

Ein Beitrag zur Bemessung von Böschungen mit Erdbetonstützscheiben

Von der Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
(Dr.-Ing.)

vorgelegt

von **Dipl.-Ing. Chris Reinhold**

geboren am 27. Mai 1978 in Zwickau

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Wolfram Kudla, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. habil. Heinz Konietzky, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. Norbert Vogt, München

Tag der Verleihung: 30. Mai 2008

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Bergbau und Spezialtiefbau der TU Bergakademie Freiberg. Sie soll einen Beitrag zum besseren Verständnis des Tragverhaltens von Böschungen mit Stützscheiben liefern.

An erster Stelle möchte ich mich bei meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. WOLFRAM KUDLA für die stetige Förderung meiner Arbeit, die allzeitige Bereitschaft zur wissenschaftlichen Diskussion sowie für die unzähligen wertvollen Hinweise und Ratschläge ganz herzlich bedanken. Sein Verständnis, die intensive Betreuung sowie die stets anregenden und motivierenden Gespräche haben entscheidend zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Des Weiteren danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. HEINZ KONIETZKY und Prof. Dr.-Ing. NORBERT VOGT vielmals für die Übernahme des Korreferats und die wichtigen Hinweise in der Fertigungsphase der Arbeit.

Mein Dank gilt weiterhin Herrn Prof. Dr. Ing. RALPH PIERSON († 12.09.2006) der die Fertigstellung dieser Arbeit leider nicht erleben konnte. Seine wertvollen Hinweise und Diskussionen in der Anfangsphase der Dissertation haben wesentlich zum Erfolg der Arbeit beigetragen.

Herrn Dr. FRIEDRICH FLÖTGEN danke ich vielmals für die fruchtbaren Diskussionen und die Unterstützung in der Endphase der Arbeit. Herrn Dipl.-Ing. LUTZ ZYBELL danke ich insbesondere für die wertvollen Hinweise zur Theorie der Methode der finiten Elemente.

Im Weiteren gilt mein Dank allen Mitarbeitern des Institutes, die zum erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit beigetragen haben. Insbesondere möchte ich mich dabei bei Herrn Dipl.-Ing. SEBASTIAN SZCZYRBA für die wertvollen Diskussionen und Hinweise sowie für die Durchsicht des Manuskripts bedanken.

Weiterhin bedanke ich mich bei meinen Eltern, die mir die Ausbildung und das Studium als Voraussetzung für die Promotion ermöglicht haben. Ein wichtiger Dank geht nicht zuletzt an meine Freunde, die alle auf ihre Weise zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Freiberg, November 2007

Chris Reinhold

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit behandelt die Bemessung von Böschungen, die mit Erdbetonstützscheiben ertüchtigt werden. Die erreichbare Stabilisierungswirkung der Stützscheiben hängt wesentlich von der Scheibengeometrie und vom Scheibenabstand ab. Das Verfahren der Böschungsertüchtigung mit Erdbetonstützscheiben ist ein in der Baupraxis etabliertes Verfahren. Obwohl das Verfahren seit langem Anwendung findet, herrscht bezüglich der Bemessung des erforderlichen Scheibenabstandes und der Scheibenabmessungen weitgehend Unklarheit. Die existierenden Verfahren (Verfahren nach KEZDI und MA) finden in der Bemessungspraxis aus unterschiedlichen Gründen keine Anwendung. Stattdessen hat sich ein Verfahren („Verschmierung der Bodenparameter“) durchgesetzt, welches bodenmechanisch nicht begründbare Ansätze verwendet und die Böschungsstandsicherheit teilweise signifikant verschätzt.

Die Stützscheiben zur Böschungsertüchtigung werden in unterschiedlichen geometrischen Formen und für unterschiedliche Anwendungsfälle eingesetzt. Eine Typisierung wurde bisher nicht durchgeführt. Aus den durchgeführten Untersuchungen hat sich ergeben, dass eine Unterteilung der Stützscheiben in verschiedene Typen erforderlich ist. Die Stützscheiben wurden bezüglich der Scheibengeometrie, der Stabilisierungswirkung und des Tragverhaltens typisiert.

