

Untersuchungen zur Böschungsstabilität mittels FE-Methode

Masterarbeit zum Erwerb des
akademischen Titels Diplomingenieur der
Studienrichtung Bauingenieurwesen

Daniel Egger

Verfasst am Institut für
Bodenmechanik und Grundbau
der Technischen Universität Graz

Betreuer der Masterarbeit:

Ao.Univ.-Prof.Dipl.-Ing. Dr.techn. M.Sc. tit.Univ.-Prof. Schweiger Helmut
Dipl.-Ing.Tschuchnigg Franz

Begutachter der Masterarbeit:

Ao.Univ.-Prof.Dipl.-Ing. Dr.techn. M.Sc. tit.Univ.-Prof. Schweiger Helmut

Graz, November 2012

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommene Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Statutory Declaration

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.

Graz, am

.....

(Daniel Egger)

Danksagung

Für die Betreuung und das Vertrauen zur Realisierung dieser Arbeit danke ich in erster Linie Herrn Prof. DI Schweiger.

Mein besonderer Dank gilt Herrn DI Tschuchnigg für die zahlreichen Gespräche, die Unterstützung, das Vertrauen und die Zeit, während der Ausarbeitung dieser Arbeit..

Ich bedanke mich bei den Mitarbeitern der Institute Bodenmechanik und Grundbau, sowie Felsmechanik und Tunnelbau für die gute Lehre in den letzten Jahren.

Ich danke meiner Familie für das Vertrauen, dass sie mir die letzten Jahre geschenkt haben und die Freiheit die ich genießen durfte, meinen Traum zu realisieren.

Ich danke dem engen Kreis an Studienkollegen, die mittlerweile zu guten Freunden geworden sind, dass wir zusammen dieses Studium gelebt und gemeistert haben. Allein wäre es nur halb so cool gewesen.

Zuletzt möchte ich noch Florian und Fritz danken für Ihre Unterstützung und die Freundschaft.

Widmung

Ich widme diese Arbeit einer Person, die mich in den letzten Jahren am meisten unterstützt hat und immer an meiner Seite war. Sie hat einiges zurückgesteckt, vor allem persönliche Interessen, damit ich dieses Studium und nicht zuletzt diese Arbeit in der besagten Zeit und Qualität realisieren konnte. Unter den Vorkommnissen der letzten Jahre, hätte ich es ohne ihr nicht in dieser Zeit geschafft alles zu beenden. Danke für die Zeit, die Aufopferung, die Unterstützung und das Vertrauen.

Besonders bedanke ich mich für die Versorgung, während dieser Arbeit und das Korrekturlesen.

Danke Sylvia für deine Leistung und schön, dass DU an meiner Seite bist!

Kurzfassung

In dieser Arbeit geht es um den Vergleich von analytischen und numerischen Berechnungsverfahren in Bezug auf Standsicherheitsnachweise von Böschungen. Bei manchen Berechnungen sind relativ hohe Abweichungen im Sicherheitsfaktor aufgetreten. Ziel dieser Arbeit war es, das Vorhandensein dieser Abweichungen zu bestätigen und die Einflussfaktoren dieser Abweichungen zu untersuchen. An einer steilen Böschung (Neigung=63,4°) wurden die Bodenparameter (Reibungswinkel φ und Kohäsion c) variiert, um einen Sicherheitsfaktor von 1,1 bzw. 1,3 in beiden Berechnungsverfahren zu erlangen. Bei der Gegenüberstellung der Ergebnisse wurden diese Abweichungen bestätigt. Durch Veränderung der Modellgröße bzw. Böschungsneigung und Anpassungen der Bodenparameter wurde ebenso bestätigt, dass diese Abweichungen nur unter bestimmten Kombinationen auftreten. Die FE-Analyse wurde assoziiert und nicht assoziiert berechnet, jedoch die Auswertung begrenzt sich in dieser Arbeit nur auf die assoziierten Berechnungen. Das Ergebnis dieser Untersuchung zeigte, dass der Wert für die Kohäsion ausschlaggebend für die Abweichungen ist, jedoch diese nur bei einem geringen Reibungswinkel und einer steilen Böschung auftreten. Durch die Auswertung der Normalspannungen und Schubspannungen zeigte sich, dass im analytischen Verfahren Zug im Boden möglich ist, im numerischen Verfahren jedoch nicht zugelassen wird, indem die Zugfestigkeit gleich null gesetzt ist. Durch die unterschiedlichen Schubspannungen in der Gleitfläche wurde herausgefunden, dass das Verhältnis dieser Zug-Zone in Bezug auf die Gleitfläche der wirkliche Grund für die Abweichungen ist, somit treten diese bei steilen Böschungen eher auf, da dort die Gleitfläche kurz und diese Zug-Zonen-Tiefe relativ groß ist. Anschließend wurde in nicht assoziierten FE-Analysen bestätigt, dass für die Zug-Zonen-Tiefe der Wert der Kohäsion ausschlaggebend ist.

Abstract

The present thesis deals with a comparison between analytic and numerical calculation procedures for the stability analysis of slopes. In some cases, the two procedures generated relatively high deviations in safety factor. The aim of this work was therefore to confirm the existence of these deviations and to study their influencing factors. For this purpose, the soil parameters (friction angle and cohesion) of a steep slope (inclination=63,4°) were modified in order to obtain a safety factor of 1,1 respectively 1,3 for both calculation procedures. By comparing the results the deviations were confirmed. It was further confirmed that by modifying the model size respectively the inclination of the slope and by adjusting the soil parameters, these deviations occur only for certain combinations.

The finite element analysis was done using associated and non-associated flow-rule. The interpretation is however restricted to the associated calculations. The obtained results showed that the value of the cohesion is decisive for the deviations, which however occur just in case of a small friction angle and a steep slope. By interpreting normal stresses and shear stresses it is shown that during the analytical procedure tension in the soil is possible. Within the numerical procedure, however, tensile stresses are not allowed in the soil, as the tensile strength is set to zero. Due to the different shear stresses in the sliding surface it was found out that the ratio of the tension zone to the sliding surface is responsible for the deviations. Consequently, it is more likely that these deviations occur for steep slopes, since their sliding surface is short and the tension zone is relatively large. Subsequently, also the non-associated finite element analysis confirmed the influence of the cohesion on the extension of the tension zone.

Gleichheitsgrundsatz

Aus Gründen der Lesbarkeit wurde in dieser Arbeit darauf verzichtet, geschlechtsspezifische Formulierungen zu verwenden. Jedoch möchte ich ausdrücklich festhalten, dass die bei Personen verwendeten maskulinen Formen für beide Geschlechter zu verstehen sind.

Inhaltsverzeichnis

1	Veranlassung und Ziel.....	11
1.1	Einleitung	11
1.2	Veranlassung	12
1.3	Ziel	12
2	Grundlagen – Theoretischer Teil	13
2.1	Tragfähigkeit / Standsicherheit	13
2.2	Analytische Verfahren	15
2.2.1	Allgemein	15
2.2.2	Das Lamellenverfahren [6]	15
2.2.3	Das Grenzgleichgewicht.....	17
2.2.4	Berechnung des Sicherheitsfaktors	23
2.2.5	Vergleich der unterschiedlichen Verfahren.....	25
2.3	Finite-Elemente-Methode	26
2.3.1	Grundlagen der Finite-Elemente-Methode FEM	26
2.3.2	Berechnung des Sicherheitsfaktors	26
2.4	Stoffgesetz	27
2.4.1	Mohr-Coulomb	27
2.4.1.1	Linearelastisch-idealplastisches Stoffgesetz	27
2.4.1.2	Formulierung des MC-Modells	28
2.4.1.3	Umgang mit Zug im MC-Modell.....	29
2.4.1.4	Parameter für das MC-Modell	29
2.5	Fließregel	30
2.5.1	Assoziierte Fließregel.....	30
2.5.2	Nicht-assoziierte Fließregel.....	30
3	Verwendete Software	31
3.1	Slope/W	31
3.2	Slide 6.0	32
3.3	Plaxis 2D.....	33
4	Stabilitätsberechnungen von Dammbauwerken.....	35
4.1	Allgemeine Einführung	35
4.2	Berechnungen des Sicherheitsfaktors in Slide und Plaxis	35

4.2.1	Geometrie des Ausgangsmodells.....	35
4.2.2	Bodenparameter und Berechnungsablauf	36
4.2.3	Ergebnisse aus Slide mit geforderter Kohäsion	37
4.2.4	Modell und Ergebnisse der Berechnung in Plaxis.....	37
4.3	Chronologie der Berechnungen.....	39
4.4	Berechnungen ohne nennenswerte Abweichungen.....	40
4.5	Kombinationen mit Festigkeitsparameter (φ , c) und Böschungsneigung β	43
4.5.1	Modellparameter	43
4.5.2	Berechnung in Plaxis und Slide.....	44
4.5.3	Auswertung der Ergebnisse	44
4.5.4	Ergebnisse	47
4.5.4.1	Einfluss des Reibungswinkels φ	48
4.5.4.2	Einfluss der Kohäsion.....	49
4.5.4.3	Einfluss der Böschungsneigung	49
4.5.5	Vergleich der Bruchkörper.....	50
4.6	Berechnungen mit $\varphi = 0$ bzw. $c = 0$	53
4.6.1	Berechnung mit $\varphi = 0$	53
4.6.1.1	Anpassung der Modellgröße	53
4.6.2	Ergebnisse mit $\varphi=0$ bei einer Böschungsneigung von 65°	54
4.6.3	Ergebnisse mit $c=0$ bei einer Böschungsneigung von 15°	55
5	Hintergrund der Abweichungen im Sicherheitsfaktor.....	57
5.1	Eckpunkte aus den Analysen	57
5.1.1	Analysen ohne nennenswerte Abweichungen	57
5.1.2	Analysen mit Kombinationen der Festigkeitsparameter und Neigung	57
5.1.3	Analysen mit $\varphi=0$ und $c=0$	58
5.2	Normal- und Schubspannung.....	58
5.2.1	Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Slide bei $\varphi=0$	58
5.2.2	Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Slide bei $\varphi\neq 0$	60
5.2.3	Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Plaxis bei $\varphi=0$	63
5.2.4	Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Plaxis bei $\varphi\neq 0$	65
5.2.5	Unterschied der Spannungen zwischen Slide und Plaxis	68
5.3	Auswertung der Spannungspunkte.....	73
5.3.1	Böschungen mit φ und c.....	73

5.3.2	Böschung mit $\varphi=0$	75
5.3.3	Böschung mit $c=0$	77
5.3.4	Grund für die Abweichungen zwischen Slide und Plaxis	78
5.3.5	Rechnerische Abschätzung als Nachweis der Abweichungen.....	79
5.3.6	Unterschiedliche Versagensfigur und Auswirkung.....	81
5.4	Rückrechnung von Plaxis mit Zug	82
5.4.1	Plaxis mit einem tension-cut-off von 200 kPa	82
5.4.2	Rückrechnung von Plaxis mit $t_{co}=0$ kPa auf Slide.....	86
6	Einfluss auf die Zug-Zone	91
6.1	Berechnungen mit Kohäsion $c= 5$ kN/m ² und die Reibungswinkel φ variiert	91
6.2	Berechnungen mit Reibungswinkel $\varphi=5$ °und die Kohäsion c variiert	92
6.3	Berechnungen mit Reibungswinkel $\varphi=45$ °, einer Kohäsion $c=5$ kN/m ² und die Neigung wird variiert.....	93
7	Gegenüberstellung der Ergebnisse in Diagrammen	95
7.1	Grenzwertverfahren vs. assoziierte FE-Analyse.....	95
7.2	Grenzwertverfahren vs. nicht assoziierte FE-Analyse	96
7.3	Assoziierte FE-Analyse vs. nicht assoziierte FE-Analyse	98
8	Schlussfolgerung und Ausblick	100
8.1	Zusammenfassung.....	100
8.2	Ausblick.....	100
9	Anhang.....	6
a.	Variation der Kohäsion für Sicherheitsfaktor 1,1 und 1,3.....	6
b.	Berechnungen ohne nennenswerte Abweichungen im FoS	6
c.	Berechnungen mit Abweichungen im FoS	6
d.	Einige Vergleiche der Zug-Zonen.....	6
e.	Gegenüberstellung der Ergebnisse in Diagrammen.....	6
f.	Praxisbeispiel aus Eurocode 1997-1-1.....	6

Abkürzungsverzeichnis

S_m	= mobilisierte Scherkraft an Lamellensohle
N	= Normalkraft an Lamellensohle
W	= Eigengewicht der betrachteten Lamelle
$E_{L,R}$	= Normalkraft im Lamellenschnitt (L=links, R=rechts)
$X_{L,R}$	= Schubkraft im Lamellenschnitt (L=links, R=rechts)
D, A	= externe konzentrierte Punktlasten
kW	= horizontale seismische Last
M	= Mittelpunkt des Gleitkreises
R	= Radius
α	= Winkel der Lamellensohle
β	= Böschungsneigung
b	= Lamellensohlenlänge
x	= Länge von Mittelpunkt des Gleitkreises zur Lamellenmitte
f, d, ω, a	= Abstände von Mittelpunkt zur Wirkungslinie der dementsprechenden Kraft
FoS	= Sicherheitsfaktor der gesamten Böschung (engl.: Factor of Safty)
F_m	= Sicherheitsfaktor aus Momenten Gleichgewicht
F_f	= Sicherheitsfaktor aus Kräftegleichgewicht
c'	= effektive Kohäsion
φ'	= effektiver Reibungswinkel
ψ	= Dilatanzwinkel
u	= Porenwasserdruck
σ_N'	= effektive Normalspannung
τ	= Schubspannung
tco	= tension cut off
MC-Punkt	= Mohr-Coulomb Punkt
t_{Tiefe}	= Zug-Zonen-Tiefe
M-P	= Morgenstern-Price
FEM	= Finite Element Methode
GGGV	= Grenzgleichgewichtsverfahren

1 Veranlassung und Ziel

1.1 Einleitung

Eine Böschung ist ein natürlicher oder künstlicher Geländeknick oder -sprung. Natürliche Böschungen entstehen durch geomorphologische Vorgänge (zum Beispiel Erosion, Bodenhebungen, Sedimentation) und werden vielfach auch als „Hang“ bezeichnet. Künstliche Böschungen entstehen durch die Errichtung von Damm- und Einschnitt-Bauwerken im Wasser- und Verkehrswegebau sowie bei der Anlage von geböschten Baugruben und Gräben. Definition von Hans-Henning Schmidt ([4] siehe auch: Grundlagen der Geotechnik, Seite 376)

Bereits durch diese Definition wird die Bedeutung der Böschung nicht nur in der Geotechnik, sondern im gesamten Bauwesen deutlich gemacht. Das Vorhandensein von Böschungen in der Natur, die ständige Veränderung und die enorme Komplexität in der Entstehung oder Errichtung von Dammbauwerken, machen es dem Geotechniker nicht einfacher über diese natürlichen oder künstlichen Geländesprünge zu urteilen.

In den letzten zwei Jahrhunderten begannen Wissenschaftler Modelle zu entwickeln, um Aussagen über den Baustoff „Boden“ zu treffen und erst im 20. Jahrhundert wurden die ersten mathematischen Modelle und Berechnungsverfahren entwickelt, um zum Beispiel die Standsicherheit eines Hangs zu bestimmen. Durch die Wissenschaft und die angesammelte Erfahrung wurden diese Verfahren weiterentwickelt und werden in der heutigen Zeit immer noch verwendet. Durch die Forschung und durch die Entwicklung neuer Methoden und die Benutzung neuer Hilfsmittel, obliegt es den heutigen Wissenschaftlern ältere Verfahren mit den Moderneren zu Vergleichen, in Frage zu stellen und zu Beurteilen.



Abbildung 1: Hangrutsch in Doren im österreichischen Vorarlberg-
de.wikipedia.org/wiki/Erdrutsch

1.2 Veranlassung

Die Veranlassung dieser Arbeit waren Abweichungen in der Beurteilung der Standsicherheitsberechnungen zwischen den analytischen und den numerischen Berechnungsverfahren. Die Beurteilung der Standsicherheit von Böschungen hat in der Geotechnik für die Gesellschaft eine hohe Relevanz (siehe z.B.: Abbildung 1). Gerade in der Geotechnik wo eine Vielzahl an Annahmen getroffen wird, um den komplexen Baustoff „Boden“ zu beschreiben sollten Fehleinschätzungen durch ungenaue Berechnungen vermieden werden. In dieser Arbeit geht es nicht um die Beurteilung von standardisierten und bekannten Böden bzw. Böschungen, sondern um die Abweichung im Sicherheitsfaktor zwischen zwei unterschiedlichen Verfahren.

Dabei ist noch nicht bekannt unter welchen Voraussetzungen diese Abweichungen auftreten. Dennoch sei vorab gesagt, dass es Berechnungen gibt bei denen der Unterschied im Sicherheitsfaktor bei 0,200 liegt, jedoch nicht geklärt ist, ob dieser bei einem Sicherheitsfaktor von 1,0/1,1/1,3 usw. auftritt.

1.3 Ziel

Ziel dieser Arbeit ist in erster Linie ein analytisches und ein numerisches Verfahren an einem bereits bekannten Beispiel mit Abweichungen im Sicherheitsfaktor anzuwenden und diese nachzuweisen. Anschließend sollen die verantwortlichen Parameter für diese Differenzen eruiert und unter welchen Umständen sie zum Tragen kommen, bestimmt werden. Ein weiteres Ziel ist die Beurteilung des analytischen Verfahrens im Vergleich mit dem numerischen in Bezug auf diese Abweichungen, zu treffen.

Wird das Ziel erreicht, dient es für zukünftige Beratungen und Modellierungen von Standsicherheitsberechnungen für die Anwendung und Benutzer von analytischen und numerischen Berechnungsverfahren, sowie als Grundlage für weitere Arbeiten in Bezug auf Standsicherheitsberechnungen.

2 Grundlagen – Theoretischer Teil

2.1 Tragfähigkeit / Standsicherheit

Im Allgemeinen wird im Bauwesen und in den gängigsten Normen zwischen zwei Grenzzuständen unterschieden, davon ist der erste Nachweis der Grenzzustand der Tragfähigkeit (engl. ULS = Ultimate Limit State) und der zweite ist der Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (engl. SLS = Serviceability Limit State). Der Grenzzustand ist dann gegeben, sobald die Einwirkungen und der Widerstand genau so ausgelegt sind, dass es zu keinem Versagen kommt, jedoch auch keine Reserven vorhanden sind. Dabei macht dies keinen Unterschied ob das zu untersuchende Objekt ein Material (natürlich gewachsen oder technisch hergestellt), ein Bauteil oder ein Bauwerk ist.

Der Eurocode besteht aus einem zehnteiligen Regel- bzw. Normenwerk für das Bauwesen, wobei es auf ein semiprobabilistisches Sicherheitskonzept aufgebaut ist. Jede eigenständige Disziplin hat einen eigenen Teil der eine Vorgabe für die Planung, Einwirkungen, Berechnungen und Nachweise definiert und darstellt. Auf die einzelnen Teilbereiche sowie auf den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit wird hier nicht eingegangen und wurde nur vollständigheitshalber erwähnt. In diesem Abschnitt geht es hauptsächlich um die Theorie hinter dem Grenzzustand der Tragfähigkeit bzw. den unterschiedlichen Berechnungen in der Geotechnik in Bezug auf Standsicherheit von Böschungen.

Wird der Grenzzustand der Tragfähigkeit überschritten, so ist die Einwirkung größer als der Widerstand und somit kommt es zu einem Versagen. Ist jedoch der Widerstand größer als die Einwirkung so spricht man von Reserven. Ein anderes Wort für Tragfähigkeit ist die Standsicherheit, wobei in dieser Beschreibung das Wort Sicherheit vorkommt. Im Allgemeinen beschreibt die Sicherheit, die Reserven die vorhanden sind, bevor es zu einem Versagen kommt.

Der Eurocode 1997-1 (EN 7) umfasst die Berechnungen in der Geotechnik. Die Nachweise für die Tragfähigkeit gliedern sich dabei in folgende Punkte:

- ➔ Nachweise der äußeren Tragfähigkeit:
 - Nachweis der Gleitsicherheit
 - Nachweis der Kippsicherheit
 - Nachweis der Grundbruchsicherheit
 - Nachweis der Böschungsbruchsicherheit
- ➔ Nachweis der inneren Tragfähigkeit

Jeder dieser Nachweise behandelt eine Versagensmöglichkeit des geotechnischen Bauwerks oder des Baugrunds und wird jeder dieser Standsicherheitsnachweise erfüllt, so ist der Nachweis der Tragfähigkeit gegeben. Da es in dieser Arbeit hauptsächlich um die Stabilitätsuntersuchungen von Böschungen geht wird nicht auf das Gleiten, das Kippen und den Grundbruch eingegangen.

Damit dieser Nachweis rechnerisch möglich ist, bedarf es an Vereinfachungen und Annahmen, um einerseits ein geotechnisches Modell zu entwickeln und andererseits eine Methode für die Berechnung zu bilden.

Für die Untersuchung der Standsicherheit von geotechnischen Bauwerken, insbesondere von Böschungen, werden daher vereinfachte Methoden, die sich am plastischen Grenzgleichgewicht orientieren, angewendet. Das plastische Grenzgleichgewicht impliziert starrplastisches Materialverhalten und fordert, dass sowohl eine statische Grenzbedingung - hierfür wird in der Regel das Mohr-Coulomb'sche Bruchkriterium angenommen – als auch eine kinematische Grenzbedingung – in der Plastizitätstheorie auch Fließregel genannt – erfüllt ist. Alle gebräuchlichen Verfahren zur Untersuchung der Standsicherheit sind im Sinne dieses plastischen Grenzgleichgewichtes Näherungen und stützen sich auf zusätzliche vereinfachte Annahmen. Dennoch basieren sie auf Lösungsalgorithmen, die computergestützte numerische Berechnungen erfordern. Sie können daher den numerischen Verfahren zugeordnet werden.

Bei den meisten Verfahren ist es das Ziel, eine kinematisch zulässige, maßgebende Gleitfläche bzw. einen kinematisch zulässigen, maßgebenden Bruchmechanismus zu finden. Die dabei ermittelte Standsicherheit, für die es unterschiedliche Sicherheitsdefinitionen gibt, sollte ein Minimum sein. ([8] siehe auch: P.v.Wolffersdorff, H.Schweiger, Grundbau Taschenbuch, 2008)

Auf die einzelnen Grenzbedingungen, den Annahmen und den unterschiedlichen Verfahren, sowie auf den Bruchmechanismus und die Sicherheitsdefinitionen wird in den folgenden Abschnitten genauer eingegangen.

Grundsätzlich lassen sich die Verfahren in drei Gruppen gliedern:

- 1.) Verfahren mit einem Gleitkörper werden im sogenannten Lamellenverfahren berechnet
- 2.) Verfahren mit mehreren starren Gleitkörpern auf der Grundlage zusammengesetzter Bruchmechanismen werden mit der Blockgleit Methode oder der Kinematische-Element-Methode berechnet
- 3.) Verfahren zur Ermittlung des maßgebenden Bruchmechanismus mit der Finite-Elemente-Methode mit der sogenannten „ φ -c-Reduktion“

Diese Arbeit bezieht sich auf die Gruppe 1 und 2 mit dem Lamellenverfahren und der Finite-Elemente-Methode. Auf diese Verfahren werden in den folgenden Abschnitten genauer eingegangen.

2.2 Analytische Verfahren

2.2.1 Allgemein

Im letzten Jahrhundert haben sich einige Lamellenverfahren mit unterschiedlichen Feinheiten entwickelt, im Abschnitt das Lamellenverfahren (2.2.2) und das Grenzgleichgewicht (2.2.3) wird das Verfahren und die Feinheiten (math. Gleichungen) genauer beschrieben.

Fellenius entwickelte in den Jahren 1927 bzw. 1936 das „Gewöhnliche Lamellenverfahren“ (engl.: Ordinary Method of Slices), es ist eines der einfachsten Verfahren und einzelne Kräfte werden vernachlässigt und ergeben somit kein vollständiges Kräftegleichgewicht.

Bishop (1955) veröffentlichte „Das vereinfachte Bishop Verfahren“ (engl.: Bishop's Simplified Method), indem er das Gleichungssystem reduzierte und nur die Scherkräfte zwischen den Lamellen vernachlässigte und kam somit zu einem besseren Ergebnis, jedoch auch in seinem Verfahren sind nicht alle Gleichgewichtsbedingungen erfüllt.

In einem abgewandelten Verfahren entwickelte Janbu (1954, 1973) „Das vereinfachte Janbu Verfahren“ (engl. Janbu's Simplified Method), wobei auch hier die Scherkräfte vernachlässigt und nicht alle Gleichgewichtsbedingungen erfüllt sind.

In den 70er Jahren des letzten Jahrhunderts entwickelten sich einige unterschiedliche Verfahren, die sehr wohl alle Kräfte berücksichtigen, jedoch nicht alle Gleichgewichte der Kräfte bzw. Momente erfüllen. Alle diese Verfahren treffen eine Annahme bezüglich des Winkels der resultierenden Kraft zwischen den Lamellen. Jedoch haben sie ebenso eine Berechtigung erwähnt zu werden. Das „Lowe und Karafiath Verfahren“ (1960) (engl.: Lowe and Karafiath's Method) und das Corps of Engineers Verfahren I und II (1970). Das Spencer Verfahren (engl.: Spencer's Method)(1967, 1973) und das Morgenstern und Price Verfahren (engl.: Morgenstern-Price Method) sind die einzigen Lamellenverfahren bei denen sowohl das Kräfte- als auch das Momenten-Gleichgewicht erfüllt sind.

Dieser historische Hintergrund wurde von L. Abramson et. al. beschrieben. ([1] siehe auch: *Slope Stability and Stabilization Methods, 2002, Seite 356-357*)

Die einzelnen hier genannten Verfahren, sowie dessen Eigenschaften sind im Abschnitt 2.2.4 nochmals zusammengefasst. Auf die einzelnen Funktionen und Anwendungsbereiche wird nicht eingegangen. In dieser Arbeit wurde hauptsächlich mit dem Morgenstern-Price Verfahren gearbeitet und anhand dieses Verfahrens wird das Lamellenverfahren und dessen Funktionsweise in den folgenden Abschnitten genauer erklärt.

2.2.2 Das Lamellenverfahren [6]

Wie in Abbildung 2 gezeigt, wird im Lamellenverfahren die Gleitfläche einer Böschung in vertikale n -Lamellen (n = Anzahl der Lamellen) unterteilt. Es macht keinen Unterschied ob die Gleitfläche eine kreiszylindrische oder eine aus unterschiedlichen zusammengesetzten Teilflächen besteht. Genauso hat der Schichtenaufbau bzw. die hydrologische Situation für die Lamellen keinen Einfluss. Für jede Lamelle werden die wirkenden Kräfte angesetzt und anschließend das Grenzgleichgewicht berechnet.

Die Anzahl und die Anordnung der Lamellen hängen von der verwendeten Software bzw. vom Benutzer ab. In der Regel werden bei den meisten Programmen bei geometrischen Veränderungen und Grenzschichten die ersten Lamellengrenzen gezogen und der Bereich innerhalb dieser Grenzen gleichmäßig auf n -Lamellen aufgeteilt.

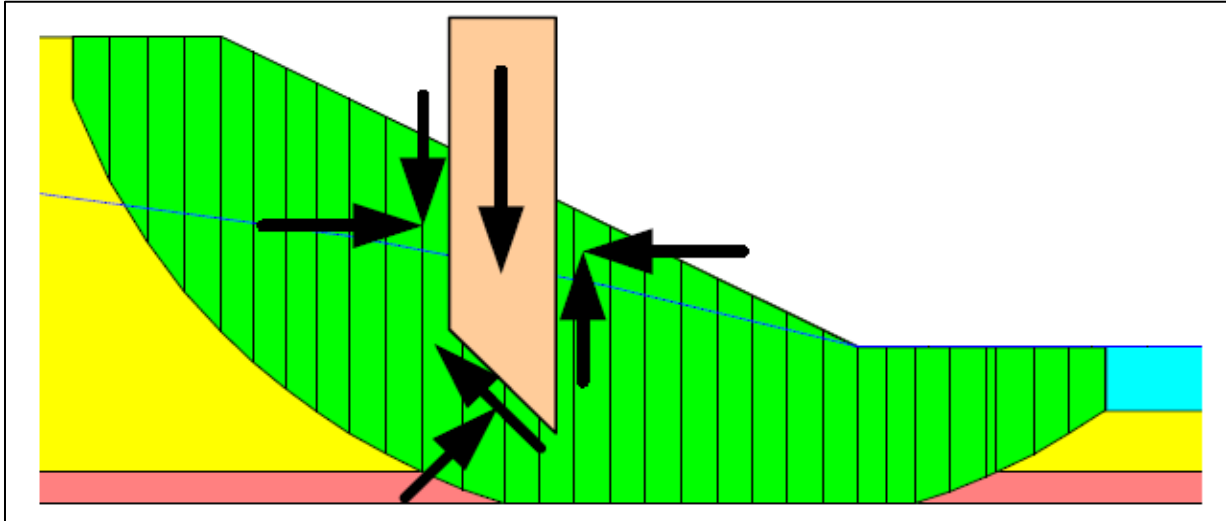


Abbildung 2: Systemskizze – Lamellenverfahren [6]

Wie bereits erwähnt, gibt es unterschiedliche Verfahren, welche mit unterschiedlichen Lösungsansätzen die Böschungsstabilität bzw. Grenzgleichgewicht berechnen, dabei unterscheiden sich die Verfahren in der Erfüllung der statischen Gleichungen (Summe der Momente bzw. Summe der Kräfte je Lamelle bzw. am Gesamtsystem) und an den Kräften die angesetzt werden. Manche Verfahren vernachlässigen die Schnittkräfte am linken und rechten Lamellenrand. Ein weiterer Unterschied ist das Verhältnis bzw. die Beziehung zwischen den Normal- und Schubkräften an den Lamellenrändern, und der letzte Unterschied ist in der Berechnung des Sicherheitsfaktors.

Aus der Statik ergeben sich je Lamelle zwei Kräftegleichgewichte (Horizontal und Vertikal) und ein Momenten-Gleichgewicht. Zudem wird das Gleichungssystem mit dem Bruchkriterium (mehr im Abschnitt 2.4) des Bodens erweitert und es ergeben sich je Lamelle (n) somit vier Gleichungen. In der folgenden Tabelle 1 sind diese dargestellt:

Tabelle 1: Statische Gleichungen und Bruchkriterium

Anzahl der Gleichungen	Beschreibung
n	Summe aller Kräfte in horizontaler Richtung
n	Summe aller Kräfte in vertikaler Richtung
n	Summe aller Momente
n	Bruchkriterium des Materials (Boden)
$4n$	Gesamtanzahl je Lamelle

Die folgende Tabelle 2 zeigt, die Unbekannten die je Lamelle berechnet werden, dabei bedeutet n , dass diese Unbekannte bei jeder Lamelle vorkommt und $n-1$ bedeutet auf die Summe aller Lamellen minus einer. Bei einem Gleitkreis der in 50 Lamellen unterteilt ist,

kommt diese Unbekannte 49 mal ($50-1$) vor. Steht in der Tabelle eine 1 so bedeutet dies, dass nur ein einziger Skalar für das gesamte Gleichungssystem zu berechnen ist.

Tabelle 2: Anzahl der Unbekannten je Lamelle

Anzahl der Unbekannten	Beschreibung
n	Größer der Normalkraft je Lamellensohle
n	Angriffspunkt der Normalkraft je Lamellensohle
n	Größe der Scherkraft je Lamellensohle
n-1	Größe der Lamellenrand-Normalkraft
n-1	Größe der Lamellenrand-Schubkraft
n-1	Angriffspunkt der Lamellenrand-Resultierenden
1	Lambda-Wert
1	Sicherheitsfaktor
6n-1	Gesamtanzahl der Unbekannten je Lamelle

Auf die Gleichungen, den wirkenden Kräften und Unbekannten bzw. Parametern, wird im nächsten Abschnitt genauer eingegangen. Um nochmals auf das Beispiel mit der Böschung mit den 50 Lamellen zurückzukommen, so hat man aus den zur Verfügung stehenden 200 Gleichungen ($4n = 4 \cdot 50 = 200$) die Anzahl an $6n-1 = 6 \cdot 50 = 300$ Unbekannten zu lösen. Um das Gleichungssystem lösbar zu machen, bedarf es noch Vereinfachungen bzw. Annahmen. Generell wird der Angriffspunkt der Normalkraft, die auf die Lamellensohle wirkt, in der Mitte der Lamellensohlenlänge definiert und die weiteren Annahmen beziehen sich auf die Größe, Richtung und Angriffspunkt der Schnittkräfte an den Lamellenrändern. Die Annahmen variieren mit den einzelnen unterschiedlichen Verfahren und einige werden im Abschnitt 2.2.4 dargestellt. ([6] Dieser Abschnitt kann im Handbuch von Slope/W nachgelesen werden. Stability Modeling with Slope/W 2007)

2.2.3 Das Grenzgleichgewicht

Das Grenzgleichgewicht ist im Falle eines Böschungsbruchs dann gegeben, wenn der Böschungskörper gerade nicht versagt, sozusagen sind die treibenden Kräfte und die rückhaltenden Kräfte in der kritischen Gleitfläche genau gleich groß. Nachdem jedoch das Gleichungssystem zu viele unbekannte Variablen, in Bezug auf Gleichungen, besitzt, braucht es weitere Annahmen um eine Berechnung zu ermöglichen. Im Grenzgleichgewichts-Verfahren gelten die folgenden allgemeinen Annahmen:

- Die Summe der Vertikalkomponenten aller berücksichtigten Kräfte einer Lamelle wird verwendet, um die Normalkraft an der Lamellensohle zu berechnen
- Die Summe aller Horizontalkomponenten aller berücksichtigten Kräfte einer Lamelle, wird verwendet, um die Normalkraft am vertikalen Lamellenrand zu ermitteln.
- Die Summe der Momente an einem bestimmten Punkt wird verwendet, um den Sicherheitsfaktor (F bzw. F_m) zu berechnen.
- Die Summe der Horizontalkräfte wird verwendet, um den Sicherheitsfaktor (F bzw. F_f) zu berechnen.

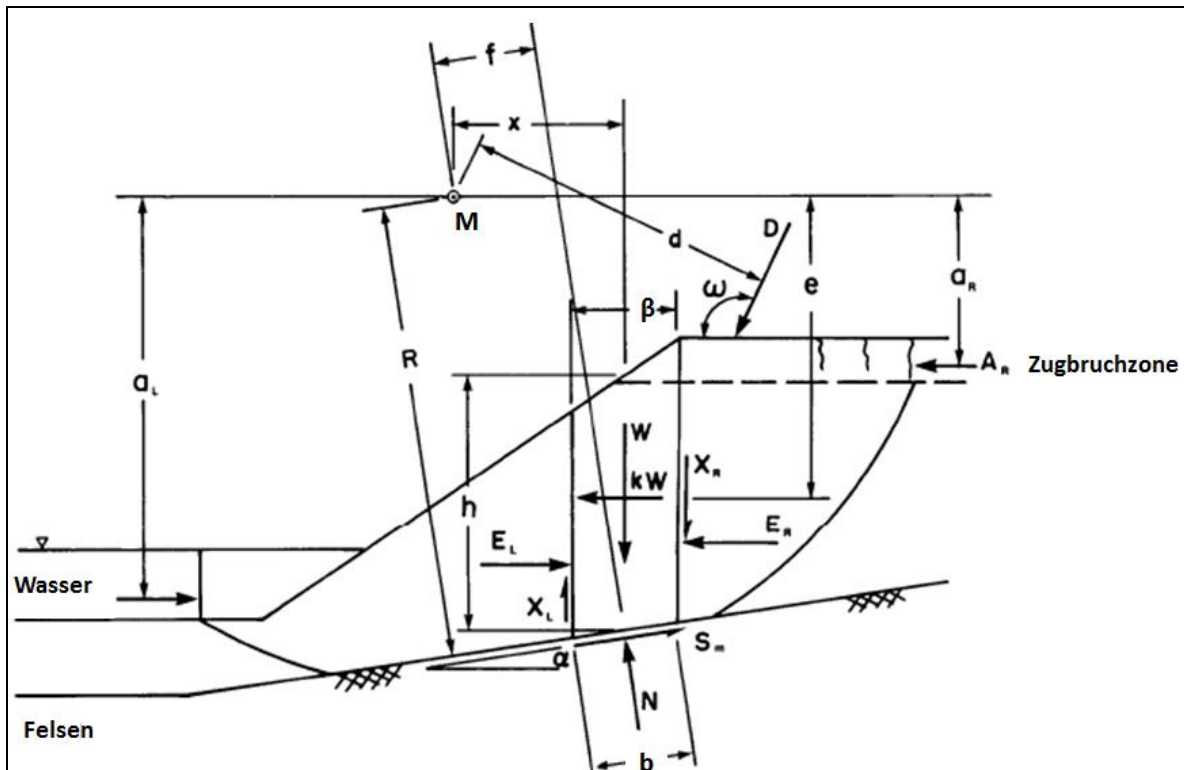


Abbildung 3: Böschungsskizze mit Kräften und geometrischen Bezeichnungen[6]

Erläuterung der Indizes:

- S_m = mobilisierte Scherkraft an Lamellensohle
- N = Normalkraft an Lamellensohle
- W = Eigengewicht der betrachteten Lamelle
- $E_{L,R}$ = Normalkraft im Lamellenschnitt (L=links, R=rechts)
- $X_{L,R}$ = Schubkraft im Lamellenschnitt (L=links, R=rechts)
- D, A = externe konzentrierte Punktlasten
- kW = horizontale seismische Last
- M = Mittelpunkt des Gleitkreises
- R = Radius
- α = Winkel der Lamellensohle
- β = Lamellenbreite
- b = Lamellensohlenlänge
- x = Länge von Mittelpunkt des Gleitkreises zur Lamellenmitte
- f, d, a = Abstände von Mittelpunkt zur Wirkungslinie der dementsprechenden Kraft
- ω = Neigung der Punktlast D
- F = Sicherheitsfaktor der Böschung
- F_m = Sicherheitsfaktor aus Momenten Gleichgewicht
- F_f = Sicherheitsfaktor aus Kräftegleichgewicht
- c' = effektive Kohäsion
- φ' = effektiver Reibungswinkel
- u = Porenwasserdruck

In Abbildung 3 ist eine homogene Böschung dargestellt, die auf einer tiefergelegenen Felschicht liegt. Im Fußbereich der Böschung ist ein stehendes Gewässer und im Kronenbereich ist eine Punktlast D , sowie in der Zugbruchszone eine Kraft A . Der analysierte Bö-

schungsbereich ist durch eine Gleitfläche (Die Breite in die Tiefe beträgt 1,0 m.) begrenzt, dabei handelt es sich um eine kreiszylindrische Gleitfläche, die jedoch im Fels-Bereich unterbrochen ist und somit eine zusammengesetzte Gleitfläche ergibt. Der kreiszylindrische Teil der Gleitfläche hat einen Mittelpunkt M und einen Radius R. Innerhalb des Böschungskörpers ist eine Lamelle hervorgehoben mit der Höhe h, der Lamellenbreite β , der Sohlenlänge b und einer Sohlenneigung α . Die Lamelle hat ein Eigengewicht W, am linken bzw. rechten Schnittufer wirkt die Normalkraft E und die Schubkraft X und an der Lamellensohle wirkt die Normalkraft N und die Scherkraft S_m . Zudem ist noch eine seismische Last kW, welche im Schwerpunkt der Lamelle angreift, dargestellt. Alle wirkenden Kräfte sind mit den Abständen zwischen Mittelpunkt und Wirkungslinie gekennzeichnet. Diese Böschung wird verwendet, um die Gleichungen im Grenzgleichgewichts Verfahren zu beschreiben.

Das Eigengewicht W errechnet sich aus dem Volumen der Lamelle mit der dementsprechenden Wichte.

Die Scherkraft der Sohle errechnet sich aus:

$$S_m = \frac{sb}{F} = \frac{b(c' + (\sigma_n - u)\tan\varphi')}{F} \quad (1)$$

In dieser Gleichung sind die Festigkeitsparameter (Reibungswinkel φ und Kohäsion c), die Normalspannung σ_n und der Sicherheitsfaktor F enthalten, sowie ein eventueller Porenwasserdruck u.

Wobei die Normalspannung durch folgenden Term ersetzt wird:

$$\sigma_n = \frac{N}{b} \quad (2)$$

Die Normalkraft in der Mitte der Sohle errechnet sich aus der Summe der vertikalen Kräfte:

$$(X_L - X_R) - W + N\cos\alpha + S_m\sin\alpha - D\sin\omega = 0 \quad (3)$$

Die Gleichung (2) wird in (3) eingesetzt und auf N umgeformt. Auf die Schubkräfte X_L und X_R wird auf der nächsten Seite eingegangen. Somit ist die Gleichung für die Normalkraft:

$$N = \frac{W + (X_R - X_L) - \frac{(c'b\sin\alpha + ub\sin\alpha \cdot \tan\varphi')}{F} + D\sin\omega}{\cos\alpha + \frac{\sin\alpha \cdot \tan\varphi'}{F}} \quad (4)$$

Die Normalkraft E, die Schnittkraft der Lamellenränder, wird über die Integration (beginnend bei der ersten linken Lamelle) ermittelt und durch anschließendes Aufsummieren der Horizontalkräfte jeder Lamelle berechnet.

$$(E_L - E_R) - N\sin\alpha + S_m\cos\alpha - kW + D\cos\omega = 0 \quad (5)$$

Durch substituieren von S_m und auflösen auf E_R ergibt sich folgende Form:

$$E_R = E_L + \frac{(c'b - ub\tan\varphi')\cos\alpha}{F} + N \left(\frac{\tan\varphi'\cos\alpha}{F} - \sin\alpha \right) - kW + D\cos\omega \quad (6)$$

Dabei ist bei der Normalkraft E anzumerken, dass die erste (E_L) und letzte (E_R) Normalkraft gleich null sind. Des Weiteren ist in Gleichung der Normalkraft N und in der Normalkraft E

der Sicherheitsfaktor F enthalten und es Bedarf einen iterativen Prozess, um diese Kräfte zu berechnen. Wie der Sicherheitsfaktor F berechnet wird, ist im Abschnitt 2.2.4 erläutert.

An diesem Punkt ist zu erwähnen, dass manche Verfahren die Schnittkräfte X und E nicht berücksichtigen. Bei diesen Verfahren vereinfachen sich die Gleichungen deutlich, jedoch nachdem in dieser Arbeit hauptsächlich das Morgenstern-Price Verfahren verwendet wird, indem auch die Schnittkräfte berücksichtigt sind, werden auch die Gleichungen der Schnittkräfte beschrieben.

Das Spencer Verfahren und das Morgenstern-Price Verfahren berücksichtigen beide die Schnittkräfte. Damit diese in das Gleichungssystem implementiert werden können, behelfen sich beide Verfahren an einem empirischen Ansatz der von Morgenstern und Price (1967) vorgeschlagen wurde. Der empirische Ansatz lautet:

$$X = E \cdot \lambda \cdot f_{(x)} \quad (7)$$

Dabei setzt sich die Gleichung aus folgenden Variablen zusammen:

$E =$ Die Normalkraft E am selben Schnittufer des Lamellenrandes

$f_{(x)} =$ Schnittkraftfunktion die den Verlauf bzw. die Neigung der Resultierende der Schnittkräfte E und X über die gesamte Böschung beschreibt

$\lambda =$ Lambda-Wert, dieser Wert ist ein Faktor der die Schnittkraftfunktion $f_{(x)}$ verändert

Die Funktion $f_{(x)}$ bezieht sich auf die Orientierung bzw. die Neigung der Resultierenden aus der Normalkraft E und der Schubkraft X , vom Gleitflächen-Anfang bis zum Gleitflächen-Ende. Die Funktion kann vor der Berechnung im Morgenstern-Price Verfahren gewählt werden, im Spencer Verfahren ist die Funktion ein konstanter Wert. Wenn im Morgenstern-Price Verfahren eine konstante Funktion $f(x)$ ausgewählt ist, so ergibt es dasselbe Ergebnis wie im Spencer Verfahren. Im Morgenstern-Price Verfahren kann neben dem konstanten Wert ($\rightarrow f_{(x)} = \text{konstant}$) folgende Funktionen vom Benutzer ausgewählt werden:

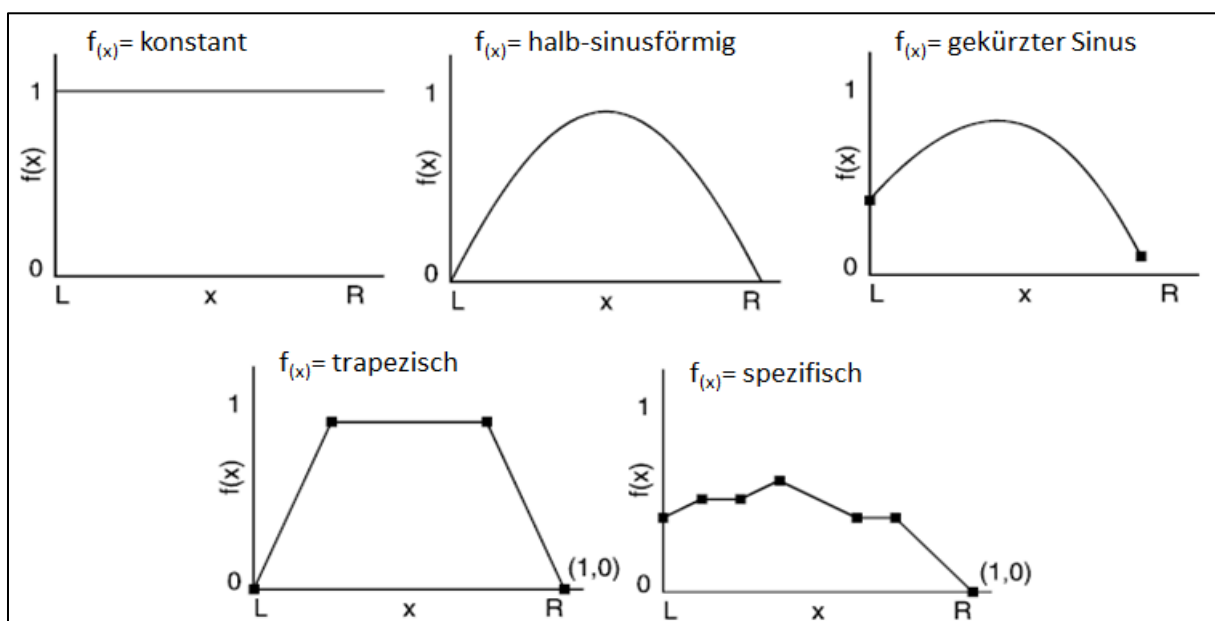


Abbildung 4: Empirische Ansatz-Funktionen im Morgenstern-Price Verfahren[6]

Wobei:

L = Linker Gleitkreis-Anfang (/Ende)

R = Rechter Gleitkreis-anfang (/Ende)

x = Abstand von Anfang bzw. Ende des Gleitkreises zu Lamellenschnittfläche (Der Wert der Funktion wird für jedes Schnittufer separat abgelesen.)

Definitionsbereich: $0 \leq f_{(x)} \leq 1$

Es folgt:

$f_{(x)} = 1$ → Funktionswert verändert Schubkraft nicht

$f_{(x)} < 1$ → Funktionswert mindert Schubkraft ab

$f_{(x)} = 0$ → Empirischer Ansatz wird zu Null (Das ist der Fall in Verfahren bei denen die Schnittkräfte bzw. die Schubkraft nicht berücksichtigt werden.)

Der Lambda-Wert λ ist ein Faktor, der von der Software verwendet wird, die Funktion $f_{(x)}$ zu verändern, dieser Wert kann nicht vom Benutzer modifiziert werden.

Es folgt:

$\lambda > 1$ → Lambda vergrößert den Funktionswert und somit die Schubkraft

$\lambda = 1$ → Lambda verändert den Funktionswert und die Schubkraft nicht (z.B.: bei einer konstanten Funktion $f_{(x)}$ ist $\lambda=1,0$)

$0 < \lambda < 1$ → Lambda mindert Funktionswert bzw. Schubkraft ab

$\lambda = 0$ → Empirischer Ansatz wird zu Null (Das ist der Fall in Verfahren bei denen die Schnittkräfte bzw. die Schubkraft nicht berücksichtigt werden.)

$0 < \lambda < -1$ → Lambda mindert Funktionswert bzw. Schubkraft ab und ändert das Vorzeichen

$\lambda = -1$ → Lambda verändert das Vorzeichen des Funktionswerts und der Schubkraft, jedoch nicht den Wert selbst

$\lambda < -1$ → Lambda verändert das Vorzeichen und vergrößert den Funktionswert und die Schubkraft

In einer Standsicherheitsberechnung variiert die Software diesen Lambda-Wert und kann somit die Funktionswerte in den Lamellenschnitten modifizieren. Das bedeutet durch Veränderung der Funktionswerte ändert sich das Verhältnis zwischen Normal- und Schubkraft oder anders gesagt die Neigungen der Resultierenden aus den Schnittkräften E und X. Diese Variation der Neigung der Resultierenden ist wichtig für die iterative Berechnung des Sicherheitsfaktors F, dazu jedoch mehr im nächsten Abschnitt (2.2.4).

Dieses Beispiel soll die Berechnung der Schubkraft X durch die empirische Funktion zeigen:

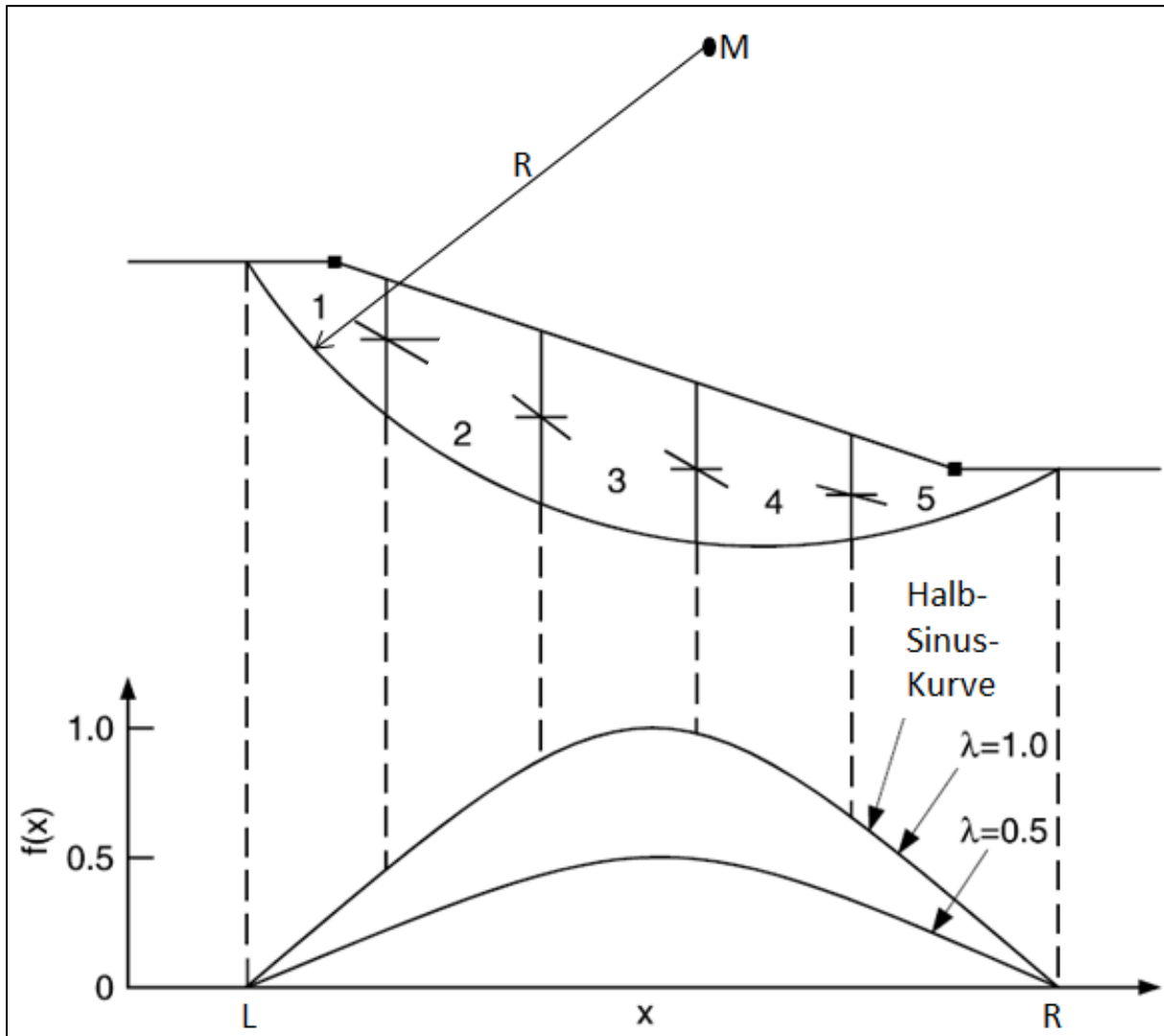


Abbildung 5: Beispiel über Funktionsweise des empirischen Ansatzes [6]

In Abbildung 5 ist in der oberen Hälfte ein Böschungskörper bzw. eine Gleitfläche dargestellt, die durch den Mittelpunkt M und einem Radius R bestimmt ist. Der Böschungskörper ist in fünf gleichen Lamellen unterteilt. Im unteren Teil der Abbildung ist eine halbsinus-förmige Kurve in einem Diagramm dargestellt, wobei auf der Ordinate der Funktionswert von Null bis Eins aufgetragen ist und auf der Abszisse ist der Abstand x aufgetragen. Da es sich in diesem Fall, um eine von links nach rechts zu untersuchende Gleitfläche handelt, ist der Gleitflächen-Anfang auf der Ordinate mit dem Punkt L definiert. Dieser Punkt ist auch der Anfang der halbsinusförmigen Funktion. Das Ende der Funktion ist mit dem Punkt R gekennzeichnet, denn dort ist das Ende der Gleitfläche, somit verläuft die Funktion von L nach R . Bei einem Lambda-Wert von $\lambda=1,0$ wird die Funktion nicht abgemindert und bei einem Wert von $\lambda=0,5$ wird die Funktion um die Hälfte reduziert. Angenommen die vorab berechnete Normalkraft E zwischen Lamelle 1 und 2 hat den Wert 100 kN, der empirische Ansatz wird mit einem Lambda-Wert von 0,5 von der Software ausgewählt, somit ergibt dies bei einem Funktionswert von 0,45, lautet die Berechnung:

$$E=100 \text{ kN} \quad \lambda=0,5 \quad f_{(x)}=0,45 \quad X = E \cdot \lambda \cdot f_{(x)} = 100 \cdot 0,5 \cdot 0,45 \quad \rightarrow \quad X = 22,5 \text{ kN}$$

2.2.4 Berechnung des Sicherheitsfaktors

In den Gleichungen (1), (4), und (6) ist der Sicherheitsfaktor F enthalten. Wie bereits erwähnt bedarf es einer iterativen Berechnung, um diese Gleichungen zu lösen. Es gibt zwei Gleichungen die verwendet werden die zwei Sicherheitsfaktoren zu berechnen. Die erste Gleichung bildet sich aus der Summe der Momente in einem beliebigen Punkt und die zweite Gleichung ist die Summe der horizontalen Kraftkomponenten.

Die Summe der Momente um den Mittelpunkt ist:

$$\sum W \cdot x - \sum S_m \cdot R - \sum N \cdot f + \sum kW \cdot e \mp \sum D \cdot d \mp \sum A \cdot a = 0 \quad (8)$$

S_m wird substituiert mit Gleichung (1) und anschließend auf F umgeformt. Dieser Sicherheitsfaktor bildet sich aus der Summe der Momente, deshalb ist die der Indizes F_m und die Gleichung lautet:

$$F_m = \frac{\sum(c' bR + (N - u\beta)R \tan\varphi')}{\sum Wx - \sum Nf + \sum kW e \mp \sum Dd \mp \sum Aa} \quad (9)$$

Diese Gleichung ergibt eine nichtlineare Funktion, da in der Normalkraft N ebenso der Sicherheitsfaktor F enthalten ist.

Der zweite Sicherheitsfaktor wird aus der Summe der Horizontalkräfte über die gesamte Böschung gebildet und hat den Indizes F_f .

$$\sum(E_L - E_R) - \sum N \sin\alpha + \sum(S_m \cos\alpha) - \sum(kW) + \sum D \cos\omega \mp \sum A = 0 \quad (10)$$

Wie bereits in Gleichung (9) wird S_m substituiert und anschließend auf F umgeformt und daraus folgt:

$$F_f = \frac{\sum(c' b \cos\alpha + (N - ub) \tan\varphi' \cos\alpha)}{\sum N \sin\alpha + \sum kW - \sum D \cos\omega \mp \sum A} \quad (11)$$

Auch in dieser Gleichung ist in der Normalkraft N der Sicherheitsfaktor F enthalten.

Das Ziel einer Standsicherheitsberechnung ist ein einziger Sicherheitsfaktor, der die Gleichungen (9) und (11) erfüllt und somit auch das restliche Gleichungssystem für die Normalkraft N , Scherkraft S_m und die Schnittkräfte E und X gilt.

Der Hauptunterschied der Verfahren zur Berechnung der Standsicherheit ist in erster Linie, welche Kräfte vernachlässigt werden und welche Gleichungen erfüllt werden. Im einfachen Bishop Verfahren wird die Schubkraft X nicht berücksichtigt und es wird nur das Momentengleichgewicht erfüllt, jedoch nicht das Kräftegleichgewicht, deshalb gliedert sich der Lösungsprozess anders als beim Morgenstern-Price Verfahren. Die wesentlichsten Annahmen und Vereinfachungen sind im nächsten Abschnitt (2.2.5) dargestellt.

Der Lösungsprozess im Morgenstern-Price Verfahren funktioniert über einen iterativen Prozess. In diesem Verfahren handelt es sich um eine Starrkörperrotation mit einer kreiszylindrischen Gleitfläche (bei einer homogenen Böschung) und es werden alle Kräfte und Lasten berücksichtigt. Das Ziel ist einen gemeinsamen Sicherheitsfaktor zwischen dem F_m und F_f zu finden. Die Berechnung startet mit einem Sicherheitsfaktor von 1,0 als Startwert F_0 und somit ist das Gleichungssystem lösbar. Die Gleichung (9) und (11) wird gelöst und solange diese

beiden Werte nicht identisch bzw. die Ergebnisse F_m und F_f nicht mit einer gewissen Toleranz übereinstimmen, ist keine Lösung gefunden. Die Form der empirischen Funktion wird vom Benutzer vorab definiert und die Software variiert den Lambda-Wert. (Bei einer Handrechnung funktioniert der Prozess auf dieselbe Art und Weise, jedoch nachdem der Lösungsprozess viele Iterationsschritte beinhalten kann, wird in diesem Fall von einer computerunterstützten Berechnung ausgegangen.) Somit erzeugt die Software für unterschiedliche Sicherheitsfaktoren (F_m und F_f) und unterschiedlichen Lambda-Werte (λ) ein Diagramm mit zwei Kurven.

