



DIPLOMARBEIT

Master Thesis

DER MASSSTABEFFEKT BEIM VERSAGENSMECHANISMUS „KIPPEN“ VON FELSBÖSCHUNGEN

THE SCALE EFFECT WITH THE FAILURE MECHANISM „TOPPLING“ OF ROCK SLOPES

Ausgeführt zur Erlangung des akademischen Grades
eines Diplom-Ingenieurs

unter der Leitung von

Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **Rainer POISEL**

Und als verantwortlichen mitwirkende Assistenten
Assistant Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **Alexander PREH**

am

Institut für Geotechnik FB Ingenieursgeologie

eingereicht an der Technischen Universität Wien
Fakultät für Bauingenieurwesen

von

Christoph Gögele

0526448

Hans-Sachs-Gasse 16/4
1180-Wien

Wien, am

*„Das Problem ist nicht das Problem. Das Problem ist deine Einstellung
zu dem Problem.“*

(Captain Jack Sparrow)

I Widmung und Danksagung

Diese Diplomarbeit ist meinen Eltern Christine und Franz Gögele gewidmet. Sie haben mir, mit viel Liebe und Geduld, das Interesse an unserer facettenreichen Welt und einen Sinn für das Gute beigebracht. Ihre Unterstützung und ihr vorbildhaftes Beispiel ist nicht ohne Wiederhall geblieben. Danke.

Gedankt sei auch meiner Freundin Jasmin die stets mit Ihrem menschlichen und sozialen Frohsinn an meiner Seite, mir Ansichten aufzeigt, die ansonsten in einer technischen Welt im Schatten der Vernunft verblassen würden.

An dieser Stelle möchte ich mich auch bei all jenen Personen bedanken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Herrn Prof. Rainer Poisel für die Betreuung meiner Arbeit und seinen fachlichen Rat. Sein Zugang zu Problemstellungen konnte mir stets Vorbild sein und ließ mich auch neben der Lehre in die praktische Welt des Ingenieurwesens blicken. Herrn Ass. Prof. Alexander Preh möchte ich ebenfalls einen großen Dank aussprechen. Er hatte in jeder Phase der Arbeit stets ein offenes Ohr für mich und führte mich mit Denkanstößen durch die Arbeit. Dem gesamten Team des FB für Ingenieurgeologie danke ich für das angenehme und familiäre Klima. Danke.

Obwohl nicht direkt mit dieser Arbeit betroffen, war auch Dipl. Ing. Kurt Mair am Tinkhof mit zahlreichen Ratschlägen, sei es auf technischer als auch auf freundschaftlicher Ebene, eine große Hilfe für mich. Herzlichen Dank.

Ein besonderer Dank gebührt auch Geom. Josef Nagler der mich immer großzügig und offenherzig unterstützt und bestärkt hat.

II Kurzfassung

Die Aufgabenstellung dieser Arbeit war die Untersuchung des Maßstabeffekts und der Einfluss des Rechenmodells auf den Standsicherheitsfaktor von geklüfteten Felsböschungen beim Versagensmechanismus „Kippen“ mittels des Base Friction Gerätes als physikalisches Modell und den Berechnungsverfahren nach J. A. Hudson & J. P. Harrison (1997), Goodman & Bray (1976) und der finite Differenzen Methode UDEC. In den physikalischen Modellversuchen mit der Base Friction Maschine wurden mittels eines kohäsiven Sand – Mehl – Öl Gemisches jene Kluff- und Böschungsgeometrien bestimmt, bei denen die Böschungen mit niedriger Höhe gerade noch stabil waren, bei gleichbleibenden Winkelgeometrien und größerer Böschungshöhe aber versagten. Dies bedeutet, dass es bei kohäsiven Materialien auch beim Versagensmechanismus Kippen einen Maßstabeffekt gibt. Eine weitere Versuchsserie wurde mit denselben Böschungsgeometrien, jedoch mit Blöcken aus St. Margarethner Kalksandstein zur Simulation von Böschungen in festem, geklüftetem Gebirge ohne Kluffkohäsion durchgeführt. Dabei wurden keine Unterschiede zwischen niedriger und größerer Böschungshöhe und daher auch kein Maßstabeffekt festgestellt. In den Grenzgleichgewichtsbetrachtungen nach Goodman & Bray (1976) wurden mittels des Programms RocTopple von Rocscience, bei veränderlicher Böschungshöhe die Eingangsparameter Kluffabstand und Kluffreibungswinkel bei einer Kluffkohäsion gleich Null variiert. Dabei konnte erst bei der Berücksichtigung einer Kohäsion von 100 kPa in den Klüften eine deutliche Zunahme des Standsicherheitsfaktors bei Verringern der Böschungshöhe und dadurch die Ausbildung eines Größeneffektes festgestellt werden. Aus den Grenzgleichgewichtsbetrachtung nach Goodman & Bray Ausgewählte geometrische Böschungskonstellationen wurden auch mit dem distinkten Elemente Code UDEC modelliert. Dabei ergab sich derselbe Maßstabeffekt. Allerdings spielte dabei der Ausrundungswert der Blockkanten eine ausschlaggebende Rolle. Ausrundungen der Blockkanten können ein sprunghaftes Abfallen des Sicherheitsfaktors um die Hälfte bewirken. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass beim physikalischen Modell (Base Friction Modell) als auch bei den rechnerischen Verfahren zur Standsicherheitsbeurteilung einer Felsböschung die Kohäsion in den Klüften einen Maßstabeffekt bewirkte. Der Bestimmung der Kohäsion in Klüften kommt daher bei Standsicherheitsuntersuchungen von kippenden Felsböschungen große Bedeutung zu. Die Untersuchungen haben darüber hinaus gezeigt, dass das Rechenmodell deutlichen Einfluss auf den damit ermittelten Standsicherheitsfaktor hat. Standsicherheitsnachweise von Felsböschungen, die möglicherweise kippen könnten, sollten daher nach mehreren Verfahren durchgeführt werden und der dabei ermittelte, geringste Standsicherheitsfaktor als maßgebend betrachtet werden.

III Abstract

The objective of this study is the investigation of the scale effect with the failure mechanism “toppling”. The scale effect has been investigated by means of a physical model using a base friction machine, the kinematic method from Hudson & Harrison (1997), the limit equilibrium approach by Goodman & Bray (1976) as well as the numerical program UDEC. The physical models were built up using a cohesive mixture of sand, flour and oil. The stability of the physical models have been analyzed for different slope heights and fixed values for the slope and dip angles. For these model tests a scale effect caused by the slope height could be observed. A second physical model series using blocks of St. Margarethen sandstone for simulating slopes built up by hard rock with joints completely cut through and therefore with no cohesion in contrast showed no influence of the slope height and therefore no scale effect. The analyses using the program RocToppo, which is based on the calculation approach introduced 1976 by Goodman and Bray, also showed the importance of the cohesion in the joints. A parameter study by means of the program RocToppo including the joint friction angle, the joint cohesion, the spacing and the dip of the joints revealed that a significant size effect can be observed only for a minimum joint cohesion of 100 kPa. Using the distinct element code UDEC, the same effect was observed. Furthermore the impact of corner rounding on the factor of safety for the failure mechanism “toppling” was investigated. The analyses showed that corner rounding can reduce the factor of safety by half. Summing up, it can be said that the results of the physical model tests as well as the investigations by computational methods revealed that the joint cohesion produces a scale effect. Thus the determination of the cohesion in joints is of great importance especially when the stability of toppling slopes is analyzed. The studies have also shown that the computational model has significant influence on the factor of safety. Stability analysis of rock slopes that could potentially topple should be performed by several methods. The smallest factor of safety determined should be regarded as decisive.

IV	Inhaltsverzeichnis	
I	WIDMUNG UND DANKSAGUNG	I
II	KURZFASSUNG	II
III	ABSTRACT	III
IV	INHALTSVERZEICHNIS	IV
1.	PROBLEMSTELLUNG	1
2.	METHODE NACH J. A. HUDSON & J. P. HARRISON (1997)	2
3.	MECHANISCH – KINEMATISCHE GRUNDLAGEN DES KIPPENS	5
3.1.	KIPPEN EINES EINZELNEN BLOCKES AUF SCHIEFER EBENE (POISEL, MAIR AM TINKHOF, PREH 2013)	5
3.2.	KIPPEN ZWEIER BLÖCKE AUF SCHIEFER EBENE (POISEL, MAIR AM TINKHOF, PREH 2013)	6
4.	MODELLVERSUCHE MITTELS BASE FRICTION MASCHINE	8
4.1.	FUNKTIONSPRINZIP BASE FRICTION MASCHINE	8
4.2.	MODELLMATERIAL	9
4.3.	VERSUCHSANORDNUNG UND DURCHFÜHRUNG	10
4.4.	INTERPRETATION UND VERGLEICHE DER BASE FRICTION VERSUCHE	15
5.	ANALYTISCHE BERECHNUNG MITTELS GOODMAN & BRAY	20
5.1.	GRUNDZÜGE DES PROGRAMMS RocToppLe VON RocSciencE©, BASIEREND AUF DER BERECHNUNGSMETHODE NACH GOODMAN & BRAY (1976)	20
5.2.	UNTERSUCHUNG DES MAßSTABEFFEKTS MITTELS DES PROGRAMMS RocToppLe	24
5.3.	INTERPRETATION UND ERGEBNISSE	32
6.	BERECHNUNGEN MITTELS DES PROGRAMMS UDEC™ 5.0	35
6.1.	ALLGEMEINES (NACH EDELTRAUD RABL-HOFBAUER 2013)	35
6.2.	ROUNDING EFFEKT	40
6.3.	BLOCKMODELLIERUNG MITTELS UDEC	43
6.4.	BERECHNUNGSERGEBNISSE DER UDEC MODELLIERUNGEN	48
7.	VERGLEICH DER BERECHNUNGSVERFAHREN	51
8.	ZUSAMMENFASSUNG	55
9.	VERZEICHNISSE	58
9.1.	ABBILDUNGSVERZEICHNIS	58
9.2.	TABELLENVERZEICHNIS	60
	LITERATURANGABEN	61

1. Problemstellung

Die Aufgabenstellung dieser Arbeit war die Untersuchung von geklüfteten Felsböschungen, welche den Versagensmechanismus „Kippen“ aufweisen. Dieser Mechanismus tritt in Felsböschungen mit steil in den Hang einfallenden Trennflächen auf. Die dadurch gebildeten Kluffkörper kippen dabei wie Dominosteine oder Bücher im Regal aus dem Hang heraus (Abbildung 1.1).

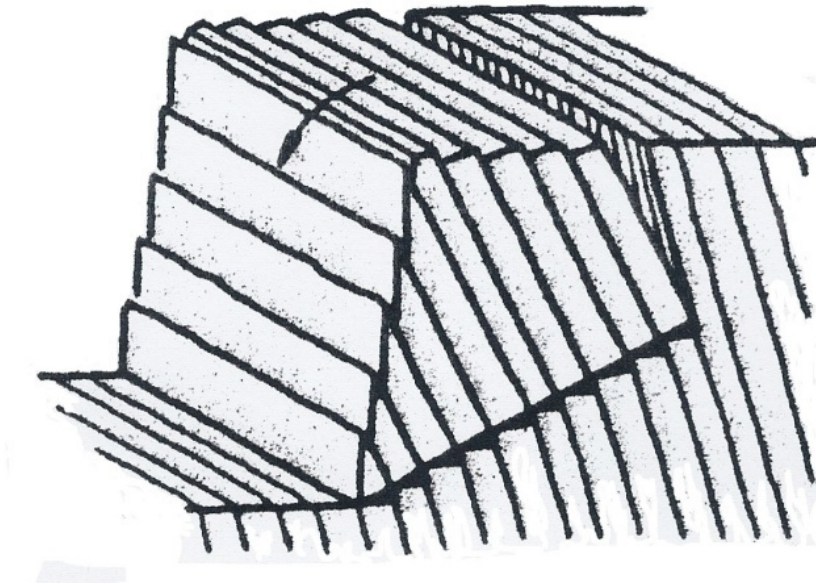


Abbildung 1.1: Versagensmechanismus Kippen bei tafelförmig angeordneten Felslamellen

Das Hauptaugenmerk lag auf einem eventuellen Maßstabeffekt zwischen hohen und niedrigen Böschungen, wie er z.B. beim Gleiten von Kluffkörpern aus Felsböschungen heraus zu beobachten ist, sowie auf stark unterschiedlichen Standsicherheitsfaktoren bei Verwendung verschiedener Rechenmodelle. Als Basis dienten Untersuchungen mittels

- der Base Friction Maschine (physikalisches Modell)
- der Methode nach Hudson & Harrison (1997)
- der Grenzgleichgewichtsbetrachtung nach Goodman & Bray (1976)
- des UDEC Codes der Itasca Consulting Group.

2. Methode nach J. A. Hudson & J. P. Harrison (1997)

Der konventionelle Standsicherheitsnachweis bei Felsböschungen mit tafelförmig geklüfteten, hangeinwärtsfallenden Felslamellen beruht ausschließlich auf der Untersuchung von Gleitmechanismen entlang der vorhandenen Klüfte. Eingangsparameter für diese „kinematische Verträglichkeit“ sind der:

- Böschungsfallwinkel ψ
- Kluffallwinkel α
- Kluffreibungswinkel φ

Dabei wird der Kluffreibungswinkel als Reibungskegel bzw. als Talobre-Kegel nach Talobre J. (1957) dargestellt. Dieser Kegel wird räumlich als Rotationskörper um die Normale auf eine Kluft, als die Richtung der Normalkraft gesehen. Diese Normalkraft wird im Versagensmechanismus „Kippen“ durch die Spannungsrichtung entlang der Böschungsoberfläche definiert (Abbildung 2.1).

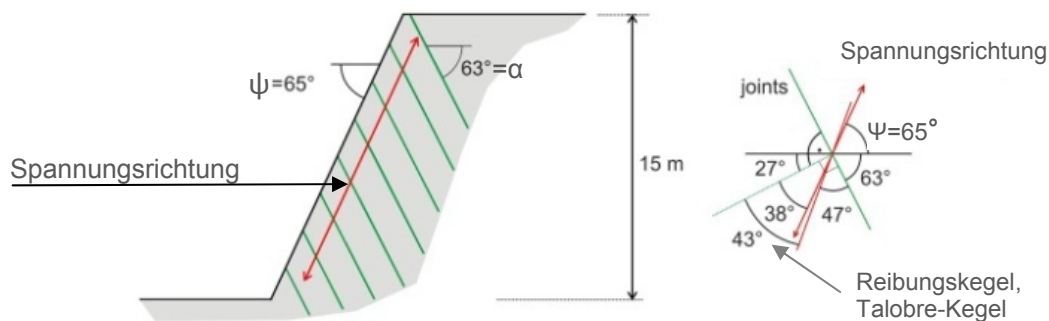


Abbildung 2.1: Definition Böschungsneigung ($\psi=65^\circ$), Kluffallwinkel ($\alpha=63^\circ$), Kluffreibungswinkel ($\varphi=38^\circ$)

Damit es zum Kippen und somit zum Gleiten in den Trennflächen kommt, muss folgende Bedingung erfüllt sein:

$$(90 - \alpha) + \varphi < \psi \quad \Rightarrow \quad (90 - \alpha) < \psi - \varphi$$

Die Beurteilung der Standsicherheit η einer Felsböschung mittels dieser kinematischen Betrachtung wird anhand der Regel von W. Fellenius (1927) durchgeführt:

$$S(\eta) = \frac{\tan\varphi_{\text{vorhanden}}}{\tan\varphi_{\text{erforderlich}}}$$

Dabei ist nach Abbildung 2.1, der vorhandene Klutfreibungswinkel $\varphi_{\text{vorhanden}} = 43^\circ$ und damit diese Böschung im Gleichgewicht verharnt, ein Reibungswinkel von $\varphi_{\text{erforderlich}} = 38^\circ$ erforderlich.

$$S(\eta) = \frac{\tan 43^\circ}{\tan 38^\circ} = 1,19$$

Es wird nun der Sicherheitsfaktor von zwei unterschiedlichen Felsböschungen berechnet. Eingangsparemeter für beide Böschungen sind eine Böschungsneigung ψ von 75° und ein Klutfreibungswinkel von 45° . Die Kluffallwinkel werden mit 60° bzw. 75° vorgegeben. Der Standsicherheitsfaktor berechnet sich somit zu:

$$S(\eta) = \frac{\tan \varphi}{\tan(\alpha - 90^\circ + \psi)} \Rightarrow \frac{\tan 45^\circ}{\tan(60^\circ - 90^\circ + 75^\circ)} = 1,00$$

$$S(\eta) = \frac{\tan \varphi}{\tan(\alpha - 90^\circ + \psi)} \Rightarrow \frac{\tan 45^\circ}{\tan(75^\circ - 90^\circ + 75^\circ)} = 0,58$$

Diese Parameter können auch, in der Lagenkugel dargestellt werden. Dabei kommt es zum Gleiten in den Trennflächen und damit zum Kippen der Klutfkörper wenn der Flächenpol der Trennflächen innerhalb der schraffierten Fläche liegt (Abbildung 2.2).

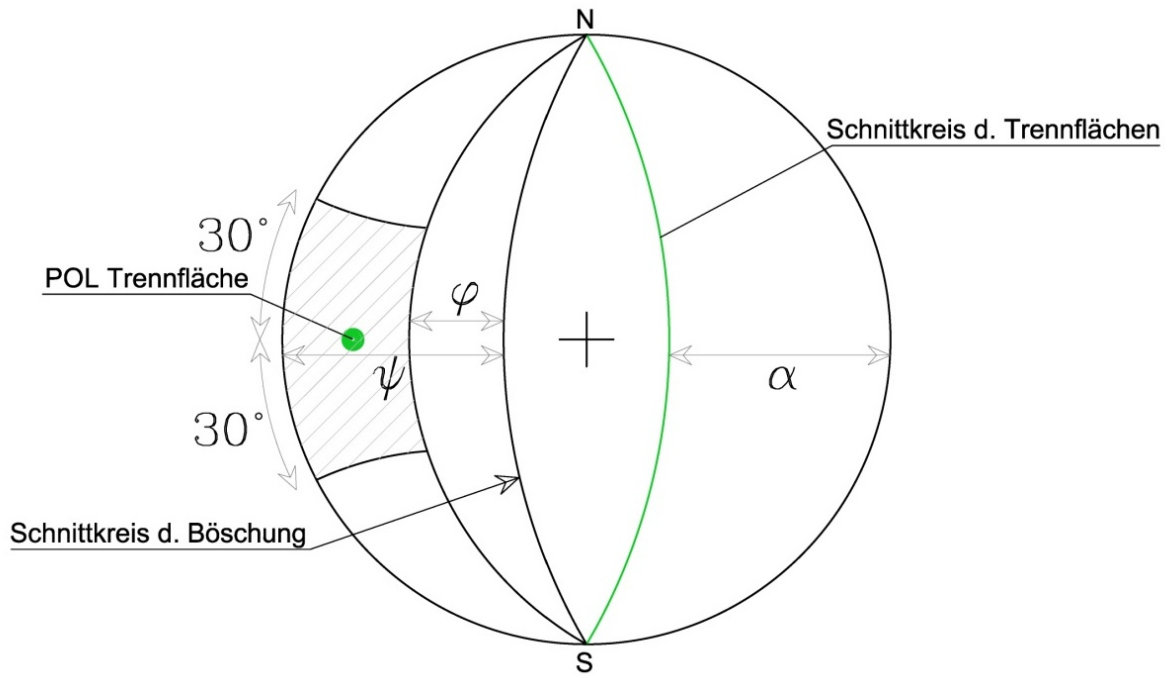


Abbildung 2.2: Lagenkugel zur grafischen Ermittlung ob Gleiten in der Kluft und dadurch Kippen auftritt

3. Mechanisch – kinematische Grundlagen des Kippens

3.1. Kippen eines einzelnen Blockes auf schiefer Ebene (Poisel, Mair am Tinkhof, Preh 2013)

Zum Kippen eines einzelnen Blockes auf einer geneigten Basis kommt es, wenn der Reibungswinkel zwischen Block und Aufstandsfläche größer als die Basisneigung ist. Dadurch wird ein Gleiten entlang der schiefen Ebene unterbunden. Verschiebt sich nun die lotrechte Schwerpunktlinie, aufgrund der Basisneigung, außerhalb der Aufstandskante, so kippt der einzelne Block (Abbildung 3.1). Die folgende Gleichung beschreibt den Zustand des Grenzgleichgewichtes:

$$M = 0 \rightarrow -G * \sin \alpha * \frac{h}{2} + G * \cos \alpha * \frac{b}{2} = 0 \rightarrow \alpha = \tan^{-1} \frac{b}{h} \quad (3.1)$$

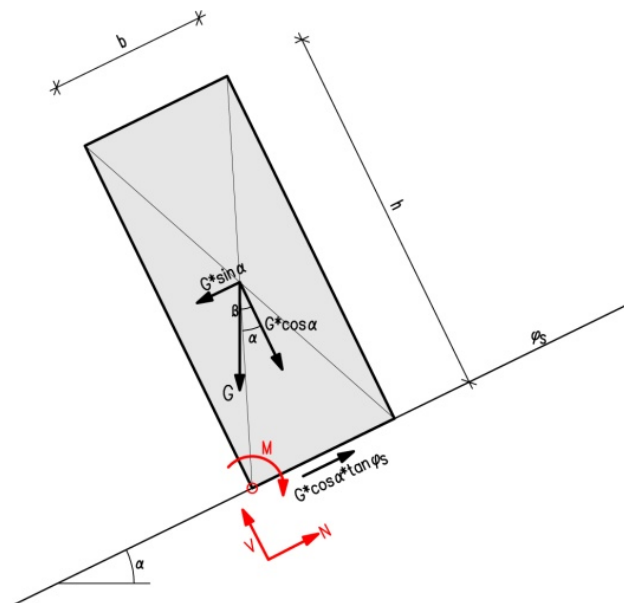


Abbildung 3.1: Wirkende Kräfte auf einen Block auf der schiefen Ebene

3.2. Kippen zweier Blöcke auf schiefer Ebene (Poisel, Mair am Tinkhof, Preh 2013)

Beim Kippen von zwei nebeneinander stehenden Blöcken auf einer schiefen Ebene ist der Klutfreibungswinkel an der Kontaktfläche zwischen den Blöcken ausschlaggebend und dadurch maßgebend zur Ermittlung eines Grenzgleichgewichtes (Abbildung 3.2 und 3.3). Die unbekannte Größe h_P wird dabei, auf der sicheren Seite liegend, dem h gleichgestellt und stellt somit eine nicht genügende Beschreibung des Problems dar. Folgende Gleichungen beschreiben den Kippvorgang:

