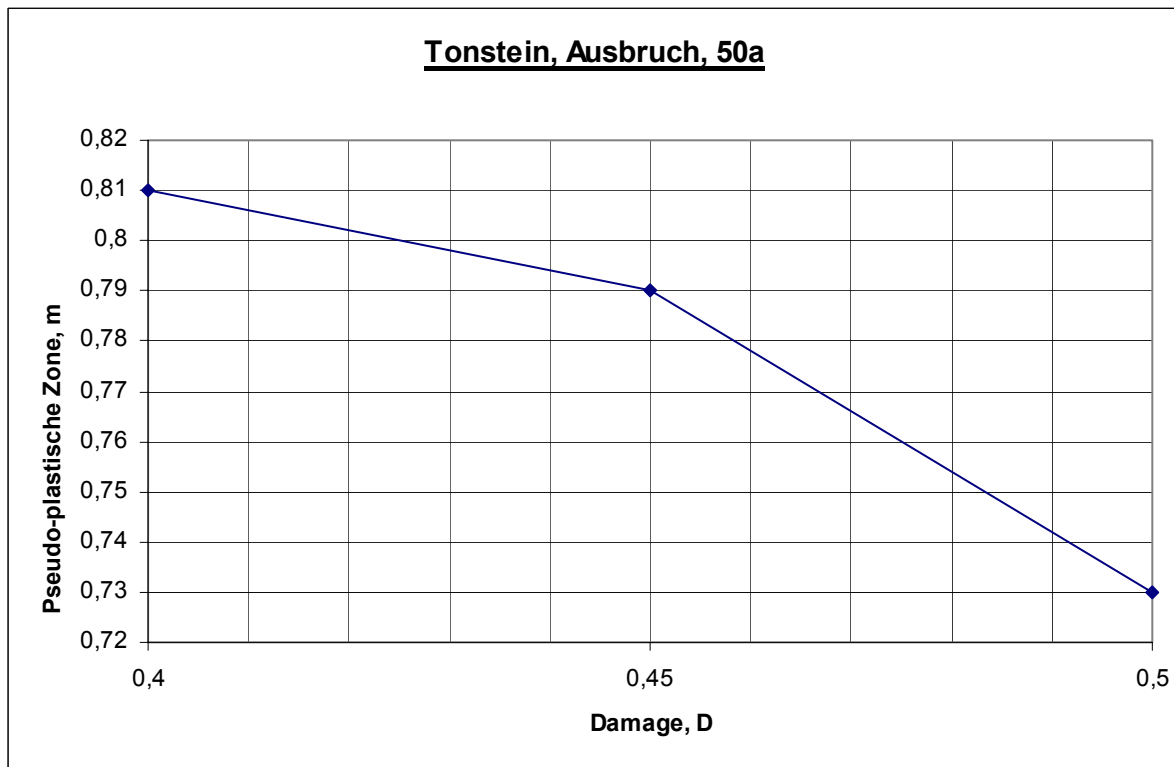


Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=600m$, $K_0=0,775$

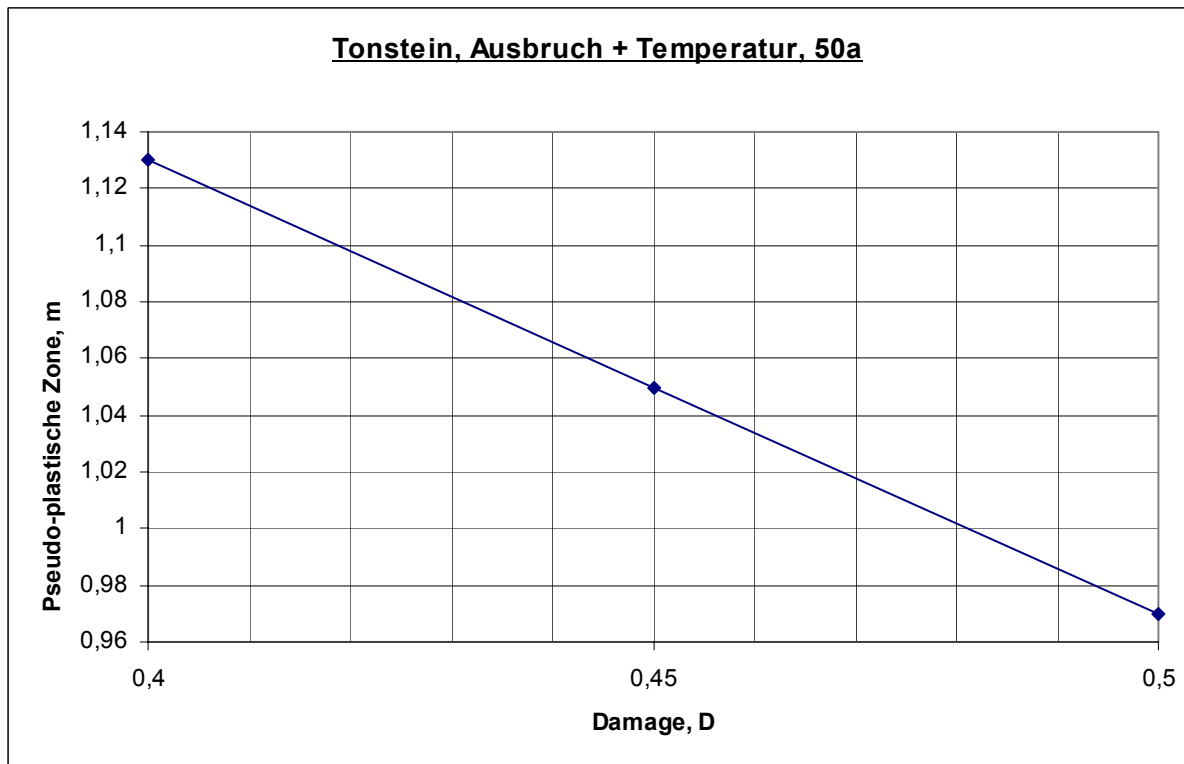


Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=600m$, $K_0=0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,65$, $z=600m$, $K_0=0,775$
pseudo- plastische Zone über die Variation von $D=0,4/ 0,45/ 0,5$