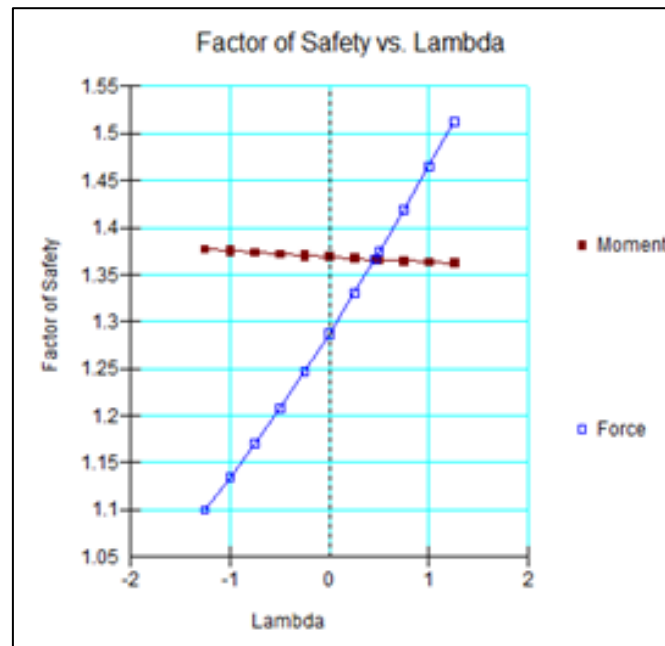


Abbildung 6: Sicherheitsfaktor vs. Lambda aus der Software Slope/W

In Abbildung 6 ist ein Diagramm nach einer Standsicherheitsberechnung im Morgenstern-Price Verfahren. Im Diagramm ist auf der Ordinate der Sicherheitsfaktor aufgetragen und auf der Abszisse der Lambda-Wert. Die blaue Kurve stellt den Sicherheitsfaktor F_f bei unterschiedlichen Lambda-Werten dar und die rote Kurve ist der Sicherheitsfaktor F_m bei unterschiedlichen Lambda-Werten. In dem Punkt wo sich diese beiden Kurven schneiden, sind beide Gleichgewichtsbedingungen erfüllt, somit ist die Gesamtsicherheit dieser Böschung bei etwa 1,36 bei einem $\lambda \approx 0,5$. Mit dem errechneten Sicherheitsfaktor, sind auch alle Kräftegleichungen erfüllt und die Berechnung ist beendet.

Anzumerken ist, dass dieser Sicherheitsfaktor in jeder Lamelle derselbe ist und zwar auf die gesamte Böschung bezogen. Von allen untersuchten Gleitflächen ist dieses Ergebnis ein Minimum, denn bei einer Standsicherheitsberechnung werden mehrere Gleitflächen untersucht, bis die Gleitfläche mit dem geringsten Sicherheitsfaktor gefunden ist.

2.2.5 Vergleich der unterschiedlichen Verfahren

In diesem Abschnitt sind die Verfahren zur Berechnung der Standsicherheit tabellarisch gegenübergestellt.

Tabelle 3: Vergleich der Verfahren und Erfüllung der Gleichgewichtsbedingungen

Erfüllung der Gleichgewichtsbedingungen		
Verfahren	Momenten-Gleichgewicht	Kräftegleichgewicht
Gewöhnliches oder Fellenius	erfüllt	Nicht erfüllt
Einfache Bishop	erfüllt	Nicht erfüllt
Einfache Janbu	Nicht erfüllt	erfüllt
Spencer	erfüllt	erfüllt
Morgenstern-Price	erfüllt	erfüllt
Corps of Engineers #1	Nicht erfüllt	erfüllt
Corps of Engineers #2	Nicht erfüllt	erfüllt
Lowe-Karafiath	Nicht erfüllt	erfüllt

Tabelle 4: Vergleich der Verfahren und Einbeziehung der Schnittkräfte E und X

Einbeziehen von Schnittkräfte an Lamellenrand		
Verfahren	Normalkraft E	Schubkraft X
Gewöhnliches oder Fellenius	Nicht erfüllt	Nicht erfüllt
Einfache Bishop	erfüllt	Nicht erfüllt
Einfache Janbu	erfüllt	Nicht erfüllt
Spencer	erfüllt	erfüllt
Morgenstern-Price	erfüllt	erfüllt
Corps of Engineers #1	erfüllt	erfüllt
Corps of Engineers #2	erfüllt	erfüllt
Lowe-Karafiath	erfüllt	erfüllt

Tabelle 5: Verfahrensvergleich: Beziehung zwischen der Normalkraft und Schubkraft

Beziehung der Schnittkräfte zwischen Normalkraft E und Schubkraft X	
Verfahren	Neigung der Resultierenden (X/E)
Gewöhnliches oder Fellenius	Keine Schnittkräfte zwischen den Lamellen
Einfache Bishop	Horizontal
Einfache Janbu	Horizontal
Spencer	Konstante Neigung über gesamte Gleitfläche
Morgenstern-Price	Variabel, Benutzerspezifisch
Corps of Engineers #1	Neigung zwischen Gleitflächen-Anfang bis -Ende
Corps of Engineers #2	Neigung der Oberfläche
Lowe-Karafiath	Mittelwert der Oberflächen- und der Lamellensohlenneigung

Tabelle 6: Verwendung des empirischen Ansatzes

λ und $f_{(x)}$ der Verfahren		
Verfahren	λ	$f_{(x)}$
Gewöhnliches oder Fellenius	nicht benötigt	nicht benötigt
Einfache Bishop	nicht benötigt	nicht benötigt
Einfache Janbu	nicht benötigt	nicht benötigt
Spencer	konstant = $\arctan(X/E)$	1,0
Morgenstern-Price	variabel	variabel
Corps of Engineers #1	1,0	spezifische Funktion
Corps of Engineers #2	1,0	spezifische Funktion
Lowe-Karafiath	1,0	spezifische Funktion

2.3 Finite-Elemente-Methode

Dieser Abschnitt handelt über die benötigten Grundlagen für die Analysen mit dem FE-Programm Plaxis. Dabei werden einzelne Bereiche der Grundlagen beschrieben, jedoch für eine detaillierte Beschreibung wird auf das Plaxis-Handbuch [2] verwiesen.

2.3.1 Grundlagen der Finite-Elemente-Methode FEM

Die Finite-Elemente-Methode ist ein numerisches Näherungsverfahren zum Lösen von Differenzialgleichungen.

Der zu untersuchende Bereich (Kontinuum) wird in eine bestimmte Anzahl an finiten (= endlichen) Elementen unterteilt. Die Elemente (im 2D meist Dreiecke) können eine unterschiedliche Anzahl an Knotenpunkten besitzen. Im 2D kann in Plaxis zwischen 6-knotigen und 15-knotigen Elementen ausgewählt werden. Das Unterteilen des Kontinuums wird Diskretisierung genannt. Die Elemente werden durch ihre Parameter charakterisiert und werden mit den sogenannten Ansatzfunktionen beschrieben. Die Ansatzfunktionen mit den Anfangs-, Rand- und Übergangsbedingungen (Auflager, Kräfte,...), bilden ein Differenzialgleichungssystem. Das Lösen dieses Gleichungssystems geschieht numerisch und die Lösung ist eine angenäherte Lösung. Dabei hängt die Qualität dieser Lösung stark von der Anzahl der Elemente und dem Ansatz ab.

Die Berechnungen und Ergebnisse der FEM werden Finite Elemente Analyse genannt, dabei wird ein zu behandelndes Problem mit der FEM gelöst und anschließend analysiert.

2.3.2 Berechnung des Sicherheitsfaktors

Die Berechnung für die Standsicherheit-Analyse besteht aus zwei Phasen. In der ersten Phase wird der Spannungszustand mittels Eigengewicht (=“gravity loading“) berechnet und in der darauffolgenden Phase wird die sogenannte φ -c Reduktion (=“safety“) durchgeführt. Bei der φ -c Reduktion werden die Festigkeitsparameter gleichmäßig abgemindert. Die Startwerte φ_0 und c_0 werden vom Benutzer eingegeben und sind die Parameter des zu untersuchenden Bodens. Die kontinuierliche Reduktion erfolgt über folgende Formel:

$$FoS = \frac{\tan \varphi_0}{\tan \varphi_{Bruch}} = \frac{c_0}{c_{Bruch}}$$

Die Reduktion ist dann abgeschlossen, sobald der Bruchzustand sich einstellt.

2.4 Stoffgesetz

Stoffgesetze beschreiben das mechanische Verhalten eines Materials, in diesem Fall das Material Boden, in einer mathematischen Weise. Boden ist kein hergestelltes Material, wie Stahl oder Beton, sondern ein natürlich entstandenes und komplexes Material. Durch die starke Inhomogenität lässt sich ein Stoffgesetz mathematisch nur mit Annahmen aufstellen. In der heutigen Zeit gibt es noch kein allgemein gültiges Stoffgesetz und die Vielzahl an bekannten Stoffgesetze sind Versuche den Boden zu beschreiben, jedoch sind diese mit Bedacht zu wählen, denn jedes dieser Gesetze hat seine Stärken und Schwächen bzw. einen Gültigkeitsbereich. ([7] siehe auch: Grundbau Taschenbuch, Seite 241)

Stoffgesetze sind auch ein zentrales Thema bei Finite Elemente Analysen. In dieser Arbeit kommt hauptsächlich das linearelastisch-idealplastische Stoffgesetz auch Mohr-Coulomb-Stoffgesetz vor, welches in Folge beschrieben wird.

2.4.1 Mohr-Coulomb

Ein Stoffgesetz beschreibt das Spannungs-Verformungsverhalten eines Materials. Das Mohr-Coulomb-Modell (kurz MC-Modell) beschreibt ein linearelastisches-idealplastisches Materialverhalten unter Verwendung vom MC-Bruchkriterium. ([2] siehe auch: Material Models, Plaxis-Handbuch 2011)

2.4.1.1 Linearelastisch-idealplastisches Stoffgesetz

Die Plastizität ist definiert als irreversible Dehnungen. Um zu beurteilen, ob der Boden ins fließen (plastisch) kommt oder nicht, ist in der Berechnung mit der sogenannten Fließformel f geregelt. Die Fließformel ist eine Funktion von Spannungen und Verformungen (Dehnungen). Plastisches Fließen ist dann gegeben, wenn die Funktion den Wert $f=0$ annimmt. Ein idealplastisches Stoffgesetz ist ein Modell, mit einer fixierten (starren) Fließfläche (yield surface), diese Fläche ist definiert mit den Modellparametern und wird nicht beeinflusst durch plastische Dehnungen. Punkte mit einem Spannungszustand innerhalb der Fließformel zeigen ein elastisches Verhalten und alle Dehnungen sind reversibel.

Die Verformung (Dehnung) und Verformungsraten werden in einen elastischen und in einen plastischen Anteil aufgespalten:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \qquad \dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p$$

Mit dem Hook'schen Gesetz werden die Spannungsraten und die Verformungsraten verbunden mit:

$$\dot{\sigma}' = D^e \dot{\varepsilon}^e = D^e \cdot (\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^p)$$

Nach der klassischen Plastizitätstheorie (Hill, 1950), sind die plastischen Dehnungsraten proportional zur Ableitung der Fließfunktion in Bezug auf die Spannungsraten. Das bedeutet,

dass die plastischen Dehnungsraten als Normalen-Vektor auf die Fließoberfläche dargestellt werden können. Diese klassische Form der Theorie bezieht sich auf die assoziierte Plastizität. Für eine Mohr-Coulomb Fließfunktion würde die assoziierte Plastizität die Dilatanz überbewerten. Deshalb wird zusätzlich zur Fließformel noch eine plastische Potentialfunktion g eingeführt. Der Fall $g \neq f$ wird bezeichnet als nicht assoziierte Plastizität.

In Abbildung 7 sind in einem Spannungs-Dehnungsdiagramm die aufgespaltenen elastischen und plastischen Anteile dargestellt.

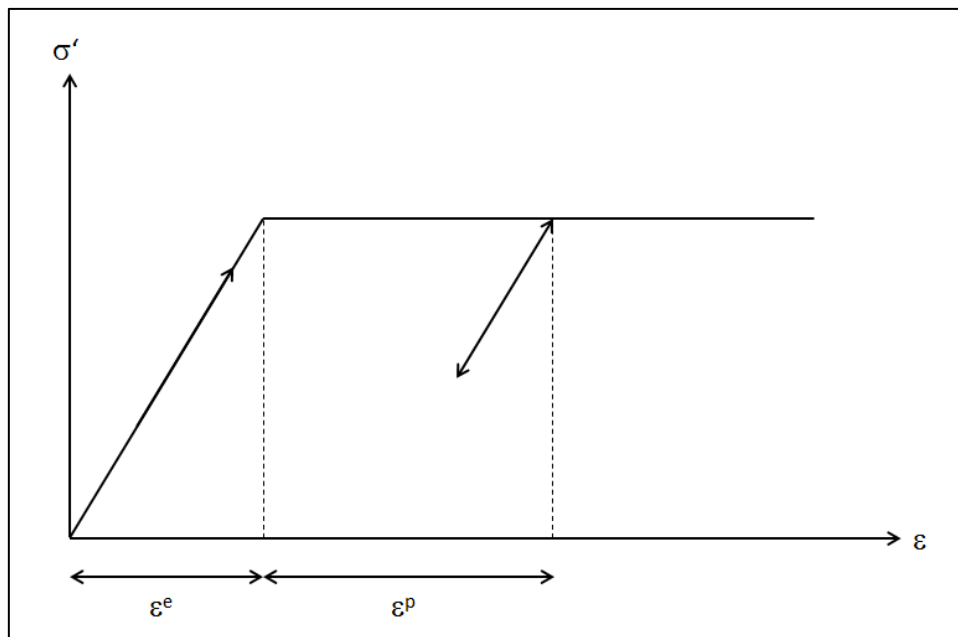


Abbildung 7: Linearelastische-idealplastische Materialverhalten

2.4.1.2 Formulierung des MC-Modells

Die Mohr-Coulomb Fließbedingung ist eine Erweiterung des MC-Bruchkriteriums für allgemeine Spannungszustände. Für die Hauptspannungen σ_1 und σ_3 ist die Fließbedingung wie folgt definiert:

$$f_{\{\sigma\}} = (\sigma_1 - \sigma_3) - (\sigma_1 + \sigma_3) \cdot \sin\varphi - 2c \cdot \cos\varphi$$

Wobei σ_1 die maximale und σ_3 die minimale Hauptspannung ist. Die volle MC-Fließbedingung besteht aus sechs Fließfunktionen f und ist bei $f=0$ erfüllt. Zusätzlich zu den Fließfunktionen besteht das MC-Modell aus weiteren sechs Potentialfunktionen g . Eine der sechs Funktionen ist:

$$g_{\{\sigma\}} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \cdot \sin\psi$$

Die sechs Fließbedingungen spannen in einem Hauptspannungsraum einen fixen hexagonalen Konus (siehe Abbildung 8) auf.

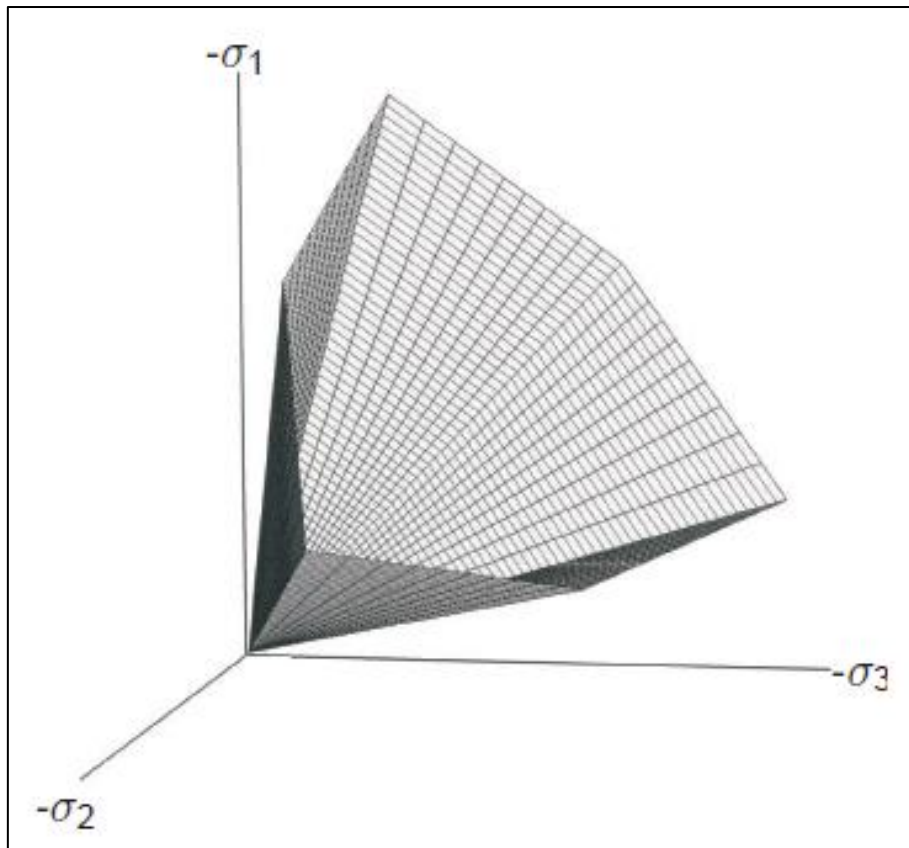


Abbildung 8: Mohr-Coulomb Fließflächen im Hauptspannungsraum ($c=0$) [2]

2.4.1.3 Umgang mit Zug im MC-Modell

Für den Fall, dass die Kohäsion $c > 0$ ist, erlaubt das MC-Kriterium Zug. Mit steigender Kohäsion nehmen die aufnehmbaren Zugspannungen zu. In der Realität kann das Material Boden keine bzw. sehr geringe Zugspannungen aufnehmen. In Plaxis wird dies mit der Option „tension-cut-off“ (kurz tco) gehandhabt. In diesem Fall, sind positive Hauptspannungskreise nicht erlaubt. Die tco-Option bedarf weiterer drei Fließfunktionen:

$$f = \sigma'_{1,2,3} - \sigma_t \leq 0$$

Als Standard werden Zugspannungen nicht zugelassen, jedoch kann für diesen Parameter σ_t bzw. „tension-cut-off“ der Benutzer eine Zugfestigkeit definieren.

2.4.1.4 Parameter für das MC-Modell

Folgende Basisparameter sind für ein MC-Modell notwendig:

Elastizitätsmodul	E	[kN/m ²]
Poisson Zahl	ν	[-]
Kohäsion	c	[kN/m ²]
Reibungswinkel	φ	[°]
Dilatanzwinkel	ψ	[°]

2.5 Fließregel

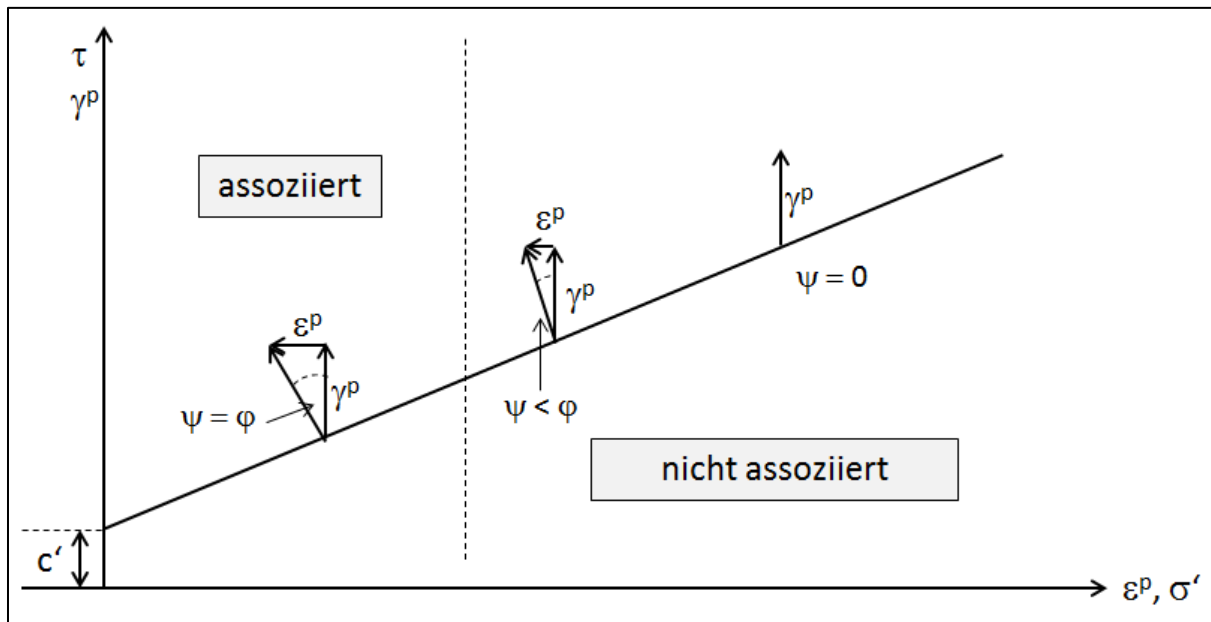


Abbildung 9: Assoziierte und nicht assoziierte Fließregel im σ - τ Diagramm

2.5.1 Assoziierte Fließregel

Wie bereits im Abschnitt 2.4.1.1 erwähnt, besagt eine assoziierte Fließregel, dass die plastische Dehnungsrate normal auf die Fließkurve gerichtet ist. Somit gilt mit dem Coulomb'schen Bruchkriterium, dass der Dilatanzwinkel ψ gleich dem Reibungswinkel φ des Materials (Boden) ist. Somit gilt $\psi = \varphi$ gezeigt in der Abbildung 9 auf der linken Seite. Bei Laborversuchen wurde beobachtet, dass die Volums-Zunahme von einer Bodenprobe geringer war als die assoziierte Fließregel besagte und das Verhalten des Bodens unterschiedlich ist, dennoch gibt es Vorteile, eine assoziierte Fließregel zu verwenden. Zum Beispiel die Grenztheoreme der Plastizität sind nur mit einer assoziierten Regel bewiesen. (Davis E.H., 1968)

2.5.2 Nicht-assoziierte Fließregel

Eine nicht-assoziierte Fließregel ist dort, wo die plastischen Dehnungsraten anders als normal auf die Fließkurve zeigen. Im Allgemeinen wird angenommen, dass der Dilatanzwinkel geringer als der Reibungswinkel eines Materials (Boden) ist. Auf der rechten Seite in Abbildung 9 sind zwei Beispiele gezeigt. Einmal ist der Dilatanzwinkel gleich null, dies bedeutet es gibt keine Volums-Änderung und der andere Fall zeigt einen Dilatanzwinkel größer null, jedoch kleiner als der Reibungswinkel. Eine nicht-assoziierte Fließregel ermöglicht ein realitätsnäheres modellieren eines Bodenverhaltens, denn die meisten Böden haben einen geringeren Dilatanzwinkel als dessen Reibungswinkel.

3 Verwendete Software

Stabilitätsuntersuchungen mit Computerunterstützender Software für geotechnische Problemstellungen sind in der heutigen Zeit Stand der Technik. Die ersten Software-Produkte haben sich mit einer Grenz-Gleichgewicht-Formulierung bereits in den 70iger Jahren des vorigen Jahrhunderts entwickelt. Ebenso gehören Finite Elemente Analysen, unter Berücksichtigung von konstitutiven Gesetzmäßigkeiten, zum heutigen Stand der Technik und ersetzen und/oder unterstützen altbewehrte Methoden.

In diesem Abschnitt sind die verwendeten Software-Produkte kurz beschrieben. Dabei steht im Vordergrund die Funktionsweise bei Stabilitätsuntersuchungen und es ist keine Vollständige Erläuterung auf alle Möglichkeiten dieser Softwarepakete.

Die verwendeten Programme sind:

- Slope/W
- Slide 6.0
- Plaxis 2D

Slope/W wurde für eine Vorstudie dieser Arbeit verwendet und mit der Software Slide 6.0 verglichen und die einzelnen Verfahren (siehe 2.2.5) mit einer Handrechnung nachgerechnet. Dabei wurde eine homogene Böschung ohne hydrologischen Einfluss auf die Stabilität untersucht und die einzelnen Darstellungsmethoden und Ergebnisse gegenübergestellt.

Aus dieser Studie geht hervor, dass für den Vergleich mit dem dritten Softwarepaket Plaxis 2D sich die Software Slide 6.0 mit dem Morgenstern-Price Verfahren eignet. Dabei ist nicht der Unterschied in den Sicherheitsberechnungen ausschlaggebend, denn es gab keine nennenswerten Abweichungen. Die Ergebnisse des Sicherheitsfaktors, bei der gewählten Böschung, korrelierten mit Abweichungen kleiner 0,5%, ausschlaggebend waren die Möglichkeit der Darstellung der Ergebnisse und Ausgabe bestimmter Parameter bzw. Werte der Stabilitätsberechnung.

3.1 Slope/W

Slopw/W wurde von GEO-SLOPE International in Kanada entwickelt und ist eine CAD Software, welche zur Berechnung des Sicherheitsfaktors von Böschungen aus Lockergestein und Gestein verwendet wird. Diese Software basiert auf der Theorie des Grenzgleichgewichts und enthält die gebräuchlichsten Lamellenverfahren. Diese Software ist in der Lage einfache sowie komplexe Problemstellungen zu berechnen. Homogene Böschungen oder mehrschichtige Modelle mit unterschiedlichen hydrologischen Eigenschaften, sowie Lasten und Strukturelemente sind in diesem Programm modellierbar. Des Weiteren ist Slope/W ein Teil von einem größeren Softwareangebot des Herstellers GEO-SLOPE. Es ist erweiterbar und kombinierbar mit Spannungs-Verformungs-, dynamischen Erdbeben- und thermischen Analysen, um nur einige zu nennen.

Das Programm berechnet automatisch kreisförmige und nicht-kreisförmige Gleitflächen, jedoch stehen dem Benutzer unterschiedliche Möglichkeiten offen individuelle einzelne bzw. mehrere Gleitflächen einzugeben und diese anschließend zu berechnen. Dabei handelt es

sich in erster Linie um die Optionen: „Grid and Radius“ und „Entry and Exit“. Bei „Grid and Radius“ wird ein Gitternetz über der zu untersuchenden Böschung aufgespannt und im Modell Begrenzungslinien eingetragen. Jeder Kreuzungspunkt des Gitternetzes bildet einen Mittelpunkt für einen Gleitkreis, dabei variiert der Radius von den unterschiedlichen Mittelpunkten zu den Begrenzungslinien bzw. Tangentelinien. In der Berechnung werden alle Möglichkeiten untersucht und als Ergebnis wird die kritische Gleitfläche mit dem geringsten Sicherheitsfaktor ausgegeben. Bei der „Entry and Exit“ Option wird der Anfang bzw. das Ende der Gleitkreise an der Oberfläche des Modells definiert. Somit wird jeder Schnittpunkt der Oberfläche im definierten Eintrittsbereich des Gleitkreises mit jedem Schnittpunkt der Oberfläche im definierten Austrittsbereich untersucht und ebenfalls wird der kritische Gleitkreis mit dem geringsten Sicherheitsfaktor ausgegeben.

Alle weiteren Möglichkeiten die im Slope/W zur Verfügung stehen können im Handbuch von Slope /W 2007 4th Edition nachgelesen werden, da diese Software für diese Arbeit nur in einer Vorstudie verwendet wurde, wird hier nicht mehr eingegangen.

3.2 Slide 6.0

Slide wurde von Rocscience Inc. in Toronto, Kanada entwickelt und ist ebenso wie Slope/W eine Software zur analytischen Stabilitätsberechnungen von Böschungen aus Lockergestein und Gestein. Die Theorie hinter der CAD Software basiert auf dem Grenzgleichgewichtsverfahren und beinhaltet die Lamellenverfahren, welche im Abschnitt 2.2.5 aufgelistet sind. Es berechnet kreisförmige und nicht kreisförmige Gleitflächen von einfachen und komplexen Modellen. Hydrologische Randbedingungen (Wasserspiegel, Porenwasserdrücke, Strömungen,...), Lasten und Strukturelemente (Anker, Nägel) können modelliert werden.

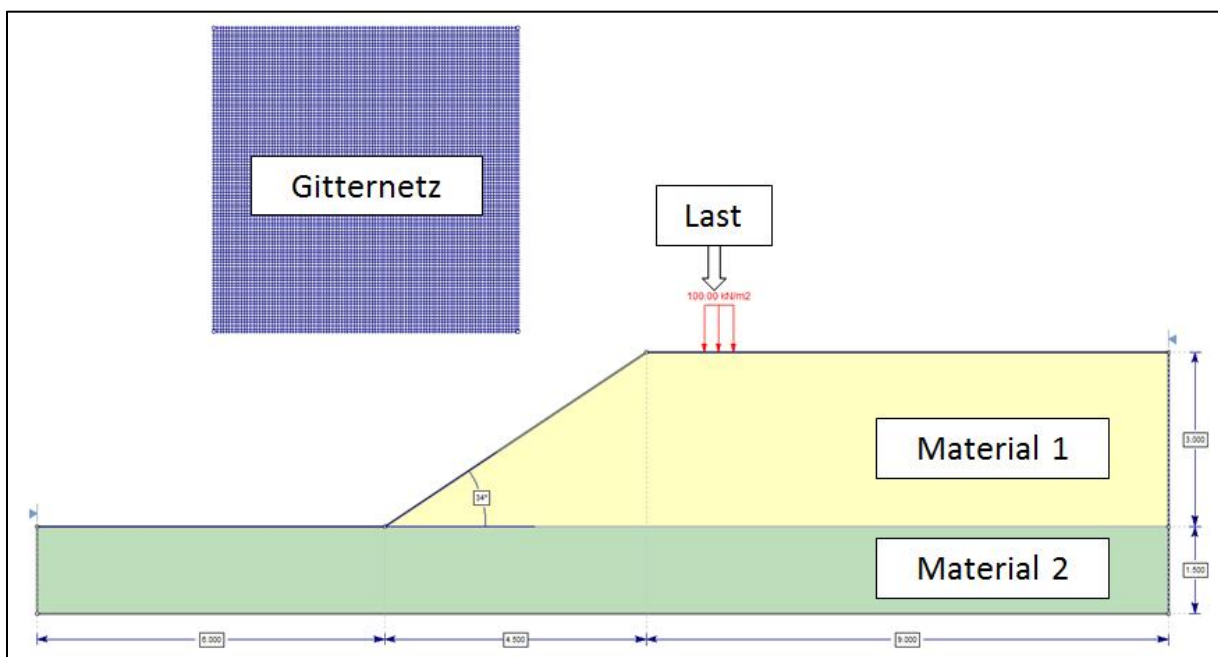


Abbildung 10: Modellbeispiel in SLIDE vor Berechnung

Die zu untersuchenden Gleitkreise werden anhand eines automatischen bzw. individuellen aufgespannten Gitternetzes (Abbildung 10) berechnet. Dabei bestimmt der Benutzer die Anzahl an Gitterpunkten und die Anzahl der Radiusinkremente je Mittelpunkt. Das Programm

berechnet die kritische Gleitfläche mit dem minimalsten Sicherheitsfaktor, anschließend können alle berechneten Gleitkreise angezeigt werden.

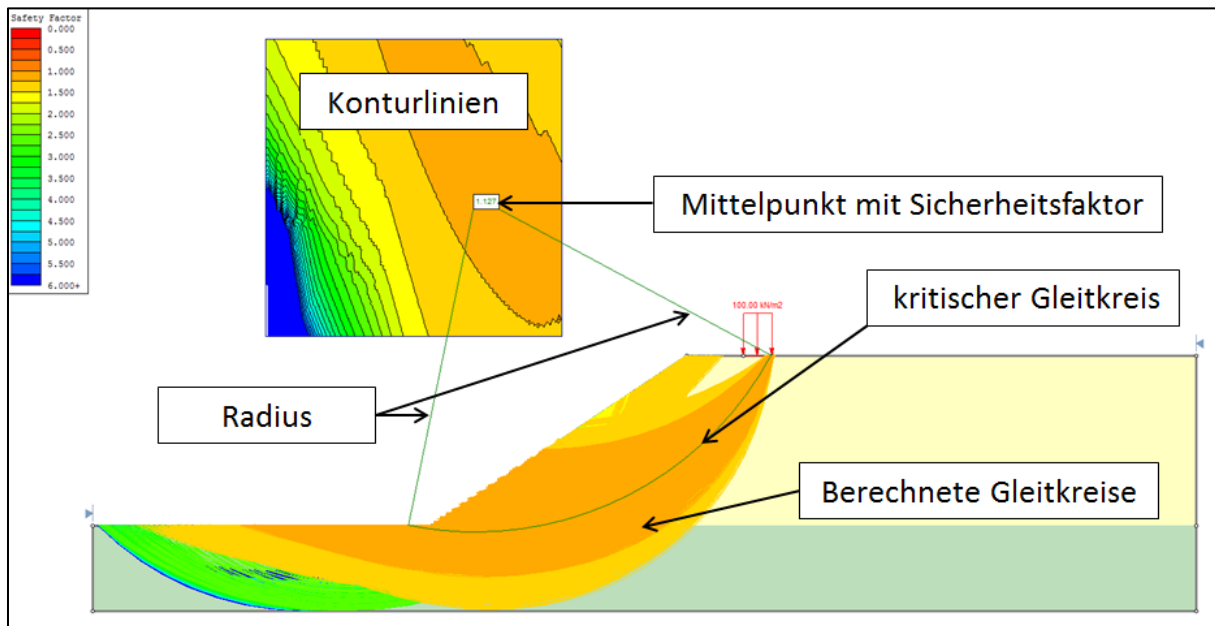


Abbildung 11: Modellbeispiel in SLIDE nach Berechnung

Im Ergebnis-Fenster, werden mittels Konturfarben (Shadings) im zuvor aufgespannten Gitternetz, die berechneten Gleitkreise mit dem geringsten Sicherheitsfaktoren je Mittelpunkt angezeigt. In Abbildung 11 ist ein Ergebnis einer Slide-Berechnung dargestellt. Der Gleitkreis mit dem minimalsten Sicherheitsfaktor wird im Mittelpunkt hervorgehoben, im Böschungsbereich sind alle berechneten Gleitflächen abgebildet, wobei Anfang und Ende der kritischen Gleitfläche mit zwei Linien (Radius) mit dem Mittelpunkt verbunden sind.

Für diese Arbeit wurden die Berechnungen und Ergebnisse im Lamellenverfahren von Morgenstern und Price, welche auf der Grenz-Gleichgewichts-Theorie basiert, mit der Softwareversion Slide 6.0 durchgeführt und mit den Berechnungen und Ergebnissen aus Plaxis 2D (FE-Analyse) gegenübergestellt, diese werden im Abschnitt 4 behandelt.

3.3 Plaxis 2D

Die Plaxis 2D ist eine Software für Finite Elemente Analysen im Lockergestein und Gestein. Plaxis 2D wurde von Plaxis BV mit Kooperation einiger Universitäten wie zum Beispiel die DUT in den Niederlanden und die NTNU in Norwegen, aber auch die Technische Universität Graz in Österreich entwickelt und wird ständig weiterentwickelt.

Mit dieser FE basierten Kodierung lassen sich unterschiedlich einfache wie komplexe Problemstellungen in der Geotechnik lösen, unter anderem Stabilitätsuntersuchungen von Böschungen. Die Software enthält verschiedene Stoffgesetze von einfachen Gesetzen wie Mohr-Coulomb bis zu komplexeren wie Hardening Soil (HS-Model) oder hardening-soil-stiffness-Gesetzen (HSS-Model). Ebenso lassen sich einfache wie komplexe hydrologische Randbedingungen und Strukturelemente wie zum Beispiel Anker, Geotextilien usw. modellieren.

Wie bereits erwähnt, wurden die aus dem Grenzgleichgewicht basierenden Berechnungen aus Slide mit den Berechnungen bzw. Ergebnissen aus Plaxis 2D gegenübergestellt, welche nun im folgenden Abschnitt vorgestellt werden.

Alle weiteren Möglichkeiten die im Plaxis 2D zur Verfügung stehen und in dieser Arbeit nicht behandelt werden, können im [2] Handbuch von Plaxis nachgelesen werden, da diese Software in dieser Arbeit nur für Stabilitätsberechnungen verwendet wurde.

4 Stabilitätsberechnungen von Dammbauwerken

4.1 Allgemeine Einführung

Modellierungen von Geotechnische Problemstellungen in Berechnungsverfahren aller Art und insbesondere in der Geotechnik sind mit Annahmen verbunden. Bei Modellen die Lockergestein in der Natur beschreiben, ist in erster Linie der Boden an sich, mit seiner Inhomogenität und Anisotropen Eigenschaft nicht so genau erfassbar, dass diese in der heutigen Zeit in ein „perfektes“ Modell ohne Annahmen übertragbar wären. Auf der anderen Seite bedarf es gewissen Annahmen, um die Problemstellungen in den Berechnungsverfahren zu lösen. Einige dieser wurden bereits im Abschnitt 2.2.3 in Bezug auf das Grenzgleichgewichtsverfahren vorgestellt.

Durch den technischen Fortschritt öffnen sich neue Möglichkeiten, so war es zum Beispiel nicht möglich numerische Berechnungen ohne einer gewissen Rechenleistung von Computern zu lösen. Dennoch gab es bereits vor der Verbreitung von Rechnern, Verfahren die geotechnische Problemstellungen, insbesondere Stabilitätsberechnungen, berechenbar machten.

Durch die Kenntnis und Verbesserung der bereits seit 50 Jahren bekannten Verfahren und im stärker dominierenden numerischen Berechnungen der heutigen Zeit, welche mittlerweile den Status: Stand der Technik erreicht haben, kommen dennoch unter gewissen Umständen Abweichungen in den Ergebnissen vor. Dabei sind Fehler in der Handhabung oder Unkenntnis ausgeschlossen. Diese Abweichungen treten nicht nur bei hoch komplexen Problemstellungen, sondern auch bei stark idealisierten Modellen auf.

Wie bereits erwähnt, handelt diese Arbeit von Abweichungen die bei Stabilitätsberechnungen von Dammbauwerken aufgetreten sind. Diese Abweichungen beziehen sich auf Unterschiede im Sicherheitsfaktor im Vergleich zwischen den Ergebnissen, von Berechnungen im Lamellenverfahren und den FE-Analysen. Nachdem jedoch am Anfang nicht bekannt war, wann diese Abweichungen auftreten, musste eine Vielzahl an Berechnungen durchgeführt werden bis das Problem eingegrenzt werden konnte.

In den nächsten Abschnitten sind die wichtigsten Berechnungen und Ergebnisse dargestellt, jedoch auch Berechnungen die nicht zielführend waren, sind erwähnt und im Anhang beigefügt. Zuvor wird jedoch das Ausgangsmodell der Berechnungen in den beiden Programmen vorgestellt und beschrieben.

4.2 Berechnungen des Sicherheitsfaktors in Slide und Plaxis

4.2.1 Geometrie des Ausgangsmodells

Für den Beginn der Arbeit wurde eine 10 m hohe Böschung, von links nach rechts steigend, mit einem Neigungsverhältnis von 1:2 ($=63,4^\circ$) und hinter der Böschungskrone noch eine Länge von 10 m gewählt. Die Böschung ist in Abbildung 12 in Slide dargestellt. Die Oberfläche der Böschung ist vom Böschungsfuß bis an das Ende der Krone definiert und das Gitternetz ist vor der Böschung wie abgebildet situiert.

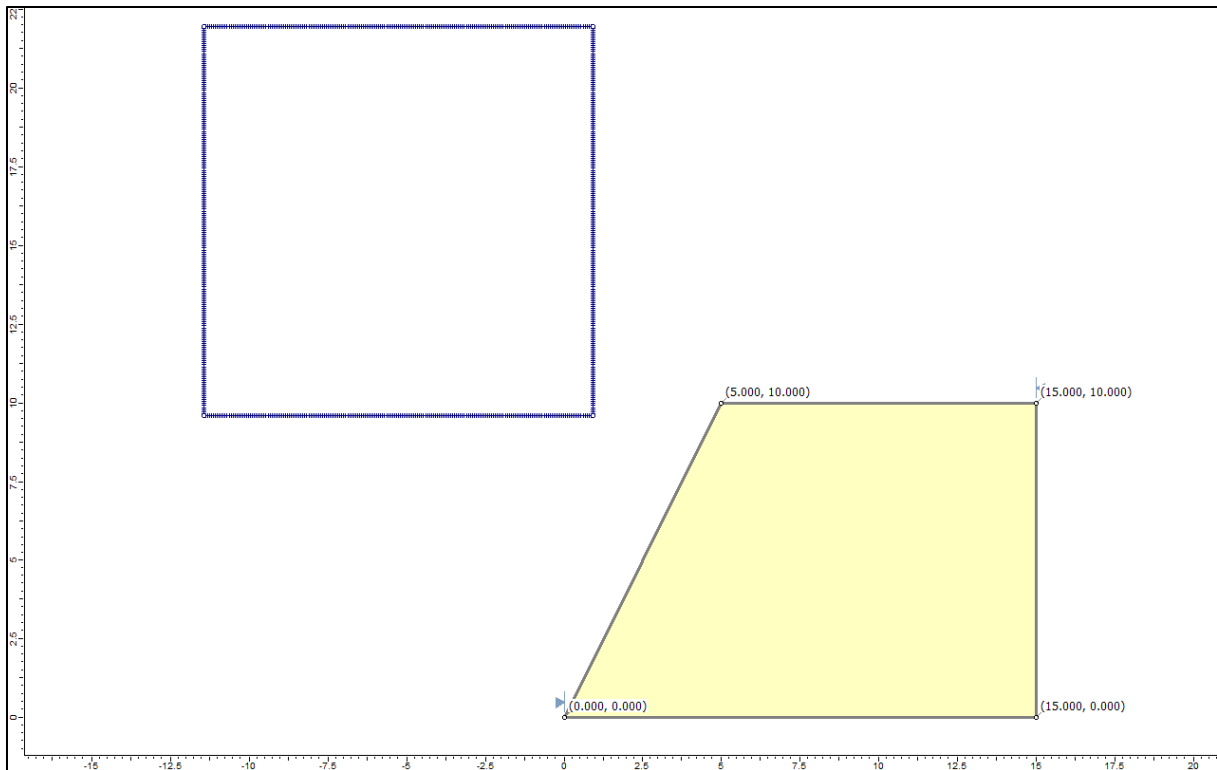


Abbildung 12: Modellabmessungen mit Gitternetz in Slide

4.2.2 Bodenparameter und Berechnungsablauf

Die Böschung wird mit einem homogenen Aufbau ohne jegliche hydrologische Einflüsse modelliert, dabei sind die Berechnungsparameter folgende:

- Wichte $\gamma = 20,0$ [kN/m³]
- E-Modul $E = 10000$ [kPa]
- Poisson-Zahl $\nu = 0,35$ [-]

Der Reibungswinkel φ wurde variiert und hatte die folgenden Werte:

- Reibungswinkel $\varphi = 15^\circ / 22,5^\circ / 30^\circ / 35^\circ / 40^\circ / 45^\circ / 50^\circ$

Die Kohäsion c war nicht gegeben, denn das Ziel der Berechnung war, zu den gegebenen Bodenparametern (γ, E, ν) und Reibungswinkeln φ den Sicherheitsfaktor (FoS) zu berechnen, die den Wert 1,1 und 1,3 als Ergebnis liefern.

Mohr-Coulomb wurde als Stoffgesetz bzw. Bruchkriterium verwendet.

In einer Vorstudie wurde bereits definiert, dass mit dem Grenz-Gleichgewichtsverfahren nach Morgenstern-Price die Böschung berechnet wird, da dieses Verfahren alle Kräfte und Gleichgewichtsbedingungen berücksichtigt bzw. erfüllt. Ebenso wurden Berechnungsparameter (Lamellenanzahl = 50, Iterationsschritte = 100 und Toleranz im FoS = 0,005) die das Ergebnis von vornherein beeinflussen können so definiert, dass sie keinen Einfluss mehr auf das Ergebnis haben. Das Gitternetz wurde mit 200 mal 200 Gitterpunkten gegliedert und je Knotenpunkt bzw. Mittelpunkt wurden 30ig Gleitkreise mit unterschiedlichem Radius untersucht.

4.2.3 Ergebnisse aus Slide mit geforderter Kohäsion

In folgender Tabelle sind mit den geforderten Sicherheiten zu den gegebenen Reibungswinkeln die eingegebene Kohäsion aufgelistet. Dabei entspricht das grün hinterlegte Tabellenfeld einem FoS von 1,1 und das Blau hinterlegte einem FoS von 1,3, im Morgenstern-Price Verfahren.

Tabelle 7: Ergebnisse in Slide für FoS 1,1 und 1,3

Reibungswinkel φ	Kohäsion c	Verfahren - Slide
[°]	[kPa]	Morgenstern-Price
15	26,5	1,135
	33,0	1,300
22,5	21,5	1,097
	28,0	1,321
30	17,0	1,101
	23,0	1,312
35	14,0	1,105
	19,5	1,296
40	11,0	1,107
	16,0	1,296
45	8,0	1,100
	12,5	1,293
50	5,5	1,105
	9,5	1,306

Die Kohäsion wurde in 0,5 kPa Schritten variiert und der Nähere an den geforderten FoS verwendet. Zudem wurde diese Berechnung in mehreren Verfahren berechnet, wobei die Ergebnisse im Anhang (a-1) enthalten sind. Je geringer der Reibungswinkel, desto größer muss der Wert der Kohäsion sein, damit die geforderten FoS erreicht werden. Diese Ergebnisse waren die Grundlage für die Berechnung und den anschließenden Vergleich in Plaxis 2D.

4.2.4 Modell und Ergebnisse der Berechnung in Plaxis

In Plaxis wurden dieselbe Geometrie, die vorgegebenen und berechneten Bodenparameter (Abschnitt 4.2.2 und Tabelle 7) eingegeben. Das Modell an sich wurde mit 15-knotigen Elementen in 2D modelliert. In den letzten fünf Metern des Modells wurde das Netz nicht so stark verfeinert wie im Böschungsbereich, insgesamt wurden rund 2900 Boden-Elemente generiert. Die Berechnung gliederte sich in zwei Phasen, wobei die erste Phase (=“gravity loading“) den Spannungszustand in der Böschung mittels Gravitation und Eigengewicht generiert und die zweite Phase (=“safety“) die eigentliche Berechnung der Standsicherheit durch die φ -c Reduktion darstellt.

Die Berechnung jeder Böschung wurde in Plaxis assoziativ ($\psi=\varphi$) und nicht assoziativ ($\psi=0$) (assoziative Berechnung in Plaxis siehe: 2.5.1) berechnet.

In Abbildung 13 sind beispielhaft ein Modell in Plaxis nach Netzgenerierung und die Versagensfigur gezeigt.

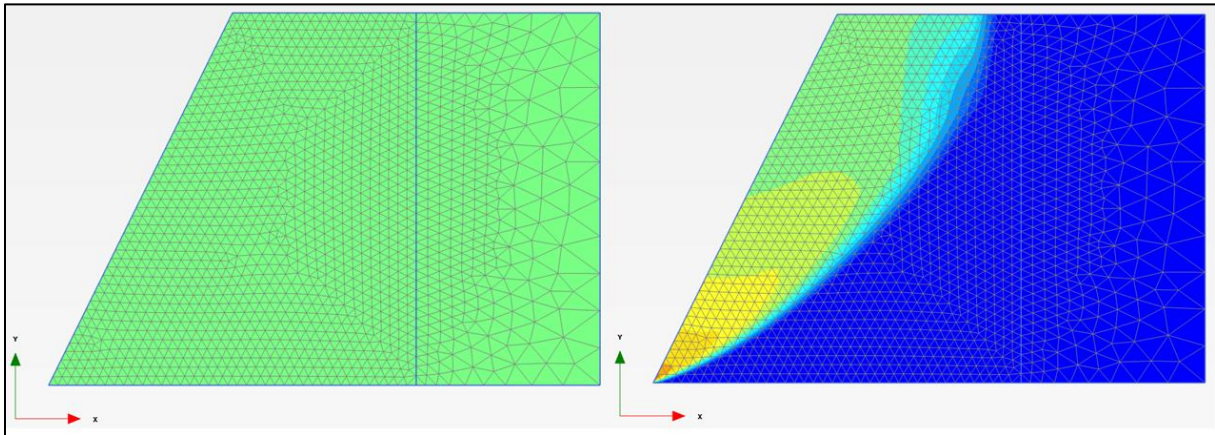


Abbildung 13: Plaxis-Modell Netzgenerierung (links) und Versagensfigur (rechts)

Tabelle 8: Ergebnisse und Gegenüberstellung von Slide und Plaxis

Gegenüberstellung Plaxis 2D vs. Slide 6.0				
Festigkeitsparameter		Slide 6.0 - FoS	Plaxis 2D	
Reibungswinkel φ	Kohäsion c	Morgenstern-Price	FoS mit $\varphi = \psi$	FoS mit $\psi = 0$
[°]	[kPa]	[-]	[-]	[-]
15	29,0	1,194	1,035	1,013
	33,0	1,300	1,131	1,112
22,5	21,5	1,097	1,018	0,931
	28,0	1,321	1,187	1,134
30	17,0	1,097	1,056	0,930
	23,0	1,308	1,230	1,139
35	14,0	1,103	1,074	0,859
	19,5	1,299	1,247	1,126
40	11,0	1,105	1,082	0,867
	16,0	1,294	1,260	1,108
45	8,0	1,098	1,080	0,814
	12,5	1,292	1,266	1,083
50	5,5	1,104	1,085	0,797
	9,5	1,305	1,286	1,060

Bei dieser Tabelle sind die zuvor berechneten Festigkeitsparameter und die aus der Berechnung erhaltenen FoS von 1,1 und 1,3 nochmals aufgelistet und in der blauen und grünen Spalte die FoS aus Plaxis. Es gibt in dieser Tabelle zwei wesentliche Unterschiede anzumerken. In erster Linie der Unterschied der beiden Plaxis-Berechnungen zwischen assoziativen und nicht assoziativen Berechnung, wobei die nicht assoziativen FoS immer unter den $\psi=\varphi$ Berechnungen liegen. Dieser Unterschied ist bekannt und wurde im Abschnitt 2.5 erläut-

tert. Dabei ist anzumerken, je höher der Reibungswinkel und geringer die Kohäsion, desto größer wird die Differenz.

Der zweite Unterschied geht genau in die andere Richtung und zwar je höher der Reibungswinkel und je geringer die Kohäsion, desto geringer bis eigentlich nicht nennenswert wird die Differenz zwischen Morgenstern-Price (=M-P) und Plaxis ($\psi=\varphi$). Bei einem Reibungswinkel von 50° und einer Kohäsion von 9,5 kPa ist die Differenz gerade 0,019, jedoch bei einem $\varphi = 15^\circ$ und $c=29$ kPa ist die Differenz mit 0,159 um eine Zehnerpotenz größer und nicht mehr vernachlässigbar. Die 0,019 Abweichungen könnten mit unterschieden in Verfahren bzw. Modellbildung auftreten und können akzeptiert werden, die Abweichung von 0,159 sind 13,3% Abweichung in der Beurteilung der Sicherheit und inakzeptabel, denn bei dem Ergebnis von Plaxis wird die Böschung als gerade noch standfest beschrieben und im M-P Verfahren sind noch Reserven vorhanden.

In den folgenden Abschnitten werden die Überlegungen und Berechnungen, welche durchgeführt wurden um eine Lösung für das Auftreten dieser Differenz im Sicherheitsfaktor in den zwei unterschiedlichen Berechnungsverfahren, dargestellt. Die erste Berechnung war für den Beweis des Auftretens von Abweichungen und für die Ausgangslage wichtig.

4.3 Chronologie der Berechnungen

Nach dem Auftreten der Abweichungen ging es darum, die Parameter einzugrenzen, die für dieses Phänomen verantwortlich waren. Die Berechnungen die durchgeführt wurden können in drei Gruppen unterteilt werden. Die Gruppen sind:

- Variation des Reibungswinkels φ und der Böschungsneigung β
- Kombinationen mit Reibungswinkel φ , Kohäsion c und Böschungsneigung β
- Boden mit $\varphi = 0$ bzw. mit $c=0$

Nachdem mit steigendem Reibungswinkel die Abweichungen kleiner wurden, lag es nahe einen Bereich mit geringen Reibungswinkeln und keiner bis geringer Kohäsion zu untersuchen. Zudem waren die Abweichungen bei flachen Böschungsneigungen höher als bei den steileren, deshalb wurden die ersten Berechnungen bei flachen Böschungsneigungen durchgeführt und anschließend die Neigung gesteigert.

Diese Gruppe an Berechnungen brachte nicht den gewünschten Erfolg und die Abweichungen im Sicherheitsfaktor sind nicht mehr so stark ausgeprägt wie sie beim Ausgangsbeispiel aufgetreten sind. Im Gegenteil die Ergebnisse des FoS aus Slide und Plaxis korrelierten bis auf wenige Tausendstel. Diese Ergebnisse werden kurz tabellarisch im nächsten Abschnitt dargestellt.

Die beiden anderen Gruppen werden nach dem Abschnitt der Berechnungen ohne nennenswerte Abweichungen dargestellt.

4.4 Berechnungen ohne nennenswerte Abweichungen

In der Tabelle 9 sind die Ergebnisse der Standsicherheitsuntersuchung einer 15° geneigten Böschung mit einer Böschungshöhe von 10 m. Dabei wird der Reibungswinkel von 10° bis 50° in 5°-Schritten variiert und zu jedem eine Berechnung mit einer Kohäsion von 0, 10 und 20 kN/m², durchgeführt. Alle anderen Bodenparameter sind wie unter Abschnitt 4.2.2 beschrieben.

Tabelle 9: Variation des Reibungswinkels bei flacher (15°) Böschungsneigung

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Δ FoS
15°	10,0	0,0	0,658	0,001	/
		10,0	1,278	1,270	0,008
		20,0	1,701	1,693	0,008
	15,0	0,0	1,000	1,010	-0,010
		10,0	1,692	1,682	0,010
		20,0	2,155	2,143	0,012
	20,0	0,0	1,359	1,371	-0,012
		10,0	2,112	2,100	0,012
		20,0	2,608	2,594	0,014
	25,0	0,0	1,740	1,756	-0,016
		10,0	2,551	2,535	0,016
		20,0	3,075	3,058	0,017
	30,0	0,0	2,155	2,174	-0,019
		10,0	3,018	3,002	0,016
		20,0	3,571	3,545	0,026
	35,0	0,0	2,614	2,639	-0,025
		10,0	3,528	3,507	0,021
		20,0	4,109	4,082	0,027
	40,0	0,0	3,123	3,162	-0,039
		10,0	4,096	4,078	0,018
		20,0	4,708	4,679	0,029
	45,0	0,0	3,733	3,769	-0,036
		10,0	4,750	4,732	0,018
		20,0	5,392	5,363	0,029
	50,0	0,0	4,448	4,487	-0,039
		10,0	5,524	5,508	0,016
		20,0	6,194	6,159	0,035

Die Ergebnisse aus Slide und Plaxis zeigen eine maximale Differenz von 0,04. Dieser Unterschied ist verhältnismäßig klein in Bezug auf die Unterschiede von 0,159, welche bei der Ausgangsberechnung erzielt wurden. Bei den Berechnungen mit einer Kohäsion c=0 ist auffallend, dass die assoziierte Berechnung von Plaxis ($\psi=\varphi$) höher ist als der FoS von Slide. Für diese Berechnung wurde auch die nicht assoziierte Plaxis-Rechnung ($\psi=0$) durchgeführt

und wie erwartet sind diese Ergebnisse viel kleiner als die der assoziierten Berechnungen (siehe Anhang(b-1 und b-3)). In der ersten Zeile der Tabelle ist der Wert für den FoS bei beiden Spalten kleiner als eins, das bedeutet die Böschung ist mit diesen Festigkeitsparametern nicht standsicher. Beide Programme berechnen jedoch die FoS trotzdem, bzw. bei Plaxis ergibt sich die Sicherheit aus dem Prozentsatz an Eigengewicht (M_{Weight}), die in der ersten Phase in das System eingebracht wurde. Dabei ist das System bei diesem Modell nicht über 1 % des Eigengewichts gekommen, bevor die Böschung schon versagt hat.

Nachdem die Berechnungen bei einer flachen Böschung bei keinem der gewählten Festigkeitsparameter Abweichungen im FoS aufgezeigt haben, wurden die Böschungsneigungen gesteigert. Dieselbe Berechnung wurde mit einer Neigung von 30° und 45° durchgeführt (siehe Anhang(b-2)). Das Ergebnis war jedoch dasselbe wie bei der flachen Böschung – keine Abweichungen im FoS zwischen Slide und Plaxis.

Durch einzelne Berechnungen, bei denen einzelne Parameter variiert wurden (φ , c), konnten in gewissen Kombinationen Abweichungen festgestellt werden, deshalb wurde eine größere Anzahl an Kombinationen berechnet.

In der Tabelle 10 sind die Ergebnisse die zu der anschließenden Berechnungen geführt hat.

Tabelle 10: Übersicht: Steile Böschungen mit Festigkeitsparametervariation

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	$\psi = 0$ (Plaxis)
55,0	15,0	25,0	1,126	1,064	1,042
		30,0	1,281	1,198	1,181
	30,0	15,0	1,177	1,153	1,059
		20,0	1,350	1,318	1,231
	45,0	5,0	1,153	1,133	0,876
		10,0	1,403	1,385	1,141
60,0	15,0	27,5	1,174	1,049	1,028
		32,5	1,316	1,174	1,155
	30,0	20,0	1,251	1,208	1,118
		25,0	1,411	1,355	1,273
	45,0	10,0	1,268	1,244	1,056
		15,0	1,475	1,445	1,275
65,0	15,0	35,0	1,308	1,151	1,130
		40,0	1,447	1,264	1,250
	30,0	25,0	1,329	1,249	1,162
		30,0	1,504	1,381	1,299
	45,0	15,0	1,343	1,312	1,135
		20,0	1,526	1,483	1,308

Das Modell dieser Berechnungen wurde mit derselben Wichte, E-Modul und Poisson Zahl und derselben Geometrie, bis auf die Böschungsneigung, modelliert. Es wurden drei Neigungen (55°, 60° und 65°) gewählt und ein niedriger, ein mittlerer und ein hoher Reibungswinkel (15°, 30° und 45°) mit unterschiedlichen Kohäsionen berechnet. Die FoS der nicht

assozierten Berechnung in Plaxis lagen immer unter den Werten der assoziierten Ergebnisse, daher werden in Folge nur mehr die assoziierten Plaxis-Ergebnisse mit denen aus dem Morgenstern-Price Lamellenverfahren aus Slide verglichen.