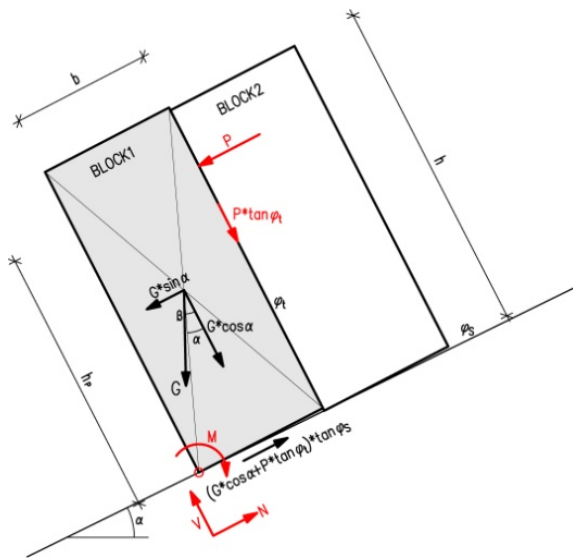


Abbildung 3.2: Kräfte am unteren Block

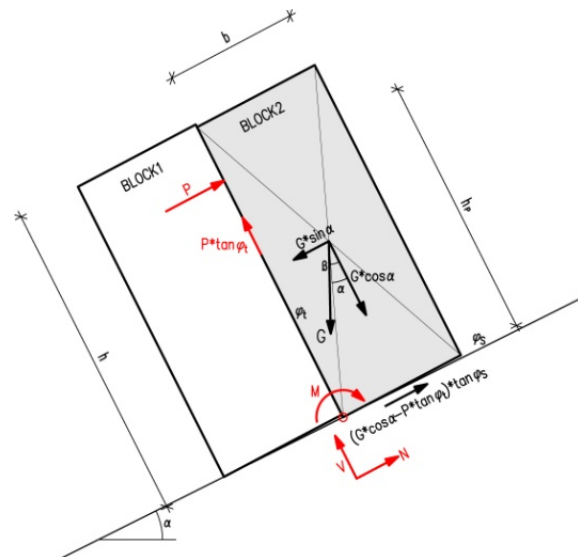


Abbildung 3.3: Kräfte am oberen Block

Kippen oberer Block:

$$M = 0 \rightarrow P * h_P - G * \sin \alpha * \frac{h}{2} + G * \cos \alpha * \frac{b}{2} = 0 \rightarrow \alpha = \tan^{-1} \frac{b}{h} \quad (3.2)$$

Gleiten unterer Block:

$$N = 0 \rightarrow G * \sin \alpha + P - (G * \cos \alpha + P * \tan \varphi_t) * \tan \varphi_S = 0 \quad (3.3)$$

Kippen unterer Block:

$$M = 0 \rightarrow -P * h_p + P * \tan \varphi_t * b - G * \sin \alpha * \frac{h}{2} + G * \cos \alpha * \frac{b}{2} = 0 \quad (3.4)$$

Anhand dieses Formelapparates ergibt sich die Kippbedingung für zwei Einzelblöcke mit jedoch unbekanntem und dadurch abzuschätzendem Angriffspunkt h_p der Kraft P .

$$2 * P * h_p - P * \tan \varphi_t * b = 0 \rightarrow \varphi_t = \arctan\left(\frac{2h_p}{b}\right) \quad (3.5)$$

4. Modellversuche mittels Base Friction Maschine

4.1. Funktionsprinzip Base Friction Maschine

Das Base Friction Modell, erstmals eingeführt 1972 von M. Goodman, ermöglicht die Durchführung von felsmechanischen Modellversuchen. Dabei werden die durch Gravitation entstehenden vertikalen Körperkräfte bei dem Base Friction Konzept durch analog wirkende horizontale Reibungskräfte ersetzt. Dazu wird gedanklich eine dünne vertikale Scheibe einer in der Natur vorkommenden Gebirgsmasse herausgeschnitten, in die horizontale Ebene geklappt und in weiterer Folge ebenparallel belastet. Das Base Friction Modell basiert auf der horizontalen Flächenkraft, die durch einen Reibungsuntergrund auf den Modellkörper aufgebracht wird. Dazu wird ein endloses Reibungsband unter dem Versuchskörper horizontal verschoben und belastet den in vertikale Richtung nur durch Eigengewicht belasteten Versuchskörper durch Reibungskräfte, die aufgrund der Relativbewegung entstehen, horizontal. Diese Reibungskräfte simulieren die in der Natur wirkenden Gravitationskräfte. Der in Abbildung 4.1 dargestellte Grundriss zeigt die prinzipielle Skizze eines Base Friction Gerätes. Der Modellkörper liegt an einem starren Rahmen auf. Ist diese Auflagefläche geneigt und nicht Normal in Bezug auf die Vorschubrichtung, ergeben sich zwei mögliche Bewegungen des Modellkörpers: Gleiten entlang der geneigten Auflage und Kippen um den Fusspunkt. (A. Goricki, 1999).

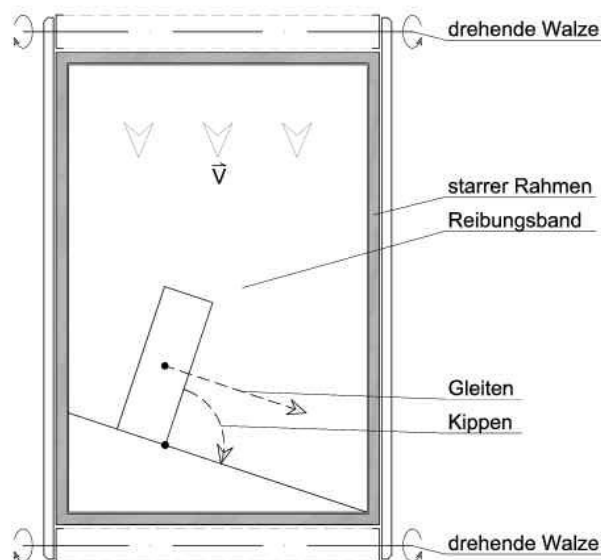


Abbildung 4.1: Grundriss der Base Friction Maschine

4.2. Modellmaterial

Im folgenden Versuch wurde mit zwei verschiedenen Materialien gearbeitet. Ein Gemisch bestand aus Sand, Mehl und Salatöl und wird im Weiteren mit Material I bezeichnet. Je nach prozentueller Zusammensetzung der drei Stoffteile bildet das Material rheologisch differente Gesteinstypen ab. Laut Goricki (1999) soll das verwendete Material folgenden Anforderungen entsprechen:

- Simulation der Eigenschaften natürlicher Gesteine
- Keine Änderung der Eigenschaften in Abhängigkeit der Zeit
- Einfache, nachvollziehbare Herstellung
- Steuerung der Materialeigenschaften durch Variation der Anteile der Gemischkomponenten

Daraufhin wurde ausgehend vom Zusammenspiel der drei Komponenten ein Gemisch hergestellt, das einen inneren Reibungswinkel φ von ca. 45° aufwies. Eine Kohäsion war vorhanden. Das Material setzte sich aus 42 Vol.-% Quarzsand (Siebkorn 0,06 - 2,0mm), 47 Vol.-% Weizenmehl (Typ W700) und 11 Vol.-% handelsübliches Sonnenblumenöl zusammen. Kennwerte des Modellmaterials, wie Verdichtbarkeit, E-Modul, Poissonzahl oder genaue Angaben über die Kohäsion wurden nicht ermittelt.

Das Pendant zur Sand-Mehl-Öl Mischung stellte Material II, starre Blöcke aus St. Margarethner Kalksandstein, dar. Die 25 mm starken Gesteinsplatten wurden auf die jeweilig geforderten Geometrien der zu erstellenden Hänge mit der Steinsäge zurechtgeschnitten. Die Reibungswinkel der Trennflächen wurden mittels TILT-Test ermittelt und besitzen einen Wertebereich zwischen $\varphi = 36^\circ$ und 40° .

4.3. Versuchsanordnung und Durchführung

Es wurden zwei Versuchsanordnungen laut Abbildung 4.2 aufgebaut. Beim Versuch 1 als auch beim Versuch 2 wurde jeweils eine 25 cm und 50 cm hohe Modellböschung aufgebaut. Beim Versuch 1 wurde das Modellverhalten für vier unterschiedliche Fallwinkel der hangeinwärtsfallenden Trennflächen $\alpha = 90^\circ, 75^\circ, 60^\circ, 45^\circ$ mit einem jeweiligen Böschungswinkel von $\psi = 90^\circ, 75^\circ, 60^\circ$ und 45° untersucht. Die Schichtdicke der Modelle betrug ca. 25 mm, die Lamellenbreite 30 mm. Beim Versuch 2 wurde ein Einfallen der Trennflächen mit 75° und 60° berücksichtigt. Die Böschungswinkel beschränkten sich auf $\psi = 75^\circ$ und 60° . Die Lamellenbreite betrug ebenfalls 30 mm. Die Schichtdicke 25 mm.

Beim Versuch 1 wurden das Modell mit vorgenannten Modellgeometrien eingebaut. Mittels des stufenlos regelbaren, elektrischen Antriebes des endlosen Reibungsbandes wurde das Modell durch kurzes Anlaufen und erneutes Stoppen konsolidiert. Anschließend wurden die hangeinwärtsfallenden, parallelen Felsslamellen mit einem Schneidmesser in einem Abstand von 30 mm hergestellt. Die Maschine wurde gestartet und das Reibungsband auf ca. 0,7 m/min beschleunigt. Die bis an die Aufstandsfläche führenden Felsslamellen hatten somit die Möglichkeit durch den Kippvorgang den Basisbruchwinkel β („overall baseinclination“) selbst auszubilden.

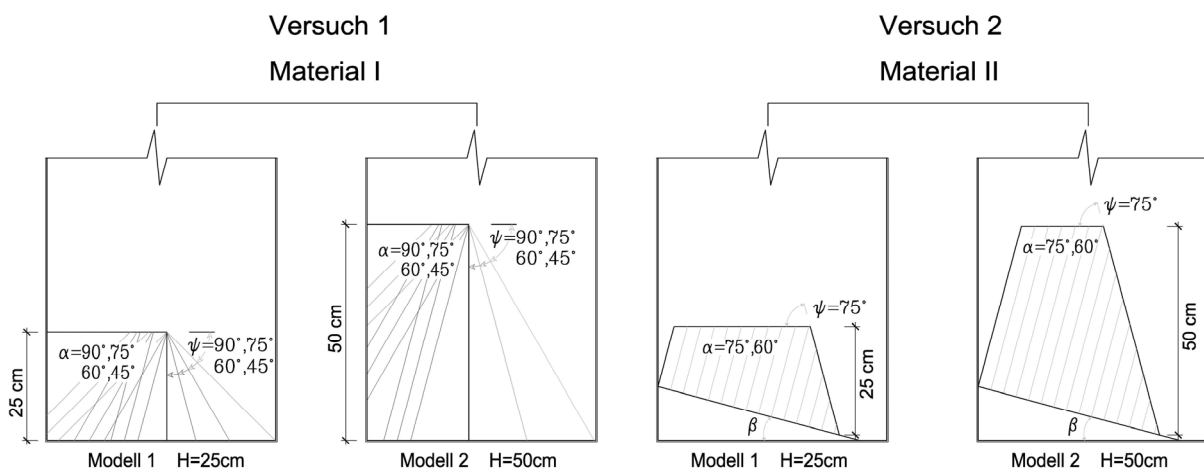


Abbildung 4.2: Schemata des Versuchsaufbaues

Beim Versuch 2 wurden die vorgenannten Modellgeometrien anhand des zurechtgeschnittenen Material II eingebaut. Die Breite der Base Friction Maschine war mit 70cm beschränkt. Deshalb wurden die Böschungen nicht mit voller Tiefe der Böschungskrone ausgebildet. Die Aufstandsfläche bzw. Böschungsbasis wurde nun aus selbigem Material zurechtgeschnitten. Die Neigung β , normal zur Vorschubsrichtung des Reibungsbandes wurde mit 15° und 30° festgelegt. Diese vordefinierten Basisbruchwinkel wurden aus dem gezeigten Verhalten der Böschungsmodelle aus Versuch 1 nachgestellt. Sie stimmten gut mit dem Bildungsgesetz $\psi + \beta = 90^\circ$ überein. Eine getreppte Basis war herstellungstechnisch nicht möglich. Nach jeweiligem Einbau der Modelle wurde das Reibungsband wiederum auf obgenannte Geschwindigkeit beschleunigt.

Die Dokumentation der Versagensabläufe wurde mittels einer über dem Versuchstisch installierten, digitalen Fotokamera durchgeführt. Die Fotoserien wurden mit einer Bildrate von ungefähr 1/sec aufgenommen.

Bei der Versuchsanordnung 1 war der Aufbau von insgesamt 36 Modellböschungen erforderlich, um herauszufinden in welcher $\alpha - \psi$ Konstellation überhaupt Versagen eintritt. Aus den hergestellten Modellböschungen konnten sechs Böschungsgeometrien herausgenommen werden bei denen, zumindest im hohen Modell, eindeutiges Versagen festzustellen war (Abbildung 4.3). Bei den gezeigten Fotoserien wurden jeweils die Ausgangslage, die Verschiebungen nach halber Versagenszeit und die Endlage des kollabierten Modells abgebildet.

Für den Versuch 2 wurden, wie in Abbildung 4.4 ersichtlich, vier Modellböschungen hergestellt. Es wurde eine $\psi - \alpha$ Konstellation von $75^\circ-75^\circ$ und $75^\circ-60^\circ$ herausgegriffen. Die ausgewählten Kluft- und Böschungswinkel sind dieselben wie beim Versuch 1 aus Abbildung 4.3, Nr. 1.5 und 1.6. Diese zeigten im Versuch 1 einen eindeutigen Maßstabseffekt.

Beim Versuch 2 (Abbildung 4.4) wurde den Böschungsmodellen bzw. der letzten und somit höchsten Lamelle als Randbedingung kein Raum für eine eventuelle Translation nach oben gelassen. Dadurch konnte sich eine Dilatanz nur in Richtung

des Böschungsfußes ausbilden. Aufgrund dessen wurde der Versuch 2 um weitere vier Versagensabläufe, wie in Abbildung 4.5 ersichtlich, erweitert. Dieselben Böschungsgeometrien wurden mit einer Freistrecke auf der Basisbruchfläche, hinter der letzten und somit höchsten Felslamelle, eingebaut. Es wurde dem System neben einer rotatorischen auch eine translatorische Bewegung in Richtung des Böschungsfußes aber auch in Richtung der gebildeten Freistrecke ermöglicht.

Nr.	Böschungsgeom.		Base Friction Analysis - Versuch 1, Material I									
	ψ	α	Mat.	niedere Böschung (H=25cm)			β	Mat.	Hohe Böschung (H=50cm)			β
1.1	90	90	I				--	I				22°
1.2	90	75	I				35°	I				35°
1.3	90	60	I				51°	I				47°
1.4	90	45	I				--	I				66°
1.5	75	75	I				28°	I				35°
1.6	75	60	I				41°	I				47°

Abbildung 4.3: Ausgewählte ψ - α Konstellationen mit Versagensablauf aus Versuch I.

Versuch Nr.	Böschungsgeom.			Base Friction Analysis - Versuch 2, Material II						
	ψ	α	β	Mat.	Niedere Böschung (H=25cm)			Mat.	Hohe Böschung (H=50cm)	
2.1	75°	75°	15°	II	$\varphi=40^\circ$		II	$\varphi=40^\circ$		
2.2	75°	60°	30°	II	$\varphi=40^\circ$		II	$\varphi=40^\circ$		

Abbildung 4.4: Ausgewählte ψ - α Stellung mit Versagensablauf aus Versuch 2. Ohne Translationsmöglichkeit und somit ohne Dilatanz der letzten Lamelle.

Versuch Nr.	Böschungsgeom.			Base Friction Analysis - Versuch 2, Material II, mit Dilatanzmöglichkeit						
	ψ	α	β	Mat.	Niedere Böschung (H=25cm)			Mat.	Hohe Böschung (H=50cm)	
2.3	75°	75°	15°	II	$\varphi=40^\circ$		II	$\varphi=40^\circ$		
2.4	75°	60°	30°	II	$\varphi=40^\circ$		II	$\varphi=40^\circ$		

Abbildung 4.5: Versagensablauf aus Versuch 2 mit Freistrecke hinter der höchsten Felslamelle

4.4. Interpretation und Vergleiche der Base Friction Versuche

Beim Versuch 1.5 und 1.6 in Abbildung 4.3 kann man einen Maßstabseffekt erkennen. Während sich die jeweilig niedrigere Modellböschung sehr nahe am Grenzgleichgewicht befindet, tretet bei der hohen Böschung Versagen ein. Bei Versuch 1, Nr 1.1 wäre ebenfalls ein Maßstabseffekt auszumachen. Bei genauer Beobachtung fällt jedoch auf, dass bei der hohen Böschung der Fußpunkt nahe der Aufstandsfläche der Base Friction Maschine nachgibt. Durch die geringe Festigkeit des Materials und den langen, in Vorschubrichtung belasteten Lamellen ($\alpha, \psi = 90^\circ, 90^\circ$), kommt es zur Ausbildung einer Scherzone. Diese ist in weiterer Folge Auslöser des Kippvorganges. Das aufgetretene Phänomen wäre damit der Versagensart „Hart auf Weich“ nach R. Poisel & W. Eppensteiner (1988) zuzuordnen.

Weiters gibt der Versuch 1 Aufschluss über das Verhalten des Basisbruchwinkels β . Die Versuchsergebnisse zeigten, dass β kaum vom Böschungswinkel ψ sondern größtenteils vom Fallwinkel der Trennflächen, wie in Abbildung 4.6 ersichtlich, abhängig ist. So könnte man aufgrund des Versuch 1 durchaus vermuten, dass zumindest bei diesen Modellböschungen der Basisbruchwinkel β bei Böschungsneigungen von $\psi = 90^\circ$ mit $110 - \alpha = \beta$ und bei einem $\psi = 75^\circ$ mit $100 - \alpha = \beta$ gebildet wird.

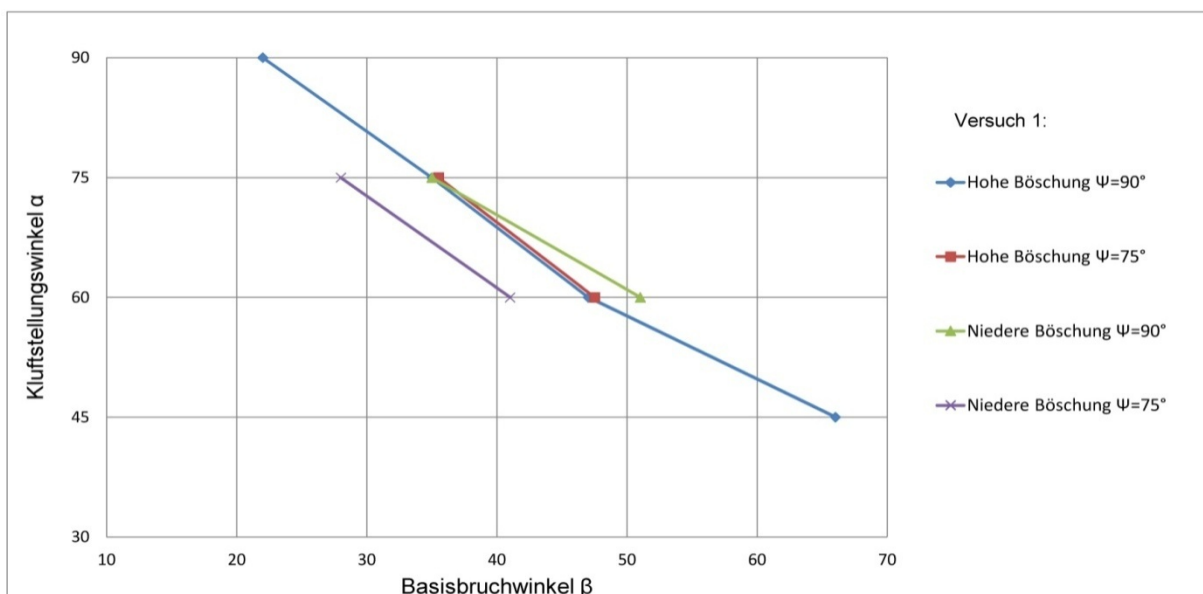


Abbildung 4.6: Abhängigkeit Basisbruchwinkel β zu Kluftstellungswinkel α verschiedener Böschungsneigungen ψ

Ferner wurde festgestellt, dass die Modellhöhe keinen Einfluss auf den Basisbruchwinkel hat. Die Basisbruchwinkel nehmen in der niederen Böschungen sowie in der hohen Böschung die nahezu selben Werte an (Abbildung 4.3).

