



Karoline Prall, BSc

Numerische Untersuchungen zur Vorentlastung bei Ausbruch in Teilquerschnitten

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieur

Masterstudium Bauingenieurwissenschaften - Geotechnik und Wasserbau

Technische Universität Graz

Betreuer:

O.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Wulf Schubert

Institut für Felsmechanik und Tunnelbau

Mitbetreuender Assistent:

Dipl.-Ing. Michael Rudolf Henzinger

Institut für Felsmechanik und Tunnelbau

Externer Mitbetreuer:

Dipl.-Ing. Gerd Wieland

Amberg Engineering AG

Graz, Oktober 2016

Eidesstattliche Erklärung

Affidavit

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

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources/resources, and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources. The text document uploaded to TUGRAZonline is identical to the present master's thesis.

Datum / Date

Unterschrift / Signature

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei Professor Dr. Wulf Schubert recht herzlich für die Hilfestellungen im Rahmen der Ausarbeitung dieser Masterarbeit bedanken.

Ein besonderer Dank gilt meinem Betreuer DI Michael Henzinger, für die Zeit die er aufgewendet hat sowie die Geduld die er mir entgegengebracht hat.

Vielen Dank an alle Mitglieder der Firma Amberg Engineering AG, insbesondere DI Gerd Wieland für die konstruktiven Vorschläge und die Unterstützung in jeder Phase dieser Arbeit.

Ebenfalls möchte ich mich bei meinen Kollegen im Diplomandenraum bedanken, die einen großen Teil zur Vollendung dieser Arbeit beigetragen haben, indem sie mir mit Motivation, Interesse und Hilfsbereitschaft zur Seite standen.

Während der letzten fünf Jahre durfte ich viele neue Freundschaften schließen, welche maßgebend dazu beitrugen, dass die Zeit meines Studiums zu einem unvergesslichen Lebensabschnitt wurde. Danke an alle die ich auf diesem Weg kennenlernen durfte.

Zu guter Letzt möchte ich mich bei meinen lieben Eltern für die konstante Unterstützung während meines Studiums bedanken.

Abstract

For 2D numerical calculations the estimation of the pre-relaxation is an important parameter for modelling. In this work the pre-relaxation was investigated in deep tunnels with partial drift by numerical 2D and 3D calculations.

There to the pre-relaxation was estimated and verified in the top heading using existing analytical approaches (e.g. convergence confinement method). The pre-relaxation factor at the bench- or invert excavation was evaluated as a percentage of the pre-relaxation factor of the top heading under the use of a calculation factor χ . Thereby the calculation factor was varied and compared with the displacements of the 3D calculations. In order to assess the results, an evaluation routine has been evolved to evaluate the area of numerical calculated displacement profiles at different distances behind the tunnel face. To enable an assessment of the equivalence of the area, differential areas were calculated. In further consequence, these were normalized to the amount of the final displacement profiles, to enable an evaluation of the considered overburden.

In the presented work, the influence of the primary stress state (degree of overstressing of the rock mass) and the size of the partial cross sections were varied and investigated. The developed nomogram could be used as a recommendation to estimate the required support pressure in the bench or invert excavation in 2D numerical calculation.

Kurzfassung

Bei numerischen 2D Berechnungen ist die Abschätzung der Vorentlastung bis zum Einbau der Stützmittel ein maßgebender Parameter für die Modellierung. In dieser Arbeit wurde mittels numerischer 2D und 3D Berechnungen die Vorentlastung bei tiefliegenden Tunneln mit Vortrieb in Teilquerschnitten untersucht.

Dazu ist die Vorentlastung im Kalottenvortrieb unter Verwendung bereits bestehender analytischer Ansätze (z.B. Kennlinienverfahren) abgeschätzt und überprüft worden. Die Vorentlastung für den Strossen- bzw. Sohlenvortrieb wurde als Prozentsatz des Vorentlastungsfaktors in der Kalotte unter Verwendung eines Berechnungsfaktors χ abgeschätzt. Dabei wurde der Berechnungsfaktor variiert und mit den Verschiebungen der 3D Berechnungen verglichen. Um die Ergebnisse beurteilen zu können, ist eine Auswerterroutine entwickelt worden, welche die Flächen numerisch berechneter Verschiebungsprofile in unterschiedlichen Abständen zur Ortsbrust auswertet und vergleicht. Damit die Flächenäquivalenz beurteilt werden konnte, sind aus den 2D- und 3D Verformungsprofilen Differenzflächen gebildet worden. In weiterer Folge wurden diese, auf den Betrag der Endverschiebungsfläche normiert, um einen Vergleich der betrachteten Überlagerungen zu ermöglichen.

In der vorliegenden Arbeit wurde der Einfluss des Primärspannungszustandes (Grad der Überbeanspruchung des Gebirges) sowie die Größe der Teilquerschnitte variiert und untersucht. Das entwickelte Nomogramm dient als Empfehlung für den Ansatz eines Stützdruckes in der Strosse bei numerischen 2D Berechnungen.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Stand der Technik	2
1.1.1	Kennlinienverfahren	3
1.1.2	Pilgerstorfer Methode	5
1.2	Ziel der Arbeit	6
2	Numerische Analyse	7
2.1	Gebirgsparameter	7
2.2	Modellverifikation	7
2.3	Numerische Modelle	8
2.4	Parameterstudie	9
2.4.1	Überlagerung	10
2.4.2	Teilquerschnitte	11
3	Methodik	12
3.1	Ermittlung der Vorentlastung in der Kalotte	12
3.2	Ermittlung der Vorentlastung in der Strosse	15
3.3	Ermittlung der Verschiebungsprofile	16
3.4	Auswerteroutine	17
4	Diskussion der Auswertung	20
4.1	Auswertung analytischer Berechnungsverfahren	20
4.2	Ergebnisse der Verformungsprofile	21
4.3	Darstellung des Bewertungsfaktors für die Teilquerschnitte	25
5	Ergebnisse	30
6	Zusammenfassung und Ausblick	33
	Anhang	37

Abbildungsverzeichnis

1.1	Schematische Darstellung der Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung, der Ausbaukennlinie und der Gebirgskennlinie als Basis für das Kennlinienverfahren nach Carranza und Torres	3
1.2	Beziehung zwischen dem Verschiebungsprofil aus den 3D numerischen Berechnungen, den radialen Verschiebungen aus der 2D geschlossenen Lösung und dem fiktiven Ausbaustützdruck	5
2.1	Dreidimensionales numerisches Modell in <i>FLAC^{3D}</i>	9
2.2	Schematische Darstellung der Ausbruchsegmente	11
3.1	Darstellung der analytischen Verfahren zur Berechnung der Gebirgskennlinie und des Verschiebungsverlaufes der numerischen 2D Berechnung	13
3.2	Vergleich der Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung für eine Überlagerung von 500 m	14
3.3	Ausbruchsschritte und Messpunkte in der numerischen 3D Berechnung	16
3.4	Darstellung der Modellierungsschritte der numerischen 2D Berechnung	17
3.5	Darstellung der Differenzflächenbetrachtung der numerisch berechneten Verschiebungsprofile in der Stosse für ein Fallbeispiel	18
3.6	Beispielhafte Darstellung der numerisch berechneten 3D Endverschiebungen in der Stosse	19
4.1	Vergleich analytischer Berechnungsverfahren zur Ermittlung des erforderlichen Stützdruckes bei einer Überlagerung von 500 m; links: Verfahren nach Pilgerstorfer; rechts: Kennlinienverfahren	21
4.2	Ergebnis für eine Überlagerung von 900m, Berechnungsfaktor 60%, 6-fache Überhöhung der Verschiebungen; links: 2D und 3D Vergleich der Konvergenz bei Ausbruch der Kalotte; rechts: 2D und 3D Vergleich der Verschiebungen bei Nachzug der Stosse mit einem Berechnungsfaktor von 60%	22
4.3	Vergleich der numerisch berechneten Verschiebungsprofile in der Stosse bei einer Überlagerung von 500 m und einer 20fach überhöhten Darstellung; links: Berechnungsfaktor von 70% ; rechts: Berechnungsfaktor von 95%	23

4.4	Vergleich der numerisch berechneten Verschiebungsprofile in der Strosse bei einer Überlagerung von 500 m und einer 20fach überhöhten Darstellung; links: Berechnungsfaktor von 60% ; rechts: Berechnungsfaktor von 80%	24
4.5	Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse für eine Überlagerung von 250m; oben: χ von 40%, 50% und 60% unten: χ von 70%, 80%, 90% und 95%	26
4.6	Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 20%, 30% und 40% für eine Überlagerung von 1300m	27
4.7	Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 50%, 60% und 70% für eine Überlagerung von 1300m	28
4.8	Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 80%, 90% und 95% für eine Überlagerung von 1300m	29
5.1	Darstellung des Berechnungsfaktors für die Bestimmung des Vorentlastungsfaktors in der Strosse in Abhängigkeit vom plastischen Radius und dem Abstand zur Ortsbrust	30

Tabellenverzeichnis

2.1	Gebirgsparameter	7
2.2	Betrachtete Überlagerungen	10
2.3	Auflistung der Flächen und Radien der Teilquerschnitte	11
3.1	Beispiel zur Ermittlung der Vorentlastungsfaktoren in der Kalotte sowie in der Strosse	15

1 Einleitung

Bei Tunnelvortrieben herrschen im Gebirge komplexe Spannungs- und Dehnungszustände, insbesondere im unmittelbaren Vortriebsbereich. Für die wirtschaftliche und sichere Planung sowie Ausführung von Tunnelbauwerken ist eine realistische Abschätzung des Systemverhaltens unerlässlich. Die Entwicklung von 3D Berechnungsprogrammen zur Modellierung des Systemverhaltens ist in den letzten Jahren stetig gestiegen, jedoch ist die 3D Simulation noch berechnungs- und modellierungsintensiv. Aus diesen Gründen sind 2D Berechnungen in der Praxis ein häufig angewandtes Hilfsmittel um Aussagen über das Systemverhalten treffen zu können. Derzeit existieren unterschiedliche analytische Ansätze um die stützende Wirkung der Ortsbrust im ebenen Verformungszustand berücksichtigen zu können.

Die Verformung des Gebirges unterliegt sämtlichen Einflussfaktoren, das sind unter anderem die Gebirgsparameter, Überlagerungshöhe, Primärspannungszustand, geometrische Form des Ausbruchquerschnittes und Ausbruchart. Um praktische und einfache Berechnungsverfahren für 2D Berechnungen entwickeln zu können, ist es notwendig gewisse Vereinfachungen gegenüber den realen Untergrundverhältnissen zu treffen. Diese Grundannahmen dienen den meisten analytischen Ansätzen als Basis und basieren auf der Theorie der gelochten Scheibe (Kirsch, 1898). Die Verschiebungen können in Kombination mit der elastischen Gleichung nach Lamé durch Lösen von Differentialgleichungen berechnet werden. Folgend sind die wichtigsten Annahmen aufgelistet (Lombardi, 1971):

- Kreisrunder Ausbruch
- Hydrostatischer Spannungszustand ($K_0 = 1$)
- Homogenes Gebirge
- Kein rheologisches Materialverhalten
- Isotropes Stoffgesetz

Ein Beispiel für eine Abweichung gegenüber diesen Vereinfachungen bildet das analytische Verfahren nach Feder & Arwanitakis (1976) ab, dieses berücksichtigt Primärspannungszustände mit unterschiedlichen Seitendruckbeiwerten ($K_0 \neq 1$). Des Weiteren wurden Verfahren mit Berücksichtigung einer ovalen Hohlraumgeometrie entwickelt.

1.1 Stand der Technik

Nachfolgend wird eine Auswahl verschiedener Methoden zur Berücksichtigung des räumlichen Verschiebungszustandes in der 2D Modellierung aufgelistet:

- Beim abrupten Ausbrechen des gesamten Querschnittes, dem Vollausbuch, werden weder eine Spannungsumlagerung noch Verschiebungen, die aufgrund des Teilausbruchs entstehen, berücksichtigt.
- Bei der Steifigkeits-Reduktions-Methode (Entfestigungsmethode) wird zur Modellierung des Ausbruchs der gesamte Ausbruchquerschnitt schrittweise durch ein elastisches Material mit geringerer Steifigkeit ausgetauscht. Hierbei wird der Elastizitätsmodul E durch eine virtuelle Stützkernsteifigkeit $E_s = \beta * E$ ersetzt. Im Zuge der Spannungsumlagerung deformiert sich das Gebirge bis ein temporäres Gleichgewicht erreicht wurde. Eine Kombination mit einer Reduktion der Steifigkeit oder Entspannung des Materials ist bei Verwendung dieser Methode möglich.
- Eine erweiterte Methode des oben beschriebenen Verfahrens ist, der Ausbruch in konzentrischen Kreisen ausgehend vom Zentrum des Tunnels nach Schikora & Ostermeier (1988). Der Ausbruch der inneren Scheibe stellt eine Schwächung des Materials vor der Ortsbrust dar. Das Fortschreiten der Ortsbrust wird durch das Ausbrechen weiterer Ringe simuliert. Durch Überlagerung verschiedener Stützkerns, welche unterschiedliche Komponenten des Tunnelausbruchs repräsentieren, können verschiedene Einflüsse berücksichtigt werden (wie z.B. Auflockerung vor der Ortsbrust, Einfluss der Ringspaltverpressung).
- Bei der Last-Reduktions-Methode werden die durch den Vortrieb zunehmenden Verformungen modelliert, indem ein schrittweise reduzierter Stützdruck an der Innenseite des Hohlraumrandes aufgebracht wird. Dabei simulieren die Modellierungsschritte einen fortschreitenden Tunnelausbruch und entsprechen dabei einer Reduzierung des Stützdruckes bis ein Gleichgewichtszustand erreicht wird. In der Praxis bildet das Kennlinienverfahren häufig die Grundlage für tunnelstatische Berechnungen.

In dieser Arbeit wird das Kennlinienverfahren und das Verfahren nach (Pilgerstorfer, 2008) basierend auf der Last-Reduktions-Methode angewandt, um das Systemverhalten beschreiben und analysieren zu können.

1.1.1 Kennlinienverfahren

Das in Abbildung 1.1 dargestellte Diagramm entnommen aus Carranza-Torres & Fairhurst (2000) zeigt den Zusammenhang der Gebirgskennlinie (GRC), Ausbaukennlinie (SCC) und den Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung (LDP). Das Kennlinienverfahren ist ein analytisches Näherungsverfahren, um das Untergrundverhalten beschreiben zu können. Die drei oben genannten Kurven bilden die Grundlage für dieses Verfahren.

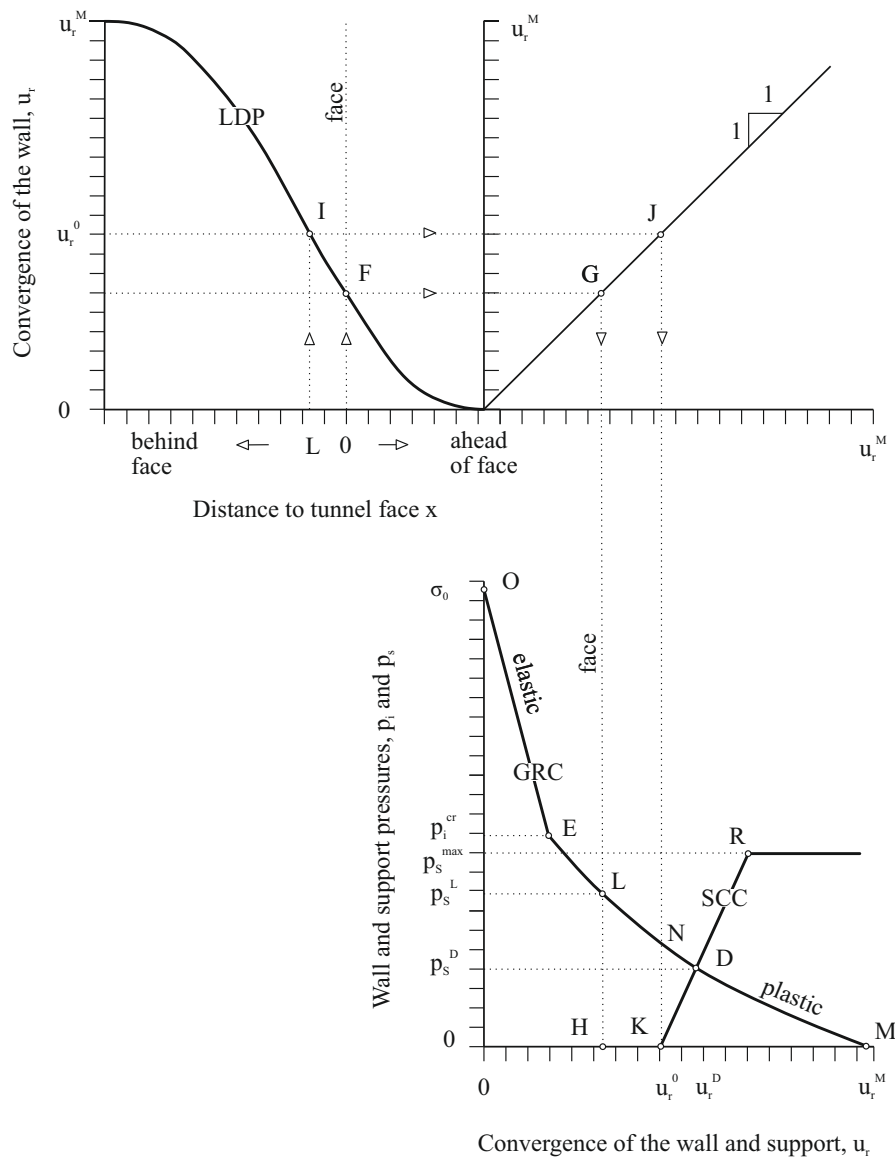


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung der Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung, der Ausbaukennlinie und der Gebirgskennlinie als Basis für das Kennlinienverfahren entnommen aus Carranza-Torres & Fairhurst (2000)).

Die Gebirgskennlinie (\overline{OM}) stellt die Radialverschiebungen auf der Abszisse dem erforderlichen Stützdruck auf der Ordinate gegenüber. Deren Verlauf ist abhängig von den Annahmen des gewählten analytischen Verfahrens, den mechanischen Gebirgseigenschaften und dem Spannungsniveau. Die Radialverschiebungen stehen in direktem Zusammenhang mit dem Stützdruck und dem plastischen Radius. Daraus resultiert, dass eine Abnahme des Stützdrucks eine Zunahme der Verformungen herbeiführt.

Am kritischen Ausbaustützdruck ($p_{i,krit}$), Punkt E in Abbildung 1.1, findet der Übergang vom elastischen zum plastischen Zustand des Gebirges statt. Wird der kritische Ausbaustützdruck unterschritten, liegt eine Überbeanspruchung des Gebirges vor und es entwickelt sich eine plastische Zone um den Hohlraumrand (R_{pl}). Die Verschiebungen nehmen ab diesem Punkt nicht mehr linear zu. Bei hydrostatischem Spannungszustand bildet sich die Zone der Überbeanspruchung in konzentrischen Kreisen aus. In größerem Abstand zur Ortsbrust (Punkt M in Abbildung 1.1) ist kein Stützdruck mehr vorhanden und die Verschiebungen nähern sich den Endverschiebungen (u_r^M) an. Dabei ist kein Einfluss der Spannungsumlagerungen an der Ortsbrust mehr gegeben.

In dieser Arbeit wird kein Einbau von Stützmitteln betrachtet, jedoch soll zur Vollständigkeit des klassischen Gebirgskennlinienverfahrens die Ausbaukennlinie kurz beschrieben werden. Die Ausbaukennlinie \overline{KR} erfährt durch die Deformation des Gebirges eine Beanspruchung und baut einen Stützdruck auf. Dieser wirkt als Widerstand gegen die, durch den Vortrieb, zunehmenden Verschiebungen. Eine flache Ausbaukennlinie (weicher Ausbau) bedeutet größere Verformungen, daraus folgt ein geringerer Ausbawiderstand. Ein steifer Ausbau, welcher theoretisch nach Ausbruch des Gebirges eingebaut werden würde, müsste den vollen Primärspannungsdruck $p_i = \sigma_0$ aufnehmen. Dies ist jedoch nicht möglich. Somit wird die Tatsache berücksichtigt, dass das Gebirge zum Einbauzeitpunkt der Stützmittel bereits eine gewisse Konvergenz u_r^0 erfahren hat.

Die obere Kurve in der Abbildung 1.1 stellt die Entfernung zur Ortsbrust (x) in Gegenüberstellung zu den Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtungen (LDP) dar. Hierbei stehen die Hohlraumrandverschiebungen in Bezug zur Distanz von der Ortsbrust. Die Vortriebsgeschwindigkeit berücksichtigt den zeitlichen Zusammenhang. Der Verlauf der Radialverschiebungen bildet somit den örtlichen und zeitlichen Zusammenhang der Verschiebungen, welche entlang der Firste in Tunnellängsrichtung auftreten, ab. Zudem wird der Einbau der Stützmittel sowie deren Lage in Relation zum Abstand von der Ortsbrust berücksichtigt.