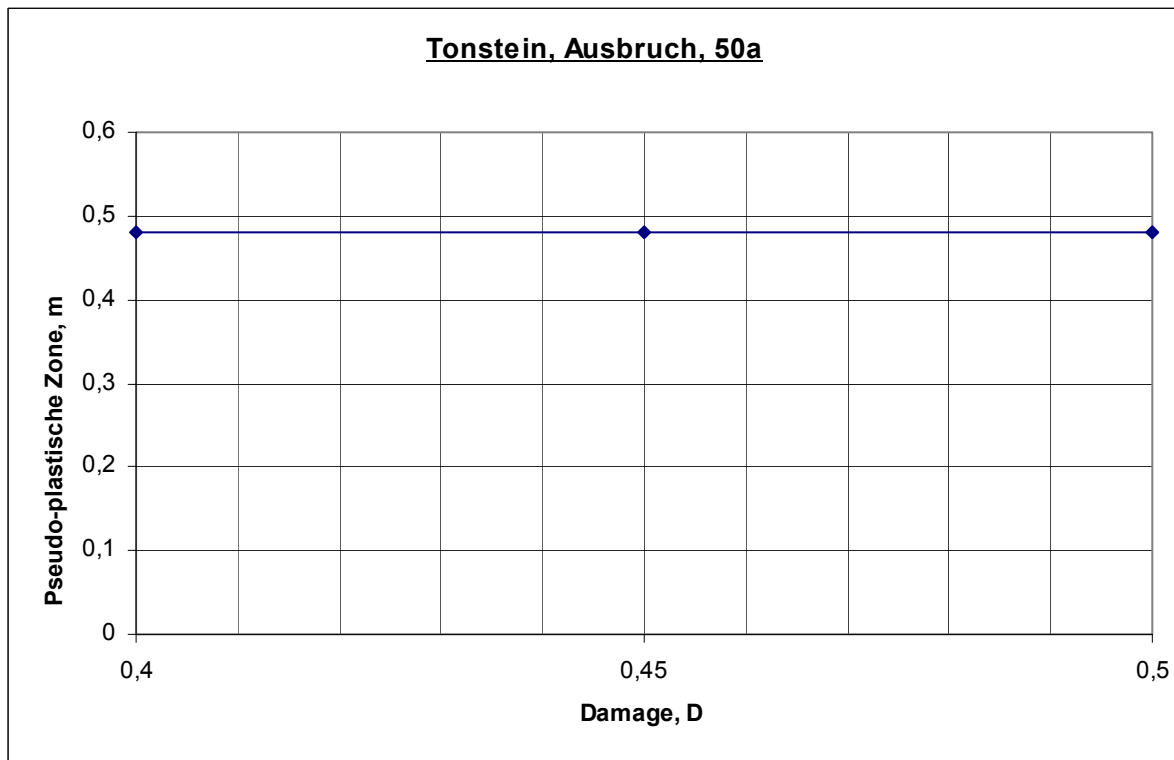


Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=600m$, $K_0=0,775$

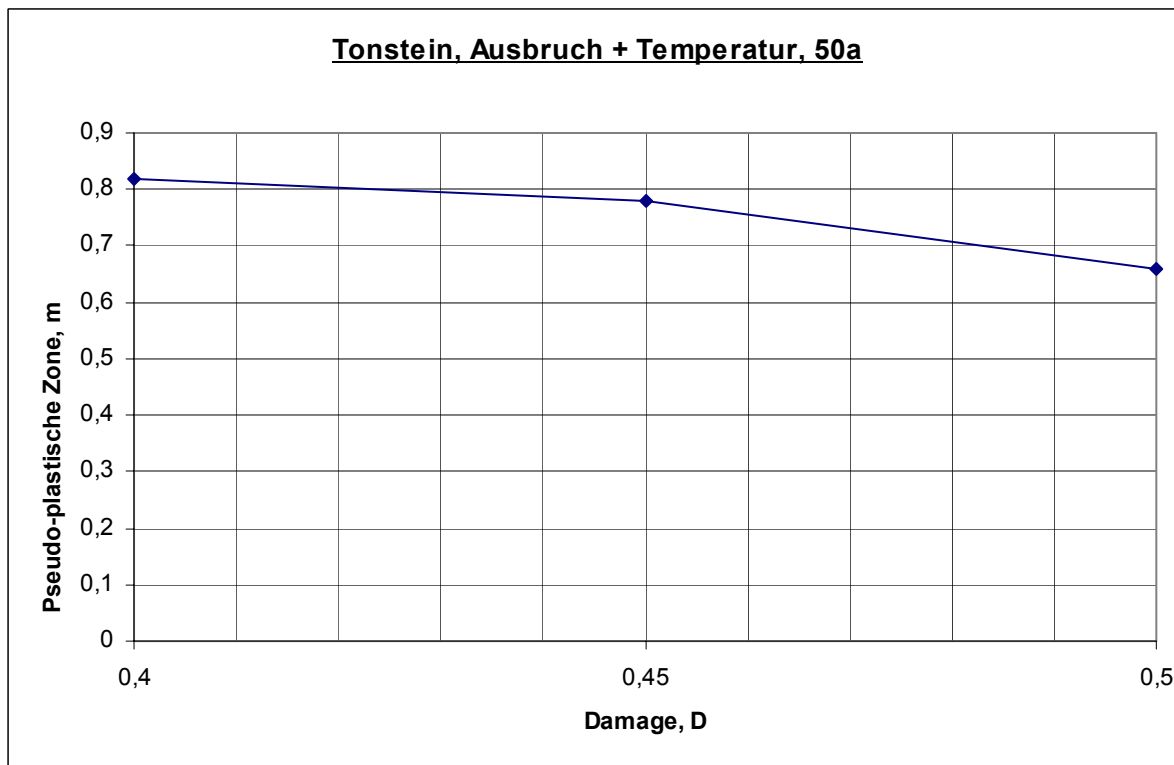


Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=600m$, $K_0=0,775$

Tonstein, $\beta_{Dil}/\beta = 0,85$, $z=600\text{m}$, $K_0=0,775$
pseudo- plastische Zone über die Variation von $D=0,4/ 0,45/ 0,5$