Im Hauptteil der Arbeit wird ein Bemessungsverfahren für einen Scheibentyp S0 hergeleitet. Bei diesem Scheibentyp stellt sich im Bruchzustand die kritische Gleitfläche ausschließlich zwischen den Scheiben ein. Die Lage der Stützscheiben bleibt im Bruchzustand unverändert. Die Tragwirkung der Stützscheiben des Typs S0 kann nur durch räumliche numerische Berechnungen ausreichend genau erfasst werden. Aus einer ausführlichen Analyse des Einflusses aller relevanten Eingangsparameter auf die Böschungsstandsicherheit, sowie der Analyse des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens wird ein Bemessungsverfahren für den Scheibenabstand in Form von Bemessungsdiagrammen und Bemessungsformeln, welches die Einflüsse aller Parameter berücksichtigt, hergeleitet. Mit dem vorgestellten Bemessungsverfahren ist es möglich, in Abhängigkeit von den Boden- und den Böschungsparametern, den erforderlichen Scheibenabstand zu ermitteln und zu optimieren. Das Bemessungsverfahren wird abgerundet durch ein Verfahren, mit dem die erforderliche geometrische Ausbildung des Scheibentyps S0 ermittelt werden kann.

Weiterhin werden für den Scheibentyp S“x“ zwei Bemessungsverfahren in Abhängigkeit vom Tragverhalten vorgeschlagen. Beim Scheibentyp S“x“ stellt sich im Bruchzustand die kritische Gleitfläche nicht ausschließlich zwischen den Scheiben ein. Die Scheiben können vom Bruchkörper voll oder teilweise eingeschlossen werden.

Die verschiedenen in der Arbeit behandelten Scheibentypen werden abschließend bezüglich ihrer Stabilisierungswirkung verglichen sowie Empfehlungen zur Anwendung gegeben.

Abstract

The present work deals with the dimensioning of slopes, stabilised by retaining panels. The achievable effect of stabilizing mainly depends on the panel geometry and the distance between the panels. Slope stabilisation by the retaining panel method has already been an established procedure in practice. Although the method has been in use for a long time, there is a lack of clarity regarding the dimensioning of the required panel distance and the panel geometry. The existing dimensioning methods aren't in use in dimensioning practice for various reasons. Instead, a method has been enforced which is using unreasonable soil mechanical approaches. So, the slope stability is partly incorrectly calculated to a certain level of significance.

The retaining panels for slope stabilisation are build in different geometrical shapes and used for different applications. A classification hasn't been done yet. The research work that has been carried out shows that a subdivision into different panel types is obligatory. Therefore the panels have been classified regarding the panel geometry, the effect of stabilisation and the bearing behaviour.

In the main part of the present work, a dimensioning method for panel type S0 is developed. By use of panel type S0, the failure occurs exclusively between the panels in limit state. The position of the panels isn't affected in failure situation. The bearing effect of the retaining panels can only be covered by use of spatial numerical calculation methods in a sufficient manner. An extensive influence analysis of all relevant parameters to slope stability is carried out. Furthermore the failure mechanism and the bearing behaviour are extensively analysed. From these results a dimensioning method is developed. This dimensioning method, which consists of charts and equations, reflects the influence of all relevant parameters to slope stability. By application of the presented method, it is possible to determine the required distance between the panels in dependence on the soil and the slope parameters. The dimensioning method is supplemented by a method for the determination of the required geometrical dimensions of the panels.

Furthermore two possible dimensioning methods in dependence on the failure mechanism for panels type S"x" are presented in this work. By use of panel type S"x" failure occurs not exclusively between the panels. In state of failure, the panels can be involved partly or completely by the failure mechanism.