1.1.2 Pilgerstorfer Methode (Pilgerstorfer, 2008)

Die Methode entwickelt von Pilgerstorfer (2008) ermöglicht die direkte Berechnung des erforderlichen Stützdruckverlaufes (siehe Abbildung 1.2). Die berechneten Verschiebungen wurden auf die Endverschiebungen nach Feder & Arwanitakis (1976) normiert. Um den äquivalenten Ausbaustützdruck $\lambda_{(x)}$ berechnen zu können, müssen verschiedene Interpolationskomponenten bestimmt werden. Diese sind die Einflusslänge l_{infl} , der Vorentlastungsfaktor λ_{face} (abhängig vom Reibungswinkel) und der Fitting-Parameter ξ (abhängig vom Reibungswinkel). Daraus kann mit folgender Formel (basierend auf Sulem et al. (1987)) der Verlauf des äquivalenten Stützdruckes an der Position x berechnet werden (Pilgerstorfer, 2008):

$$\lambda_{(x)} = \lambda_{face} * \xi^\psi * \left(\frac{l_{infl} - x}{l_{infl} * \xi + x} \right)^\psi \quad (1.1)$$

Eine Rückrechnung auf die Radialverschiebungen ist mit Hilfe der geschlossenen Lösung nach Feder & Arwanitakis (1976) möglich.

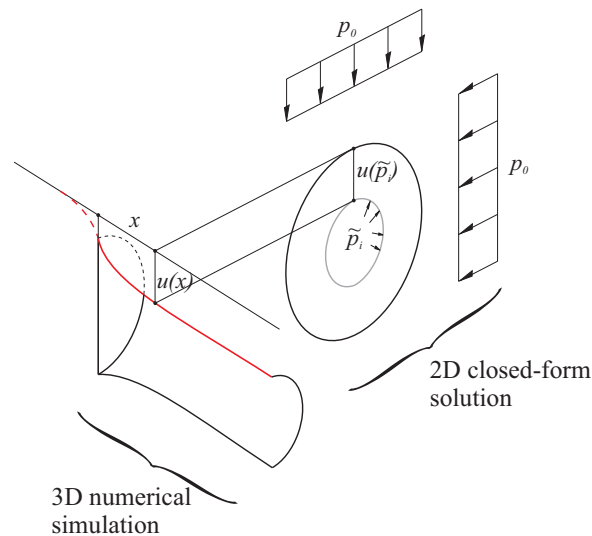


Abbildung 1.2: Beziehung zwischen dem Verschiebungsprofil aus den 3D numerischen Berechnungen, den radialen Verschiebungen aus der 2D geschlossenen Lösung und dem fiktiven Ausbaustützdruck entnommen aus Pilgerstorfer & Radončić (2009)

Beide vorgestellten Methoden zur Bestimmung des Verschiebungsverlaufs in Tunnellängsrichtung, sowie in weiterer Folge des erforderlichen Stützdruckes, bieten den Vorteil einer

einfachen und schnellen Berechnung. Das Verfahren nach Pilgerstorfer (2008) berücksichtigt die Interaktion zwischen Verformungen und Ausbaumaßnahmen. Dabei wird ein Kräftegleichgewicht und eine Kompatibilität der Verschiebungen gewährleistet (Pilgerstorfer, 2008).

1.2 Ziel der Arbeit

Die in Kapitel 1.1 genannten Randbedingungen sind in der Realität meist nicht zutreffend. Zur Abschätzung des Systemverhaltens werden die analytischen Verfahren oft in gleicher Weise angewandt, wie für Querschnitte, welche die in Kapitel 1.1 genannten Grundbedingungen nicht erfüllen. Bei Ausbruch der Kalotte ändern sich die Spannungen- und Verformungen im Gebirge gegenüber dem primären Spannungszustand. Bei numerischen Simulationen mit Kalotten- Strossenvortrieb, dient der Verschiebungs- und Spannungszustand des Kalottenausbruchs als Ausgangszustand für den Ausbruch der Strosse. Das Gebirge erfährt hierdurch erneute Änderungen in den Verschiebungs- und Spannungszuständen.

Primäres Ziel dieser Arbeit war es, Empfehlungen für die Größe der Vorentlastung in der Strosse abzugeben um den durch 2D Berechnungen ermittelten Verschiebungsverlauf möglichst realitätsgetreu abbilden zu können. Dadurch wird eine optimale Auslastung der Stützmittel gewährleistet. In einem ersten Schritt soll das Verschiebungsverhalten der Kalotte und Strosse in Abhängigkeit vom Abstand zur Ortsbrust betrachtet werden. Des Weiteren ist es erforderlich, bestehende analytische Ansätze zur Bestimmung des erforderlichen Stützdruckes in der Kalotte zu untersuchen. Durch Gegenüberstellung von 2D und 3D Berechnungen sollen Aussagen über die Größe des erforderlichen Stützdruckes in der Strosse getroffen werden.

2 Numerische Analyse

2.1 Gebirgsparameter

Zur Modellierung des Gebirges wurden die Festigkeits- und Verformungseigenschaften eines aktuell laufenden zyklischen Tunnelvortriebes herangezogen. Die Werte sind in der nachfolgenden Tabelle 2.1 aufgelistet.

Tabelle 2.1: Gebirgsparameter

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Wichte	γ	0,027	MN/m ³
Querdehnzahl	ν	0,23	-
E-Modul	E	3500	MPa
Kohäsion	c	1,0	MPa
Reibungswinkel	ϕ	30	°
Dilatanz	ψ	0	°
Seitendruckbeiwert	K_0	1	-
Schubmodul	G	2160	MPa
Kompressionsmodul	K	1423	MPa
Druckfestigkeit	σ_{UCS}	3,46	MPa

2.2 Modellverifikation

Im Allgemeinen ist die Modellgröße und Netzfeinheit abhängig von der Berechnungssituation. Ein großer plastischer Bereich und hohe Verschiebungen erfordern ein großes Modell mit feinem Netz. Um die Dimensionen der 2D und 3D Modelle festzulegen, ist es notwendig eine Anzahl von Verifikation betreffend der Netzfeinheit und der Modellgröße durchzuführen.

Die Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung wurden durch Modellierung 2D axialsymmetrischer Modelle im ebenen Verformungszustand mit den Endverschiebungen der Gebirgskennlinie verglichen.

Die Modellgröße des 2D Modells konnte anhand der analytischen Gebirgskennlinie verifiziert werden. Dazu wurde ein kreisrunder Vollaussbruch des Tunnelquerschnitts modelliert und die Radialverschiebungen mit den Verschiebungen der Gebirgskennlinie abgeglichen. Im Zuge der Festlegung der Modellgröße, wurde das Netz entsprechend verfeinert.

Die Verifikation für die 2D Berechnung hat gezeigt, dass eine entsprechende Netzfeinheit eine wichtige Rolle spielt. Um eine optimale Annäherung der Verschiebungen zu erhalten, ist eine Verdichtung des Netzes, ausgehend von den äußeren Rändern, zum Zentrum hin erforderlich. Die 2D Berechnungen dienen als Basis für die Bestimmung der 3D Modellgröße. Hierbei wurden verschiedene Feinheitsgrade im Modellnetz untersucht und die Endverschiebungen mit den Verschiebungen der 2D Berechnung verglichen. Der Verlauf der Verschiebungen konnte anhand 3D und 2D (axialsymmetrisch) berechneter Radialverschiebungsverläufe verifiziert werden. Analog wurde die Modellgröße fixiert. Dennoch ergaben sich durch Modellunsicherheiten Unterschiede von $< 5\%$ in den Endverschiebungen der 2D und 3D Berechnung.

2.3 Numerische Modelle

Das zwei- und dreidimensionale Gebirgsverhalten lässt sich mithilfe der beiden folgenden Programme analysieren:

- Die 3D numerischen Berechnungen wurden mittels dem Finite-Differenzen Programm (FDM) *FLAC^{3D}* (Itasca: *FLAC 3D 5.01*, 2012) durchgeführt.
- Das Finite Elemente Programm *RS2 (Phase2)* (Rocscience: *RS2*, 2016) wurde für die 2D numerischen Vergleichsberechnungen verwendet.

Die äußeren Ränder beider Modelle sind durch feste Auflagerbedingungen gehalten. Durch Aufbringen eines konstanten Primärspannungszustandes konnten sowohl im 2D als auch im 3D Modell die unterschiedlichen Überlagerungen miteinander verglichen werden. Das Gebirge wurde als elastisch-plastisches Material modelliert. Eine nach dem Mohr Coulombschen Stoffgesetz definierte Versagensoberfläche wurde verwendet. Um etwaige spannungsbedingte Randeinflüsse auf ein Minimum zu beschränken, wurden Modelle in einer entsprechenden Größe gewählt (siehe Kapitel 2.2).

Die numerische 2D Berechnung ist auf einen ebenen Verformungszustand beschränkt. Als Modell wurde ein einfacher kreisrunder Ausbruch mit entsprechenden Konstruktionsschritten modelliert. Die Dimensionen des 2D Modells wurden mit 200 m x 200 m definiert. Für das

Netz wurden 6-knotige Dreieckselemente verwendet.

Gleichermaßen einfach gehalten wurden die Dimensionen für das numerische 3D Modell. Die Netzgröße im Bereich des Hohlraumrandes betrug 0.65 m x 0.65 m. Das Netz wurde mit dem *FLAC^{3D}* internen Extrusionsmodul generiert, um die Ausbruchsegmente modellieren zu können. Die Abmessungen des Modells können der Abbildung 2.1 entnommen werden. Eine Erhöhung der Dimensionen in X-Z Ebene auf 260 m x 260 m war für eine Überlagerung von 1300 m erforderlich. In X-Z Ebene herrschen symmetrische Randbedingungen.

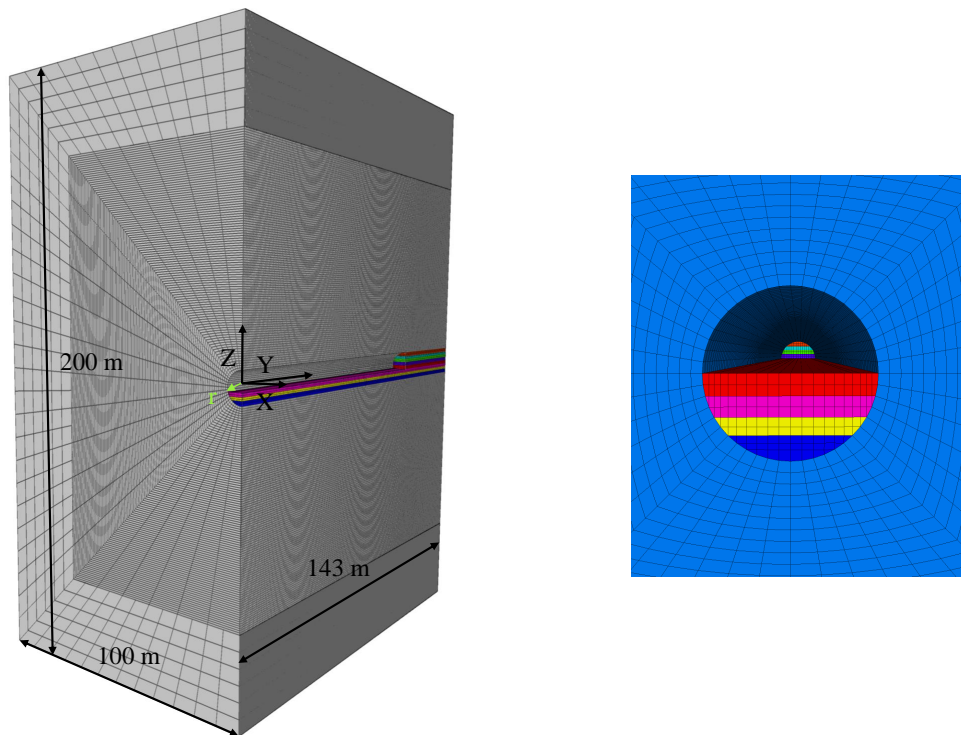


Abbildung 2.1: Dreidimensionales numerisches Modell in *FLAC^{3D}* (Itasca: *FLAC 3D 5.01*, 2012)

2.4 Parameterstudie

Bei Anwendung des Stoffgesetzes nach Mohr Coulomb ergibt sich sinngemäß eine Abhängigkeit der Verschiebungsentwicklung von den elastischen Gebirgsparametern und den Festigkeitsparametern. Zudem hängt der Verschiebungsverlauf vom Primärspannungszustand und der Größe des Ausbruchquerschnittes ab. Um unterschiedliche Gebirgsauslastungen untersuchen zu können, wurde die Parameterstudie anhand einer Modifikation der Überlagerung durchgeführt. In weiterer Folge ist die Größe der Ausbruchfläche variiert worden, um un-

terschiedliche Teilquerschnitte zu untersuchen. Eine Unterteilung des Querschnittes erfolgt heutzutage meist aus bautechnischen Gründen. Für den Fall, dass die Standsicherheit des Gebirges nicht ausreicht um den gesamten Querschnitt auffahren zu können, ist ebenfalls eine Unterteilung in Teilquerschnitte erforderlich.

2.4.1 Überlagerung

Für die numerischen Berechnungen wurde ein konstanter Radius ($r = 5 \text{ m}$), konstante Festigkeitsparameter und konstante Steifigkeitsparameter verwendet. Durch Veränderung des Primärspannungszustandes konnte die Untersuchung des Systemverhaltens für unterschiedliche Fälle ermöglicht werden. Die Überlagerungshöhe, die Bruchzontiefe, die maximalen analytischen Radialverschiebungen und der Primärspannungszustand sind in Tabelle 2.2 aufgelistet. Durch den Ausbruch des Querschnittes sind an der Tunnellaibung keine Radialspannungen mehr vorhanden. Infolgedessen steigen die Tangentialspannungen durch Umlagerungsvorgänge im Gebirge an. Bei einer Überlagerung von 50 m wird die Fließgrenze des Materials nicht erreicht und es herrscht elastisches Verhalten. Während der Auswertung wurde auf eine genauere Betrachtung der Überlagerung von 50 m, aufgrund der geringen Verschiebungen im Millimeterbereich verzichtet. Bei einer Überdeckung von 500 m entspricht die Bruchzontiefe ungefähr dem Radius. Das Verhalten bei hoch überbeanspruchtem Gebirge konnte durch Berücksichtigung einer Überlagerung von 1300 m untersucht werden. Dabei bildete sich eine Bruchzone von mehr als dem doppelten Tunneldurchmesser aus.

Tabelle 2.2: Betrachtete Überlagerungen

Überlagerung [m]	Plastischer Radius [m]	Bruchzonen- tiefe [m]	Max. analyt. Radial- verschiebung $u_{r,max}$ [cm]	Primärspannungs- zustand σ_V [MPa]
50	5,00	-	0,24	1,35
250	7,82	2,82	2,20	6,75
350	8,98	3,98	4,00	9,45
500	10,48	5,48	7,80	13,50
700	12,20	7,20	14,80	18,90
900	13,71	8,71	24,20	24,30
1300	16,30	11,30	49,70	35,10

2.4.2 Teilquerschnitte

Um die Verschiebungen für unterschiedliche Teilquerschnitte zu untersuchen, wurde der kreisrunde Querschnitt in acht Kreissegmente unterteilt (siehe Abbildung 2.2). Um ein konstantes Netz zu gewährleisten sind die Höhen der Segmente lediglich einander angenähert.

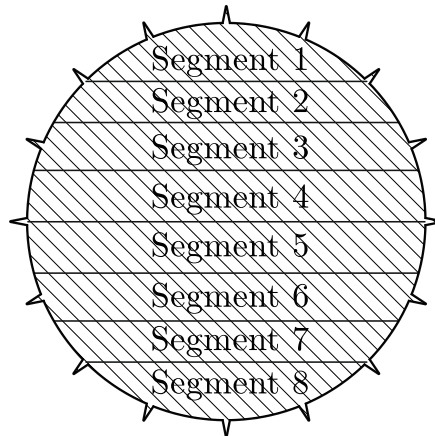


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung der Ausbruchssegmente

In Tabelle 2.3 sind die Ausbruchsflächen sowie Radien aufgelistet.

Tabelle 2.3: Auflistung der Flächen und Radien der Teilquerschnitte

Ausbruchs- schritte	Ausgebrochene Segmente	Ausbruchs- fläche	Äquivalenter Radius r_0	Fläche lotte	Ka- Klotte	Höhe der Kalotte
	[-]	[m^2]	[m]	[%]		[m]
1	1	7,14	1,51	9,1		1,5
2	1-2	15,36	2,21	19,6		2,5
3	1-3	26,48	2,90	33,7		3,7
4	1-4	39,27	3,54	50,0		5,0
5	1-5	46,41	3,84	59,1		6,3
6	1-6	54,62	4,17	69,5		7,5
7	1-7	64,75	4,57	82,4		8,5
8	1-8	78,54	5,00	100,0		10,0

3 Methodik

Um die Vorentlastung bei Vortrieb in Teilquerschnitten analysieren zu können, wurde folgende Vorgehensweise definiert:

- Vergleich analytischer Ansätze zur Ermittlung des erforderlichen Stützdruckes in der Kalotte. Dazu wurden die bestehenden Verfahren des Kennlinienverfahrens und der Pilgerstorfer Methode (Pilgerstorfer, 2008) angewandt.
- Bestimmung der Vorentlastung in der Strosse, in Abhängigkeit der Vorentlastung in der Kalotte unter Berücksichtigung eines Berechnungsfaktors χ .
- Ermittlung der Verschiebungen anhand von numerischen 2D und 3D Berechnungen in verschiedenen Abständen zur Ortsbrust. Zur Simulation der schrittweisen Verschiebungszunahme in der Kalotte und Strosse wird in der numerischen 2D Berechnung die Last-Reduktions-Methode angewandt. Hierbei wird im numerischen 2D Modell ein Prozentsatz des Primär- bzw. Sekundärspannungszustandes als konstanter Innendruck p_i normal auf den Hohlraumrand aufgebracht.
- Entwicklung einer Auswerterroutine um die Flächenäquivalenz der Verschiebungsprofile aus numerischen Berechnungen bestimmen zu können. Die Flächen werden mittels einem Faktor, welcher ein Maß für die Abweichung der berechneten 2D und 3D Flächen darstellt, bewertet.

3.1 Ermittlung der Vorentlastung in der Kalotte

Derzeit existieren mehrere analytische Ansätze sowohl für die Berechnung der Gebirgskennlinie als auch für die Ermittlung des Radialverschiebungsverlaufs in Tunnellängsrichtung. Aufgrund der Vielzahl an Berechnungsverfahren sind unterschiedlichste Kombinationen möglich. Gschwandtner (2010) hat in seiner Arbeit das Kennlinienverfahren ausführlich beschrieben und gebräuchliche Methoden miteinander verglichen. Die Vorentlastung in der Kalotte wird dabei mittels einer Kombination aus Gebirgskennlinie und Verschiebungen in Tunnellängsrichtung ermittelt.

Die Gebirgskennlinie konnte durch Modellierung eines kreisrunden Ausbruchs in Phase 2 (Rocscience: RS2, 2016) und schrittweiser Reduktion des Stützdruckes ermittelt werden. Bei Berücksichtigung der Gebirgsparameter ohne Dilatanz sind die Gebirgskennlinienverläufe nach Sulem et al. (1987) und Kolymbas (2005) ident. Gleiches konnte bei den Gebirgskennlinien nach Anagnostou & Kovári (2003) und Duncan Fama (1993) erkannt werden. Durch den Ansatz einer Dilatanz ergeben sich für alle betrachteten Methoden unterschiedliche Endverschiebungen $u_{r,max}$. Der analytische Ansatz nach Anagnostou & Kovári (2003) zur Berechnung der Gebirgskennlinie, zeigt für beide Fälle eine gute Übereinstimmung mit der Gebirgskennlinie berechnet in Phase 2 (Rocscience: RS2, 2016) (siehe Abbildung 3.1).