In den Versuchen 2.1 und 2.2 in Abbildung 4.4 wird das klassische Kippen, wie von R. E. Goodman & J. W. Bray (1976) beschrieben, beobachtet. Durch eine anfängliche Relativverdrehung der einzelnen Felslamellen zueinander, wird eine Dilatanzstrecke δ von den kippenden Lamellen beansprucht (Abbildung 4.8). Alle Blöcke am Böschungsfuß, welche nicht den Kippbedingungen unterliegen, gleiten über die Basisbruchfläche nach unten (Abbildung 4.7). Die einzelnen Lamellen erfahren eine rotatorische ω sowie translatorische δ Bewegung. Dabei vereinte sich im Versuch eine undefinierte Anzahl an Lamellen zu einem Block und es stellt sich eine Gleichgewichtslage ein. Dieses Gleichgewicht ist erreicht, sobald sich die durch den Kippvorgang einwirkende Scherspannung in der Fuge den Wert des Reibungswiderstandes erreicht.

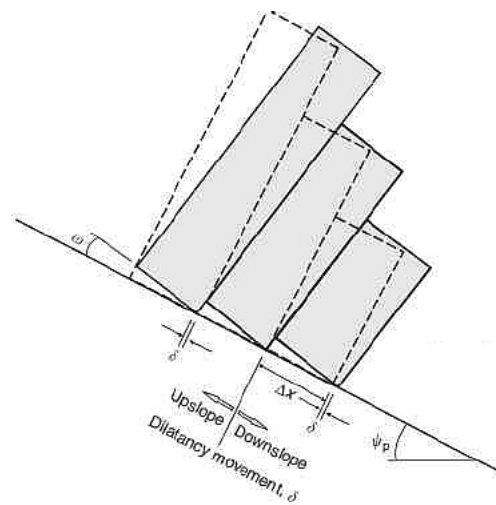
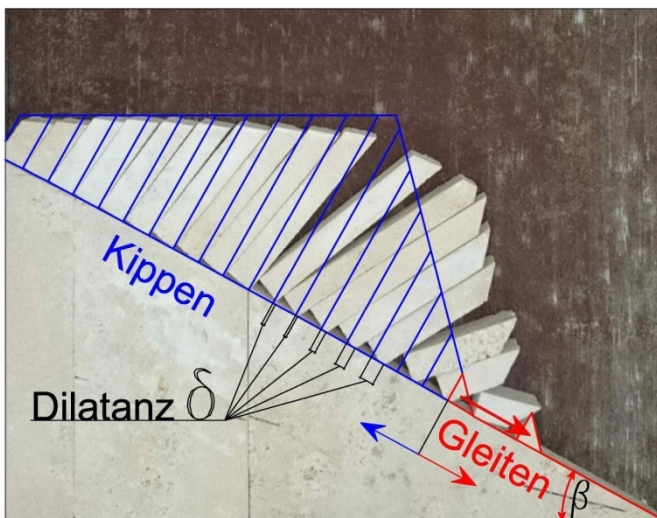


Abbildung 4.7: Dilatanzverhalten bei Versuch 2

Abbildung 4.8: Dilatanzverhalten (Zamback 1983)

Gleichzeitig ist zu beobachten dass zwischen zweier solcher Blöcke von kippenden Felslamellen, sich einzelne Lamellen verkeilen und während des Kippvorganges sogar eine Rückwärtsdrehung erfahren, bis die untere Ansammlung von Felslamellen weiter an der Basisbruchfläche abgleitet und somit wieder Platz für weitere

rotatorische und daraus resultierende translatorische Bewegung schafft. Daraus folgt, dass ohne eine mögliche Verschiebung der Fußpunktlamelle es zu keinem Kippen kommt. Im obersten Bereich der Basisbruchfläche verdrehen sich die Felslamellen ausschließlich im Uhrzeigersinn. Dabei ist zu beobachten, dass sich in den Versuchen 2.1 und 2.2 der Abbildung 4.4, die Verdrehung ω nach Abbildung 4.8 der niederen Böschungen, indirekt proportional zu den hohen Böschungen mit gleichen Winkelkonstellationen verhalten (Abbildung 4.9). Bis in welchen Wertebereich oberhalb eines Kluftstellungswinkel α von 75° bzw. unterhalb von $\alpha = 60^\circ$ dieser Trend fortsetzt, konnte mit vorliegender Versuchsauswertung nicht eruiert werden. Weiters erkennt man, dass im Gegensatz zur niederen Böschung, bei der hohen Böschung die Böschungskrone sich zwar um den Winkel ω neigt, sich dann jedoch als Gesamtblock wieder stabilisiert und einen Gleichgewichtszustand erreicht. Dies ist daraufhin zurückzuführen, dass zumindest die erste bis an die Böschungskrone reichende Felslamelle keine Möglichkeit hat auf der Basisbruchfläche zu gleiten da sich die Kante des Drehpunktes in der Basisbruchfläche verkeilt und das gesamte Felslamellenpaket mit seinem Gewicht darauf lastet.

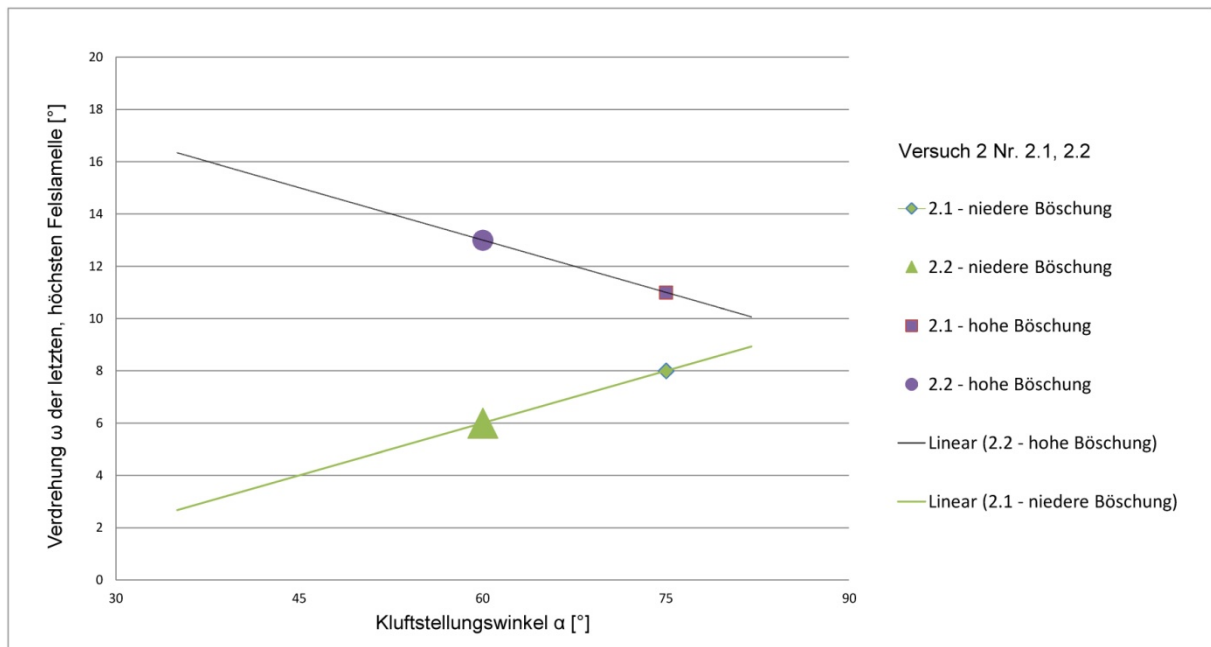


Abbildung 4.9: Verdrehung der höchsten Felslamelle ω in Abhängigkeit des Kluftstellungswinkels α

In den Versuchen 2.3 und Nr. 2.4 in Abbildung 4.5 wurde im Gegensatz zu Versuch 2.1 und Nr. 2.2, hinter der letzten und somit am höchsten angeordneten Felslamelle, nach oben hin über die Basisbruchfläche eine Freistrecke eingeräumt.

Dem System wurde somit die Möglichkeit gegeben, auch nach obenhin, sei es translatorisch als auch rotatorisch auszuweichen. Dabei wurde beobachtet, dass wenn der Basisbruchflächenwinkel β klein genug und die Lamellen lang sind, das System beim Kippen dies ausnützt und dadurch viel größere Verdrehungen zulässt. Siehe dazu Abbildung 4.5 Versuch 2.3, hohe Böschung. Bei derselben Modellböschung ist mit der Verdrehung ω von 26° das labile System noch nicht zur Ruhe gekommen. Ursache hierfür war wiederum die Beschränkung aufgrund der Größe der Maschine bzw. des Einbaurahmens. Durch Beobachtung des Kippvorganges bei der niederen Böschung fällt auf, dass die Modellböschungen die Freistrecke nicht in Anspruch nehmen. Aufgrund des geringen Eigengewichts der Felslamellen reicht die Reibungskraft des endlosen Reibungsbandes nicht um denselben Verlauf wie bei der hohen Böschung beobachten zu können.

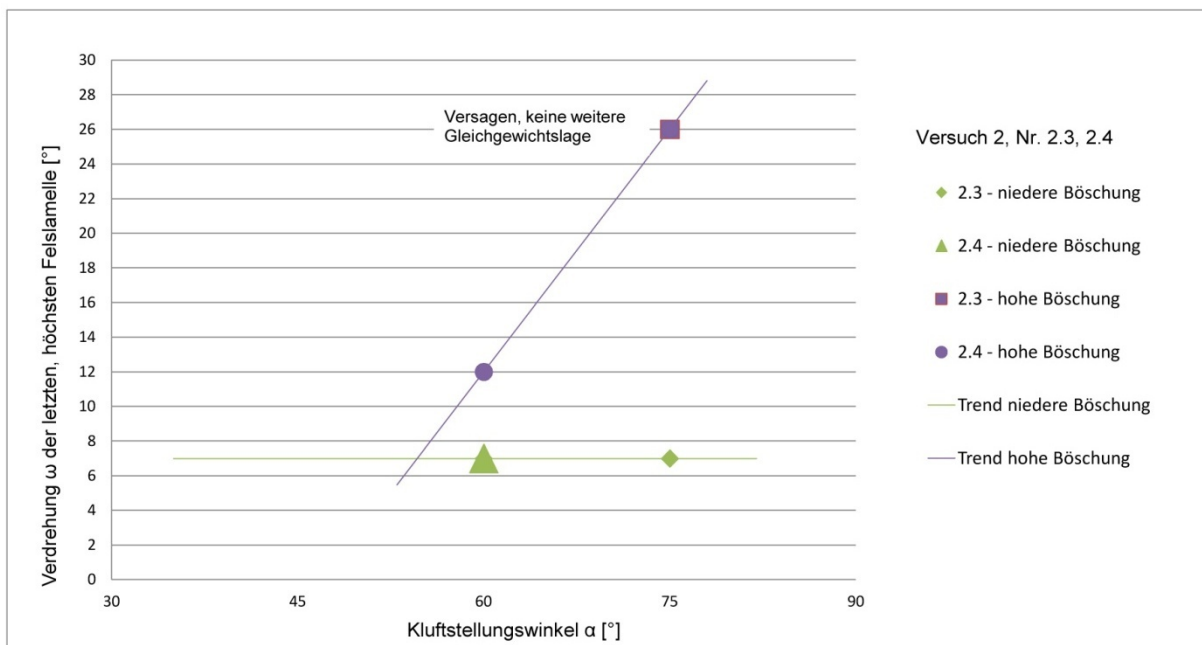


Abbildung 4.10: Verdrehung der höchsten Felslamelle ω in Abhängigkeit des Kluftstellungswinkels α

Verdrehungen und Verschiebungen treten ausschließlich Basisbruchflächen bezogen in Richtung Hangfuß auf. In Abbildung 4.10 wird ersichtlich dass sich für die Ergebnisse dieses Versuches keine eindeutige Aussage treffen lässt. Weiters ist anzumerken, dass die modellierten Situationen aus Abbildung 4.5 in Natura kaum vorkommen. Sie dienen lediglich zur Veranschaulichung des Systemverhaltens, um dadurch die ungezwungene Verschiebungsrichtung eruieren zu können.

Ein direkter Vergleich zwischen den Versuchen 1 und 2 ist nicht möglich. Der Versuch 1 bildet das Verhalten einer Böschung in Natura, bis nach der Ausbildung der Basisbruchfläche sehr gut ab. Der eigentliche Kippvorgang, mittels diesem Material, verlässt die Versagensform des reinen Kippens von Felsböschungen. Das Material ist zu wenig viskos, um ein starres Kippen abzubilden. Die Versagensabläufe ähneln vielmehr der Versagensform „flexural toppling“ nach M. Hittinger & R. E. Goodman (1978). Der eigentliche Kippvorgang, das Kippen von mehreren, hintereinander angeordneten, tafelförmigen Felslamellen wird hingegen im Versuch 2 sehr gut abgebildet. Das dort verwendete Material verhält sich annähernd nach bekannten Kipptheorien.

Beim Versuch 1 ist im Gegensatz zu Versuch 2 ein Maßstabeffekt auszumachen. Rechnerisch könnte dieser Effekt der Kohäsion zugeschrieben werden. Das in Versuch 1 verwendete Material ist in unbestimmtem Ausmaß kohäsiv. Die Klüfte beim Versuch 2 besitzen nur einen Reibanteil, keine Kohäsion. Der Sicherheitsfaktor zwischen zwei gleitenden Flächen wird mit folgendem Ausdruck definiert:

$$S(\eta) = \frac{c \cdot A + N \cdot \tan \varphi}{T} = \frac{c \cdot A + G \cdot \cos \alpha \cdot \tan \varphi}{G \cdot \sin \varphi} \quad (4.1)$$

Fehlt nun in einer Kluft die Kohäsion ($c = 0$) so fällt das Gewicht (G) aus und der Sicherheitsfaktor entwickelt sich lediglich aufgrund des vorhandenen Klufreibungswinkels φ . Dadurch kann kein Maßstabeffekt erzielt werden, da die Höhen der Felslamellen, welche nur durch das Gewicht im Formelapparat berücksichtigt werden, nicht mehr einfließen.

$$c = 0, \varphi = \text{vorhanden} \Rightarrow S(\eta) = \frac{\cos \alpha \cdot \tan \varphi}{\sin \varphi} \quad (4.2)$$

5. Analytische Berechnung mittels Goodman & Bray

5.1. Grundzüge des Programms RocTopple von Rocscience®, basierend auf der Berechnungsmethode nach Goodman & Bray (1976)

Das Programm RocTopple von Rocscience® basiert auf dem Grenzgleichgewichtsverfahren nach Goodman & Bray (1976). Durch Anpassung der geometrischen und felsmechanischen Parameter durch die grafische Oberfläche der Software ist es möglich, für die nachgebildete Böschung den Sicherheitsfaktor zu ermitteln (Abbildung 5.1)

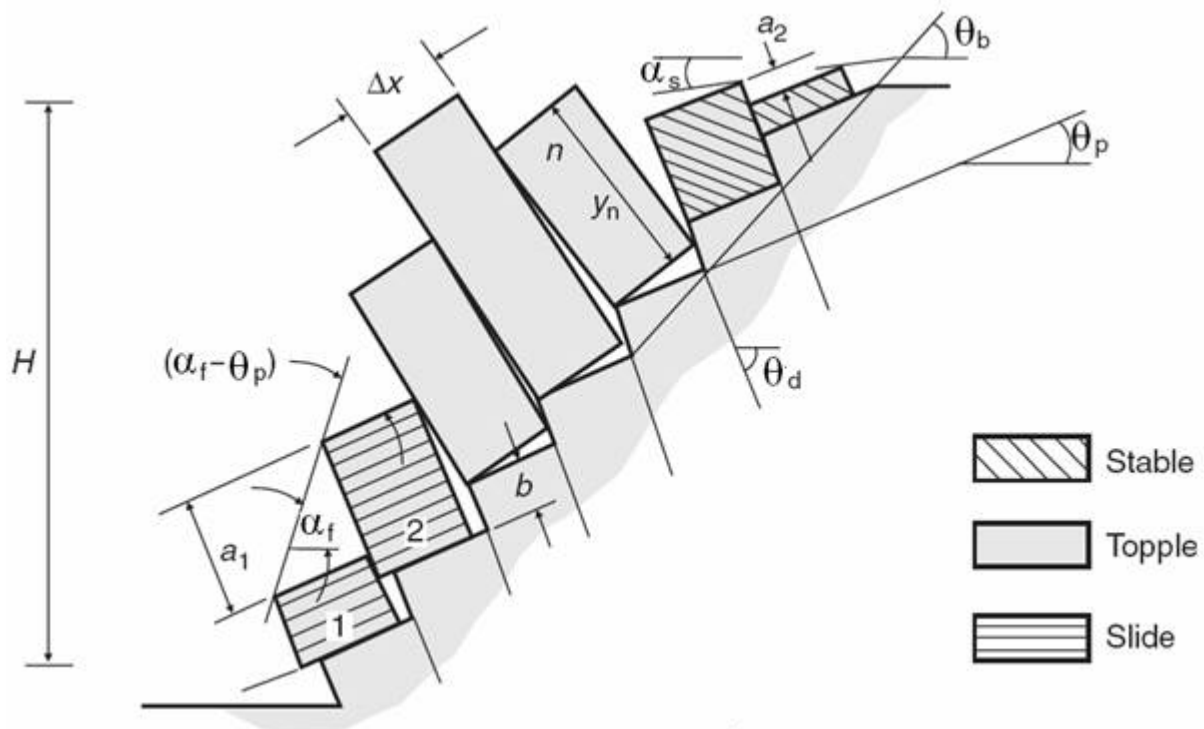


Abbildung 5.1: Modell für Grenzgleichgewichtsbetrachtung auf treppenförmiger Basis (Goodman and Bray 1976)

Die Stabilitätsanalyse wird von einem iterativen Prozess begleitet. Es werden die Dimensionen aller Blöcke und ihre angreifenden Kräfte berechnet und anschließend die Stabilität für jeden einzelnen Block bestimmt, beginnend mit dem am höchsten gelegenen. Jeder einzelne Block bekommt so, von oben nach unten, seine kinematische Bestimmung. Er kann gleiten, kippen oder sich in einer stabilen Lage befinden. Gleitet oder kippt der Hangfuß am Ende der Böschung so wird diese als

unstabil definiert. Eine Grundvoraussetzung ist, dass der Reibungswinkel an der Basis der Blöcke immer größer als der Bruchflächenbasiswinkel (β, θ_b) ist, so dass ohne angreifende Kräfte kein Gleiten vorkommt. Diese Suche nach dem Grenzgleichgewicht ist ideal, äußere, angreifende Kräfte mit einzubeziehen um eine große Bandbreite, von in der Natur vorkommenden Einwirkungen, zu berücksichtigen. So können zum Beispiel für instabile untere Blöcke Ankerkräfte angesetzt werden, so dass der gesamte Hang wieder ein Gleichgewicht findet und sich stabilisiert. Genauso können auf diese Art und Weise, dynamische Lasten oder hydrostatische Spannungen berücksichtigt werden.