Tabelle 11: Böschung mit 55° Neigung

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Δ FoS
55,0	15,0	25,0	1,126	1,064	0,062
		30,0	1,281	1,198	0,083
	30,0	15,0	1,177	1,153	0,024
		20,0	1,350	1,318	0,032
	45,0	5,0	1,153	1,133	0,020
		10,0	1,403	1,385	0,018

In Tabelle 11 sind nochmals die Ergebnisse dargestellt und in der letzten Spalte ist die Differenz der beiden Verfahren als Δ FoS über allen Kombinationen aus φ und c enthalten. Bei einer steilen Böschung, bei der der Reibungswinkel viel kleiner als die Böschungsneigung ist, bedarf es einer viel höheren Kohäsion, damit eine Sicherheit über 1,0 sich ergibt. Dadurch ist die Kohäsion viel größer bei einem dementsprechend kleinem Reibungswinkel. Interessant dabei ist, dass bei einem $\varphi=15^\circ$ und einer Kohäsion von $c=30$ kN/m² eine wesentlich höhere Abweichung zwischen den zwei Verfahren ergibt als beim umgekehrten Fall. Denn in den letzten zwei Zeilen ist der Unterschied um ein Viertel kleiner, bei ca. der gleichen Sicherheit. Bei einer zusätzlichen Steigerung der Böschungsneigung wird dieses Phänomen noch verstärkt. Dazu die folgende Tabelle:

Tabelle 12: Böschung mit 65° Neigung

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Δ FoS
65,0	15,0	35,0	1,308	1,151	0,157
		40,0	1,447	1,264	0,183
	30,0	25,0	1,329	1,249	0,080
		30,0	1,504	1,381	0,123
	45,0	15,0	1,343	1,312	0,031
		20,0	1,526	1,483	0,043

In Tabelle 12 ist eine Böschung mit einer Neigung von 65°, somit eine Steigerung der Neigung um 10°. Die drei unterschiedlichen Reibungswinkel wurden beibehalten und die Kohäsion wurde angepasst, damit der FoS zwischen 1,0 und 1,5 liegt. Ein ähnliches Ergebnis wie bei der 55° geneigten Böschung, denn mit zunehmendem Reibungswinkel wird die Differenz im FoS der beiden Berechnungen kleiner. Bei den ersten beiden Zeilen jedoch, ist die Differenz nun bei 0,157 bzw. 0,183. Diese Abweichungen sind nicht mehr vernachlässigbar und es bedarf einer genaueren Interpretation. Nach dieser Berechnung und nach den Ergebnissen zufolge, kann davon ausgegangen werden, dass mit zunehmendem Reibungswinkel die Abweichungen verschwinden. Dies konnte jedoch bei den Berechnungen mit den flachen

Böschungen nicht beobachtet werden. Eine weitere Möglichkeit für die Abweichungen könnte die steigende Kohäsion sein, denn bei den flachen Böschungen war keine hohe Kohäsion von Bedarf und somit würde sich das nicht Auftreten von Abweichungen erklären lassen. Um diese Hypothese zu bestätigen, wurde eine größere Rechnung durchgeführt, die im folgenden Abschnitt genauer beschrieben wird.

4.5 Kombinationen mit Festigkeitsparameter (φ , c) und Böschungsneigung β

4.5.1 Modellparameter

Die Parameter (γ , E , ν) des Materials bleiben unverändert. Die Geometrie des Modells wird im unteren bzw. Dammfußbereich, um eine Länge von 10 m und eine Höhe von 5 m erweitert, somit ist die Gesamthöhe 15,0 m und nicht wie bei den Berechnungen zuvor nur 10 m. Die Geometrie der Modelle ist in Abbildung 14 und Abbildung 15 dargestellt.

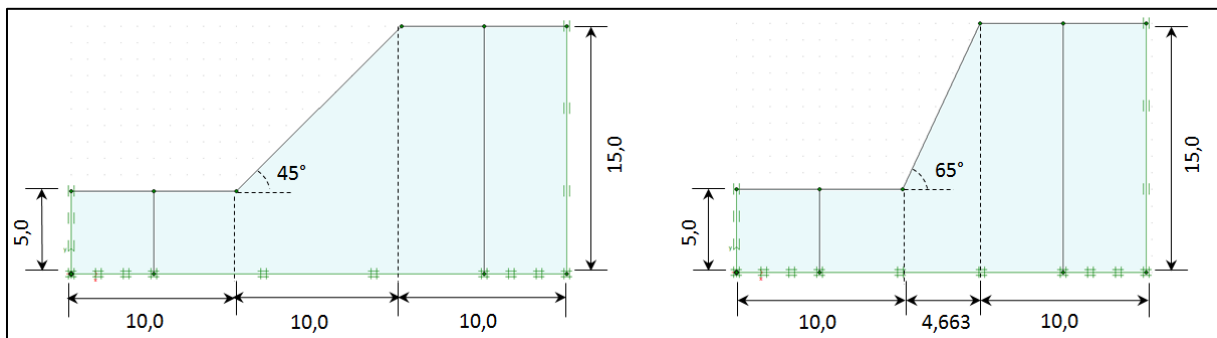


Abbildung 14: Berechnungsmodelle in Plaxis 2D

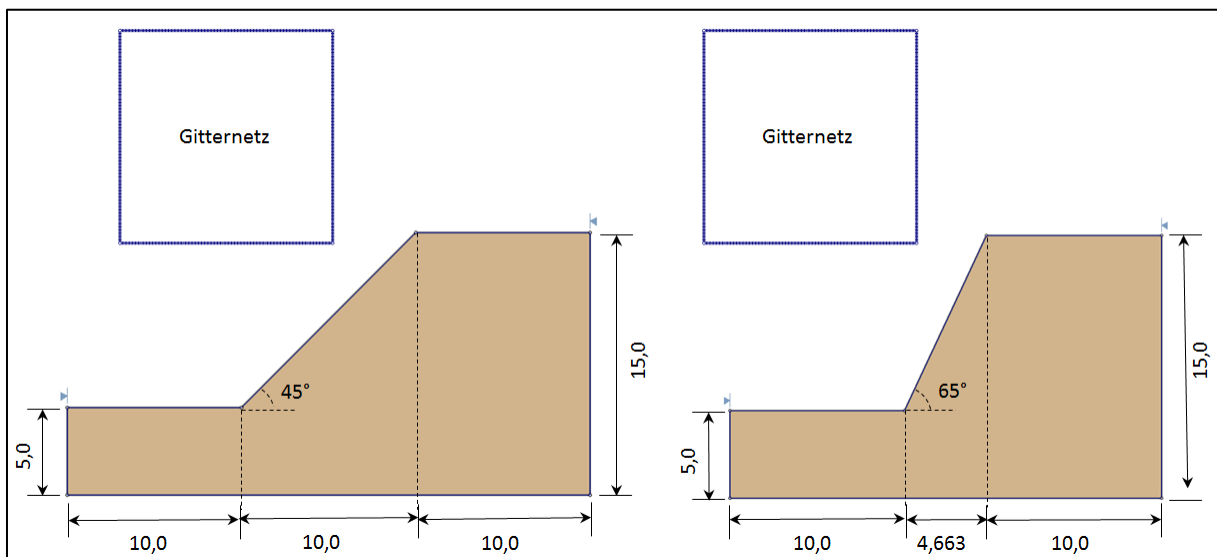


Abbildung 15: Berechnungsmodelle mit Gitternetz in Slide 6.0

Die Modelle variieren in der Böschungsneigung von 45° bis 65° in 5° -Schritten. Alle Böschungen werden mit drei unterschiedlichen Reibungswinkeln ($\varphi = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$) und je Reibungswinkel werden drei unterschiedliche Werte für die Kohäsion ($20 \text{ kN/m}^2, 30 \text{ kN/m}^2, 40 \text{ kN/m}^2$) kombiniert. Dabei ist vorab anzumerken, dass die Kohäsion mit 20 kN/m^2 als geringe

Kohäsion bezeichnet wird, weil dies der kleinste herangezogene Wert für die durchgeführte Berechnung ist. Wissend, dass eine Kohäsion mit 20 kN/m^2 jedoch keineswegs gering ist.

4.5.2 Berechnung in Plaxis und Slide

In Plaxis wurde das Netz so generiert, dass ein engmaschigeres Netz im zentralen Bereich generiert wird als im äußeren Modellbereiche. Das Modell besteht aus rund 2200 bis 2400 Elementen (je nach Neigung bzw. Länge). Nach der Netzgenerierung werden die zwei Berechnungsphasen, wie bereits im Abschnitt 4.2.4 beschrieben, erstellt und die Berechnung gestartet.

In Slide wurde nach Eingabe der Geometrie und Bodenparameter, sowie das Erstellen des Gitternetzes (200×200 Gitterpunkte), die Berechnung im Morgenstern-Price Verfahren gestartet. Die Anzahl der Lamellen ist bei jeder Böschung mit 50 Lamellen fixiert, somit hat eine Lamelle in einer Böschung mit einer Neigung von 45° eine Breite von rund $0,29 \text{ m}$ und bei einer Neigung von 65° eine Breite von rund $0,22 \text{ m}$. Die Lamellenanzahl ist deshalb so hoch gewählt, damit es keine Beeinflussung des Ergebnisses durch die Lamellenanzahl ergibt. Je Gitterpunkt werden 30 unterschiedliche Gleitkreise untersucht.

In beiden Programmen wurde die Berechnungstoleranz für den Sicherheitsfaktor auf $0,01$ gesetzt bzw. in Plaxis ist dieser Wert als Standardwert enthalten.

4.5.3 Auswertung der Ergebnisse

In Slide wird die kritische Gleitfläche mit der geringsten Sicherheit angezeigt und das Ergebnis kann direkt entnommen werden. Durch mehrere Anzeigeoptionen können alle berechneten Gleitkreise, sowie auch wirkende Kräfte in der Gleitfläche bzw. je Lamelle dargestellt werden. Als Beispiel ist in Abbildung 16 ein Ergebnis nach der Berechnung in Slide dargestellt.

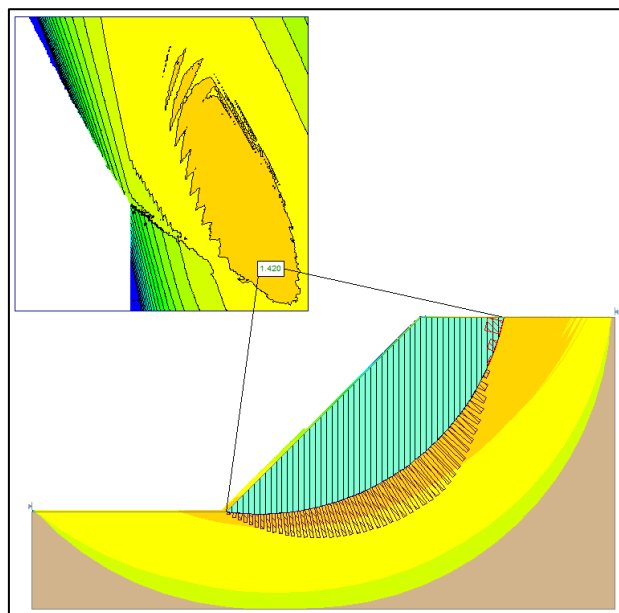


Abbildung 16: Beispiel einer Darstellung nach der Berechnung in Slide

In Abbildung 16 ist eine 45° geneigte Böschung, im Gitternetz wird der minimalste FoS von $1,420$ hervorgehoben. Die Konturfalten (Shadings) zeigen das Niveau des FoS der anderen

berechneten Mittelpunkte an. In denselben Farben sind alle berechneten Gleitkreise auch im Modell selbst dargestellt, wobei das kritische Böschungssegment in hellblau, in Lamellen unterteilt, hervorgehoben ist. Auf der Gleitfläche ist beispielhaft der Verlauf der Normalspannung je Lamelle abgebildet. Wichtig für die Gültigkeit des Ergebnisses ist in erster Linie, dass der minimalste FoS innerhalb des Gitternetzes liegt und nicht in der Nähe des Randes und des Weiteren, dass die Modellgröße mit den eingegebenen Oberflächengrenzen groß genug ist. In der Beispielböschung in Abbildung 16 sind die Gleitkreise vor dem Böschungsfuß dargestellt, wenn dieser Bereich nicht vorhanden ist, werden diese Gleitkreise nicht untersucht und ein eventueller kleinerer FoS wird vernachlässigt und es kann zu einer Fehleinschätzung in Bezug auf die Standsicherheit kommen.

In Plaxis wird im Output-Menü das verformte Netz nach der Berechnung angezeigt. Für das Erhalten des FoS kann der Verlauf der Sicherheit über die gesamte Berechnung angezeigt werden, wenn vor dem Berechnungsstart ein Punkt (Knoten) im Modell ausgewählt wurde. Die Kurven können direkt angezeigt werden, oder die Rohdaten werden exportiert und zu eigenen Kurven umgewandelt, sowie es in dieser Arbeit gehandhabt wurde. Als Beispiel einer solchen Kurve ist in Abbildung 17 gezeigt, wie die Auswertung des FoS nach der Berechnung erfolgt.

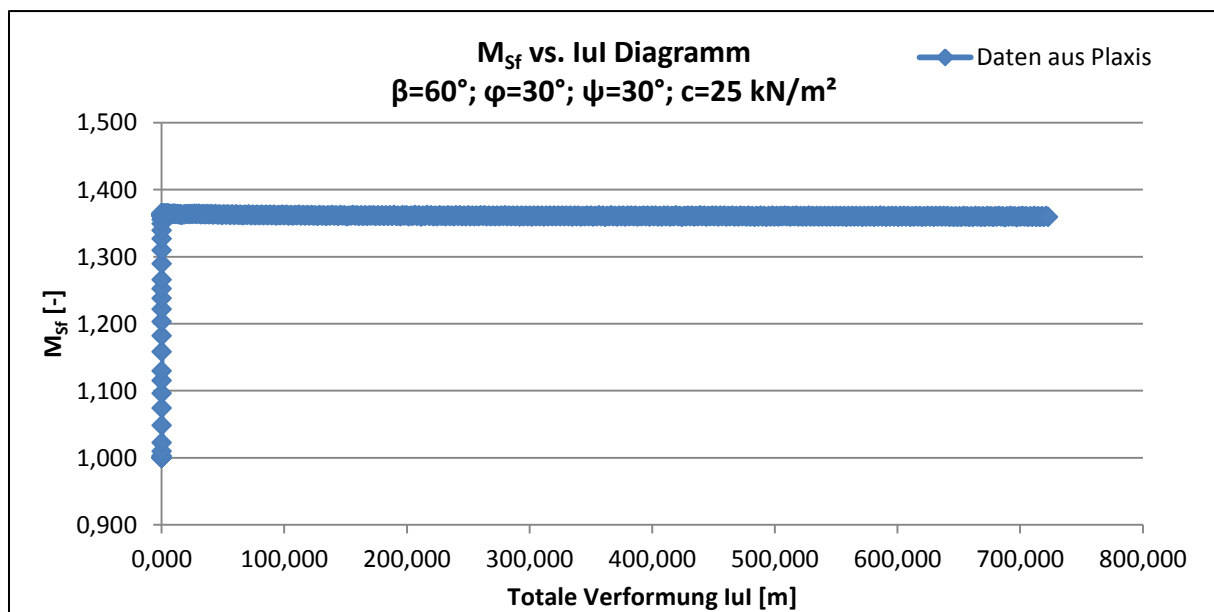


Abbildung 17: Verlauf des FoS über gesamte ϕ -c Reduktion

Auf der Ordinate ist der FoS und auf der Abszisse die totale Verformung. Die totale Verformung ist eine Summierung aller Verformungen und ist nicht relevant für die Ermittlung, anstatt der totalen Verformung können auf der Abszisse, auch die Rechenschritte („Steps“) verwendet werden. Der FoS steigt bei einer standsicheren Böschung zu Beginn der Berechnung auf ein gewisses Niveau und oszilliert nach oben und unten bis er sich auf einer gewissen Ebene einpendelt. Wichtig ist, dass der FoS an einen Punkt abgelesen wird, wo die Kurve bereits diese Ebene erreicht hat. Bei assoziierten Berechnungen in Plaxis erreicht die Kurve in den meisten Fällen einen Verlauf wie in Abbildung 17. Bei nicht assoziierten Berechnungen kommt es vor, dass mehrere Punkte übereinander in einem unregelmäßigen Verlauf angeordnet sind, wie in Abbildung 18 gezeigt. Bei solchen Verläufen muss ein FoS aus einem Bereich gewählt bzw. herausgelesen werden.

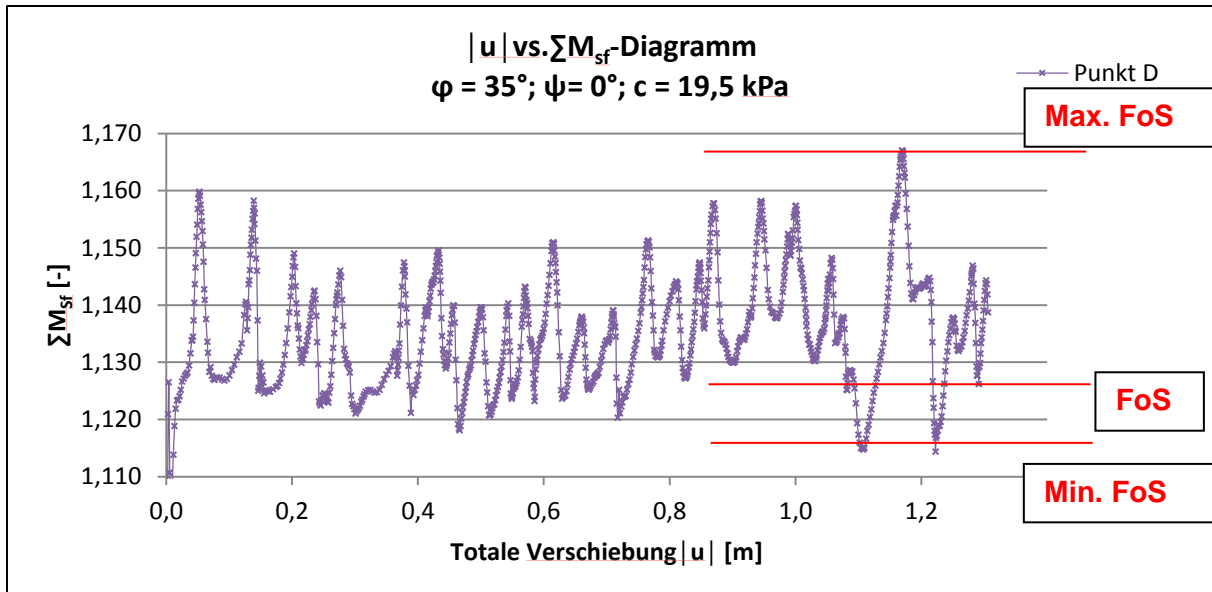


Abbildung 18: Verlauf einer M_{sf} -Kurve bei einer nicht assoziierten Berechnung

In diesem Fall wurde nicht der oberste Wert (Max. FoS) und auch nicht der tiefste Wert (Min. FoS) am Ende einer Kurve verwendet, sondern im unteren Drittel ein Wert (FoS) und damit immer noch auf der konservativen Seite. In den meisten Fällen sind die Schwankungen im Bereich der Tausendstel des FoS, jedoch kann es wie in Abbildung 18 gezeigt, auch im Hundertstelbereich des FoS vorkommen.

Um die Bruchfigur in Plaxis zu erhalten gibt es zwei Möglichkeiten, einmal über die totale Verformung ($|u|$) und einmal über die inkrementellen Dehnungen ($\Delta\gamma_s$).

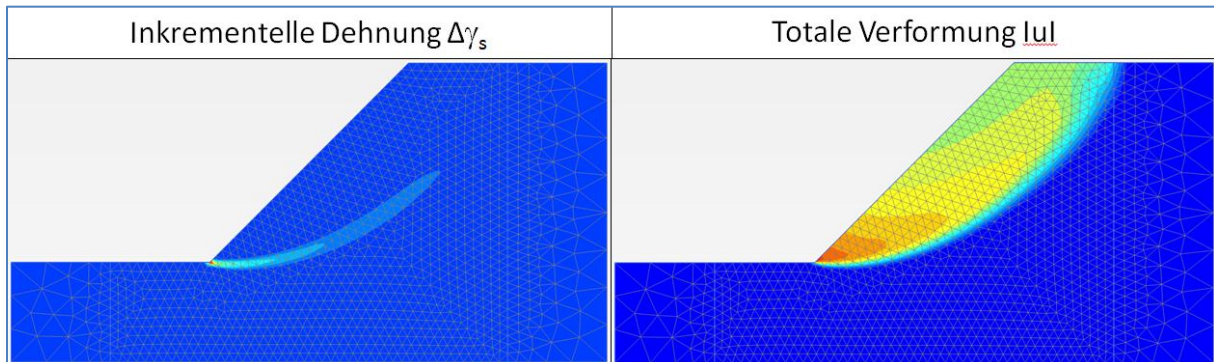


Abbildung 19: Darstellung der Bruchfigur in Plaxis

In Abbildung 19 sind beide Fälle dargestellt, wobei bei den inkrementellen Dehnungen (linkes Bild) die Gleitfuge gut ersichtlichs ist und bei den totalen Verformungen (rechtes Bild) das gesamte Böschungssegment.

Die Ergebnisse der Berechnungen sind im nächsten Abschnitt dargestellt.

4.5.4 Ergebnisse

Alle Ergebnisse dieser Berechnung sind im Anhang (c-1) beigefügt. In diesem Abschnitt werden nur die Ergebnisse der Böschungen mit einer Neigung von 45° und 65° in der Tabelle 13 gezeigt.

Tabelle 13: Übersicht der Ergebnisse

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	$\psi = 0$ (Plaxis)
45	15	20,0	1,097	1,083	1,062
		30,0	1,420	1,388	1,373
		40,0	1,732	1,679	1,673
	30	20,0	1,585	1,570	1,511
		30,0	1,940	1,913	1,860
		40,0	2,276	2,235	2,194
	45	20,0	2,189	2,161	2,030
		30,0	2,583	2,548	2,440
		40,0	2,946	2,906	2,803
65	15	20,0	0,859	0,713	0,696
		30,0	1,158	1,038	1,023
		40,0	1,428	1,270	1,256
	30	20,0	1,177	1,111	1,028
		30,0	1,500	1,383	1,311
		40,0	1,792	1,640	1,586
	45	20,0	1,544	1,484	1,330
		30,0	1,891	1,787	1,646
		40,0	2,224	2,081	1,939

Wie bereits erwähnt sind die verwendeten Parameter dieser Ergebnisse und die daraus resultierenden FoS in Tabelle 13 zusammengefasst. Die Ergebnisse der Böschung mit einer Neigung von 50°, 55° und 60° sind im Anhang enthalten.

Die Ergebnisse der nicht assoziierten Berechnung sind hier nur vollständigheitshalber angeführt, diese wurden in der Interpretation nicht analysiert. Anzumerken ist jedoch, dass die Werte der nicht assoziierten Berechnung im FoS alle unter den Werten der assoziierten Berechnung liegen.

Diese Darstellung ist nicht sehr übersichtlich, deshalb werden nun die einzelnen Einwirkungen der Parameter gesondert gegenübergestellt und dessen Einfluss erläutert.

4.5.4.1 Einfluss des Reibungswinkels φ Tabelle 14: Variation des Reibungswinkels mit Kohäsion 20 kN/m²

Neigung β	Reibungswinkel φ	Kohäsion c	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Δ FoS
45	15	20,0	1,097	1,083	0,014
	30		1,585	1,570	0,015
	45		2,189	2,161	0,028
65	15	20,0	0,859	0,713	0,146
	30		1,177	1,111	0,066
	45		1,544	1,484	0,060

In Tabelle 14 sind die Ergebnisse für die Böschungsneigung von 45° und für 65° der Reibungswinkel φ mit 15°, 30° und 45° variiert und mit einer konstanten Kohäsion von 20 kN/m² dargestellt. Abgesehen von der vierten Zeile, ergeben alle Berechnungen einen FoS größer 1,0 und sind somit stabil. Die Abweichungen sind bei den stabilen Böschungen gering. Bei den ersten drei Berechnungen nimmt die Differenz (Δ FoS) mit zunehmendem φ zu und bei der Böschung mit 65° nimmt mit zunehmenden φ der Δ FoS ab.

Tabelle 15: Variation des Reibungswinkels mit Kohäsion 40 kN/m²

Neigung β	Reibungswinkel φ	Kohäsion c	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Δ FoS
45	15	40,0	1,732	1,679	0,053
	30		2,276	2,235	0,041
	45		2,946	2,906	0,040
65	15	40,0	1,428	1,270	0,158
	30		1,792	1,640	0,152
	45		2,224	2,081	0,143

In Tabelle 15 ist ebenfalls eine Variation des Reibungswinkels bei einer Kohäsion von 40 kN/m². Die Differenz bei der Böschungsneigung von 45° ist ebenso gering wie bei den Ergebnissen zuvor und mit steigendem φ ist der Δ FoS abfallend. Bei der 65° geneigten Böschung jedoch, sind die Abweichungen fast um einen Faktor 3 höher als bei der Berechnung zuvor. Ebenso bei diesen Berechnungen ist mit steigendem φ eine Verringerung der Differenz. Zuvor hat die Steigerung des Reibungswinkels eine Verringerung der Abweichungen im Tausendstelbereich bewirkt und in den letzten drei Zeilen, bewirkt dieselbe Steigerung eine Verringerung im FoS von 0,158 auf 0,143.

Bei den anderen Ergebnissen die hier nicht angeführt sind, bewirkt eine Steigerung des Reibungswinkels überall eine Verringerung der Abweichungen. Somit muss die Ursache für diese Abweichungen nicht unbedingt beim Reibungswinkel liegen, da dieser eigentlich keinen nennenswerten Einfluss bei diesen berechneten Ergebnissen zeigt.

Deshalb wird im nächsten Abschnitt der Reibungswinkel bei 30° konstant gehalten und die Kohäsion variiert.

4.5.4.2 Einfluss der Kohäsion

Tabelle 16: Variation der Kohäsion mit einem Reibungswinkel von 30°

Neigung β	Reibungswinkel φ	Kohäsion c	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Δ FoS
45	30	20,0	1,585	1,570	0,015
		30,0	1,940	1,913	0,027
		40,0	2,276	2,235	0,041
65	30	20,0	1,177	1,111	0,066
		30,0	1,500	1,383	0,117
		40,0	1,792	1,640	0,152

In Tabelle 16 sind wieder die beiden Neigungen (45° und 65°) und ein Reibungswinkel von 30° dargestellt. Die Kohäsion c hat die Werte 20, 30 und 40 kN/m². In der ersten Böschung sind die Abweichungen wiederum im Hundertstelbereich, dennoch steigt der Δ FoS um einen Faktor zwei. In der zweiten Böschung sind die Abweichungen in den beiden letzten Zeilen wieder deutlich höher und auch hier ist ein Anstieg des Δ FoS deutlich zu erkennen.

Dieser Effekt, dass mit ansteigender Kohäsion die Differenz zwischen dem Ergebnis von Slide und Plaxis zunimmt, ist auch in den anderen Ergebnissen zu erkennen. Somit kann davon ausgegangen werden, dass die Kohäsion ein Parameter ist, der diese Abweichungen beeinflusst.

Aus den bis jetzt gezeigten Ergebnissen, ist jedoch noch nicht ersichtlich bei welcher Parameterkombination die Differenz des FoS beginnt größer zu werden und deshalb wurden für unterschiedliche Kombinationen von Reibungswinkel und Kohäsion, die Neigungen variiert.

4.5.4.3 Einfluss der Böschungsneigung

Nachdem ein hoher Reibungswinkel und eine niedere Kohäsion sich günstig auf die Differenz im FoS auswirkt, wird der Vergleich der Neigungen mit einem $\varphi = 45^\circ$ und einem $c = 20$ kN/m² dargestellt.

Tabelle 17: Variation der Neigung mit $\varphi = 45^\circ$ und $c = 20$ kN/m²

Neigung β	Reibungswinkel φ	Kohäsion c	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Δ FoS
45	45	20,0	2,189	2,161	0,028
50			1,986	1,956	0,030
55			1,812	1,781	0,031
60			1,664	1,626	0,038
65			1,544	1,484	0,060

In Tabelle 17 sind nun alle FoS der berechneten Neigungen mit gegebenen Festigkeitsparametern dargestellt. Es ist zu erkennen, dass durch die Wahl eines hohen Reibungswinkels und einer geringen Kohäsion die Abweichungen im Δ FoS gering sind, dennoch ist eine Stei-

gerung um einen Faktor zwei in der Differenz zu erkennen. Somit hat die Böschungsneigung einen Einfluss auf den Effekt der diese Abweichungen verursacht.

Als Gegenprobe wird nun die Neigung der Böschung mit einem Reibungswinkel von 15° und einer Kohäsion von 40 kN/m^2 variiert.

Tabelle 18: Variation der Neigung mit $\varphi = 15^\circ$ und $c = 40 \text{ kN/m}^2$

Neigung β [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	ΔFoS
45	15	40,0	1,732	1,679	0,053
50			1,645	1,569	0,076
55			1,576	1,466	0,110
60			1,510	1,367	0,143
65			1,428	1,270	0,158

In Tabelle 18 zeigt sich, dass die Abweichungen mit steigender Neigung größer werden und die Differenz ΔFoS zunimmt. Mit dieser Kombination der Festigkeitsparameter steigert sich die Differenz um einen Faktor drei.

Durch das Kombinieren der drei Einflussfaktoren: Reibungswinkel, Kohäsion und Böschungsneigung konnte festgestellt werden, dass die Böschungsneigung und die Kohäsion das Phänomen verstärken und der Reibungswinkel die Differenz im FoS zwischen den zwei Berechnungen reduziert. Um zusätzliche Informationen zu erhalten wird im nächsten Abschnitt auf die Bruchfigur der beiden Berechnungsarten eingegangen.

4.5.5 Vergleich der Bruchkörper

In diesem Abschnitt werden einzelne Böschungen aus der großen Berechnung ausgewählt und dessen Bruchfigur zwischen Slide und Plaxis gegenübergestellt. Dabei ist das Vorgehen in jedem Vergleich dasselbe. In Slide wird die kritische Bruchfigur mit dem geringsten FoS sofort nach der Berechnung angezeigt, deshalb wird eine Polylinie entlang der Gleitfläche gezeichnet und die Koordinaten ausgelesen. Die Polylinie ergibt eine grafische Näherung der Bruchfigur. Mit Hilfe der Koordinaten wird anschließend in Plaxis, durch das übereinanderlegen von mehreren Teilschnitten, diese Polylinie nachgebildet und im Hintergrund werden die inkrementellen Dehnungen bzw. die totalen Verformungen im FE-Netz angezeigt, damit ein Vergleich der beiden Bruchfiguren möglich ist.

Durch die gewonnene Erkenntnis in Abschnitt 4.5.4, wurden folgende Böschungen ausgewählt:

- Böschungsneigung $\beta = 45^\circ$; Reibungswinkel $\varphi = 45^\circ$; Kohäsion $c = 20 \text{ kN/m}^2$
- Böschungsneigung $\beta = 45^\circ$; Reibungswinkel $\varphi = 15^\circ$; Kohäsion $c = 40 \text{ kN/m}^2$
- Böschungsneigung $\beta = 65^\circ$; Reibungswinkel $\varphi = 15^\circ$; Kohäsion $c = 40 \text{ kN/m}^2$

Die erste Böschung wurde als Referenz für die beiden anderen Böschungen verwendet, da $\varphi = 45^\circ$ und $c = 20 \text{ kN/m}^2$ sind, treten bei dieser Berechnung keine großen Unterschiede im FoS

auf ($FoS_{Slide} = 1,097$; $FoS_{Plaxis} = 1,083$; $\Delta FoS = 0,014$) und es kann davon ausgegangen werden, dass die Form der Bruchfigur ident ist.

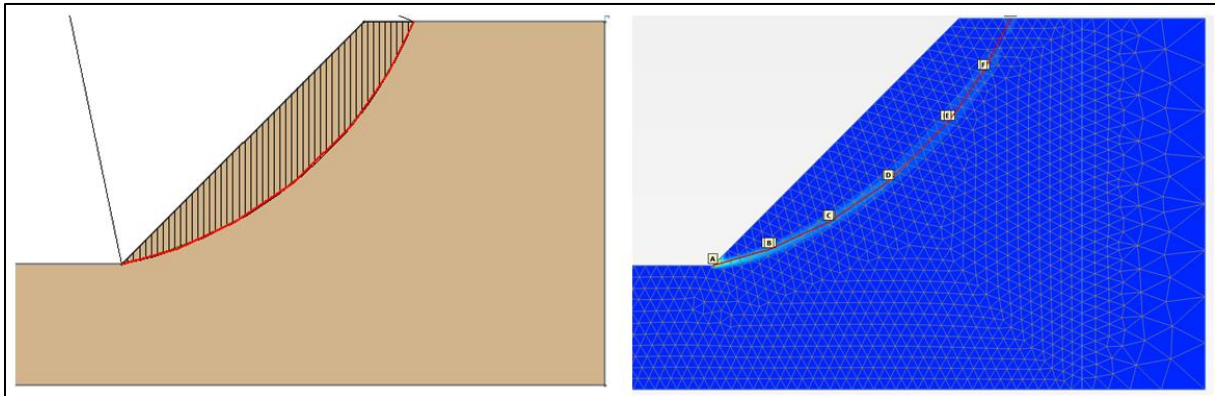


Abbildung 20: Bruchfigur in Slide (links) und Plaxis (rechts / inkrementelle Dehnungen)

In Abbildung 20 ist im linken Bild die Bruchfigur in Slide und rechts die von Plaxis zu sehen, dabei ist die rote Linie die Polylinie, welche in Slide gezeichnet und anschließend in Plaxis übertragen wurde. In Plaxis ist die Bruchfigur mit Hilfe der inkrementellen Dehnungen dargestellt und die rote Linie ist genau in der Mitte dieses Streifens, somit ergeben sich in Slide und Plaxis dieselben Versagensbilder.

In Abbildung 21, auf der linken Seite ist dasselbe Bild von Slide dargestellt und das Bild rechts aus Plaxis, dieses ist nicht mehr mit den inkrementellen Dehnungen, sondern mit den totalen Verformungen dargestellt. In diesem Bild wird das kritische Böschungssegment, welches die geringste Sicherheit hat, deutlich und die rote Linie und der Bruchkörper sind deckungsgleich.

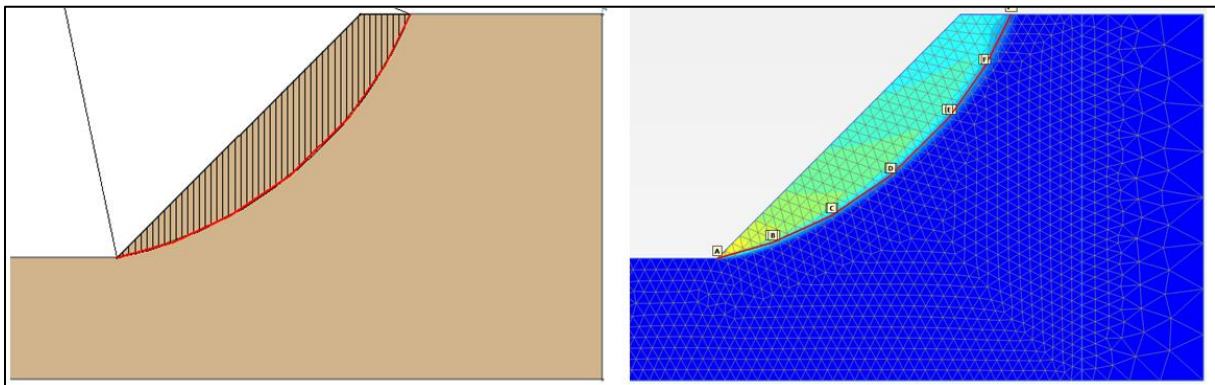


Abbildung 21: Bruchfigur in Slide (links) und Plaxis (rechts / totale Verschiebung)

Der Abstand von der Böschungskrone bis zum Austritt der Gleitfläche beträgt in Slide und in Plaxis 2,09 m, somit ist die Bruchfigur definitiv dieselbe.

Die nächste Böschung hat dieselbe Neigung (45°), der Reibungswinkel ist 15° und die Kohäsion ist 40 kN/m^2 . Laut Berechnung gibt es einen Unterschied im FoS , jedoch ist dieser gering. Die Ergebnisse der Berechnung zeigen einen ΔFoS von 0,053. Die rote Linie zeigt den Bruchkörper aus Slide und wird nicht extra dargestellt.

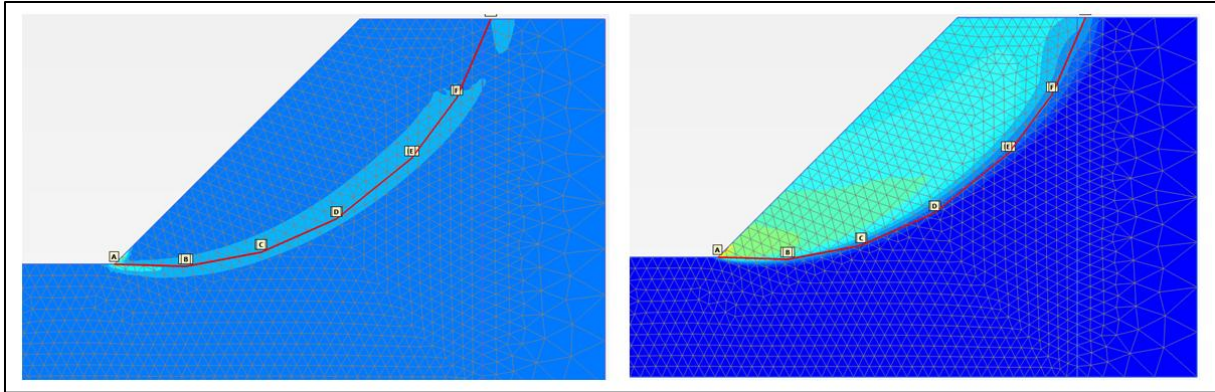


Abbildung 22: Bruchfigur aus Plaxis und Vergleich mit Gleitfläche aus Slide

In Abbildung 22 sind im linken Bild die inkrementellen Dehnungen und im rechten Bild die totalen Verformungen aus Plaxis dargestellt. Die rote Linie kennzeichnet die Gleitfläche aus Slide. Besonders im linken Bild ist gut erkennbar, dass die Bruchfigur in Plaxis eine andere Form besitzt als in Slide. Im unteren Bereich sind die Bruchkörper ähnlich, im oberen Bereich tritt bei Slide die Gleitfläche vor der Gleitfläche aus Plaxis an die Oberfläche. Der Abstand von der Böschungskrone bis zur Gleitfläche beträgt in Slide 5,34 m und in Plaxis 5,86 m, das ist ein Unterschied von einem halben Meter. Durch die höhere Kohäsion wandert die Gleitfläche im Verhältnis zur ersten Böschung in die Tiefe und tritt viel später an die Oberfläche.

Da bereits vorab bekannt war, dass der Unterschied klein sein würde, wurde in der nächsten Böschung eine große Differenz erwartet. Die nächste Böschung hat eine Neigung von 65° und die Festigkeitsparameter werden beibehalten ($\varphi=15^\circ$, $c=40\text{kN/m}^2$), um einen Vergleich zwischen der letzten und der nächsten Bruchfigur zu haben. Ebenso in dieser Böschung wird die Bruchform aus Slide mit der roten Linie gekennzeichnet.

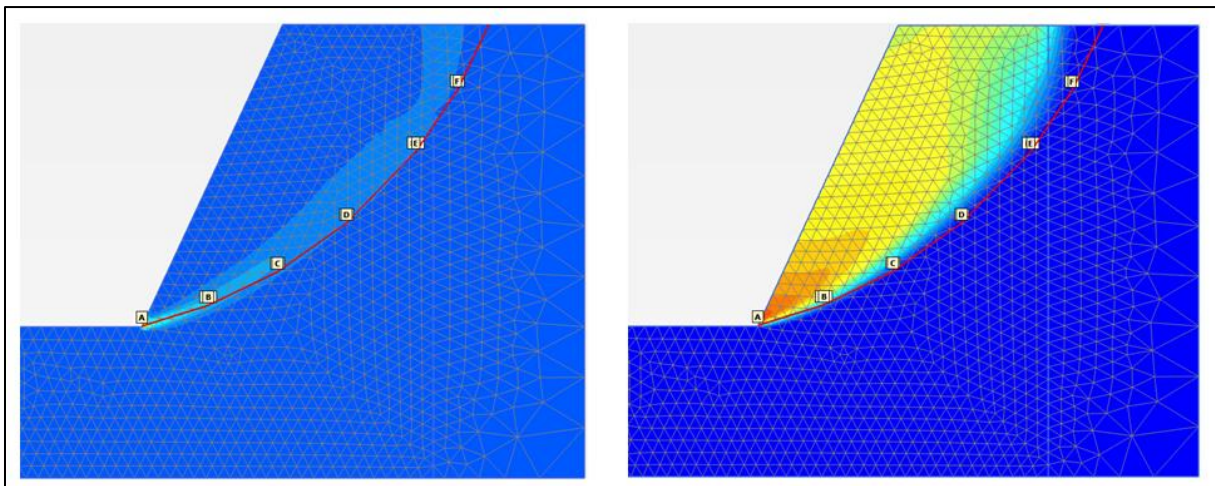


Abbildung 23: Bruchfigur aus Plaxis und Vergleich mit Gleitfläche aus Slide

In Abbildung 22 sind im linken Bild die inkrementellen Dehnungen und im rechten Bild die totalen Verformungen aus Plaxis dargestellt. Im Vergleich mit Slide ist der Unterschied der Bruchfigur deutlich zu erkennen. Die Bruchfigur in Plaxis hat zwar den gleichen Anfangspunkt der Gleitfläche, jedoch wird der Verlauf deutlich steiler. Am Ende der Gleitfläche ist die Bruchfigur in Plaxis fast vertikal, wobei sie in Slide die kreisrunde Form beibehält. Der Austritt der Gleitfläche hinter der Böschungskrone ist bei 5,26 m und in Slide bei 6,83 m, somit

ist die Bruchfigur in Slide um rund 1,5 m breiter als in Plaxis. Bei der Böschung zuvor war genau das Gegenteil der Fall, denn dort trat die Gleitfläche von Slide vor der von Plaxis an die Oberfläche.

Ein Unterschied in der Bruchfigur bedeutet:

Je kleiner der Bruchkörper, umso geringer ist das Eigengewicht, daraus folgt eine geringere Normalspannung in der Gleitfuge, was wiederum bedeutet, dass das treibende Moment kleiner wird.

Je kleiner der Bruchkörper, umso kürzer die Gleitfläche. Je kürzer die Gleitfläche, umso geringer die Schubspannung bzw. die rückhaltende Kraft.

Die Frage die sich dabei stellt, ist in welchem Verhältnis wird die treibende und die rückhaltende Kraft reduziert und ist dies der Grund für den Unterschied im Sicherheitsfaktor?

Damit diese Frage beantwortet werden konnte, wurden vorab noch ein paar Berechnungen durchgeführt, um eventuelle Einflüsse auszuschließen. In den folgenden Berechnungen wurde der Einfluss der Festigkeitsparameter getrennt voneinander untersucht. Die Ergebnisse dieser Berechnungen werden im nächsten Abschnitt dargestellt.

4.6 Berechnungen mit $\varphi = 0$ bzw. $c = 0$

4.6.1 Berechnung mit $\varphi = 0$

Da in den Berechnungen zuvor deutlich wurde, dass die Kohäsion einen begünstigenden Einfluss auf die Abweichungen hat, wurden bei den bereits berechneten Böschungen der Reibungswinkel auf null gesetzt. Nachdem der Reibungswinkel eine essenzielle Rolle zur Standsicherheit einer Böschung beiträgt, war das Nullsetzen dieses Parameters verbunden mit einer Erhöhung der Kohäsion, denn die meisten Böschungen versagten unter den bis jetzt verwendeten Größen. Durch das Erhöhen der Kohäsion, wurden tieferliegende Böschungsbrüche bzw. Gleitflächen erwartet. Deshalb wurde die Dimensionen des Modells angepasst, sodass die Randbereiche des Modells keinen Einfluss auf das Resultat hatten.

4.6.1.1 Anpassung der Modellgröße

Für die Anpassung der Modellgröße wurden die Berechnungen vorab mit Slide berechnet. Besonders bei den flacheren Böschungen stellte sich heraus, dass die Dimensionen des Modells um ein vielfaches vergrößert werden mussten. Die Abmessungen des Modells wurden solange erweitert, bis der FoS einen konstanten Wert annahm. Dadurch konnte sichergestellt werden, dass die minimale kritische Gleitfläche gefunden war.

In der Abbildung 24 sind die Dimensionen für eine 10 m hohe und 45° geneigte Böschung mit keinem Reibungswinkel und einer Kohäsion von 70 kN/m² ersichtlich. Dabei ist der grün dargestellte Gleitkreis, mit einem FoS von 1,934 der Minimalste und der rosa hinterlegte Gleitkreis soll den geringen Unterschied im FoS zu einem viel größeren Gleitkreis zeigen.

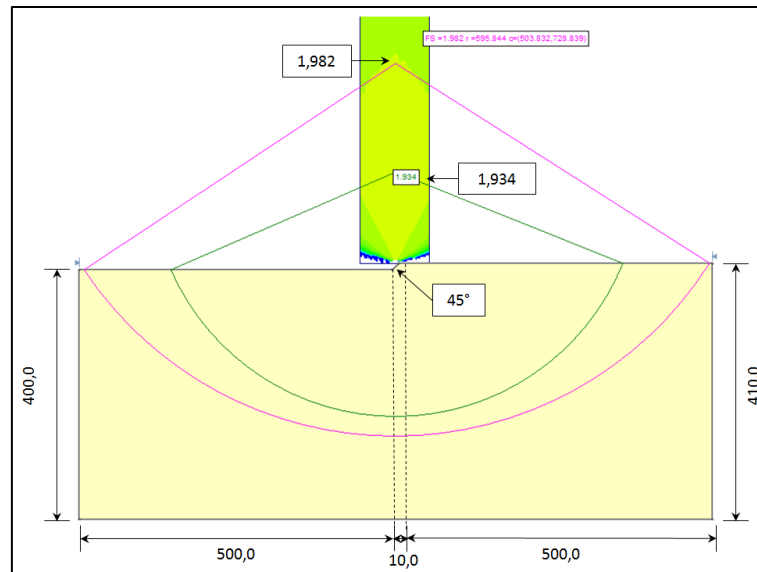


Abbildung 24: Anpassung der Modellgröße bei 45° geneigter Böschung und $\varphi = 0$

Der Versuch eine Berechnung mit $\varphi=0$ durchzuführen, scheiterte an dem Versagen bzw. an dem kritischen Gleitkreis. Die Bruchfigur verlief nicht in der Böschung, sondern durch das gesamte Modell, stützte sich an den Randbereichen auf und ergab keine brauchbaren Ergebnisse. Ein Boden mit $\varphi=0$ und einer durchgehend konstanten Kohäsion, kommt in Wirklichkeit nicht vor. Der Fall bei dem nur eine Kohäsion wirkt ist der undrainierte Fall, mit einer undrainierten Scherfestigkeit c_u . Die undrainierte Scherfestigkeit ist jedoch spannungsabhängig und somit mit der Tiefe steigend. Deshalb ist das Ergebnis der Berechnung nicht falsch, jedoch unbrauchbar für diese Arbeit. Indem kein Wasser in den Berechnungen berücksichtigt wurde, wurden die Berechnungen mit $\varphi=0$ nur für die Neigung von 65° durchgeführt.

4.6.2 Ergebnisse mit $\varphi=0$ bei einer Böschungsneigung von 65°

Durch den fehlenden Reibungswinkel wurde der Wert für die Kohäsion angehoben, damit die Ergebnisse des FoS größer 1,0 wurden. Die Ergebnisse der Berechnungen in beiden Programmen sind in der Tabelle 19 dargestellt:

Tabelle 19: Ergebnisse der Berechnung mit $\varphi=0$

Böschungsneigung $\beta = 65^\circ$ und $\varphi=0$			
Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
	M-P (Slide)	(Plaxis)	Δ FoS
30	0,763	0,643	0,120
35	0,883	0,755	0,128
45	1,143	0,978	0,165
50	1,259	1,087	0,172
55	1,397	1,198	0,199
65	1,667	1,418	0,249
75	1,889	1,635	0,254

Die Kohäsion wurde von 30 auf 75 kN/m² variiert und berechnet. Es bedarf mindestens eine Kohäsion von 50 kN/m², damit der FoS größer 1,0 wird. Bei der Differenz (ΔFoS) zwischen den beiden Programmen, ist ein deutlicher Anstieg zu erkennen. Von der ersten bis zur letzten Zeile der Tabelle steigert sich der ΔFoS um einen Faktor zwei, jedoch nicht gleichmäßig. In der Berechnung mit einer Kohäsion von 55 auf 65 kN/m² gibt es eine Steigerung von 0,05 und von 65 auf 75 kN/m² ist die Steigerung im ΔFoS nur mehr 0,005, somit eine 10er Potenz geringer.

Der Vergleich zwischen den Bruchfiguren in Slide und Plaxis ist in Abbildung 25 dargestellt:

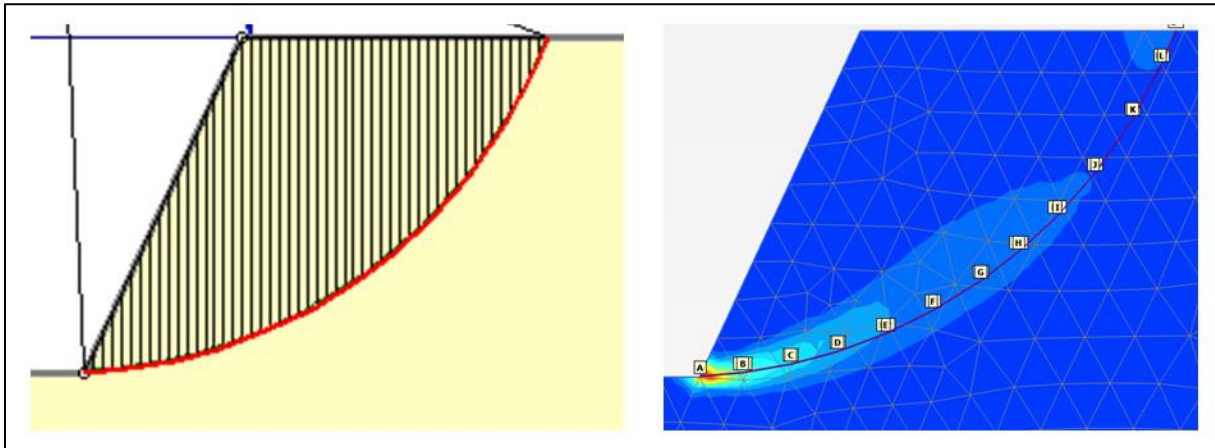


Abbildung 25: Bruchfigur ($\beta=65^\circ$; $c=50$ kN/m²; $\varphi=0^\circ$) in Slide (links) und Plaxis (rechts)

Anhand der inkrementellen Dehnungen aus Plaxis und der Polylinie (rote bzw. violette Linie), welche aus Slide in die Plaxis-Abbildung übertragen wurde, ist kein sonderlich großer Unterschied in der Bruchfigur zu erkennen. Nachdem bei den Versagensbildern aus den vorhergehenden Berechnungen (Abschnitt 4.5.5) der Unterschied mit zunehmenden ΔFoS größer wurde, ist dies bei dieser Böschung nicht der Fall. Der ΔFoS zwischen Slide und Plaxis ist bei dieser Böschung 0,172 und somit größer als in den Berechnungen mit $\varphi \neq 0$.

Bevor genauer auf die Auswertung dieser Berechnungen eingegangen wird, werden noch die Ergebnisse der Berechnung mit $c=0$ dargestellt.

4.6.3 Ergebnisse mit $c=0$ bei einer Böschungsneigung von 15°

In den Berechnungen zuvor (Abschnitt 4.5.5) hat der Reibungswinkel den Unterschied im FoS reduziert, deshalb wurde der Wert für die Kohäsion Null gesetzt, um diesen Effekt zu bestätigen. Die Bruchfigur bei einem Boden ohne Kohäsion ist oberflächlich, somit reduziert sich der Bruchkörper auf ein flaches Segment.

Die Berechnungen wurden an drei Böschungen mit einer Neigung von 15° , 45° und 65° durchgeführt, wobei der Reibungswinkel variiert wurde. Bei der flachen Böschung (15°) konnten geringe bis hohe Reibungswinkel angesetzt werden, bei den steileren Böschungen hingegen wurde immer vom Grenzgleichgewicht ausgegangen d.h. bei einer Neigung von 45° war der minimalste Reibungswinkel $\varphi=45^\circ$.

Die Reibungswinkel von 45° bis 75° wurden gewählt, um den Einfluss des Reibungswinkels zu verdeutlichen. Werte für den Reibungswinkel >45° sind unrealistisch, jedoch nachdem Plaxis diese Werte für die Berechnung akzeptierte wurden die Berechnungen durchgeführt. Die Ergebnisse sind in der folgenden Tabelle 20 dargestellt:

Tabelle 20: Ergebnisse der Berechnungen mit $c=0$

Neigung β	Reibungswinkel φ	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	Δ FoS
15	15	1,000	1,009	0,009
	30	2,155	2,176	0,021
	45	3,733	3,770	0,037
	60	6,465	6,524	0,059
	65	8,005	8,084	0,079
45	45	1,000	1,009	0,009
	60	1,733	1,743	0,010
	65	2,146	2,161	0,015
	75	3,735	3,757	0,022
60	65	1,002	1,020	0,018
	70	1,284	1,305	0,021
	75	1,746	1,776	0,030

Die FoS aus der FE-Analyse haben alle einen höheren Wert, bis jetzt war immer das Gegenteil der Fall. Mit steigendem Reibungswinkel nehmen die Abweichungen zwischen den zwei Berechnungen zwar zu, jedoch sind sie im Verhältnis zu den anderen Δ FoS relativ klein. Diese Ergebnisse bestätigen, dass der Reibungswinkel einen entgegengesetzten Effekt gegenüber der Kohäsion hat. Der Einfluss ist im Verhältnis jedoch relativ gering.

Es konnten nicht alle Berechnungen mit $\varphi=0$ und $c=0$ durchgeführt werden, jedoch zeigten die Ergebnisse, dass der Reibungswinkel nicht verantwortlich für die großen Abweichungen im FoS war und entgegen dem Einfluss der Kohäsion wirkte. Bei den Berechnungen mit $\varphi=0$ konnte bestätigt werden, dass der Wert der Kohäsion verantwortlich für die Abweichungen im FoS war. Im nächsten Abschnitt wird auf den Einfluss des Reibungswinkels und der Kohäsion, die Hintergründe der Differenz im FoS durch die Erkenntnisse der Auswertung genauer eingegangen.

5 Hintergrund der Abweichungen im Sicherheitsfaktor

5.1 Eckpunkte aus den Analysen

In diesen Abschnitt werden die Beobachtungen der durchgeführten Berechnungen nochmals zusammengefasst bevor auf die detaillierte Auswertung der Ergebnisse eingegangen wird.

5.1.1 Analysen ohne nennenswerte Abweichungen

Nach der Ausgangsberechnung wurde das Modell vergrößert und die Böschungsneigung, der Reibungswinkel und die Kohäsion variiert. Die Neigung wurde zwischen 15° bis 60° variiert, der Reibungswinkel von 10° bis 50° in 5er Schritten variiert und zu jedem Reibungswinkel wurde die Kohäsion mit 0, 10 und 20 kN/m² eingegeben. Bei diesen Kombinationen wurden keine regelmäßigen und steigenden größeren Abweichungen im FoS festgestellt. Die maximalen Abweichungen waren bei der 15° geneigten Böschung 0,02 (teilweise <0,01) und bei der 60° geneigten Böschung 0,04.

Die Ergebnisse (FoS) der nicht assoziierten Berechnungen in Plaxis lagen erwartungsmäßig alle unter den FoS der assoziierten Berechnungen.

5.1.2 Analysen mit Kombinationen der Festigkeitsparameter und Neigung

Da die Ausgangsböschung eine 63,4° geneigte Böschung war, wurden die Berechnungen mit einer Neigung von 55°, 60° und 65° durchgeführt, wobei die Differenz zwischen dem FoS von Slide und Plaxis anzusteigen begann. Der Δ FoS lag zwischen 0,02 und 0,18. Auffallend dabei war, dass die größeren Abweichungen bei den Berechnungen mit einer hohen Kohäsion vorkamen, somit bei Werten >20kN/m². Ebenso fiel auf, dass bei einem Reibungswinkel von 45° die Abweichungen geringer waren.

Aus den Beobachtungen der ersten Berechnungen wurde eine größere Anzahl an Berechnungen durchgeführt, wobei die Böschungsneigung mit 45°, 50°, 55°, 60° und 65° variiert wurde, aus der Erkenntnis, dass die Abweichungen nur bei steilen Böschungen signifikant wurden. Ebenso wurde die Kohäsion nur mit Werten größer 20 kN/m² (20, 30, 40 kN/m²) verwendet und für den Reibungswinkel ein niedriger (15°), ein mittlerer (30°) und ein höherer (45°) Wert angenommen.

Zusammenfassend geht aus dieser Analyse hervor, dass der Reibungswinkel einen entgegengesetzten Effekt gegenüber der Kohäsion hat, denn je höher der Reibungswinkel, desto kleiner wurden die Abweichungen im FoS bei gleichbleibender Kohäsion und Böschungsneigung. Der Δ FoS wurde mit steigender Kohäsion größer und es ist anscheinend der Parameter, der wohl den größten Beitrag für die hohen Abweichungen beiträgt. Mit einer Kohäsion von 40 kN/m² und einem Reibungswinkel von 15°, wurde die größte Differenz mit 0,158 erreicht. Bei der Neigung der Böschung fiel auf, dass je steiler die Böschung wurde, umso größer wurden die Abweichungen jedoch der reine Effekt aus der Neigung war eher gering.

Auch in diesen Berechnungen war der FoS der nicht assoziierten Berechnung kleiner als bei den assoziierten Berechnungen in Plaxis.

5.1.3 Analysen mit $\varphi=0$ und $c=0$

In diesen Analysen wurde der Einfluss von einem Parameter unabhängig vom anderen untersucht. Bei den Berechnungen ohne Reibungswinkel war die Schwierigkeit ein Versagen innerhalb der Böschung zu erhalten, denn die Gleitfläche (-linie) wandert mit steigender Kohäsion in die Tiefe bzw. über den Böschungsfuß hinaus und hatte mehr die Form eines Grundbruchs. Aus diesem Grund wurden die Berechnungen hauptsächlich an der 65° geneigten Böschung durchgeführt, da dort die Gleitfläche innerhalb der Böschung verlief. Nachdem kein Reibungswinkel angesetzt wurde, musste die Kohäsion auf Werte von 30 bis 75 kN/m² angehoben werden, jedoch war die Böschung erst ab einer Kohäsion von 50 kN/m² stabil. Die Differenz im FoS zwischen der Grenzgleichgewichtsmethode und der FE-Analyse waren von, 0,120 (30 kN/m²) bis 0,254 (75 kN/m²), die größten Abweichungen die erreicht wurden. Damit bestätigte sich, dass bei assoziierten Stabilitätsuntersuchungen von Böschungen, der Reibungswinkel die Abweichungen reduziert bzw. den entgegengesetzten Effekt der Kohäsion hervorruft.