Finally, the different panel types, handled in the work, are compared in terms of the stabilising effect. Some recommendations for the use of the different panel types are given.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	i
Kurzfassung	iii
Abstract	iv
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung und Motivation	1
1.2 Ziel der Arbeit	3
1.3 Gliederung der Arbeit	4
2 Das Verfahren der Böschungsertüchtigung mit Erdbetonstützscheiben	6
2.1 Herstellung der Stützscheiben	6
2.2 Eigenschaften und Parameter der Erdbetonstützscheiben	8
2.3 Tragverhalten / Bruchmechanismen	9
2.4 Definition der Scheibentypen	10
3 Stand der Technik	13
3.1 Allgemeines	13
3.2 Literaturüberblick	13
3.3 Verfahren nach Kezdi	20
3.4 Ergebnisse des Forschungsprojektes „Hangstabilisierung durch Stützscheiben. Ermittlung des erforderlichen Abstandes durch Zentrifugen-Modellversuche“	20
3.5 Verfahren nach Ma	23
3.5.1 Allgemeines	23
3.5.2 2D-Verfahren nach Ma	23
3.5.3 3D-Verfahren nach Ma	24
3.5.4 3DS-Verfahren nach Ma	25
3.6 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“	27
3.6.1 Allgemeines und Verfahrensprinzip	27
3.6.2 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1	29
3.6.3 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2	31
3.7 Resümee	33
4 Berechnungsverfahren	34
4.1 Methode der Finiten Elemente	34
4.2 Materialmodell	42

4.3	Definition des Sicherheitsfaktors	51
4.4	Vergleich Standsicherheitsberechnungen nach der FE-Methode und klassischen analytischen Verfahren	58
4.5	Methodenabhängige Modellparameter	63
4.5.1	Netzfeinheit	63
4.5.2	Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden	66
5	Allgemeines zum Bemessungsverfahren für Böschungen mit Stützscheiben	67
5.1	Einführung und Definition von spezifischen Faktoren und Bezeichnungen	67
5.2	Relevante Parameterkombinationen	69
5.3	Ansatz der Auflasten für Bahnböschungen	72
5.4	Modellierung der Erdbetonstützscheiben im FE-Modell	73
6	Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S0	74
6.1	Allgemeines	74
6.2	Einfluss der Eingangsparameter auf die Trag- und Stabilisierungswirkung	75
6.2.1	Allgemeines	75
6.2.2	Dilatanzwinkel, Elastizitätsmodul und Querdehnzahl	75
6.2.3	Scheibenabstand	80
6.2.4	Scherparameter	93
6.2.5	Böschungsneigung	112
6.2.6	Böschungshöhe	120
6.2.7	Wichte des Bodens	125
6.2.8	Auflast	130
6.2.9	Zusammenfassung der Ergebnisse der Einzelanalysen	132
6.2.10	Schlussfolgerungen bezüglich des Bemessungsverfahrens	136
6.3	Bruchmechanismus und Tragverhalten	139
6.3.1	Allgemeines	139
6.3.2	Bruchmechanismus	141
6.3.3	Kombination der Ergebnisse der Analysen der Einflussparameter und der Analyse des Bruchmechanismus	146
6.3.4	Tragverhalten	148
6.3.4.1	Einfluss der Scherparameter auf die Lage der Gleitlinie im zweidimensionalen Fall	148
6.3.4.2	Elemente des Tragverhaltens	150
6.3.4.3	Einfluss der Scherparameter auf das Tragverhalten	156
6.3.4.4	Einfluss des Scheibenabstandes auf das Tragverhalten	158

6.3.4.5	Diskussion einer erforderlichen Mindestkohäsion im Boden	160
6.4	Bemessungsverfahren	164
6.4.1	Bemessungsdiagramme	164
6.4.2	Bemessungsformeln	174
6.4.3	Geometrische Ausbildung der Scheiben vom Typ S0	182
6.5	Abschließende Bemerkungen zum Bemessungsverfahren für Scheiben vom Typ S0	190
7	Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“	193
7.1	Allgemeines	193
7.2	Tragverhalten / Bruchmechanismus	193
7.2.1	Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2	193
7.2.1.1	Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 – hochliegende Gleitfläche	194
7.2.1.2	Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 – tiefliegende Gleitfläche	195
7.2.2	Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A3	197
7.3	Bemessungsverfahren	199
7.3.1	Allgemeines	199
7.3.2	Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“ – Variante 1	201
7.3.2.1	Einfluss und Wirkung der Eingangsparameter auf die Stabilisierungswirkung des Scheibentyps S6	203
7.3.2.2	Bruchmechanismus und Tragverhalten bei Scheiben Typ S6	211
7.3.3	Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“ – Variante 2	216
7.3.4	Abschließende Bemerkungen zum Bemessungsverfahren für Scheiben des Typs S“x“	217
8	Vergleich der Scheibentypen S0 und S6	218
9	Empfehlungen zur Wahl des Scheibentyps	220
10	Zusammenfassung und Ausblick	221
	Literaturverzeichnis	227
	Abbildungsverzeichnis	236
	Tabellenverzeichnis	245
	Anlagenverzeichnis	247
	Abkürzungs- und Symbolverzeichnis	248