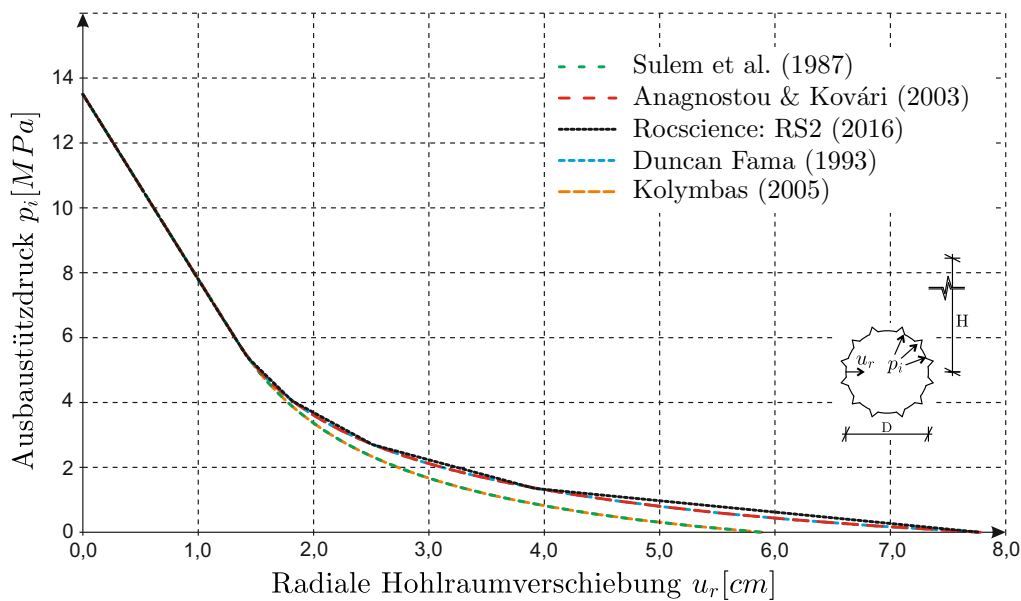


Abbildung 3.1: Darstellung der analytischen Verfahren zur Berechnung der Gebirgskennlinie und des Verschiebungsverlaufes der numerischen 2D Berechnung

Für den Vergleich der Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung wurden Ansätze nach Vlachopoulos & Diederichs (2009), Chern et al. (1998), Sulem et al. (1987), Unlu & Gercek (2003) und Pilgerstorfer (2008) (mit Rückrechnung der Verschiebungen nach Feder & Arwanitakis (1976)) mit den numerischen Berechnungen verglichen. Dabei hat sich gezeigt, dass die größten Abweichungen für alle Berechnungsmethoden in den ersten 10 m hinter der Ortsbrust entstehen. Die Übereinstimmung der analytischen Verläufe variierte je nach Primärspannungszustand. Für die weiteren Berechnungen wurde die analytische Berechnungsmethode nach Vlachopoulos & Diederichs (2009) gewählt (siehe Abbildung 3.2). Die

Verschiebungsverläufe der 2D und 3D Berechnung zeigten eine gute Konvergenz.

Bei numerischen Analysen ist zu beachten, dass die Abschlagslänge den Verlauf der Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung maßgebend beeinflusst. Dies führt zu oszillierenden Sprüngen in den Verschiebungsverläufen und zu einer Zunahme der Endverschiebungen, deren Größe abhängig von der Abschlagslänge ist. Für einen Abstand von $0,39 \cdot D$ und einem Verhältnis R_{pl}/R von 2,1 ergab sich ein Unterschied in den Endverschiebungen von rund 7%.

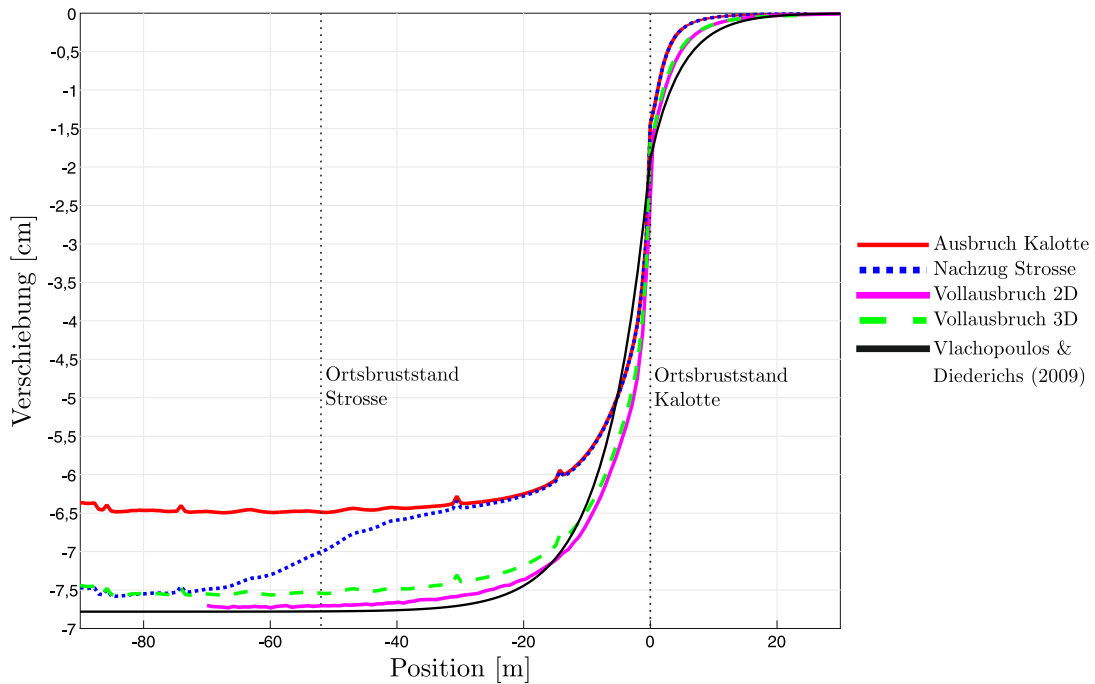


Abbildung 3.2: Vergleich der Radialverschiebungen in Tunnellängsrichtung für eine Überlagerung von 500 m

Anhand der gewählten analytischen Verfahren kann mit Hilfe der in Kapitel 1.1.1 beschriebenen Kombination der Kennlinien die Vorentlastung in der Kalotte $\lambda'_{Kalotte}$ berechnet werden. Um das analytische Kennlinienverfahren basierend auf kreisrunde Ausbruchsquerschnitte anwenden zu können, wurde ein äquivalenter Radius für die Ermittlung der Vorentlastung verwendet.

$$\lambda'_{Kalotte} = \frac{\sigma_v - p_{i,erf}}{\sigma_v} [-] \quad (3.1)$$

$$\lambda_{Kalotte} = 1 - \lambda'_{Kalotte} [-] \quad (3.2)$$

σ_v ... Primärspannung [MPa]

$p_{i,erf}$... Erforderlicher Stützdruck [MPa]

3.2 Ermittlung der Vorentlastung in der Strosse

Die Vorentlastung in der Strosse wurde mithilfe eines Berechnungsfaktors χ ermittelt. Diese wird als $\lambda'_{Strosse}$ bezeichnet und berechnet sich durch die Multiplikation der Vorentlastung in der Kalotte $\lambda'_{Kalotte}$ mit dem Berechnungsfaktor (siehe Gleichung 3.3). Der aus dem Vorentlastungsfaktor berechnete Faktor $\lambda_{Strosse}$ wurde in der numerischen Berechnung als fiktiver Stützdruck entlang des Hohlraumrandes aufgebracht. Durch Multiplikation von $\lambda_{Strosse}$ mit dem zufolge des Ausbruchs umgelagerten Spannungszustand ergibt sich der erforderliche Stützdruck. In Tabelle 3.1 ist ein Beispiel zur Berechnung der erforderlichen Werte dargestellt.

$$\lambda'_{Strosse} = \lambda_{Kalotte} * \chi[-] \quad (3.3)$$

$$\lambda_{Strosse} = 1 - \lambda'_{Strosse}[-] \quad (3.4)$$

χ ... Berechnungsfaktor [-]

Tabelle 3.1: Beispiel zur Ermittlung der Vorentlastungsfaktoren in der Kalotte sowie in der Strosse

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Überlagerung	H	500	m
Gebirgswichte	γ	0,027	MPa
Primärspannung	σ_V	13,5	MPa
Ausgebrochene Segmente	1-4	50	%
im 1. Schritt	Fläche	39,3	m^2
Äquivalenter Radius	r_0	3,54	m
Abstand zur Ortsbrust	a	1,30	m
Erforderlicher Stützdruck	$p_{i,Kalotte}$	1,87	MPa
Vorentlastungsfaktor in der Kalotte:	$\lambda_{Kalotte}$	0,8613	-
	$\lambda_{Kalotte}'$	0,1387	-
Berechnungsfaktor	χ	90	%
Vorentlastungsfaktor in der Strosse:	$\lambda_{Strosse}$	0,7751	-
	$\lambda_{Strosse}'$	0,2249	-

3.3 Ermittlung der Verschiebungsprofile

Die Berechnungsschritte 1 und 2 der 3D Berechnung sind in der Abbildung 3.3 dargestellt. In diesem Beispiel ist die Ausbruchfläche zu 50% Kalotte und 50% Strosse aufgeteilt. Zuerst wird der Primärspannungszustand ermittelt. Daraufhin wird in einem ersten Schritt die Kalotte über die Längen l_1 und l_2 ausgebrochen und ins Gleichgewicht gerechnet. Die Auswertung der Verschiebungsprofile erfolgte in den Abständen a_1 (1,3 m), a_2 (2,6 m), a_3 (3,9 m) hinter der Ortsbrust. Im zweiten Schritt wird die Strosse nachgezogen und ins Gleichgewicht gerechnet. Die Verschiebungen werden dabei in den gleichen Abständen zur Ortsbrust wie in der Kalotte ausgewertet. Die Abstände (l_1 und l_2) wurden so gewählt, dass es zu keiner Überlagerung der Einflussbereiche des Strossen- und Kalottenvortriebes kommt. Dabei ist eine Konvergenz der Endverschiebungen in der Kalotte erreicht worden.

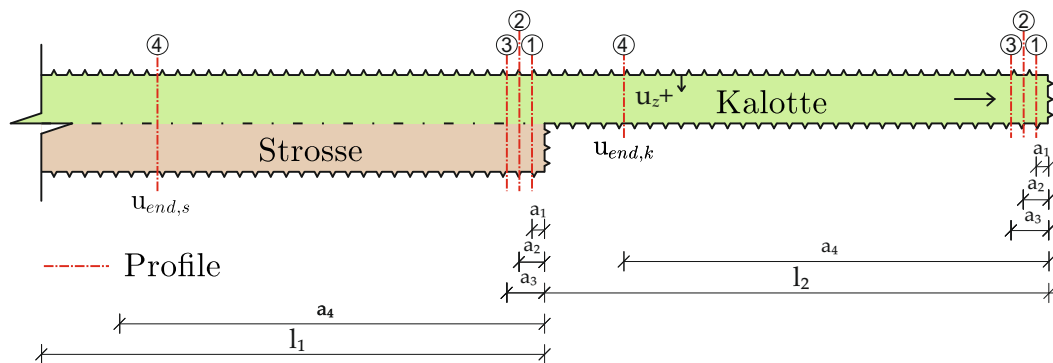


Abbildung 3.3: Ausbruchsschritte und Messpunkte in der numerischen 3D Berechnung

In der Abbildung 3.4 sind die Berechnungsschritte für die 2D Berechnung dargestellt. Ein einfacher, kreisrunder Ausbruch wurde als Modell verwendet. Der Stützdruck p_i wurde als gleichmäßig verteilte Last normal zum inneren Hohlraumrand aufgebracht. Zuerst wird der Primärspannungszustand ermittelt (dieser ist in der nachfolgenden Abbildung 3.4 nicht dargestellt). Hierbei ist der innere Druck p_i gleich dem in situ Spannungszustand p_0 . Danach folgt der Ausbruch der Kalotte mit schrittweiser Reduzierung des Stützdruckes, dabei wird die Zunahme der Verschiebungen simuliert. Im Schritt 4 ist der Endzustand der Kalotte erreicht und es ist kein Stützdruck mehr vorhanden. Darauf folgt der Nachzug der Strosse bis der Endzustand erreicht ist. Der Ablauf der Berechnungen für unterschiedliche Teilquerschnitte erfolgte im gleichem Schema.

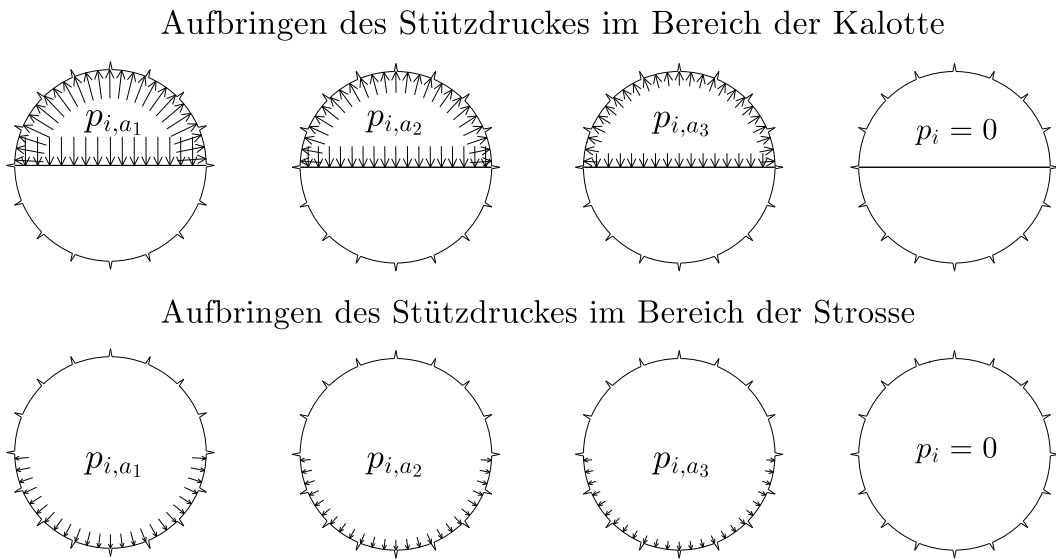


Abbildung 3.4: Darstellung der Modellierungsschritte der numerischen 2D Berechnung

3.4 Auswerteroutine

Für den Vergleich der numerisch berechneten Verschiebungen wurde mit Hilfe des Programms MATLAB (MathWorks: Matlab R2015a, 2015) eine Auswerteroutine entwickelt. Diese wurde zuerst für den Fall, dass sich die Kalotte und Strosse zu 50% aufteilen betrachtet, optimiert und erst im weiteren Verlauf für die unterschiedlichen Teilquerschnitte adaptiert. Dazu ist ein Bewertungsfaktor $f_{i,j}$ ermittelt worden, welcher als Maß für die Flächenäquivalenz dient. Aus den Totalverschiebungen der 2D- und 3D Berechnungen und den Koordinaten des Ursprungszustandes sind neue Wertepaare in x- und y-Richtung berechnet worden.

$$x_{i,Kreis} - u_{x,i,2D} = x_{i,2D}[m] \quad (3.5)$$

$$y_{i,Kreis} - u_{y,i,2D} = y_{i,2D}[m] \quad (3.6)$$

Aus diesen Koordinatensätzen kann in weiterer Folge die Fläche des Polygonzugs berechnet werden. Das in Abbildung 3.5 dargestellte Verschiebungsprofil stellt die Verschiebungen ausgehend vom Hohlraumrand dar. Um die Abweichung der Flächen zueinander zu berechnen, wird der Betrag aus der numerischen 3D und 2D Berechnung gebildet. Die Formel zur Ermittlung der Differenzfläche aus den numerischen Berechnungen ist in Gleichung 3.7 angeführt. Die Differenzfläche ergibt sich aus der Gesamtfläche des Verschiebungsprofils der

3D numerischen Berechnung minus der Verschiebungsfläche ermittelt aus der 2D numerischen Berechnung (siehe Abbildung 3.5 rote und blaue Fläche). Dabei können gleiche Flächen zueinander verschoben sein und die Differenzfläche nimmt keinen Wert an. Daraus ist ersichtlich, dass lediglich die Äquivalenz der numerisch berechneten Verschiebungsflächen beurteilt wird.

$$A_{i,j,diff,end} = |A_{i,j,3D} - A_{i,j,2D}| [m] \tag{3.7}$$

- j... Ausbruch der Kalotte oder Nachzug der Strosse
- i... Ausbruchsegmente

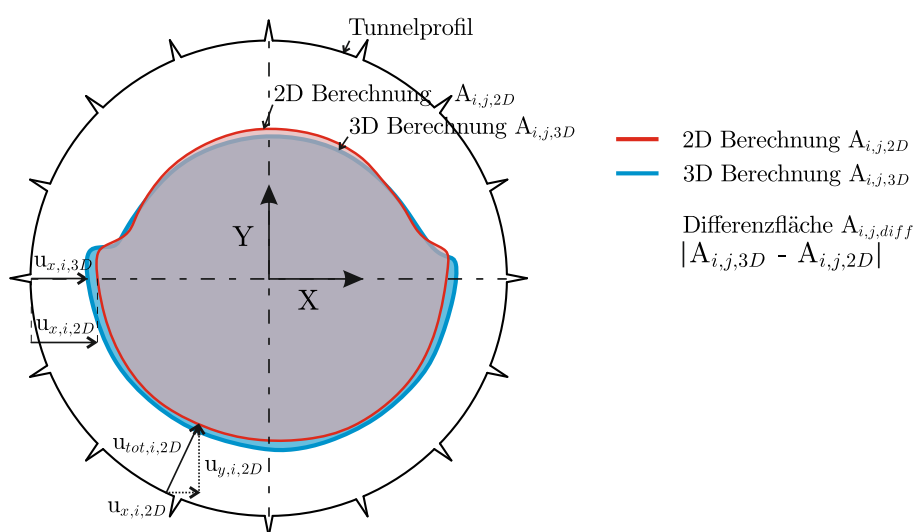


Abbildung 3.5: Darstellung der Differenzflächenbetraachtung der numerisch berechneten Verschiebungsprofile in der Strosse für ein Fallbeispiel

Zudem ist eine Normierung der Differenzflächen auf die Flächen der numerisch berechneten 2D Endverschiebungen erforderlich, um die unterschiedlichen Überlagerungen miteinander vergleichen zu können (siehe Gleichung 3.8). Als ein Beispiel für die Vorgehensweise zeigt Abbildung 3.6 die Verformungsfigur ausgehend vom Hohlraumrand für die Endverschiebungen in der Strosse.

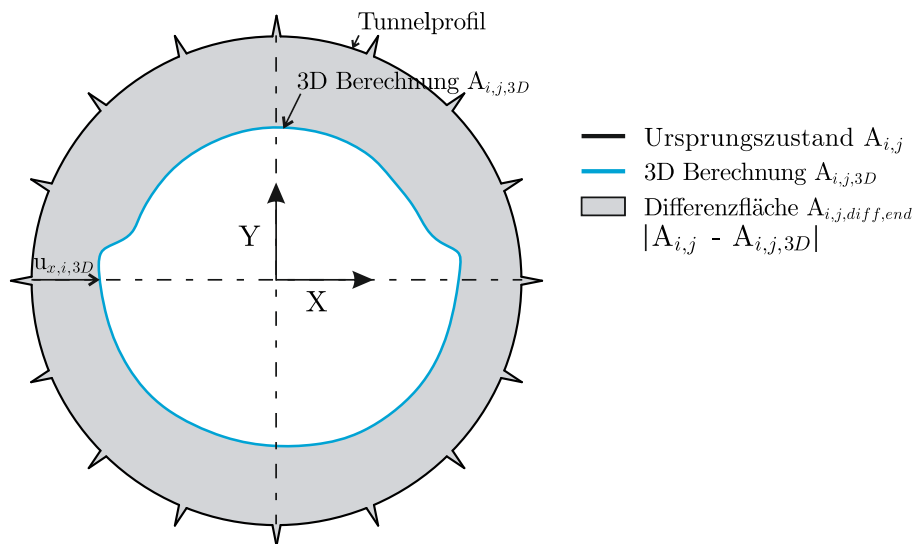


Abbildung 3.6: Beispielhafte Darstellung der numerisch berechneten 3D Endverschiebungen in der Strosse

$$f_{i,j} = \frac{A_{i,j,diff,end}}{(A_{i,j} - A_{i,j,3D})} [-] \quad (3.8)$$

- j... Ausbruch der Kalotte oder Nachzug der Strosse
- i... Ausbruchsegmente

4 Diskussion der Auswertung

Der Abstand von der Kalotte zur Strosse (l_2) beträgt in Längsrichtung 52 m. Die Verformungsprofile wurden in einem Abstand von 39 m hinter der Ortsbrust ausgewertet. Somit kann gewährleistet werden, dass die Konvergenzen in der Kalotte ohne Einfluss die Endverschiebungen erreichen. Nachfolgend werden ausgewählte Beispiele näher beschrieben und diskutiert.

4.1 Auswertung analytischer Berechnungsverfahren

Um die Methoden zur Ermittlung der Vorentlastung in der Kalotte zu untersuchen, wurden die bereits bestehenden analytischen Verfahren verglichen. In Abbildung 4.1 ist die Entfernung zur Ortsbrust, der Abweichung der Flächen für eine Überlagerung von 500 m gegenübergestellt. Dazu sind die Linien für den Vollausbuch, Kalotte und der Strosse aufgetragen.

Für einen Vollausbuch des kreisrunden Querschnittes liegt der Unterschied in den Abweichungen bei dem Verfahren nach Pilgerstorfer (2008) bei rund 5%-10% (je nach Abstand zur Ortsbrust). Die Abweichung nahe an der Ortsbrust a_1 sind bei dem Verfahren nach Pilgerstorfer (2008) deutlich geringer. In größerem Abstand a_3 zur Ortsbrust kehrt sich dieses Verhalten um und es entstehen geringere Abweichungen bei dem Kennlinienverfahren. Die Endverschiebungen weisen für beide Fälle ähnliche Abweichungen auf.