Bei den Berechnungen ohne Kohäsion wurde das Phänomen nochmals unterstrichen, dass der Reibungswinkel die Abweichungen reduziert. Bei diesen Berechnungen hatte der Reibungswinkel den Effekt, dass die FoS aus der FE-Analyse einen höheren Wert ergaben als die von Slide. Zu diesen Abweichungen ist jedoch zu vermerken, dass sie im Verhältnis gering sind ($<0,04$), zu denen welche von der Kohäsion hervorgerufen wurden.

5.2 Normal- und Schubspannung

Aus den gesamten Analysen geht hervor, dass die Abweichungen im FoS grundsätzlich überall auftreten, jedoch die großen Differenzen treten bei einer steilen Böschung mit einer hohen Kohäsion und keinem Reibungswinkel auf. Dadurch wurde für die Auswertung eine Böschung gewählt, die genau diese Eigenschaften hatte: Eine 10 m hohe Böschung mit einer Neigung von 65° einer Kohäsion von 50 kN/m² und ohne Reibungswinkel ($\varphi=0$). Aus dieser Berechnung wurden die wirkenden Kräfte in beiden Berechnungsverfahren getrennt analysiert.

5.2.1 Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Slide bei $\varphi=0$

Die Böschung mit den oben genannten Parametern wurde bereits berechnet. Der FoS dieser Böschung ist 1,259 mit der Grenzgleichgewichtsmethode berechnet und in der FE-Analyse kommt ein FoS von 1,087 heraus, somit ist die Differenz $\Delta\text{FoS}= 0,172$. Dieser berechnete FoS in Slide wurde in mehreren Schritten berechnet. Im ersten Schritt wurde das Modell mit einem weitmaschigen großflächigen Netz berechnet, um den Bereich einzugrenzen, wo der minimale FoS sich befindet, dabei kam ein FoS von 1,297. Im zweiten Schritt wurde dieselbe Böschung mit einem engmaschigen kleinen Gitternetz nochmals berechnet. Das Gitternetz wurde dort platziert, wo zuvor der minimale FoS ausgegeben wurde. Bei der zweiten Berechnung kam für die kritische Gleitfläche mit dem minimalsten FoS der definitive Wert von 1,259 als Ergebnis heraus. Diese beiden Berechnungsschritte sind in der Abbildung 26 dargestellt.

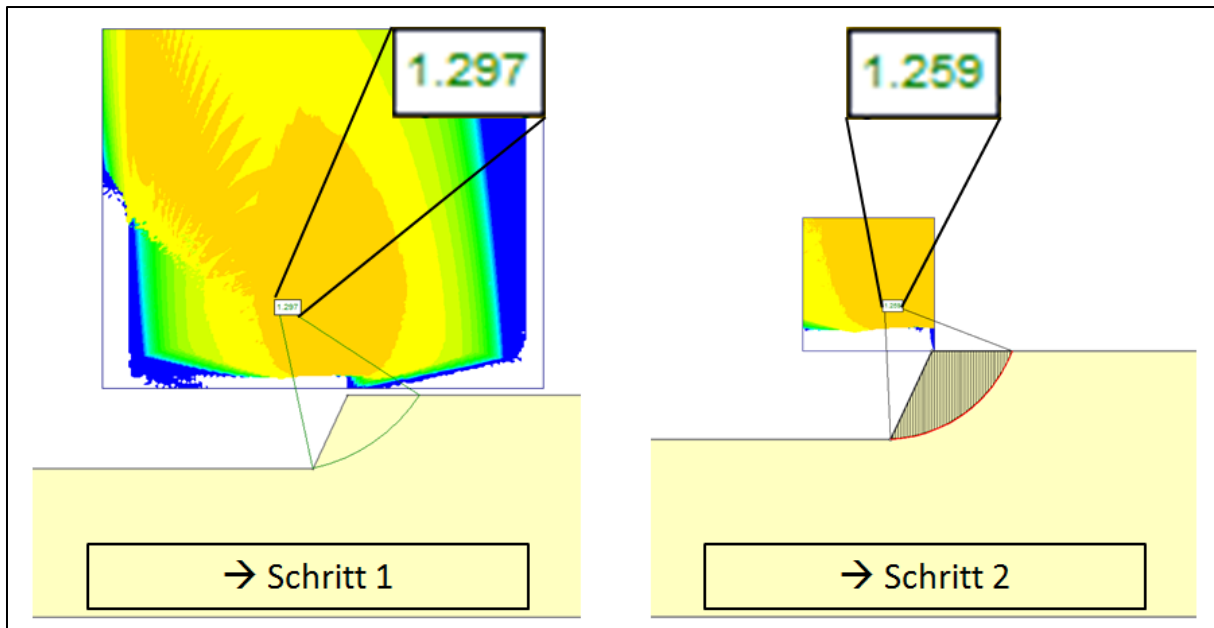


Abbildung 26: Berechnungsvorgang vor Auswertung in Slide

In Slide ist es möglich die wirkenden Kräfte entlang der Gleitfläche anzuzeigen, für die Auswertung sind von Bedeutung die Normalspannung und die Schubspannung.

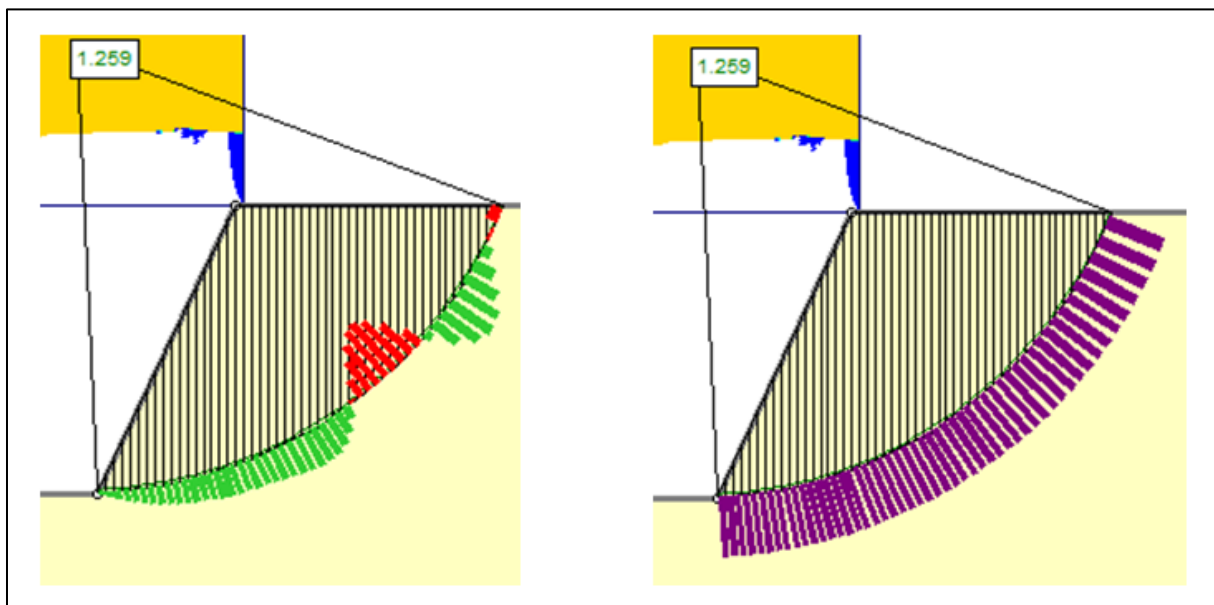


Abbildung 27: Normal- und Schubspannung der Böschung

In Abbildung 27 ist auf der linken Seite die Normalspannung und auf der rechten Seite die Schubspannung abgebildet. Die Balken beziehen sich auf die Spannung die auf der Sohle der jeweiligen Lamelle wirkt, dabei ist die Größe des Balkens (grün/rote und violette Balken) nicht von Bedeutung, denn ihre Wertigkeit ist unterschiedlich. Die maximale positive Normalspannung (grün hinterlegt) hat einen Wert von $322,30 \text{ kN/m}^2$ und die minimale negative Normalspannung (Zug – Rot hinterlegt) einen Wert von $-395,46 \text{ kN/m}^2$. Die Schubspannung hat eine konstante Wertigkeit von rund $39,70 \text{ kN/m}^2$. Um die beiden Kurven über den gesamten Verlauf der Gleitfläche zu beurteilen, sind diese im folgenden Diagramm dargestellt:

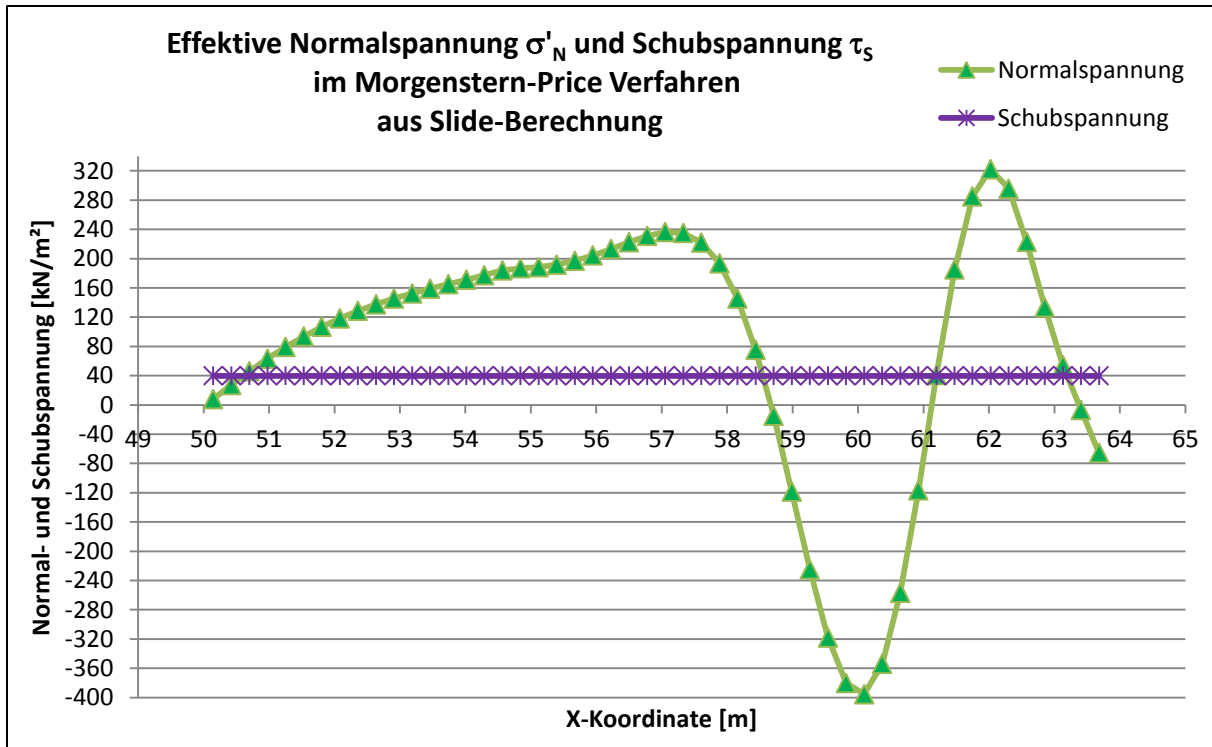


Abbildung 28: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Slide

Auf der Abszisse ist die x-Koordinate des Gleitkreises aufgetragen. Die Gleitfläche beginnt im Modell bei ca. 50 m und endet bei ca. 64 m, deshalb sind auch die Kurven nur in diesem Bereich dargestellt. Auf der Ordinate sind die Spannungen aufgetragen. Die Schubspannung errechnet sich bei einer Böschung mit $\varphi=0$ aus folgender Formel mit:

$$\tau = \frac{c}{FoS} = \frac{50}{1,259} = 39,714 \text{ kN/m}^2$$

Slide rechnet mit einer höheren Genauigkeit im FoS und kommt auf den Wert 39,6986. In der homogenen Böschung hat die Kohäsion überall den Wert von 50 kN/m², somit ist die Schubspannung entlang der Gleitfläche und für jede Lamelle konstant.

Da in der Böschung kein Wasser vorkommt, sind die effektiven Normalspannungen gleich den totalen Normalspannungen. Die Normalspannungen errechnen sich in Slide aus mehreren Formeln, die im Abschnitt 2.2.3 beschrieben sind, dabei spielt das Eigengewicht der Lamelle, die Schubkräfte zwischen den Lamellen, die Sohneigung, die Lamellenbreite und die Festigkeitsparameter eine essenzielle Rolle. In den ersten beiden Dritteln der Gleitfläche steigt der Verlauf der Normalspannung im Druckbereich an und im letzten Drittel hat die Normalspannung ein Wechsel zwischen Maximum und Minimum (Zug / Druck) und endet ca. mit 80 kN/m² im Zugbereich.

5.2.2 Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Slide bei $\varphi \neq 0$

Ebenso wurden die 65°-Böschungen mit $\varphi \neq 0$ untersucht, dabei werden hier zwei davon beschrieben.

Als erstes wird die Böschung mit einem Reibungswinkel von 45° und einer Kohäsion von 10 kPa dargestellt. Der FoS im Morgenstern-Price Verfahren ergab einen Wert von 1,176 und in

der assoziierten FE-Analyse einen Wert von 1,119, somit ist die Differenz bei 0,057. Aus der Beobachtung im Vergleich des FoS geht hervor, dass bei einem hohen Reibungswinkel und geringer Kohäsion die Abweichungen gering sind. Die Darstellung der Normal- und Schubspannung sollte somit einen ähnlichen Verlauf haben und ebenso eine ähnliche Bruchfigur. Die Spannungen in Slide sind in Abbildung 29 dargestellt:

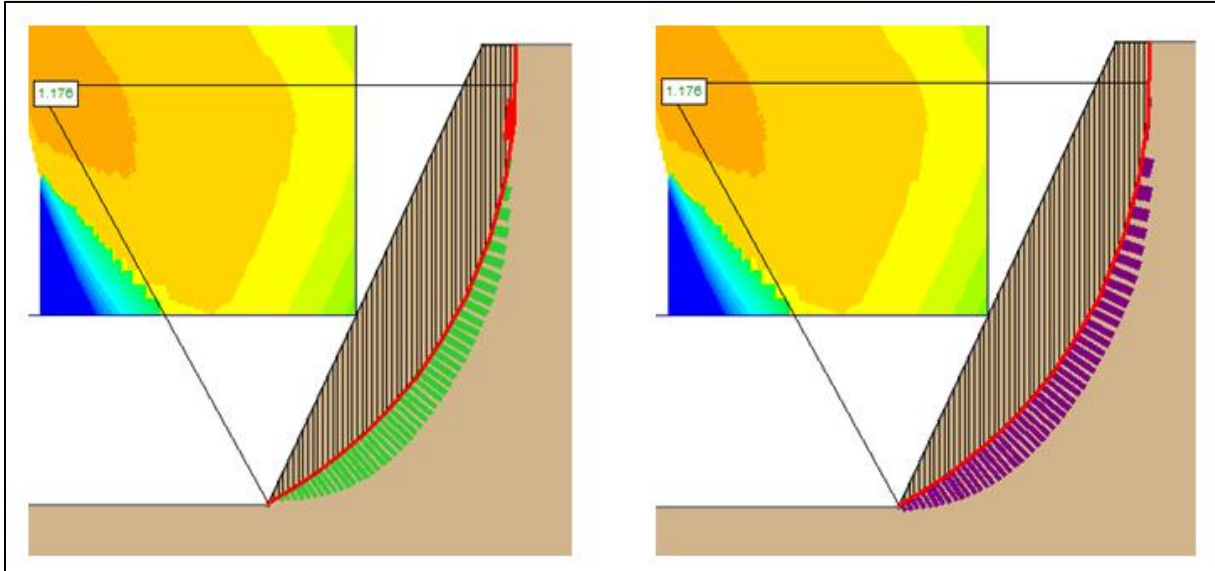


Abbildung 29: Normal- und Schubspannung bei $\beta=65^\circ$; $\varphi=45^\circ$ und $c=10$ kPa

Indem $\varphi \neq 0$ ist, sind die Schubspannungen nicht mehr konstant und die Normalspannungen beeinflussen die Schubspannung über den $\sigma_N \cdot \tan(\varphi) / \text{FoS}$, somit kommt neben der Scherfestigkeit aus der Kohäsion noch ein Teil durch die Normalspannung dazu. Indem der Wert der Kohäsion gering ist, sind die Schubspannungen etwas höher als die Normalspannungen. Durch die Steilheit der Bruchfigur im oberen Bereich der Gleitfläche sind dort die Spannungen gleich null, bzw. bei der Normalspannung im Zugbereich.

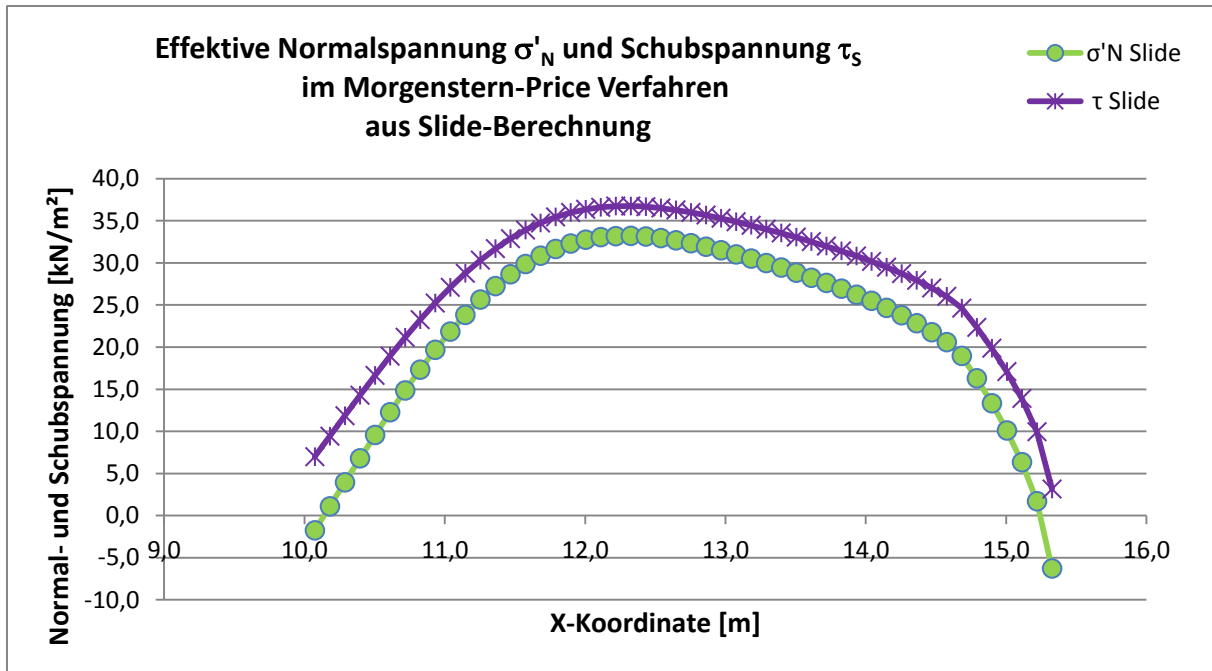


Abbildung 30: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Slide

In Abbildung 30 wird der ähnliche Verlauf von Normal- und Schubspannung bestätigt.

Bei der nächsten Böschung handelt es sich um ein 65° geneigte Böschung mit einem $\varphi=15^\circ$ und einem $c=40$ kPa. Der FoS in Slide beträgt 1,428 und in der assoziierten FE-Analyse 1,270, somit ist die Differenz 0,158. Die Abweichungen sind in diesem Fall wiederum hoch gegenüber der Böschung zuvor. Der Verlauf der Spannungen folgt in Abbildung 31:

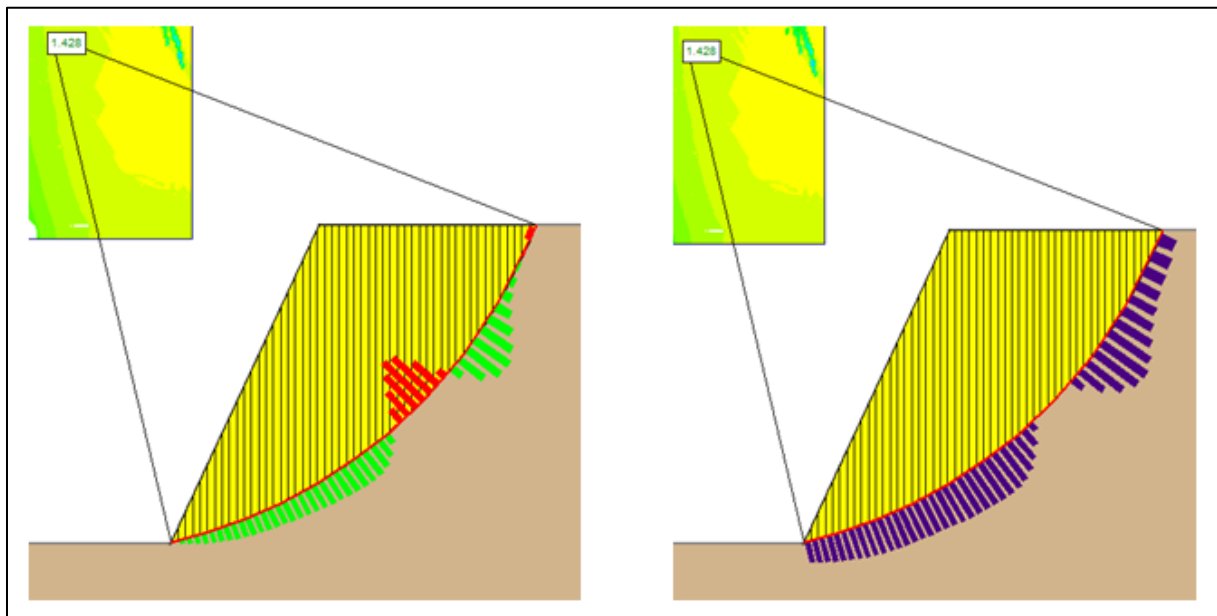


Abbildung 31: Normal- und Schubspannung bei $\beta=65^\circ$; $\varphi=15^\circ$ und $c=40$ kPa

Durch die hohe Kohäsion ist die Gleitfläche tieferliegend und der Versagenskörper ähnlich wie bei der Böschung mit $\varphi=0$ und $c=50$ kPa. Durch den Reibungswinkel wird auch hier die Schubspannung durch die Normalspannung erhöht. Mit der hohen Kohäsion ist jedoch der Einfluss nicht so stark, wie bei der zuvor beschriebenen Böschung. Zum Unterschied zu der ersten Böschung hat diese, den Zugbereich eher in der Mitte der Gleitfläche und ebenso am

Ende. Im Zugbereich geht die Schubspannung auf null, somit ist in diesem Bereich an der Lamellensohle keine rückhaltende Scherkraft. Der Verlauf dieser Spannungen ist in Abbildung 32 dargestellt.

In der 65°-Böschung mit $c=50$ kPa war die Schubspannung konstant, da der Reibungswinkel $\varphi=0$ ist. Sobald $\varphi \neq 0$ wird die Schubspannung vom Reibungswinkel bzw. Normalspannung beeinflusst und dies ist deutlich im Verlauf der Spannungskurven ersichtlich. Mit abfallender Normalspannung fällt auch die Schubspannung und umgekehrt.

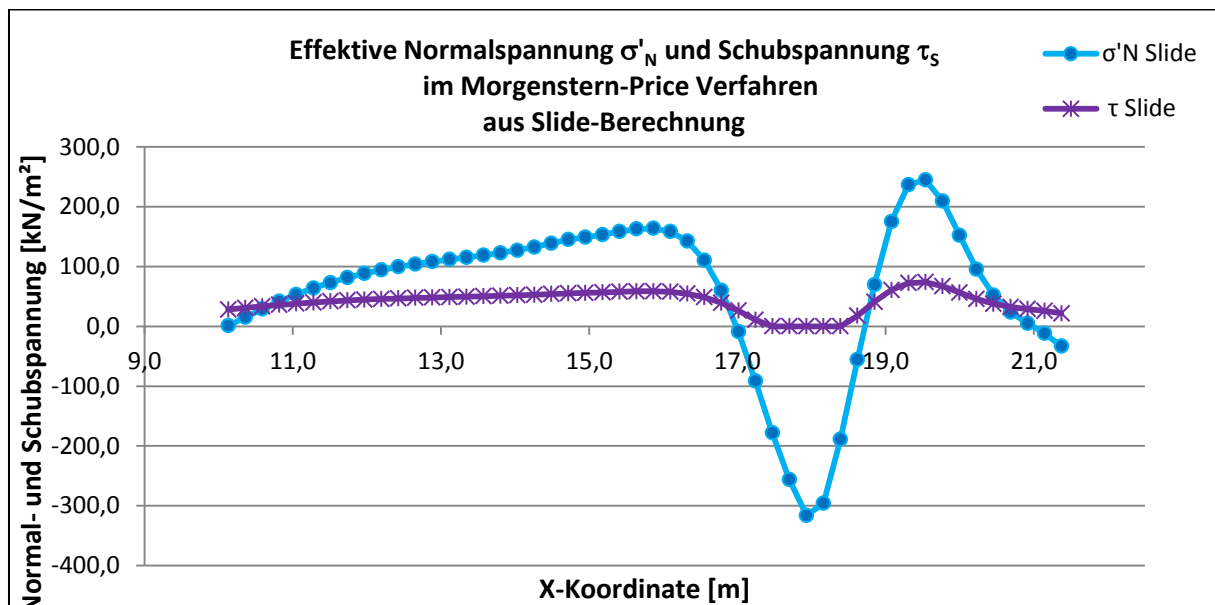


Abbildung 32: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Slide

Bevor auf die Spannungen und die Auswertung eingegangen wird, werden noch die Spannungen aus Plaxis beschrieben und anschließend denen aus Slide gegenübergestellt.

5.2.3 Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Plaxis bei $\varphi=0$

In Plaxis bestehen mehrere Möglichkeiten sich die Spannungen für das gesamte Modell in Form von Bildern (*Shadings*) oder den tatsächlichen Rohdaten in Form einer Tabelle auszugeben. Um die Daten von Slide mit denen von Plaxis zu vergleichen, wurden die Spannungen entlang der Gleitfläche (-linie) aus den Ergebnissen entnommen. In Plaxis kann ein Schnitt (*cross section*) in Form einer Geraden erstellt werden. Anschließend wurden die Werte entlang dieser Geraden ausgearbeitet. Es ist nicht möglich eine Kurve, Polylinie oder eine Splin-Linie zu erstellen und deshalb wurden die Koordinaten der Gleitfläche aus Slide ausgelesen. Durch Aneinanderreihung mehrerer Schnitte (mit den Koordinaten aus Slide) im Output-Fenster von Plaxis eingegeben und so gelang es eine Näherung an den Gleitkreis zu erstellen. Die Polylinie und die übertragenen Schnitte sind in Plaxis in Abbildung 33 dargestellt:

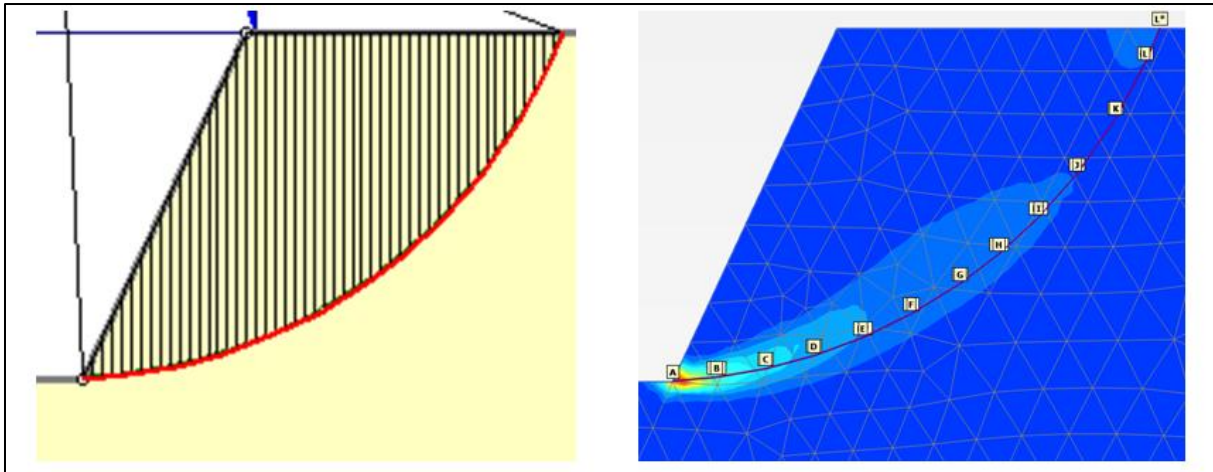


Abbildung 33: Polylinie in Slide und Schnitte A-L in Plaxis

Die rote Linie besitzt dieselben Koordinaten wie die violette Linie in Plaxis. Die violette Linie wurde durch 11 Schnitte von A-A* bis L-L* erstellt und anschließend die Normalspannung und die Schubspannung der einzelnen Schnitte zu einem gemeinsamen Verlauf zusammengefügt. Die Kurven besitzen keinen durchgehenden glatten Verlauf wie in Slide, sondern schwanken. Dieses „Schwanken“ kommt daher, dass die Werte für die Spannungen aus den Gaußpunkten (*stress points*) um die Gerade entnommen werden. Die Gaußpunkte liegen nicht exakt auf der Geraden und somit sind die Koordinaten, welche aus Plaxis exportiert werden, von einem Schnitt zum nächsten Schnitt nicht durchgehend.

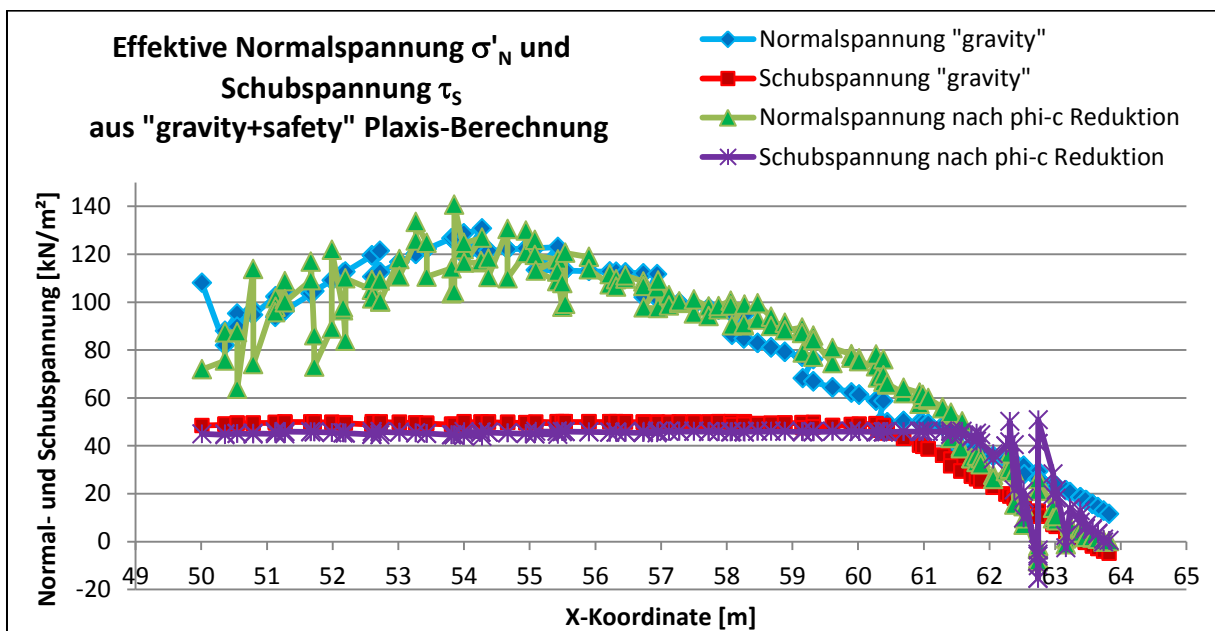


Abbildung 34: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Plaxis

In Abbildung 34 ist der Verlauf der effektiven Normalspannung und der Schubspannung nach der Phase 1 (*gravity loading*) und nach der Phase 2 (*safety*) dargestellt. Mit einem FoS von 1,087 errechnet sich die Schubspannung zu $\tau_s = 46,00 \text{ kN/m}^2$, auffallend ist jedoch das Abfallen der Schubspannung in den letzten Metern der Gleitfläche. Die Normalspannung steigt im ersten Drittel an und fällt bis zum Ende der Gleitfläche bis in den Zugbereich ab. Dieses Ab-

fallen der Schubspannung auf den letzten Metern und der unterschiedliche Verlauf der Normalspannung, sind Anzeichen, dass die beiden Programme unterschiedlich rechnen bzw. die Spannungssituation unterschiedlich ist. Verdeutlichen soll dies der Vergleich der Kurven im übernächsten Abschnitt (5.2.5).

5.2.4 Auswertung der Spannungen in der Gleitfläche in Plaxis bei $\varphi \neq 0$

Für die folgenden zwei Böschungen wurde die Ermittlung der Normal- und Schubspannungen in Plaxis, ebenso wie für die erste Böschung im vorhergehenden Abschnitt erläutert, bestimmt. Genauso konnten die Schwankungen in den Spannungskurven nicht vermieden werden.

Bei der Böschung ($\beta=65^\circ$; $\varphi=45$; $c=10$ kPa) wurde die Polylinie mit Schnitten im Plaxis-Output-Fenster übertragen und es konnte festgestellt werden, dass die Bruchfigur in Slide deutlich von der in Plaxis abweicht, dies ist in Abbildung 35 dargestellt:

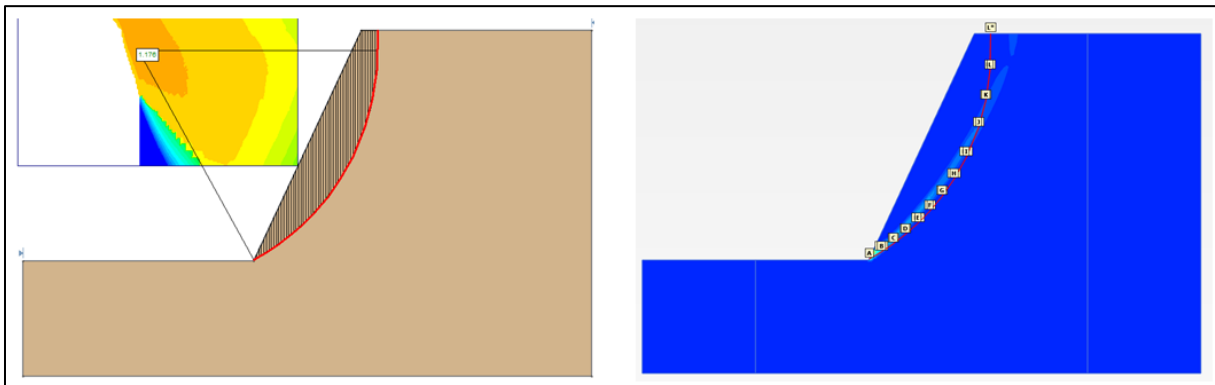


Abbildung 35: Polylinie in Slide und Schnitte A-L in Plaxis ($\beta=65^\circ$; $\varphi=45$; $c=10$ kPa)

Im rechten Bild ist die rote Polylinie (Gleitfläche) von Slide eingetragen und im Hintergrund das Plaxis-Modell mit den inkrementellen Dehnungen dargestellt. Dabei hat die Versagensfigur in Plaxis im unteren Gleitflächen-Bereich einen steileren Verlauf und in oberen einen flacheren in Bezug auf die Gleitfläche von Slide. Somit wird im Grunde genommen nicht die Spannungssituation in der Gleitfuge von Plaxis dargestellt, sondern eine Spannungssituation neben der Gleitfuge. Diese Spannungssituation wurde auch ausgearbeitet, jedoch um einen Vergleich zu bekommen wurde in Plaxis entlang der Gleitfläche aus Plaxis eine weitere Aneinanderreihung von Schnitten gelegt (Abbildung 36), um die tatsächlichen Spannungen aus der Versagensfigur aus Plaxis zu bekommen. Der horizontale Abstand von der Böschungskrone zum Gleitflächenende beträgt in Slide 0,718 m und in Plaxis 1,875 m.

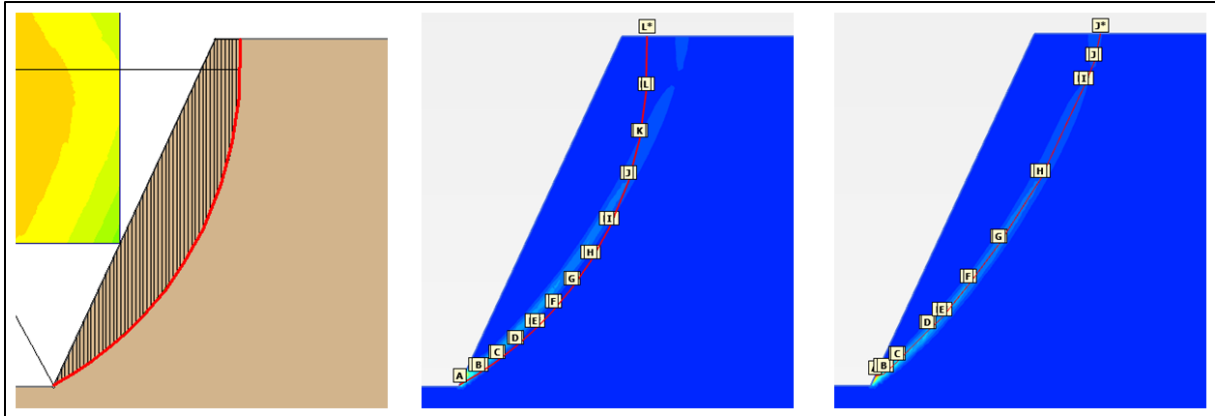


Abbildung 36: Gleitflächen aus: Slide (links), Slide in Plaxis übertragen (Mitte), Plaxis (rechts) ($\beta=65^\circ$; $\varphi=45$; $c=10$ kPa)

In Abbildung 37 ist der Verlauf der Spannungen aus der FE-Analyse dargestellt und zwar in der Gleitfuge die aus der Berechnung resultiert und nicht in der Gleitfläche die aus Slide übernommen wurde, denn diese ist für diesen Vergleich nicht geeignet und hat keine Aussagekraft. Im Normalspannungsverlauf kommen keine Zugspannungen vor und die Schubspannungen haben denselben Verlauf nur liegen die Kurve etwas höher. Des Weiteren ist der Zusammenhang von Normal- und Schubspannung aus den beiden Kurven gut ersichtlich. Auf den Vergleich mit den Verläufen aus Slide wird im nächsten Abschnitt eingegangen.

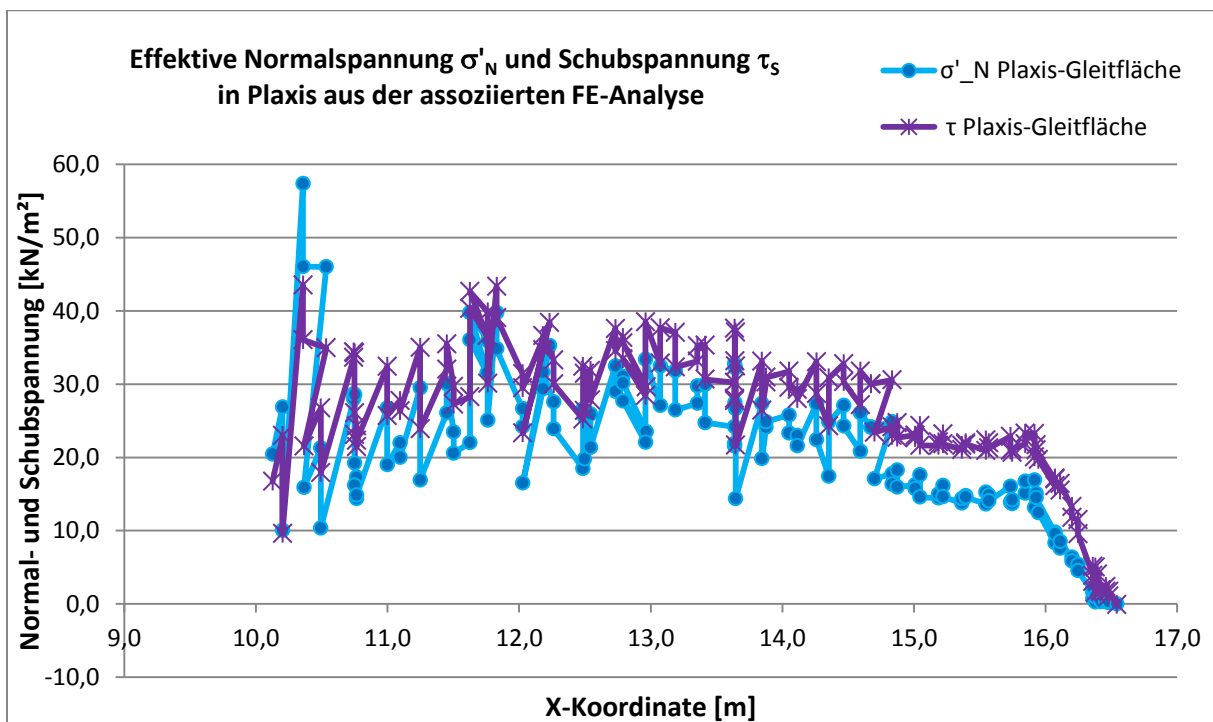


Abbildung 37: Gegenüberstellung: Normal- und Schubspannungen ($\varphi=45$; $c=10$ kPa)

In der zweiten Böschung ($\beta=65^\circ$; $\varphi=15$; $c=40$ kPa) wurde ebenso die Gleitfläche aus Slide mittels Koordinaten in das Modell in Plaxis übertragen. Dabei wurden ebenso unterschiedliche Gleitflächen festgestellt. Diese sind in Abbildung 38 dargestellt:

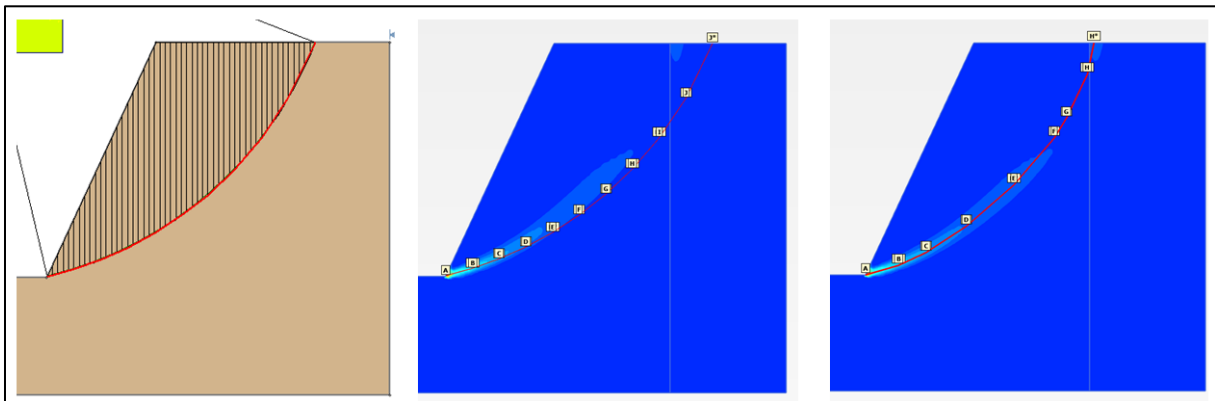


Abbildung 38: Gleitflächen aus: Slide (links), Slide in Plaxis übertragen (Mitte), Plaxis (rechts) ($\beta=65^\circ$; $\varphi=15$; $c=40$ kPa)

Dabei beträgt der horizontale Abstand von der Böschungskrone bis zum Gleitflächenende in Slide bei 6,83 m und in Plaxis bei 5,73 m. Sobald die Gleitfläche von Slide in Plaxis übertragen war stellte sich auch bei dieser Böschung heraus, dass die Gleitflächen und somit die Bruchfigur nicht identisch waren. Für den Vergleich der Spannungen in der Gleitfuge wurde in Plaxis, mit einer Anreicherung an Schnitten, die Gleitfuge eingezeichnet und aus den Schnitten die Normal- und Schubspannung ausgelesen. Dabei wurde folgender Verlauf der Kurven aus Plaxis entnommen:

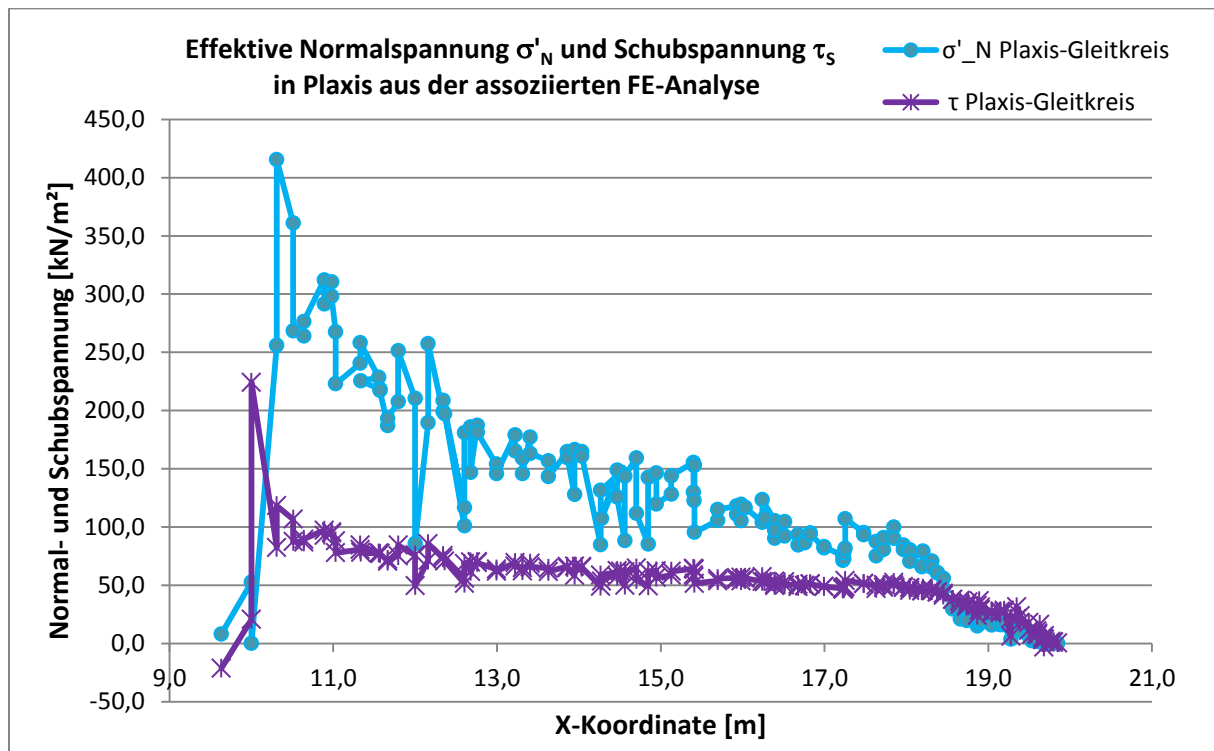


Abbildung 39: Gegenüberstellung: Normal- und Schubspannungen ($\varphi=15$; $c=40$ kPa)

Wie bereits bei den Kurven zuvor ist auch hier ein Zusammenhang zwischen Normal- und Schubspannung erkennbar. Am Böschungsfuß treten die höchsten Spannungen auf und

diese fallen bis zum Gleitflächenende hin auf null ab. Es gibt keine Zugspannungen im Normalspannungsverlauf.

5.2.5 Unterschied der Spannungen zwischen Slide und Plaxis

Zuerst werden die Schubspannungen gegenübergestellt, dies ist in Abbildung 40 dargestellt.

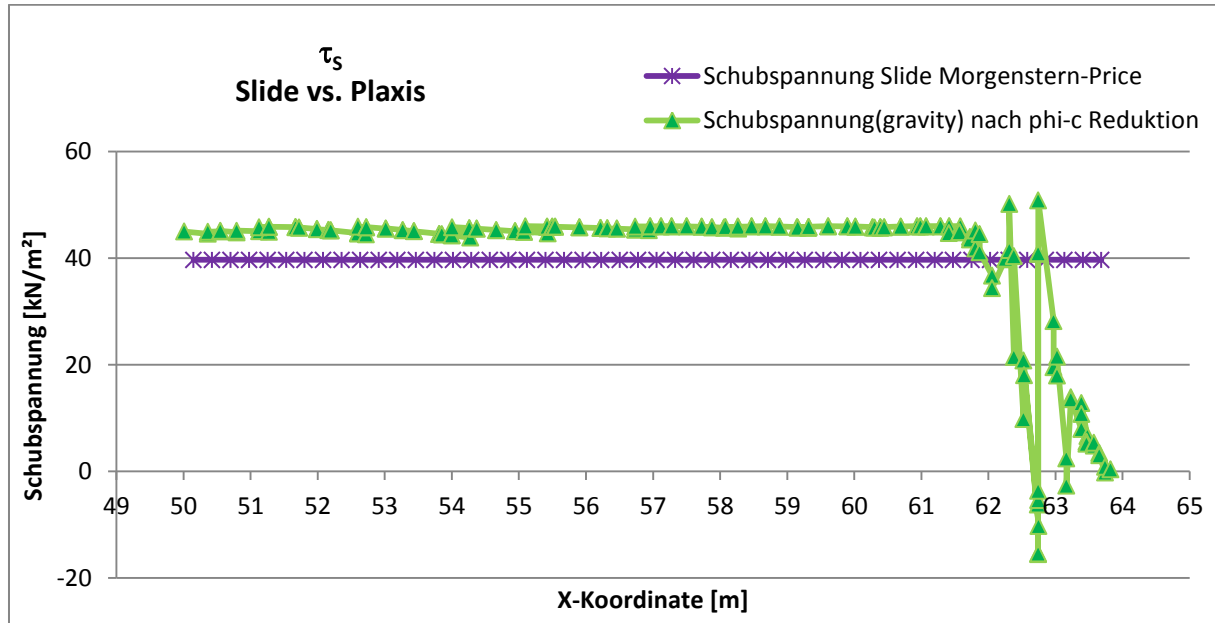


Abbildung 40: Vergleich der Schubspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=0^\circ$; $c=50$ kPa)

Wie bereits erwähnt, ist die Schubspannung in Slide konstant (Böschung mit $\varphi=0$) und hat einen Wert von $39,70 \text{ kN/m}^2$ und in Plaxis sind die Werte in einem konstanten Bereich von $46,00 \text{ kN/m}^2$ und fallen dann ab. Die Schwankungen auf diesem abfallenden Teil kommen einerseits aus den Übergängen aus den Schnitten und andererseits aus der Numerik. Wichtig dabei ist, dass der Verlauf nicht derselbe ist wie in Slide und erst in einer zweiten Linie sind die Wertigkeiten von Bedeutung. Um einen glatten Verlauf in Plaxis zu bekommen, müssten die Werte von Spannungspunkt zu Spannungspunkt ausgearbeitet werden. Dies wurde nicht durchgeführt. Der Unterschied in der Wertigkeit der Schubspannung kommt aus dem FoS, denn die Kohäsion hat in beiden Modellen die Größe von $c=50 \text{ kN/m}^2$. In Slide errechnet sich τ_s mit $c/\text{FoS}=50/1,259=39,70 \text{ kN/m}^2$ und in Plaxis mit $c/\text{FoS}=50/1,087=46,00 \text{ kN/m}^2$. Der Grund für das Abfallen der Schubspannung wird in den folgenden Abschnitten behandelt.

Beim Vergleich der Normalspannungen muss zuerst auf die Generierung der Initialspannungen in den zwei Programmen eingegangen werden. Slide berechnet die Spannungen in der Gleitfläche, die meisten Grenzgleichgewichtsverfahren ignorieren das Verhältnis zwischen vertikalen und horizontalen Normalspannungen (Chowdhury, 1981). Somit gibt es kein K_0 , das das Verhältnis zwischen diesen beiden Spannungen beschreibt. In Plaxis hingegen wird in der ersten Phase (*initial phase*) der Spannungszustand durch das Eigengewicht (*gravity loading*) erzeugt oder über den K_0 -Wert (*K_0 -procedure*) erzeugt. Bei flachen Modellen darf das K_0 -Verfahren angewandt werden, jedoch ist dies bei einer Böschung nicht der Fall. Im K_0 -Verfahren wird für jeden einzelnen Spannungspunkt der Spannungszustand berechnet und jedem Punkt zugewiesen, bevor weitere Berechnungen durchgeführt werden, somit ist

das K_0 -Verfahren nur ein Zuweisen der Spannungen. Werden die Spannungen mit dem Eigengewicht erzeugt, so ist dies eine eigene Berechnungsphase in der die Spannungen zugewiesen werden und sich anschließend nach der Geometrie ausrichten, bis in jedem Punkt Gleichgewicht herrscht. Sobald dieses Gleichgewicht in jedem Spannungspunkt erfüllt ist wird der nächste Berechnungsschritt gestartet.

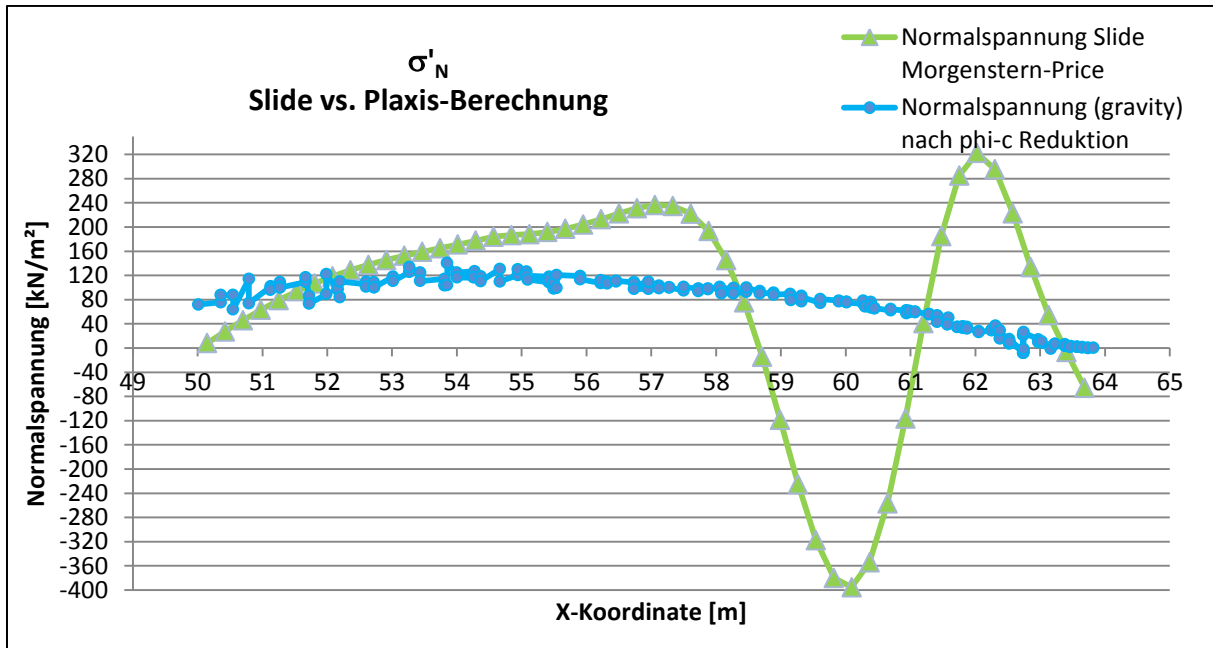
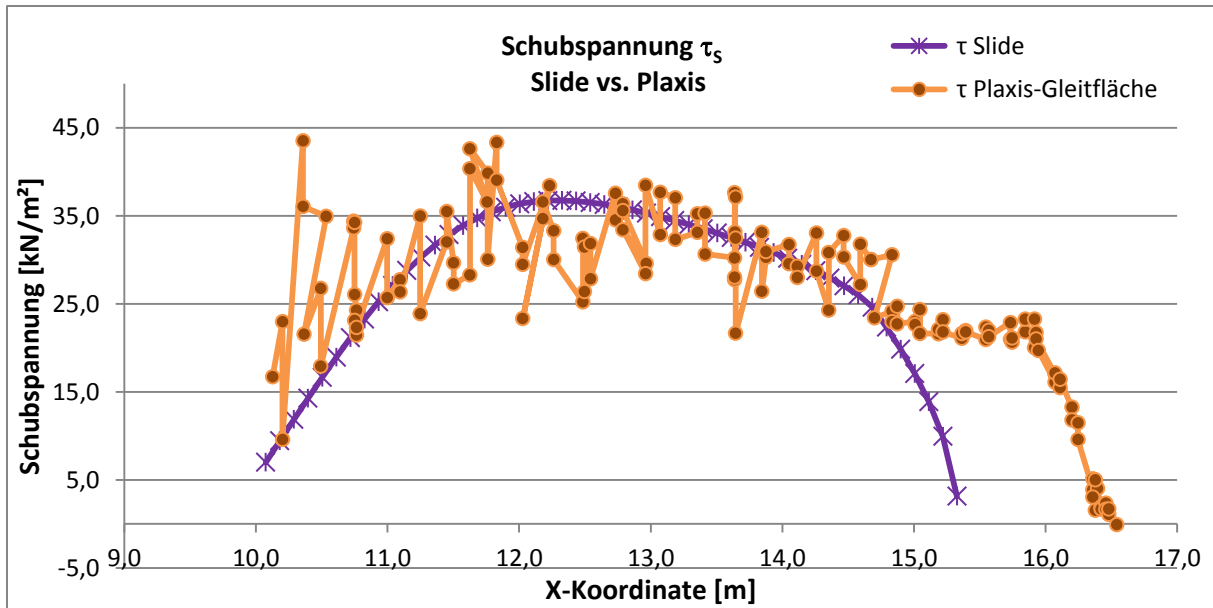
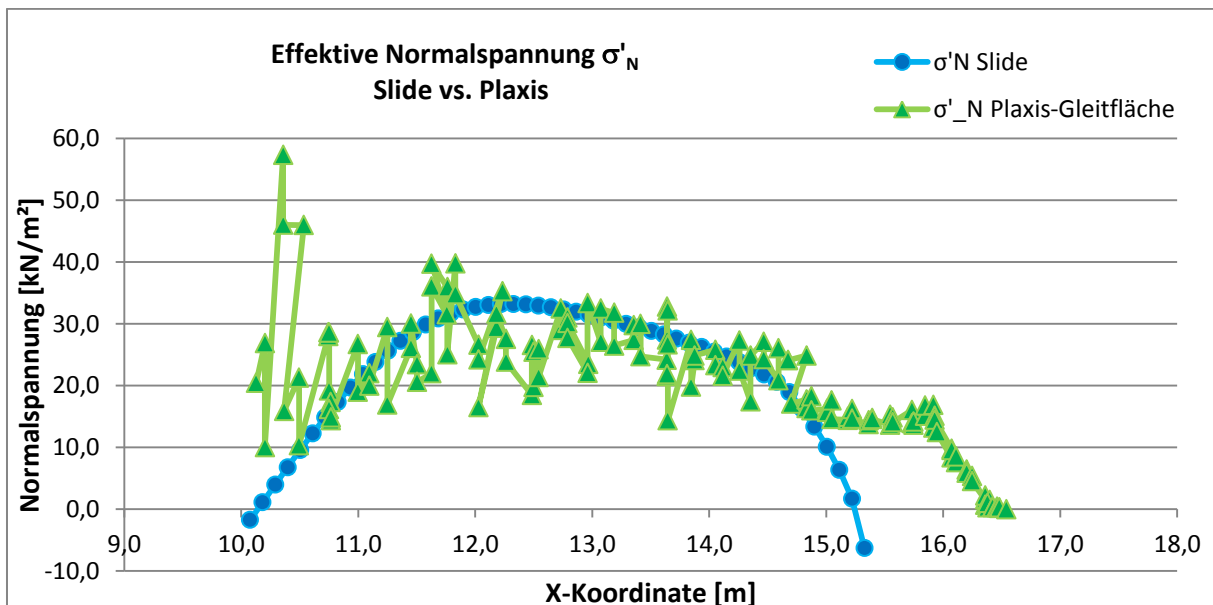


Abbildung 41: Vergleich der Normalspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=0^\circ$; $c=50$ kPa)

In Abbildung 41 sind die Verläufe der Normalspannung der beiden Programme dargestellt. Die Normalspannungen in Plaxis steigen an und fallen zum Ende der Gleitfläche wieder ab. Beim Verlauf der Normalspannungen aus dem Modell in Slide steigt die Spannung an und fällt in den Zug-Bereich ab und steigt wiederum ca. auf den gleichen Wert wie im Druckbereich an, bevor es im letzten Meter wieder in den Zugbereich wechselt. Nachdem der Reibungswinkel $\varphi=0$ ist, hat die Normalspannung keinen Einfluss auf die Schubspannung.