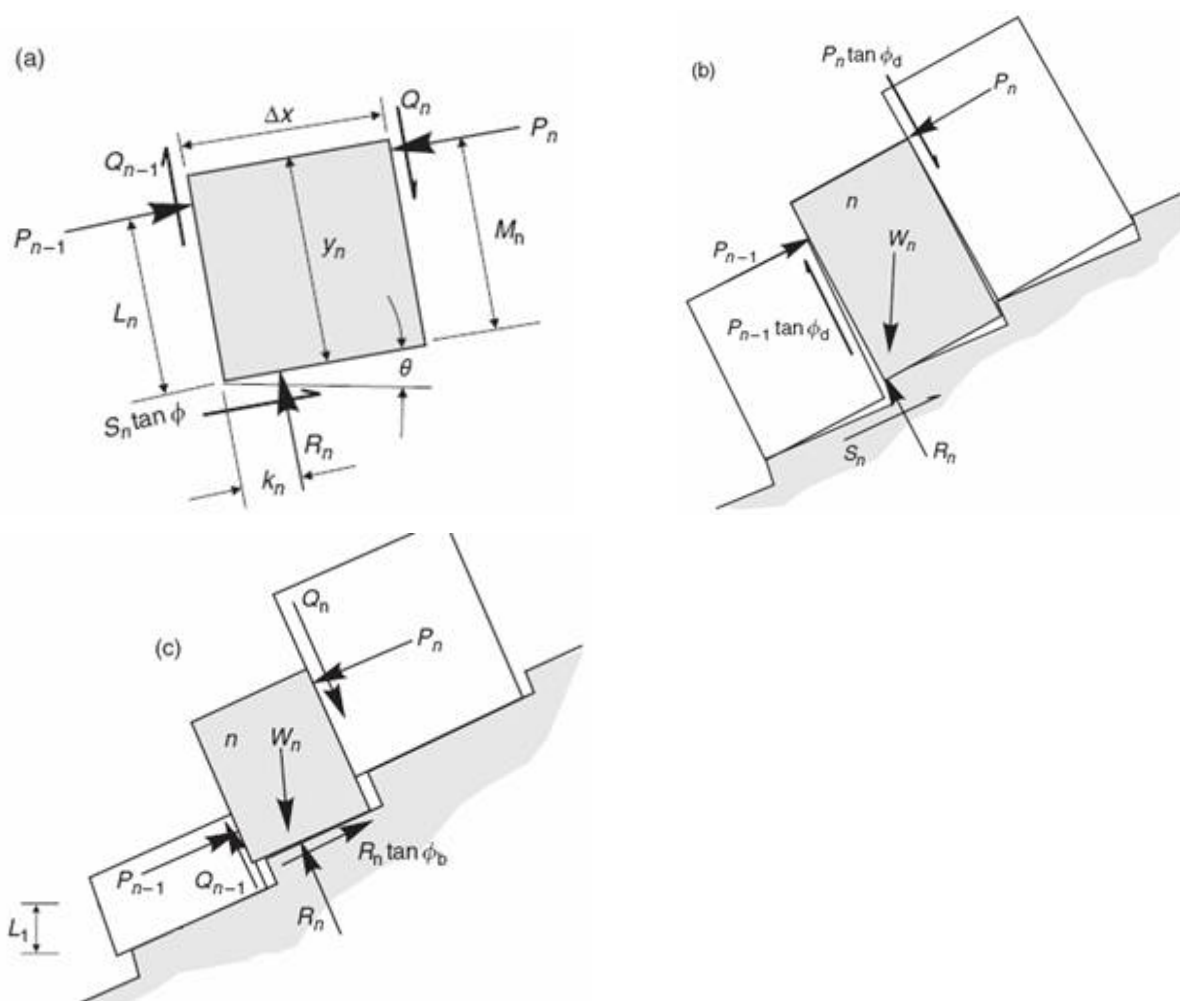


Abbildung 5.2: Grenzgleichgewichtsbedingung für Gleiten und Kippen für den n-ten Block: (a) angreifende Kräfte auf n-ten Block; (b) Kippen des n-ten Blockes; (c) Gleiten des n-ten Blockes. (Goodman and Bray 1976)

Zur Blockgeometrie; der erste Schritt sind die Berechnung der Blockdimensionen. Die Modellierung wird mit rechteckigen Blöcken, wie in Abbildung 5.2 a) mit Breite ΔX und Höhe Y_n durchgeführt. Die Abtreppung der Basis θ_p (Abbildung 5.1) und der Fallwinkel der Klüfte θ_d werden nach folgenden Gesetz gebildet $\theta_d = 90 - \theta_p$. Der Böschungswinkel beträgt α_f und der Neigungswinkel der Böschungskrone α_s . Die Basisbruchfläche ist getrept mit einem Basisbruchwinkel von θ_b . Es ist anzumerken dass es für θ_b keine expliziten Werte gibt, daher wird es notwendig, einen idealen Wert dafür zu bestimmen, da dieser einen großen Einfluss auf die Stabilität des Hanges hat. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Länge bzw. die Höhe der Blöcke größer wird und so, hohe Blöcke, leichter kippen und dadurch die globale Standsicherheit der Böschung abgemindert wird. Wenn der Stufenwinkel θ_p und der Basisbruchwinkel (β, θ_b) gleich sind, so wird von den kippenden Blöcken eine Dilatanz an der Basis benötigt und gleichzeitig Reibung an den Zwischenflächen generiert. Sobald diese Basisfläche getrept ist, braucht der kippende Block keine Dilatanzstrecke mehr. Vorausgesetzt es treten so große Verschiebungen auf, dass vom vorhergehenden Block Platz gegeben wird, um seine Bewegung auszuführen. Es wird angenommen, dass zur Ausbildung der Dilatanz, mehr Energie benötigt wird als zur Ausbildung von Scherspannungen in den vorhandenen Klüften. Die Analyse von „Base Friction-“, „centrifugal-“, und numerischen- Modellen (Goodman & Bray, 1976, Pritchard and Savigny, 1990, 1991; Adhikary et al.1997) zeigen, dass es meistens in einem Bereich zwischen $\phi_b = (\phi_p + 10^\circ)$ bis $(\phi_p + 30^\circ)$ zu einer Abtreppung kommt. Bei Unwissenheit des Winkels ϕ_b sollte eine Sensitivitätsanalyse zum finden der letzten stabilen Konstellation der Blöcke durchgeführt werden. Die Blöcke werden vom Fußpunkt aus mit Eins beginnend nach oben hin (n) durchnummeriert. In diesem Idealisierten Modell werden die Höhen des n -ten Blockes mit $y_n = n(a_1 - b)$ unterhalb und mit die $y_n = y_{n-1} - a_2 - b$ auf der Böschungskrone berechnet. Die drei Konstanten a_1 , a_2 und b , welche durch die vorliegende Block- und Böschungsgeometrie definiert sind, werden wie folgt ermittelt; $a_1 = \Delta x \tan(\theta_f - \theta_p)$; $a_2 = \Delta x \tan(\theta_p - \theta_s)$ und $b = \Delta x \tan(\theta_b - \theta_p)$. Nach Definition der Block- und Böschungsgeometrien und eruieren sämtlicher Klufreibungswinkel, sei es an der Basis als auch in den Klüften, werden die einzelnen Berechnungsschritte für die Stabilitätsanalyse angeführt (Abbildung 5.2). Ausgehend vom höchsten Block wird unter der Kippvoraussetzung $y/\Delta x > \cot \theta_p$ untersucht, in welcher Eigenschaft sich dieser befindet. Für den obersten, ersten,

kippenden Block werden folgende Formeln, zur Bestimmung der benötigten Kräfte um ein Kippen oder Gleiten zu verhindern, verwendet;

$$Q_n = P_n \tan \phi_d \quad (5.1)$$

$$Q_{n-1} = P_{n-1} \tan \phi_d \quad (5.2)$$

$$R_n = W_n \cos \psi_p + (P_n - P_{n-1}) \tan \phi_d \quad (5.3)$$

$$S_n = W_n \sin \psi_p + (P_n - P_{n-1}) = R_n \tan \phi_p \quad (5.4)$$

$$P_{n-1, \text{topple}} = [P_n (M_n - \Delta x \tan \phi_d) + W_n / 2] (y_n \sin \psi_p - \Delta x \cos \psi_p) / L_n \quad (5.5)$$

$$P_{n-1, \text{slide}} = P_n - \frac{W_n (\cos \psi_p \tan \phi_p - \sin \psi_p)}{(1 - \tan \phi_p \tan \phi_d)} \quad (5.6)$$

Nun wird der oberste kippende Block mit n_1 bezeichnet. Ausgehend von Block n_1 wird durch die Kraft $P_{n-1,t}$ beurteilt ob Kippen eintritt oder ob mit $P_{n-1,s}$ Gleiten eintritt. Ist $P_{n-1,t} > P_{n-1,s}$ kippt der Block und P_{n-1} wird gleich $P_{n-1,t}$ gesetzt. Wird $P_{n-1,s} > P_{n-1,t}$ so gleitet der Block und P_{n-1} wird mit $P_{n-1,s}$ gleichgesetzt. Der darunterliegende Block $n_1 - 1$ und alle weiteren, werden mit derselben Vorgehensweise beurteilt. Wenn der erste Block am Hangfuß weder gleitet noch kippt $P_0 < 0$ kann die Böschung als stabil definiert werden. Wenn die Kraft P_0 am Böschungsfuß einen Wert über Null $P_0 > 0$ annimmt, so kann die Böschung als instabil klassifiziert werden.

Zur Ermittlung bzw. Berechnung des Sicherheitsfaktors (η) für die betreffende Böschung ist ein Grenzzreibungswinkel, bei dem gerade noch Gleichgewicht in der Böschung herrscht, zu ermitteln. Demensprechend ist nach der Regel von W. Fellenius (1927) der in Natura vorliegende Tangens des Reibungswinkels mit diesem Grenzzreibungswinkel ins Verhältnis zu setzen.

$$S(\eta) = \frac{\tan \phi_{\text{vorhanden}}}{\tan \phi_{\text{erforderlich}}}$$

5.2. Untersuchung des Maßstabeffekts mittels des Programms RocTopple

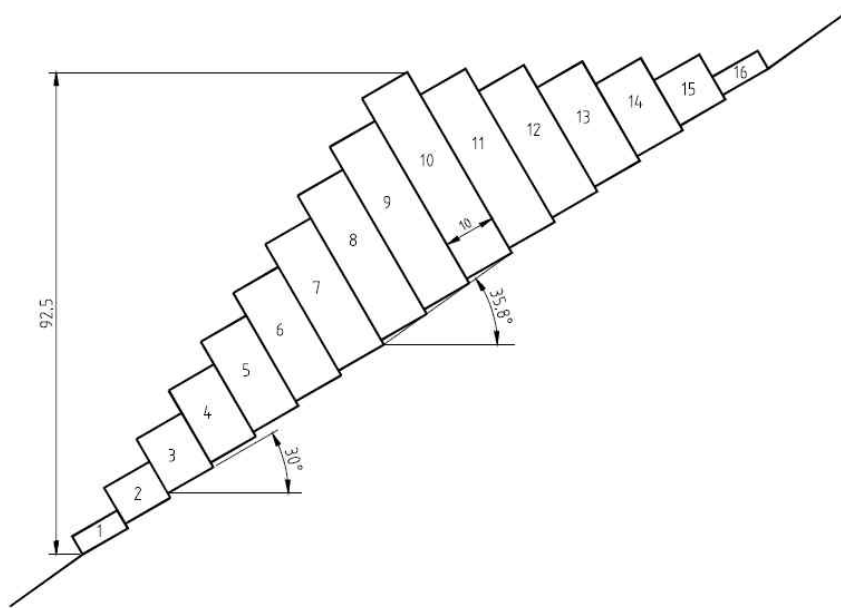


Abbildung 5.3: Standard – Böschungsmodell nach Goodman & Bray (1976)

Das Ziel der durchgeführten Untersuchung war es, diejenigen geometrischen und felsmechanischen Parameter zu identifizieren, welche einen maßgebenden Einfluss auf den Sicherheitsfaktor η in Bezug auf einen eventuellen Maßstabeffekt haben. Dabei wurden dieselben Geometrien und Klüftstellungen der Böschungen, wie bei den Versuchen in Kapitel 4 modelliert, und mit fehlenden geometrischen Konstellationen vervollständigt. Sämtliche Sicherheitsfaktoren η wurden, basierend auf der Berechnungsmethode von Goodman & Bray (1976), mittels des analytischen Programms RocTopple von Rocscience[®] berechnet. Bei den modellierten Böschungsgeometrien mit einer jeweiligen Höhe von 10 m und 20 m wurde in 15° Schritten der Böschungswinkel ($30^\circ < \psi < 90^\circ$), der Fallwinkel der hangeinwärtsfallenden Klüfte ($30^\circ < \alpha < 90^\circ$) und die Klüftreibungswinkel in 5° Schritten ($5^\circ < \varphi < 60^\circ$) kombiniert. Um die Datenmenge einzuschränken, wurden nur ausgewählte Geometrien, wie in Tabelle 5.1 Nr. 1 bis 12 ersichtlich, in die Untersuchung aufgenommen. Das Hauptaugenmerk wurde den Parametern gegeben, welche in Natura schwierig zu bestimmen sind und dadurch mit falschen Abschätzungen ergänzt werden:

- die Breite der Felslamellen d , mit und ohne Kohäsion c ,
- der Kluffreibungswinkel φ und seine Auswirkung auf den Verlauf des Sicherheitsfaktor η im kohäsiven wie im nicht kohäsiven Material
- die Kohäsivität c des Kluffüllungsmaterials

Die Breite der Felslamellen d wurde mit 0,5 m und 1,5 m festgelegt. Der Kluffreibungswinkel φ blieb mit 45° konstant, die Kohäsion wurde vorerst vernachlässigt und in einem weiteren Schritt auf 100 kPa erhöht. In Tabelle 5.1 wird ersichtlich, dass bei fehlender Kohäsion c im Kluffüllungsmaterial die Breite d der Lamellen in Bezug auf die Höhe kaum einen Einfluss auf den Sicherheitsfaktor η besitzt. Die Lamellen sind sehr schlank bzw. das Verhältnis b/h sehr klein. Um ein Kippen einer einzelnen, freistehenden Felslamelle mit diesen Dimensionen ($h=10$ m, $b=1,5$ m; $b/h=0,15$) hervorzurufen, genügt eine Schiefstellung von 9° . Übertragen auf die angestellten Untersuchungen, würde somit eine stabile Lage lediglich in einem Wertebereich des Fallwinkels der Klüfte α von $81^\circ \leq \alpha < 90^\circ$ auftreten. Bei $\alpha < 81^\circ$ kommt es ohne Einwirkung von äußeren, rückhaltenden Kräften zwingend zum Kippen. Durch das alleinige Vorhandensein eines Kluffreibungswinkels φ ohne Kohäsion c fließt nach Formel 4.2 das Gewicht und daraus resultierend die Höhe in die Berechnung des Sicherheitsfaktors nicht ein. Dadurch ist kein Maßstabeffekt auszumachen. Einzig bei der Berechnung Nr. 10 in Tabelle 5.1 liegt der Schwerpunkt der höchsten Felslamelle innerhalb des Kippwinkels und zeigt dadurch mit $\eta = 3,71$ einen viel höheren Wert als vergleichsweise bei der doppelten Höhe von 20 m an. Das Kluffüllungsmaterial wurde nun, neben dem konstant gehaltenen Kluffreibungswinkel von $\varphi = 45^\circ$ mit einer Kohäsion c von 100 kPa wie in Tabelle 5.1 ersichtlich, beaufschlagt. Ein Maßstabeffekt bildet sich aus. Dieser wird in Abbildung 5.4 ersichtlich gemacht;

Nr.	Böschungsgometrie / Kennwerte				Lamellenbreite d [m]	H=10m c= 0 kPa η [-]	H=20m c= 0 kPa η [-]	H=100 kPa c= 100 kPa η [-]	H=20m c= 100 kPa η [-]	Lamellenbreite	H=10m c= 0 kPa η [-]	H=20m c= 0 kPa η [-]	H=10m c= 100 kPa η [-]	H=20m c= 100 kPa η [-]
	ψ [°]	α [°]	β [°]	φ [°]										
1	90	75	20	45	1,5	0,30	0,30	5,45	0,30	0,5	0,30	0,29	3,82	0,29
2	90	60	35	45	1,5	0,64	0,64	3,19	0,64	0,5	0,64	0,63	2,78	0,63
3	90	45	50	45	1,5	1,00	1,00	2,26	1,00	0,5	1,00	1,00	2,67	1,00
4	75	75	20	45	1,5	0,71	0,63	5,68	0,63	0,5	0,62	0,61	2,23	0,61
5	75	60	35	45	1,5	1,05	1,01	3,39	1,01	0,5	1,00	1,00	3,20	1,00
6	75	45	50	45	1,5	1,00	1,00	2,89	1,00	0,5	1,00	1,00	3,66	1,00
7	60	75	20	45	1,5	1,46	1,04	6,28	1,04	0,5	1,02	1,00	6,46	1,00
8	60	60	35	45	1,5	1,27	1,10	4,12	1,10	0,5	1,07	1,03	3,98	1,03
9	60	45	50	45	1,5	1,00	1,00	5,30	1,00	0,5	1,00	1,00	5,77	1,00
10	45	75	20	45	1,5	3,71	1,35	7,58	1,35	0,5	1,19	1,08	7,45	1,08
11	45	60	35	45	1,5	1,73	1,55	7,17	1,55	0,5	1,46	1,38	6,67	1,38
12	30	75	20	45	1,5	3,73	3,55	10,87	3,55	0,5	1,94	1,94	11,04	1,94

Tabelle 5.1: Auswirkung der Felslamellenbreite d und der Kohäsion c auf den Sicherheitsfaktor

In weiterer Folge wurde der Kluffreibungswinkel φ in fünf Grad Schritten für sämtliche Böschungsmodelle, ohne Kohäsion und mit einer festgehaltenen Felslamellenbreite von 0,5 m variiert (Abbildung 5.5). Es wird ersichtlich, dass sich in Absenz der Kohäsion, ähnliche Böschungsgeometrien, denselben Verlauf des Sicherheitsfaktors aufweisen. Dabei erreichen die ψ/α Konstellationen der Böschungen im roten Bereich der Abbildung 5.5 bei einem Kluffreibungswinkel $\varphi=45^\circ$ bereits den Wert $\eta = 1,00$ wobei der grüne Bereich erst ab einem Kluffreibungswinkel $\varphi=60^\circ$ diese rechnerische Sicherheit zeigt. Der Blaue Bereich ist nicht Standsicher. Diese Gruppierungen bilden sich unabhängig von der betrachteten Böschungshöhe aus. Es ist daher bei der Beurteilung einer Felsböschung, bei der nur der Kluffreibungswinkel bestimmt wird, keine Aussage mittels des Sicherheitsfaktors unter Berücksichtigung der Böschungshöhe möglich.

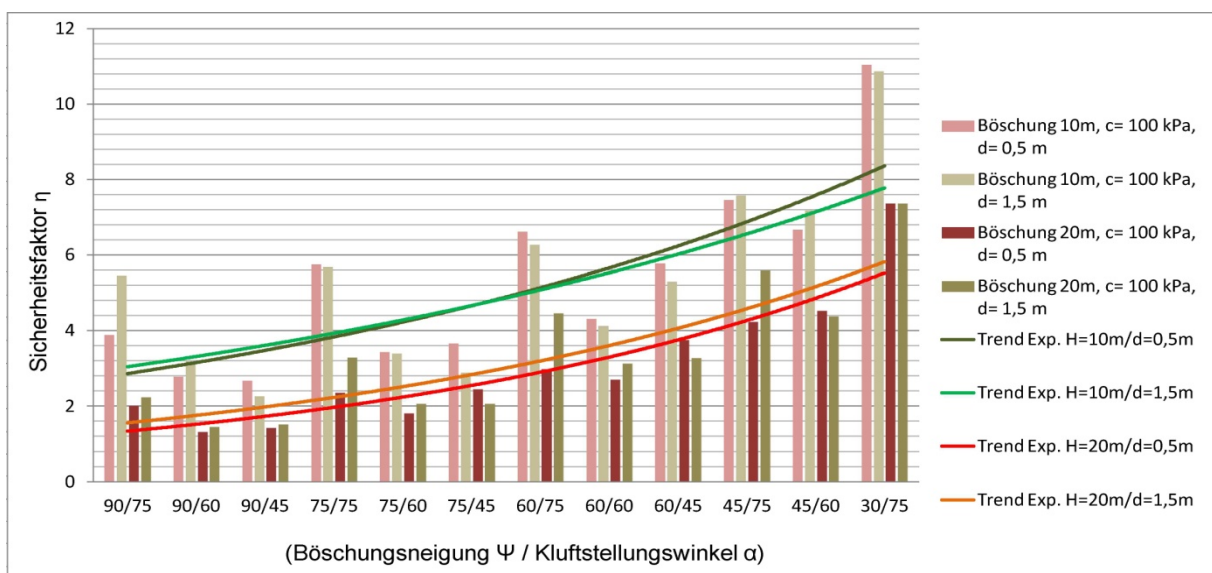


Abbildung 5.4: Einfluss der Felslamellenbreite mit kohäsivem Kluffmaterial auf den Sicherheitsfaktor η

Nun wurden dieselben Böschungsgeometrien aus Abbildung 5.5, unter Ausschluss der Konstellationen mit einem Klufffallwinkel α von 45° , mit einem Mohr Coulomb'schen Klufffüllungsmaterial berechnet. In Abbildung 5.6 sind sämtliche Sicherheitsfaktoren η in Abhängigkeit des Kluffreibungswinkels und einer beaufschlagten Kohäsion von 100kPa dargestellt. Dabei löst sich die Gruppierung der Böschungen aus Abbildung 5.5 auf und es bildet sich ein eindeutiger Maßstabseffekt aus.

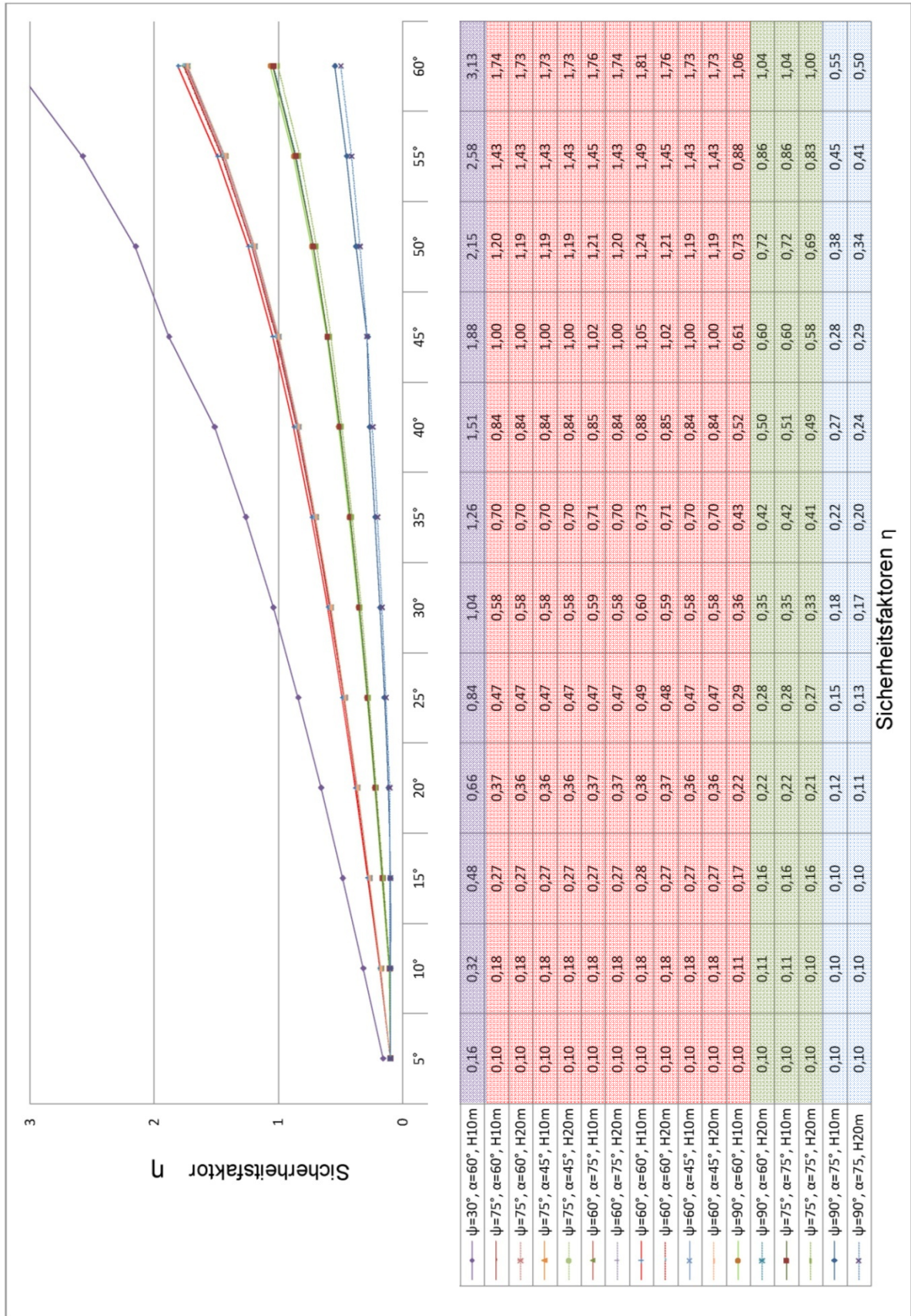


Abbildung 5.5: Abhängigkeit des Sicherheitsfaktors η von der Böschungsgeometrie (ψ - α) und den Reibungswinkeln im nicht kohäsiven Kluffmaterial