Bei Auswertung der Überlagerung von 1300 m konnte erkannt werden, dass der Fehler der Abweichung beim Kennlinienverfahren um rund 5% geringer ist. Gleiches wurde bei dem Ausbruch der Kalotte festgestellt.

Die in Abbildung 4.1 dargestellte Auswertung soll veranschaulichen, dass beide Verfahren Abweichungen sowohl in der Strosse als auch in der Kalotte aufweisen. Die Größe der Unterschiede variiert mit dem Primärspannungszustand des Gebirges.

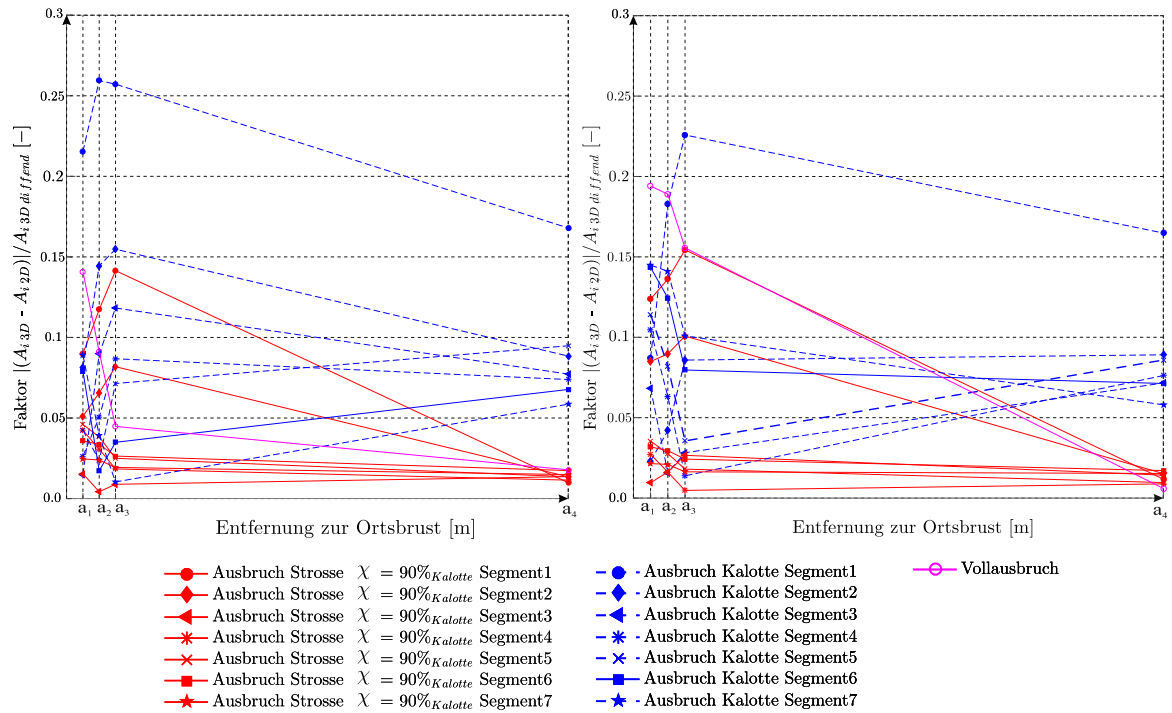


Abbildung 4.1: Vergleich analytischer Berechnungsverfahren zur Ermittlung des erforderlichen Stützdruckes; links: Verfahren nach Pilgerstorfer (2008); rechts: Kennlinienverfahren

4.2 Ergebnisse der Verformungsprofile

In den folgenden Abbildungen sind Koordinaten der Verschiebungen ausgehend vom Hohlraumrand aufgetragen und als Polygonzug verbunden. Die vier Ringe entsprechen den unterschiedlichen Messquerschnitten. Der innere Ring repräsentiert dabei die Übereinstimmung der Endverschiebungen in großem Abstand zur Ortsbrust, in der numerischen 3D Berechnung und ohne Ansatz eines Stützdruckes, in der 2D Berechnung.

In Abbildung 4.2 sind die Verformungsprofile des Kalottenvortriebs (links) und bei Nachzug der Strosse (rechts) dargestellt. Dieses Beispiel wurde mit einer Überlagerung von 900 m und einem Berechnungsfaktor, für die Ermittlung der Vorentlastung in der Strosse, von 60% gerechnet. Es ist zu erkennen, dass sich die 2D- und 3D Verformungsprofile im Strossen- und Kalottenbereich ähnlich verhalten. Die größten Unterschiede im Verformungsprofil treten jedoch im Übergang vom Kalotten- Strossenvortrieb auf. Aufgrund von numerischen Vereinfachungen kommt es am Übergang von Kalottensohle und Ausbruchslaibung zu einem unstetigen Übergang ($\approx 90^\circ$). Dies führt zu Spannungskonzentrationen und größeren Verschiebungen

im Nahbereich der Übergänge. Die Abweichung der Verschiebungen in der Kalotte, aufgrund dieser Spannungsspitzen, nimmt mit zunehmender Größe der ausgebrochenen Fläche ab.

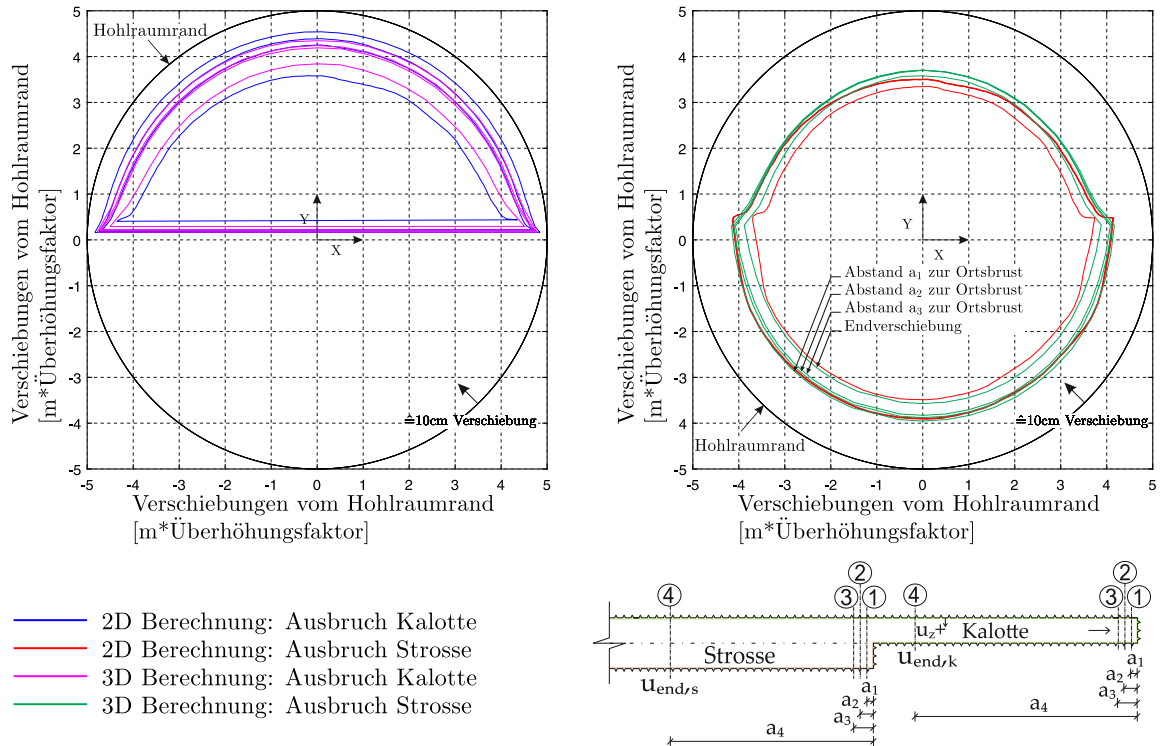


Abbildung 4.2: Ergebnis für eine Überlagerung von 900m, Berechnungsfaktor 60%, 6-fache Überhöhung der Verschiebungen; links: 2D und 3D Vergleich der Konvergenz bei Ausbruch der Kalotte; rechts: 2D und 3D Vergleich der Verschiebungen bei Nachzug der Strosse mit einem Berechnungsfaktor von 60%

In Abbildung 4.3 ist der Vergleich eines Berechnungsfaktors von 70% und 95% für Ausbruch des 1. Segmentes dargestellt. Dabei verbleiben nach Kalottenausbruch ca. 90% des Gesamtquerschnittes als Strosse. Die Abweichung der Flächen beträgt bei einem Berechnungsfaktor von 70% ca. 35%. Ein Berechnungsfaktor von 95% zeigt die geringsten Abweichungen. Dennoch bleiben Differenzen der Flächen im Bereich von 6%. Die Vorentlastungsfaktoren in der Strosse variieren hierbei je nach Abstand zur Ortsbrust von 88-93%.

Für eine Überlagerung von 500 m und Ausbruch des 1. Segmentes werden in weiterer Folge die First- und Ulmenverschiebungen im Abstand a_1 zur Ortsbrust betrachtet. Die Verschiebung der 3D Berechnung betragen 6,0 cm. Die Verschiebungen der numerischen 2D Berechnung bei $\chi = 70\%$ belaufen sich auf 5,8 cm. Bei einem Berechnungsfaktor von 80% ergeben sich die gleichen Firstverschiebungen wie in der 3D Berechnung ($u_{Firste,80} = 6,0 \text{ cm}$). Unter Verwendung eines Berechnungsfaktors von 90% ergeben sich Firstverschiebungen von 6,4 cm.

Bei einem Berechnungsfaktor von 95% ist die Abweichung der Flächen am geringsten, jedoch erhöht sich der Unterschied der Firstverschiebungen, indem die Verschiebungen der 2D Berechnung auf 6,9 cm ansteigen.

Die geringsten Abweichungen in den Firstverschiebungen ergeben sich bei Berücksichtigung eines Berechnungsfaktors von 80%. Jedoch ergeben sich Differenzen in den Verschiebungen der Ulmen von ca. 33% (bei $u_{Ulme,3D} = 4,5$ cm und $u_{Ulme,80} = 3,0$ cm). Ein Berechnungsfaktor von 95% zeigt für diesen Fall die bestmögliche Annäherung an das Verformungsprofil der 3D Berechnung, jedoch entstehen Abweichungen im Firstbereich. Die Ulmenverschiebung belaufen sich hierbei auf ca. 4,4 cm.

Dieses Beispiel soll veranschaulichen, dass eine exakte Übereinstimmung der Verschiebungsprofile unter Berücksichtigung eines konstanten Stützdruckes nicht zu erreichen ist. Eine gewisse Abweichung in den Ulmenbereichen oder dem Firstbereich ist in allen Fällen gegeben. Durch dieses Bewertungsverfahren kann die geringste mittlere Abweichung bestimmt werden und somit ein Berechnungsfaktor, welcher die bestmögliche Annäherung gewährleistet, ermittelt werden.

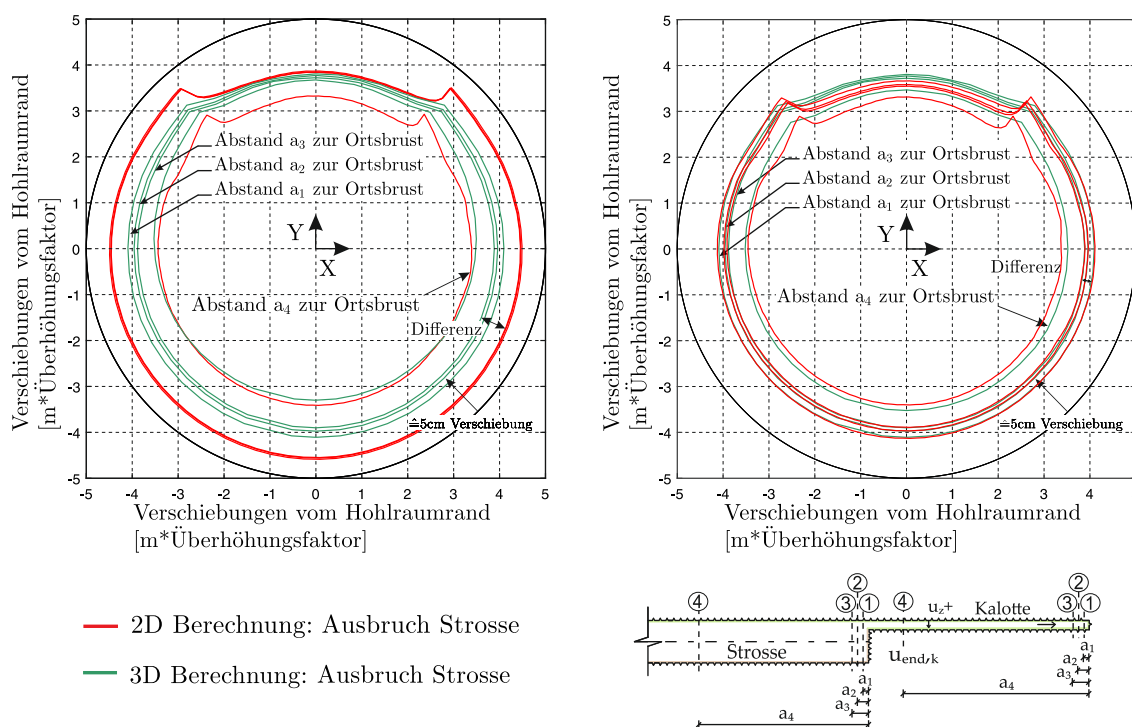


Abbildung 4.3: Vergleich der numerisch berechneten Verschiebungsprofile in der Strosse bei einer Überlagerung von 500 m und einer 20fach überhöhten Darstellung; links: Berechnungsfaktor von 70% ; rechts: Berechnungsfaktor von 95%

Abbildung 4.4 zeigt die Verformungsprofile in der Stosse für Ausbruch des 5. Segmentes bei einem Berechnungsfaktor von 60% und 80%. Die Überlagerung beträgt, wie in der vorigen Abbildung 4.3, 500 m. Hierbei ergeben sich Vorentlastungsfaktoren in der Stosse nahe an der Ortsbrust (a_1) von 51% ($\chi = 0,6$) und 68% ($\chi = 0,8$).

Im Gegensatz zur Abbildung 4.3 ist erkenntlich, dass eine Veränderung des Berechnungsfaktors nur geringe Änderungen in den Verschiebungsfiguren mit sich bringt. Demzufolge konnte festgestellt werden, dass der Einfluss des Berechnungsfaktors mit zunehmender Größe der Stosse abnimmt.

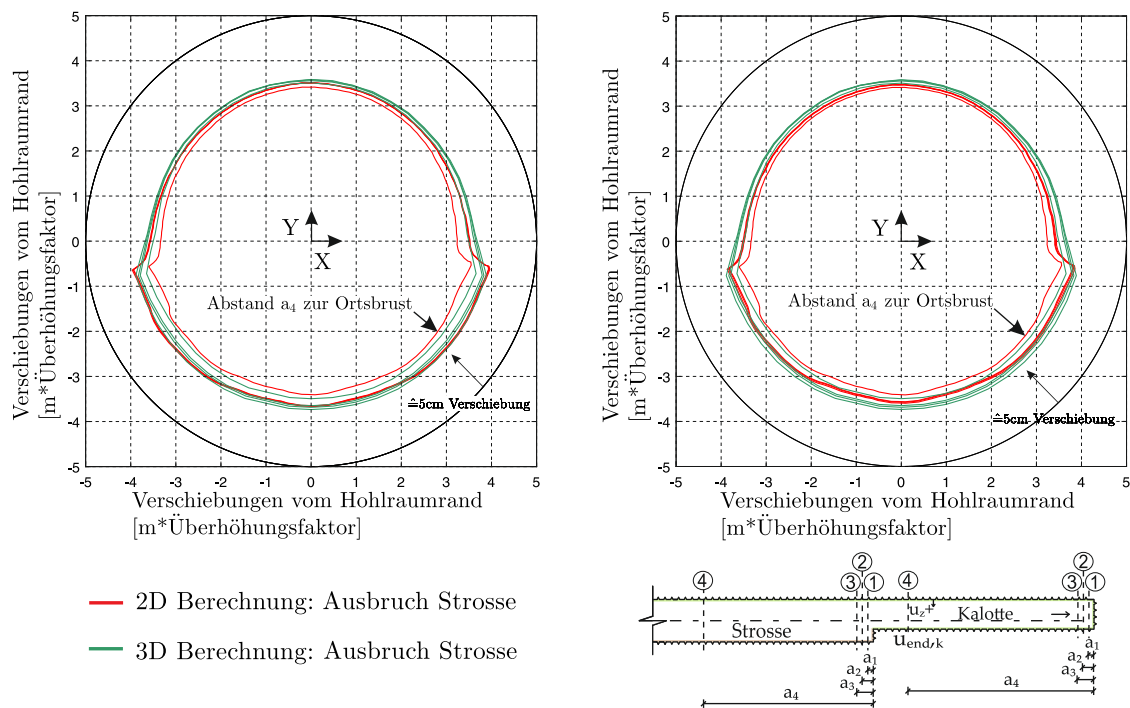


Abbildung 4.4: Vergleich der numerisch berechneten Verschiebungsprofile in der Stosse bei einer Überlagerung von 500 m und einer 20fach überhöhten Darstellung; links: Berechnungsfaktor von 60% ; rechts: Berechnungsfaktor von 80%

Die Auswertung der Verformungsprofile hat gezeigt, dass die Abweichung der 2D- zur 3D-Berechnung in der Firste für den kleinsten Teilausbruch bei geringen Überlagerungen um einen negativen Y-Wert verschoben ist. Das bedeutet, dass bei geringen Überlagerungen durch die 2D-Berechnung mehr Verschiebungen zugelassen werden. Bei größeren Überlagerungen ist die Abweichung der Verschiebung ein positiver Y-Wert.

Für alle Fälle gilt, dass mit zunehmender Größe der Teilfläche auch der Unterschied in der Firste sowie im Kämpferbereich ansteigt. Das bedeutet, dass die Verschiebungen in diesen Bereichen in der 2D Berechnung unterschätzt werden.

4.3 Darstellung des Bewertungsfaktors für die Teilquerschnitte

Um mehrere Teilquerschnitte miteinander vergleichen zu können, wurden Liniendiagramme erstellt. Auf der Abszisse ist die Segmentnummer aufgetragen. Eine hohe Nummer bedeutet eine große Kalotte und eine kleine Strosse. Auf der Ordinate ist jeweils der Bewertungsfaktor aufgetragen welcher nach dem im Kapitel 3.4 beschriebenen Verfahren ausgewertet wurde. Der Faktor ist dimensionslos und gibt das Maß der Flächenäquivalenz an. Die Darstellung der Linien ob strichliert oder gepunktet gibt den Abstand zur Ortsbrust an. Eine durchgezogene Linie entspricht dem Messquerschnitt nahe an der Ortsbrust. Eine strichpunktete hingegen entspricht den Verschiebungen am Messquerschnitt 4, welche in großem Abstand zur Ortsbrust ausgewertet wurden. Die schwarzen Linien repräsentieren die Abweichungen die aus den numerischen 2D und 3D Berechnungen bei Kalottenvortrieb resultieren.

In der oberen Abbildung 4.5 sind die Auswertungen für den Strossen- und Kalottenvortrieb mit Berücksichtigung eines Berechnungsfaktors von 40%, 50% und 60% dargestellt. In der Abbildung 4.5 kann erkannt werden, dass mit zunehmender Größe der Kalotte die Abweichung der Flächen in der Strosse auf unter 20% sinkt. Somit konnte bei den Liniendiagrammen das gleiche Verhalten wie bei den Verformungsprofilen erkannt werden: mit zunehmender Größe der Kalotte wird der Einfluss des Berechnungsfaktors bzw. des Vorentlastungsfaktors geringer.

Die Auswertungen der Verformungen für eine Überlagerung von 250 m bei einem Ansatz von 70%, 80%, 90% und 95% ist in der unteren Abbildung 4.5 dargestellt. Im Vergleich zur oberen Abbildung ist der Bewertungsfaktor geringer. Für einen Ansatz von 95% wird im Falle des kleinsten Segments (Segment 1) der Unterschied in der Flächendifferenz auf 14% reduziert. Im theoretisch optimalen Fall müssten die Linien für unterschiedliche Abstände zur Ortsbrust (durchgezogene (a_1), strichlierte (a_2) und gepunktete (a_3) Linie) auf einer horizontalen Linie liegen und der Faktor gegen Null gehen. Bei größerem Abstand (a_4) zur Ortsbrust liegen alle Linien auf einer Ebene und bilden annähernd eine Horizontale, dennoch besteht eine Abweichung der Flächen zueinander von ca. 15%.