In der Böschung mit $\varphi=45^\circ$ und $c=10$ kN/m² wird die Schubspannung durch die Normalspannung beeinflusst, da $\varphi \neq 0$. In den vorhergehenden Abschnitten (5.2.2 und 5.2.4) wurde gezeigt, dass die Versagensfigur nicht identisch ist und somit sind unterschiedlich lange Gleitflächen mit unterschiedlichen Spannungen die gegenübergestellt werden.

Abbildung 42: Vergleich der Schubspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=45^\circ$; $c=10$ kPa)Abbildung 43: Vergleich der Normalspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=45^\circ$; $c=10$ kPa)

Die Verläufe der Schubspannungen sind in den ersten 5 m sehr ähnlich, bis dass in der Mitte die Spannungen in Plaxis eher unter denen von Slide liegen. Ab diesen Punkt macht sich der Unterschied der Gleitfugenlänge bemerkbar, denn in Slide fallen die Spannungen stark ab, während sie in der FE-Analyse ca. 1 Meter auf demselben Niveau bleiben und dann ebenfalls mit einer identischen Neigung abfallen. Dasselbe Bild bei den Normalspannungen, nur dass in Plaxis am Anfang der Gleitfläche die Spannungen höhere Werte haben, anschließend ein gewisses Spannungsniveau halten und bei $x=15$ m genau denselben Verlauf einnehmen wie die Schubspannungen. Bei dieser Berechnung war der Unterschied im FoS 0,057, somit könnte dieser aus dem Unterschied der Bruchfigur resultieren, ansonsten sind keine großen Unterschiede bemerkbar.

In der letzten Böschung ($\varphi=15^\circ$ und $c=40\text{ kN/m}^2$) werden ebenso die Schubspannungen beeinflusst und die Verläufe zeigen wesentliche Unterschiede zwischen Slide und Plaxis, welche in den zuvor beschriebenen Abschnitten (5.2.2 und 5.2.4) ersichtlich sind. Im Vergleich zeigt sich das wie folgt:

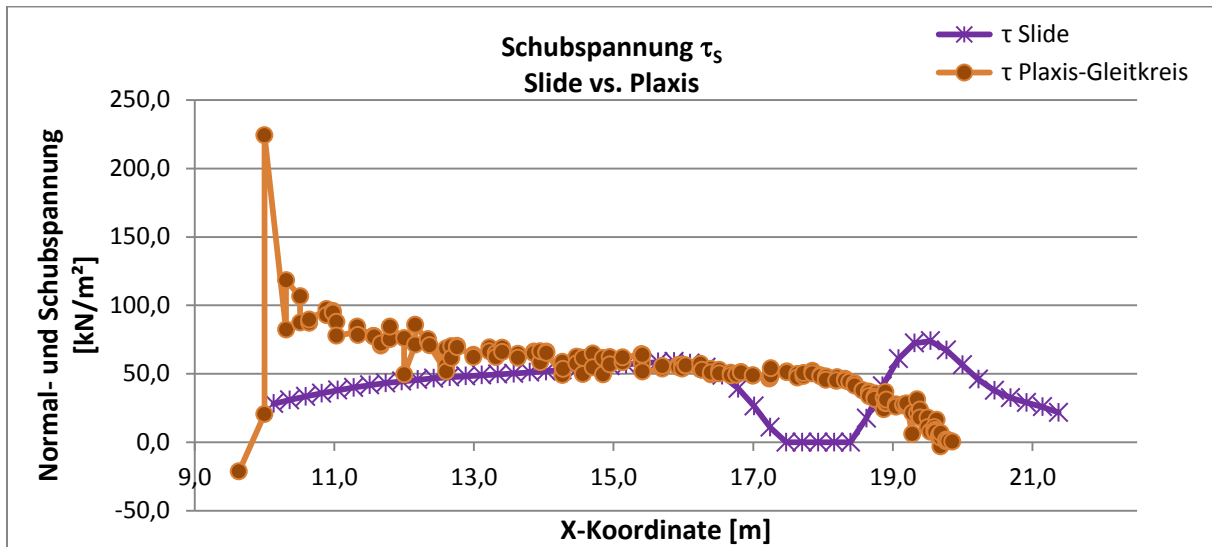


Abbildung 44: Vergleich der Schubspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=15^\circ$; $c=40\text{ kPa}$)

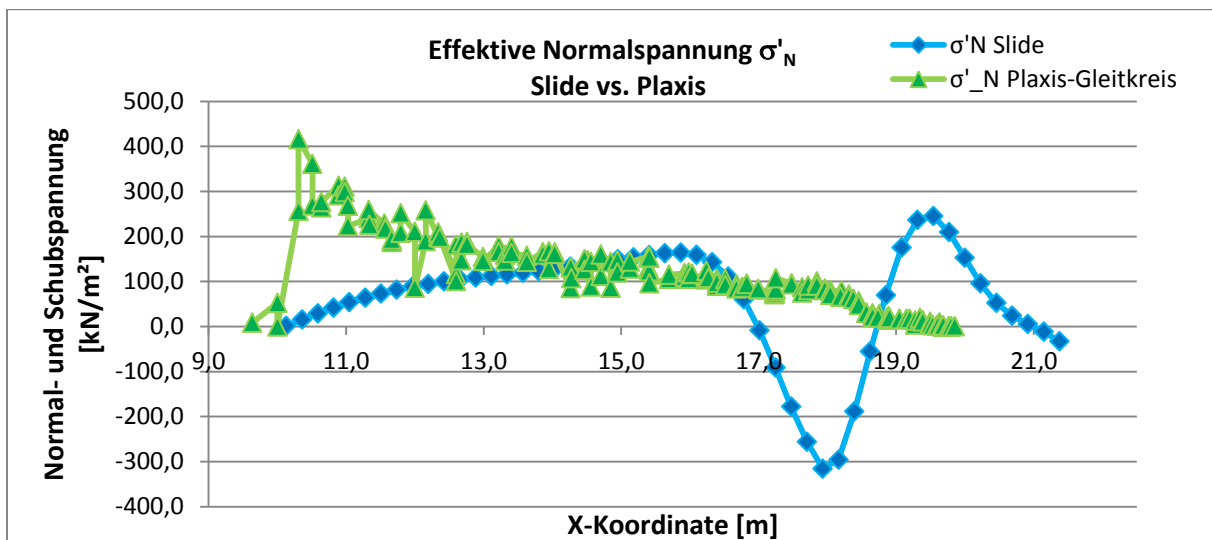


Abbildung 45: Vergleich der Normalspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=15^\circ$; $c=40\text{ kPa}$)

Bei diesem Vergleich der zwei Berechnungen mit den Spannungen ist es nicht wie bei den bisher gezeigten Verläufen. Bisher gab es immer ähnliche Verläufe auf beiden Seiten doch in diesem Fall sind Schub- und Normalspannung sehr unterschiedlich. In der FE-Analyse sind am Beginn der Gleitfläche hohe Werte, welche anschließend gleichmäßig abfallen und nachdem diese Berechnung eine kürzere Gleitfläche hatte, so ist auch der Verlauf kürzer. Es kommen keine größeren Schwankungen vor. Im Gegenteil bei den Verläufen in Slide, diese steigen in den ersten 6 Metern an und fallen ca. nach der Mitte der Gleitfläche ab. Dabei wechselt die Normalspannung von Druck auf Zug und die Schubspannung geht auf null, bis die Normalspannung wiederum die Richtung wechselt. Sobald der Peak der Normalspan-

nung erreicht ist, gibt es nochmals eine Richtungsänderung. Aus diesen Spannungsverläufen wurden folgende Erkenntnisse gewonnen:

- Bei einer Böschung ohne Reibungswinkel ($\varphi=0$) gibt es keine Verbindung zwischen Normal- und Schubspannung, bei $\varphi \neq 0$ schon
- In Slide gibt es in der Normalspannung einen Zugbereich, der in Plaxis nicht vorkommt
- Bei den Böschungen mit geringen Abweichungen im FoS ist auch der Verlauf der Spannungen ähnlich
- Die Schwankungen der Normalspannung treten in der zweiten Hälfte der Gleitfläche auf
- Alle Normalspannungen am Ende der Gleitfläche in Slide sind im Zug-Bereich
- Die Geometrie der Bruchfigur ist unterschiedlich, dies erschwert den Vergleich
- Die Versagensbilder sind im Vergleich unterschiedlich, somit gibt es unterschiedliche Spannungsverteilungen

Für die weitere Auswertung wurden die Spannungspunkte in Plaxis untersucht. Dies wird im nächsten Abschnitt beschrieben.

5.3 Auswertung der Spannungspunkte

In diesem Abschnitt wird auf die Spannungspunkte in Plaxis eingegangen, dazu werden ausgewählte bereits zuvor berechnete Böschungen verwendet. Im ersten Teil wird die Problematik anhand zweier Böschungen mit einem Reibungswinkel und einer Kohäsion beschrieben, bevor auf die Böschungen mit nur einem Festigkeitsparameter eingegangen wird.

In Plaxis können die Spannungspunkte (*stress points*) bzw. Mohr-Coulomb-Punkte (=MC-Punkte) des gesamten Modells angezeigt werden. Die folgenden Abbildungen sind bereits nach der φ/c -Reduktion und somit bereits durchgerechnete Böschungen. In den Abbildungen werden die Gaußpunkte, die bereits am Ende des elastischen Bereichs bzw. auf der Linie des Bruchkriteriums sind, in roter Farbe angezeigt. Nachdem mit einem Mohr-Coulomb Stoffgesetz gerechnet wird, können diese Punkte keine weiteren Kräfte mehr aufnehmen und geben diese an die Nachbarpunkte ab, bis auch diese am Ende ihrer Tragfähigkeit angelangt sind oder alle Kräfte übernommen haben. Diese Mohr-Coulomb-Punkte entwickeln sich im gesamten beanspruchten Teil und konzentrieren sich entlang einer Linie. Sobald der Boden mit einer solchen Linie, wie zum Beispiel vom Böschungsfuß bis an die Oberfläche über der Krone, durchgedrungen ist und der Großteil der Punkte bereits am Ende der Tragfähigkeit ist, stellt sich das Versagen ein. In diesem Fall ist die Linie die Gleitfläche und das Versagen ist der Böschungsbruch.

Des Weiteren besteht die Möglichkeit die Spannungspunkte anzuzeigen die unter Zug sind. Plaxis erlaubt Zug im Boden nicht, dies ist über die Standarteinstellungen geregelt, auch wenn ein gewisser Teil an Zugspannungen in einem Boden mit Kohäsion übernommen werden könnte. Plaxis regelt dies über die sogenannte „tension-cut-off“ (=tco)-Option. Wie bereits erwähnt ist dieser Wert standartmäßig auf null und bedeutet, dass kein Zug im Modell (im Boden) erlaubt ist bzw. Zugfestigkeit ist null. Der Benutzer kann jedoch den Grenzwert verändern und Zug im Modell zulassen. Bei den folgenden Berechnungen ist dieser Wert gleich null und jeder Punkt der in den Zugbereich kommt, wird als schwarzweißes Quadrat angezeigt. In Slide wurde (bei dem Beispiel zuvor) auf der Gleitfläche ein Zugbereich angezeigt und so kann dies in Plaxis verifiziert werden, ob sich auch dort Zug-Zonen befinden.

5.3.1 Böschungen mit φ und c

Da in den Böschungen zuvor festgestellt wurde, dass die größeren Abweichungen im FoS zwischen Slide und Plaxis bei steilen Böschungen mit einem geringen Reibungswinkel und einer hohen Kohäsion vorkommen, wird als erstes eine 65° geneigte Böschung dargestellt und anschließend der Unterschied zu einer 15° geneigten Böschung beschrieben.

Die Materialparameter und Bodenparameter der beiden Böschungen sind:

$\beta = 65^\circ$	$\beta = 15^\circ$
$\varphi = 15^\circ$	$\varphi = 15^\circ$
$\psi = 15^\circ$	$\psi = 15^\circ$
$c = 40 \text{ kN/m}^2$	$c = 40 \text{ kN/m}^2$

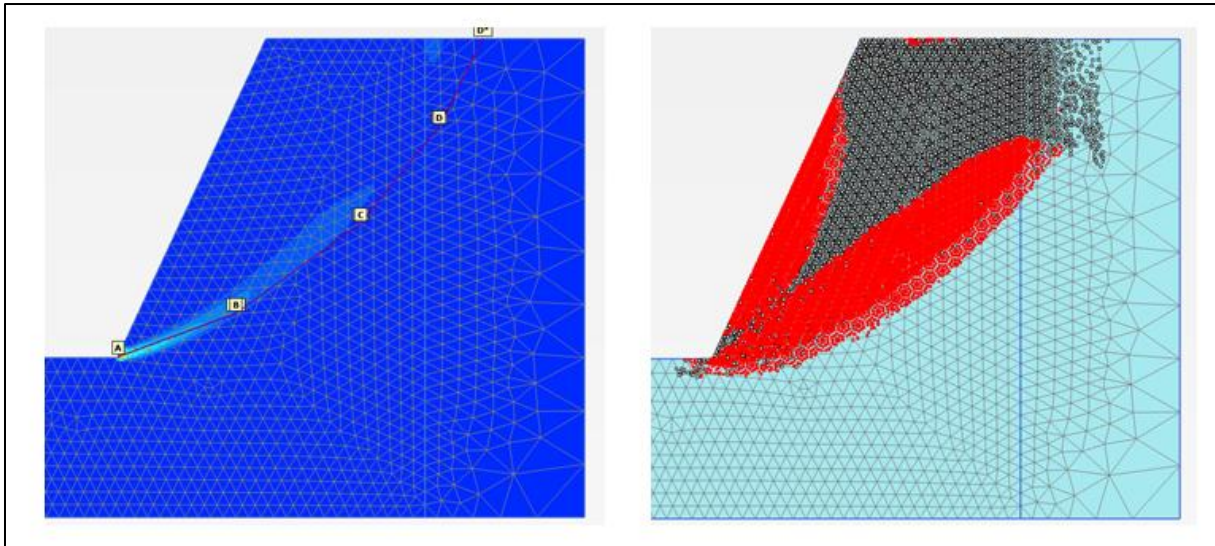


Abbildung 46: Inkrementelle Dehnungen und Gleitkreis (links) und Mohr-Coulomb-Punkte und tco-Punkte (rechts)

In der Abbildung 46 sind im linken Bild die inkrementellen Dehnungen dargestellt, die violette Linie stellt den berechneten Gleitkreis aus Slide dar. Durch den Vergleich der Bruchfigur in Plaxis mit der Gleitfläche aus Slide, wird deutlich, dass in dieser Böschung die Versagensbilder nicht identisch sind. Die Versagensfigur in Plaxis ist kleiner. Im rechten Bild sind die Mohr-Coulomb-Punkte (rote Punkte) und die tco-Punkte (schwarz/weiß) dargestellt.

Nach einer φ/c Reduktion müssten alle Punkte entlang der Gleitfläche am Ende ihrer Tragfähigkeit sein. Im unteren Bereich sind alle MC-Punkte und im oberen Bereich sind alle Punkte im Zugbereich, somit ist die gesamte Böschung in einem theoretischen Versagen. Theoretisch deshalb, da die Festigkeitsparameter in der φ -c-Reduktion soweit reduziert wurden, bis ein Versagen eintritt. Das rechte Versagensbild hat im letzten Bereich eine fast vertikale Gleitfläche und nachdem die rechte Böschung dieselbe Böschung ist, ist auch hier ein sehr vertikales Ende der Gleitfläche zu erkennen. Das bedeutet, dass in diesem Fall die Bruchfigur von Plaxis nicht mit der Bruchfigur von Slide übereinstimmt.

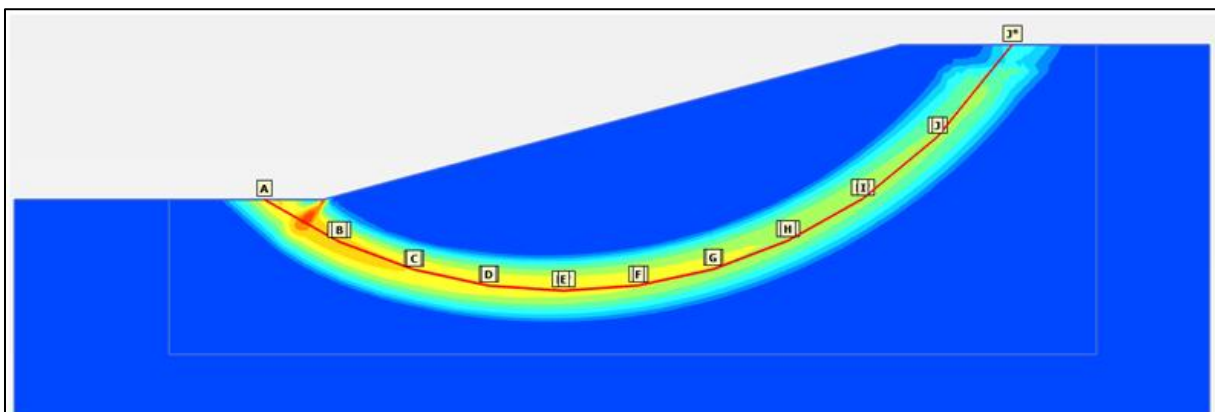


Abbildung 47: Inkrementelle Dehnungen und Gleitkreis der 15° Böschung

In der Abbildung 47 sind die inkrementellen Dehnungen und der Gleitkreis, der aus Slide exportiert wurde, dargestellt. Dabei sind die beiden Bruchfiguren fast deckungsgleich.

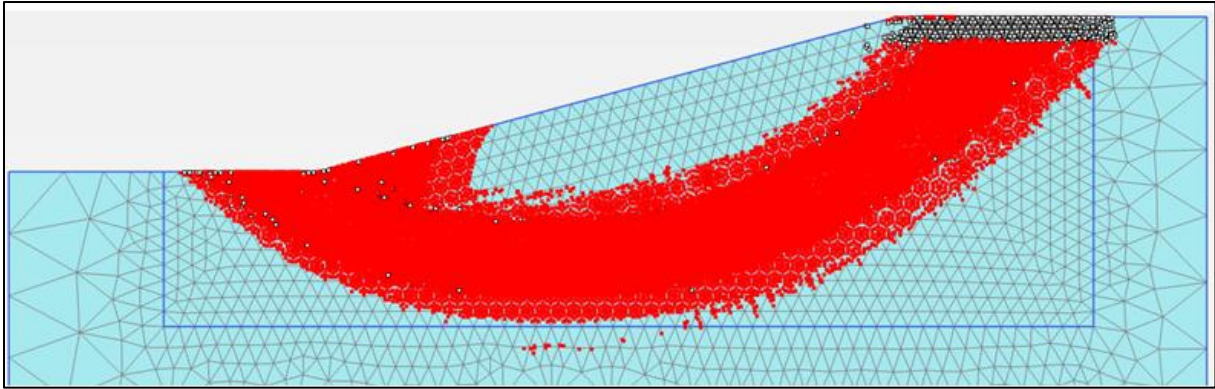


Abbildung 48: MC- und tco-Punkte der 15° Böschung

In der Abbildung 48 ist die Konzentration der MC-Punkte entlang der Gleitfläche deutlich zu erkennen. Im Verhältnis zur steilen Böschung sind die tco-Punkte zwar vorhanden, aber in einem sehr begrenzten Bereich an der Böschungskrone angesiedelt.

Durch die hohe Kohäsion ist die Gleitfläche im Verhältnis zu den Böschungen mit einer geringen Kohäsion sehr tiefliegend. Tiefliegende Gleitflächen haben einen längeren Gleitkreis bzw. müssen über einen weiteren Scherweg versagen. Die Zug-Zonen-Tiefe ist bei einer flachen Böschung geringer, als bei einer steilen Böschungen, denn dort ist die Tiefe der zugbeanspruchte Zone wesentlich tiefer. Bei einer flachen Böschung ist die Länge des Gleitkreises länger als bei einer steilen und zugleich der zugbeanspruchte Teil größer.

Bei den nächsten Böschungen wird der Reibungswinkel auf null gesetzt und anschließend die Spannungspunkte beschrieben.

5.3.2 Böschung mit $\varphi=0$

Für die Böschung mit $\varphi=0$ wird die bereits beschriebene Böschung (in Abschnitt 5.2) verwendet, mit einer Neigung von 65° und einer Kohäsion von 50 kN/m².

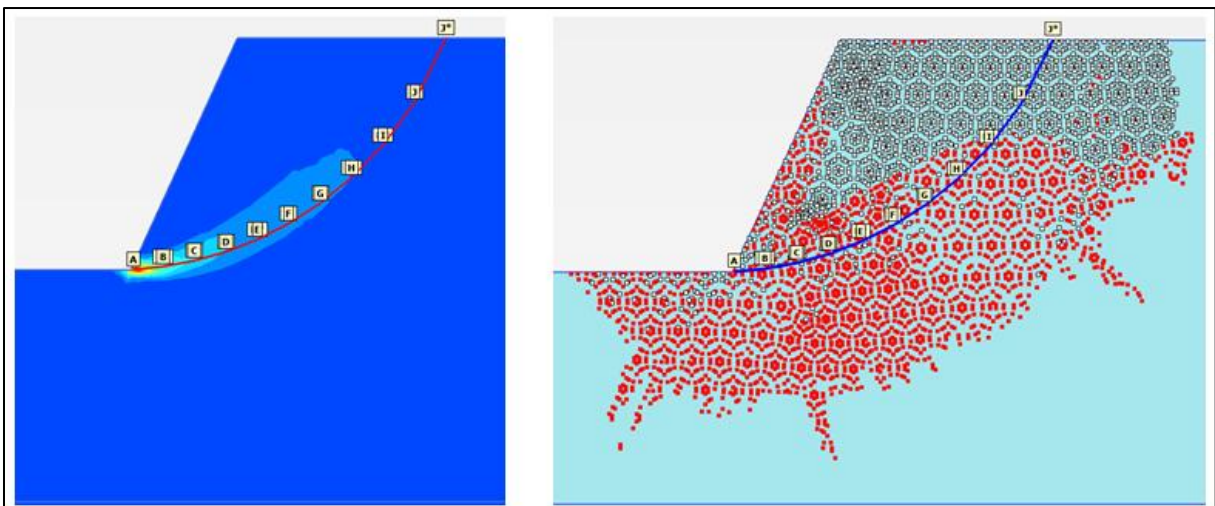


Abbildung 49: Inkrementelle Dehnungen und Gleitkreis (links) und Mohr-Coulomb-Punkte und tco-Punkte (rechts)

Wie bereits bei den Abbildungen zuvor, sind in Abbildung 49 die inkrementellen Dehnungen und der Gleitkreis von Slide, sowie die MC- und tco-Punkte dargestellt.

Indem bei diesem Modell das Material mit $\varphi=0$ berechnet wurde und die Kohäsion etwas höher ist als die 65°-Böschung in Abschnitt 5.3.1, erstrecken sich die MC-Punkte in einen wesentlich größeren Radius. Die Abweichungen in der Bruchfigur sind sehr ähnlich. Ein weiterer Unterschied ist in der Zug-Zone, denn in der Böschung ($\varphi=15^\circ$, $c=40 \text{ kN/m}^2$) ist die Zug-Zone bis in eine Tiefe von 2,88 m (von der Oberfläche der Böschung aus) und bei dieser Böschung reicht sie bereits bis zu 4,34 m im Bereich der Gleitfläche. In der Differenz ($\Delta\text{FoS}=0,190$) des FoS macht dies nicht so viel aus, obwohl die Zug-Zone 1,5 m länger ist als bei der Böschung zuvor ($\Delta\text{FoS}=0,158$). In den Berechnungen am Anfang hat sich gezeigt, dass der Unterschied im FoS mit einem höheren Reibungswinkel geringer wird. Bei dieser Böschung wurde $\varphi=0$ gesetzt und die Kohäsion etwas erhöht, somit sind die signifikanten Abweichungen mit den Erkenntnissen in Abschnitt 4.5 plausibel.

Bei einer flachen Böschung wurde der Reibungswinkel nicht null gesetzt, da sich sonst die Versagensfigur zu sehr in der Tiefe befindet bzw. die Versagensfigur von der Modellgröße abhängig ist. Das Versagensbild ist mehr ein Grundbruch als ein Böschungsbruch, wobei im Grunde das Versagen dasselbe ist, dennoch ist ein Bruch innerhalb der Böschung gewünscht, um die Versagensbilder vergleichen zu können. Die nächste Böschung ist 15° geneigt hat einen Reibungswinkel von 5° und eine Kohäsion von 50 kN/m^2 , somit den gleichen Wert wie die Böschung zuvor, nur mit einer anderen Böschungsneigung.

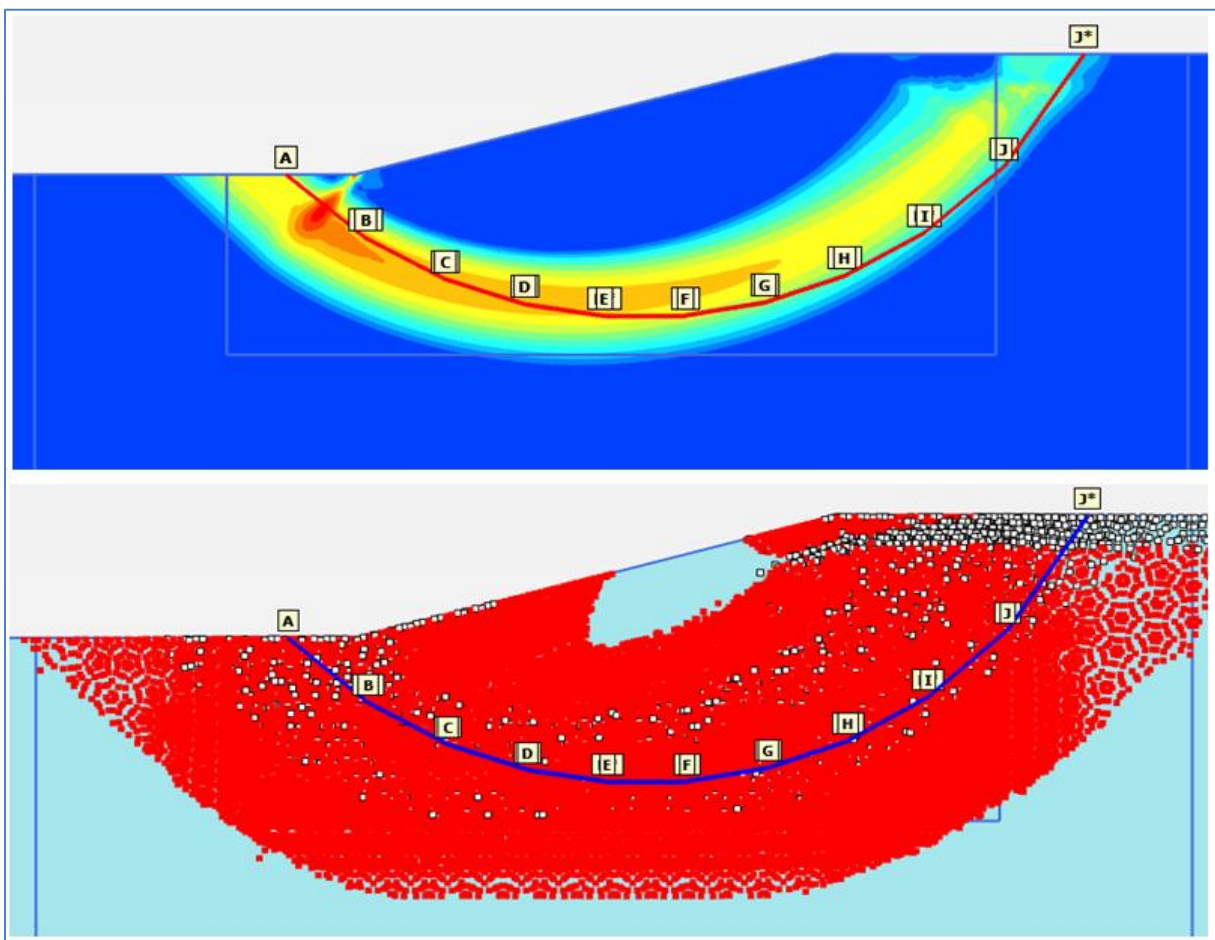


Abbildung 50: Inkrementelle Dehnungen (oben) und MC- und tco-Punkte (unten)

In der Abbildung 50 ist die Bruchfigur von Plaxis über die inkrementellen Dehnungen dargestellt, der Gleitkreis aus Slide ist dabei nicht an derselben Stelle wie der von Plaxis. Im unteren Bild sind die MC-Punkte dargestellt, welche durch die hohe Kohäsion und den geringen Reibungswinkel in einer großen Anzahl vorkommen. Der Bereich, indem die tco-Punkte liegen, ist im Verhältnis zu der steilen Böschung gering.

Zur Böschung ohne Reibungswinkel werden in Folge noch zwei Böschungen ohne Kohäsion beschrieben.

5.3.3 Böschung mit $c=0$

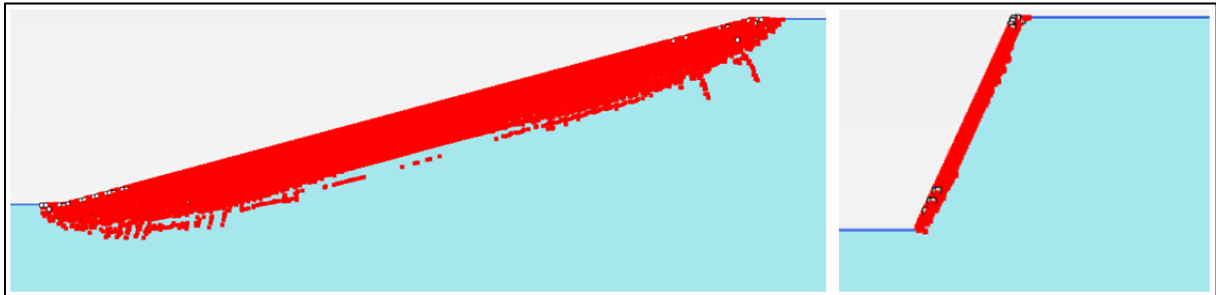


Abbildung 51: 15° Böschung (links) und 65° Böschung (rechts) mit MC und tco-Punkte

Zum Unterschied zu den steilen Böschungen sind in der Abbildung 51 die Gleitflächen nicht eingezeichnet, da sie sich sehr nahe der Oberfläche befinden, das kommt daher da der Wert für die Kohäsion gleich null ist. Die Böschung links ist 15° geneigt, hat einen Reibungswinkel von 15° und die Böschung rechts hat einen Reibungswinkel von 65°. Beide Böschungen sind genau im Grenzgleichgewicht und haben einen FoS von 1,009 (15°) und 1,020 (65°). Der FoS ist deshalb größer 1,0, da der Dilatanzwinkel gleich dem Reibungswinkel ist, somit eine assoziierte Berechnung.

Das Versagen ist oberflächennah, somit befinden sich auch die MC-Punkte nur nahe der Oberfläche und nur in einem konzentrierten Bereich. Je steiler die Böschung desto weniger tief werden die Elemente in der Tiefe beansprucht, da es vorher bereits zum Versagen kommt. Des Weiteren, ist der Anteil an tco-Punkten sehr gering. Am Ende der Gleitfläche, der 15°-Böschung, fehlen die tco-Punkte fast vollständig.

5.3.4 Grund für die Abweichungen zwischen Slide und Plaxis

Durch die Berechnungen (Abschnitt 4.5) wurde klar, dass eine hohe Kohäsion und ein geringer Reibungswinkel die Grundvoraussetzung für größere Abweichungen im FoS sind. Die steileren Böschungsneigungen begünstigen die Abweichungen noch zusätzlich.

Bei den Auswertungen der Normal- und Schubspannungen der Böschung mit $\varphi=0$ wurde klar, dass die Spannungssituation in den beiden Berechnungsarten unterschiedlich ist. In dem die Schubspannungen in Slide auf der gesamten Länge konstant und in Plaxis fast konstant sind, jedoch in Plaxis auf den letzten Metern gegen null abfällt, konnte darauf geschlossen werden, dass in Plaxis die rückhaltende Komponente kleiner ist als in Slide. Durch den Verlauf der Normalspannungen konnte nachgewiesen werden, dass in Slide Zugspannungen vorkommen in Plaxis jedoch nicht.

Durch diese Erkenntnisse wurden die Spannungspunkte in Plaxis genauer untersucht. Durch die tension-cut-off-Punkte wurde klar, dass es durch die φ -c Reduktion im oberen Teil der Böschung bzw. Gleitfläche zu einem Spannungszustand im Zugbereich kommen würde, dies jedoch durch die Standarteinstellungen in Plaxis untersagt ist. Des Weiteren wurde aus der Betrachtung der Spannungspunkte klar, dass dieser zugbeanspruchte Bereich bei steileren Böschungen größer war als bei den flachen. Bei einem Material mit $\varphi \neq 0$ $c=0$ waren keine bzw. nur ein geringer Anteil an tco-Punkte vorhanden. Bei einem Material mit $\varphi=0$ und $c \neq 0$, war der tco-Punkte-Anteil vorhanden und mit einer hohen Kohäsion wurde dieser Bereich größer.

Durch die Bilder der Spannungspunkte und den Diagrammen der Schubspannung, stellte sich die Frage, ob die Schubspannungen genau in diesen Bereich abfallen, wo die tco-Punkte sind. Um diese Frage zu beantworten wird nochmals die 65°-Böschung mit $\varphi=0$ und einer Kohäsion von 50 kN/m² dargestellt.

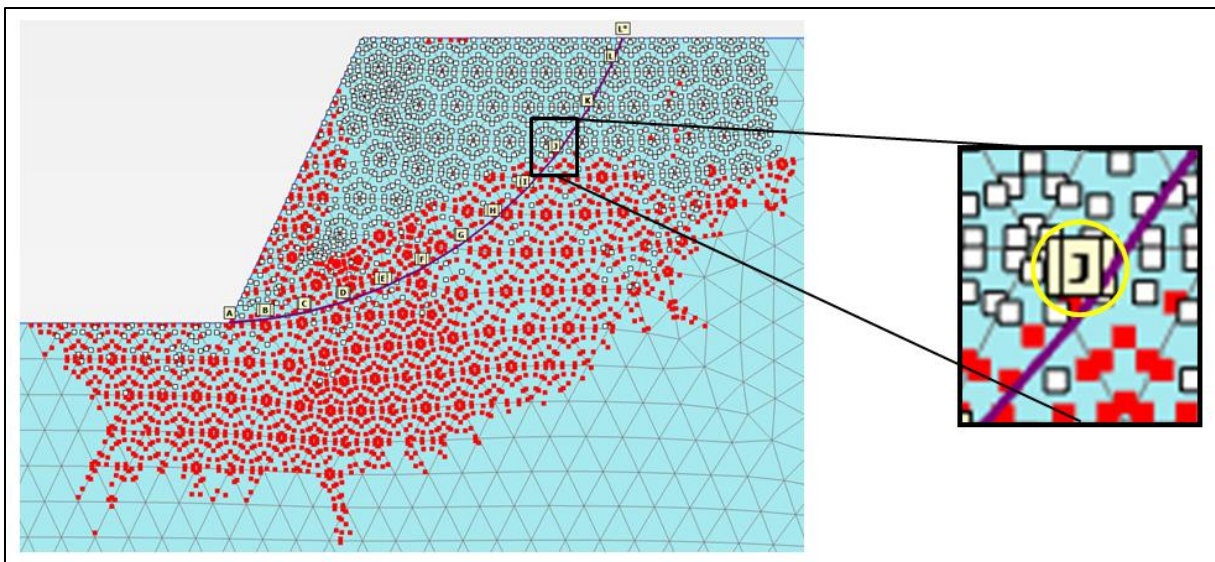


Abbildung 52: Schnittpunktanfang J ist Übergang in den tension-cut-off Bereich

In der Abbildung 52 ist die Böschung mit den MC-Punkten, den tco-Punkten und der Gleitkreis, der mit den Koordinaten aus Slide und mit Hilfe von Schnitten in Plaxis nachgezeichnet

wurde, dargestellt. Der Beginn des Schnitts J-J* ist zugleich der Übergang von den MC-Punkten zu den tco-Punkten und die Koordinaten (X/Y) dieses Punkts (J) sind 61,4/25,8 m.

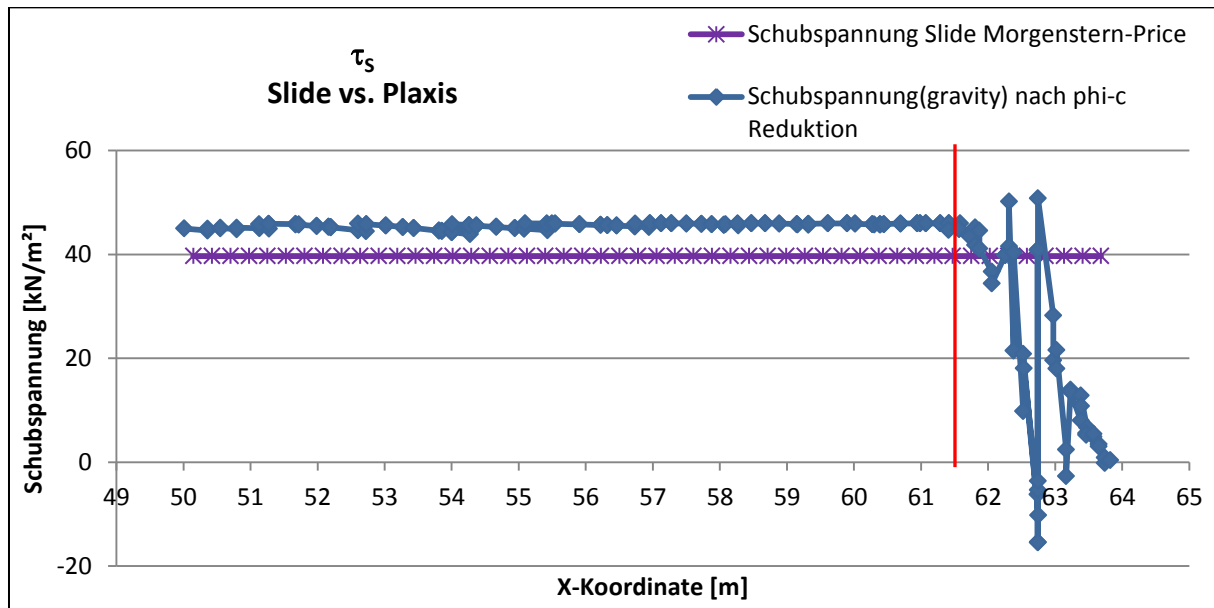


Abbildung 53: Verlauf der Schubspannung der 65°-Böschung ($\varphi=0$; $c= 50 \text{ kN/m}^2$)

In Abbildung 53 ist der Verlauf der Schubspannung aus der Berechnung von Slide und Plaxis dargestellt und entspricht den Spannungen entlang der Gleitfläche. Die rote Hilfslinie markiert den Punkt J. Nach dieser roten Linie ist ein Abfallen der Schubspannung deutlich zu erkennen. Diese Unregelmäßigkeiten im Schubspannungsverlauf, nach dem Abfallen, kommen aus den entnommenen Daten, dies wurde bereits erwähnt.

Somit ist Bestätigt, dass der Abfall der Schubspannung mit der „Zug-Zone“ in der Böschung zu tun hat, oder vielmehr wie die Standard-Einstellungen in Bezug auf den Zug im Boden, in den beiden Programmen definiert ist.

Indem dieser „Zug“-Bereich verantwortlich für die Abweichungen im FoS ist, ist auch verständlich, warum die Abweichungen in flachen Böschungen nicht so groß sind. Zum Ersten treten in flachen Böschungen relativ geringe „Zug-Zonen“ auf und zum Zweiten sind die Gleitflächen in flachen Böschungen viel länger als bei steilen Böschungen, somit relativiert sich die Gleitfläche in der Zug-Zone zur restlichen Gleitfläche in flachen Böschungen. Diese Abweichungen treten durch zweierlei Gründe nur bei steilen Böschungen und nur unter gewissen Parametern auf. Welche Parameter für diese „Zug-Zone“ verantwortlich sind und wie sie diese beeinflussen, wird im Abschnitt 6 beschrieben.

5.3.5 Rechnerische Abschätzung als Nachweis der Abweichungen

Für den Nachweis werden die Daten aus dem Programm Slide verwendet:

FoS_{Slide}: 1,259490 [-]

Radius R: 15,546 [m]

Koordinaten des Mittelpunkts (X/Y): 49,300 / 35,550 [m]

Koordinaten für Gleitkreisanzug (X/Y): 50,010 / 20,021 [m]

Koordinaten für das Gleitkreisende: (X/Y): 63,821 / 30,000 [m]

Rückhaltendes Moment: 13979,5 kNm

Treibendes Moment: 11099,3 kNm

Rückhaltende horizontale Kraft: 690,570 kN

Treibende horizontale Kraft: 548,296 kN

Der Innenwinkel α des Kreissegments errechnet sich aus den Koordinaten zu: 66,4643 [°]

Die Kreisbogenlänge b, somit der Gleitkreis ist: $b=(R \cdot \pi \cdot \alpha)/180 = 18,03$ [m]

Aus Plaxis werden folgende Daten ausgelesen bzw. errechnet:

FoS_{Plaxis}: 1,087 [-]

Koordinaten für Gleitkreisanfang (X/Y): 50,010 / 20,021 [m]

Für die Koordinaten des Gleitkreisendes wird nicht der Schnittpunkt J verwendet, da ein Teil des Scherwiderstandes ja noch wirkt, deshalb wird ein Punkt etwas oberhalb verwendet und anschließend das Ergebnis gezeigt wenn der Punkt J verwendet wird. Die gewählten Koordinaten (X/Y) für das Ende des Gleitkreises sind: 62,636 / 27,579 [m]

Der Radius von 15,546 [m] wird aus Slide übernommen, da in Plaxis der Mittelpunkt nicht existiert bzw. dieser in der Berechnung nicht vorkommt.

Somit ergibt sich für den Innenwinkel α : 56,5 [°] und eine Bogenlänge: 15,33 [m]

Für den Nachweis wird folgende Formel verwendet:

Bogenlänge · Breite · Kohäsion = Scherwiderstand · Radius = Rückhaltendes Moment

Slide: $18,03 \text{ m} \cdot 1 \text{ m} \cdot 50 \text{ kN/m}^2 = 901,7 \text{ kN} \cdot 15,5456 \text{ m} = 14016,9 \text{ kNm}$

Plaxis: $15,33 \text{ m} \cdot 1 \text{ m} \cdot 50 \text{ kN/m}^2 = 766,5 \text{ kN} \cdot 15,5456 \text{ m} = 11915,0 \text{ kNm}$

Bei einem treibenden Moment von 11099,3 kNm (aus Ergebnis Slide) ergibt das einen Sicherheitsfaktor auf der Momenten-Seite von:

Slide: $14016,9 / 11099,3 = 1,263$

Plaxis: $11915,0 / 11099,3 = 1,073$

Wenn diese Berechnung nur eine Abschätzung ist wird dennoch deutlich, dass dies der Grund für die Abweichung ist.

Wenn nun der Schnittpunkt J als Ende des Gleitkreises gewählt wird, mit den Koordinaten von 61,4 / 25,8 [m] ergibt sich eine Gleitfläche (Bogenlänge) von 13,16 [m]. Daraus errechnet sich ein rückhaltendes Moment von 10229,0 kNm und somit einen FoS von: $10229,0/11099,3 = 0,922$ [-]. Das würde bedeuten, die Böschung ist instabil. Nachdem die Schubspannung jedoch nicht plötzlich nachlässt, sondern auf den letzten rund 3 [m] auf null abfällt, ist der Punkt J nicht repräsentativ für diesen Nachweis. Diese Rechnung zeigt wie sensibel der FoS in Bezug auf die Wahl dieses Punktes (Ende des Gleitkreises) ist.

5.3.6 Unterschiedliche Versagensfigur und Auswirkung

In den zwei beschriebenen Böschungen mit $\varphi=45^\circ$; $c=10 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi=15^\circ$; $c=40 \text{ kN/m}^2$ wurden Abweichungen in der Bruchfigur zwischen Slide und Plaxis festgestellt. Die Länge des Gleitkreises beeinflusst die Schubspannung und somit die rückhaltende Kraft bzw. Moment. Ein größerer Bruchkörperquerschnitt bedeutet auf der einen Seite ein höheres Eigengewicht und somit eine höhere Beanspruchung, jedoch wie bereits erwähnt hat ein größerer Bruchkörper auch eine längere Gleitfläche und somit wird auch der Widerstand erhöht.

Für die zwei besagten Böschungen (Abbildung 54) wurde die Länge der Gleitfläche bestimmt, von Slide wurde die Kreisbogenlänge errechnet und in Plaxis wurde die Aneinanderreihung der Schnitte dazu verwendet, die Gleitflächenlänge zu bestimmen.

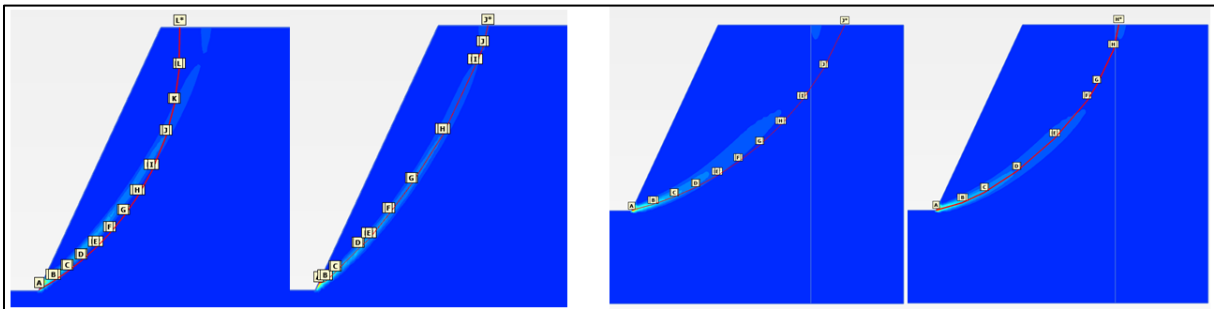


Abbildung 54: Darstellung der Unterschiede der Bruchfiguren

Im Vergleich wurden folgende Längen erzielt:

65° Böschung mit $\varphi=45^\circ$; $c=10 \text{ kN/m}^2$ in:

- Slide: Gleitkreisbogenlänge: 11,96 m
- Plaxis: Gleitfläche durch Schnitte: 11,89 m

65° Böschung mit $\varphi=15^\circ$; $c=40 \text{ kN/m}^2$ in:

- Slide: Gleitkreisbogenlänge: 15,81 m
- Plaxis: Gleitfläche durch Schnitte: 14,73 m

Bei der ersten Böschung ist der Unterschied der Gleitfuge gering und hat zwar einen unterschiedlichen Verlauf, die Länge ist jedoch nicht der ausschlaggebende Unterschied für Abweichungen, denn 5 cm sind vernachlässigbar klein.

Bei der zweiten Böschung ist der Unterschied in der Länge des Gleitkreises 1,08 m. Die Abweichungen im FoS bei dieser Berechnung war so groß, dass eine Abweichung durch eine unterschiedliche Bruchfigur nicht unbedingt nachweisbar ist.

Es wurde ebenso versucht die Gleitfugen aus Plaxis in Slide zu übertragen bzw. zu berechnen, jedoch sind die Gleitfugen in Plaxis nicht unbedingt Kreise und zum anderen gibt es in Slide gewisse Grenzen in der Berechnung. Eine dieser Grenzen ist z. B.: wenn ein Kreisbogen normal auf die Oberfläche des Modells trifft, so wird dieser nicht berechnet.

Im nächsten Abschnitt geht es um die Rückrechnung vom Ergebnis (FoS) aus Plaxis in das Ergebnis (FoS) aus Slide.

5.4 Rückrechnung von Plaxis mit Zug

Durch die Erkenntnis, dass die Abweichungen des FoS vom Auftreten von Zugspannungen abhängen und dies unter den Einstellungen in Plaxis modifizierbar ist, wird in diesem Abschnitt gezeigt wie von Plaxis auf den FoS von Slide zurückgerechnet wird. Des Weiteren wird die Slide-Berechnung so ausgeführt, dass der FoS den gleichen Wert annimmt, wie der FoS aus der FE-Analyse. Diese Böschungen wurden assoziiert berechnet.

5.4.1 Plaxis mit einem tension-cut-off von 200 kPa

In Plaxis besteht die Möglichkeit, in den Materialparametern, eine zulässige Zugfestigkeit zu definieren. Durch die Eingabe einer Festigkeit im tco-Parameter wird der linke Quadranten im τ/σ -Diagramm bis zu dem eingegebenen Wert für die Berechnung zulässig. Je höher dieser Wert, desto mehr kann der Boden Zug aufnehmen, solange das Mohr-Coulombsche Bruchkriterium nicht überschritten wird. Im Fall dieser Berechnungen wird ein hoher Wert angenommen, damit keine tco-Punkte mehr vorkommen. Durch diese Definition wurde versucht auf das Ergebnis in Slide zu kommen, denn wie bereits unter dem Abschnitt der Normalspannungen (Abschnitt 5.2) dargestellt, kommen dort Zugspannungen vor.

Für die Berechnung wurde wiederum die Böschung mit $\varphi=0$ und $c=50 \text{ kN/m}^2$ berechnet.

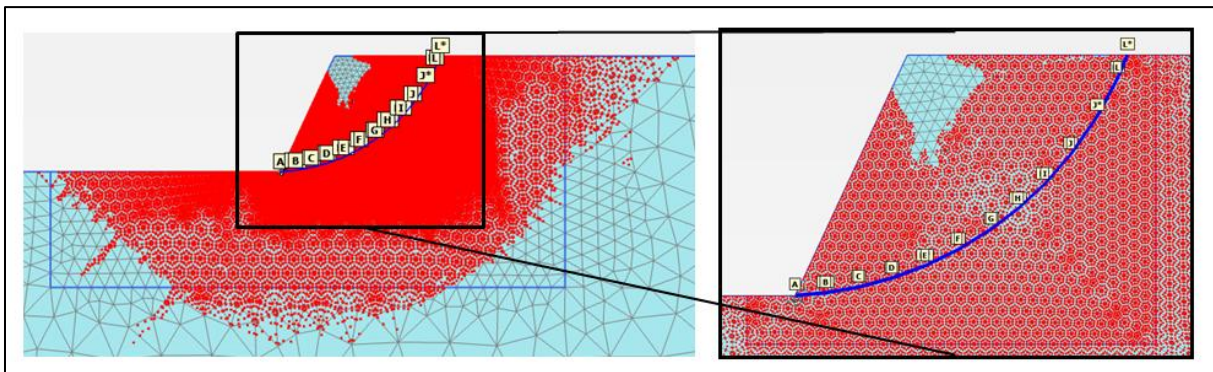


Abbildung 55: 65°-Böschung mit $\varphi=0$; $c= 40 \text{ kPa}$ und $tco=200 \text{ kPa}$

In Abbildung 55 sind die MC-Punkte nach der Berechnung mit einem $tco=200 \text{ kPa}$ dargestellt. Wie gefordert, kommen keine tco-Punkte mehr vor. Die blaue Linie ist wiederum der Gleitkreis aus Slide. Der FoS der Berechnung in Plaxis ergibt den Wert 1,255, somit ergibt sich keine Abweichung mehr zum FoS-Wert aus Slide, den dieser ist 1,256. Der FoS bei der assoziierten Berechnung mit $tco= 0 \text{ kPa}$ war 1,087.

In der Abbildung 56 ist eine Gegenüberstellung der Berechnungen mit $tco=0 \text{ kPa}$ und mit $tco=200 \text{ kPa}$, dabei sind die Unterschiede klar ersichtlich. Mit einer Zugfestigkeit von 0 kPa sind MC- und tco-Punkte im oberen rechten Bild dargestellt, die Gleitfläche aus Slide passt nicht genau mit den inkrementellen Dehnungen im unteren Bild überein. In der Berechnung mit $tco=200 \text{ kPa}$ sind die tco-Punkte vom rechten Bild in MC-Punkte umgewandelt. Die Gleitfläche aus Slide passt exakt in die Mitte der Versagensfigur hinein, welche durch die inkrementellen Dehnungen dargestellt sind.

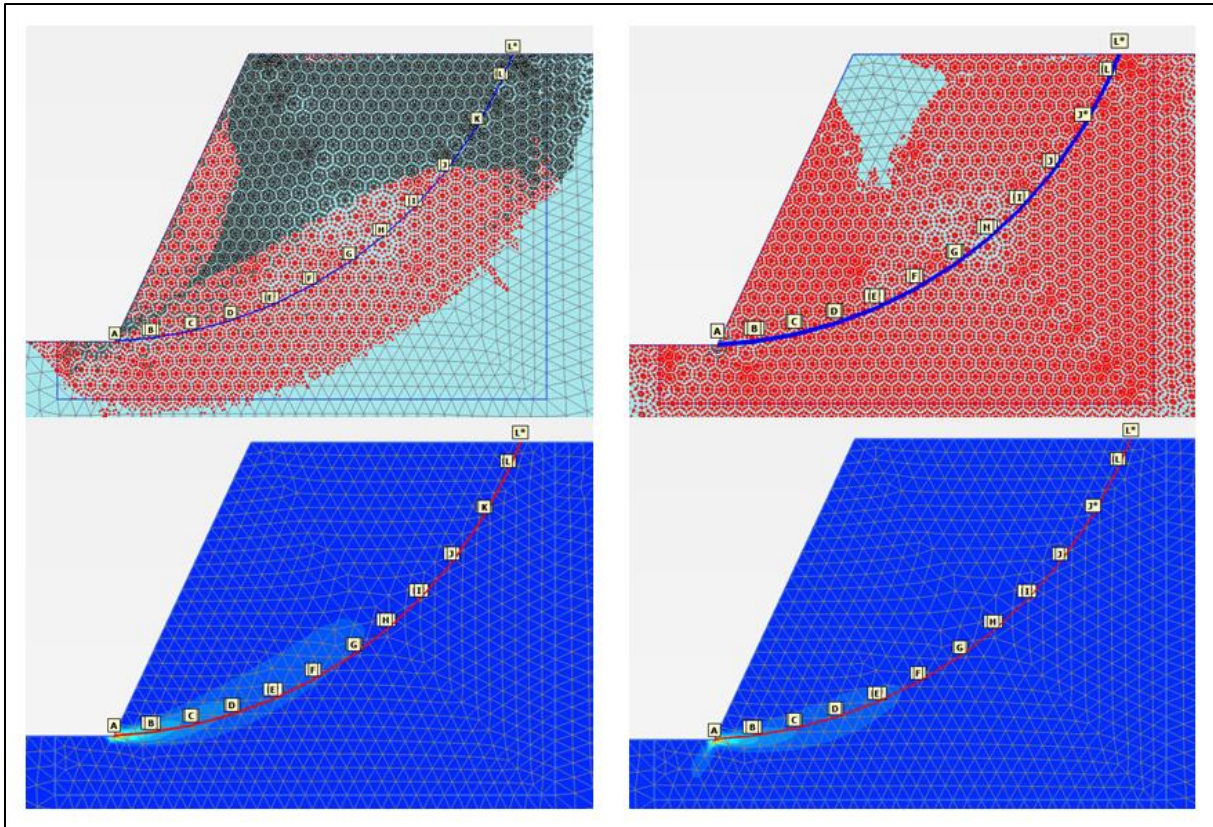


Abbildung 56: Gegenüberstellung der Berechnung mit $t_{co}=0$ kPa (links) und mit $t_{co}=200$ kPa (rechts), MC- und t_{co} -Punkte (oben) und inkrementelle Dehnungen (unten)

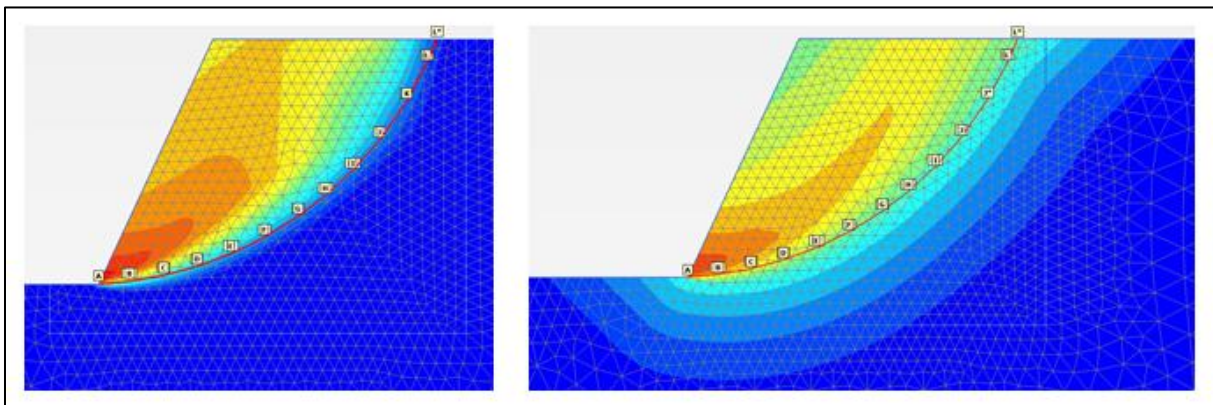


Abbildung 57: Totalen Verformungen für $t_{co}= 0$ kPa (links) und $t_{co}= 200$ kPa (rechts)

Um die Versagensfigur noch deutlicher zu veranschaulichen, werden in Abbildung 57 die totalen Verformungen der beiden Fälle dargestellt. Dabei ist klar zu erkennen, dass die Bruchfigur bei der linken Böschung ($t_{co}=0$ kPa), im oberen Bereich von der Gleitfläche abweicht, jedoch bei der rechten Böschung ($t_{co}=200$ kPa), entlang des grün eingefärbten Bereichs, über die gesamte Länge verläuft.