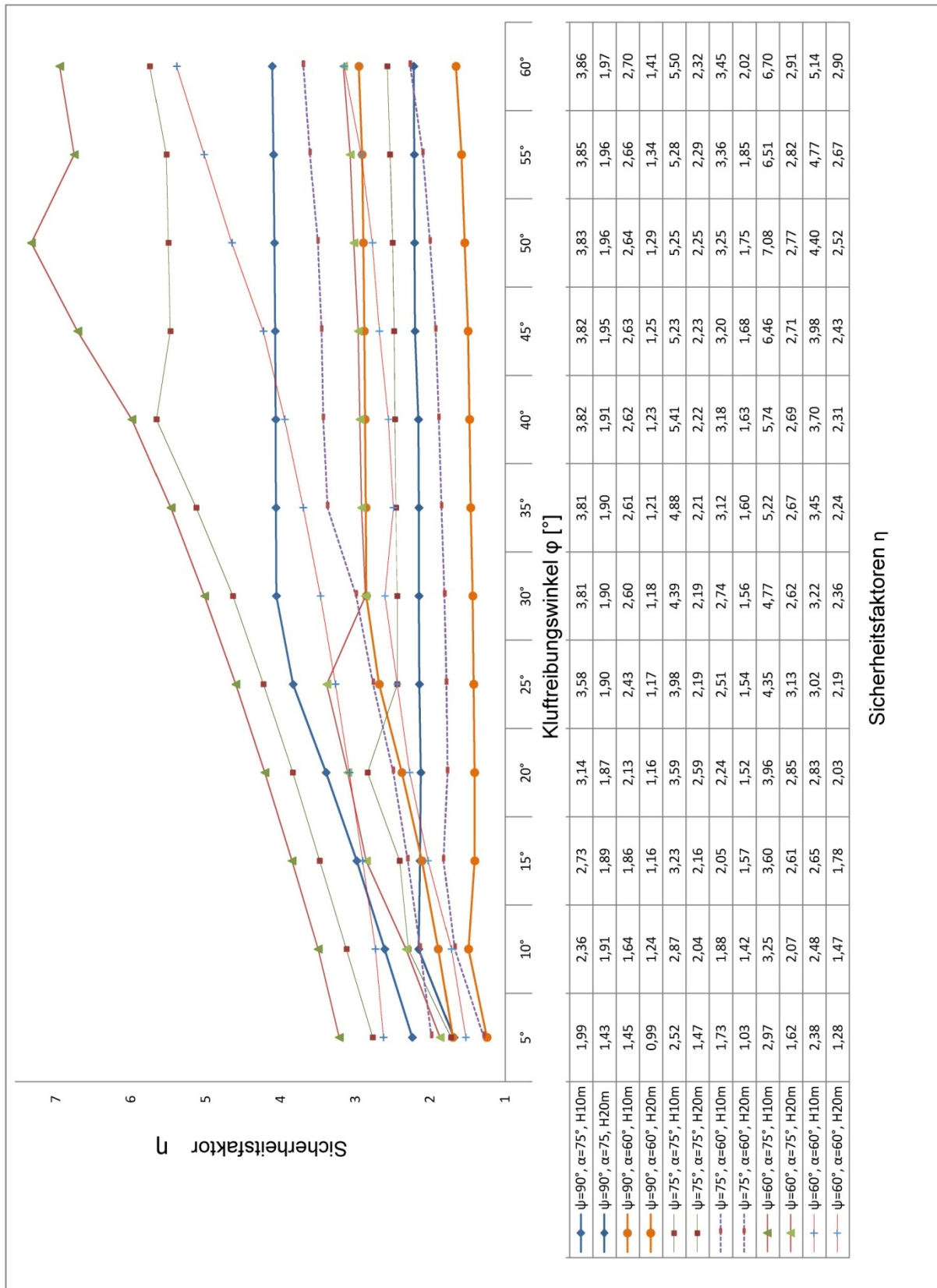


Abbildung 5.6: Abhängigkeit des Sicherheitsfaktors η von der Böschungsgeometrie (ψ - α) und den Reibungswinkeln im kohäsiven Kluftmaterial

Bei der vorhergehenden Untersuchung der Parameter wie Felsslamellenbreite d und Kluffreibungswinkel φ wurde ersichtlich, dass der Maßstabeffekt maßgeblich von der Kohäsion im Kluffüllmaterial gesteuert wird.

Es wurden nun die wiederum selben Böschungsgeometrien mit konstant gehaltenen Kluffreibungswinkeln φ von 45° und einer Kohäsion von 100 kPa verwendet (Tabelle 5.2).

							Böschung 10m			Böschung 20m				
Geometrie							Kennwerte		η	η	η	η	η	η
Nr	ψ [°]	α [°]	β [°]	d [m]	φ [°]	c [Kn/m ²]	Goodman & Bray	mit C=100Kpa	Modus equal Area C=100Kpa	Goodman & Bray	mit C=100Kpa	Modus equal Area C=100Kpa		
1	89	75	20	0,5	45	0	0,30	3,82	4,18	0,29	1,95	1,95		
2	89	60	35	0,5	45	0	0,64	2,78	2,59	0,63	1,25	1,30		
3	89	45	50	0,5	45	0	1,00	2,67	2,48	1,00	1,42	1,36		
4	75	75	20	0,5	45	0	0,62	5,23	5,02	0,61	2,23	2,27		
5	75	60	35	0,5	45	0	1,00	3,20	3,30	1,00	1,68	1,67		
6	75	45	50	0,5	45	0	1,00	3,66	3,11	1,00	2,45	2,02		
7	60	75	20	0,5	45	0	1,02	6,46	6,45	1,00	2,71	2,76		
8	60	60	35	0,5	45	0	1,07	3,98	4,01	1,03	2,43	3,02		
9	60	45	50	0,5	45	0	1,00	5,77	4,47	1,00	3,75	3,08		
10	45	75	20	0,5	45	0	1,19	7,45	6,97	1,08	4,23	3,62		
11	45	60	35	0,5	45	0	1,46	6,67	5,62	1,38	4,52	3,85		
12	30	75	20	0,5	45	0	1,94	11,04	8,84	1,94	7,37	6,27		

Tabelle 5.2: Verhalten des Sicherheitsfaktors η bei kohäsivem Kluffüllmaterial nach Goodman & Bray und Vergleich mit alternativem Grenzgleichgewichtsverfahren „Modus Equal Area“

Dabei ist zu beobachten dass sich der Sicherheitsfaktor η einem Maßstabeffekt unterwirft. Wie in Tabelle 5.2 ersichtlich ist, wurde in der ersten Spalte der jeweiligen Böschungshöhe der Sicherheitsfaktor nach dem Berechnungsmodell von Goodman & Bray (1976) mit kohäsionslosen Klüften berechnet. Die zweite Spalte (mit $c=100$ kPa) bildet die Faktoren der ersteren Berechnung mit zusätzlicher Kohäsion von 100 kPa ab. Diese Werte liegen sehr deutlich über denen ohne Kohäsion. Vergleicht man die Sicherheitsfaktoren mit Kohäsion der jeweiligen Böschungen (10 m und 20 m) so erkennt man weiters, dass die doppelte Böschungshöhe in etwa die Standsicherheit halbiert. Die für die jeweilige Böschungshöhe dritte Spalte (Modus Equal Area $c = 100$ kPa) zeigt die Werte auf, welche mit der Funktion „Equal Area“ berechnet

wurden. Dieser Modus verlässt den Algorithmus von Goodman & Bray und gewährleistet, dass die gesamte Fläche der rechteckigen, kippenden Blöcke wie in Abbildung 5.3 ersichtlich, dieselbe ist wie die durch Basisbruchwinkel, Böschungsoberfläche und Aufstandsfläche gebildete Querschnittsfläche. Dadurch werden im Vergleich zur klassischen Berechnung nach Goodman & Bray Unstetigkeitsstellen in der Sicherheitsfaktorenausgabe vermindert bzw. eliminiert. Auf diese Abänderung der Berechnungsmethode nach Goodman & Bray wird in dieser Diplomarbeit nicht näher eingegangen.

5.3. Interpretation und Ergebnisse

Basierend auf den in vorigem Kapitel 5.2 beschriebenen Beobachtungs- und Rechnungsergebnissen kann man schließen, dass erst durch das Einführen einer Kohäsion in das Kluffüllmaterial, die Böschung aufgrund der Felslamellendicke d und dem Kluffreibungswinkel φ einem Maßstabsfaktor unterliegt. Fehlt diese total in der Berechnung nach Goodman & Bray, so hat auch eine Änderung der Felslamellenbreite d keinen Einfluss auf den Sicherheitsfaktor. Sie dazu Tabelle 5.1. Aufgrund des schlanken, geometrischen Verhältnisses der Felslamellen (b/h) bewirkt eine Verbreiterung der Lamelle und dadurch der Aufstandsfläche dieser bei einer geneigten Basisfläche nichts. Bei der 10 m hohen Böschung würde somit bereits eine Basisflächenneigung β von 9° ausreichen um den Einzelblock nach Kapitel 3 kippen zu lassen. Dies wird in Abbildung 5.4, dessen Berechnungen mit $\varphi=45^\circ$ und $c=100$ kPa durchgeführt wurden, ersichtlich. Vergleicht man die Trendlinien des Diagramms, so erkennt man zwischen der Grünen ($H = 10$ m) und der Roten ($H = 20$ m) einen deutlichen Maßstabseffekt. Dabei ist der Unterschied im Sicherheitsfaktor bei einer 10 m hohen Böschung zwischen einer Felslamellenbreite von 0,5 m (Olivgrün) und 1,5m (Grasgrün) vernachlässigbar. Bei einer Böschungshöhe von 20m (Rot/Orange) idem.

Auffällig sind die Ergebnisse von Abbildung 5.5. Bei der Modellierung von nicht kohäsivem Kluffüllmaterial und der Berechnung des Sicherheitsfaktors in Abhängigkeit einer Bandbreite von Kluffreibungswinkeln, kommt es zu Gruppierungen innerhalb von verschiedenen Böschungskonstellationen ($\psi - \alpha$). Diese Gruppen bilden sich unabhängig vom Böschungsfallwinkel und der dazugehörigen Klufforientierung aus. Die ermittelten Sicherheitsfaktoren η innerhalb dieser Gruppen sind nahezu ident. Des Weiteren fassen sich die Sicherheitsfaktoren η der hohen Böschungen (20 m) und der niederen (10 m) der jeweiligen Konstellation zusammen. Sobald in diesem Fall aber eine Kohäsion mit einbezogen wird, unterliegen die Böschungen einem Maßstabseffekt (Abbildung 5.6). Der Verlauf der Sicherheitsfaktoren spaltet sich in Bezug auf die Böschungshöhe auf. So befindet sich durch Berücksichtigung der Kohäsion, keine Böschung unterhalb des Grenzgleichgewichtes. Dabei hat im Vergleich zu Abbildung 5.5 der

Kluffreibungswinkel φ weniger Einfluss auf die Steigung des Verlaufes des Sicherheitsfaktors.

Bei nicht kohäsivem Kluffmaterial weisen die geometrischen und felsmechanischen Parameter wie Felslamellenbreite und der Reibungswinkel große Geltungsbereiche auf. Dadurch muss mit verhältnismäßig großen Werten gearbeitet werden um einen Einfluss auf die rechnerische Standsicherheit und somit ein Grenzwert zu erreichen. Die Böschungshöhe bleibt dabei in den Ergebnissen nahezu unberücksichtigt und liegt damit sehr konservativ auf der sicheren Seite ($\eta < 1,00$). Siehe Abbildung 5.7. Dies kann zu erheblichen Fehlinterpretationen führen.

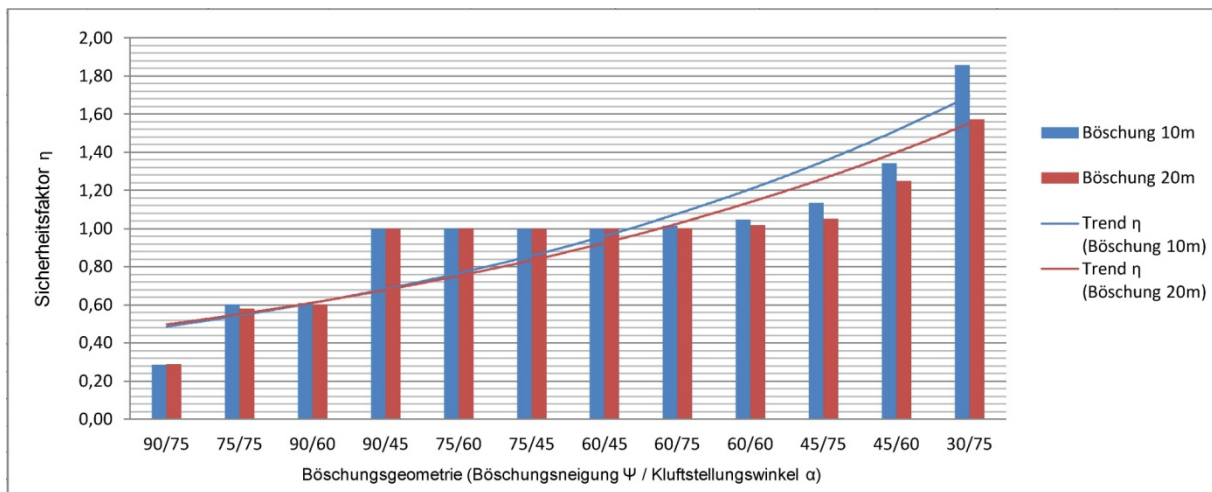


Abbildung 5.7: Verhalten des Sicherheitsfaktors η von verschiedenen Böschungsgeometrien ohne Kohäsion (Werte aus Tabelle 5.2)

Durchaus tiefgreifender ist die Auswirkung der Kohäsion auf das rechnerische Kippverhalten nach Goodman & Bray. Erst durch Einführen dieser, bildet sich ein offensichtlicher Maßstabeffekt aus. Dieser Maßstabeffekt wird in Abbildung 5.8 deutlich ersichtlich. Man erkennt, dass durch die doppelte Höhe der Böschung sich der Sicherheitsfaktor auf ungefähr die Hälfte reduziert.

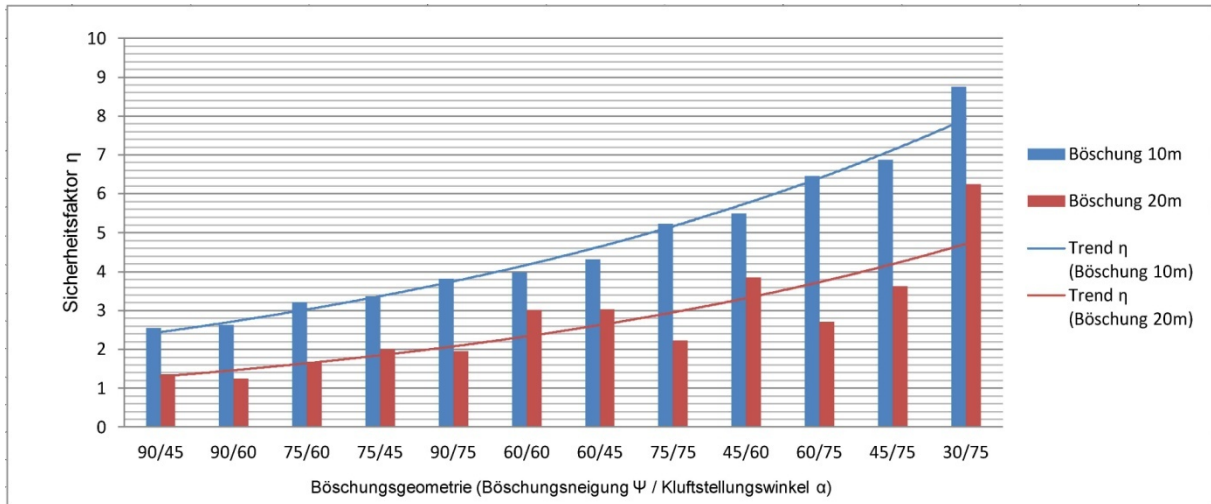


Abbildung 5.8: Verhalten des Sicherheitsfaktors η von verschiedenen Böschungsgeometrien mit kohäsivem Material (Werte aus Tabelle 5.2)

6. Berechnungen mittels des Programms UDEC™ 5.0

6.1. Allgemeines (nach Edeltraud Rabl-Hofbauer 2013)

Für die Beschreibung von Bewegungsabläufen distinkter Elemente im Diskontinuum hat sich das Programm UDEC™ als gut brauchbar erwiesen (M.-A. Brideau, D. Stead, R. Couture, 2006). Im Diskontinuum werden die Reaktionen des Systems auf veränderte Einwirkungen nicht vorrangig von den Materialeigenschaften sondern auch von den Struktureigenschaften beeinflusst. Es muss deshalb das Material, als auch die Struktur (Kluftscharen bzw. Kontaktflächen) genau definiert werden. Das Programm unterliegt der finiten differenzen Methode. UDEC™ berechnet über einen numerischen Algorithmus in definierten Zeitschritten Verschiebungen, Verformungen und Verdrehungen der generierten Blockelemente. Dazu verwendet es als konstitutive Beziehung wie beispielsweise jene zwischen Kraft und Verschiebung oder Spannung und Dehnung, sowie das zweite NEWTON'sche Axiom. Die kinematischen Prozesse werden durch verschiedenen Einwirkungen, welche als Lastfälle und Randbedingungen im Programm zu definieren sind, verursacht. Das Zeitintervall für die Berechnungen muss aus möglichst kleinen Zeitschritten bestehen, da innerhalb des Zeitschrittes eine Übertragung der Verschiebungen auf den Nachbarblock ausgeschlossen werden sollen.

Im Programm UDEC™ kann mittels der Funktion „cons“ zwischen verschiedenen konstitutiven Modellen für die Blockmaterialien und die Klüfte gewählt werden:

- Null-Blockmodell
- Elastisches Blockmodell (UDEC Standard)
- Plastisches Blockmodelle (z.B. Mohr Coloumbwie in vorliegender Arbeit verwendet)
- Elastisch-plastisches Kluftmodell oder Coloumb Slip Model (UDEC Standard)
- Stetig fließendes Kluftmodell
- Barton Bandis Modell
- Kluftmodelle mit unterschiedlichen Kontaktmöglichkeiten

Über das zweite Gesetz nach Newton berechnet das Programm die Bewegungsänderung und –richtung des jeweiligen Blockes die proportional der

Richtung und Grösse der einwirkenden Kraft ist. Der genaue Berechnungszyklus ist der folgenden Abbildung zu entnehmen.

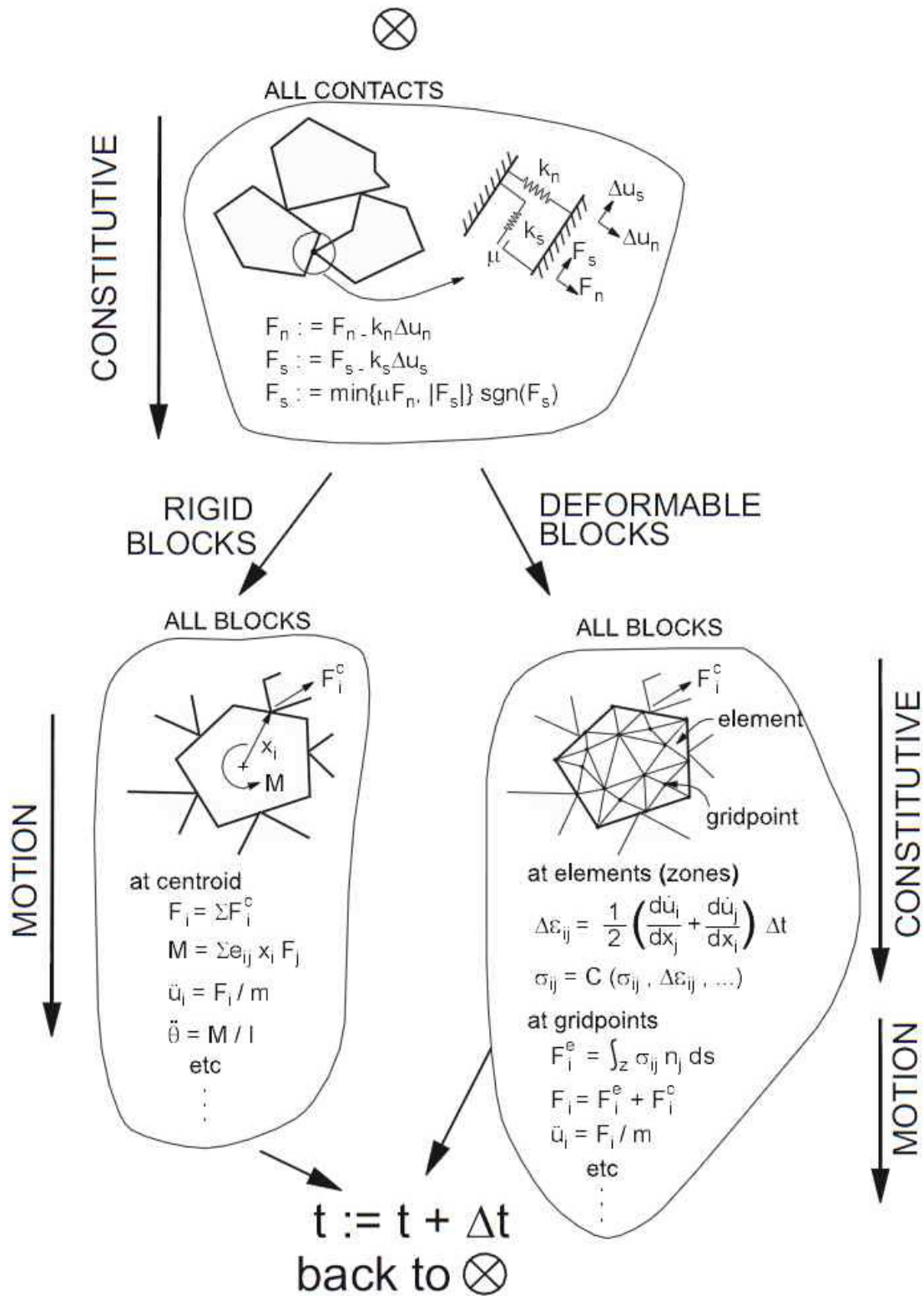


Abbildung 6.1: Berechnungskreislauf der „Distinct Element Method“ UDEC 5.0

Die Bewegung der generierten Kluffkörper ist abhängig von der Grösse und der Richtung des wirkenden Moments bzw. der einwirkenden Kraft. Um die Veränderungen im System zu simulieren, muss das Programm über Kontaktalgorithmen Angriffspunkte an den Flächen generieren. Die Entsprechenden Bewegungsgleichungen lauten:

$$X_i^{(t+\Delta t)} = X_i^{(t)} + \dot{u}_i^{(t+\frac{\Delta t}{2})} * \Delta t \quad (6.1)$$

$$\theta^{(t+\Delta t)} = \theta^t + \dot{\theta}^{(t+\frac{\Delta t}{2})} * \Delta t \quad (6.2)$$

Wobei θ die Rotation um den Schwerpunkt, $\dot{\theta}$ die Winkelgeschwindigkeit um den Schwerpunkt und \dot{u}_i die Geschwindigkeitskomponente des Schwerpunktes beschreibt. X_i bildet die Koordinaten des Schwerpunktes des Blockes.