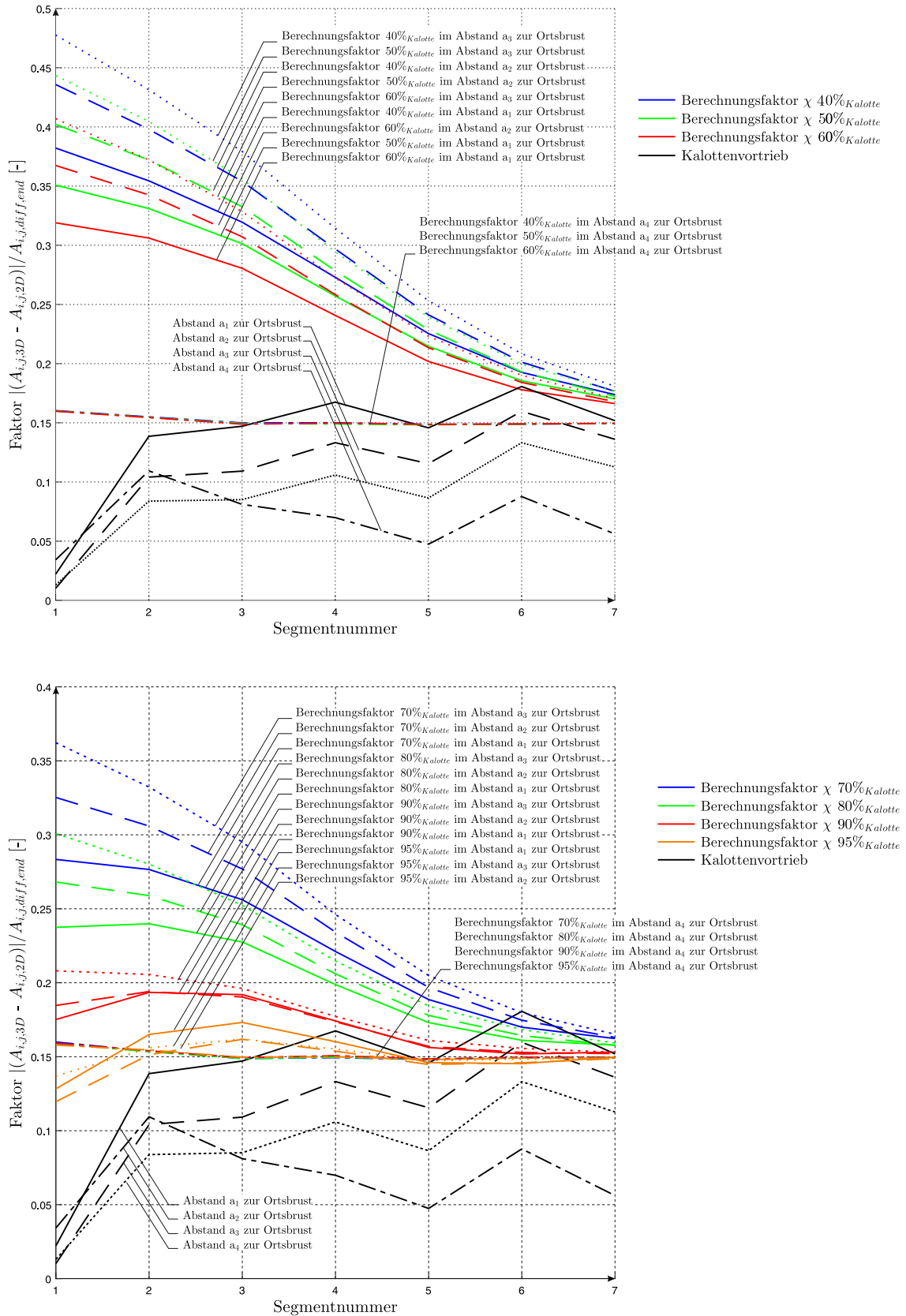


Abbildung 4.5: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse für eine Überlagerung von 250m; oben: χ von 40%, 50% und 60% unten: χ von 70%, 80%, 90% und 95%

Die folgenden Abbildungen (4.6, 4.7, 4.8) zeigen die Linien des Bewertungsfaktors, bei einem Ansatz für die Strosse von 20% bis 95% des Vorentlastungsfaktors in der Kalotte. Aus den Abbildungen (4.6, 4.7, 4.8) ist ersichtlich, dass für jede Ausbruchsfläche ein zugehöriger Vorentlastungsfaktor bzw. ein Berechnungsfaktor für die Strosse existiert. Dieses Verhalten hat sich bei allen Überlagerungen ≥ 500 m abgezeichnet.

In der ersten Abbildung 4.6 sind die Abweichungen in der Strosse bei einem Teilflächenausbruch von 50% der Ausbruchsfläche und Berechnungsfaktoren von 40%, am geringsten. Danach steigt die Linie steil auf eine Differenz von 38% bis 50% an. Daraus ist ersichtlich, dass die korrekte Wahl des Berechnungsfaktors sowie des Vorentlastungsfaktors bei kleinen Teilflächen einen größeren Einfluss hat. Für eine Ausbruchsfläche von 60% des Gesamtquerschnittes sind die Berechnungsfaktoren von 20% für alle drei Abstände zur Ortsbrust geeignet, dabei ist mit einem Flächenunterschied von $\leq 12\%$ zu rechnen.

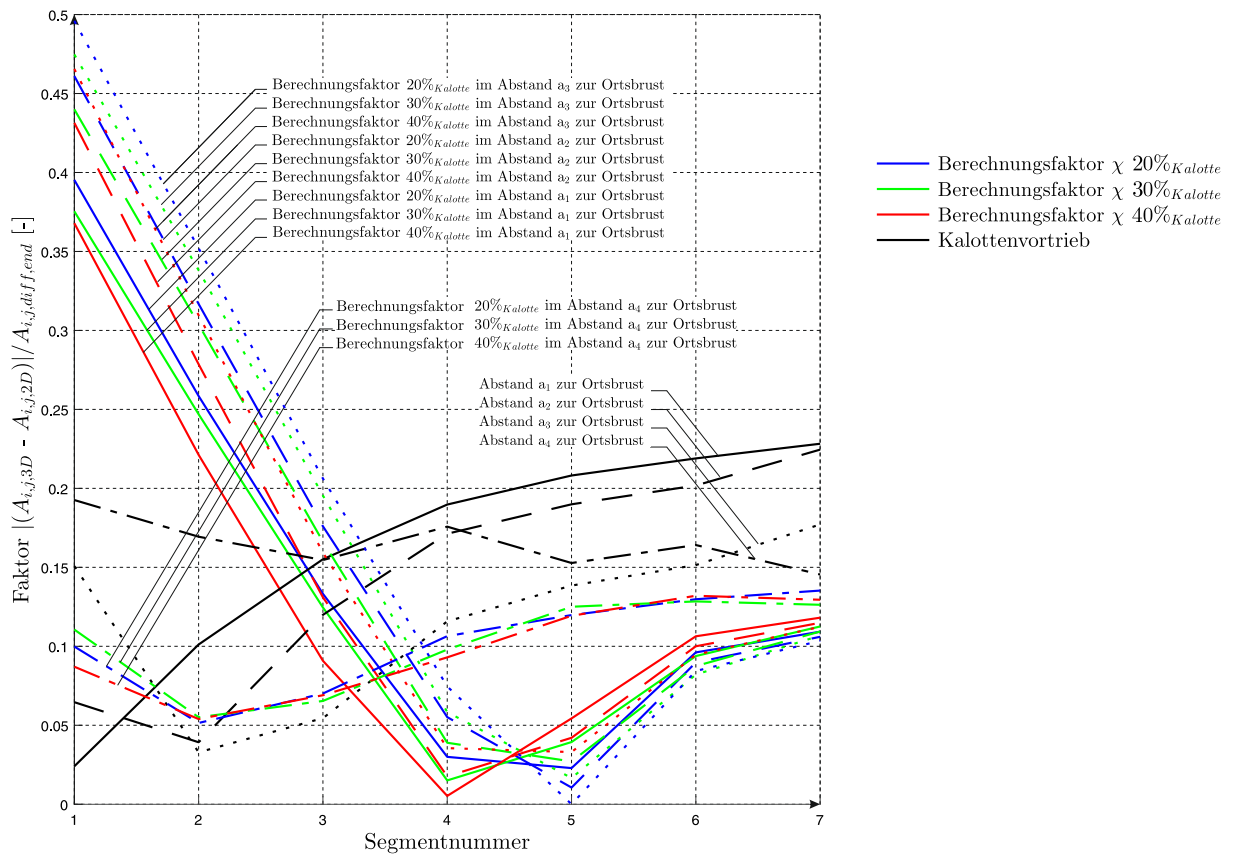


Abbildung 4.6: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 20%, 30% und 40% für eine Überlagerung von 1300m

Für die Ansätze eines Berechnungsfaktors von 50% und 60% ist keine Zugehörigkeit zu erkennen. Um diese Aussage zu bestätigen müsste jedoch die Größe der Ausbruchsflächen verringert werden, denn der Berechnungsfaktor von 50% könnte für eine Ausbruchsfläche zwischen den Segmenten 3 und 4 geeignet sein. Für einen Ausbruch des 3. Segmentes ergibt sich ein Berechnungsfaktor von 70%.

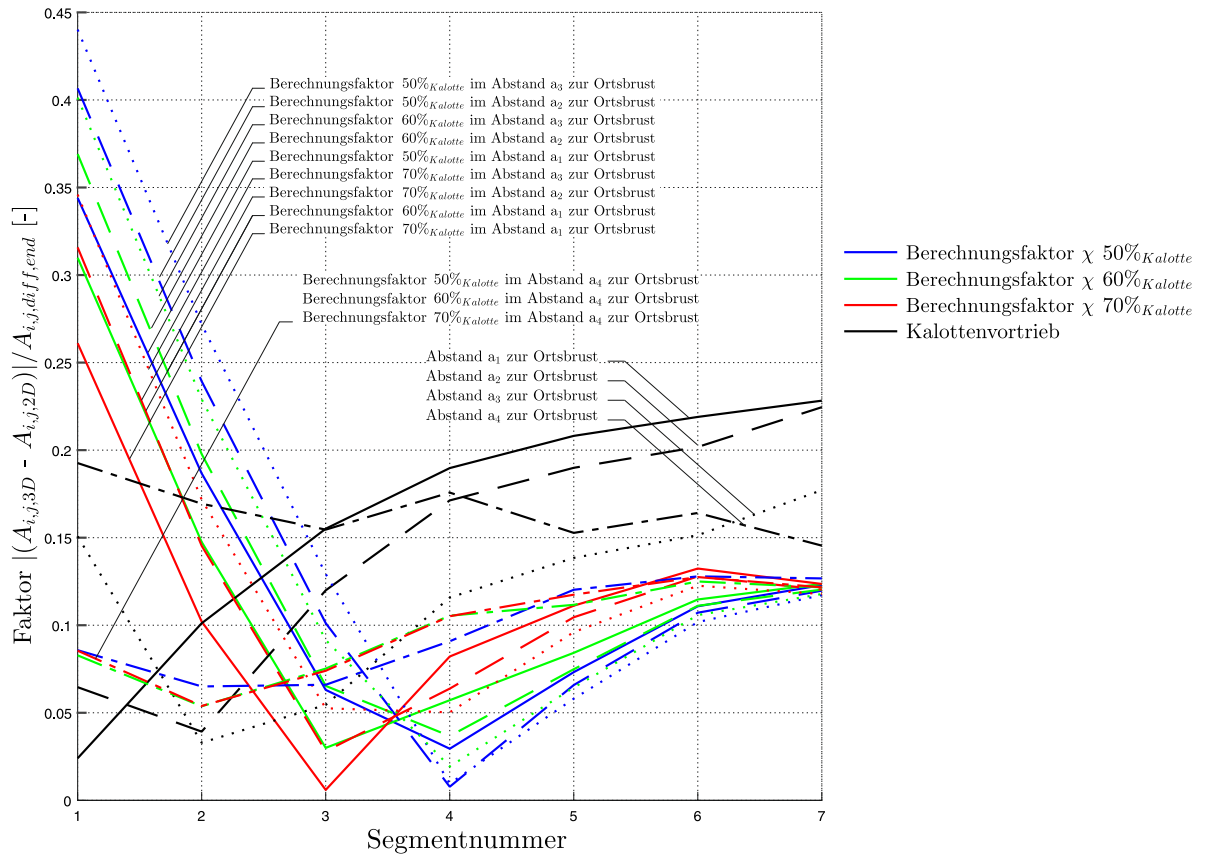


Abbildung 4.7: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 50%, 60% und 70% für eine Überlagerung von 1300m

Abbildung 4.8 zeigt gute Übereinstimmung für die Segmentnummern 1 bis 2. Hierbei ist für die Teilfläche 1 ein Berechnungsfaktor von 95% maßgebend. Für Ausbruch des 2. Segments ergibt sich ein Berechnungsfaktor von 90%.

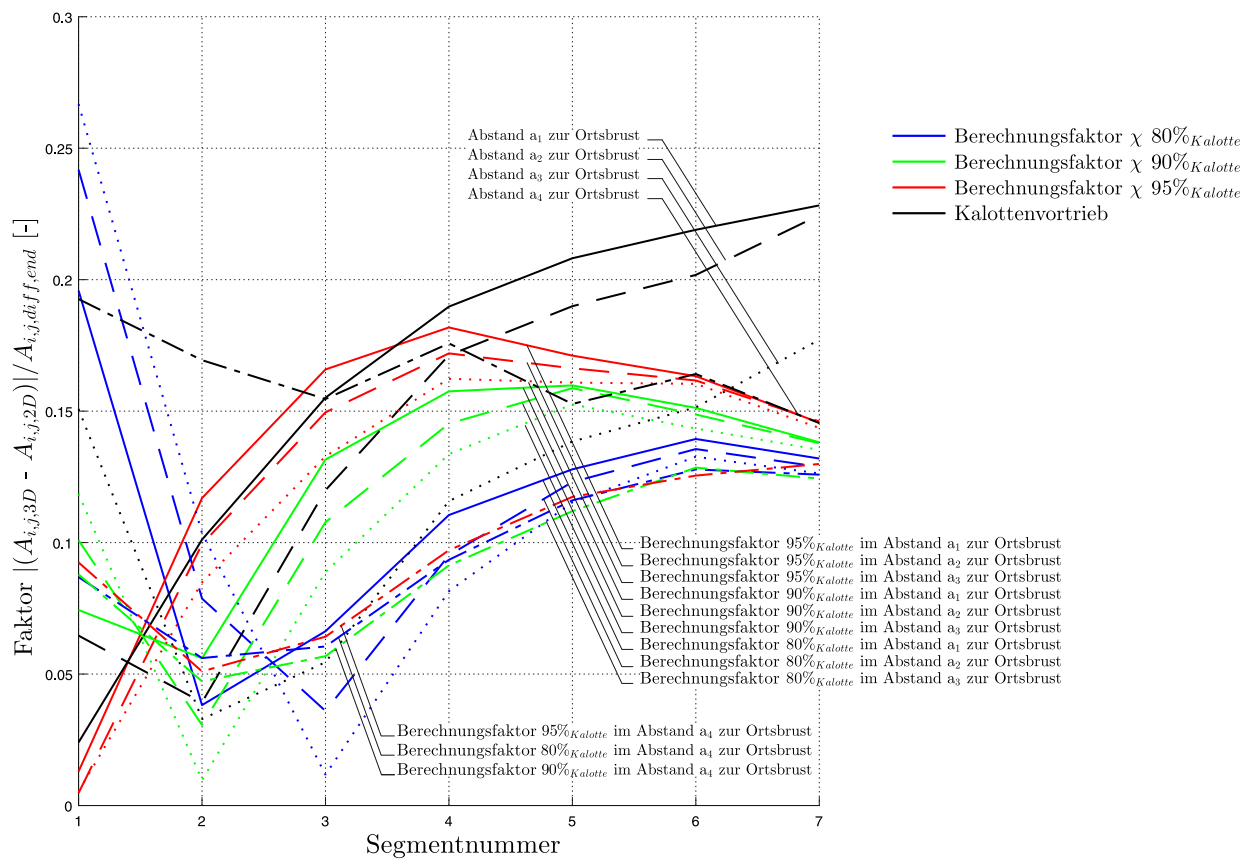


Abbildung 4.8: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 80%, 90% und 95% für eine Überlagerung von 1300m

5 Ergebnisse

Unter Berücksichtigung der Veränderung des Berechnungsfaktors bei Überlagerungen ≥ 500 m, konnte ein Nomogramm zur Ermittlung des Berechnungsfaktors χ in Abhängigkeit vom Abstand zur Ortsbrust und vom plastischen Radius erstellt werden (siehe Abbildung 5.1). Auf der Abszisse ist die Ausbruchsfläche in Prozent des gesamten Tunnelquerschnitts aufgetragen. Unter Berücksichtigung der Größe des Teilausbruchs sowie des Spannungsniveaus und dem Abstand der Ortsbrust ergibt sich der erforderliche Berechnungsfaktor auf der Ordinate.

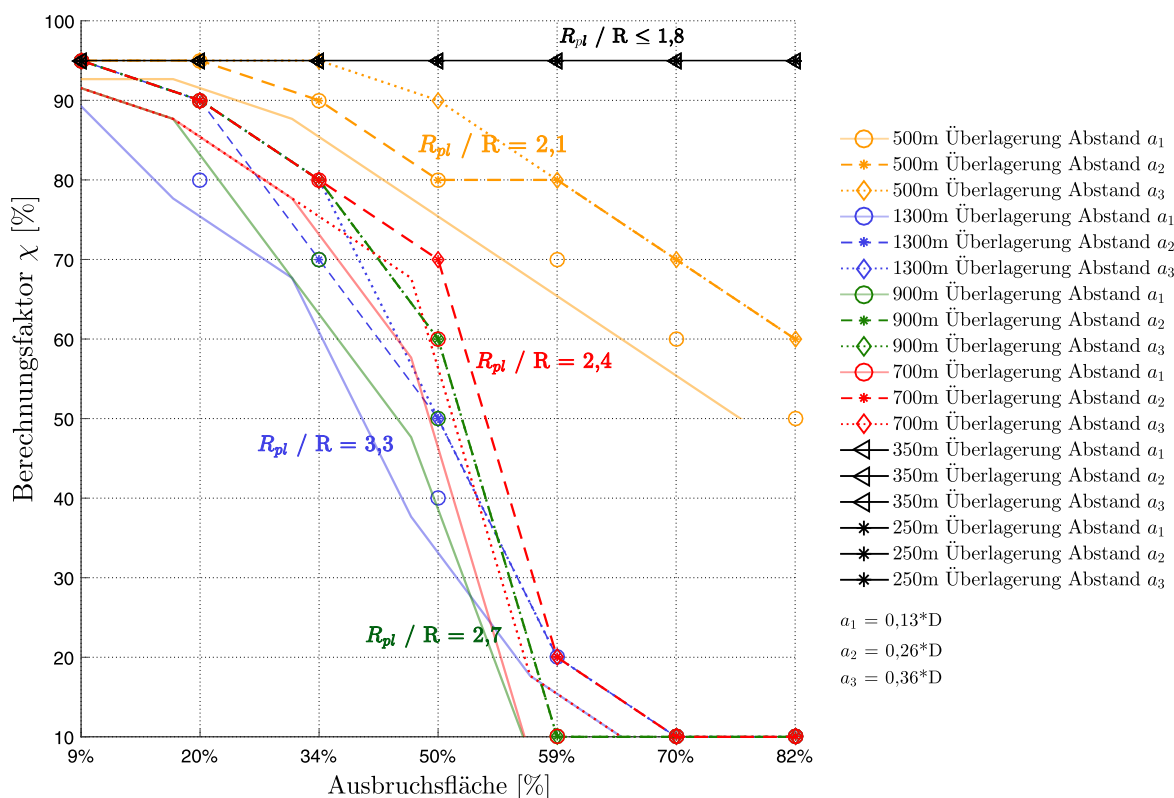


Abbildung 5.1: Darstellung des Berechnungsfaktors für die Bestimmung des Vorentlastungsfaktors in der Strosse in Abhängigkeit vom plastischen Radius und dem Abstand zur Ortsbrust

Bei Verwendung dieses Nomogramms ergibt sich eine maximale Flächenabweichung von $\leq 10\%$ bei einer Überlagerung von 350 m und bei Teilflächenausbrüchen von 9-20% der Ausbruchsfläche. Bei größeren Überlagerungen kann die Abweichung durch die segmentweise

Anpassung des Berechnungsfaktors für die Segmente 1 bis 5 auf unter 5% reduziert werden. Bei größeren Ausbruchsflächen ist eine Abweichung von $\leq 13\%$ zu berücksichtigen.

Die verbleibende Höhe der Sohle beträgt bei Ausbruch des 5. Segments 2,5 m. Die Verschiebungen im Ulmenbereich nehmen, durch den Ausbruch der Strosse um 1,8 cm zu. Bei Endverschiebungen an den Ulmen von 17,4 cm beträgt die Verschiebungszunahme rund 10%. Die Zunahme durch den Ansatz eines Stützdruckes liegt im Zehntel Millimeter Bereich. Daraus kann erkannt werden, dass bei Teilquerschnittsflächen $\geq 70\%$ der Ausbruchsfläche eine Berücksichtigung des Stützdruckes nicht erforderlich ist, da bereits die meisten Verschiebungen durch den Ausbruch der Kalotte abgeklungen sind.