Nachdem bei einem Boden mit einem hohen Reibungswinkel und $c=0$ keine nennenswerten Abweichungen im FoS vorkommen, wird dieser Fall nicht eigens beschrieben, jedoch wurde auch dieser Fall mit einem $t_{co}=200$ kPa berechnet und auch dort ergibt sich derselbe FoS, wie bei dem gerade beschriebenen Fall.

Bei der nächsten 65°-Böschung handelt es sich um einen Boden mit $\varphi=15^\circ$ und $c=40 \text{ kN/m}^2$, der $\text{FoS}_{\text{Slide}} = 1,428$ und $\text{FoS}_{\text{Plaxis}} = 1,270$. Die Ergebnisse sind in der Abbildung 58 dargestellt:

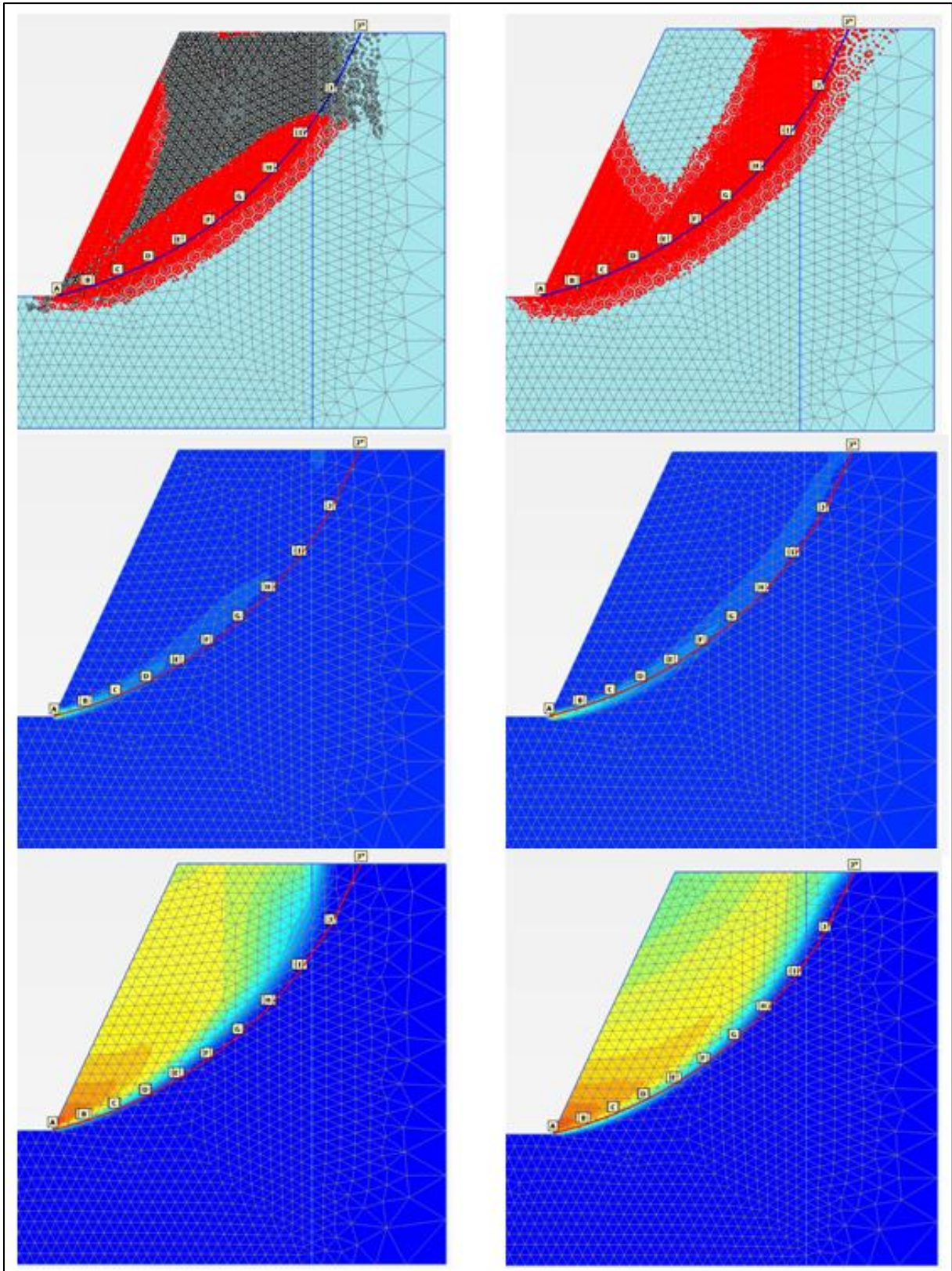


Abbildung 58: Links mit $t_{co}=0 \text{ kPa}$ und rechts $t_{co}=200 \text{ kPa}$, Oben: MC- und tco-Punkte, Mitte: inkrementelle Dehnungen, Unten: totale Verformung

Die Abweichungen betragen von der Grenzgleichgewichtsberechnung zur FE-Analyse 0,158. In der Berechnung in Plaxis mit $t_{co}=200$ kPa ergab sich der FoS von 1,384. Somit ist die Abweichung im FoS nicht gleich null, jedoch wurde sie erheblich reduziert. Die Differenz von 0,044 kann auf der einen Seite aus der numerischen Berechnung resultieren, oder aus dem leichten Unterschied der Gleitfläche. Die Gleitfläche auf der linken Seite ($t_{co}=200$ kPa) hat einen größeren Abstand zum Versagenskörper der in der FE-Analyse berechnet wurde, mit Zugabe der Zugfestigkeit von 200 kPa ist dieser Unterschied relativ klein geworden, jedoch noch vorhanden.

Mit einer weiteren Böschung sollte dies nochmals bestätigt werden. Bei dieser 65°-Böschung handelt es sich, um einen Boden mit $\varphi=30^\circ$ und $c=20$ kN/m², der $FoS_{Slide}=1,177$ und $FoS_{Plaxis}=1,111$. Damit ist die Abweichung bei 0,066, das ist nicht so viel wie bei der Böschung zuvor, jedoch soll hierbei nachgewiesen werden, dass auch bei kleineren Abweichungen die Eingabe der Zugfestigkeit von $t_{co}=200$ kPa zum selben Resultat führen. Die Abbildung 59 zeigt den Unterschied der zwei Berechnungen:

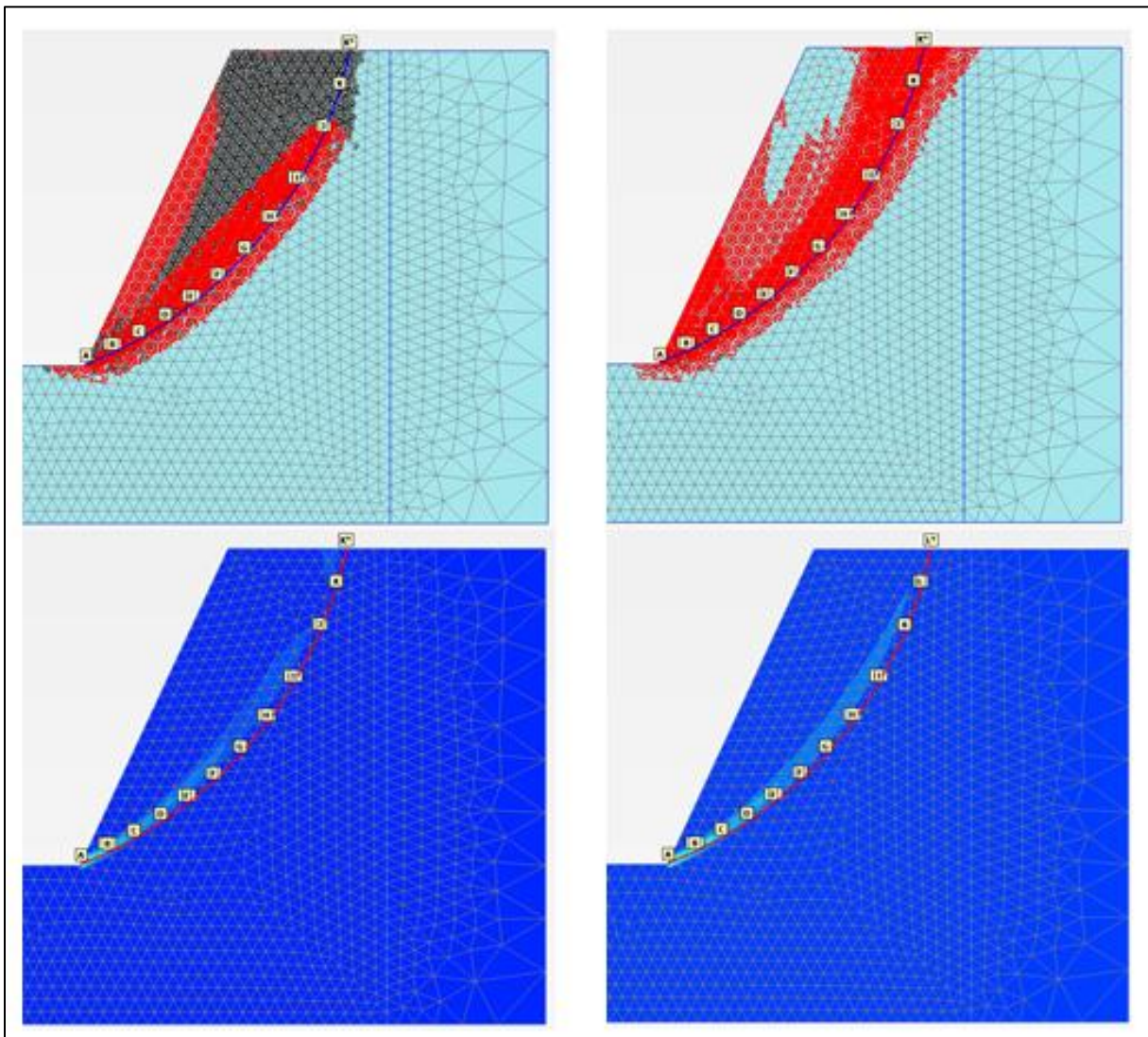


Abbildung 59: Links mit $t_{co}=0$ kPa und rechts $t_{co}=200$ kPa, Oben: MC- und tco-Punkte, Unten: inkrementelle Dehnungen

In Abbildung 59 sind MC-Punkte in den beiden oberen Bildern gezeigt, wobei im linken keine t_{co} -Punkte zu erkennen sind, somit kommt im Modell keine Zugspannungen größer den 200 kPa vor. In den beiden unteren Bildern ist der Vergleich zur berechneten Gleitfläche aus Slide, bei dieser liegt die berechnete Gleitfläche, aus der FE-Analyse, links davon. Der FoS aus der Berechnung mit $t_{co}=200$ kPa ergibt einen Wert von 1,166 und liegt somit unter dem Wert von Slide mit einer Abweichung von 0,011. Im Verhältnis zu der zuvor gezeigten Böschung, ist die Abweichung geringer, jedoch der Unterschied der Versagensfiguren ist größer, um dies nochmals zu verdeutlichen werden in Abbildung 60 die Versagensbilder durch die totalen Verformungen dargestellt:

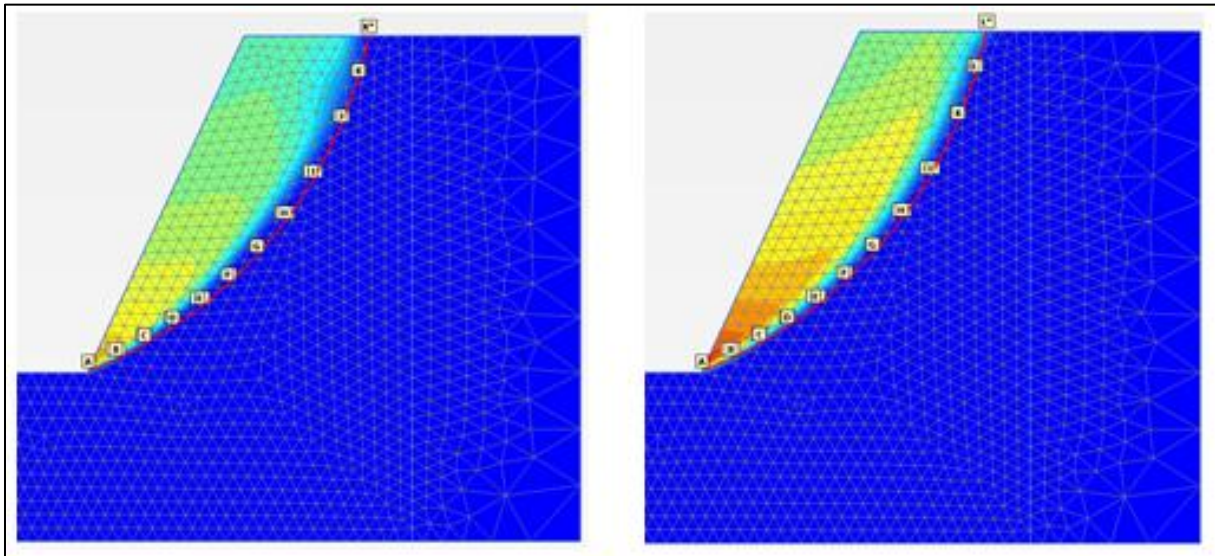


Abbildung 60: Links mit $t_{co}=0$ kPa und rechts $t_{co}=200$ kPa, Totale Verformung

Indem die Abweichungen im FoS bereits bei der Berechnung mit $t_{co}=0$ kPa (linkes Bild) gering waren, ist auch der Abstand der Versagensfigur der FE-Analyse zur Gleitfläche von Slide gering. Bei dieser Abbildung ist zu erkennen, dass die Abweichungen der Versagensfigur in Bezug auf $t_{co}=200$ kPa im unteren Böschungsbereich sich nicht der Gleitfläche von Slide nähert, jedoch im oberen Bereich der Böschung sehr wohl.

Die Frage die dabei aufkommt, ist, ob diese geringen Abweichungen nicht so ausschlaggebend für die Abweichungen im FoS sind, oder ob genau diese Abweichungen diesen Abstand der Versagensfigur der FE-Analyse und der Gleitfläche widerspiegeln. Dennoch spiegelte die Berechnung der Böschung ohne Reibungswinkel mit $t_{co}=200$ kPa, dasselbe Resultat für den FoS wie in Slide wieder und mit dieser 65° -Böschung und einem Reibungswinkel, wurde dieses Ergebnis nicht erreicht. Um den Grund zu finden wurden in Slide Berechnungen durchgeführt, um auf denselben FoS wie in Plaxis zu kommen. Diese Berechnungen werden im folgenden Abschnitt beschrieben.

5.4.2 Rückrechnung von Plaxis mit $t_{co}=0$ kPa auf Slide

Im vorhergehenden Abschnitt wurde in Plaxis eine Grenzzugfestigkeit von 200 kPa definiert, somit wurde Zug zwischen den Bodenelementen zugelassen. In diesem Abschnitt wird das Ergebnis, dass in Plaxis mit $t_{co}=0$ kPa erreicht wurde, in Slide nachgerechnet, indem dort eine sogenannte Zug-Bruch-Zone definiert wird.

Diese Zug-Bruch-Zone kann vom Benutzer mittels Koordinaten in das Modell eingetragen werden. Sobald ein Gleitkreis diese Zone schneidet, wird diese abgebrochen und die Linie vertikal an die Oberfläche gezogen.

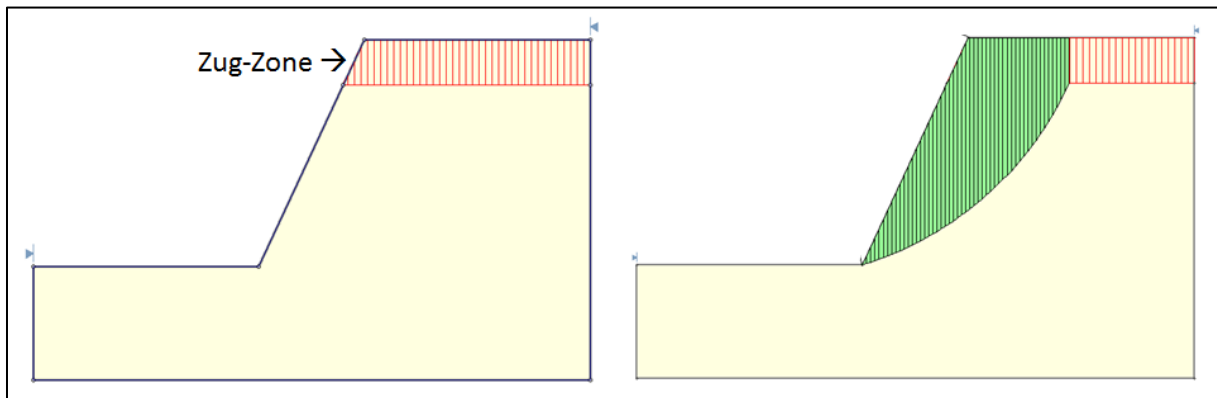


Abbildung 61: Modellierung der Zug-Bruch-Zone in Slide

In Abbildung 61 ist diese Zug-Bruch-Zone vor und nach der Berechnung dargestellt. Diese Zone ist in der Slide implementiert, um Bodenbereiche in denen Brüche vorkommen zu modellieren. Zusätzlich können hydrologischen Eigenschaften dieser Brüche definiert werden bzw. ob diese Bruchzonen mit Wassergefüllt oder trocken sind. In diesen Berechnungen wurden die Brüche als trocken definiert. Im rechten Bild ist der abgebrochene und vertikal nach oben gezogene Gleitkreis bzw. Gleitfläche dargestellt.

Nachdem in der FE-Analyse der Bereich, indem Zugspannungen auftreten, durch die dargestellten tco-Punkte bekannt ist, wurden aus den Ergebnissen die Zug-Zonen-Tiefe entnommen, um in Slide diesen Bereich mit Hilfe der Zug-Bruch-Zone nachzustellen. Somit wurde in beiden Berechnungen der Teil verwendet, indem die volle Scherfestigkeit wirkt, um anschließend die Neuberechneten FoS zu vergleichen.

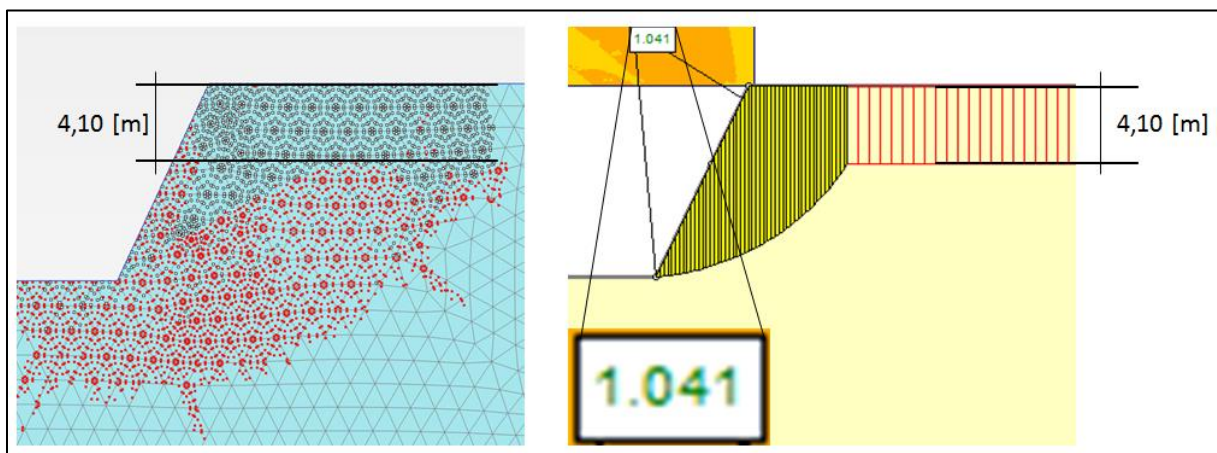


Abbildung 62: Linkes Bild: tco-Punkte in Plaxis und rechtes Bild: Berechnung in Slide mit Zug-Bruch-Zone mit einer Höhe von 4,10 m

In der Abbildung 62 ist die 65°-Böschung mit $\varphi=0$ und $c=50 \text{ kN/m}^2$ abgebildet. Im linken Bild ist die Darstellung in Plaxis der MC- und tco-Punkte, mit einem FoS von 1,087 abgebildet. Die Höhe bzw. Tiefe der tco-Punkte, von der Oberfläche der Böschung aus betrachtet, beträgt 4,10 m.

Im rechten Bild ist das Resultat der Slide-Berechnung dargestellt, wobei vor der Berechnung eine Zug-Bruch-Zone von 4,10 m eingetragen wurde. Das Ergebnis ist ebenfalls in der Abbildung 62 dargestellt und beträgt 1,041, somit wurde nicht derselbe Wert für den FoS erreicht.

Der Grund, für das nicht Erreichen des gleichen FoS, ist das in Plaxis die Schubspannung nicht plötzlich auf null fallen, sondern dies fast in einem linearen Verlauf bei dieser Böschung geschieht. Wie bereits im Abschnitt 5.2.3 gezeigt wurde, sinkt die Schubspannung innerhalb dieses Bereichs, von rund 45 kN/m² auf 0 kN/m² ab. Durch diese Zug-Bruch-Zone wird in Slide ein plötzliches Abbrechen der Schubspannung bzw. der Gleitfläche simuliert. Eine weitere Kontrolle ist der Abstand von der Böschungskrone bis hin zum Austritt der Gleitfläche, diese beträgt in Slide 5,05 m und in Plaxis 8,39 m, somit ist die berechnete Versagensfigur nicht dieselbe.

Aus diesem Grund wurde die Tiefe der Zug-Bruch-Zone variiert, um herauszufinden bei welcher Anordnung dieser Zone, derselbe FoS-Wert erreicht wird. Es wurde in den Ergebnissen der Berechnung nicht erwartet dieselbe Versagensfigur zu erhalten.

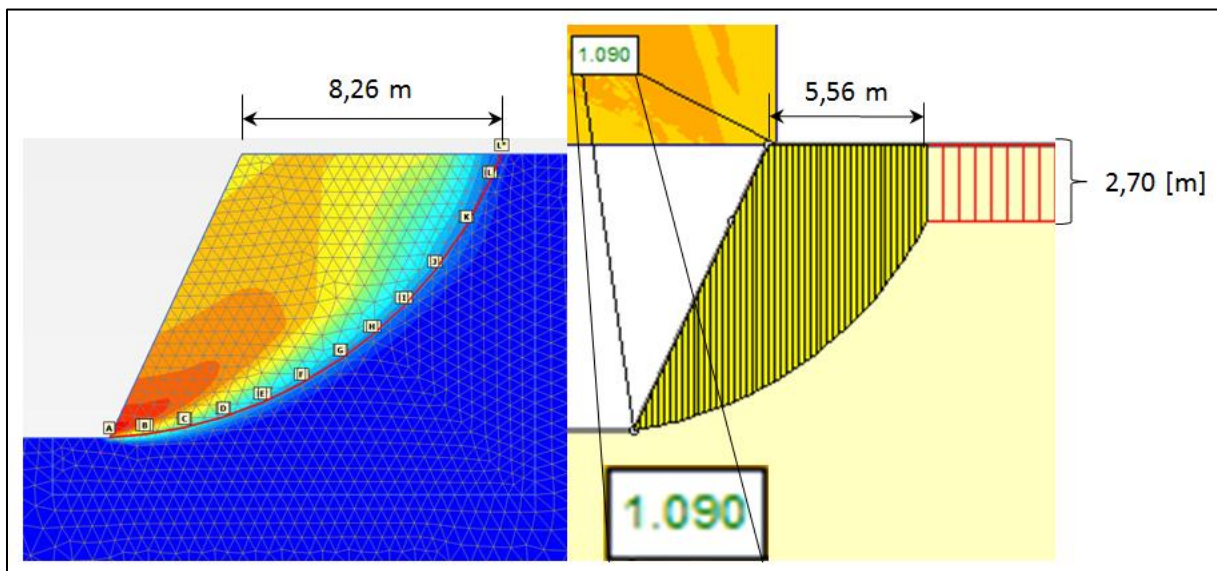


Abbildung 63: Vergleich der FE-Analyse mit $t_{co}=0$ kPa und Slide mit Zug-Bruch-Zone

In der Abbildung 63 haben die Berechnungen denselben FoS-Wert ($FoS_{Plaxis}=1,087$; $FoS_{Slide}=1,090$), jedoch ist die Versagensfigur bzw. die Gleitfläche eine andere und deshalb können diese beiden Berechnungen nicht gegenübergestellt werden. Dennoch wird nochmals bewiesen, dass der Zug-Bereich den die Gleitfläche schneidet verantwortlich für die Abweichungen ist.

Um den Unterschied der Definition der Tiefe dieser Zug-Bruch-Zone nochmals zu verdeutlichen, wurde diese Zone bei dieser Böschung variiert und berechnet. Dabei wurde die Tiefe der Zone bei 1,0; 2,0; 3,0; 4,0; 5,0; und 6,0 m berechnet. In der folgenden Abbildung werden die Unterschiede im FoS dargestellt:

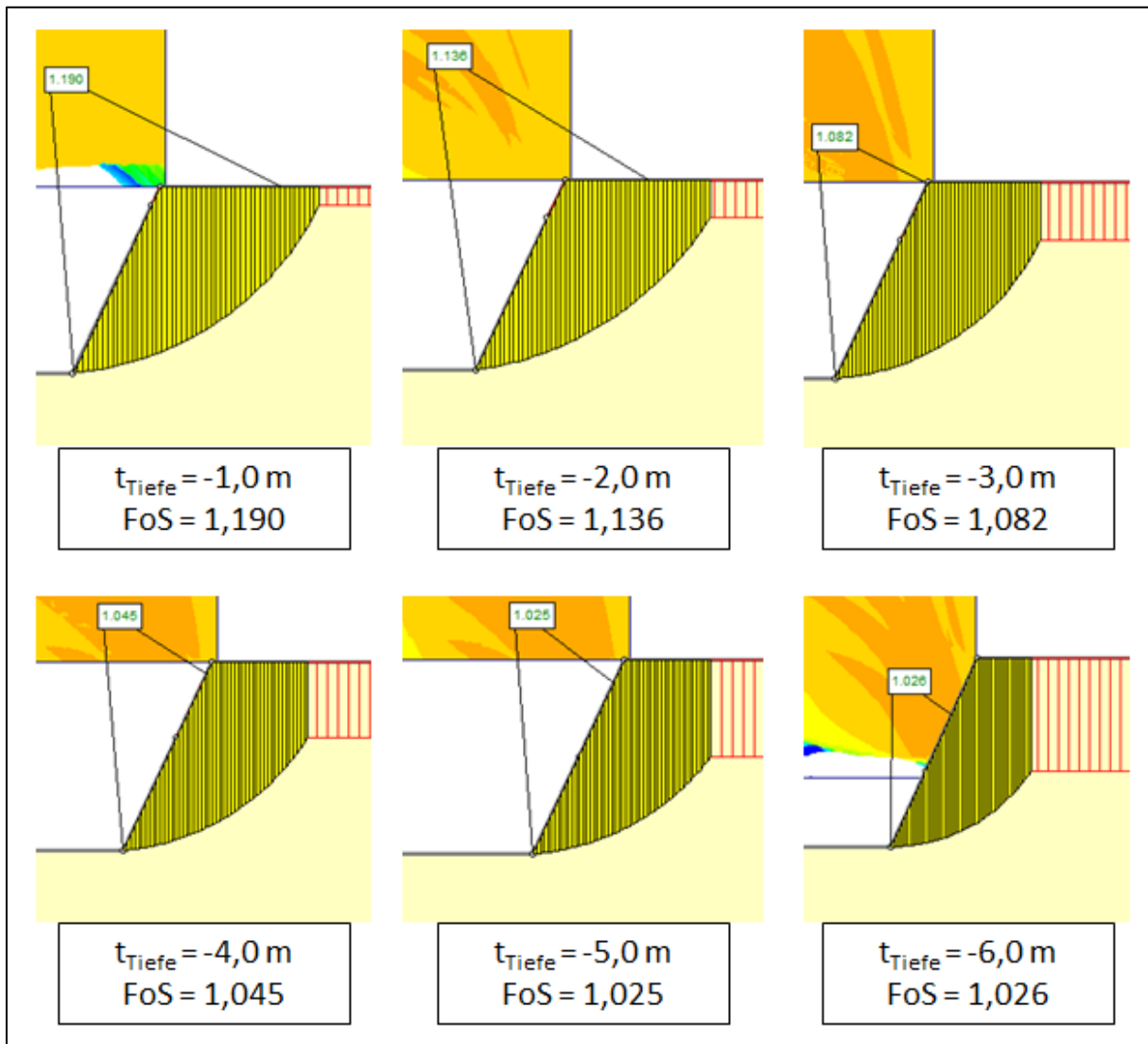


Abbildung 64: Variation der Zug-Bruch-Zonen-Tiefe (t_{Tiefe}) und Einfluss auf FoS in Slide

In Abbildung 64 sind die sechs Berechnungen dargestellt und der FoS variiert von 1,190 bis 1,026, zudem werden die unterschiedlichen Bruchfiguren deutlich gemacht.

Die Berechnungen mit der Zug-Bruch-Zone wurden auch bei der zuvor gezeigten 65°-Böschung mit einem Reibungswinkel von $\varphi=15^\circ$ und einer Kohäsion von $c=40 \text{ kN/m}^2$ durchgeführt. Diese werden hier zusammenfassend nochmals den Berechnungen aus der FE-Analyse und der Berechnungen in Slide gegenübergestellt. Somit ist die Berechnung in Slide ohne Zug-Bruch-Zone der Berechnung in Plaxis mit $t_{\text{co}}=200 \text{ kPa}$ gegenübergestellt und die Berechnung in Slide mit der Zug-Bruch-Zone mit der Berechnung in Plaxis mit einer Zugfestigkeit 0 kPa gegenübergestellt. Dabei sind in den Böschungen die Gleitkreise eingezeichnet,

um den Unterschied der Versagensfigur zu verdeutlichen und der Abstand der Gleitfläche von der Krone aus, sowie der FoS jeder Berechnung.

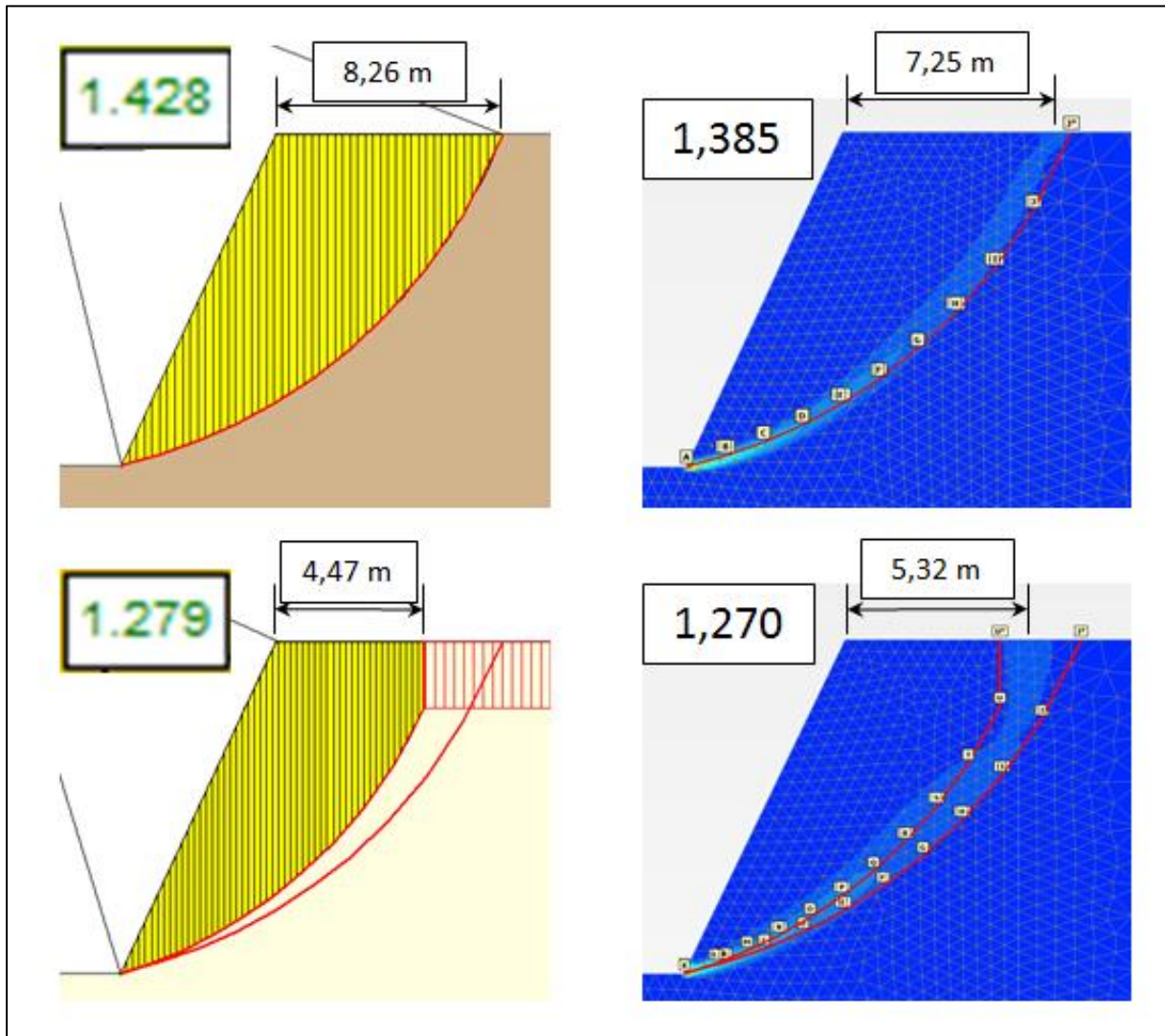


Abbildung 65: Gegenüberstellung von den Berechnungen der 65°-Böschung mit $\varphi=15^\circ$ und $c=40 \text{ kN/m}^2$; Oberen Bilder mit Zug bzw. $t_{co}=200 \text{ kN/m}^2$; Unteren Bilder: Zug-Bruch-Zone bzw. $t_{co}=0 \text{ kN/m}^2$

Zusammenfassend wurde festgestellt, dass die Kohäsion und eine steile Böschungsneigung die Abweichungen im FoS zwischen den Berechnungen in der FE-Analyse (assoziiert) und dem Grenzgleichgewichtsverfahren hervorrufen bzw. begünstigen. Ein hoher Reibungswinkel wirkt den Abweichungen entgegen. Durch die Einstellungen (tension-cut-off) der FE-Analyse können im Boden höhere Zugfestigkeiten definiert werden, so wird derselbe FoS erreicht wie in Slide. Durch die Anwendung von Zug-Bruch-Zonen und Variation der Tiefe dieser Zone kann zwar derselbe FoS erreicht werden, jedoch ist die Versagensfigur nicht mehr dieselbe und die Ergebnisse waren nicht zufriedenstellend. Deshalb wurden weitere Berechnungen durchgeführt, um die Parameter zu untersuchen, die für diese Zug-Zone verantwortlich sind.

6 Einfluss auf die Zug-Zone

In diesem Abschnitt geht es nicht um die Abweichungen zwischen den FoS der zwei Programme, sondern um herauszufinden, welche Parameter verantwortlich sind, für den Zuwachs der Zugspannungen im oberen Bereich der Böschung. Dazu wurden die bereits assoziierten berechneten Böschungen, nochmals nicht assoziiert berechnet. Die nicht assoziierten Berechnungen haben den Vorteil, dass die Einflüsse des Reibungswinkels nicht mit dem Dilatanzwinkel gekoppelt sind. Die Berechnungen gliedern sich in drei Abschnitte, im ersten wurde der Reibungswinkel variiert und der Wert für die Kohäsion mit 5 kN/m² angesetzt, im zweiten Abschnitt umgekehrt und im dritten Abschnitt wurde die Neigung variiert. Es wurde in allen Abschnitten darauf geachtet, dass der FoS, der zu untersuchenden Böschungen, eine ähnlichen Wertigkeit besitzt, um den Fall auszuschließen, dass die Standsicherheit der Böschung das Ergebnis verfälscht. Die Zugfestigkeiten wurden auf $t_{co}=0$ kN/m² gestellt, somit werden vom Boden keine Zugspannungen aufgenommen. Da es in Slide keine Möglichkeit gab die Zugspannungen auf null zu setzen bzw. Zug im Boden zu unterbinden wurden alle Berechnungen mit der FE-Analyse durchgeführt.

6.1 Berechnungen mit Kohäsion $c=5$ kN/m² und die Reibungswinkel φ variiert

Die Berechnungen mit $c=0$ kN/m² ergaben kein Anzeichen von t_{co} -Punkten, somit keine Beanspruchung des Bodens auf Zug. Da die Gleitflächen oberflächennah lagen und es nicht möglich war, Aussagen über den Zugbereich zu machen, wurde der Boden mit einem kleinen Wert für die Kohäsion beaufschlagt. Mit einem kleinen Wert für die Kohäsion verlagerte sich die Gleitfläche in die Böschung und der obere Bereich der Gleitfläche konnte analysiert werden.

In der folgenden Tabelle sind einige Ergebnisse nach FoS gegliedert und dargestellt:

Tabelle 21: Einfluss der Zug-Zone mit Variation des Reibungswinkels

FoS	Kohäsion c	Neigung β	Reibungswinkel φ	FoS _{Plaxis} ($\psi=0$)	Tiefe Zug t_T
[-]	[kN/m ²]	[°]	[°]	[-]	[m]
1,1...	5	15	11,5	1,138	0,60
		30	24,0	1,116	0,60
		45	41,0	1,128	0,80
1,2...	5	15	13,0	1,252	0,50
		30	28,0	1,274	0,60
		45	45,5	1,253	1,10
1,5...	5	15	17,0	1,565	0,50
		30	35,0	1,573	0,50
		45	55,0	1,572	0,80

Alle anderen Ergebnisse sind im Anhang unter (d-1) enthalten.

In Tabelle 21 sind die Berechnungen nach dem FoS gegliedert, dabei wurde die Kohäsion

bei allen mit 5 kN/m^2 konstant gehalten und der Reibungswinkel so angepasst, dass bei entsprechender Böschungsneigung der gewünschte FoS als Ergebnis berechnet wurde. Dabei ist die Unterteilung im FoS mit 1,1...; 1,2...und 1,5... dargestellt. Die letzte Spalte zeigt die Tiefe der Zug-Zone bzw. den Bereich über der Gleitfläche an, der in Plaxis mit tco-Punkten gekennzeichnet ist. Zur Veranschaulichung ist dies in Abbildung 66 dargestellt:

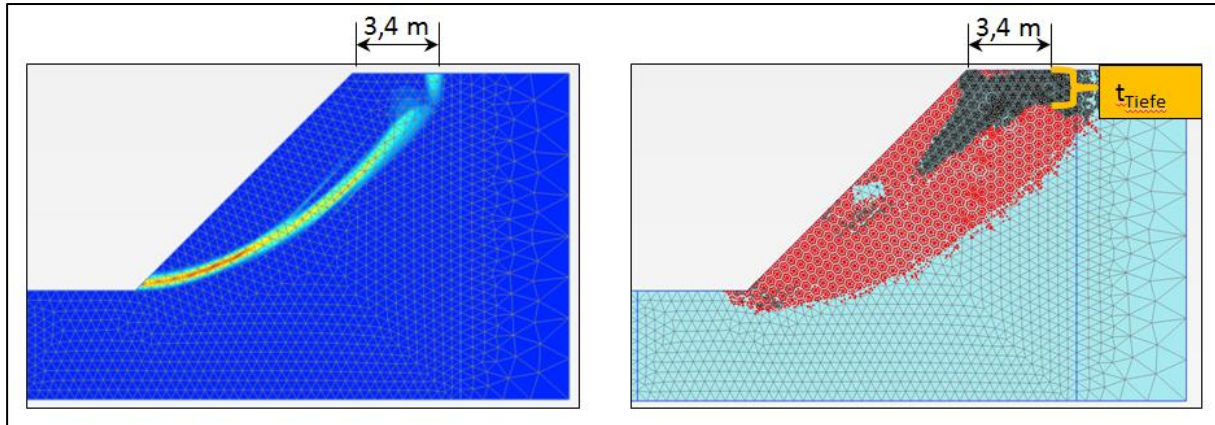


Abbildung 66: Ermittlung der Tiefe der Zug-Zone anhand eines Beispiels

Diese Tiefe wurde bei allen Ergebnissen an der Stelle des Gleitkreises entnommen, die Bereiche die davor und dahinter liegen, bei denen ebenfalls tco-Punkte auftraten, wurden nicht betrachtet.

Bei der Zug-Zonen-Tiefe ($=t_{\text{Tiefe}}$) stellt sich heraus, dass durch die Erhöhung des Reibungswinkels die Tiefe nicht stark zunimmt. Dadurch, dass die Böschungsneigung und der Reibungswinkel variiert wurden, kann die Zunahme der Tiefe unter anderem aus der Steigerung der Neigung resultieren. Durch die höheren Sicherheiten im FoS konnte zwar ein geringer Rückgang der Tiefe festgestellt werden, jedoch ist dieser gering, wenn dieser überhaupt aus einem höheren FoS resultiert.

Somit ist der Reibungswinkel nicht der verantwortliche Parameter für die Zunahme der Zug-Zonentiefe.

6.2 Berechnungen mit Reibungswinkel $\varphi=5^\circ$ und die Kohäsion c variiert

Als nächstes wurde die Kohäsion und die Böschungsneigung variiert und der Reibungswinkel bei $\varphi=5^\circ$ belassen. Bei dieser Berechnung wurde der Reibungswinkel nicht auf null gesetzt, da sonst, wie bereits im Abschnitt 4.6.1.1 erläutert, der FoS von der Modellgröße abhängig war und die Versagensfigur nicht mehr in der Böschung war. Zudem wurden in den ersten Berechnungen nachgewiesen, dass der Reibungswinkel keinen Einfluss auf die Zug-Zone hatte, somit war der Wert von $\varphi=5^\circ$ für das Ergebnis nicht weiter problematisch.

Durch die Kohäsion verschob sich die Bruchfigur tiefer in den Boden der Böschung hinein, jedoch änderte dies nichts an der Auswertung der Zug-Zonen-Tiefe, diese wurde wie bereits gezeigt oberhalb der Gleitfläche, im Bereich wo die tco-Punkte lagen, bis zur Oberfläche entnommen.

Die Tabelle 22 zeigt die Ergebnisse dieser Berechnung:

Tabelle 22: Einfluss der Zug-Zone mit Variation der Kohäsion

FoS	Reibungswinkel φ	Neigung β	Kohäsion c	FoS _{Plaxis} ($\psi=0$)	Tiefe Zug t_T
[-]	[°]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[m]
1,1...	5	15	17,5	1,124	1,90
		30	27,0	1,130	2,50
		45	33,0	1,113	3,10
		65	45,0	1,127	3,80
1,2...	5	15	20,0	1,215	2,00
		30	30,0	1,220	2,70
		45	37,0	1,225	3,00
		65	50,0	1,239	3,90
1,5...	5	15	30,0	1,560	2,30
		30	41,5	1,567	2,90
		45	50,0	1,579	3,30
		65	65,0	1,570	3,80

Bei den dargestellten Ergebnissen zeigt sich bei der Tiefe der Zug-Zone in Bezug auf die vorhergehende Berechnung (Reibungswinkel-Variation) eine deutliche Steigerung, um einen Faktor 2-3. Auch in dieser Berechnung hat der FoS keinen Einfluss auf das Ergebnis. Die Steigerung der Tiefe ist nicht linear in Bezug auf die Kohäsion. Wie weit die Neigung einen Einfluss, hat wird im nächsten Abschnitt geklärt.

Die Kohäsion hat einen großen Einfluss auf die Tiefe der Zug-Zone und ist somit ein Parameter der ausschlaggebend ist.

6.3 Berechnungen mit Reibungswinkel $\varphi=45^\circ$, einer Kohäsion $c=5$ kN/m² und die Neigung wird variiert

Nachdem in den beiden Berechnungen zuvor der FoS keinen Einfluss auf die Tiefe hatten, wurde in diesen Berechnungen keine Rücksicht auf gleiche FoS genommen. Der Reibungswinkel von $\varphi=45^\circ$ wurde deshalb mit einem so hohen Wert gewählt, dass die Berechnungen auch mit steilen Böschungen durchführbar war. Wie bereits gezeigt hat der Reibungswinkel keinen Einfluss auf die Tiefe der Zug-Zone und somit ist eine hoher Wert gerechtfertigt. Der Wert für die Kohäsion wurde erneut mit 5 kN/m² gewählt, damit die Versagensfigur etwas unterhalb der Oberfläche ist, jedoch der Einfluss, den wie gezeigt die Kohäsion mit sich bringt, nicht zu sehr Einfluss auf die Tiefe der Zug-Zone nimmt.

Die Tabelle 23 zeigt den Einfluss der Neigung auf die Tiefe der Zug-Zone. Die Neigung wird von 10° bis 50° in 5° -Schritten variiert, dabei geht der FoS von 1,12 bis 6,33. Die letzte Zeile ist nahe am Versagen, deshalb wurde das Ergebnis als Ausreißer bzw. als grenzwertig betrachtet.

Tabelle 23: Einfluss der Zug-Zone mit Variation der Neigung

Kohäsion c	Reibungswinkel φ	Neigung β	FoS _{Plaxis} ($\psi=0$)	Tiefe Zug t_T
[kN/m ²]	[°]	[°]	[-]	[m]
5	45	10	6,331	0,10
		15	4,288	0,15
		20	3,242	0,30
		25	2,563	0,30
		30	2,075	0,40
		35	1,770	0,40
		40	1,444	0,50
		45	1,212	0,60
		47,5	1,116	0,65
		50	1,012	2,00

Die Böschungen mit einer Neigung von 35° bis 47,5° zeigen mit einem FoS im Bereich von 1,7-1,1, dass die Tiefe aufgrund der Neigung ähnliche Werte wie bei der Variation des Reibungswinkels hervorbringt. Somit ist der Einfluss der Neigung zwar vorhanden jedoch gering

Abschließend kann somit als verantwortlicher Parameter für die Tiefe der Zug-Zone nur die Kohäsion in Frage kommen, denn der Reibungswinkel und die Neigung haben einen Einfluss, dieser ist jedoch wesentlich geringer.

7 Gegenüberstellung der Ergebnisse in Diagrammen

In diesem Abschnitt werden nochmals die Ergebnisse anhand von Kurven gegenübergestellt, um die Entwicklung der Abweichungen im FoS zu veranschaulichen. Es werden nicht alle vorhandenen Diagramme beschrieben, jedoch sind alle im Anhang (e - 1 bis 4) dargestellt.

Die Gegenüberstellung wurde zwischen den Ergebnissen der Berechnung im Grenzgleichgewichtsverfahren (=GGGV), der assoziierten und der nicht assoziierten FE-Methode durchgeführt. Da die Darstellung aller drei Kurven in einem Diagramm sehr unübersichtlich sind, werden diese getrennt dargestellt und beschrieben. Bei allen Diagrammen ist auf der Ordinate der Sicherheits-Faktor (=FoS) und auf der Abszisse die Kohäsion in kPa aufgetragen. Die Böschungsneigung ($=\beta$) und der Reibungswinkel ($=\varphi$) charakterisieren die unterschiedlichen Kurven. Die Gegenüberstellungen werden in folgender Reihenfolge dargestellt:

- GGGV vs. $FEM_{(Plaxis)} (\psi=\varphi)$
- GGGV vs. $FEM_{(Plaxis)} (\psi=0)$
- $FEM_{(Plaxis)} (\psi=\varphi)$ vs. $FEM_{(Plaxis)} (\psi=0)$

7.1 Grenzgleichgewichtsverfahren vs. assoziierte FE-Analyse

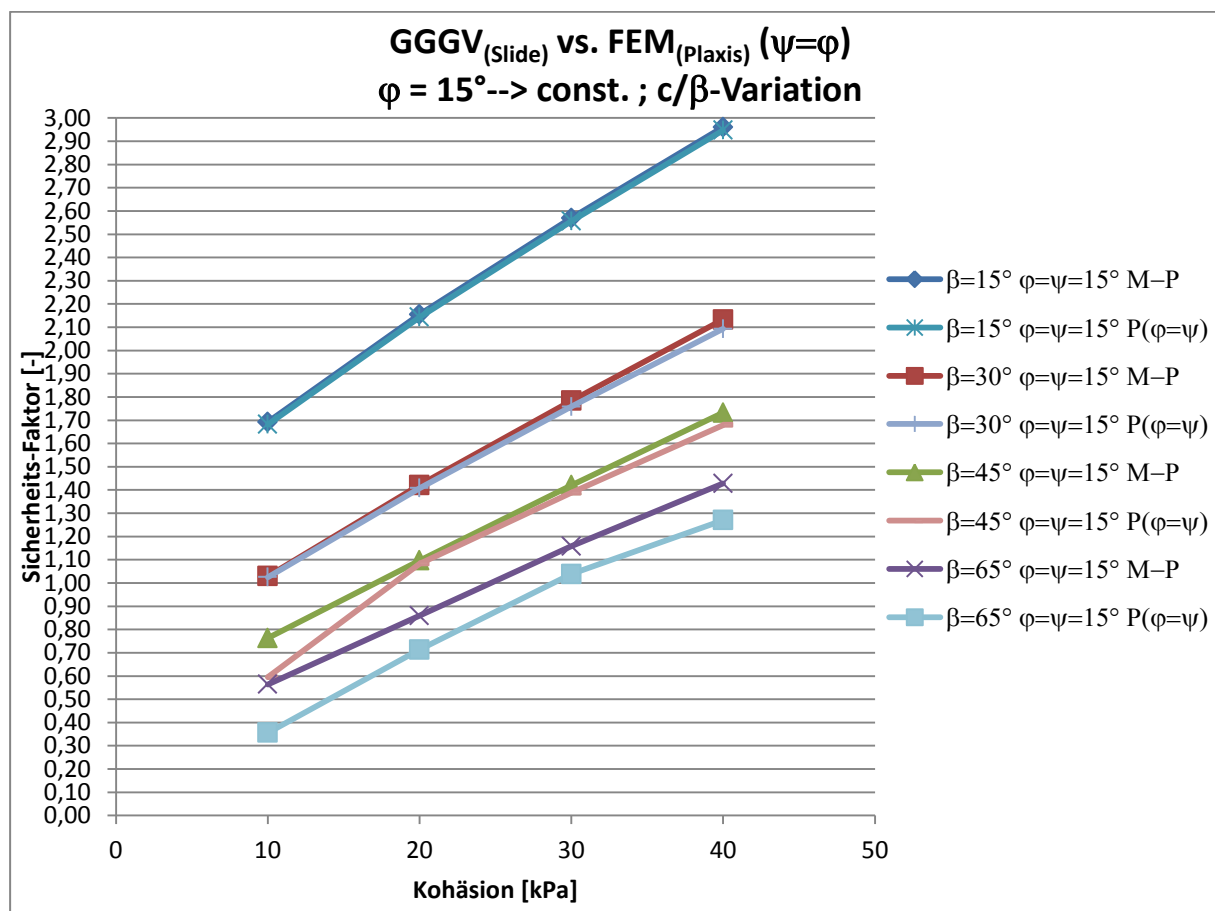


Abbildung 67: Gegenüberstellung zwischen Grenzgleichgewichtsverfahren und assoziierten FEM

Der Verlauf der Kurven in Abbildung 67 zeigt, das bereits mehrfach beschriebene Ergebnis, dass mit zunehmender Steigung der Böschung die Abweichungen zwischen den beiden Verfahren zunehmen. Bei einer Neigung von 15° und einem Reibungswinkel von 15° sind die Kurven deckungsgleich und bei einer Neigung von 65° ist das Ergebnis der FE-Analyse deutlich unter dem aus Slide. Die zwei Kurven verlaufen (ab einem Sicherheitsfaktor $>1,0$) nicht parallel, sondern mit zunehmender Kohäsion verändert sich die Steigung der Geraden und somit nimmt die Größe der Abweichungen zu. Der lineare Verlauf zwischen den berechneten Punkten ist nur für diese Darstellung gewählt, die Abweichungen nehmen mit zunehmender Kohäsion sprunghaft zu.

Die Ergebnisse der Berechnungen mit einem Reibungswinkel von 30° und 45° sind im Anhang enthalten. Der Verlauf zeigt ein ähnliches Bild wie in Abbildung 67, mit dem Unterschied, dass die Kurven mit höherem Reibungswinkel näher aneinander liegen.

7.2 Grenzgleichgewichtsverfahren vs. nicht assoziierte FE-Analyse

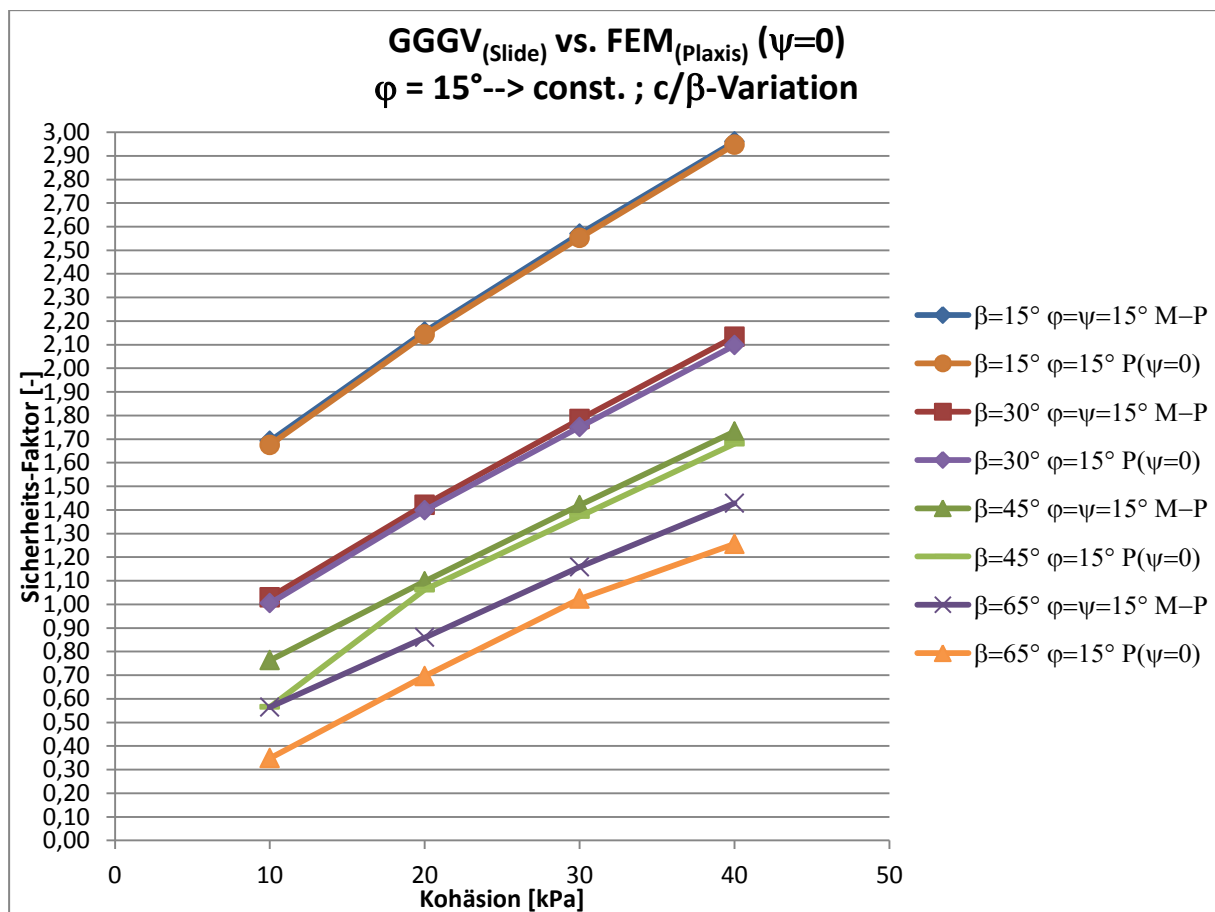


Abbildung 68: Gegenüberstellung zwischen Grenzgleichgewichtsverfahren und nicht assoziierten FEM

In Abbildung 68 sind dieselben Ergebnisse bzw. Kurvenverläufe wie in Abbildung 67 gezeigt, mit dem Unterschied, dass die Ergebnisse vom GGGV mit denen aus der nicht assoziierten FE-Analyse gegenübergestellt sind. Die Verläufe sind geringfügig unterschiedlich, da die FoS der nicht assoziierten Berechnung etwas unter denen der assoziierten Berechnung liegen, dies jedoch aufgrund der Skalierung und Darstellung nicht auffällt. Deshalb werden anschließend die Kurven der zwei FE-Analysen gegenübergestellt.