Nach jedem Zeitschritt berechnet das Programm eine neue Blockposition und damit neue resultierende Kräfte und Momente, die zur nächsten Berechnung führen. Der Zyklus ist beendet wenn das Programm einen neuen Gleichgewichtszustand gefunden hat. Der Zeitschritt ist so festzusetzen, dass er die Stabilitätsbedingungen der Blockdeformation und der Blockverschiebungen erfüllt. Zur Berechnung des Zeitschrittes für die Verformung (Δt_n) wird die Formel 5.3 verwendet, für jenen der relativen Verschiebung (Δt_b) die Formel 5.4

$$\Delta t_n = 2 \min \left(\frac{m_i}{k_i} \right)^{1/2} \quad (6.3)$$

$$\Delta t_b = 2 \text{ frac} \left(\frac{M_{min}}{K_{max}} \right)^{1/2} \quad (6.4)$$

Wobei m_i die Masse im Knoten i , k_i die Steifigkeit des Materials und der Kluft im Knoten i , M_{min} Masse des kleinsten Blockes im Modell, K_{max} die maximale Kontaktsteifigkeit und frac der Anteil gleichzeitiger Kontakte eines Blockes mit mehreren anderen. Für jede Verbindung benachbarte Blöcke generiert UDEC eine Kontaktfläche, deren Eigenschaften über die Modellierung der Klüfte vom Anwender festzusetzen sind. Um Zweideutigkeiten durch Kreuzungspunkte mehrerer Blöcke zu

vermeiden, müssen die Ecken abgerundet werden. Die Abrundung hat in Relation zur Blockgröße zu stehen. Dazu wird in folgendem Kapitel 6.2 näher eingegangen.

Die Verformbarkeit der Blöcke wird über eine zusätzliche Zerteilung der steifen Kluftkörper in dreieckige finite Differenzen Elemente modelliert. Mit zunehmender Zonierung steigt die Komplexität der Verformung der distinkten Elemente (Abbildung 6.2).

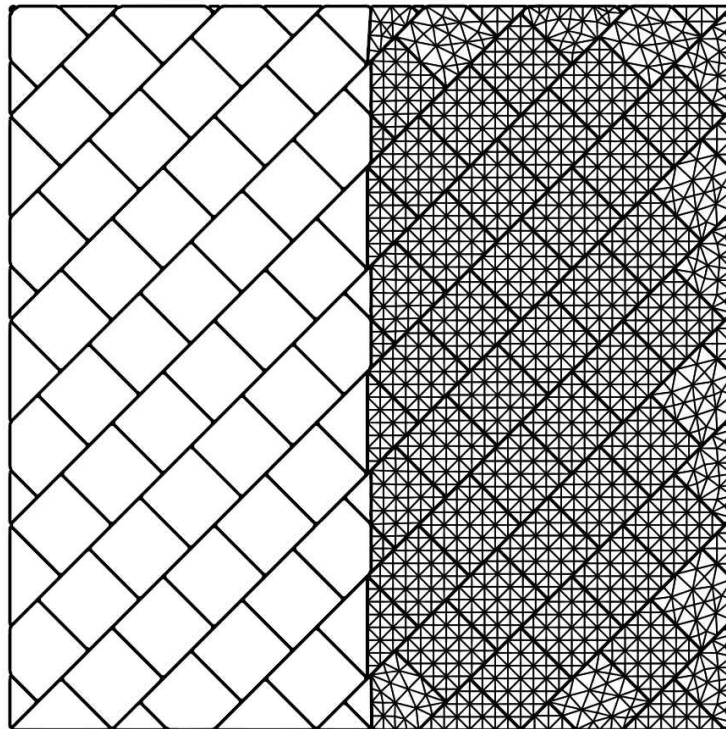


Abbildung 6.2: Zonierung eines Blocksystems

Um die Rechenzeit zu verkürzen, Endlosschleifen zu verhindern und Lösungen herbeizuführen setzt UDEC eine mechanische Dämpfung ein. Diese ist von der Geschwindigkeit der Blöcke abhängig und wird standardgemäß vom Programm über einen Dämpfungsfaktor definiert, der für das ganze Modell gleichermaßen gilt. Sollte die Fragestellung eine Zonierung der Dämpfung erfordern, kann dies durch setzen von Lokalen Dämpfungsfaktoren berücksichtigt werden. Die auf das Gesamtsystem wirkende Dämpfung erfolgt über viskose Dämpfungskräfte und wird über kinetische Änderungen im System beeinflusst. Die lokale Dämpfung wirkt an Knotenpunkten und ist von den angreifenden Kräften abhängig.

Als Anfangs- und Randbedingungen können Verschiebungen (Geschwindigkeiten, Beschleunigungen) und Belastungen (spannungen) angesetzt werden. Vor der eigentlichen Simulation ist das System ins Anfangsgleichgewicht (equilibrium state) zu setzen.

6.2. Rounding Effekt

Eine Felskluft wird in der Numerik als eine Kontaktoberfläche zwischen zwei Blockkanten definiert. In der Regel werden für jedes Blockpaar entlang der Längskante Datenelemente geschaffen um Punktkontakte zu ermöglichen. Im UDEC Code können angrenzende Blöcke entlang gemeinsamer Kantensegmente oder einzelne, punktuelle Kontaktflächen wie Ecke (Corner) auf Kante (Edge) oder Kante auf Kante verarbeitet werden. In Abbildung 6.3 wird das Schema zur Darstellung der Kontakte grafisch ersichtlich gemacht.

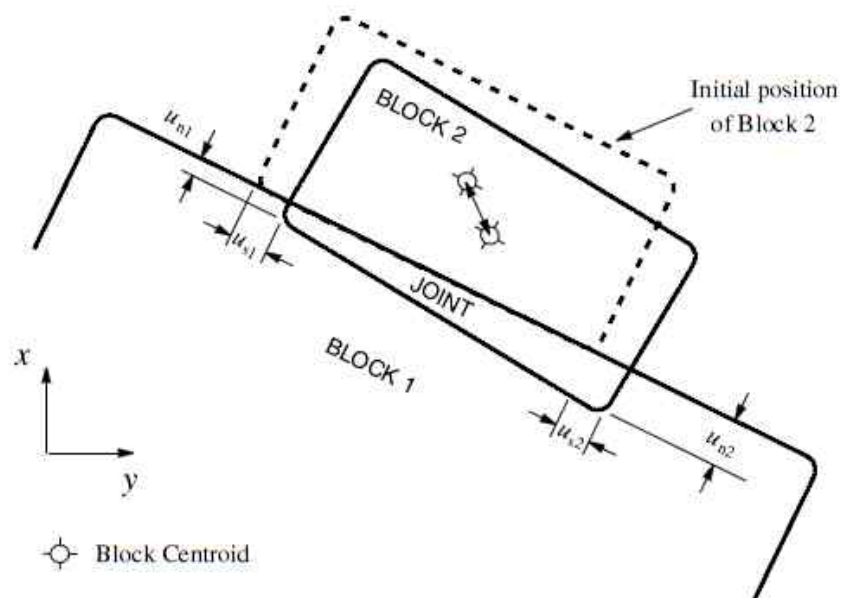
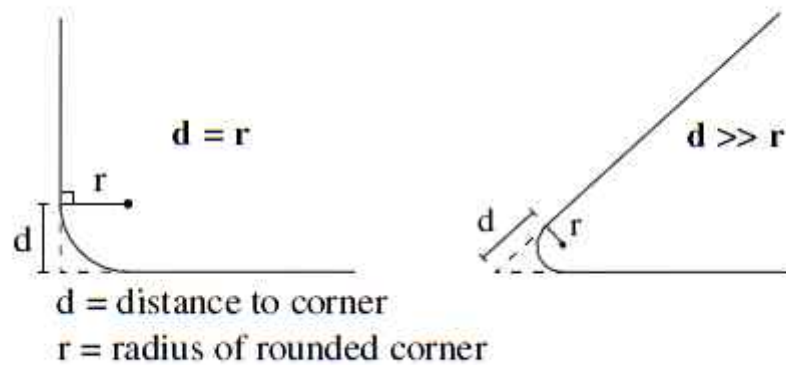


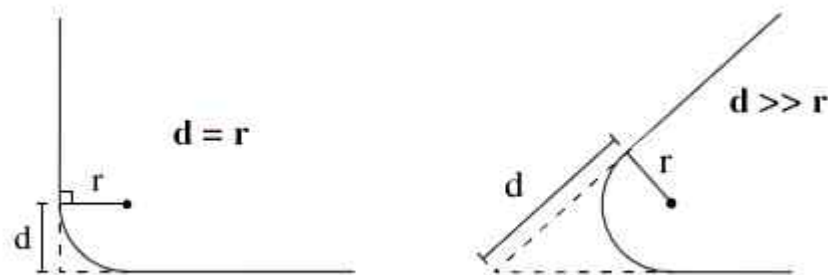
Abbildung 6.3: Kontaktverhalten zweier Blöcke

Bei starren Blöcke (rigid blocks) wird an allen Ecken, und bei jeder Interaktion mit benachbarten Kanten ein Kontakt erstellt. Wenn die Blöcke deformierbar sind, und somit intern mit einer Netzstruktur diskretisiert sind, werden an allen Gitterpunkten, Kontaktpunkte erstellt. Somit kann die Anzahl der Kontaktpunkte als Funktion der Feinheit der Netzeinteilung gesehen werden. Ein spezifisches Problem mit Kontaktbedingungen ist die unrealistische Antwort welche auftreten kann wenn zwei gegenüberliegende Blockecken interagieren. Numerisch können sich diese Situationen blockieren oder festfahren. Dies ist dann das Ergebnis der angenommenen Modellierung, wenn Ecken zu scharf ausgerundet oder zu hohe

Kräfte darauf wirken. In der Realität würden diese Zonen aufgrund von Spannungskonzentrationen zerschern. Eine explizite Modellierung dieses Verhaltens wäre nicht sinnvoll und unpraktikabel. Eine realistische Darstellung kann jedoch durch abrunden der Ecken erreicht werden. So können Blöcke glatt aneinander vorbeigleiten wenn zwei gegenüberliegende Ecken interagieren. Alle Ecken sämtlicher Blöcke werden durch Angabe eines Ausrundungsradiuses gefast. Der Radius des Ausrundungsbogens (Abbildung 6.4), wird durch den tatsächlichen Abstand d von der Spitze aus tangential gebildet. Durch die Angabe dieses Abstandes, anstatt eines fixierten Radius, ist selbst das Stutzen von sehr scharfen Ecken geometrisch vertretbar.



a) Eckausrundung unter Verwendung einer konstanten Ausrundungslänge d



b) Eckausrundung mit konstanten Radius r , Ersichtlichmachung der inakzeptablen Ausrundung der spitzwinkligen Ecke

Abbildung 6.4: Definition Ausrundungsradius in UDEC

Den Kontaktpunkt zwischen zwei Berührungspunkten bildet die normale vom Kreismittelpunkt der Ausrundung zur berührten Kante. Siehe dazu Abbildung 6.5 a).

Wenn zwei Ecken aufeinanderstoßen, ist der Kontaktpunkt am Ausrundungssegment, jener Schnittpunkt, der die Gerade zwischen den zwei Ausrundungsmittelpunkten schneidet (Abbildung 6.5 b).

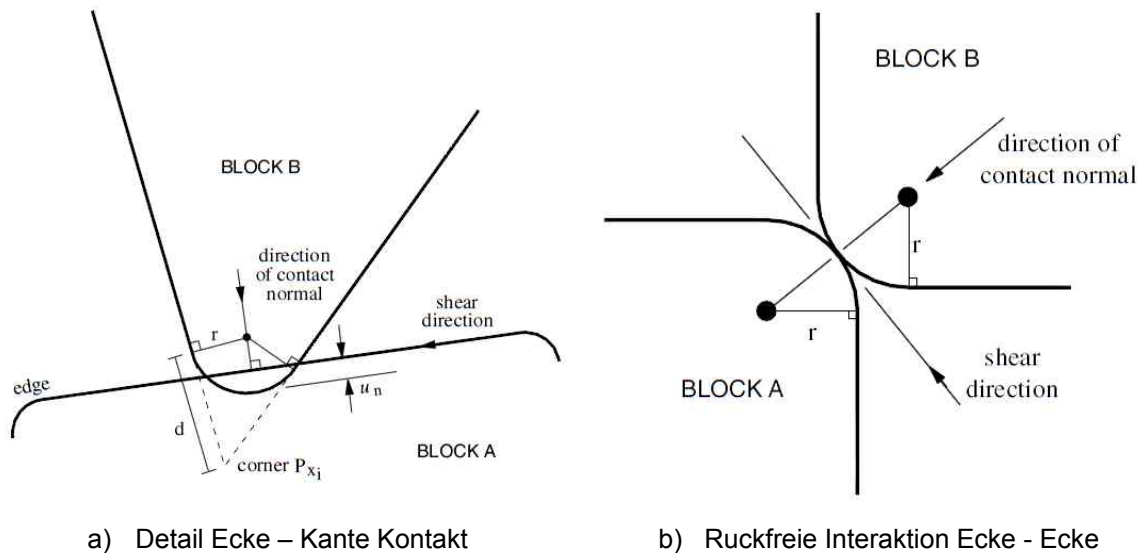


Abbildung 6.5: Normalkraftrichtung bei Kontaktpunkten in UDEC

Wenn bei verformbaren Blöcken ein Rand zu Rand Kontakt auftritt, so wird dieser auch als Ecke zu Rand Kontakt behandelt, jedoch mit dem Unterschied dass diese dann an den Schnittpunkten der Senkrechten zu den Gitterpunkten der vorherigen Zonierung der Blöcke stattfindet. Damit werden zwei Kontakte angelegt, jeweils einer für jeden Gitterpunkt. Dies führt beim aneinander vorbeigleiten zweier Blöcke zu einer höheren Genauigkeit. Die Richtung von Normal- und Scherkraft wirkt bei jedem Ecke-auf Ecke oder Ecke auf Kante Kontakt Normal in Richtung gegenüberliegenden Block (Abbildung 6.5). Diese Abrundungseigenschaften betreffen nur die Kontaktmechanik bei Berechnungen in UDEC. Der Ausrundungsradius kann aber auch bei der falschen Annahme (z.B. zu groß gewählter Radius) zu falschen Ergebnissen führen. Wenn jedoch die Rundungslänge mit ungefähr ein Prozent der Blockkantenlänge eingehalten wird, können laut UDEC™ gute Resultate folgen.

6.3. Blockmodellierung mittels UDEC

Um die Auswirkung des Abrundungseffektes („rounding“) im finiten-Differenzen-Programm UDEC zu untersuchen, wurde das Standardbeispiel von Goodman & Bray (1976) mittels UDEC modelliert (Abbildung 6.6).

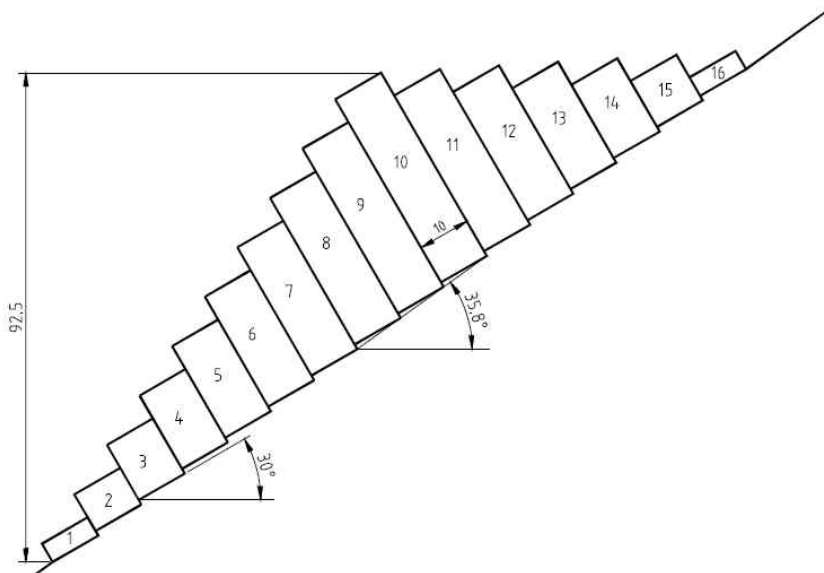


Abbildung 6.6: Modell Standardbeispiel Goodman & Bray (1976)

		linear elastisch, isotropes Blockmodell	Kluftsteifigkeiten		
Dichte ρ	kg/m ³	2548	normal zur Kluftebene jkn	N/m ²	2,00E+09
E	N/m ²	1,10E+09	parallel zur Kluftebene jks	N/m ²	1,26E+10
ν		0,25	Scherparameter		
bulk modulus	N/m ²	7,30E+08	Reibungswinkel ϕ	°	45
shear modulus	N/m ²	4,00E+08	Kohäsion c	N/m ²	0,00

Tabelle 6.1: Block- und Kluftsteigenschaften UDEC des Standardmodells nach Goodman & Bray

Anschließend wurde mit verschiedenen Rundungswerten der Sicherheitsfaktor ermittelt. Laut UDEC sollte die Abrundungslänge wie oben beschrieben ungefähr 1,00 % der Blockkantenlänge betragen. Dies wäre ein Wert von $\text{round} = 10\text{m} \cdot 1\% = 0,1$. Für die Formulierung der Blöcke wurde ein linear elastisch, isotropes Materialverhalten verwendet. Die Trennflächen zwischen den Blöcken wurden durch ein Kluftmodell mit flächigen Kontakt mit Coulomb'scher Reibung beschrieben. Nachfolgend die Eingabedatei des Blockmodelles.

```

;-----
;Kontaktflächen Rundung
;-----
round 0.06
;-----
;Blockerstellung Standardbeispiel Goodman & Bray
;-----
block 0,0 13.87,10 11.87,13.46 20.63,18.46 18.02,22.81 26.68,27.81 &
24.17,32.15 32.83,37.15 30.32,41.5 38.98,46.5 36.48,50.84
45.14,55.84 &
42.63,60.18 51.29,65.18 48.78,69.53 57.44,74.53 54.93,78.87
63.59,83.87 &
61.08,88.71 69.75,93.21 67.24,97.56 75.93,102.5 78.39,98.24
87.05,103.24 &
89.54,98.93 98.2,103.93 100.69,99.61 109.35,104.62 111.85,100.29 &
120.51,105.29 123,100.98 131.66,105.98 134.15,101.66 142.81,106.66 &
144.81,103.2 160.75,114.69 160.75,0
;-Block 1
crack 13.87,10 22.53,15
crack 22.53,15 20.63,18.46
;-Block 2
crack 22.02,15.88 30.68,20.88
crack 30.68,20.88 26.68,27.81
;-Block 3
crack 30.17,21.76 38.83,26.76
crack 38.83,26.76 32.83,37.15
;-Block 4
crack 38.32,27.64 46.98,32.64
crack 46.98,32.64 38.98,46.5
;-Block 5
crack 46.48,33.52 55.14,38.52
crack 55.14,38.52 45.14,55.84
;-Block 6
crack 54.63,39.4 63.29,44.4
crack 63.29,44.4 51.29,65.18
;-Block 7
crack 62.78,45.28 71.44,50.28
crack 71.44,50.28 57.44,74.53
;-Block 8
crack 70.93,51.16 79.59,56.16
crack 79.59,56.16 63.59,83.87
;-Block 9
crack 79.08,57.04 87.75,62.04
crack 87.75,62.04 69.75,93.21
;-Block 10
crack 87.24,62.92 95.9,67.92
crack 95.9,67.92 78.39,98.24
;-Block 11
crack 95.39,68.8 104.05,73.8
crack 104.05,73.8 89.54,98.93
;-Block 12
crack 103.54,74.68 112.2 79.68
crack 112.2 79.68 100.69,99.61
;-Block 13
crack 111.69,80.56 120.35,85.56
crack 120.35,85.56 111.85,100.29
;-Block 14