Folgend sind in Diagrammen die Faktoren λ'_i zur Ermittlung des erforderlichen Stützdruckes in der Strosse, für überbeanspruchtes Gebirge bei größter sowie geringster betrachteter Überlagerung, in unterschiedlichen Abständen zur Ortsbrust dargestellt. In Abbildung 5.2 sind die Faktoren für die Strosse bei einem Primärspannungszustand von 6,75 MPa ($\ddot{U} = 250$ m) aufgetragen. Abbildung 5.3 stellt den Verlauf des Faktors λ'_i für hoch überbeanspruchtes Gebirge ($\sigma_V = 35,1$ MPa) dar. In beiden Abbildungen (5.2, 5.3) ist erkenntlich, dass der erforderliche Stützdruck mit der Segmentgröße zunimmt.

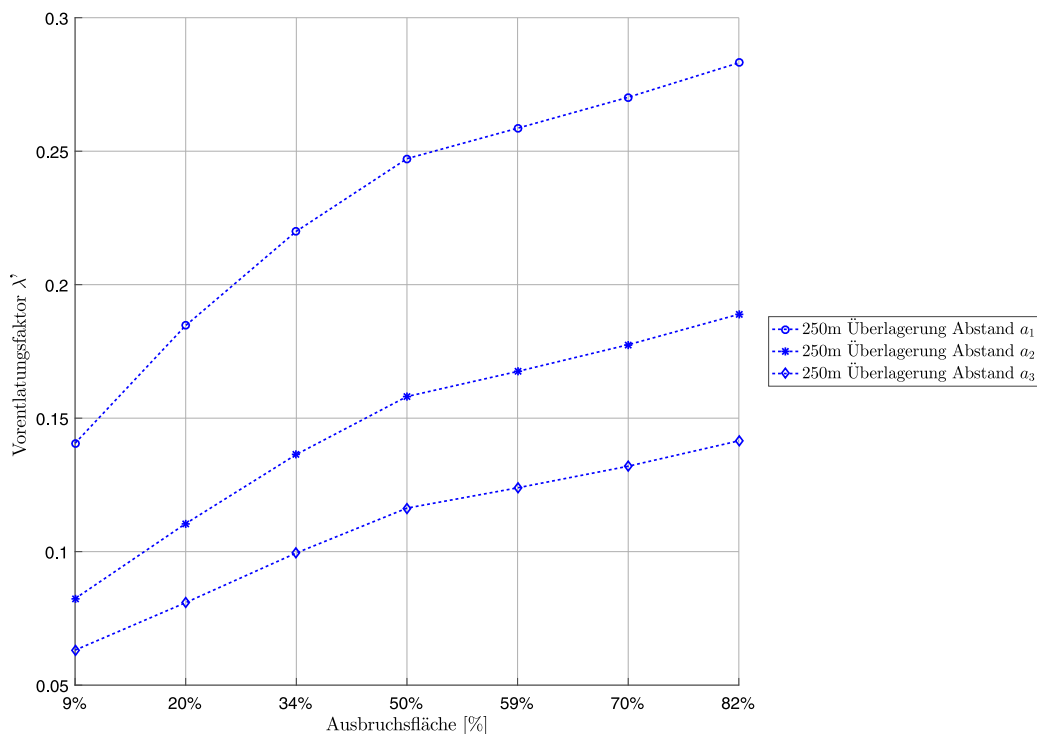


Abbildung 5.2: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse für die numerische 2D Berechnung bei einer Überlagerung von 250 m

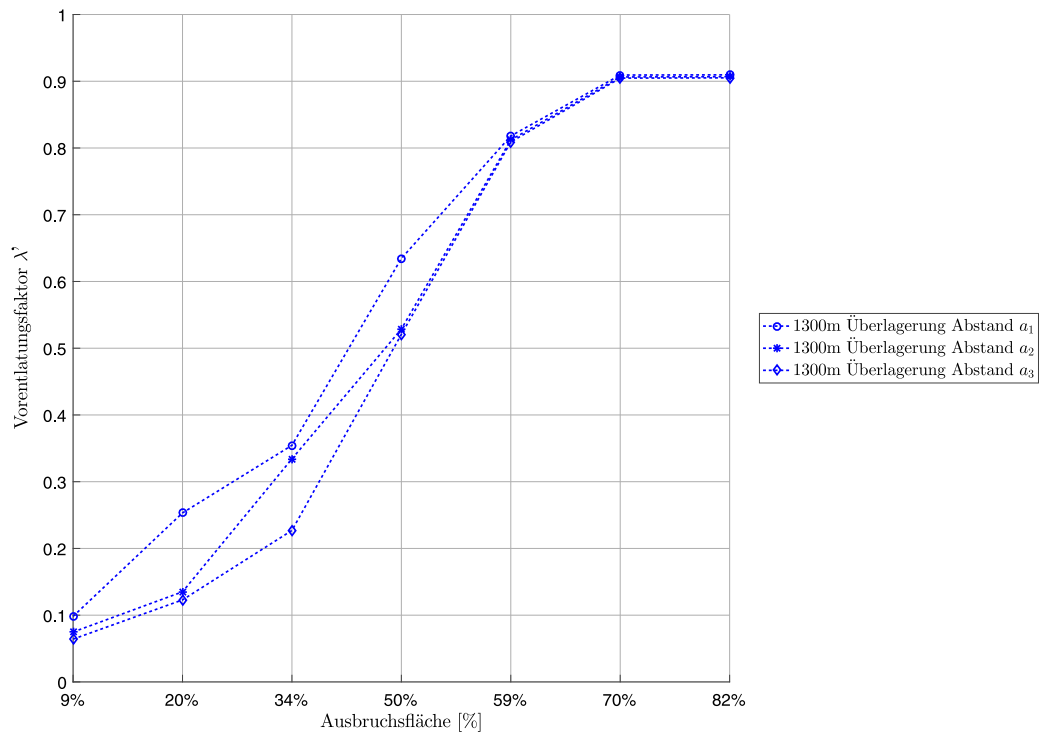


Abbildung 5.3: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse für die numerische 2D Berechnung bei einer Überlagerung von 1300 m

Im Anhang 6 sind die Zusammenhänge der Vorentlastungsfaktoren ($1 - \lambda_i'$) für die Kalotte und Strosse dargestellt.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die korrekte Vorhersage des Vorentlastungsfaktors dient als Grundlage um eine optimale Bemessung der Stützmittel mittels numerischer 2D Berechnungen durchführen zu können. Primäres Ziel dieser Arbeit war die Ermittlung des erforderlichen Stützdruckes in der Strosse, in Abhängigkeit von der Vorentlastung in der Kalotte.

Um die Vorentlastung in der Kalotte bestimmen zu können, wurde aus üblichen analytischen Ansätzen eine Kombination aus Gebirgskennlinie und den Radialverschiebungen gewählt. Grundsätzlich kann das Gebirgskennlinienverfahren sowie das Verfahren nach Pilgerstorfer (2008) zur Berechnung der Vorentlastung in der Kalotte verwendet werden. Dennoch hat die Auswertung gezeigt, dass es durch die analytischen Ansätze zu Abweichungen in der Kalotte von rund 20% kommen kann. Dazu sollte überprüft werden, ob diese Abweichungen durch den Ansatz eines äquivalenten Radius entstehen. Um diesen Fehler zu vermeiden, müsste ein Verfahren zur Ermittlung der Vorentlastung in der Kalotte, unter Berücksichtigung der Hohlraumgeometrie sowie der Ausbruchfläche, entwickelt werden. Der Vorteil der Pilgerstorfer Methode (Pilgerstorfer, 2008) ist, dass der erforderliche Stützdruck für verschiedenen Abstände zur Ortsbrust mittels einer Formel direkt berechnet werden kann.

Um die Flächengleichheit der numerisch berechneten Verschiebungsprofile bewerten zu können, wurden Differenzflächen gebildet und auf die Endverschiebungsflächen normiert. Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Empfehlungen zur Ermittlung des Vorentlastungsfaktors in der Strosse, können als Hilfsmittel in der frühen Planungsphase in numerischen 2D Berechnungen zur Abschätzung der Verschiebungen eingesetzt werden, sowie Plausibilitätskontrollen damit durchgeführt werden. Ebenso zeigten die numerisch berechneten Verschiebungsprofile eine gute Übereinstimmung. Aus den unterschiedlichen Variationen des Berechnungsfaktors konnte erkannt werden, dass mit dem Ansatz eines konstanten Stützdruckes keine exakte Flächengleichheit (Übereinstimmung in Firste, Sohle und Ulme) erreicht werden kann.

Des Weiteren wäre es sinnvoll, mehrere unterschiedliche Primärspannungszustände zu berechnen, um das Nomogramm erweitern zu können. Darüber hinaus sollten die Festigkeitseigenschaften des Gebirges untersucht werden, um Aussagen über den Einfluss der Festigkeitssparameter auf den Verlauf des erforderlichen Ausbaudruckes ermitteln zu können. Derzeit wird ein hydrostatischer Primärspannungszustand, eine kreisrunde Hohlraumgeometrie und

ein isotropes Gebirge berücksichtigt, dahingehend könnten weitere Untersuchungen, unter Veränderung dieser Parameter, durchgeführt werden.

Literaturverzeichnis

- Anagnostou, G. & Kovári, K. (2003). *The stability of tunnels in grouted fault zones*, volume 220 of *Publications of the Division of Geotechnical Engineering (ITG)*, Swiss Federal Institute of Technology, Zürich. Zürich: vdf Hochsch.-Verl. an der ETH.
- Carranza-Torres, C. & Fairhurst, C. (2000). Application of the Convergence-Confinement method of tunnel design to rock masses that satisfy the Hoek-Brown failure criterion. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 15(2), 187–213.
- Chern, J., Shiao, F., & Yu, C. (1998). An empirical safety criterion for tunnel construction. *Proceedings of the Regional Symposium on Sedimentary Rock Engineering, Taipei, Taiwan*, 222–227.
- Duncan Fama, M. E. (1993). Numerical Modeling of Yield Zones in Weak Rock. In *Analysis and Design Methods* (pp. 49–75). Elsevier.
- Feder, G. & Arwanitakis, M. (1976). Zur Gebirgsmechanik ausbruchsnaher Bereiche tiefliegender Hohlraumbauten. *Berg- und Hüttenmännische Monatshefte*, 121 (Heft 4), 103–117.
- Gschwandtner, G. G. (2010). *Analytische Berechnungsansätze zum Kennlinienverfahren*. Masterarbeit, Montanuniversität Leoben, Leoben.
- Itasca: FLAC 3D 5.01 (2012). *Manual*. Minneapolis: Itasca Consulting Group Inc. Minneapolis.
- Kirsch (1898). Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre. *Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure*, (29), 797–807.
- Kolymbas, D. (2005). *Tunnelling and Tunnel Mechanics: A Rational Approach to Tunnelling* (1. Aufl. ed.). s.l.: Springer-Verlag.
- Lombardi, G. (1971). Zur Bemessung der Tunnelauskleidung mit Berücksichtigung des Bauvorganges. *Schweizerische Bauzeitung*, 89(32), 793–801.
- MathWorks: Matlab R2015a (2015). *Documentation*. Natick, Massachusetts, United States: MathWorks Inc.

- Pilgerstorfer, T. (2008). *Prediction of displacement development using closed form solutions*. Master Thesis, Graz University of Technology, Graz.
- Pilgerstorfer, T. & Radončić, N. (2009). Prediction of spatial displacement development. *Geomechanik und Tunnelbau*, 2(3), 250–259.
- Rocscience: RS2 (2016). *Manual*. Ontario: Rocscience Inc.
- Schikora, K. & Ostermeier, B. (1988). Two dimensional calculation model in tunnelling: Verification by measurement results and by spatial calculation. In G. Swoboda (Ed.), *Numerical methods in geomechanics Innsbruck 1988* (pp. 1499–1503). Rotterdam: Balkema.
- Sulem, J., Panet, M., & Guenot, A. (1987). An Analytical Solution for Time-dependent Displacements in a Circular Tunnel. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 24(6), 263.
- Unlu, T. & Gercek, H. (2003). Effect of Poisson's ratio on the normalized radial displacements occurring around the face of a circular tunnel. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 18(5), 547–553.
- Vlachopoulos, N. & Diederichs, M. S. (2009). Improved Longitudinal Displacement Profiles for Convergence Confinement Analysis of Deep Tunnels. *Rock Mech Rock Engng (Rock Mechanics and Rock Engineering)*, 42(2), 131–146.

Anhang

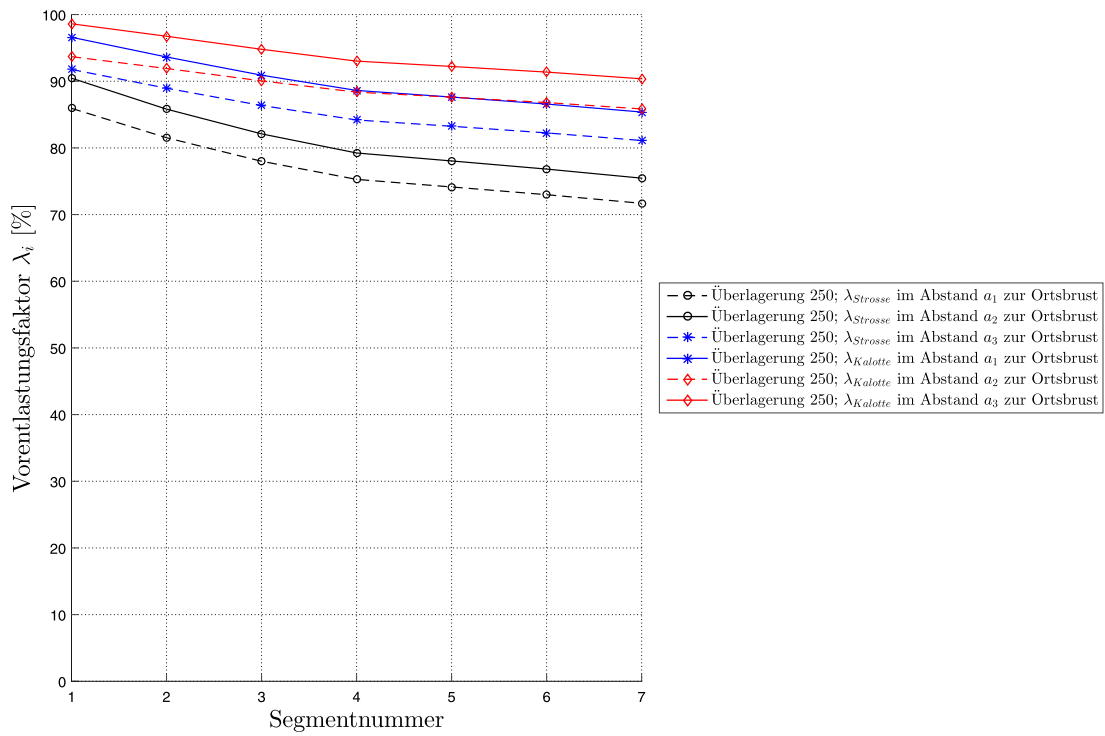


Abbildung 6.1: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse und Kalotte für die numerische 2D Berechnung mit einer Überlagerung von 250 m

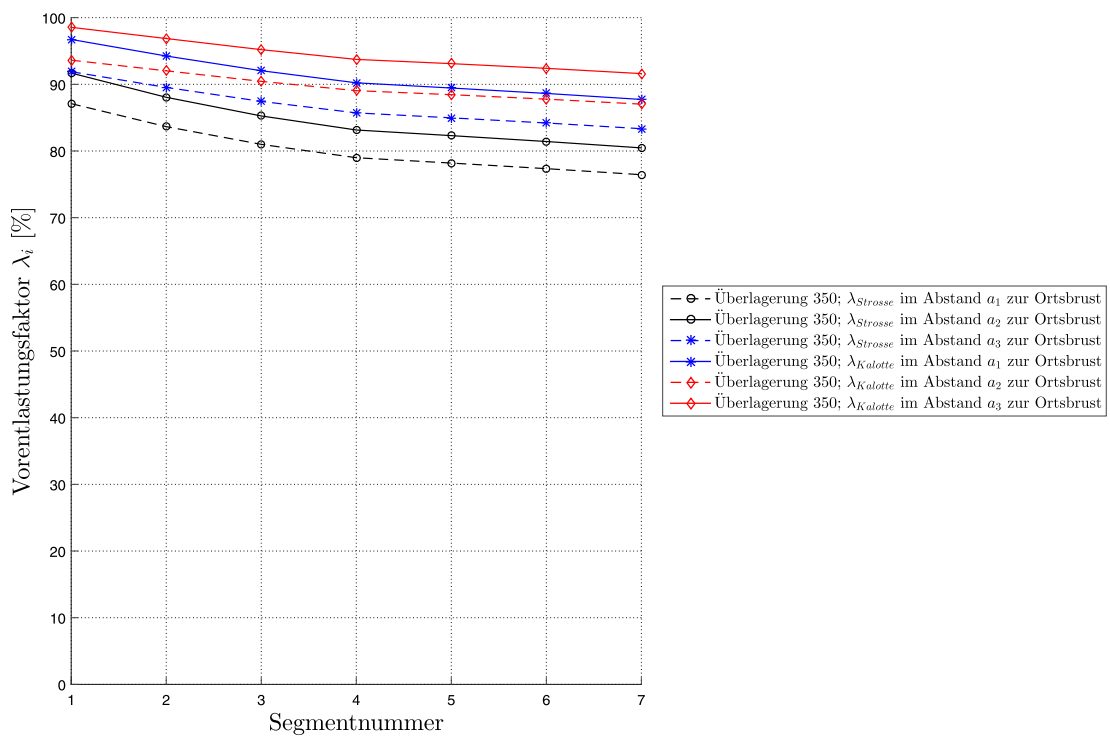


Abbildung 6.2: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse und Kalotte für die numerische 2D Berechnung mit einer Überlagerung von 350 m

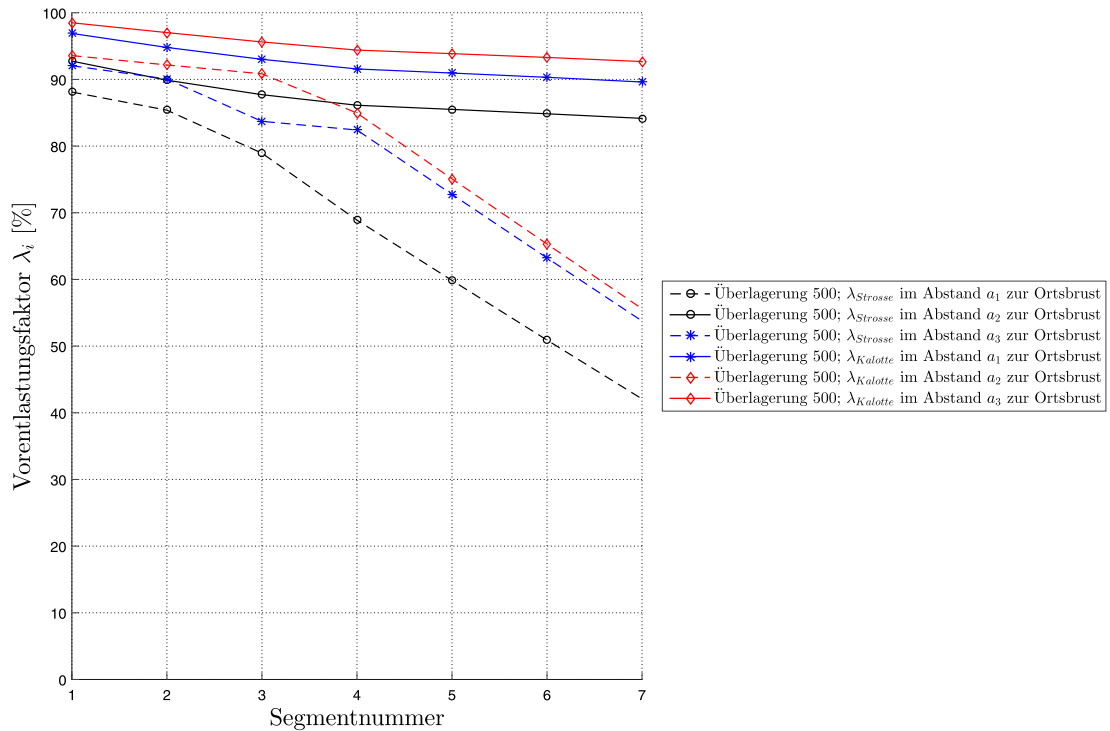


Abbildung 6.3: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse und Kalotte für die numerische 2D Berechnung mit einer Überlagerung von 500 m