Der Unterschied wird in den Ergebnissen mit einem höheren Reibungswinkel deutlich, da dort der Anteil des Dilatanzwinkels stärker zum Tragen kommt. Bei den Verläufen mit einem Reibungswinkel von 45° zeigt sich, dass die Verläufe eher parallel sind bzw. die Ergebnisse in einer gleichbleibenden Abweichung zu den Ergebnissen des GGG-Verfahrens stehen. Um dies zu zeigen, sind die Verläufe in Abbildung 69 dargestellt:

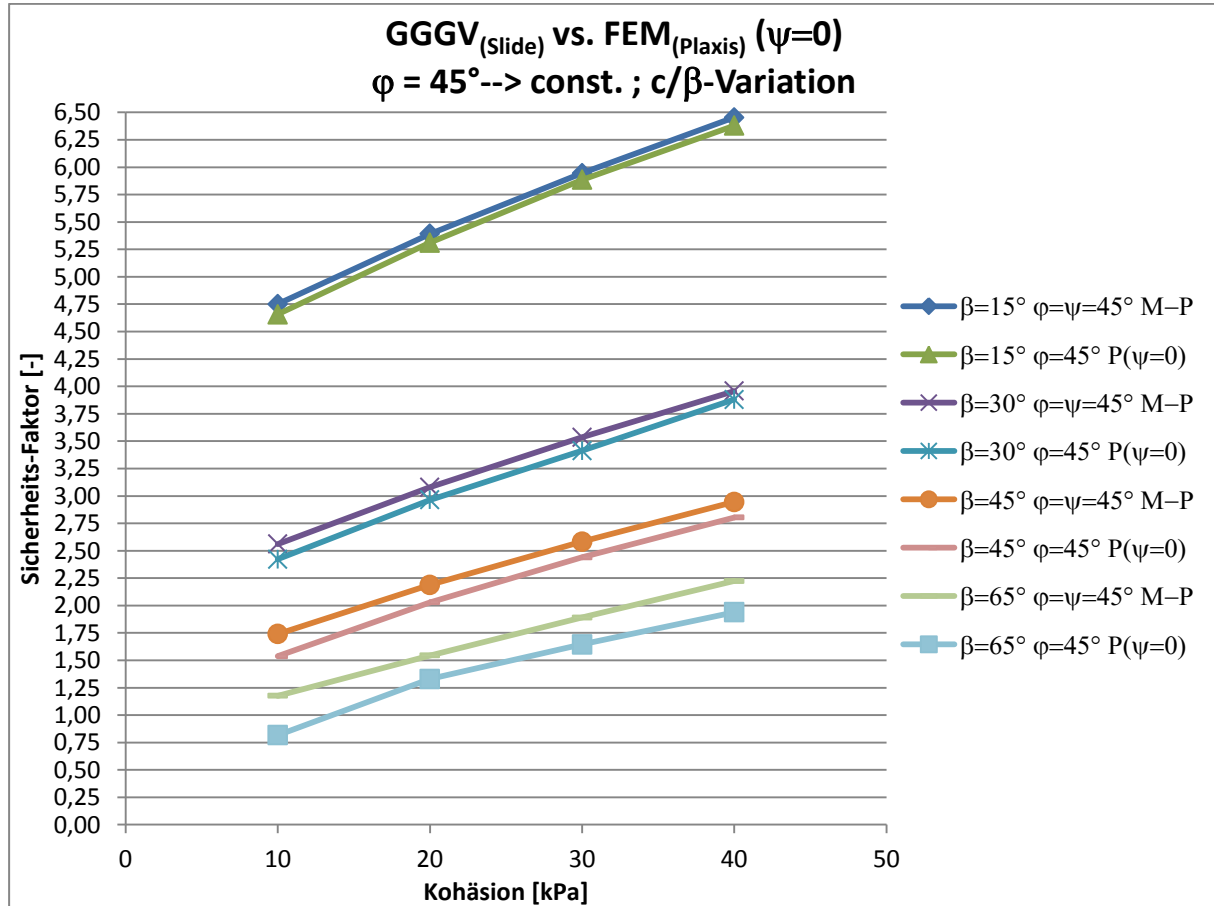


Abbildung 69: Gegenüberstellung zwischen Grenzgleichgewichtsverfahren und nicht assoziierten FEM mit einem $\varphi=45^\circ$

Durch den höheren Reibungswinkel sind, jedoch auch die Sicherheitsfaktoren wesentlich höher. Bei dem Verlauf bei einer Böschungsneigung von 30° zeigt sich, dass die Kurven aneinander annähern und somit eine entgegengesetzte Richtung einschlagen, als die Ergebnisse in der assoziierten Berechnung.

7.3 Assoziierte FE-Analyse vs. nicht assoziierte FE-Analyse

In der letzten Gegenüberstellung soll der Unterschied im FoS zwischen den zwei FE-Analysen dargestellt werden. Dabei werden ebenso die Verläufe der Ergebnisse mit einem Reibungswinkel von $\varphi=15^\circ$ und einem $\varphi=45^\circ$ gezeigt.

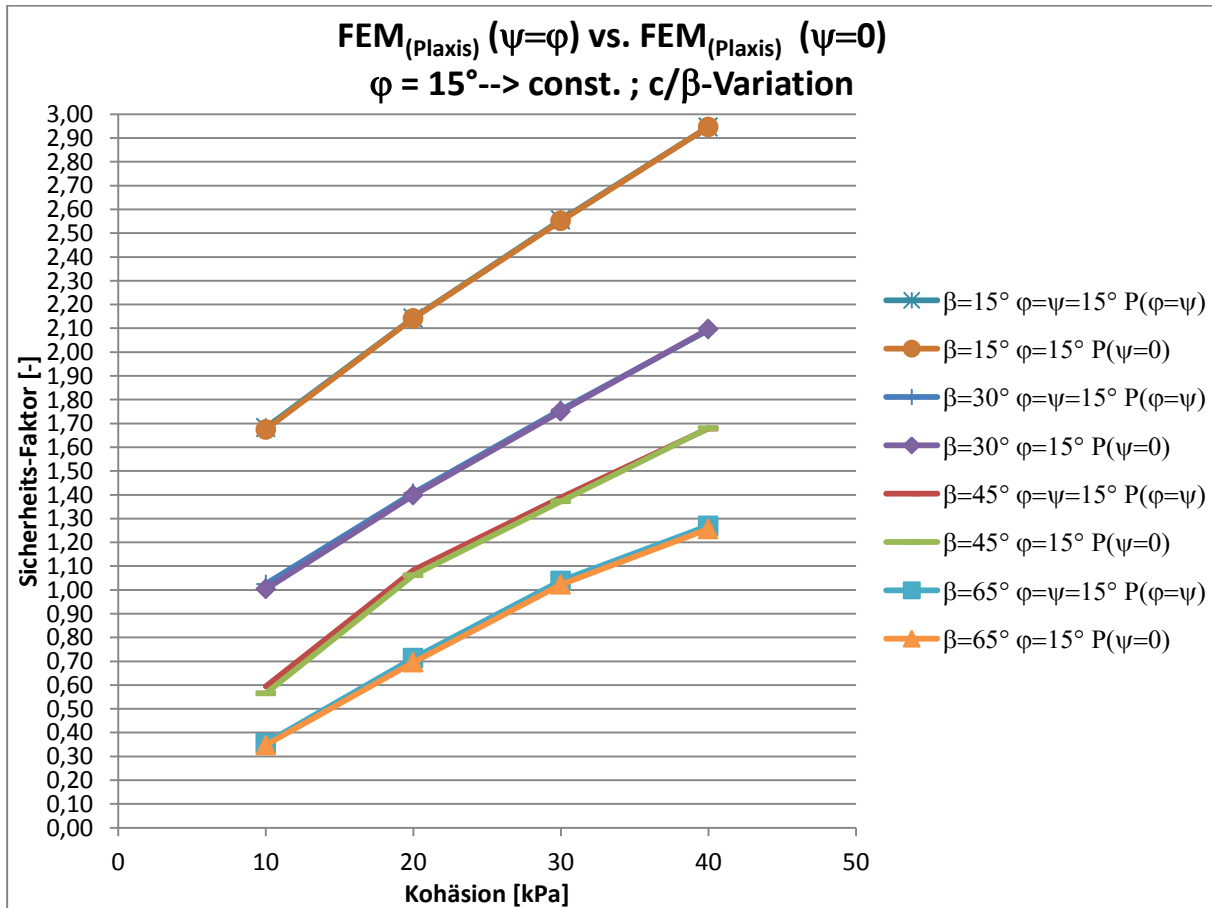


Abbildung 70: Gegenüberstellung zwischen assoziierten FEM und nicht assoziierten FEM mit einem $\varphi=15^\circ$

Wie bereits erwähnt sind die Verläufe fast identisch und erst mit einer steileren Böschung zeigt sich ein Unterschied bei den Ergebnissen bei einem geringen Reibungswinkel im FoS.

In Abbildung 71 ist der Unterschied zwischen assoziierten und nicht assoziierten Berechnung deutlich erkennbar, dabei steigt der Unterschied mit zunehmender Steilheit der Böschung an. Bei den Ergebnissen mit einer Böschungsneigung von 15° und 30° zeigt sich, dass mit zunehmender Kohäsion die Verläufe annähern.

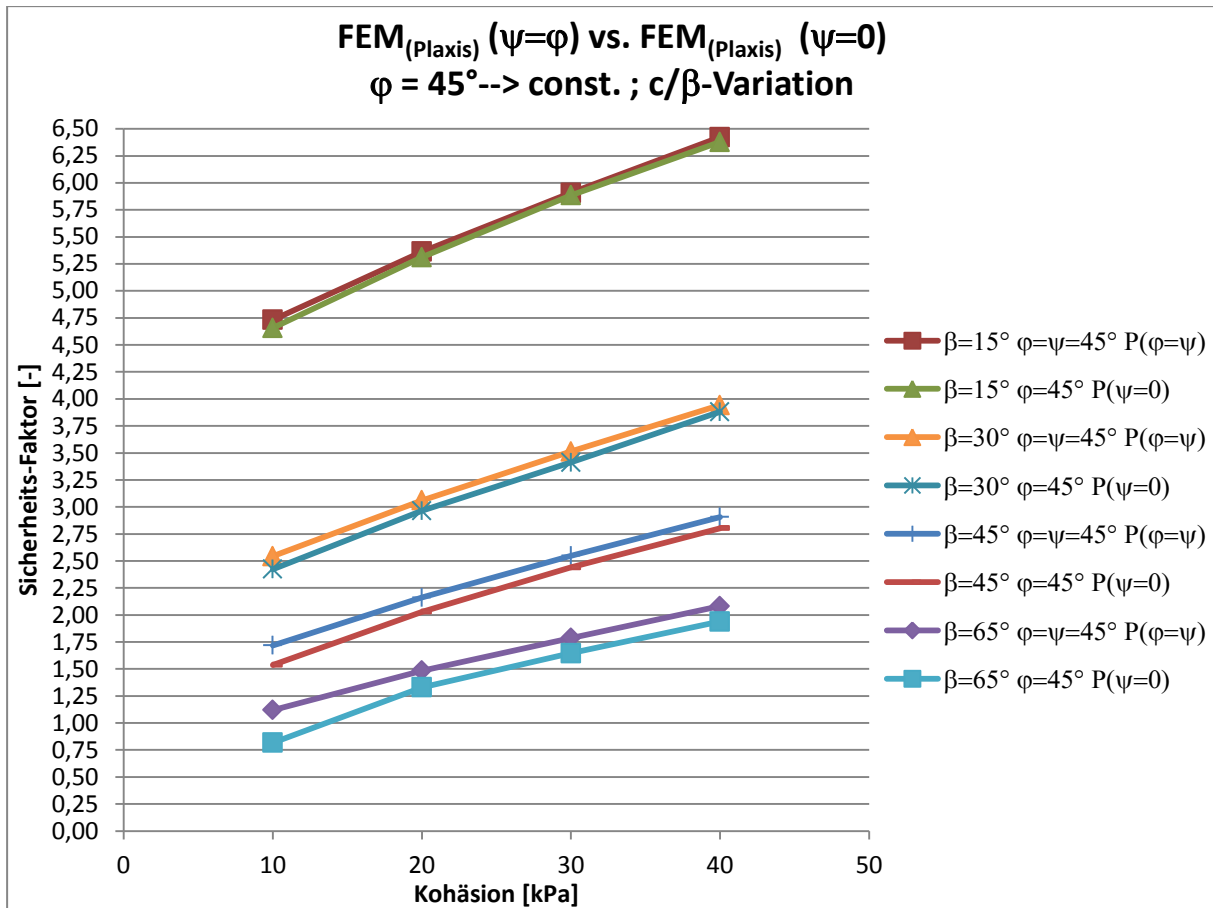


Abbildung 71: Gegenüberstellung zwischen assoziierten FEM und nicht assoziierten FEM mit einem $\varphi=45^\circ$

8 Schlussfolgerung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

In der Arbeit wurden die Abweichungen im Sicherheitsfaktor zwischen den analytischen und den numerischen Berechnungsverfahren nachgewiesen. Diese Abweichungen treten nur unter bestimmten Kombinationen zwischen Reibungswinkel und Kohäsion auf, wobei auch die Böschungsneigung eine Rolle spielt. Es wurde nachgewiesen, dass bei einer steilen Böschung (Neigung $>45^\circ$), einem Boden mit einem geringen Reibungswinkel (15°) und einem hohen Wert für die Kohäsion (>20 kPa) die größten Abweichungen, zwischen dem FoS der Berechnung im Lamellenverfahren (Morgenstern-Price) und der assoziierten FE-Analyse, auftreten. Dabei wirkt der Reibungswinkel den Abweichungen entgegen, die Neigung verstärkt die Abweichungen. Des Weiteren werden in Slide Zugspannungen zugelassen, in Plaxis sind diese durch den Wert $t_{co}=0$ kPa (=tension-cut-off) nicht zulässig. Bei den Berechnungen mit $\varphi=0$ konnte gezeigt werden, dass die Abweichungen aus dem Verhältnis zwischen Gleitflächenlänge und der „Zug-Zone“ kommen. Als Zug-Zone wurde der Bereich definiert bei der in der FE-Analyse die t_{co} -Punkte angezeigt werden. In der Zug-Zone fällt die Schubspannung in der FE-Analyse auf null ab im analytischen Ergebnis jedoch nicht. Somit ist die rückhaltende Komponente größer und ergibt einen höheren Sicherheitsfaktor als in der FE-Analyse bei der die rückhaltende Komponente in der Zug-Zone abgemindert wird. Bei flachen Böschungen ist diese Zug-Zone relativ gering im Verhältnis zu der Länge der Gleitfläche, somit sind auch die Abweichungen gering. Bei steilen Böschungen hingegen ist der Gleitkreis relativ klein und die Zug-Zone unter der besagten Parameterkombination relativ groß und daraus resultieren die großen Abweichungen.

Ebenso wurden diese Zug-Zone mit nicht assoziierten Berechnungen in Plaxis untersucht und welche der Parameter auf diese einen Einfluss ausüben. Dabei wurde festgestellt, dass weder der Reibungswinkel, die Böschungsneigung und auch nicht der Sicherheitsfaktor einen Einfluss haben, sondern der verantwortliche Parameter für die Größe bzw. Tiefe dieser Zug-Zone ist die Kohäsion.

8.2 Ausblick

Weiterführend an diese Arbeit wäre eine Analyse der Abweichungen der nicht assoziierten Berechnungen in Bezug zu den analytischen Verfahren. Wobei bei diesen Berechnungen zwei Aspekte von Interesse sind und zwar mit keinem Dilatanzwinkel bzw. $\psi=0$ und mit einem geringen Dilatanzwinkel $\psi \neq 0$, jedoch nur einen geringen Wert.

Des Weiteren wären Stabilitätsberechnungen bei Böschungen mit hydrologischen Einflüssen im Vergleich der analytischen und numerischen Verfahren interessant, sowie das Verhalten bei unterschiedlichen Stützelementen wie zum Beispiel Anker. Im Anhang befinden sich zu diesem Thema Berechnungen die durchgeführt wurden jedoch nicht Teil dieser Arbeit waren.

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Statische Gleichungen und Bruchkriterium.....	16
Tabelle 2: Anzahl der Unbekannten je Lamelle	17
Tabelle 3: Vergleich der Verfahren und Erfüllung der Gleichgewichtsbedingungen	25
Tabelle 4: Vergleich der Verfahren und Einbeziehung der Schnittkräfte E und X.....	25
Tabelle 5: Verfahrensvergleich: Beziehung zwischen der Normalkraft und Schubkraft.....	25
Tabelle 6: Verwendung des empirischen Ansatzes	26
Tabelle 7: Ergebnisse in Slide für FoS 1,1 und 1,3.....	37
Tabelle 8: Ergebnisse und Gegenüberstellung von Slide und Plaxis	38
Tabelle 9: Variation des Reibungswinkels bei flacher (15°) Böschungsneigung	40
Tabelle 10: Übersicht: Steile Böschungen mit Festigkeitsparametervariation	41
Tabelle 11: Böschung mit 55° Neigung.....	42
Tabelle 12: Böschung mit 65° Neigung.....	42
Tabelle 13: Übersicht der Ergebnisse.....	47
Tabelle 14: Variation des Reibungswinkels mit Kohäsion 20 kN/m ²	48
Tabelle 15: Variation des Reibungswinkels mit Kohäsion 40 kN/m ²	48
Tabelle 16: Variation der Kohäsion mit einem Reibungswinkel von 30°.....	49
Tabelle 17: Variation der Neigung mit $\varphi = 45^\circ$ und $c = 20$ kN/m ²	49
Tabelle 18: Variation der Neigung mit $\varphi = 15^\circ$ und $c = 40$ kN/m ²	50
Tabelle 19: Ergebnisse der Berechnung mit $\varphi=0$	54
Tabelle 20: Ergebnisse der Berechnungen mit $c=0$	56
Tabelle 21: Einfluss der Zug-Zone mit Variation des Reibungswinkels.....	91
Tabelle 22: Einfluss der Zug-Zone mit Variation der Kohäsion	93
Tabelle 23: Einfluss der Zug-Zone mit Variation der Neigung	94

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Hangrutsch in Doren im österreichischen Vorarlberg de.wikipedia.org/wiki/Erdrutsch	11
Abbildung 2: Systemskizze – Lamellenverfahren [6].....	16
Abbildung 3: Böschungsskizze mit Kräften und geometrischen Bezeichnungen[6].....	18
Abbildung 4: Empirische Ansatz-Funktionen im Morgenstern-Price Verfahren[6]	20
Abbildung 5: Beispiel über Funktionsweise des empirischen Ansatzes [6].....	22
Abbildung 6: Sicherheitsfaktor vs. Lambda aus der Software Slope/W.....	24
Abbildung 7: Linearelastische-idealplastische Materialverhalten	28
Abbildung 8: Mohr-Coulomb Fließflächen im Hauptspannungsraum ($c=0$) [2]	29
Abbildung 9: Assoziierte und nicht assoziierte Fließregel im σ - τ Diagramm	30
Abbildung 10: Modellbeispiel in SLIDE vor Berechnung	32
Abbildung 11: Modellbeispiel in SLIDE nach Berechnung	33
Abbildung 12: Modellabmessungen mit Gitternetz in Slide	36
Abbildung 13: Plaxis-Modell Netzgenerierung (links) und Versagensfigur (rechts)	38
Abbildung 14: Berechnungsmodelle in Plaxis 2D.....	43
Abbildung 15: Berechnungsmodelle mit Gitternetz in Slide 6.0.....	43
Abbildung 16: Beispiel einer Darstellung nach der Berechnung in Slide	44
Abbildung 17: Verlauf des FoS über gesamte φ - c Reduktion.....	45
Abbildung 18: Verlauf einer M_{sr} -Kurve bei einer nicht assoziierten Berechnung	46
Abbildung 19: Darstellung der Bruchfigur in Plaxis	46
Abbildung 20: Bruchfigur in Slide (links) und Plaxis (rechts /inkrementelle Dehnungen)	51
Abbildung 21: Bruchfigur in Slide (links) und Plaxis (rechts /totale Verschiebung)	51
Abbildung 22: Bruchfigur aus Plaxis und Vergleich mit Gleitfläche aus Slide	52
Abbildung 23: Bruchfigur aus Plaxis und Vergleich mit Gleitfläche aus Slide.....	52
Abbildung 24: Anpassung der Modellgröße bei 45° geneigter Böschung und $\varphi = 0$	54
Abbildung 25: Bruchfigur ($\beta=65^\circ$; $c=50$ kN/m ² ; $\varphi=0^\circ$) in Slide (links) und Plaxis (rechts)	55
Abbildung 26: Berechnungsvorgang vor Auswertung in Slide.....	59
Abbildung 27: Normal- und Schubspannung der Böschung.....	59
Abbildung 28: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Slide	60
Abbildung 29: Normal- und Schubspannung bei $\beta=65^\circ$; $\varphi=45^\circ$ und $c=10$ kPa	61
Abbildung 30: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Slide	62
Abbildung 31: Normal- und Schubspannung bei $\beta=65^\circ$; $\varphi=15^\circ$ und $c=40$ kPa	62
Abbildung 32: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Slide	63
Abbildung 33: Polylinie in Slide und Schnitte A-L in Plaxis	64
Abbildung 34: Spannungsverlauf über die Gleitfläche aus Plaxis	64
Abbildung 35: Polylinie in Slide und Schnitte A-L in Plaxis ($\beta=65^\circ$; $\varphi=45$; $c=10$ kPa)	65
Abbildung 36: Gleitflächen aus: Slide (links), Slide in Plaxis übertragen (Mitte), Plaxis (rechts) ($\beta=65^\circ$; $\varphi=45$; $c=10$ kPa)	66
Abbildung 37: Gegenüberstellung: Normal- und Schubspannungen ($\varphi=45$; $c=10$ kPa).....	66
Abbildung 38: Gleitflächen aus: Slide (links), Slide in Plaxis übertragen (Mitte), Plaxis (rechts) ($\beta=65^\circ$; $\varphi=15$; $c=40$ kPa)	67
Abbildung 39: Gegenüberstellung: Normal- und Schubspannungen ($\varphi=15$; $c=40$ kPa).....	67

Abbildung 40: Vergleich der Schubspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=0^\circ$; $c=50$ kPa).....	68
Abbildung 41: Vergleich der Normalspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=0^\circ$; $c=50$ kPa)	69
Abbildung 42: Vergleich der Schubspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=45^\circ$; $c=10$ kPa).....	70
Abbildung 43: Vergleich der Normalspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=45^\circ$; $c=10$ kPa) ...	70
Abbildung 44: Vergleich der Schubspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=15^\circ$; $c=40$ kPa).....	71
Abbildung 45: Vergleich der Normalspannungen aus Slide und Plaxis ($\varphi=15^\circ$; $c=40$ kPa) ...	71
Abbildung 46: Inkrementelle Dehnungen und Gleitkreis (links) und Mohr-Coulomb-Punkte und tco-Punkte (rechts)	74
Abbildung 47: Inkrementelle Dehnungen und Gleitkreis der 15° Böschung	74
Abbildung 48: MC- und tco-Punkte der 15° Böschung.....	75
Abbildung 49: Inkrementelle Dehnungen und Gleitkreis (links) und Mohr-Coulomb-Punkte und tco-Punkte (rechts)	75
Abbildung 50: Inkrementelle Dehnungen (oben) und MC- und tco-Punkte (unten)	76
Abbildung 51: 15° Böschung (links) und 65° Böschung (rechts) mit MC und tco-Punkte	77
Abbildung 52: Schnittpunktanfang J ist Übergang in den tension-cut-off Bereich.....	78
Abbildung 53: Verlauf der Schubspannung der 65° -Böschung ($\varphi=0$; $c= 50$ kN/m ²).....	79
Abbildung 54: Darstellung der Unterschiede der Bruchfiguren.....	81
Abbildung 55: 65° -Böschung mit $\varphi=0$; $c= 40$ kPa und tco=200 kPa.....	82
Abbildung 56: Gegenüberstellung der Berechnung mit tco=0 kPa (links) und mit tco=200 kPa (rechts), MC- und tco-Punkte (oben) und inkrementelle Dehnungen (unten)	83
Abbildung 57: Totalen Verformungen für tco= 0 kPa (links) und tco= 200 kPa (rechts).....	83
Abbildung 58: Links mit tco=0 kPa und rechts tco=200kPa, Oben: MC- und tco-Punkte, Mitte: inkrementelle Dehnungen, Unten: totale Verformung	84
Abbildung 59: Links mit tco=0 kPa und rechts tco=200kPa, Oben: MC- und tco-Punkte, Unten: inkrementelle Dehnungen	85
Abbildung 60: Links mit tco=0 kPa und rechts tco=200kPa, Totale Verformung	86
Abbildung 61: Modellierung der Zug-Bruch-Zone in Slide.....	87
Abbildung 62: Linkes Bild: tco-Punkte in Plaxis und rechtes Bild: Berechnung in Slide mit Zug-Bruch-Zone mit einer Höhe von 4,10 m.....	87
Abbildung 63: Vergleich der FE-Analyse mit tco=0 kPa und Slide mit Zug-Bruch-Zone.....	88
Abbildung 64: Variation der Zug-Bruch-Zonen-Tiefe (t_{Tiefe}) und Einfluss auf FoS in Slide	89
Abbildung 65:Gegenüberstellung von den Berechnungen der 65° -Böschung mit $\varphi=15^\circ$ und $c=40$ kN/m ² ; Oberen Bilder mit Zug bzw. tco=200 kN/m ² ; Unteren Bilder: Zug-Bruch-Zone bzw. tco=0 kN/m ²	90
Abbildung 66: Ermittlung der Tiefe der Zug-Zone anhand eines Beispiels.....	92
Abbildung 67: Gegenüberstellung zwischen Grenzgleichgewichtsverfahren und assoziierten FEM	95
Abbildung 68: Gegenüberstellung zwischen Grenzgleichgewichtsverfahren und nicht assoziierten FEM.....	96
Abbildung 69: Gegenüberstellung zwischen Grenzgleichgewichtsverfahren und nicht assoziierten FEM mit einem $\varphi=45^\circ$	97
Abbildung 70: Gegenüberstellung zwischen assoziierten FEM und nicht assoziierten FEM mit einem $\varphi=15^\circ$	98

Abbildung 71: Gegenüberstellung zwischen assoziierten FEM und nicht assoziierten FEM mit einem $\varphi=45^\circ$ 99

Literaturverzeichnis

- [1] L.Abramson et al., Slope Stability and Stabilization Methods, 2nd Edition, New York, John Wiley & Sons Inc., 2002, Seite 356-357
- [2] R.B.J. Brinkgreve, W.M. Swolfs, E. Engin, PLAXIS 2D-Manual, Delft University of Technology & Plaxis bv, Netherlands, 2011
- [3] J.Duncan, State of the art: Limit Equilibrium and Finite Element Analysis of Slopes, Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 122, July 1996
- [4] Hans-Henning Schmidt: Grundlagen der Geotechnik, Vieweg + Teubner Verlag, 3. Auflage, 2006, Seite 376
- [5] Morgenstern, N. R., and Price, V.E., 1965. The Analysis of the Stability of General Slip Surfaces. Geotechnique, Vol. 15, S. 79-93
- [6] Slope/W-Handbuch: Stability Modeling with Slope/W 2007, 4th Edition, Geo-Slope international Ltd., Calgary Alberta Canada, 2008
- [7] K.J.Witt, Grundbau Taschenbuch, Teil1: Geotechnische Grundlagen, 7. Auflage, Ernst&Sohn, 2008
- [8] P.v.Wolffersdorff, H.Schweiger, Numerische Verfahren in der Geotechnik, Grundbau-Taschenbuch-Teil 1, 7. Auflage, Weimar, Ernst&Sohn, 2008

9 Anhang

a. Variation der Kohäsion für Sicherheitsfaktor 1,1 und 1,3

- 1.) Berechnungen in unterschiedlichen Lamellenverfahren

b. Berechnungen ohne nennenswerte Abweichungen im FoS

- 1.) Flache Böschungen ohne nennenswerte Abweichungen
- 2.) Variation des Reibungswinkels
- 3.) Variation des Reibungswinkels mit Böschungsneigung 15°; 22,5°; 30°; 40°

c. Berechnungen mit Abweichungen im FoS

- 1.) Kombination der Festigkeitsparameter und Böschungsneigung
- 2.) Morgenstern-Price vs. assoziierter FE-Analyse ($\varphi=\psi$)
- 3.) Morgenstern-Price vs. nicht assoziierter FE-Analyse ($\psi=0$)
- 4.) Assoziierter FE-Analyse ($\psi=\varphi$) vs. nicht assoziierter FE-Analyse ($\psi=0$)

d. Einige Vergleiche der Zug-Zonen

- 1.) Assoziierte und nicht assoziierte Berechnungen in Plaxis
- 2.) Nicht assoziierte Berechnungen mit $c=5$ kPa und $\varphi \rightarrow$ variiert
- 3.) Nicht assoziierte Berechnungen mit $\varphi=5^\circ$ und $c \rightarrow$ variiert

e. Gegenüberstellung der Ergebnisse in Diagrammen

- 1.) Grenzgleichgewichtsverfahren vs. assoziierte FE-Analyse vs. nicht assoziierte FE-Analyse
- 2.) Grenzgleichgewichtsverfahren vs. assoziierte FE-Analyse
- 3.) Grenzgleichgewichtsverfahren vs. nicht assoziierte FE-Analyse
- 4.) Assoziierte FE-Analyse vs. nicht assoziierte FE-Analyse

f. Praxisbeispiel aus Eurocode 1997-1-1

- 1.) Slide Modell und Ergebnis ohne Anker
- 2.) Slide Modell und Ergebnis mit Anker

a) Variation der Kohäsion für Sicherheitsfaktor 1,1 und 1,3

1.) Berechnungen in unterschiedlichen Lamellenverfahren

phi φ = 15 [°]

Kohäsion c [kPa]	Verfahren					
	Fellenius	Spencer	Morgenstern-Price	Corps #1	Corps #2	Lowe-Karafiath
20,0	0,880	0,899	0,903	0,901	0,925	0,895
22,5	0,952	0,976	0,941	0,975	1,003	0,972
25,0	1,023	1,058	1,069	1,049	1,080	1,048
25,5	1,037	1,074	1,088	1,064	1,096	1,063
26,0	1,052	1,089	1,103	1,080	1,111	1,078
26,5	1,066	1,105	1,135	1,095	1,126	1,093
27,0	1,080	1,117	1,131	1,109	1,142	1,107
27,5	1,094	1,132	1,142	1,123	1,158	1,122
30,0	1,164	1,269	1,236	1,197	1,234	1,195
30,5	1,178	1,277	1,232	1,210	1,250	1,209
31,5	1,206	1,312	1,256	1,240	1,280	1,238
32,0	1,220	1,329	1,268	1,255	1,295	1,252
32,5	1,234	1,351	1,311	1,269	1,310	1,267
33,0	1,248	1,365	1,300	1,283	1,325	1,281
33,5	1,262	1,383	1,317	1,298	1,340	1,296
34,0	1,276	1,400	1,354	1,312	1,355	1,310

phi φ = 22,5 [°]

Kohäsion c [kPa]	Verfahren					
	Fellenius	Spencer	Morgenstern-Price	Corps #1	Corps #2	Lowe-Karafiath
20,0	1,034	1,046	1,056	1,059	1,084	1,046
21,5	1,080	1,094	1,097	1,108	1,133	1,092
22,0	1,096	1,110	1,120	1,124	1,149	1,111
22,5	1,111	1,133	1,136	1,138	1,165	1,127
25,0	1,186	1,212	1,210	1,217	1,246	1,204
27,0	1,245	1,274	1,278	1,277	1,310	1,267
27,5	1,266	1,290	1,303	1,292	1,326	1,282
28,0	1,275	1,305	1,321	1,307	1,342	1,297
28,5	1,289	1,320	1,340	1,322	1,358	1,313
29,0	1,304	1,349	1,382	1,338	1,374	1,329
30,0	1,333	1,381	1,418	1,368	1,406	1,360

phi φ = 30 [°]						
Kohäsion c	Verfahren					
[kPa]	Fellenius	Spencer	Morgenstern-Price	Corps #1	Corps #2	Lowe-Karafiath
1,0	0,408	0,431	0,429	0,423	0,434	0,431
2,5	0,507	0,523	0,522	0,528	0,533	0,529
5,0	0,636	0,650	0,651	0,660	0,669	0,657
7,5	0,745	0,759	0,758	0,762	0,780	0,758
10,0	0,844	0,853	0,854	0,854	0,884	0,869
12,5	0,937	0,942	0,943	0,940	0,981	0,962
15,0	1,025	1,029	1,032	1,028	1,071	1,046
16,0	1,060	1,063	1,069	1,062	1,107	1,078
16,5	1,077	1,080	1,085	1,080	1,125	1,095
17,0	1,094	1,097	1,102	1,097	1,143	1,113
17,5	1,110	1,115	1,118	1,114	1,160	1,129
20,0	1,193	1,201	1,204	1,202	1,247	1,210
22,5	1,274	1,284	1,290	1,290	1,333	1,289
23,0	1,289	1,301	1,308	1,308	1,349	1,306
23,5	1,305	1,317	1,325	1,326	1,366	1,322
25,0	1,353	1,367	1,379	1,381	1,417	1,369

phi φ = 35 [°]						
Kohäsion c	Verfahren					
[kPa]	Fellenius	Spencer	Morgenstern-Price	Corps #1	Corps #2	Lowe-Karafiath
1,0	0,479	0,505	0,507	0,509	0,510	0,507
2,5	0,583	0,604	0,603	0,609	0,614	0,608
5,0	0,720	0,743	0,742	0,749	0,756	0,717
7,5	0,836	0,853	0,853	0,863	0,876	0,864
10,0	0,941	0,954	0,954	0,958	0,985	0,971
12,5	1,038	1,047	1,048	1,048	1,071	1,048
13,0	1,057	1,065	1,067	1,064	1,088	1,067
13,5	1,076	1,083	1,085	1,081	1,124	1,106
14,0	1,094	1,100	1,103	1,098	1,144	1,124
14,5	1,113	1,119	1,123	1,119	1,161	1,143
15,0	1,131	1,138	1,141	1,138	1,180	1,162
17,5	1,220	1,224	1,229	1,223	1,273	1,246
19,0	1,271	1,277	1,282	1,276	1,328	1,296
19,5	1,289	1,294	1,299	1,294	1,346	1,313
20,0	1,306	1,312	1,315	1,311	1,364	1,329
20,5	1,322	1,329	1,332	1,328	1,382	1,345

phi φ = 40 [°]						
Kohäsion c	Verfahren					
[kPa]	Fellenius	Spencer	Morgenstern-Price	Corps #1	Corps #2	Lowe-Karafiath
1,0	0,558	0,588	0,588	0,594	0,595	0,588
2,5	0,667	0,693	0,696	0,701	0,698	0,696
5,0	0,813	0,840	0,838	0,848	0,843	0,838
7,5	0,935	0,956	0,956	0,972	0,967	0,956
10,0	1,046	1,065	1,064	1,073	1,080	1,064
10,5	1,067	1,086	1,085	1,091	1,102	1,085
11,0	1,087	1,107	1,105	1,109	1,138	1,123
11,5	1,108	1,127	1,126	1,133	1,160	1,145
12,5	1,148	1,165	1,166	1,168	1,199	1,184
15,0	1,245	1,257	1,261	1,257	1,300	1,284
15,5	1,264	1,274	1,276	1,275	1,319	1,302
16,0	1,283	1,293	1,294	1,293	1,339	1,320
16,5	1,301	1,311	1,312	1,309	1,358	1,338
17,0	1,320	1,329	1,330	1,326	1,378	1,357

phi φ = 45 [°]						
Kohäsion c	Verfahren					
[kPa]	Fellenius	Spencer	Morgenstern-Price	Corps #1	Corps #2	Lowe-Karafiath
1,0	0,649	0,685	0,691	0,690	0,692	0,688
2,5	0,743	0,804	0,803	0,805	0,808	0,803
5,0	0,917	0,946	0,944	0,958	0,963	0,957
7,5	1,046	1,074	1,074	1,089	1,096	1,085
8,0	1,070	1,097	1,098	1,114	1,121	1,110
8,5	1,094	1,121	1,122	1,143	1,146	1,134
9,0	1,118	1,144	1,145	1,177	1,171	1,156
9,5	1,140	1,170	1,169	1,193	1,192	1,180
10,0	1,163	1,190	1,189	1,209	1,215	1,203
10,5	1,185	1,212	1,211	1,230	1,238	1,226
11,0	1,207	1,234	1,233	1,248	1,261	1,248
11,5	1,228	1,251	1,250	1,266	1,283	1,269
12,0	1,250	1,273	1,271	1,284	1,306	1,290
12,5	1,271	1,293	1,292	1,304	1,327	1,312
13,0	1,291	1,314	1,312	1,321	1,349	1,333
13,5	1,312	1,334	1,332	1,341	1,370	1,354
15,0	1,372	1,392	1,391	1,394	1,433	1,417
17,5	1,470	1,483	1,486	1,484	1,534	1,514

phi φ = 50 [°]						
Kohäsion c	Verfahren					
[kPa]	Fellenius	Spencer	Morgenstern-Price	Corps #1	Corps #2	Lowé-Karafiath
1,0	0,758	0,811	0,811	0,804	0,806	0,801
2,5	0,875	0,917	0,917	0,927	0,929	0,923
5,0	1,038	1,076	1,075	1,085	1,092	1,082
5,5	1,067	1,106	1,104	1,115	1,121	1,114
6,0	1,095	1,135	1,133	1,144	1,149	1,143
6,5	1,122	1,164	1,160	1,172	1,177	1,170
7,0	1,149	1,188	1,185	1,199	1,205	1,196
7,5	1,175	1,215	1,212	1,225	1,231	1,220
8,0	1,200	1,235	1,232	1,250	1,257	1,249
8,5	1,226	1,259	1,257	1,275	1,283	1,274
9,0	1,250	1,282	1,281	1,300	1,308	1,299
9,5	1,274	1,306	1,305	1,325	1,333	1,323
10,0	1,298	1,330	1,328	1,351	1,358	1,346
10,5	1,321	1,351	1,351	1,381	1,382	1,369
12,5	1,412	1,442	1,441	1,464	1,475	1,460
15,0	1,612	1,645	1,646	1,646	1,692	1,673

b) Berechnungen ohne nennenswerte Abweichungen im FoS

3.) Flache Böschungen ohne nennenswerte Abweichungen im FoS

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	$\psi = 0$ (Plaxis)
15,0	15,0	0,0	1,000	1,007	0,982
		26,5	2,789	2,746	2,735
		33,0	3,183	3,114	3,104
	22,5	0,0	1,546	1,558	1,510
		21,5	3,143	3,111	3,096
		28,0	3,543	3,496	3,480
17,5	15,0	0,0	0,850	0,001	0,001
		26,5	2,497	2,458	2,447
		33,0	2,845	2,792	2,783
	22,5	0,0	1,314	1,322	1,275
		21,5	2,787	2,762	2,744
		28,0	3,151	3,117	3,097
20,0	15,0	0,0	0,736	0,001	0,001
		26,5	2,268	1,233	1,224
		33,0	2,592	2,545	2,535
	22,5	0,0	1,138	1,148	1,085
		21,5	2,515	2,497	2,475
		28,0	2,852	2,821	2,803
21,0	15,0	0,0	0,698	0,001	0,001
		26,5	2,191	2,158	2,148
		33,0	2,503	2,453	2,448
	22,5	0,0	1,079	1,090	1,027
		21,5	2,424	2,408	2,383
		28,0	2,752	2,725	2,703
22,5	15,0	0,0	0,647	0,001	0,001
		26,5	2,088	2,056	2,044
		33,0	2,389	2,341	2,334
	22,5	0,0	1,000	1,008	0,942
		21,5	2,301	2,286	2,260
		28,0	2,617	2,590	2,568

4.) Variation des Reibungswinkels

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	Differenz
30°	30,0	0,0	1,000	1,008	-0,008
		10,0	1,702	1,693	0,009
		20,0	2,155	2,140	0,015
	35,0	0,0	1,213	1,215	-0,002
		10,0	1,956	1,945	0,011
		20,0	2,431	2,413	0,018
	40,0	0,0	1,454	1,454	0,000
		10,0	2,237	2,227	0,010
		20,0	2,734	2,718	0,016
	45,0	0,0	1,732	1,740	-0,008
		10,0	2,561	2,544	0,017
		20,0	3,079	3,061	0,018
	50,0	0,0	2,065	2,077	-0,012
		10,0	2,939	2,923	0,016
		20,0	3,483	3,464	0,019
45°	40,0	0,0	0,839		
		10,0	1,539	1,521	0,018
		20,0	1,967	1,940	0,027
	45,0	0,0	1,000	1,008	-0,008
		10,0	1,740	1,718	0,022
		20,0	2,189	2,159	0,030
	50,0	0,0	1,192	1,204	-0,012
		10,0	1,981	1,955	0,026
		20,0	2,449	2,418	0,031

5.) Variation des Reibungswinkels mit Böschungsneigung 15°; 22,5°; 30°; 40°

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	$\psi = 0$ (Plaxis)
15,0	15,0	0,0	1,000	1,011	0,986
		2,5	1,259	1,259	1,242
		5,0	1,421	1,418	1,412
	22,5	0,0	1,546	1,563	1,536
		1,0	1,706	1,706	1,673
		2,0	1,802	1,799	1,766
	30,0	0,0	2,155	2,178	2,139
		1,0	2,333	2,333	2,276
		2,0	2,439	2,438	2,387
	40,0	0,0	3,132	3,164	3,106
		1,0	3,332	3,334	3,256
		2,0	3,454	3,454	3,373
	50,0	0,0	4,448	4,498	4,415
		1,0	4,673	4,674	4,562
		2,0	4,807	4,811	4,693
22,5	15,0	5,0	1,022	1,016	0,991
		7,0	1,121	1,118	1,092
		10,0	1,264	1,257	1,235
	22,5	0,0	1,000	1,010	0,935
		1,0	1,137	1,138	1,094
		2,5	1,265	1,259	1,176
	30,0	0,0	1,394	1,408	1,323
		1,0	1,548	1,549	1,475
		2,0	1,647	1,64	1,574
	40,0	0,0	2,026	2,043	1,888
		1,0	2,203	2,200	2,083
		2,0	2,311	2,302	2,196
	50,0	0,0	2,877	2,871	2,685
		1,0	3,078	3,079	2,908
		2,0	3,197	3,188	3,018

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS			
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	$\psi = 0$ (Plaxis)	
30,0	15,0	10,0	1,030	1,024	0,995	
		15,0	1,235	1,220	1,196	
		20,0	1,426	1,405	1,386	
	22,5	5,0	1,107	1,106	1,050	
		7,5	1,236	1,233	1,176	
		10,0	1,357	1,350	1,298	
	30,0	0,0	1,000	1,012	0,880	
		1,0	1,144	1,140	1,044	
		2,0	1,230	1,225	1,119	
	40,0	0,0	1,454	1,460	1,235	
		1,0	1,616	1,615	1,450	
		2,0	1,713	1,715	1,558	
	50,0	0,0	2,064	2,075	1,760	
		1,0	2,247	2,240	1,985	
		2,0	2,356	2,361	2,105	
	40,0	15,0	15,0	1,019	1,004	1,004
			20,0	1,195	1,170	1,151
			25,0	1,363	1,333	1,316
22,5		10,0	1,079	1,070		
		15,0	1,278	1,261		
		20,0	1,465	1,441		
30,0		2,5	0,938	1,004		
		5,0	1,087	1,081		
		10,0	1,333	1,324		
40,0		0,0	1,000	1,007		
		1,0	1,153	1,150		
		2,0	1,244	1,238		
50,0		0,0	1,419	1,419		
		1,0	1,593	1,588		
		2,0	1,694	1,683		

Neigung	Reibungswinkel φ	Kohäsion c	FoS	
[°]	[°]	[kN/m ²]	M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)
50,0	15,0	20,0	1,030	1,050
		22,5	1,109	1,109
		25,0	1,188	1,188
	22,5	15,0	1,073	1,073
		20,0	1,243	1,243
		25,0	1,406	1,406
	30,0	7,5	0,980	0,980
		10,0	1,087	1,087
		12,5	1,189	1,189
	40,0	5,0	1,135	1,135
		7,5	1,267	1,267
		10,0	1,383	1,383
	50,0	0,0	1,000	1,000
		1,0	1,173	1,173
		2,0	1,266	1,266

c) Berechnungen mit Abweichungen im FoS

6.) Kombination der Festigkeitsparameter und Böschungsneigung

Neigung [°]	Reibungswinkel φ [°]	Kohäsion c [kN/m ²]	FoS		
			M-P (Slide)	$\psi = \varphi$ (Plaxis)	$\psi = 0$ (Plaxis)
45	15	20,0	1,097	1,083	1,062
		30,0	1,420	1,388	1,373
		40,0	1,732	1,679	1,673
	30	20,0	1,585	1,570	1,511
		30,0	1,940	1,913	1,860
		40,0	2,276	2,235	2,194
	45	20,0	2,189	2,161	2,030
		30,0	2,583	2,548	2,440
		40,0	2,946	2,906	2,803
50	15	30,0	1,337	1,291	1,276
		40,0	1,645	1,569	1,557
	30	20,0	1,458	1,436	1,377
		30,0	1,794	1,762	1,700
		40,0	2,115	2,066	2,025
	45	20,0	1,986	1,956	1,791
		30,0	2,360	2,325	2,201
		40,0	2,716	2,667	2,563
	55	15	30,0	1,271	1,203
40,0			1,576	1,466	1,455
30		20,0	1,344	1,317	1,235
		30,0	1,666	1,633	1,563
		40,0	1,984	1,916	1,872
45		20,0	1,812	1,781	1,625
		30,0	2,171	2,127	1,983
		40,0	2,506	2,452	2,315
60		15	30,0	1,223	1,119
	40,0		1,510	1,367	1,354
	30	20,0	1,244	1,210	1,132
		30,0	1,566	1,500	1,431
		40,0	1,884	1,774	1,732
	45	20,0	1,664	1,626	1,470
		30,0	2,008	1,951	1,799
		40,0	2,327	2,255	2,124
	65	15	30,0	1,158	1,038
40,0			1,428	1,270	1,256
30		20,0	1,177	1,111	1,028
		30,0	1,500	1,383	1,311
		40,0	1,792	1,640	1,586
45		20,0	1,544	1,484	1,330
		30,0	1,891	1,787	1,646
		40,0	2,224	2,081	1,939

7.) Morgenstern-Price vs. assoziierter FE-Analyse ($\varphi=\psi$)

					FoS Slide (M-P)
					vs.
					Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)
β	φ	c	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	Δ FoS 15°
15	15	10	1,692	1,682	0,010
	15	20	2,155	2,143	0,012
	15	30	2,569	2,556	0,013
	15	40	2,960	2,947	0,013
15	30	10	3,018	3,002	0,016
	30	20	3,571	3,545	0,026
	30	30	4,057	4,039	0,018
	30	40	4,508	4,482	0,026
15	45	10	4,750	4,732	0,018
	45	20	5,392	5,363	0,029
	45	30	5,945	5,907	0,038
	45	40	6,454	6,423	0,031
β	φ	c	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	Δ FoS 30°
30	15	10	1,029	1,025	0,004
	15	20	1,421	1,408	0,013
	15	30	1,784	1,758	0,026
	15	40	2,133	2,093	0,040
30	30	10	1,702	1,693	0,009
	30	20	2,155	2,140	0,015
	30	30	2,562	2,547	0,015
	30	40	2,946	2,922	0,024
30	45	10	2,561	2,544	0,017
	45	20	3,079	3,061	0,018
	45	30	3,536	3,513	0,023
	45	40	3,957	3,942	0,015
β	φ	c	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	Δ FoS 45°
45	15	10	0,763	0,595	0,168
	15	20	1,097	1,083	0,014
	15	30	1,420	1,388	0,032
	15	40	1,732	1,679	0,053
45	30	10	1,198	1,180	0,018
	30	20	1,585	1,570	0,015
	30	30	1,940	1,913	0,027
	30	40	2,276	2,235	0,041
45	45	10	1,740	1,718	0,022
	45	20	2,189	2,161	0,028
	45	30	2,583	2,548	0,035
	45	40	2,946	2,906	0,040
β	φ	c	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	Δ FoS 65°
65	15	10	0,564	0,356	0,208
	15	20	0,859	0,713	0,146
	15	30	1,158	1,038	0,120
	15	40	1,428	1,270	0,158
65	30	10	0,831	0,642	0,189
	30	20	1,177	1,111	0,066
	30	30	1,500	1,383	0,117
	30	40	1,792	1,640	0,152
65	45	10	1,176	1,119	0,057
	45	20	1,544	1,484	0,060
	45	30	1,891	1,787	0,104
	45	40	2,224	2,081	0,143

8.) Morgenstern-Price vs. nicht assoziierter FE-Analyse ($\psi=0$)

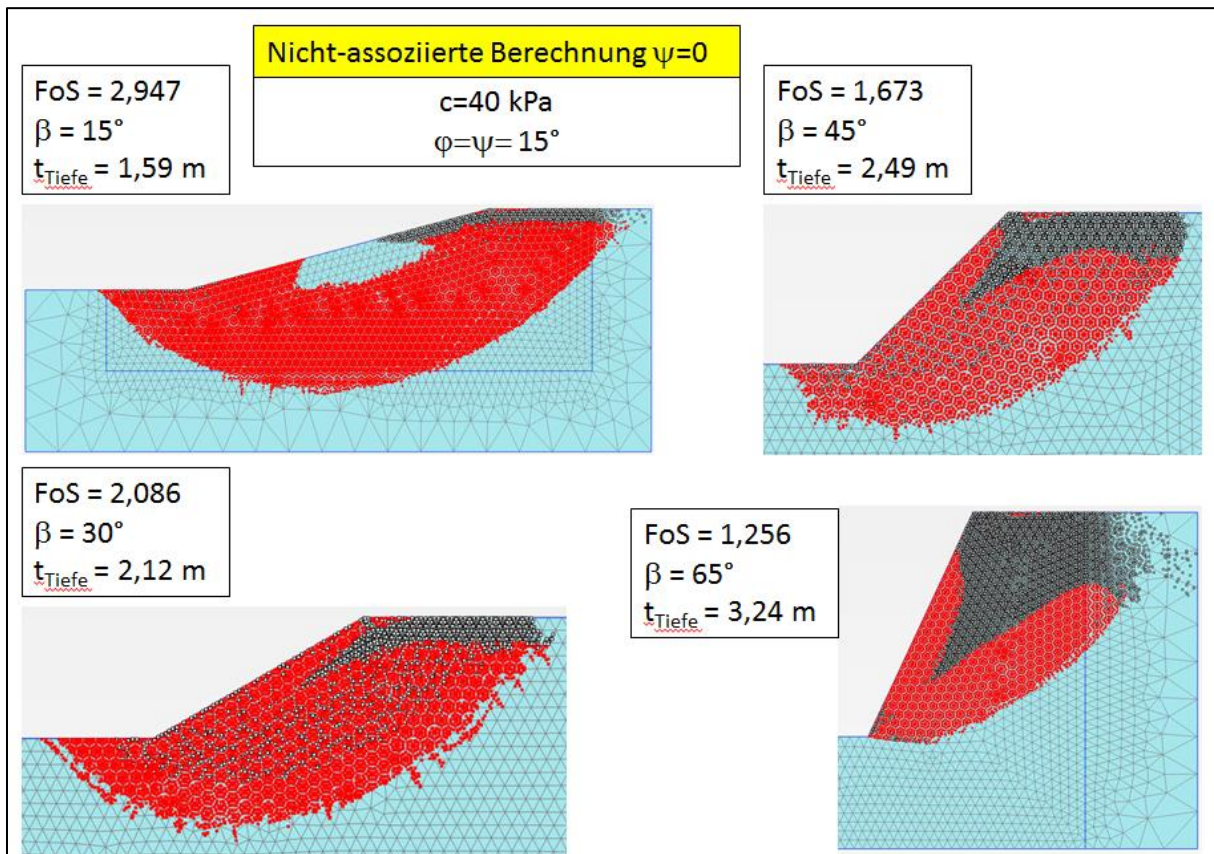
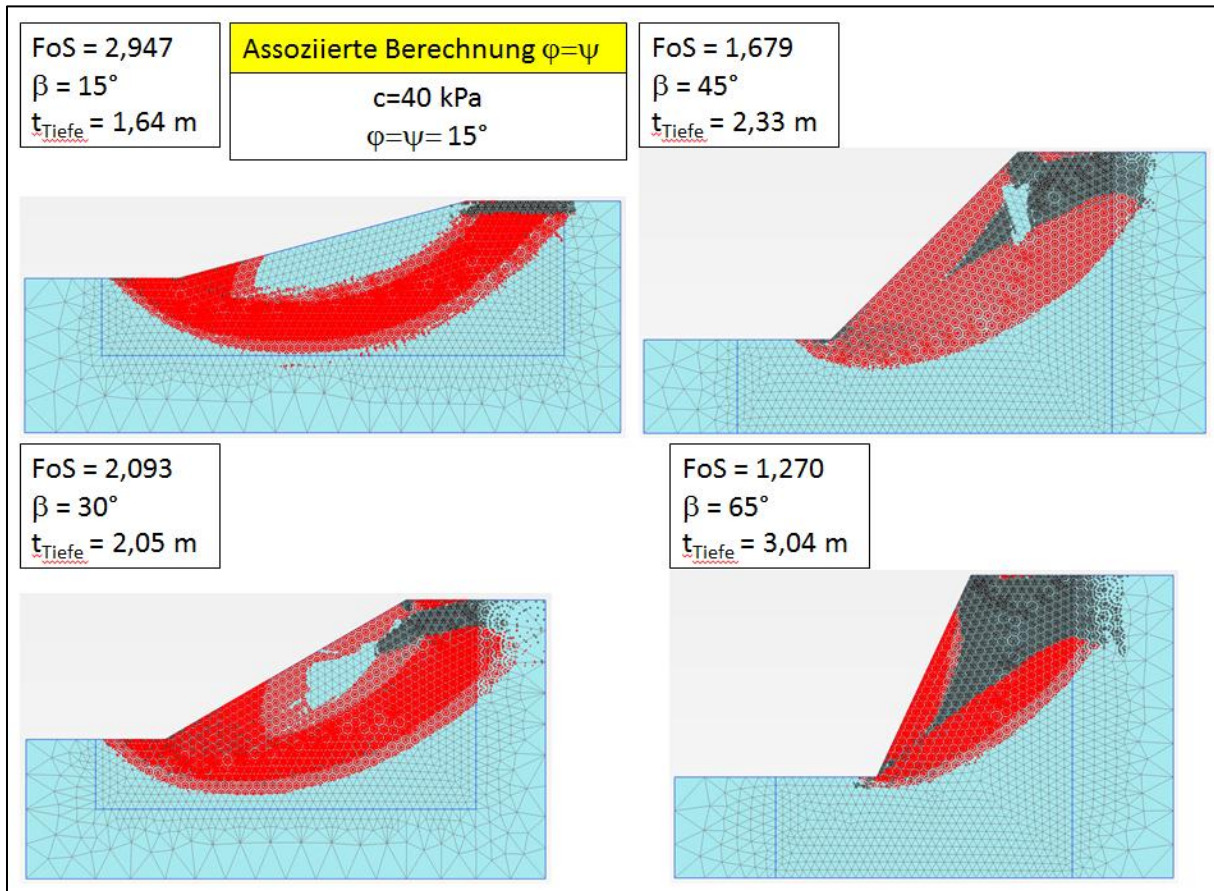
					FoS Slide (M-P)
					vs.
					FoS Plaxis ($\psi=0$)
β	φ	c	FoS Slide (M-P)	FoS Plaxis ($\psi=0$)	Δ FoS 15°
15	15	10	1,692	1,675	0,017
	15	20	2,155	2,142	0,013
	15	30	2,569	2,552	0,017
	15	40	2,960	2,947	0,013
	15	30	10	3,018	2,976
	30	20	3,571	3,529	0,042
	30	30	4,057	4,015	0,042
	30	40	4,508	4,481	0,027
	15	45	10	4,750	4,657
	45	20	5,392	5,312	0,080
	45	30	5,945	5,885	0,060
	45	40	6,454	6,379	0,075
	β	φ	c	FoS Slide (M-P)	FoS Plaxis ($\psi=0$)
30	15	10	1,029	1,004	0,025
	15	20	1,421	1,398	0,023
	15	30	1,784	1,751	0,033
	15	40	2,133	2,097	0,036
	30	30	10	1,702	1,634
	30	20	2,155	2,109	0,046
	30	30	2,562	2,518	0,044
	30	40	2,946	2,901	0,045
	30	45	10	2,561	2,423
	45	20	3,079	2,964	0,115
	45	30	3,536	3,412	0,124
	45	40	3,957	3,880	0,077
	β	φ	c	FoS Slide (M-P)	FoS Plaxis ($\psi=0$)
45	15	10	0,763	0,565	0,198
	15	20	1,097	1,062	0,035
	15	30	1,420	1,373	0,047
	15	40	1,732	1,680	0,052
	45	30	10	1,198	1,106
	30	20	1,585	1,511	0,074
	30	30	1,940	1,860	0,080
	30	40	2,276	2,194	0,082
	45	45	10	1,740	1,537
	45	20	2,189	2,030	0,159
	45	30	2,583	2,440	0,143
	45	40	2,946	2,803	0,143
	β	φ	c	FoS Slide (M-P)	FoS Plaxis ($\psi=0$)
65	15	10	0,564	0,348	0,216
	15	20	0,859	0,696	0,163
	15	30	1,158	1,023	0,135
	15	40	1,428	1,256	0,172
	65	30	10	0,831	0,569
	30	20	1,177	1,028	0,149
	30	30	1,500	1,311	0,189
	30	40	1,792	1,586	0,206
	65	45	10	1,176	0,817
	45	20	1,544	1,330	0,214
	45	30	1,891	1,646	0,245
	45	40	2,224	1,939	0,285

9.) Assoziierter FE-Analyse ($\psi=\varphi$) vs. nicht assoziierter FE-Analyse ($\psi=0$)

					FoS Plaxis ($\psi=\varphi$)
					vs.
					FoS Plaxis ($\psi=0$)
β	φ	c	FoS Plaxis ($\psi=\varphi$)	FoS Plaxis ($\psi=0$)	Δ FoS 15°
15	15	10	1,682	1,675	0,007
	15	20	2,143	2,142	0,001
	15	30	2,556	2,552	0,004
	15	40	2,947	2,947	0,000
15	30	10	3,002	2,976	0,026
	30	20	3,545	3,529	0,016
	30	30	4,039	4,015	0,024
	30	40	4,482	4,481	0,001
15	45	10	4,732	4,657	0,075
	45	20	5,363	5,312	0,051
	45	30	5,907	5,885	0,022
	45	40	6,423	6,379	0,044
β	φ	c	FoS Plaxis ($\psi=\varphi$)	FoS Plaxis ($\psi=0$)	Δ FoS 30°
30	15	10	1,025	1,004	0,021
	15	20	1,408	1,398	0,010
	15	30	1,758	1,751	0,007
	15	40	2,093	2,097	-0,004
30	30	10	1,693	1,634	0,059
	30	20	2,140	2,109	0,031
	30	30	2,547	2,518	0,029
	30	40	2,922	2,901	0,021
30	45	10	2,544	2,423	0,121
	45	20	3,061	2,964	0,097
	45	30	3,513	3,412	0,101
	45	40	3,942	3,880	0,062
β	φ	c	FoS Plaxis ($\psi=\varphi$)	FoS Plaxis ($\psi=0$)	Δ FoS 45°
45	15	10	0,595	0,565	0,030
	15	20	1,083	1,062	0,021
	15	30	1,388	1,373	0,015
	15	40	1,679	1,680	-0,001
45	30	10	1,180	1,106	0,074
	30	20	1,570	1,511	0,059
	30	30	1,913	1,860	0,053
	30	40	2,235	2,194	0,041
45	45	10	1,718	1,537	0,181
	45	20	2,161	2,030	0,131
	45	30	2,548	2,440	0,108
	45	40	2,906	2,803	0,103
β	φ	c	FoS Plaxis ($\psi=\varphi$)	FoS Plaxis ($\psi=0$)	Δ FoS 65°
65	15	10	0,356	0,348	0,008
	15	20	0,713	0,696	0,017
	15	30	1,038	1,023	0,015
	15	40	1,270	1,256	0,014
65	30	10	0,642	0,569	0,073
	30	20	1,111	1,028	0,083
	30	30	1,383	1,311	0,072
	30	40	1,640	1,586	0,054
65	45	10	1,119	0,817	0,302
	45	20	1,484	1,330	0,154
	45	30	1,787	1,646	0,141
	45	40	2,081	1,939	0,142

d Einige Vergleiche der Zug-Zonen

1.) Assoziierte und nicht assoziierte Berechnungen in Plaxis



2.) Nicht assoziierte Berechnungen mit $c=5$ kPa und $\varphi \rightarrow$ variiert