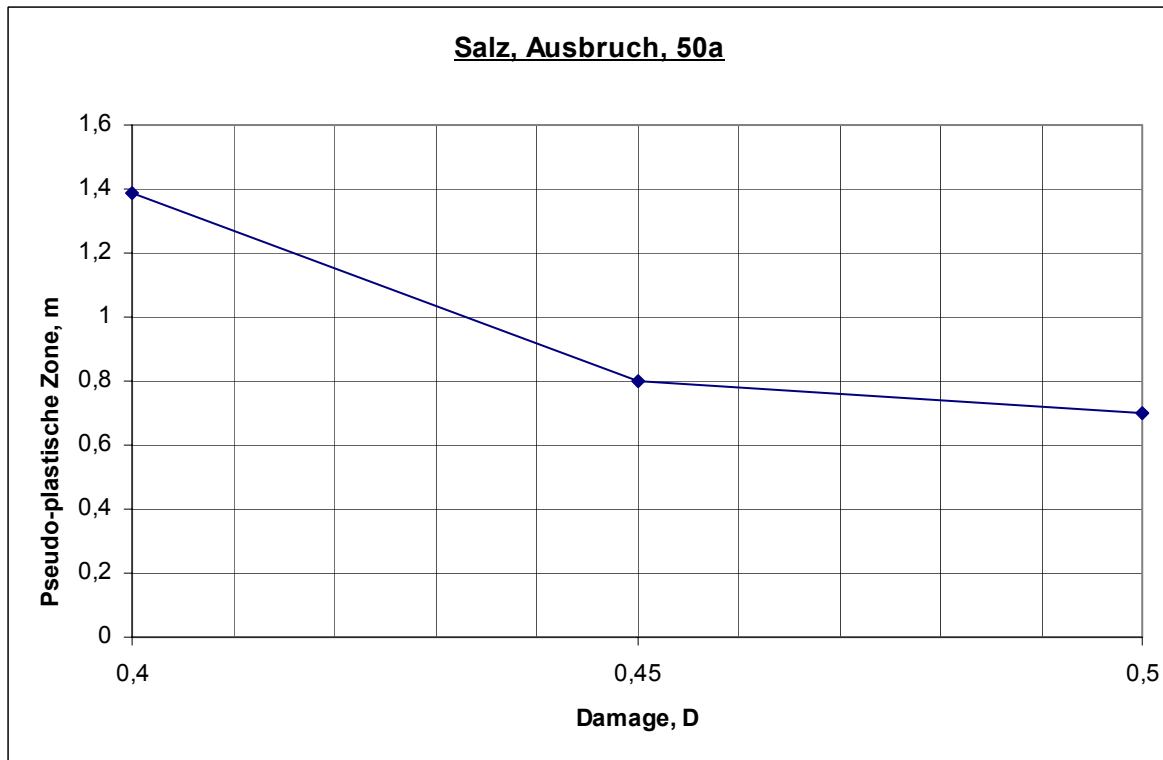


Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=600\text{m}$, $K_0=0,775$

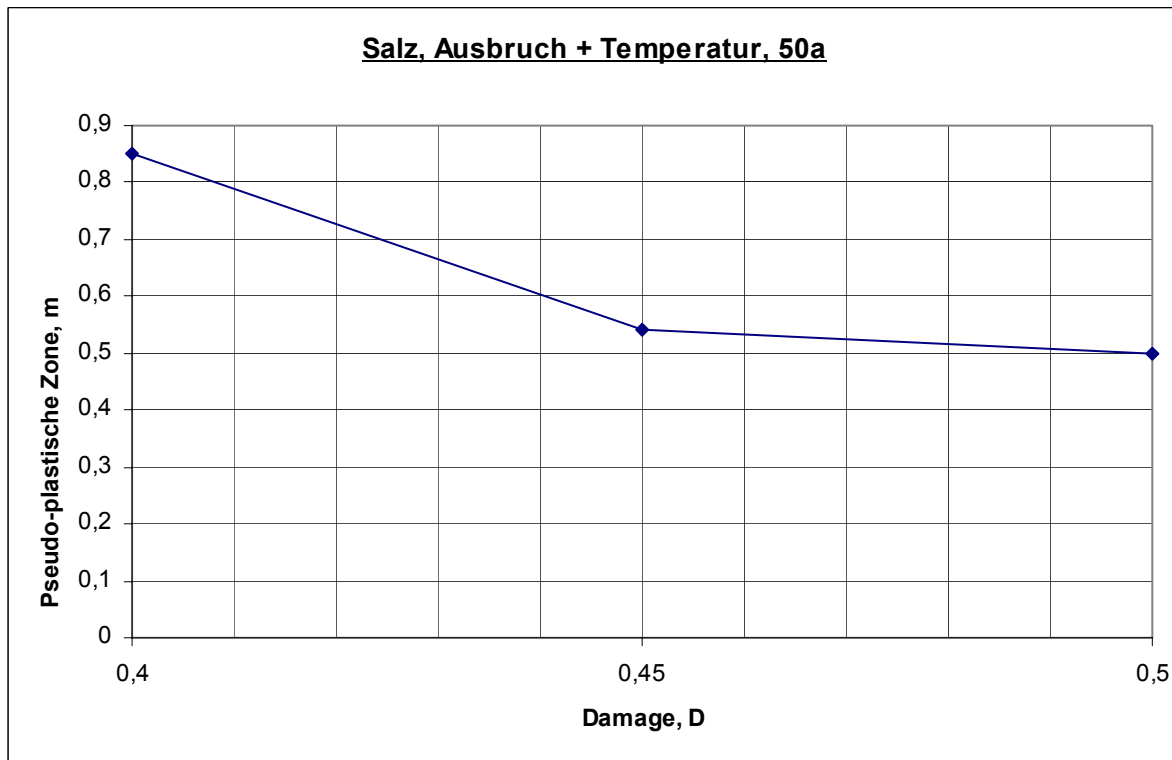


Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=600\text{m}$, $K_0=0,775$

Salz, $z=900\text{m}$, $K_0=1,0$
pseudo- plastische Zone über die Variation von $D=0,4/ 0,45/ 0,5$



Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=900\text{m}$, $K_0=1,0$



Pseudo- plastische Zone: Maximalwert an der Kontur über die Variation von D , $z=900\text{m}$, $K_0=1,0$