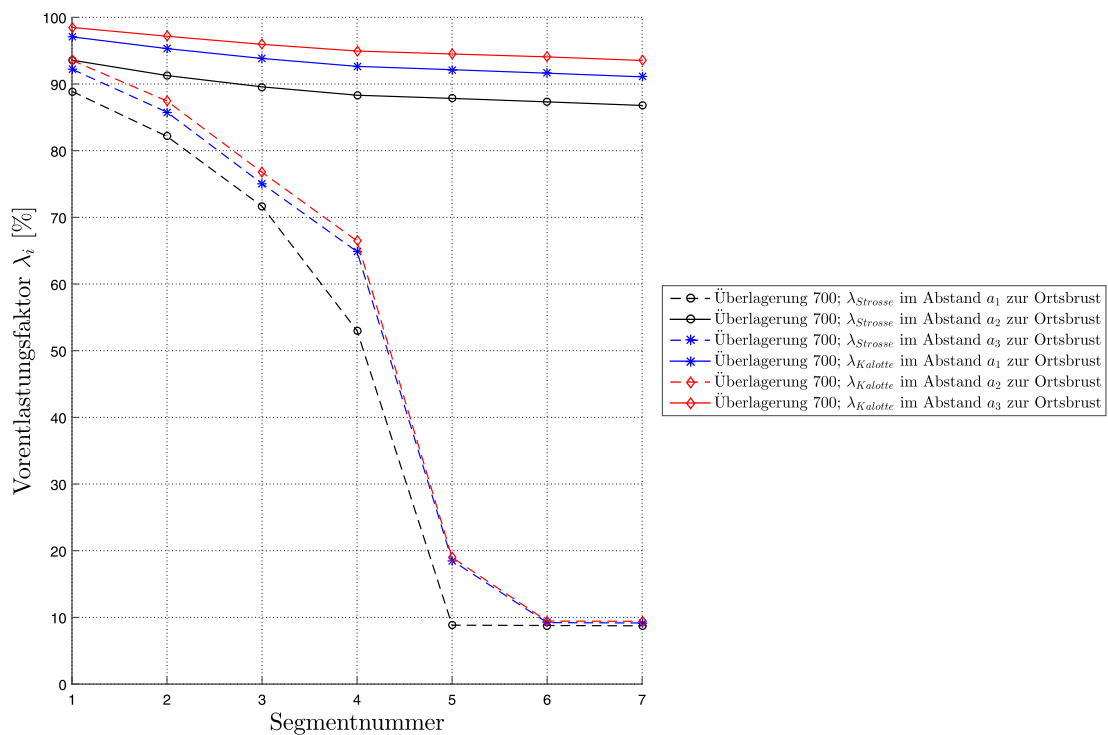


Abbildung 6.4: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse und Kalotte für die numerische 2D Berechnung mit einer Überlagerung von 700 m

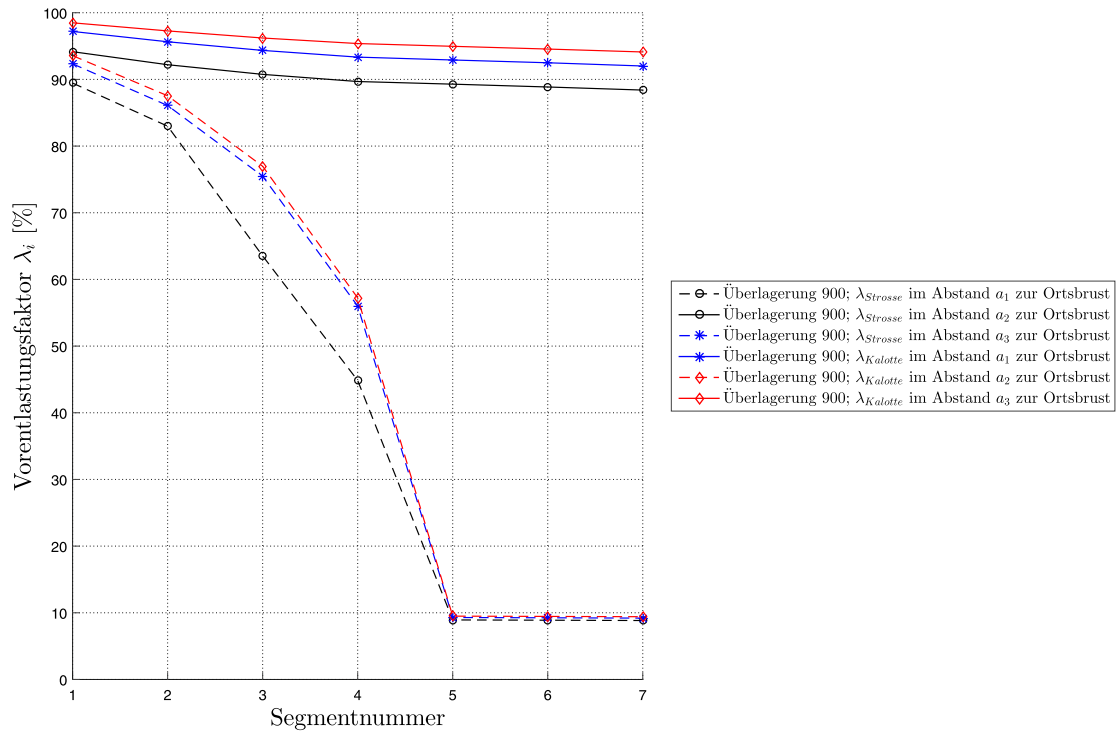


Abbildung 6.5: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse und Kalotte für die numerische 2D Berechnung mit einer Überlagerung von 900 m

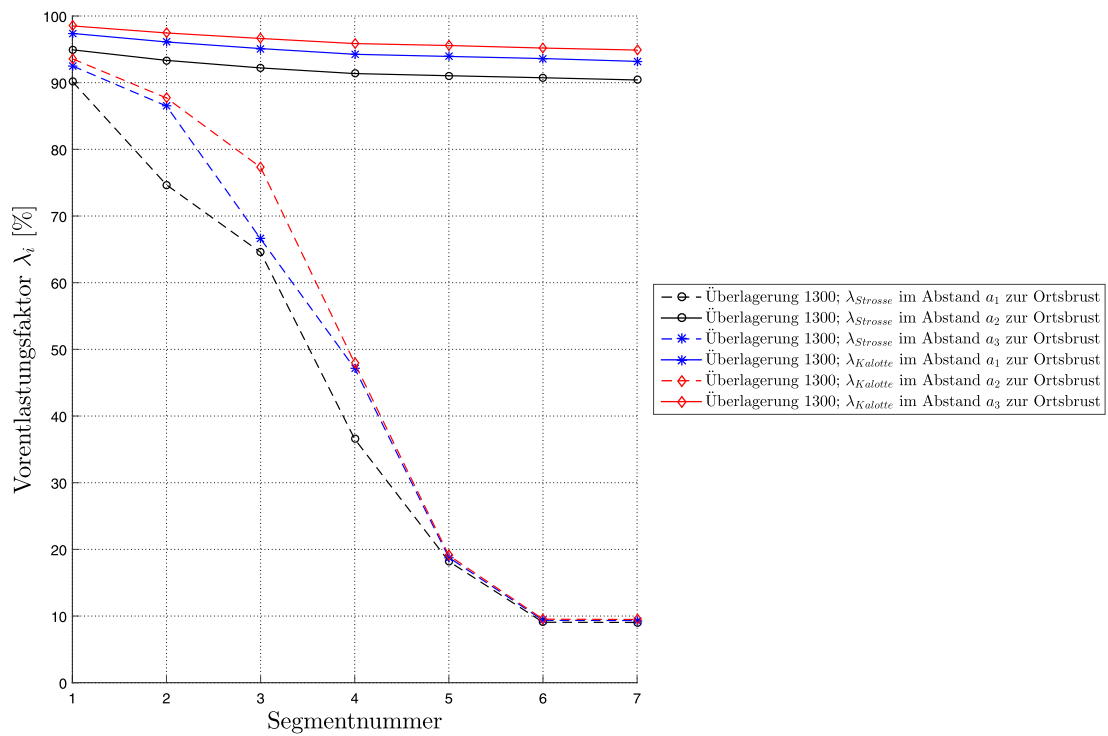


Abbildung 6.6: Darstellung der Vorentlastungsfaktoren in der Strosse und Kalotte für die numerische 2D Berechnung mit einer Überlagerung von 1300 m

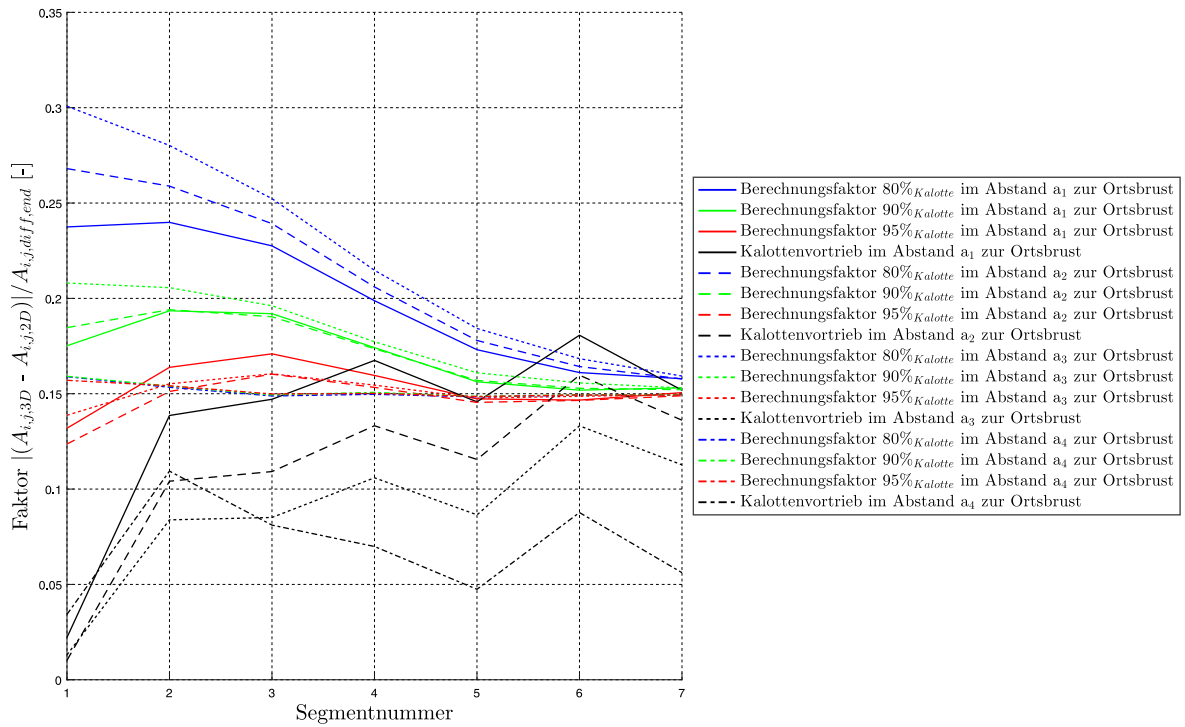


Abbildung 6.7: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 80%, 90% und 95% für eine Überlagerung von 250m

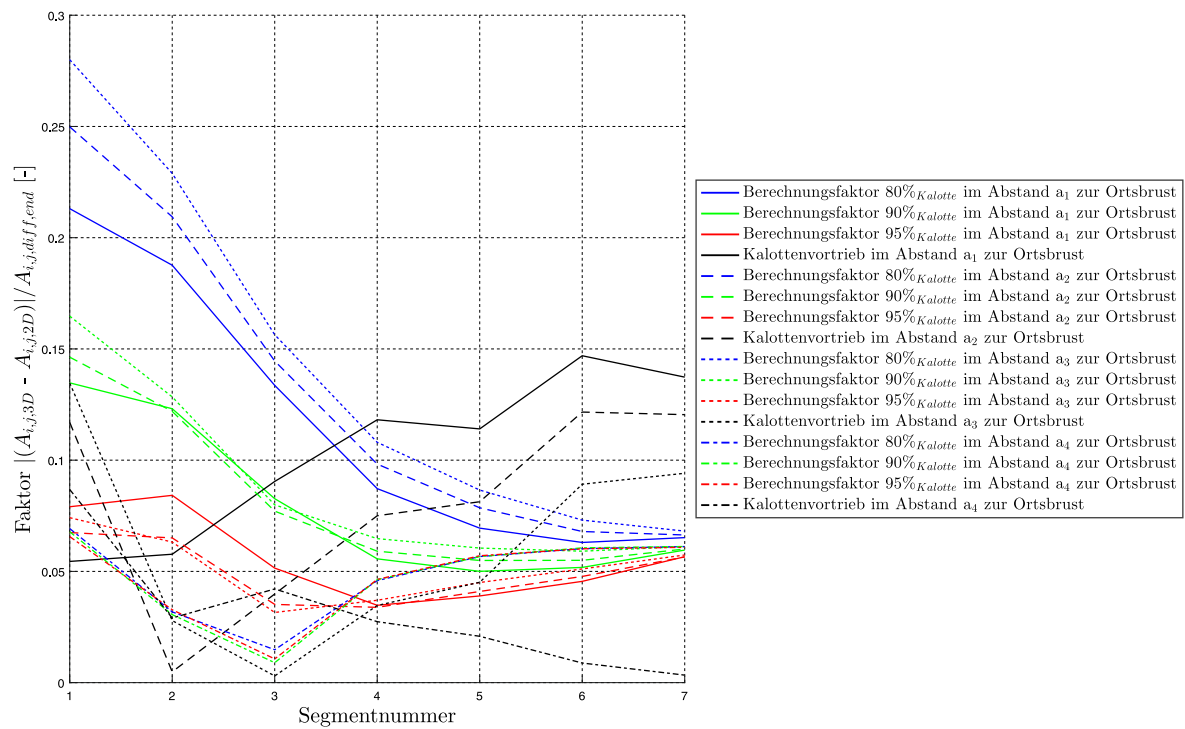


Abbildung 6.8: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 80%, 90% und 95% für eine Überlagerung von 350m

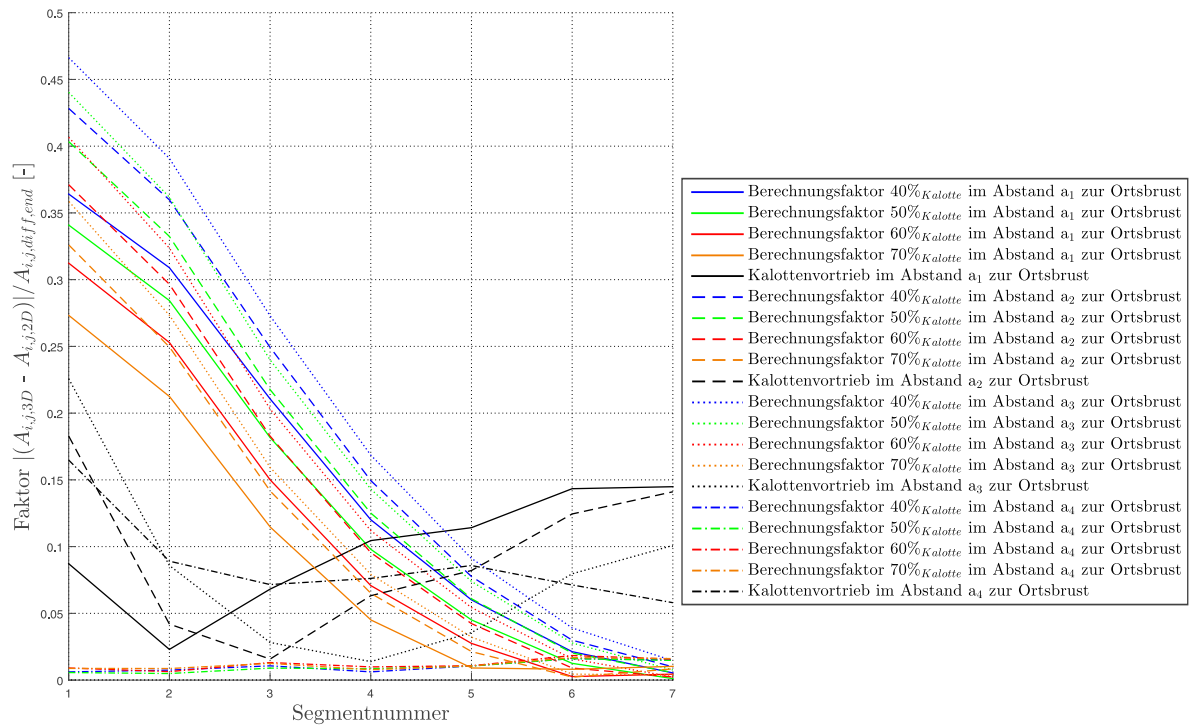


Abbildung 6.9: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Stosse von 40%, 50%, 60% und 70% für eine Überlagerung von 500m

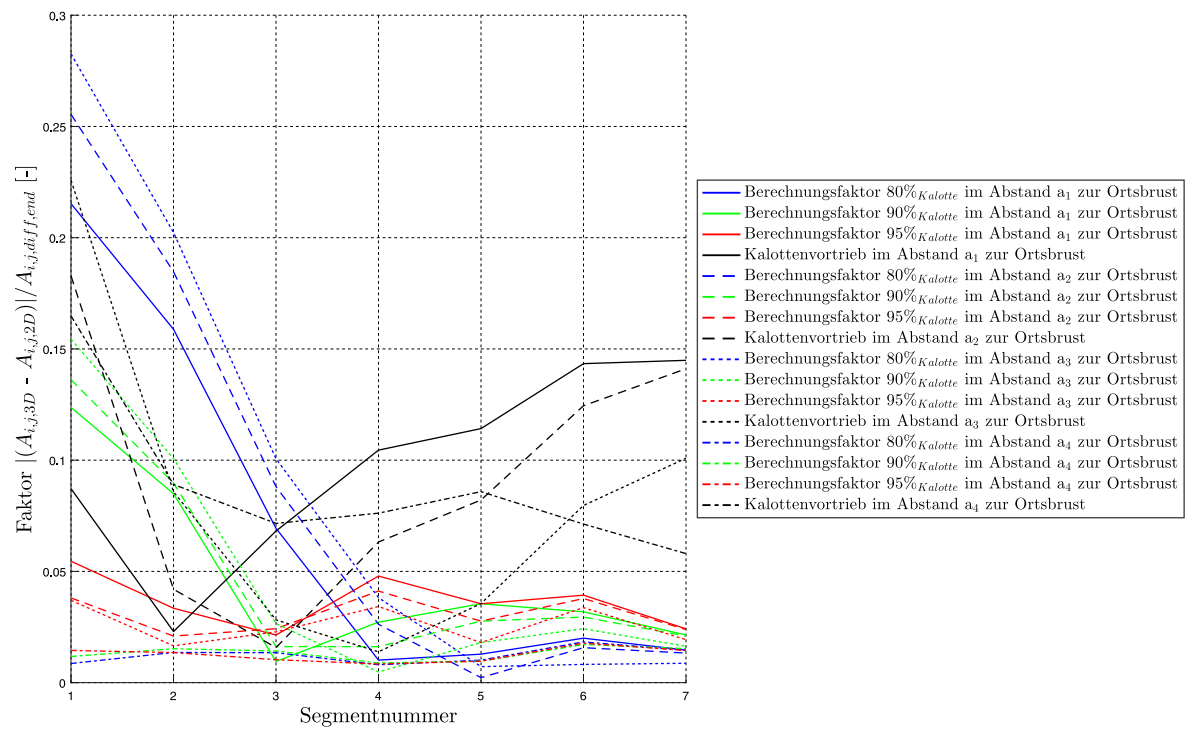


Abbildung 6.10: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Stosse von 80%, 90% und 95% für eine Überlagerung von 500m

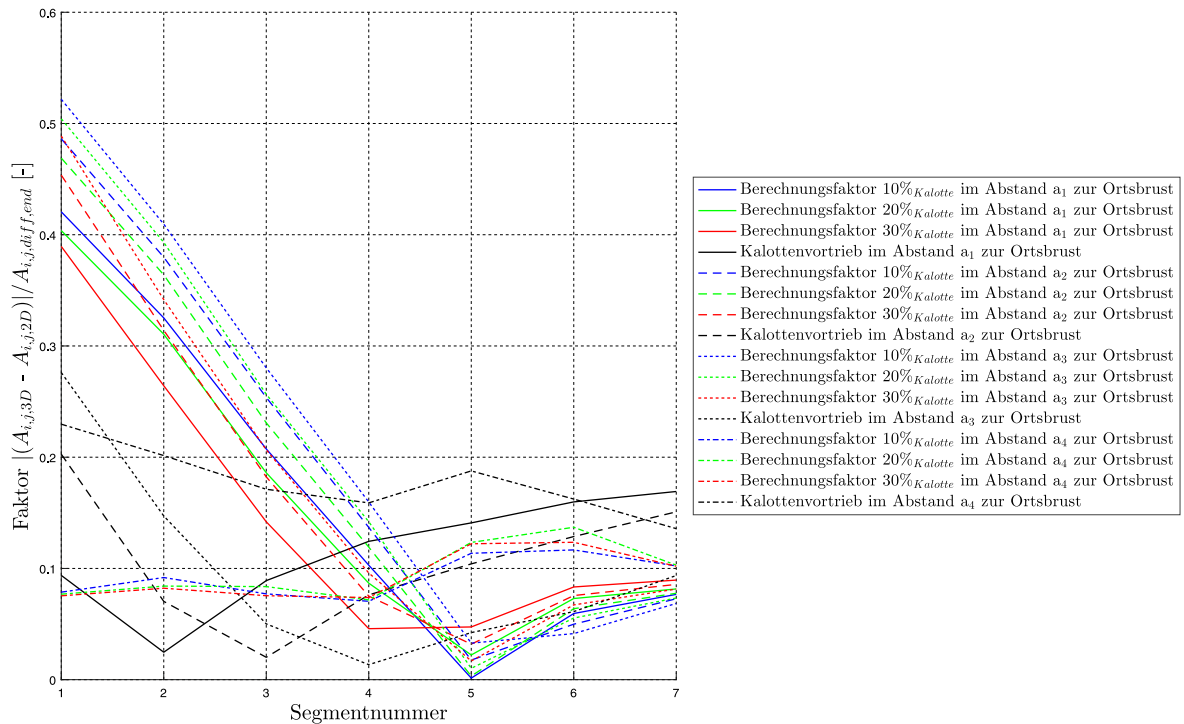


Abbildung 6.11: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 10%, 20% und 30% für eine Überlagerung von 700m