```

```

crack 119.85,86.44 128.51,91.44
crack 128.51,91.44 123,100.98
;-Block 15
crack 128,92.32 136.66,97.32
crack 136.66,97.32 134.15,101.66
;-Block 16
crack 136.15,98.2 144.81,103.2
;-----
;Materialzuweisung
;-----
table 1 0,0 13.87,10 22.53,15 22.02,15.88 30.68,20.88 30.17,21.76
38.83,26.76 38.32,27.64 46.98,32.64 &
46.48,33.52 55.14,38.52 54.63,39.4 63.29,44.4 62.78,45.28
71.44,50.28 70.93,51.16 79.59,56.16 &
79.08,57.04 87.75,62.04 87.24,62.92 95.9,67.92 95.39,68.8
104.05,73.8 103.54,74.68 112.2 79.68 &
111.69,80.56 120.35,85.56 119.85,86.44 128.51,91.44 128,92.32
136.66,97.32 136.15,98.2 144.81,103.2 &
160.75,114.69 160.75,0 0,0
group block bl_stein range outside table 1
group block bl_festge range inside table 1
;-----
;Zonen erstellen, def. Kantenlänge der Netzmaschen
;-----
gen edge 5.0
group zone stein range outside table 1
group zone festge range inside table 1
group joint joints
;-----
;Boundary conditions:
;-----
boundary xvelocity 0 range yrange -1,1
boundary yvelocity 0 range yrange -1,1
boundary xvelocity 0 range xrange 158,162
;-----
;Fish fuer Scher_Kompressions_modul
;-----
def ber_Bus
s_mod = Emod / ( 2.0 * (1.0 + Ny ))
b_mod = Emod / ( 3.0 * (1.0 - 2*Ny))
j_mod = (( b_mod + 4/3 * s_mod ) / 1.0 ) * 10
end
;-----
;Gravitation:
;-----
set gravity=0.0 -9.81
;-----
;Materialeigenschaften:
;-----
set Emod=1.0992e9 Ny=0.25
ber_Bus
;-----
;Eigenschaften Stein (Blöcke)
;-----
zone model mohr density 2548 bulk=b_mod shear=s_mod friction 60
cohesion 1e9 tension 1e9 range group stein
;-----

```

```
;Eigenschaften Festblock
;-----
zone model elastic dens 2800 bulk 1e14 shear 1e14 range
group festge
;-----
;Eigenschaften Klüfte
;-----
joint model area jks=j_mod jkn 2e9 jfriction 45 jcoh 0 range
group joints
;-----
;Eigenschaft bei neuen Kontaktflächen
;-----
set jcondf joint model area jks=j_mod jkn 2e9 jfriction=45
jcoh 0
;-----
;Berechnungsschritte
;-----
solve fos exclude friction cohesion file.sav
hist unbal
```

Weiters wurden die Böschungen aus Versuch 2.1 und 2.2, Abbildung 4.4, mit UDEC als deformierbare Blöcke modelliert. Die Steifigkeiten und Parameter wurden so weit überhöht, dass es zu einer Ausbildung von Starrkörpern kam. Anschließend wurde mit den Parametern in Tabelle 6.2 die Sicherheitsfaktoren berechnet. Um den großen Unterschied zwischen vorhandener Kohäsion und Fehlen dieser in der Berechnungsmethode von Goodman & Bray in Kapitel 5, in UDEC auszuschließen wurden sämtliche Böschungen mit einer Kohäsion von 100 kPa beaufschlagt.

In Abbildung 6.7 werden die vier Geometrien der modellierten Böschungen ersichtlich gemacht.

		linear elastisch, isotropes Blockmodell	Kluftsteifigkeiten	
Dichte ρ	kg/m ³	2548	normal zur Kluftebene j_{kn}	N/m ² 2,00E+09
E	N/m ²	1,10E+09	parallel zur Kluftebene j_{ks}	N/m ² 1,26E+10
ν		0,25	Scherparameter	
bulk modulus	N/m ²	7,30E+08	Reibungswinkel ϕ	° 45
shear modulus	N/m ²	4,00E+08	Kohäsion c	kPa 0,00/100

Tabelle 6.2: Block und Kluftigenschaften UDEC der modellierten Base Friction Versuche

Versuch Nr.	Böschungsgeom.			Base Friction Böschungsgeometrie mit UDEC modelliert	
	ψ	α	β	Niedere Böschung (H=10cm)	Hohe Böschung (H=20cm)
2.1 UDEC	75°	75°	15°		
	75°	60°	30°		

Abbildung 6.7: In UDEC modellierte Böschungsgeometrien

6.4. Berechnungsergebnisse der UDEC Modellierungen

Die Modellierung des Standardmodelles von Goodman & Bray mit verschiedenen Ausrundungslängen lieferte, wie in Abbildung 6.8 ersichtlich, folgende Ergebnisse;

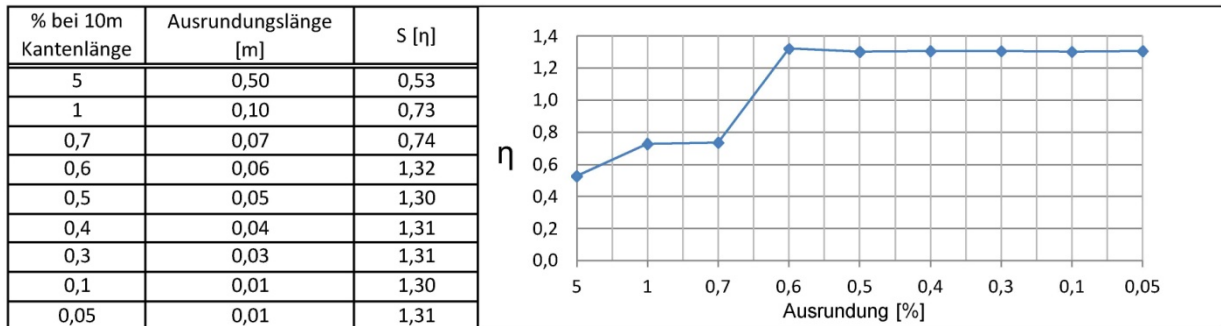


Abbildung 6.8: Auswirkung der Ausrundungslänge auf den Sicherheitsfaktor in UDEC

Dabei wird ersichtlich, dass für Problemstellungen die ausschließlich das Kippen betreffen, mit Ausrundungswerten über 0,6 % der Blockkantenlänge, das Verhalten des Sicherheitsfaktors wesentlich beeinflusst wird. Dabei steigt der Sicherheitsfaktor η bis zu einer Ausrundung von 0,6% an und verläuft dann konstant bei kleiner werdenden Ausrundungslängen. Es kommt bei diesem Effekt zu einer annähernden Verdoppelung des Sicherheitsfaktors und damit zur Übereinstimmung mit dem ursprünglichen Goodman & Bray Ergebnissen des Standardbeispiels.

Bei der Nachrechnung der Base Friction Modelle aus Versuch 2.1 und 2.2 mittels UDEC konnte festgestellt werden, dass beide Methoden denselben Versagensablauf abbilden. Somit kann die Aussage von Spang (1976), dass das Base Friction Modell ein ungeeignetes Entwurfsmittel, jedoch eine gut brauchbare Methode für die Grundlagenforschung in der Felsmechanik ist, durchaus bestätigt werden.

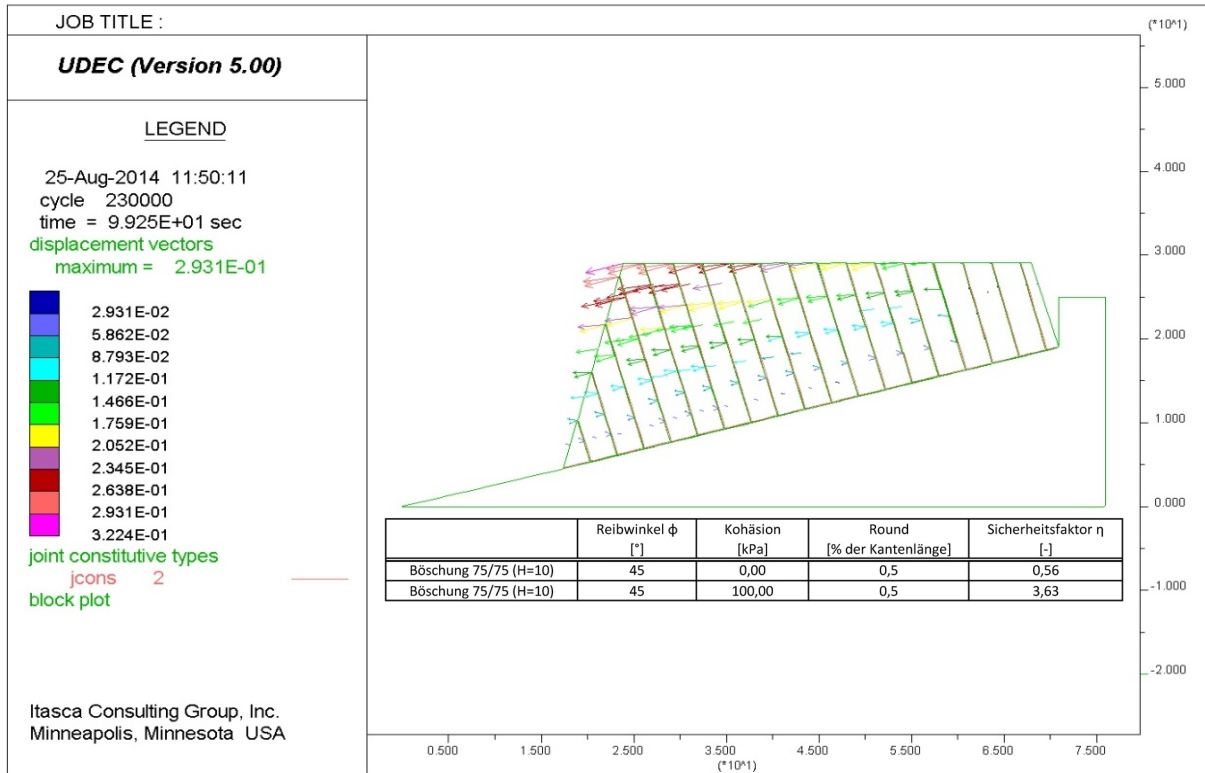


Abbildung 6.9: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) 75°/75°, Höhe 10 m.

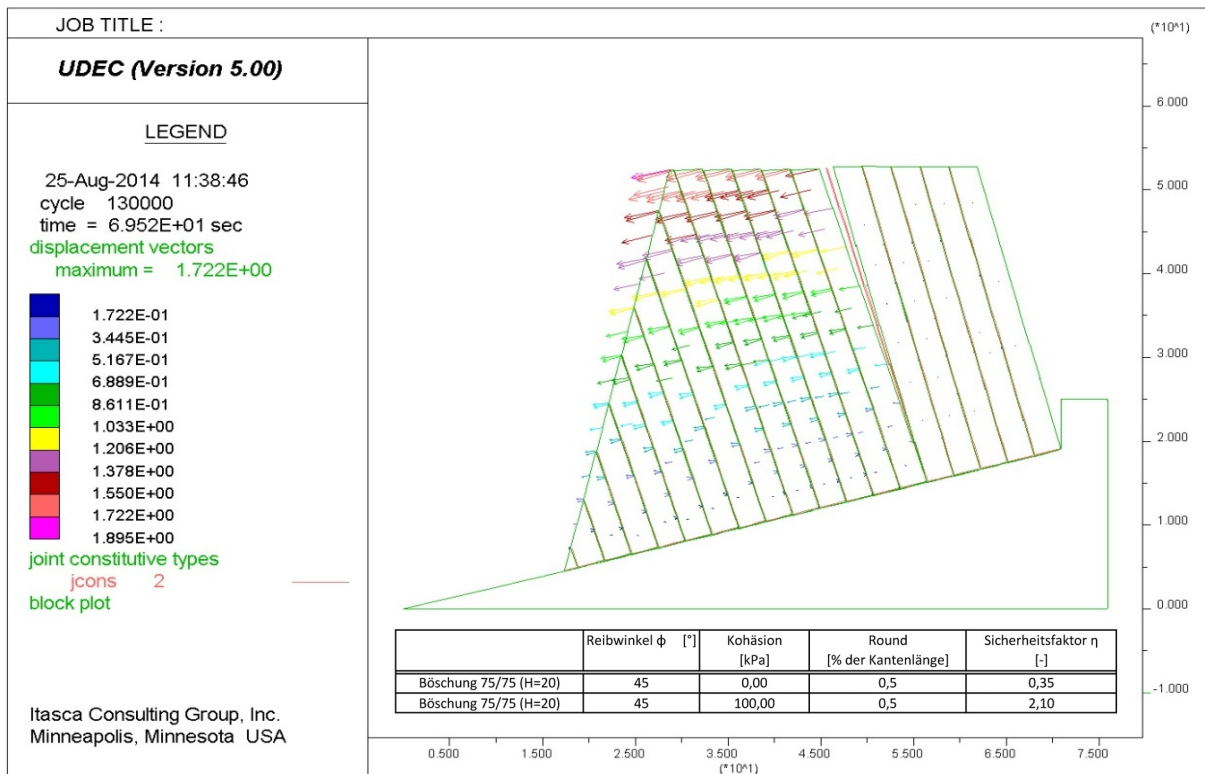


Abbildung 6.10: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) von 75°/75°, Höhe 20 m.

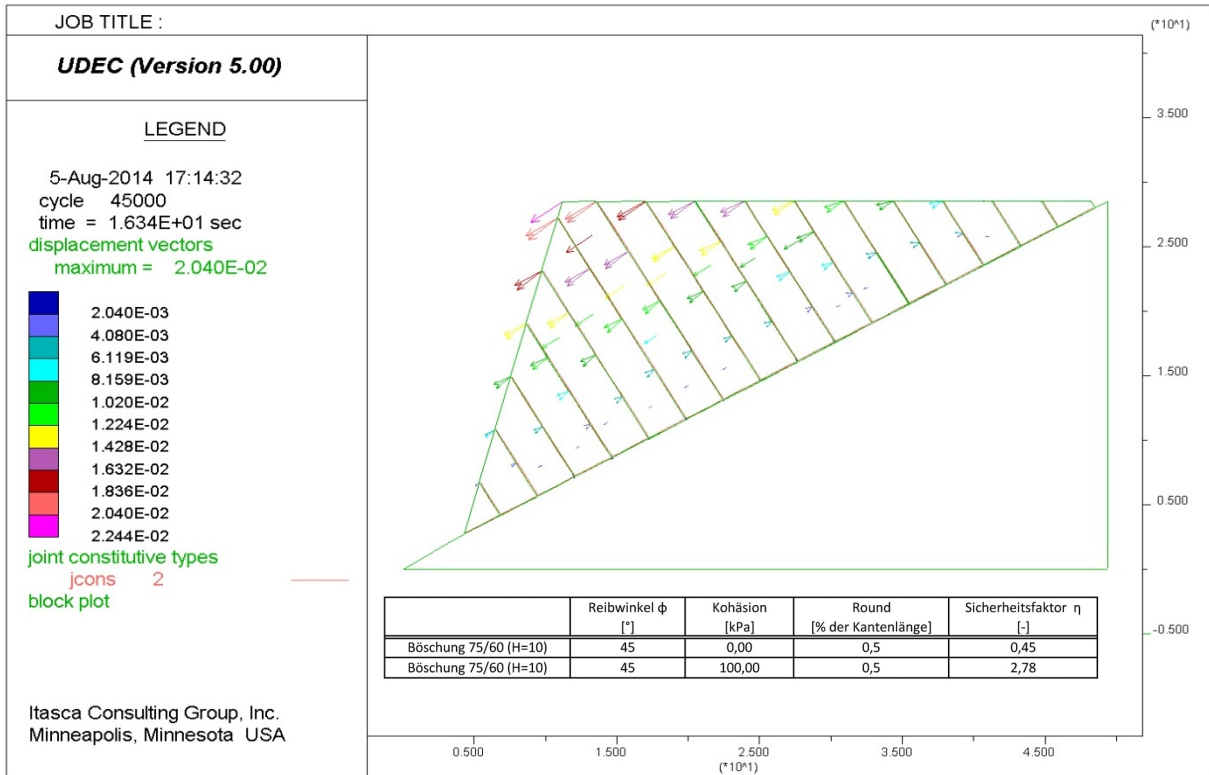


Abbildung 6.11: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) von 75°/60°, Höhe 10 m.

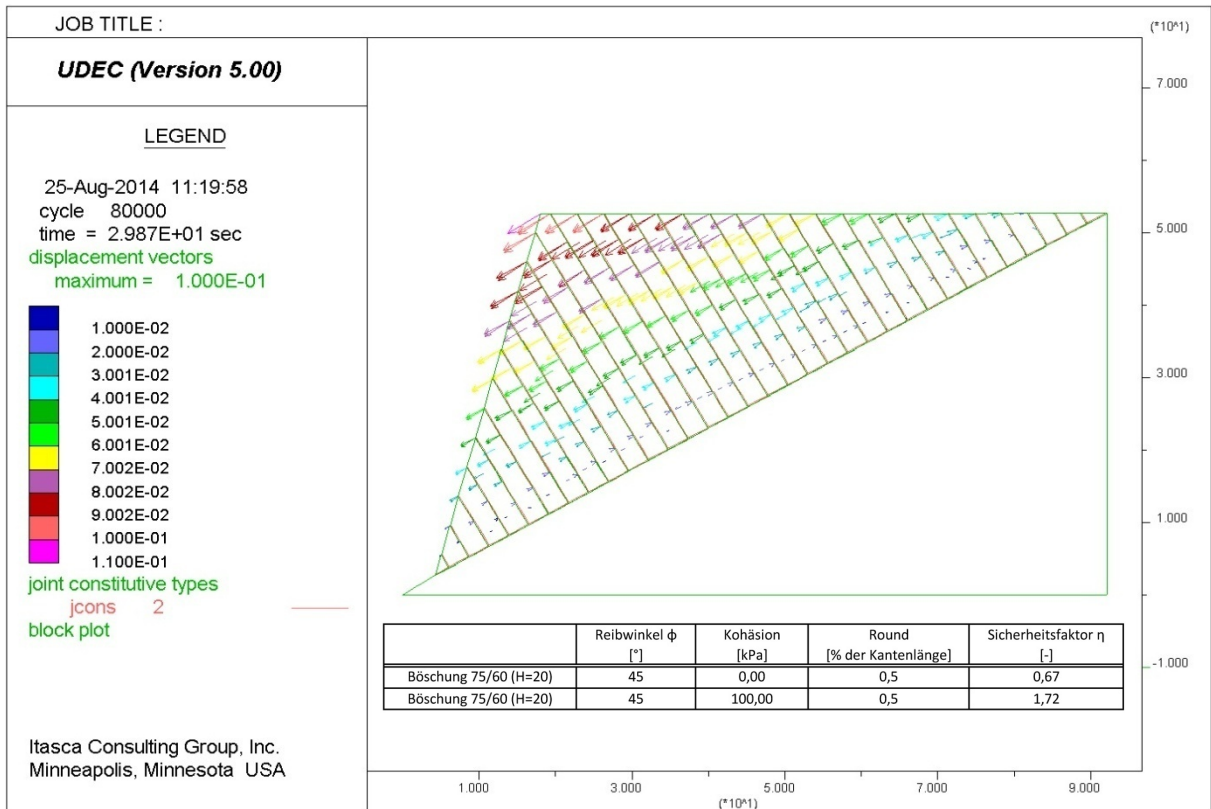


Abbildung 6.12: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) von 75°/60°, Höhe 20 m.

7. Vergleich der Berechnungsverfahren

In den vorhergehenden Kapiteln wurden Berechnungen zur Bestimmung des Sicherheitsfaktors η mittels folgenden Methoden durchgeführt:

- Methode nach J. A. Hudson & J. P. Harrison (1997)
- Grenzgleichgewichtsbetrachtung nach R. E. Goodman & J. W. Bray (1976)
- Standsicherheitsberechnung mittels finiter Differenzen UDEC.

Das Grenzgleichgewichtsverfahren nach Goodman & Bray (1976), das mittels dem analytischen Programm RocTopple von Rocscience angewendet wurde, lieferte bei Änderung von Kluffabstand und Kluffreibungswinkel im kohäsionslosen Kluffmaterial bei veränderlicher Böschungshöhe, kaum ersichtliche Unterschiede im berechneten Sicherheitsfaktor. Im Gegensatz dazu reagierte die UDEC Berechnung, bei fehlender Kohäsion in der Kluft, sensibler und zeigte bei einer Böschungsneigung ψ von 75° und einem Kluffallwinkel $\alpha = 75^\circ$, bei unterschiedlichen Böschungshöhen, Differenzen im Sicherheitsfaktor auf, welche auf einen Maßstabeffekt zurückgeführt werden könnten. Nach Annahme einer Kohäsion von 100 kPa in den Klüften, sei es in RocTopple als auch in UDEC, zeigten sich durch Variation der Böschungshöhe und gleichbleibenden Geometrie- und Festigkeitsparametern, eindeutige, maßstabsbezogene Sicherheitsfaktoren. Bei den Berechnungen mittels RocTopple konnte bei Verdoppelung der Böschungshöhe, bei einer Böschungsneigung ψ zwischen 60° und 90° , ein Abfall des Sicherheitsfaktors um die Hälfte festgestellt werden. Die ermittelte Bandbreite der Sicherheitsfaktoren der UDEC Untersuchung mit kohäsivem Kluffmaterial, bei veränderlicher Böschungshöhe und denselben Geometrien wie bei RocTopple, war auffallend schmaler. Es resultierten generell niedrigere Standsicherheitsfaktoren, welche sich im Gegensatz zu den Berechnungen mittels RocTopple, bei Verdoppelung der Böschungshöhe zwar deutlich abminderten, jedoch keine Halbierung aufwiesen (Abbildung 7.1). Die Methode nach J. A. Hudson & J. P. Harrison (1997) berücksichtigt keine Böschungshöhe und keine Kohäsion. Die mittels dieser Methode ermittelten Sicherheitsfaktoren stimmen mit den geometrisch selben Böschungen der RocTopple Berechnung, bei Vernachlässigung der Kluffkohäsion, sehr gut überein. Sie liegen somit im Vergleich zu den Standsicherheiten welche mittels RocTopple oder UDEC,

unter Berücksichtigung der Kohäsion in den Klüften berechnet wurden, auf der sicheren Seite. Aufgrund dessen bildet die Methode nach J.A. Hudson & J. P. Harrison eine sehr gute Methode für die Erste, schnelle Abschätzung der Standsicherheit einer tafelförmig geklüfteten Felsböschung.