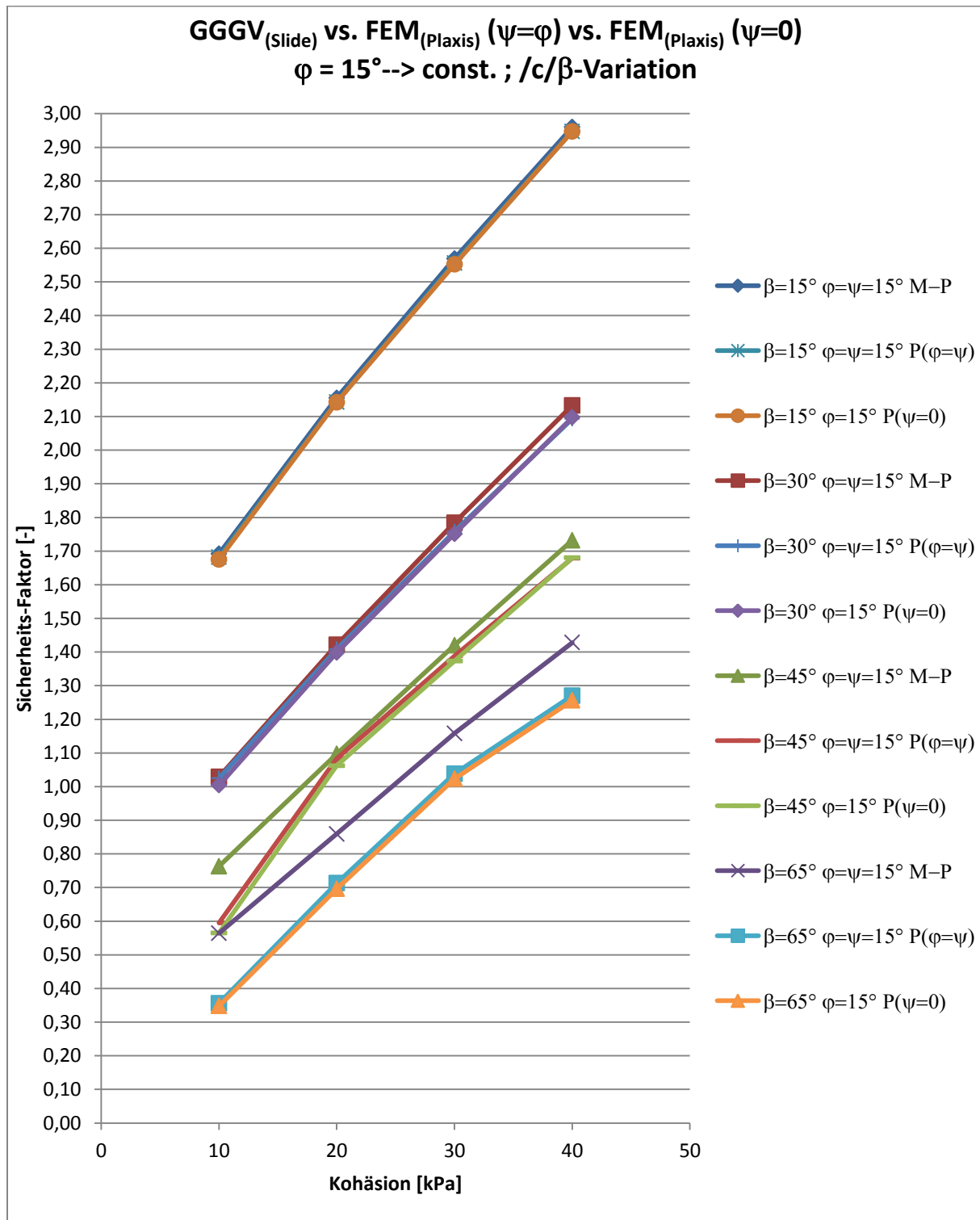
c	β	φ	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	FoS Plaxis ($\psi=0$)
5	15	10	1,030	1,028	1,021
		11,5	1,147	1,144	1,138
		13	1,263	1,259	1,252
		15	1,420	1,416	1,408
		17	1,578	1,574	1,565
		20	1,819	1,814	1,799
		25	2,237	2,230	2,212
		30	2,684	2,679	2,655
		35	3,174	3,169	3,138
		40	3,727	3,721	3,685
		45	4,365	4,357	4,311
c	β	φ	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	FoS Plaxis ($\psi=0$)
5	30	24	1,163	1,167	1,116
		25	1,206	1,210	1,145
		28	1,336	1,340	1,274
		30	1,426	1,430	1,330
		35	1,666	1,665	1,573
		40	1,935	1,936	1,831
		45	2,240	2,246	2,099
c	β	φ	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=\varphi$)	FoS Plaxis ($\psi=0$)
5	45	40	1,284	1,272	1,074
		41	1,318	1,307	1,128
		45	1,475	1,457	1,207
		45,5	1,496	1,477	1,253

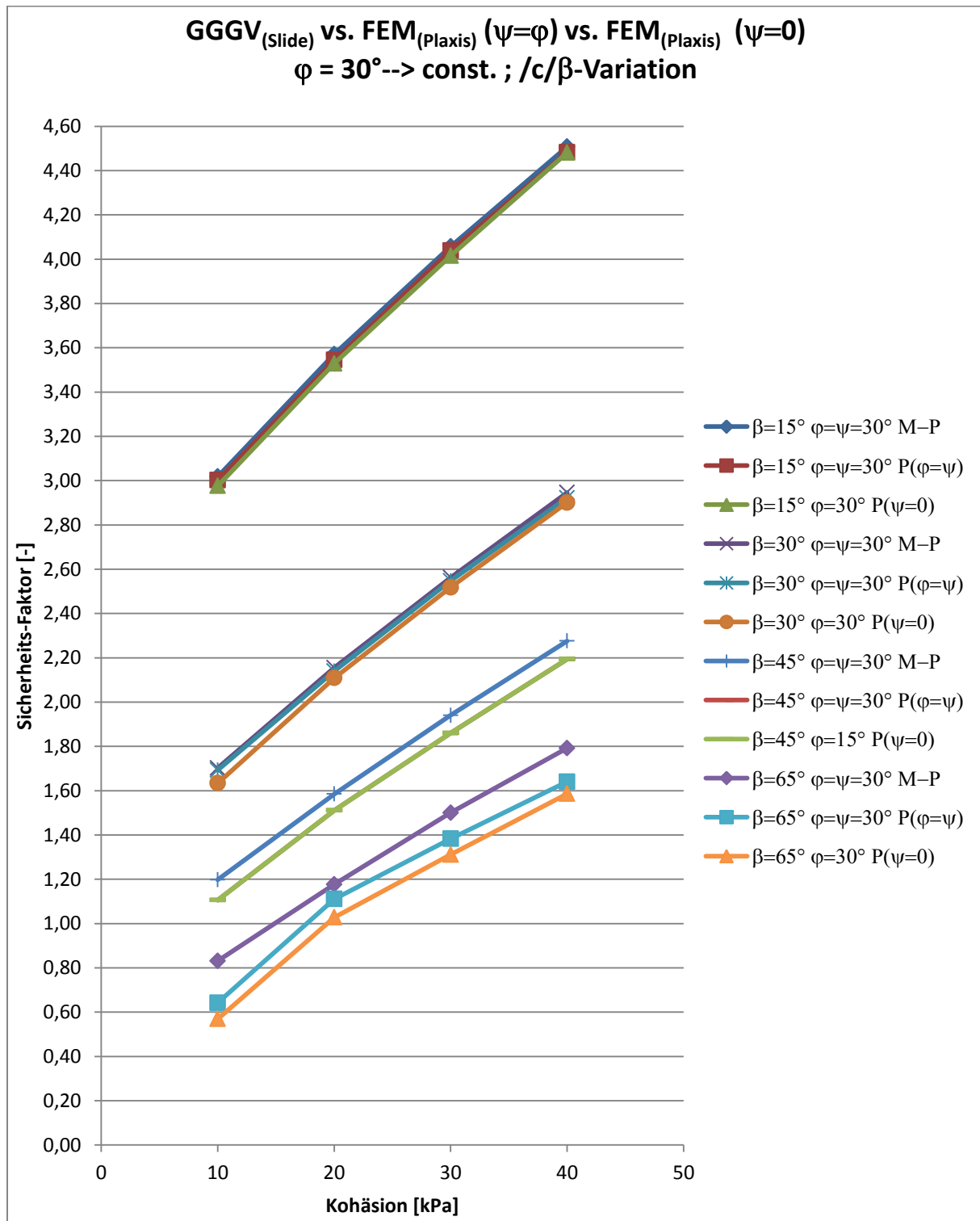
3.) Nicht assoziierte Berechnungen mit $\varphi=5^\circ$ und $c \rightarrow$ variiert

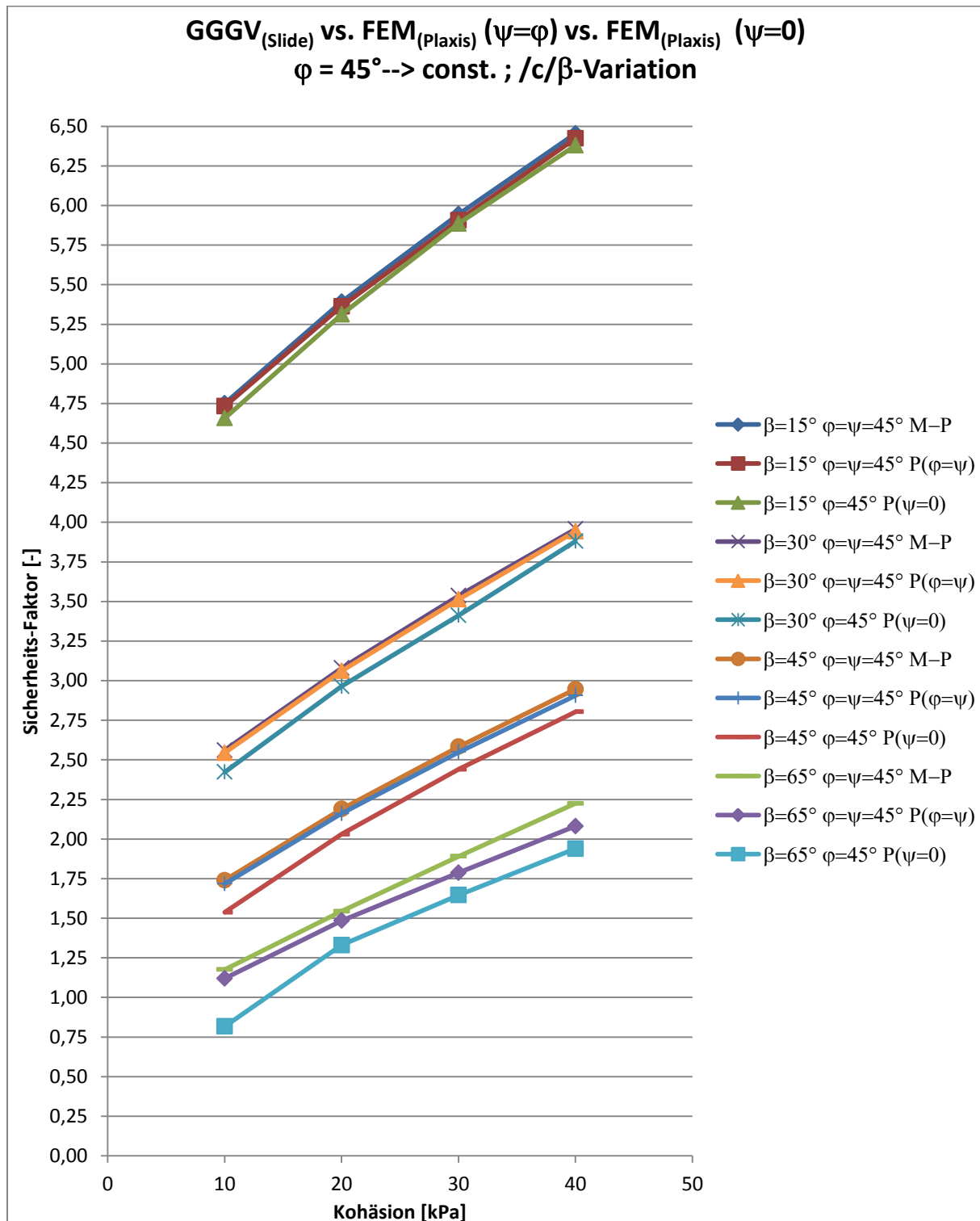
β	φ	c	FoS Slide (M-P)	Fos Plaxis ($\psi=0$)	Δ FoS
15	5	10	0,844	0,735	0,109
		20	1,222	1,215	0,007
		30	1,571	1,560	0,011
		40	1,905	1,893	0,012
		50	2,333	2,217	0,116
30	5	20	0,927	0,886	0,041
		30	1,255	1,220	0,035
		40	1,571	1,522	0,049
		50	1,881	1,818	0,063
45	5	30	1,082	1,031	0,051
		40	1,390	1,306	0,084
		50	1,699	1,579	0,120
		60	1,998	1,851	0,147
65	5	30	0,902	0,827	0,075
		40	1,172	1,022	0,150
		50	1,429	1,239	0,190
		60	1,641	1,460	0,181

f) Gegenüberstellung der Ergebnisse in Diagrammen

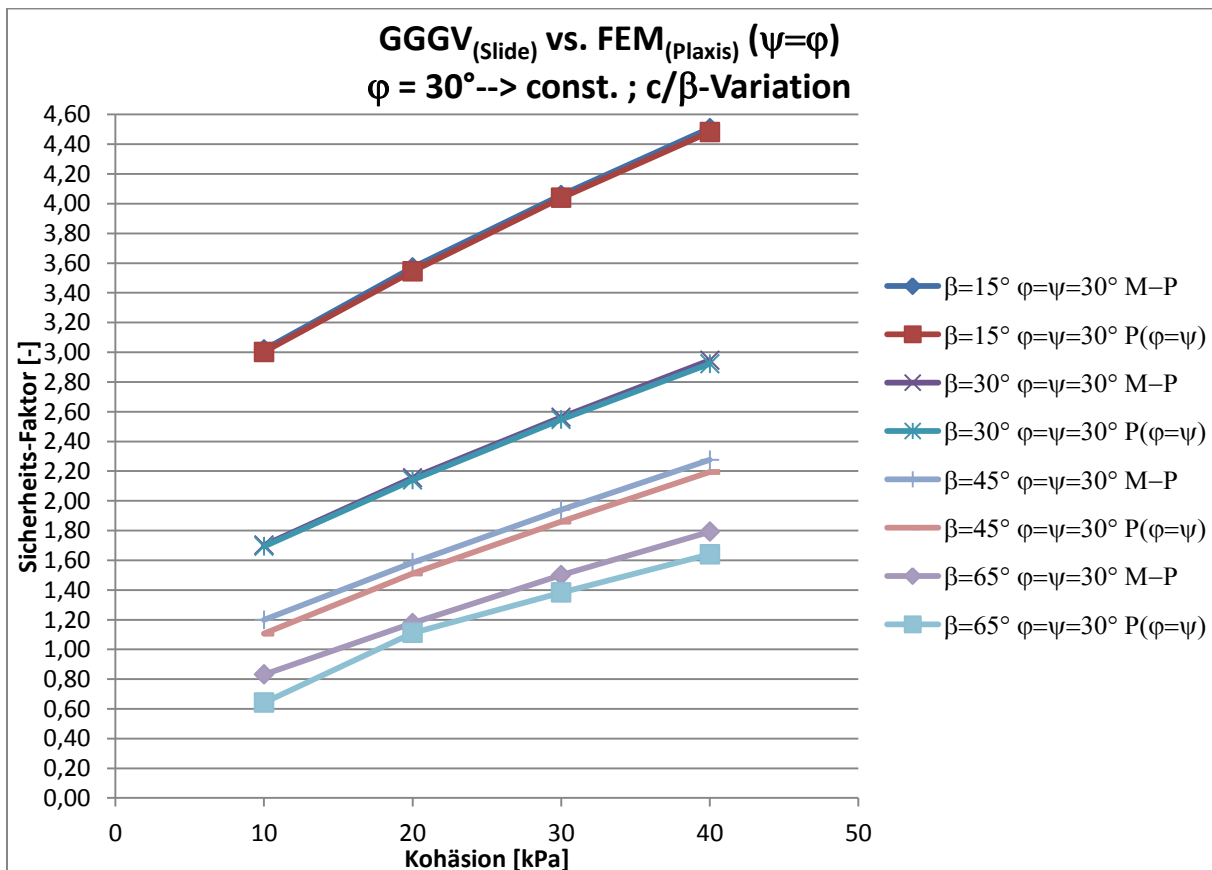
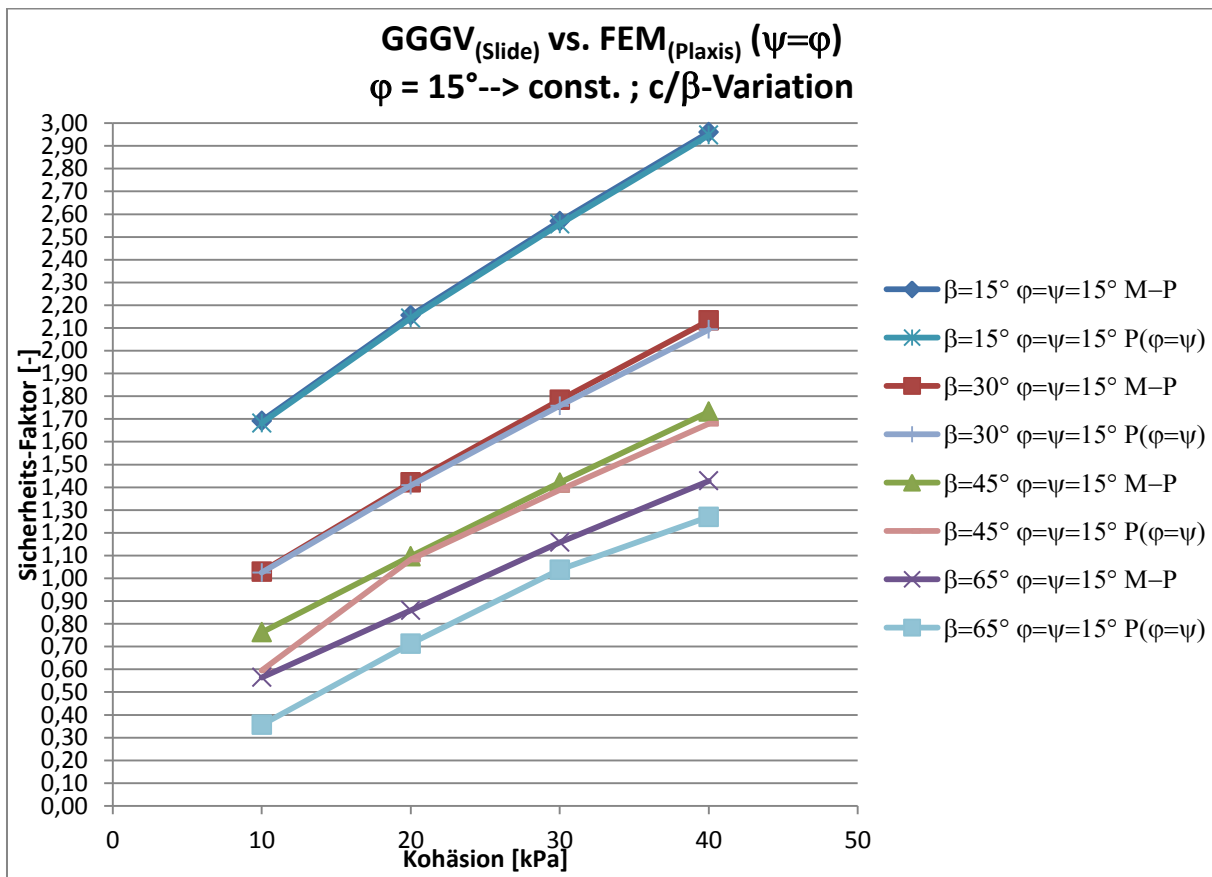
1.) Grenzgleichgewichtsverfahren vs. assoziierte FE-Analyse vs. nicht assoziierte FE-Analyse

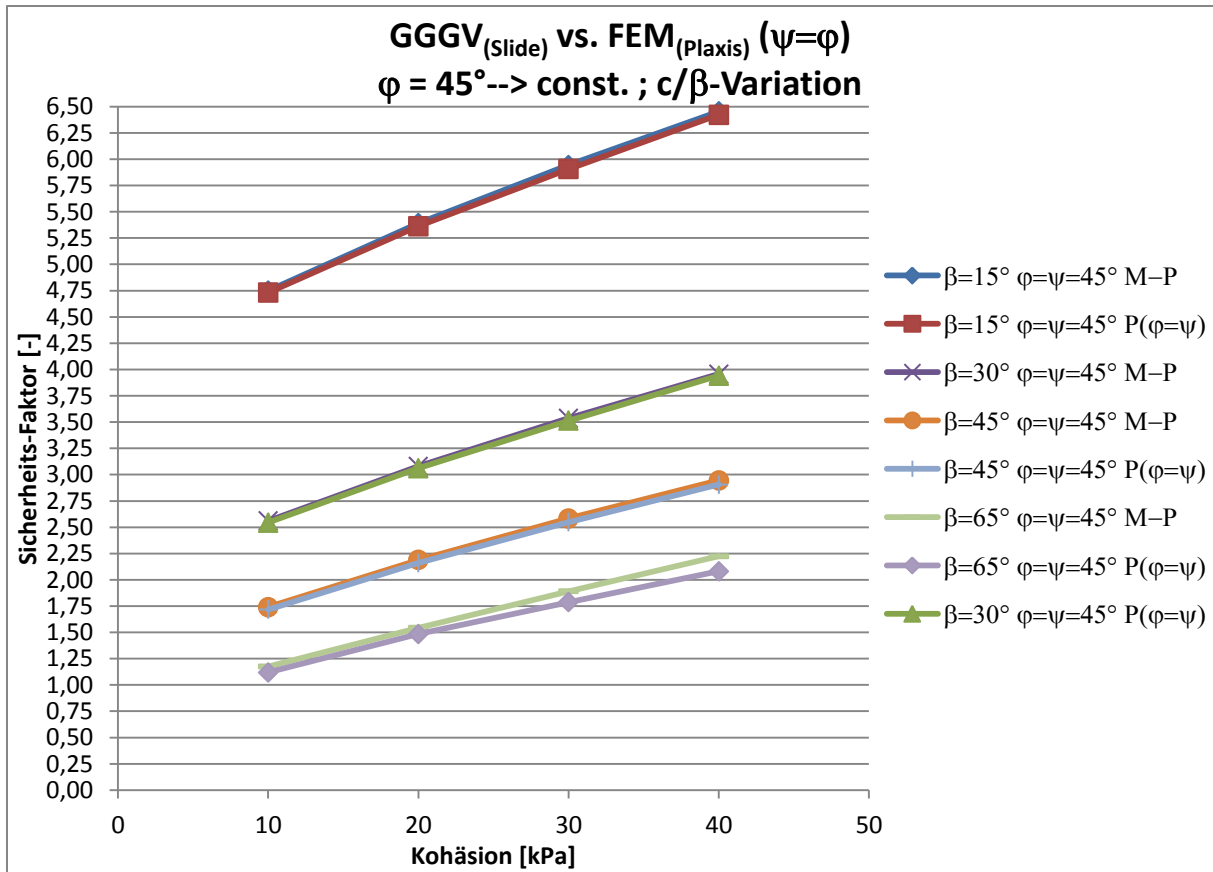




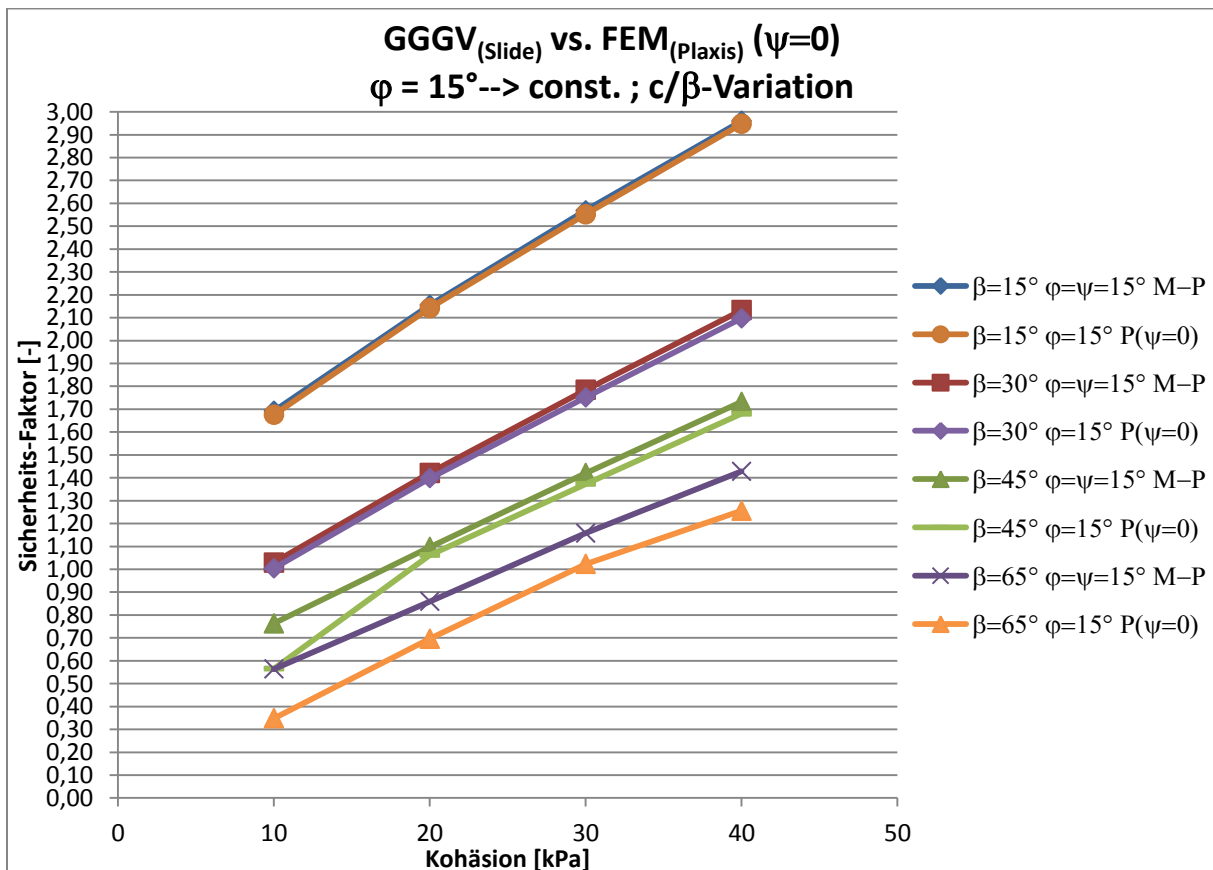


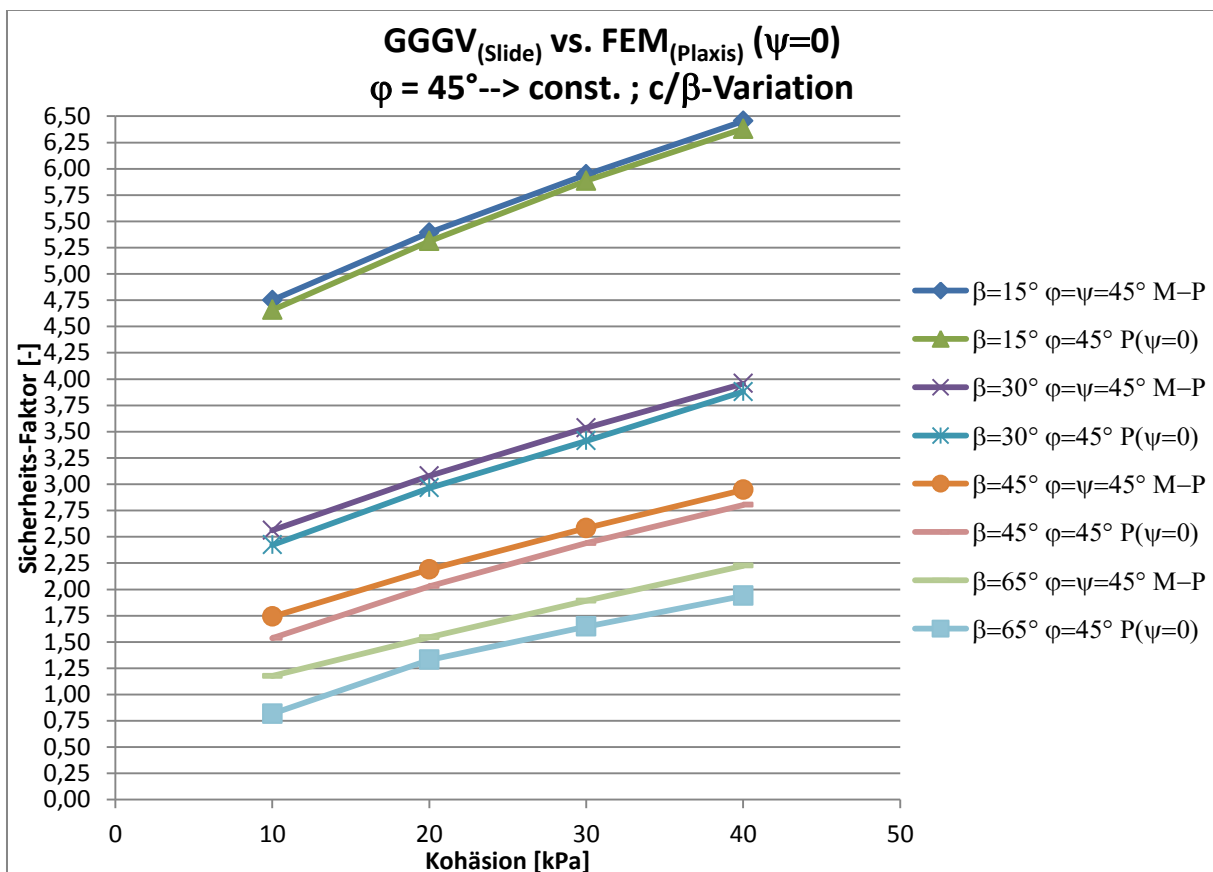
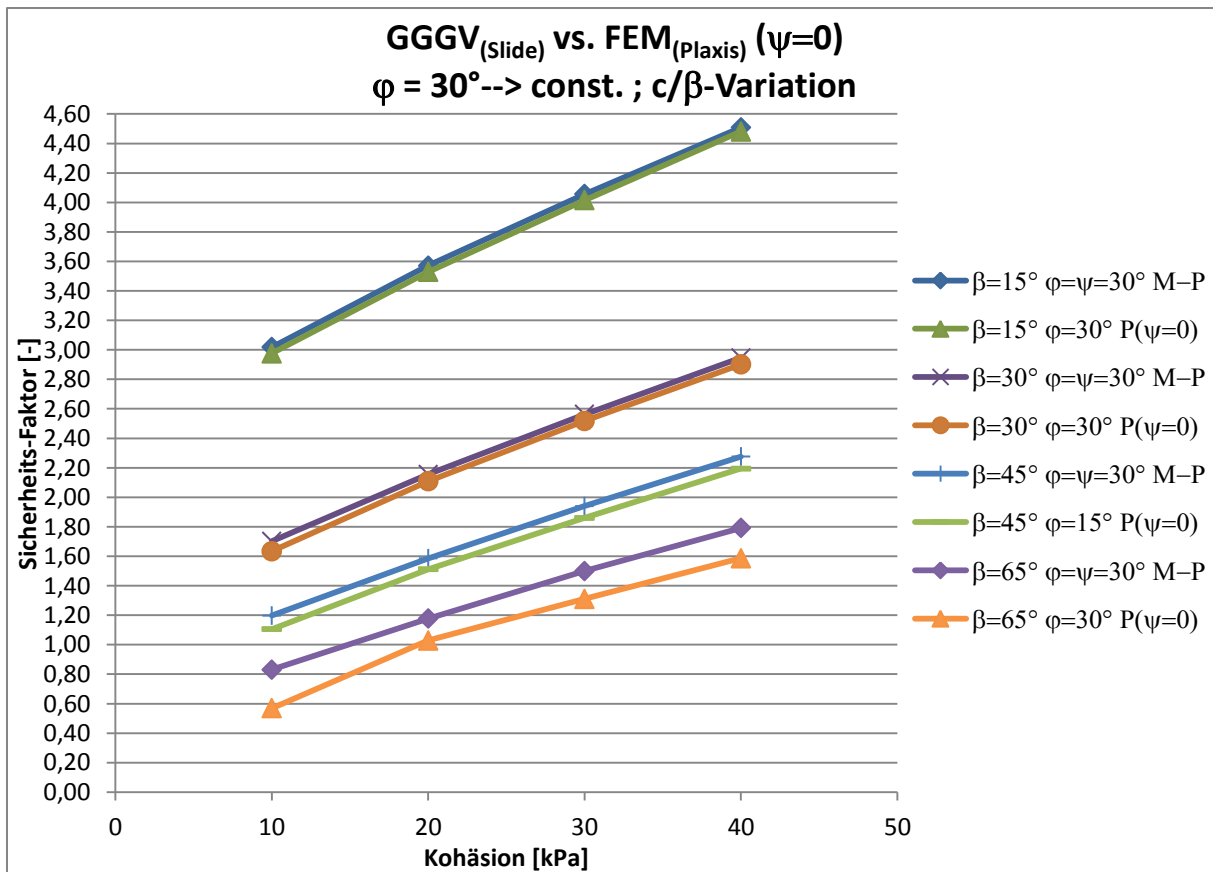
2.) Grenzgleichgewichtsverfahren vs. assoziierte FE-Analyse



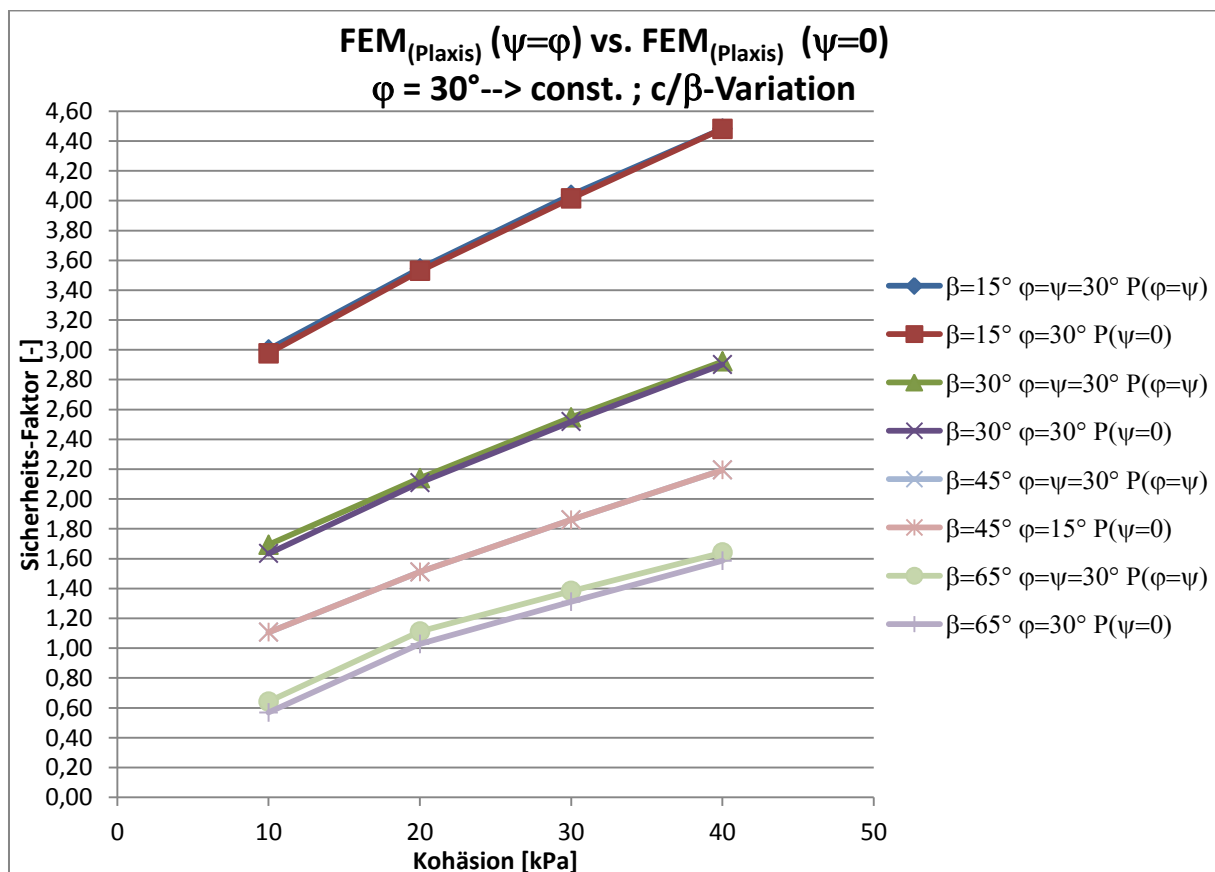
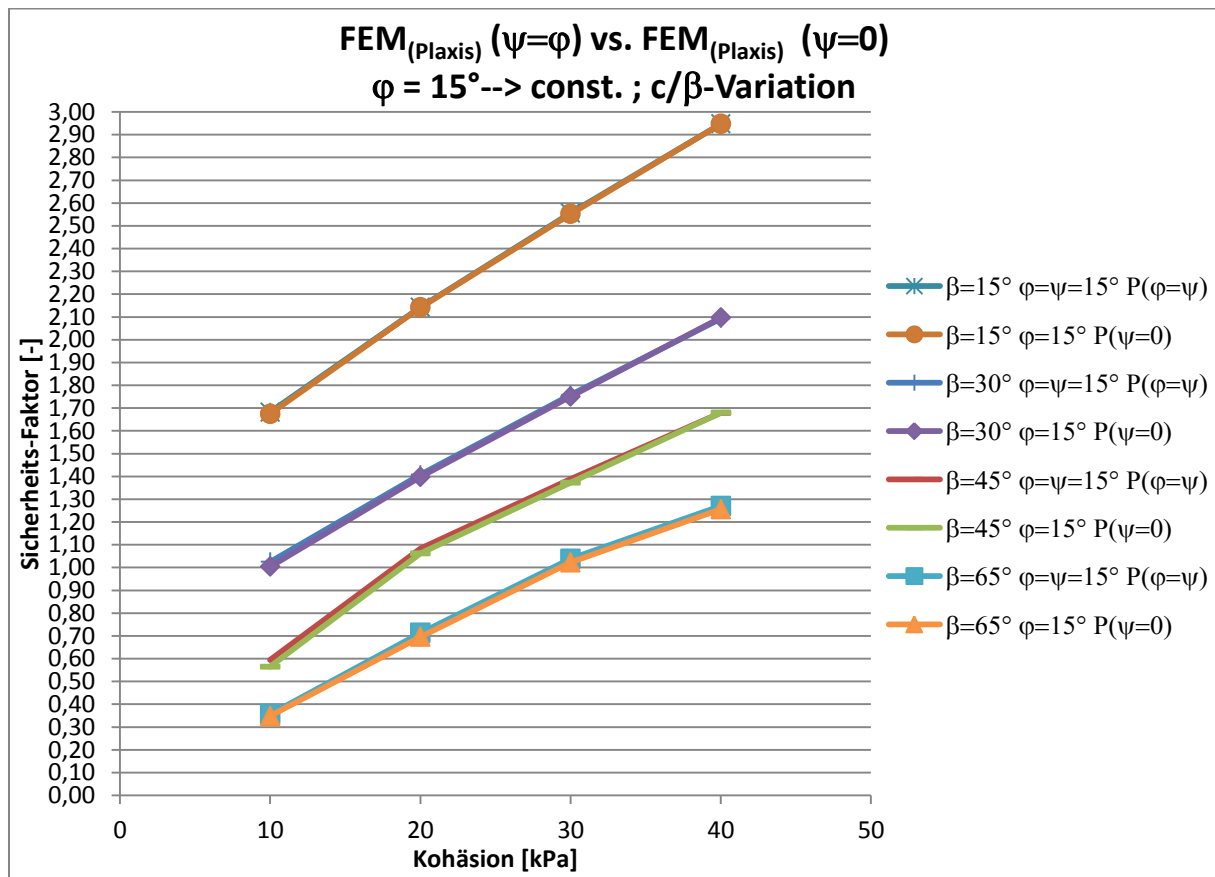


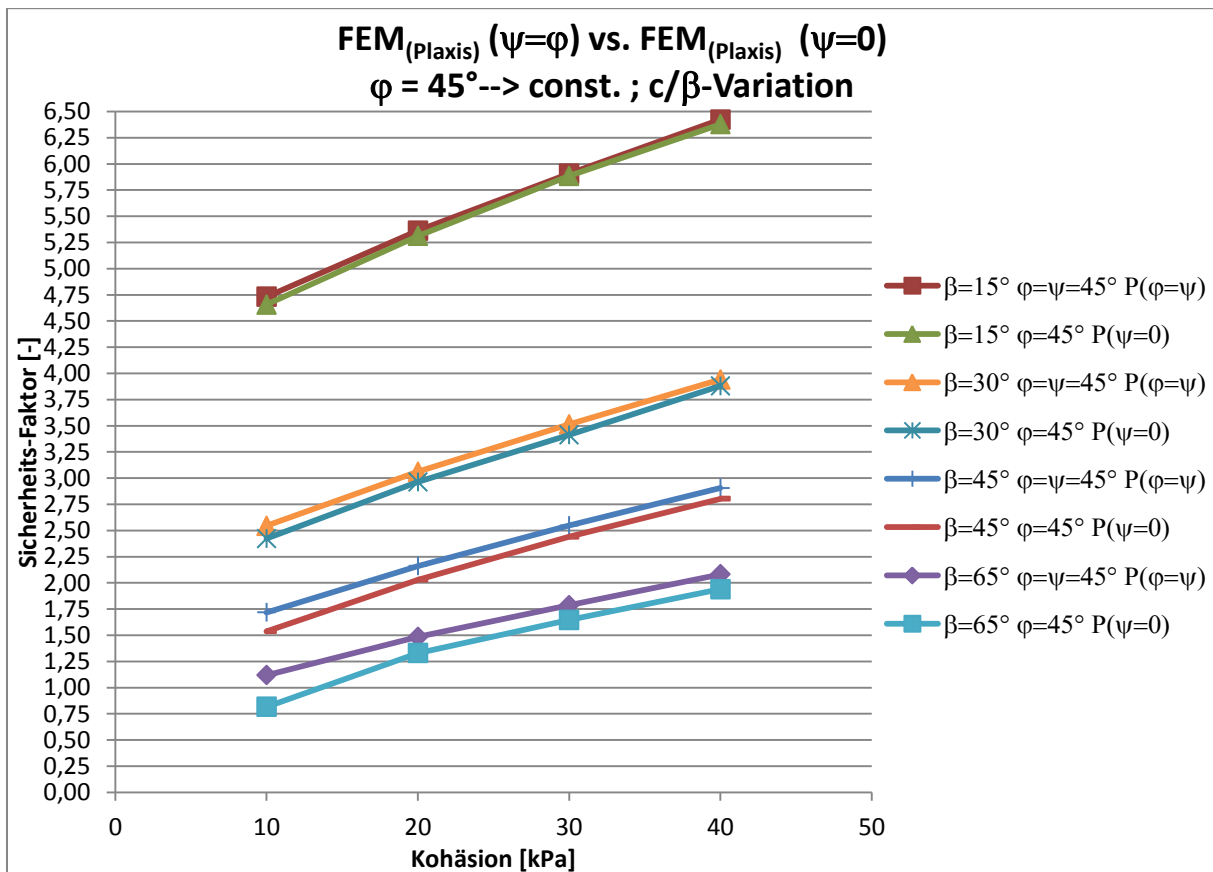
3.) Grenzgleichgewichtsverfahren vs. nicht assoziierte FE-Analyse





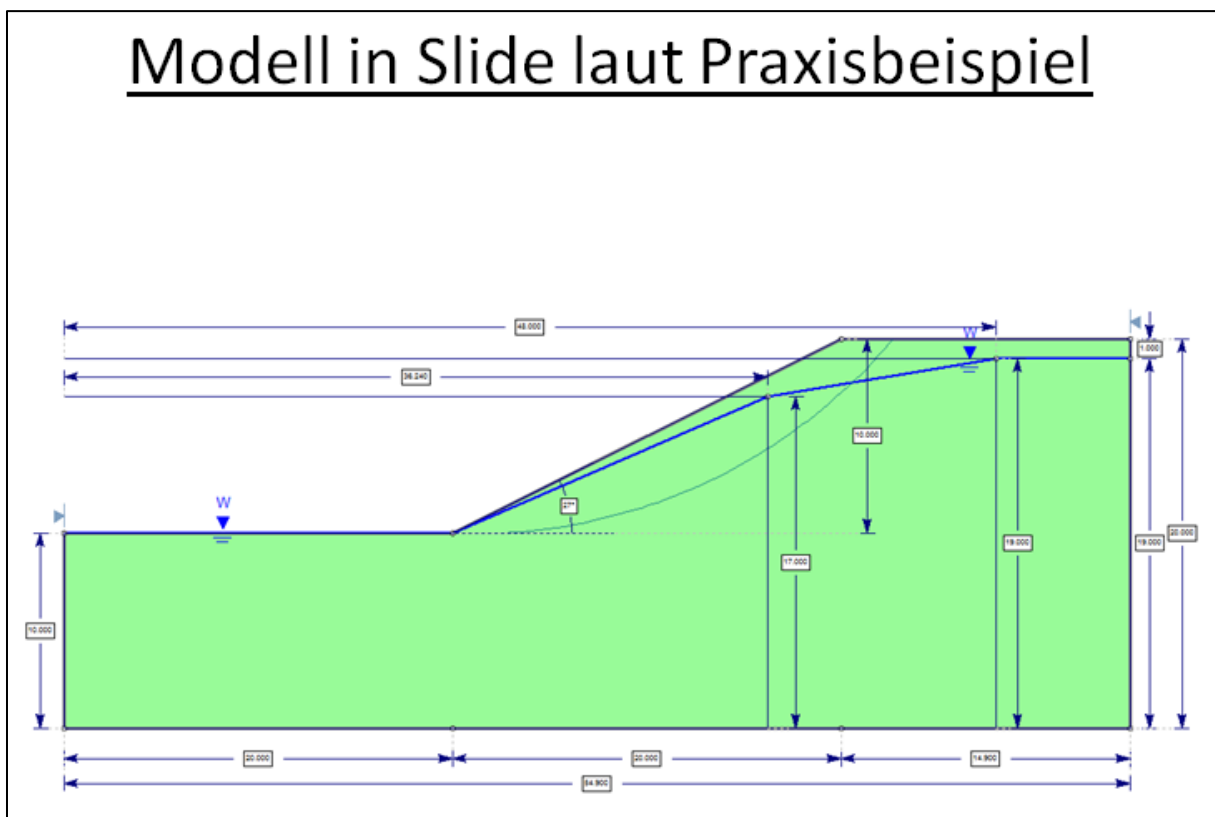
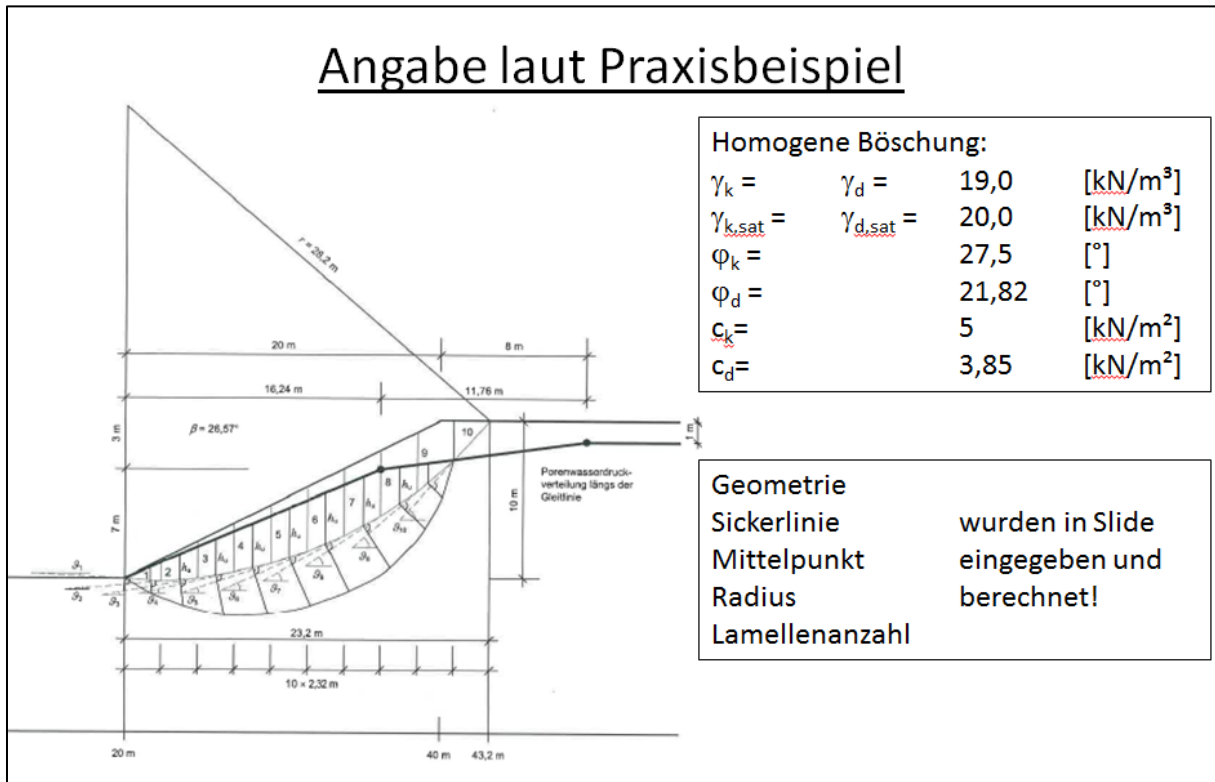
4.) Assoziierte FE-Analyse vs. nicht assoziierte FE-Analyse

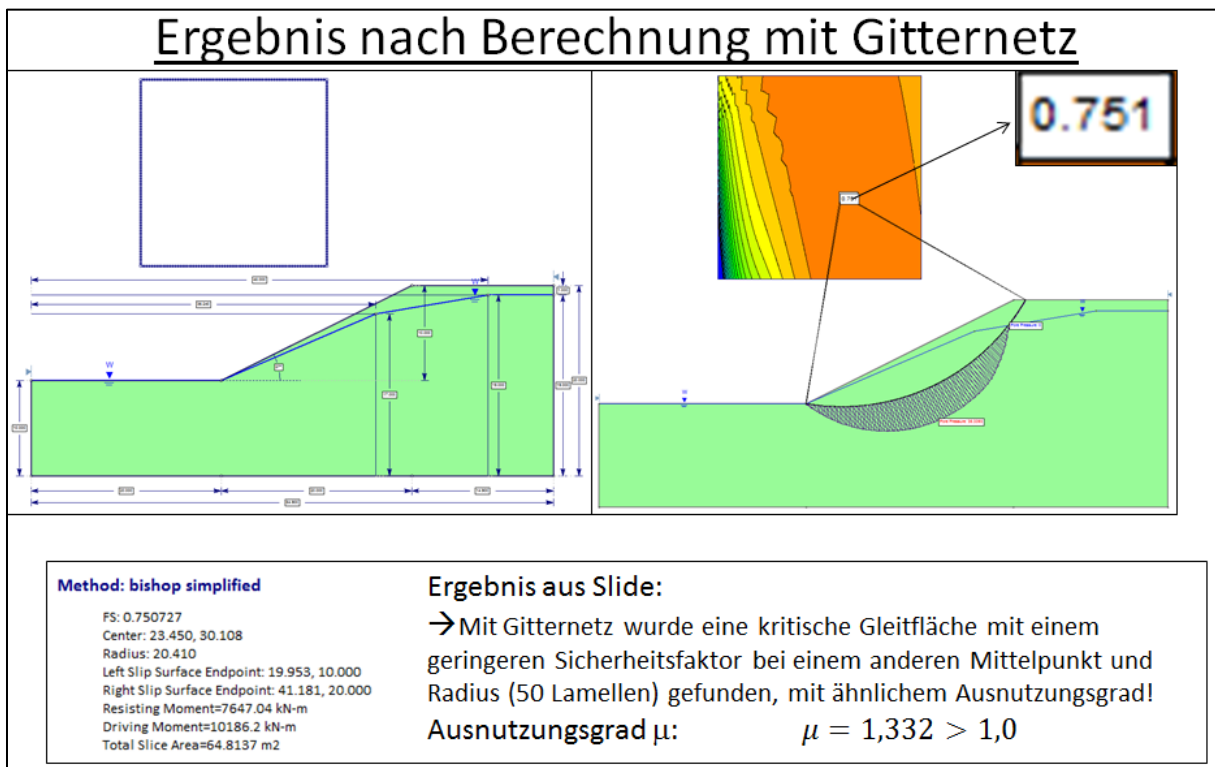
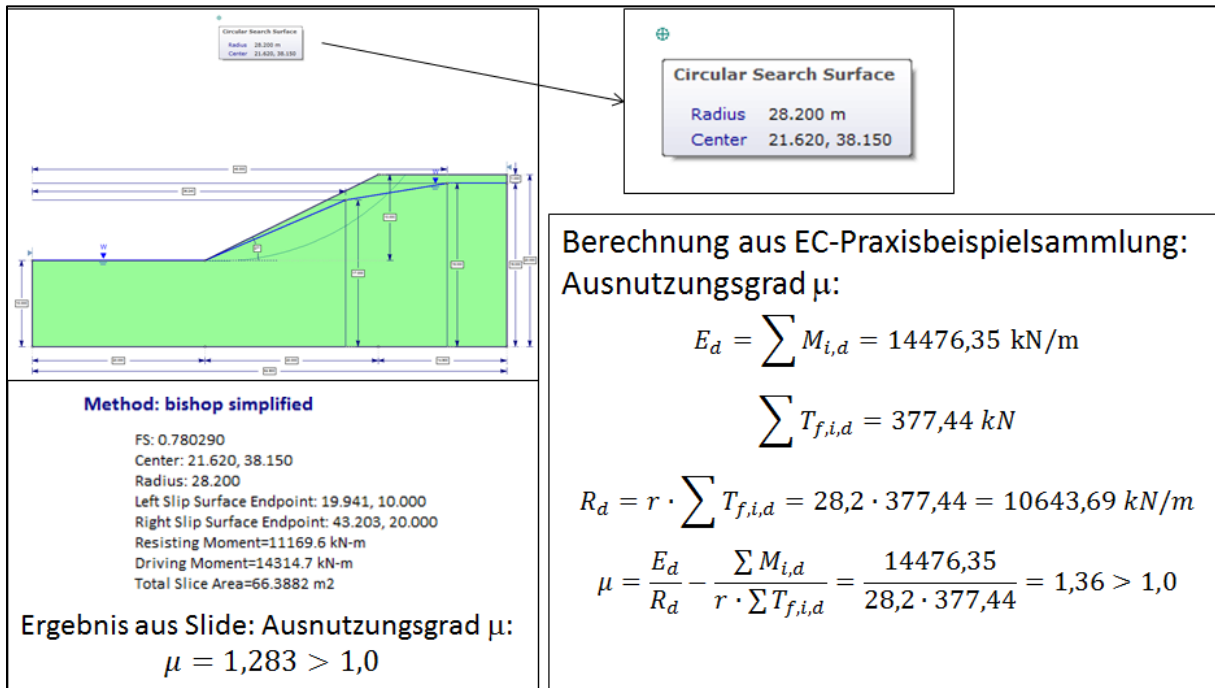




e) Praxisbeispiel aus Eurocode 1997-1-1

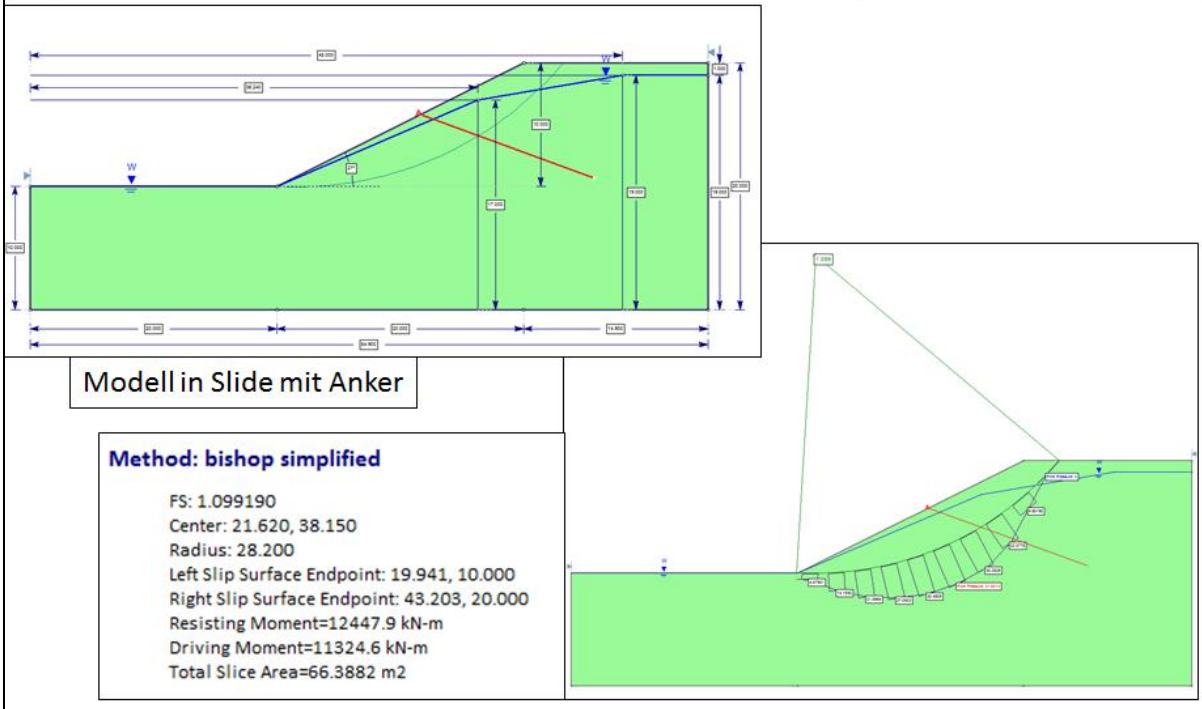
1.) Slide Modell und Ergebnis ohne Anker





2.) Slide Modell und Ergebnis mit Anker

Ergebnis mit Anker und identischem Mittelpunkt und Radius



Ergebnis Slide mit Anker und Gitternetz