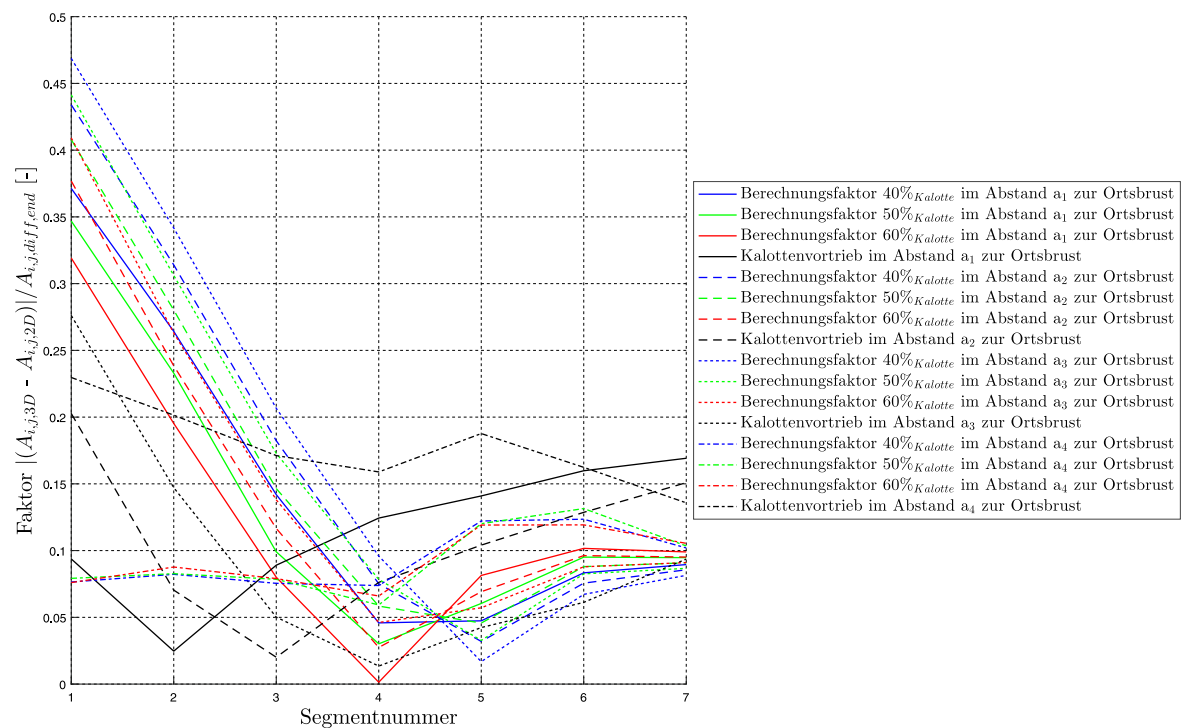


Abbildung 6.12: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 40%, 50% und 60% für eine Überlagerung von 700m

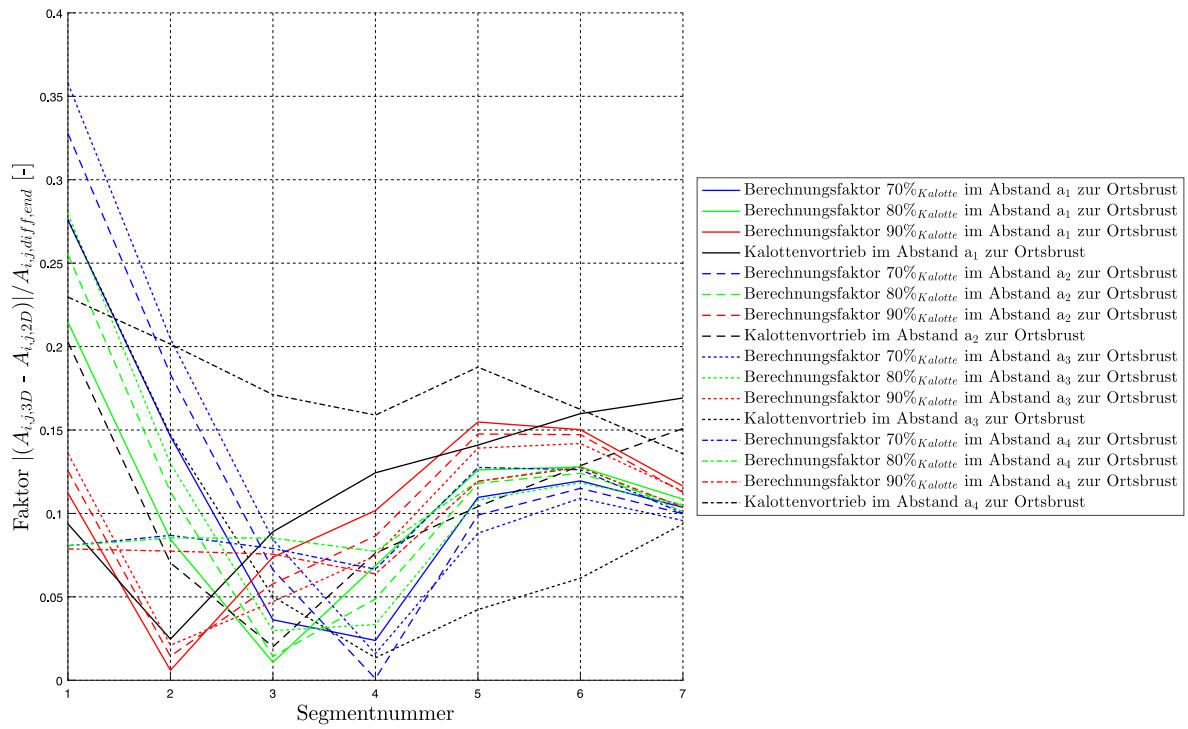


Abbildung 6.13: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 70%, 80% und 90% für eine Überlagerung von 700m

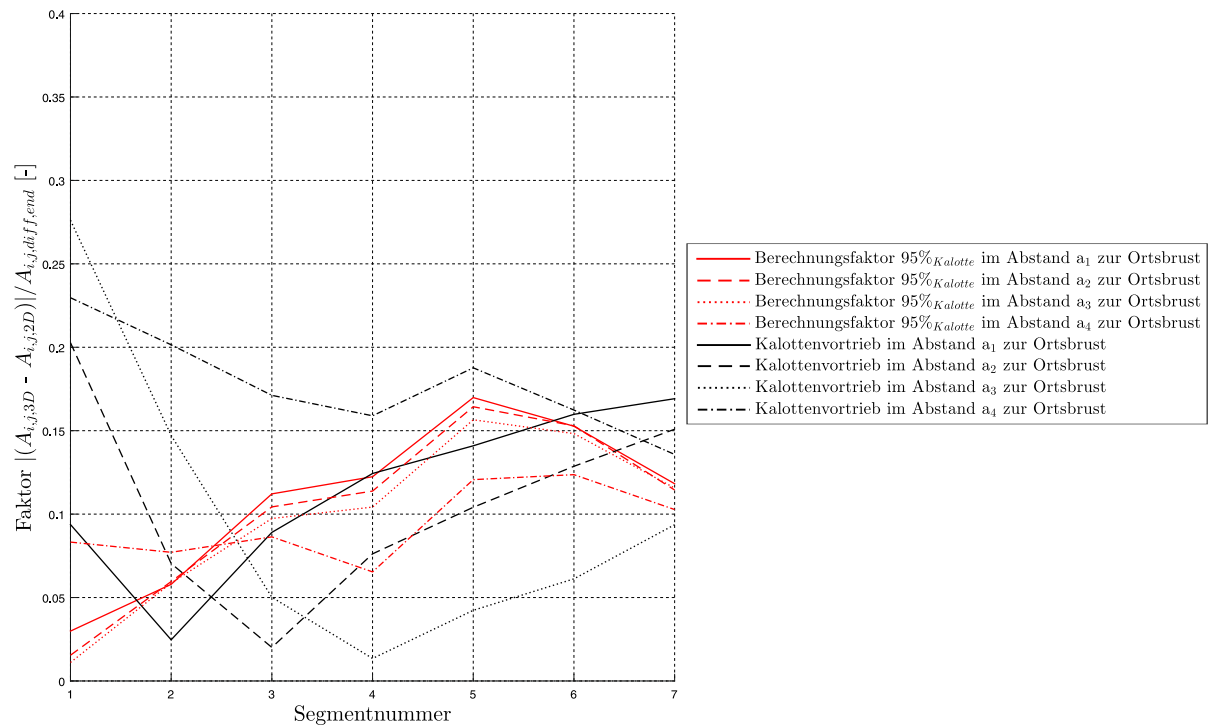


Abbildung 6.14: Darstellung des Berechnungsfaktors 95% von in der Strosse für eine Überlagerung von 700m

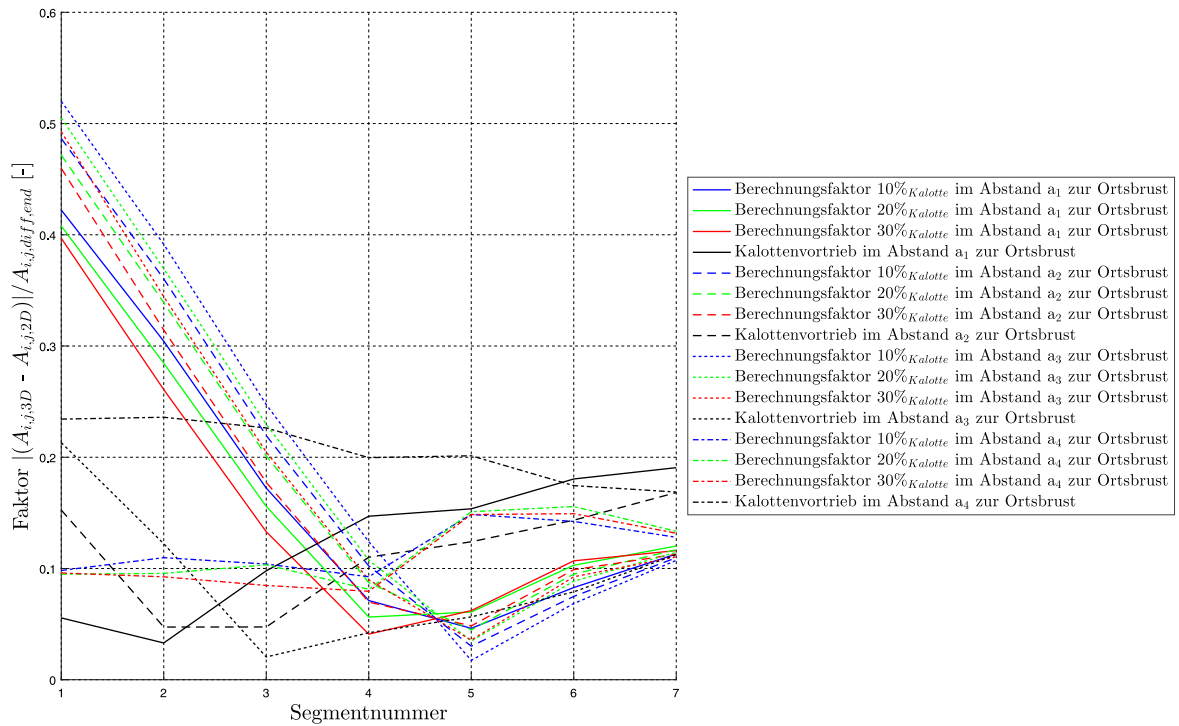


Abbildung 6.15: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 10%, 20% und 30% für eine Überlagerung von 900m

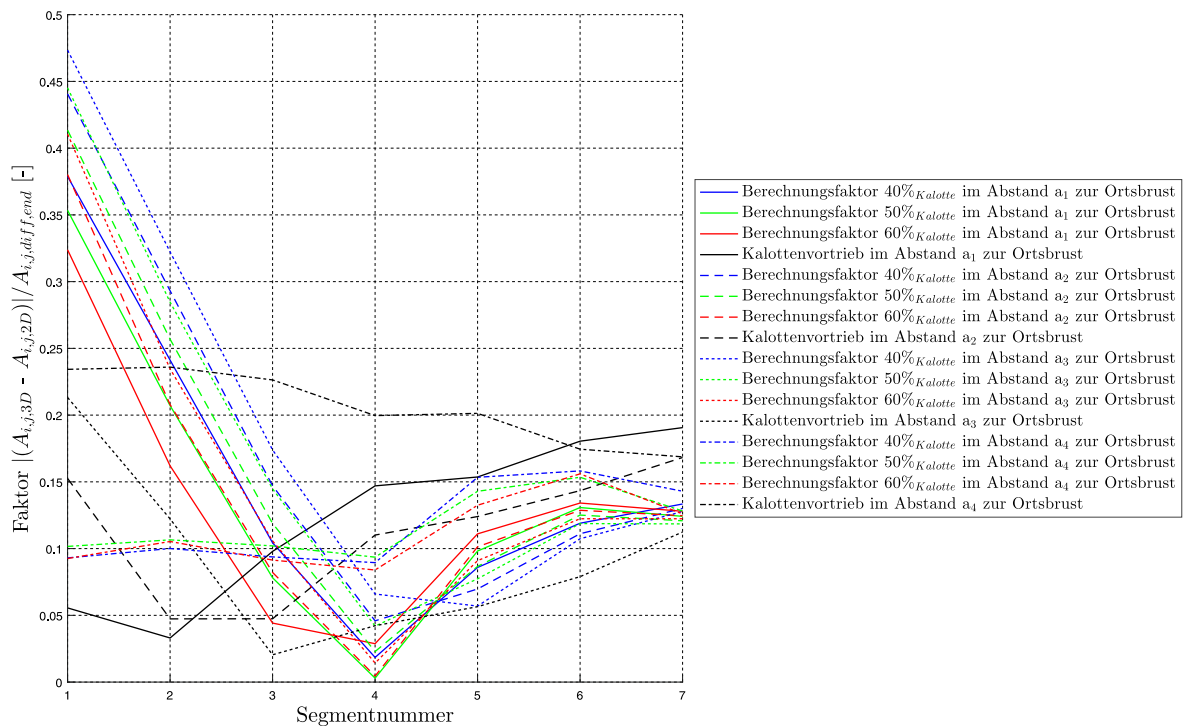


Abbildung 6.16: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 40%, 50% und 60% für eine Überlagerung von 900m

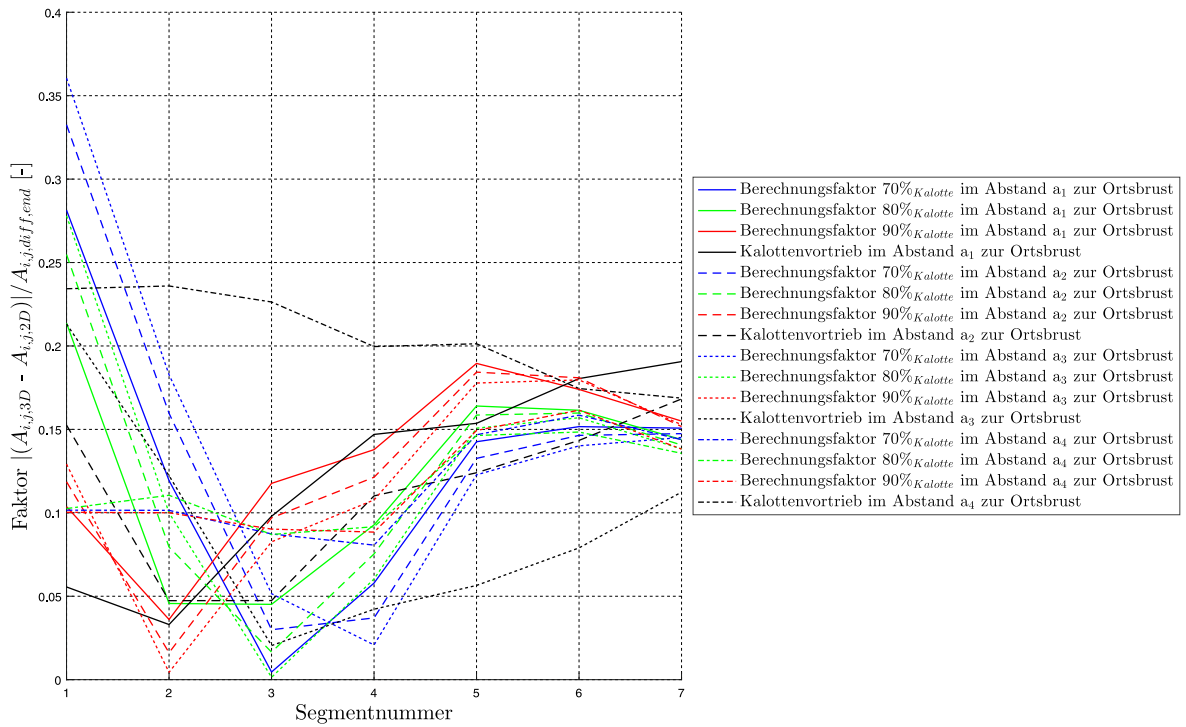


Abbildung 6.17: Vergleich der Berechnungsfaktoren in der Strosse von 70%, 80% und 90% für eine Überlagerung von 900m

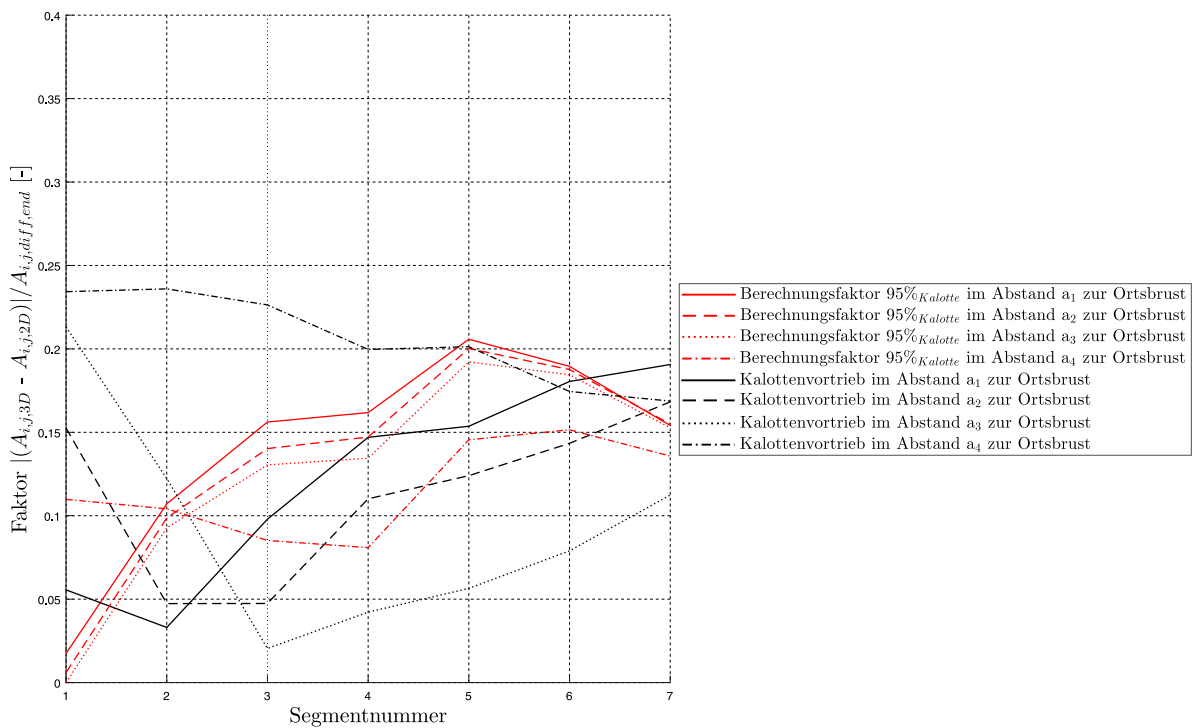


Abbildung 6.18: Darstellung des Berechnungsfaktors 95% von in der Strosse für eine Überlagerung von 900m