Es zeigt sich somit, dass die unterschiedlichen Berechnungsmethoden zur Beurteilung der Standsicherheit einer Felsböschung, teilweise große Unterschiede, bei gleichen Geometrie- und Festigkeitsparametern, im Ergebnis aufweisen. In sämtlichen Berechnungsmodellen, bei denen die Kluffkohäsion in die Rechnung mit einfließt, verstärkt dies die Ausbildung eines Maßstabeffektes.

Bei Verwendung des analytischen Programmes RocTopple zur Beurteilung der Standsicherheit einer Felsböschung sollte in Bezug auf die Kohäsion noch folgendes angemerkt werden. Das Programm lässt eine getrennte Eingabe der Kohäsion für die Basiskluft und den Klüften zwischen den Blöcken über die Höhe y_n zu (Abbildung 7.2). Dabei hat die Kohäsion in der Basis hauptsächlich Einfluss auf die gleitenden Blöcke. Das Einführen einer Kohäsion zwischen den Blöcken hingegen beeinflusst maßgebend den Kippvorgang. Das Programm gibt auf der grafischen Eingabemaske den Hinweis, dass die Berechnung der Scherspannung nach dem Bruchkriterium von Mohr-Coulomb mit $\tau = c + \sigma_n * \tan \varphi$ erfolgt. Laut „RocTopple Theory Manual“ ist jedoch nicht ersichtlich in welchem Maße die Kohäsion einfließt. Die Scherkraft in den Klüften zwischen den Blöcken wird lediglich als Funktion der rückhaltenden bzw. treibenden Kräfte in horizontaler und vertikaler Richtung beschrieben. Gemäß der Publikation von R.E. Goodman und J.W. Bray 1976 – „Toppling of Rock Slopes“ wird auf das Bruchkriterium auch nicht eingegangen und es bildet nur der Reibbeiwert μ rückhaltende Kräfte.

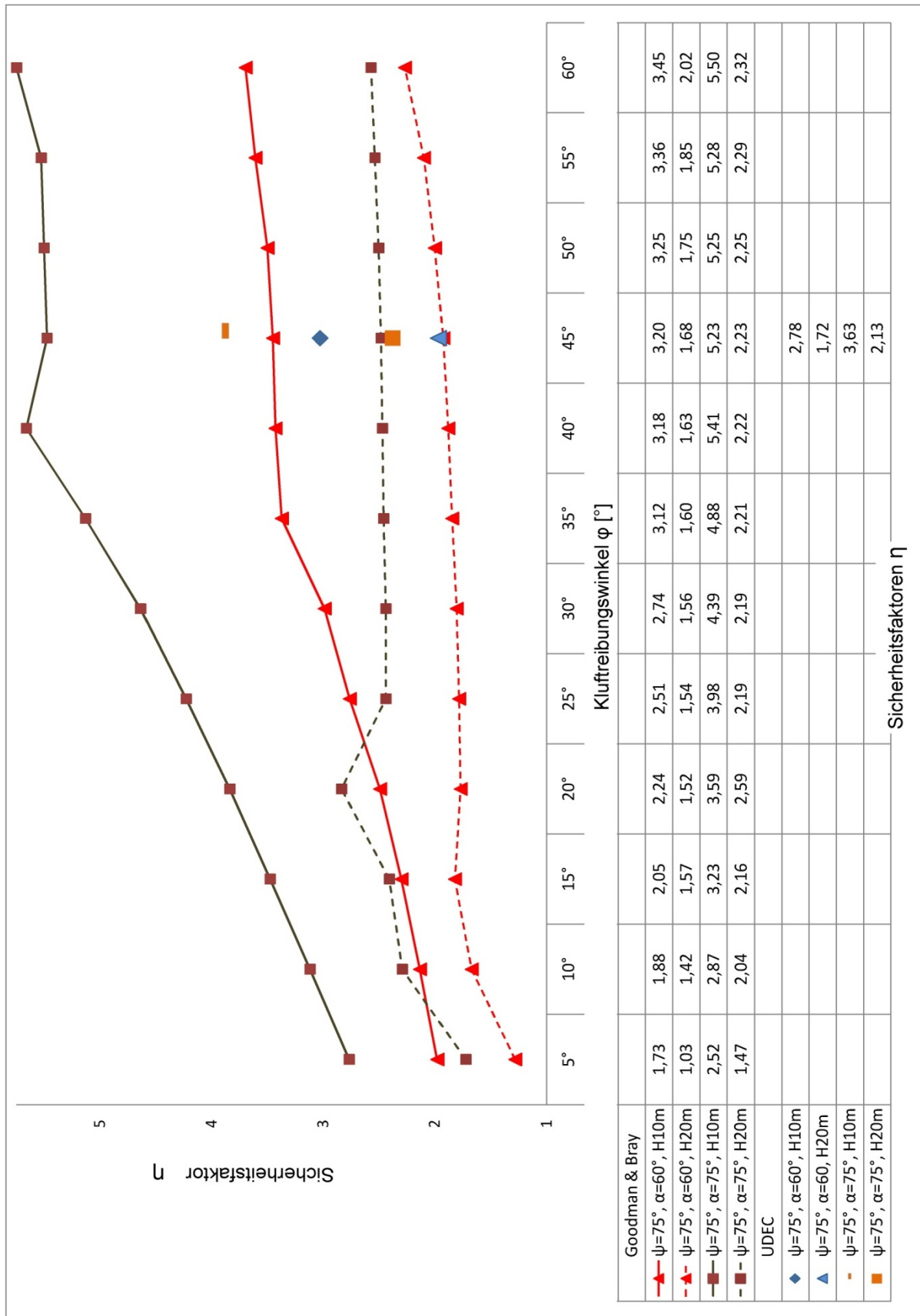


Abbildung 7.1: Abhängigkeit des Sicherheitsfaktors η von der Böschungsgeometrie (ψ - α) und den Reibungswinkeln im kohäsiven Material. Überlagerung der Methoden RocTople und UDEC

Es traten auch Differenzen im Sicherheitsfaktor zwischen dem Standardbeispiel von Goodman & Bray (1976) und demselben, mittels RocTopple modellierten, auf. Dabei wurde ersichtlich, dass RocTopple längere Felslamellen bei sonst identischen Parametern berechnete. Das Programm stellt den Basisbruchwinkel β (Overall Base Inclination) grafisch, um den Wert b parallel verschoben, auf seiner Programmoberfläche dar (Abbildung 7.1).

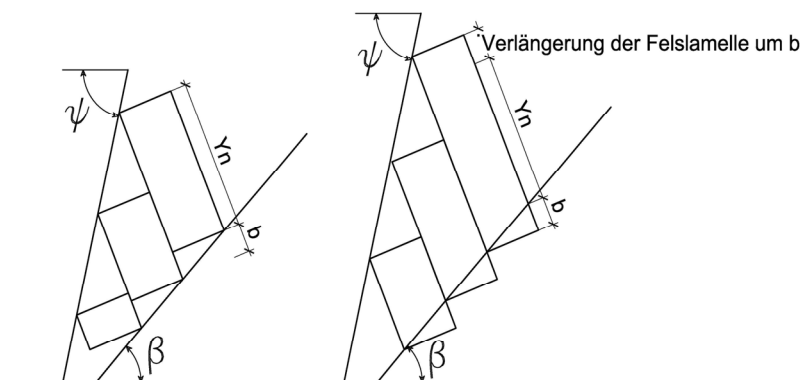


Abbildung 7.2: Definition Basisbruchwinkel (β), nach Goodman & Bray links; nach RocTopple rechts dargestellt.

Dies hat zur Folge, dass im Vergleich zu Goodman & Bray (1976), die Blockhöhen different sind und dadurch, sich ein Unterschied im Sicherheitsfaktor einstellt. Diese Feststellung lässt nun aufgrund der fehlenden Literatur vermuten, dass dadurch, das Programm RocTopple, im Gegensatz zum Grenzgleichgewichtsverfahren nach Goodman & Bray, niedrigere Sicherheitsfaktoren kalkuliert.

8. Zusammenfassung

Die Aufgabenstellung dieser Arbeit war die Untersuchung des Maßstabeffekts und der Einfluss des Rechenmodells auf den Standsicherheitsfaktor beim Versagensmechanismus „Kippen“ von geklüfteten Felsböschungen mittels folgender Modelle:

- Base Friction Gerät (physikalisches Modell)
- Methode nach J. A. Hudson & J. P. Harrison (1997)
- Grenzgleichgewichtsbetrachtung nach Goodman & Bray (1976)
- Finite Differenzen Methode – UDEC (Itasca Consulting Group).

In den physikalischen Modellversuchen mittels der Base Friction Maschine wurden zwei Versuchsreihen mit jeweils unterschiedlichem Material durchgeführt. Material 1 bildete ein kohäsives Sand-Mehl-Öl Gemisch. Durch seine Konsistenz konnten sich eventuell auftretende Brüche frei ausbilden. Die hergestellten Modelle wurden mit zwei unterschiedlichen Böschungshöhen und gleichbleibenden Böschungs- und Kluffallwinkel in die Base Friction Maschine eingebaut. Die Modelle mit Material 1 zeigten, dass der sich ausbildende Basisbruchwinkel der Böschung nur vom Kluffallwinkel abhängig ist. Mittels wiederholter Versuche wurde bei konstantem Kluftabstand und Variation der Böschungs- und Kluffallwinkel jene Konstellationen bei geringer Böschungshöhe bestimmt, bei der die jeweilige Böschung instabil wurde. Bei gleicher Winkelgeometrie, aber größerer Böschungshöhe versagten diese Böschungen. Das bedeutet, dass in den Base Friction Versuchen mit kohäsivem Sand-Mehl-Öl Gemisch ein Maßstabeffekt zu beobachten war. Material 2 bildete St. Margarethner Kalksandstein. Diese Modelle simulierten daher Böschungen in festem, geklüftetem Gebirge ohne Kluftkohäsion und wurden mit denselben zwei Höhen und mit denselben Kluft- und Böschungsgeometrien wie die Modelle aus Material 1 in die Base Friction Maschine eingebaut. Der Versagensablauf zeigte den Kippvorgang einer tafelförmig geklüfteten Felsböschung, wie von Goodman & Bray (1976) beschrieben, sehr gut. Beim Material 2 wurde durch die fehlende Kluftkohäsion kein Maßstabeffekt beobachtet.

In den Grenzgleichgewichtsbetrachtungen nach Goodman & Bray (1976) mittels des Programmes RocTople von Rocscience wurden die Eingangsparameter

Kluftabstand, Kluftreibungswinkel und Kluftkohäsion bei veränderlicher Böschungshöhe variiert und eruiert, welchen Einfluss diese auf den Sicherheitsfaktor haben. Die Felslamellenbreite wurde „schmal“ mit einem halben Meter und „breit“ mit eineinhalb Metern angenommen. Der Einfluss der Felslamellenbreite auf den Standsicherheitsfaktor bei nicht kohäsivem Kluftmaterial (Kohäsion der Kluft = 0) war vernachlässigbar klein. Durch Einführung von kohäsivem Material in der Kluft bildete sich jedoch ein Maßstabeffekt aus. Bei gleichem Kluftreibungswinkel und kohäsionslosem Kluftmaterial zeigten sich bei Böschungsneigungen zwischen 60° und 75° unabhängig vom Kluftfallwinkel keine Änderungen des Standsicherheitsfaktors. Die Höhe der Böschung hatte bei kohäsionslosem Kluftmaterial keine Auswirkung auf den Sicherheitsfaktor. Bei Berücksichtigung einer Kohäsion von 100 kPa in der Kluft konnte jedoch ein Größeneffekt festgestellt werden. Bei Verdoppelung der Böschungshöhe wurde der Standsicherheitsfaktor halbiert. Der Bestimmung der Kohäsion in Klüften kommt daher bei Standsicherheitsuntersuchungen von kippenden Felsböschungen große Bedeutung zu.

Die mittels RocTopple untersuchten Böschungen mit unterschiedlichen Böschungs- und Kluftfallwinkeln wurden auch mittels des distinkten Elemente Codes UDEC modelliert. Dabei ergab sich bei gleichen Geometrie- und Festigkeitsparametern derselbe Maßstabeffekt wie bei den Berechnungen mittels RocTopple. Bei einer Kohäsion von 100 kPa und Verdoppelung der Böschungshöhe bei gleichbleibenden Geometrien halbierte sich der Sicherheitsfaktor.

Die UDEC Berechnungen ergaben zwar bei der hohen Böschung annähernd dieselben Sicherheitsfaktoren wie bei den Goodman Berechnungen, im Bereich der niederen Böschung wichen die Sicherheitsfaktoren der jeweiligen Berechnungsverfahren jedoch ab.

Eine ausschlaggebende Rolle bei der Modellierung von kippenden Felsböschungen mittels UDEC spielt der Ausrundungswert der Blockkanten. Die Ausrundung von Blockkanten kann ein Abfallen des Sicherheitsfaktors um die Hälfte bewirken. Dies zeigte sich bei der Nachrechnung des Standardbeispiels nach Goodman & Bray. UDEC empfiehlt einen Ausrundungswert von 1 % der Blockkantenlänge. Bei diesem

Wert stellt sich jedoch ein Sicherheitsfaktor von ungefähr der Hälfte des Wertes nach Goodman & Bray ein. Bei Verkleinerung der Ausrundungslänge auf 0,6% ergibt sich mittels UDEC derselbe Standsicherheitsfaktor wie mittels RocTopple. Bei Untersuchungen von kippenden Böschungen mittels UDEC ist daher besonders auf die Ausrundung der Blockkanten zu achten.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass beim physikalischen Modell (Base Friction Modell) als auch bei den rechnerischen Verfahren zur Standsicherheitsbeurteilung einer Felsböschung die Kohäsion in den Klüften einen Maßstabeffekt bewirkte. Der Bestimmung der Kohäsion in Klüften kommt daher bei Standsicherheitsuntersuchungen von kippenden Felsböschungen große Bedeutung zu. Die Untersuchungen haben darüber hinaus gezeigt, dass das Rechenmodell deutlichen Einfluss auf den damit ermittelten Standsicherheitsfaktor hat. Standsicherheitsnachweise von Felsböschungen, die möglicherweise kippen könnten, sollten daher nach mehreren Verfahren durchgeführt werden und der dabei ermittelte, geringste Standsicherheitsfaktor als maßgebend betrachtet werden.

9. Verzeichnisse

9.1. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1: Versagensmechanismus Kippen bei tafelförmig angeordneten Felslamellen	1
Abbildung 2.1: Definition Böschungsneigung ($\psi=65^\circ$), Kluffallwinkel ($\alpha=63^\circ$), Kluftreibungswinkel ($\varphi=38^\circ$)	2
Abbildung 2.2: Lagenkugel zur grafischen Ermittlung ob Gleiten in der Kluft und dadurch Kippen auftritt	4
Abbildung 3.1: Wirkende Kräfte auf einen Block auf der schiefen Ebene	5
Abbildung 3.2: Kräfte am unteren Block Abbildung 3.3: Kräfte am oberen Block	6
Abbildung 4.1: Grundriss der Base Friction Maschine	8
Abbildung 4.2: Schemata des Versuchsaufbaues	10
Abbildung 4.3: Ausgewählte $\psi - \alpha$ Konstellationen mit Versagensablauf aus Versuch I.	13
Abbildung 4.4: Ausgewählte $\psi - \alpha$ Stellung mit Versagensablauf aus Versuch 2. Ohne Translationsmöglichkeit und somit ohne Dilatanz der letzten Lamelle.	14
Abbildung 4.5: Versagensablauf aus Versuch 2 mit Freistrecke hinter der höchsten Felslamelle	14
Abbildung 4.6: Abhängigkeit Basisbruchwinkel β zu Kluffstellungswinkel α verschiedener Böschungsneigungen ψ	15
Abbildung 4.7: Dilatanzverhalten bei Versuch 2 Abbildung 4.8: Dilatanzverhalten (Zamback 1983)	16
Abbildung 4.9: Verdrehung der höchsten Felslamelle ω in Abhängigkeit des Kluffstellungswinkels α	17
Abbildung 4.10: Verdrehung der höchsten Felslamelle ω in Abhängigkeit des Kluffstellungswinkels α	18
Abbildung 5.1: Modell für Grenzgleichgewichtsbetrachtung auf treppenförmiger Basis (Goodman and Bray 1976)	20
Abbildung 5.2: Grenzgleichgewichtsbedingung für Gleiten und Kippen für den n-ten Block: (a)angreifende Kräfte auf n-ten Block; (b) Kippen des n-ten Blockes; (c) Gleiten des n-ten Blockes. (Goodman and Bray 1976)	21

Abbildung 5.3: Standard – Böschungsmodell nach Goodman & Bray (1976)	24
Abbildung 5.4: Einfluss der Felslamellenbreite mit kohäsivem Kluftmaterial auf den Sicherheitsfaktor η	27
Abbildung 5.5: Abhängigkeit des Sicherheitsfaktors η von der Böschungsgeometrie (ψ - α) und den Reibungswinkeln im nicht kohäsiven Kluftmaterial	28
Abbildung 5.6: Abhängigkeit des Sicherheitsfaktors η von der Böschungsgeometrie (ψ - α) und den Reibungswinkeln im kohäsiven Kluftmaterial	29
Abbildung 5.7: Verhalten des Sicherheitsfaktors η von verschiedenen Böschungsgeometrien ohne Kohäsion (Werte aus Tabelle 5.2).....	33
Abbildung 5.8: Verhalten des Sicherheitsfaktors η von verschiedenen Böschungsgeometrien mit kohäsivem Material (Werte aus Tabelle 5.2).....	34
Abbildung 6.1: Berechnungskreislauf der „Distinct Element Method“ UDEC 5.0.....	36
Abbildung 6.2: Zonierung eines Blocksystems.....	38
Abbildung 6.3: Kontaktverhalten zweier Blöcke	40
Abbildung 6.4: Definition Ausrundungsradius in UDEC	41
Abbildung 6.5: Normalkraftrichtung bei Kontaktpunkten in UDEC	42
Abbildung 6.6: Modell Standardbeispiel Goodman & Bray (1976).....	43
Abbildung 6.7: In UDEC modellierte Böschungsgeometrien.....	47
Abbildung 6.8: Auswirkung der Ausrundungslänge auf den Sicherheitsfaktor in UDEC	48
Abbildung 6.9: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) $75^\circ/75^\circ$, Höhe 10 m.....	49
Abbildung 6.10: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) von $75^\circ/75^\circ$, Höhe 20 m.....	49
Abbildung 6.11: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) von $75^\circ/60^\circ$, Höhe 10 m.....	50
Abbildung 6.12: Verschiebungen bei Böschungsgeometrie (ψ - α) von $75^\circ/60^\circ$, Höhe 20 m.....	50
Abbildung 7.1: Abhängigkeit des Sicherheitsfaktors η von der Böschungsgeometrie (ψ - α) und den Reibungswinkeln im kohäsiven Material. Überlagerung der Methoden RocTople und UDEC	53
Abbildung 7.2: Definition Basisbruchwinkel (β), nach Goodman & Bray links; nach RocTopple rechts dargestellt.	54

9.2. Tabellenverzeichnis

Tabelle 5.1: Auswirkung der Felslamellenbreite d und der Kohäsion c auf den Sicherheitsfaktor	26
Tabelle 5.2: Verhalten des Sicherheitsfaktors η bei kohäsivem Kluffüllmaterial nach Goodman & Bray und Vergleich mit alternativem Grenzgleichgewichtsverfahren „Modus Equal Area“	30
Tabelle 6.1: Block- und Klufteigenschaften UDEC des Standardmodells nach Goodman & Bray	43
Tabelle 6.2: Block und Klufteigenschaften UDEC der modellierten Base Friction Versuche	47

Literaturangaben

- Spang R. M (1976). Möglichkeiten und Grenzen des Base friction Konzepts Rock Mechanics 8, 185-198.
- Goricki A. (1999). Diplomarbeit „Base Friction Versuche für felsmechanische Klufkörpermodelle, TU Graz“.
- Genske D. D. Ingenieurgeologie (2006). Grundlagen und Anwendung.
- Poisel R. (2013). Skriptum Angewandte Felsmechanik, TU Wien.
- Wyllie D.C. & Mah W.C. (2004). Rock Slope Engineering: Civil and Mining 4th Edition.
- Rabl E. Hofbauer: Diplomarbeit „Ingenieurgeologische Standsicherheitsbeurteilung einer Felsböschung.
- Preh A. (2000): Diplomarbeit, Ermittlung von Sicherheitsfaktoren mittels des diskontinuumsmechanischen Finiten Differenzen - Codes UDEC.
- Itasca (2014). UDEC V5.0 (Universal Distinct Element Code) Online Manual Table of Contents – User Guide.
- Rocscience (2014) RocTopple V1.0 (Toppling Stability Analysis) RocTopple Theory Manual.
- Goodman R.E, Bray W. (1976). Toppling of Rock Slopes. Reprinted from the Proceedings of the Specialty Conference on Rock Engineering for Foundations and Slopes ASCE/Boulder. Colorado/August 15-18.1976.
- Hudson J. A., Harrison J. P. (1997) Engineering Rock Mechanics – An Introduction to the Principles.