1 Einleitung

1.1 Problemstellung und Motivation

Für die Ertüchtigung von Böschungen, welche das in den einschlägigen Normen geforderte Sicherheitsniveau nicht aufweisen, existieren in der Praxis verschiedene Verfahren. Die einfachste Variante ist die Böschungsabflachung. Diese kann allerdings mit hohen Kosten verbunden sein, da weitere Grundfläche am Böschungsfuß oder am Kopf der Böschung erforderlich ist. Weitere übliche Verfahren sind z. B. die Anordnung massiver Stützbauwerke oder Gabionenverbaue am Böschungsfuß (vgl. Abbildung 1). Diese Verfahren sind in der Regel sowohl mit einem relativ hohem technischen, als auch hohem wirtschaftlichen Aufwand verbunden. Dazu stellt die Ertüchtigung von Böschungen durch das Herstellen von Erdbetonstützscheiben mit dem Hydro-Zementationsverfahren sowohl in wirtschaftlicher als auch verfahrenstechnischer Hinsicht eine gute Alternative dar.

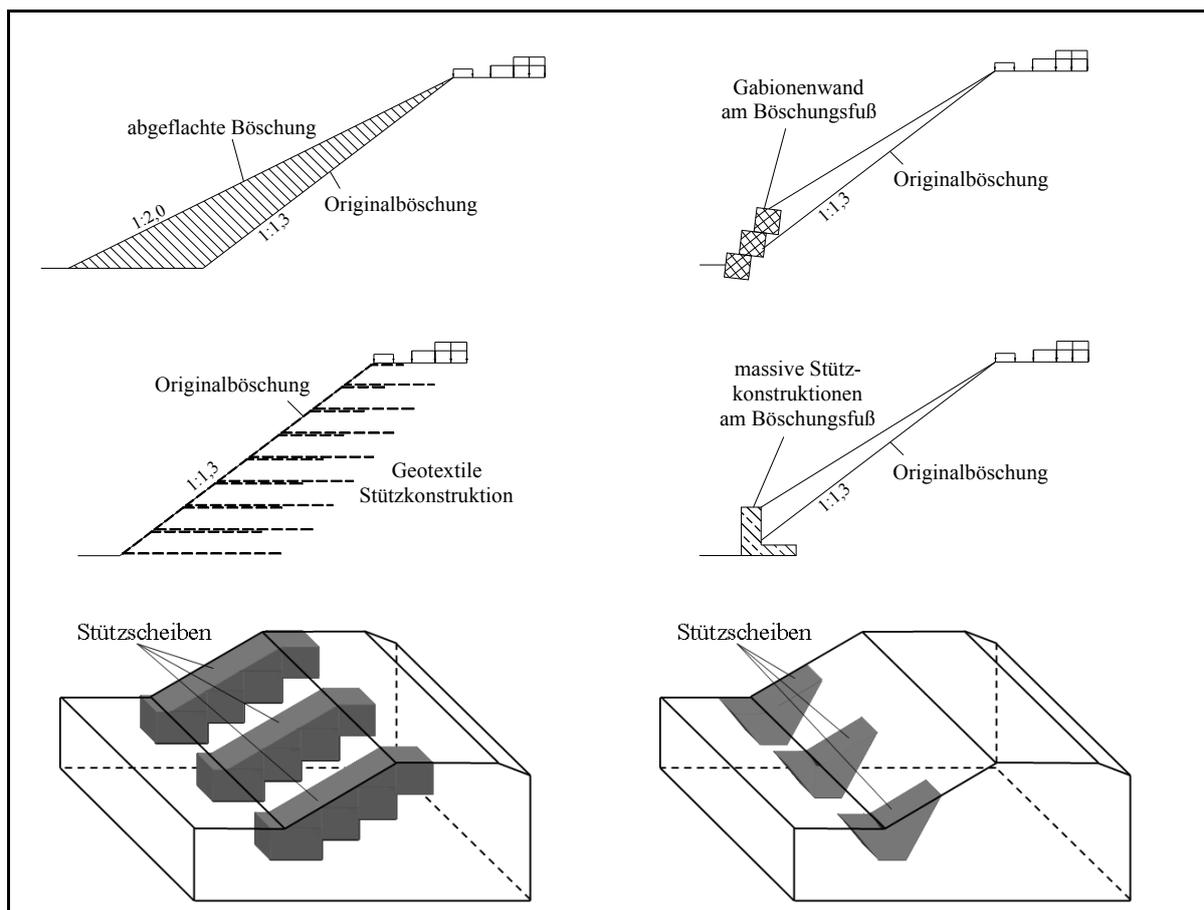


Abbildung 1 Beispiele für Verfahren zur Ertüchtigung / Stabilisierung von Böschungen

Ein besonderes Einsatzspektrum der Stützscheiben liegt in der Ertüchtigung von alten Bahndämmen. Alte Bahndämme weisen zum Teil Böschungsneigungen von 1:1,3 bis 1:1,4 auf. Resultierend aus den im Bahnverkehr auftretenden größer werdenden Achslasten und höheren Geschwindigkeiten wird es erforderlich, die Standsicherheit dieser Bahndämme neu zu ermitteln. In den letzten 140 Jahren stieg die Geschwindigkeit im Schienenverkehr von durchschnittlich 60 km/h auf bis zu 250 km/h. Im gleichen Zeitraum ist eine Zunahme der Radsatzlasten von 10 t auf 22,5 t zu verzeichnen. Unmittelbar mit der Zunahme der Fahrgeschwindigkeiten ist eine Erhöhung der dynamischen Beanspruchungen des Unterbaus und Untergrundes verbunden. Die derzeit in den einschlägigen Richtlinien (RIL 836) geforderten Regelböschungsneigungen für homogene Böschungen bei einfachen geologischen und hydrogeologischen Verhältnissen liegen in Abhängigkeit von der Böschungshöhe und dem Böschungsmaterial zwischen 1:1,5 und 1:2,0 (RIL 836.0506, vgl. Tabelle 1)

Tabelle 1 Regelböschungsneigung bei Dammböschungen nach RIL 836

Bodenart		Gruppensymbol nach DIN 18196	Böschungshöhe	Regelneigung
grob- körnige Boden- arten	weit gestufte und intermit- tierend gestufte Kiese	GW, GI	0 – 12 m	1:1,5
	eng gestufte Kiese, weit gestufte und intermittierend gestufte Sande	GE, SW, SI	0 – 12 m	1:1,7
	eng gestufte Sande	SE	0 – 12 m	1:2,0
gemischt- körnige Boden- arten	schluffige und stark schluffige Kiese	GU, GU*	0 – 6 m 6 – 9 m 9 – 12 m	1:1,6 1:1,8 1:2,0
	tonige und stark tonige Kiese	GT, GT*		
	schluffige und stark schluffige Sande	SU, SU*		
	tonige und stark tonige Sande	ST, ST*		

Damit sind für Böschungen mit steilerer Neigung die Standsicherheiten im Einzelfall nachzuweisen. In der Regel kann jedoch die geforderte Standsicherheit von $\eta = 1,4$ (globale Standsicherheit nach DIN 4084) für solch steile Böschungen nicht eingehalten werden (vgl. Abbildung 2). Deshalb besteht das Erfordernis, diese Böschungen so zu ertüchtigen, dass diese eine ausreichende Standsicherheit aufweisen. Die Methode der Stabilisierung von Bahndämmen mit dem Hydro-Zementationsverfahren hat sich in der Praxis seit vielen Jahren etabliert.

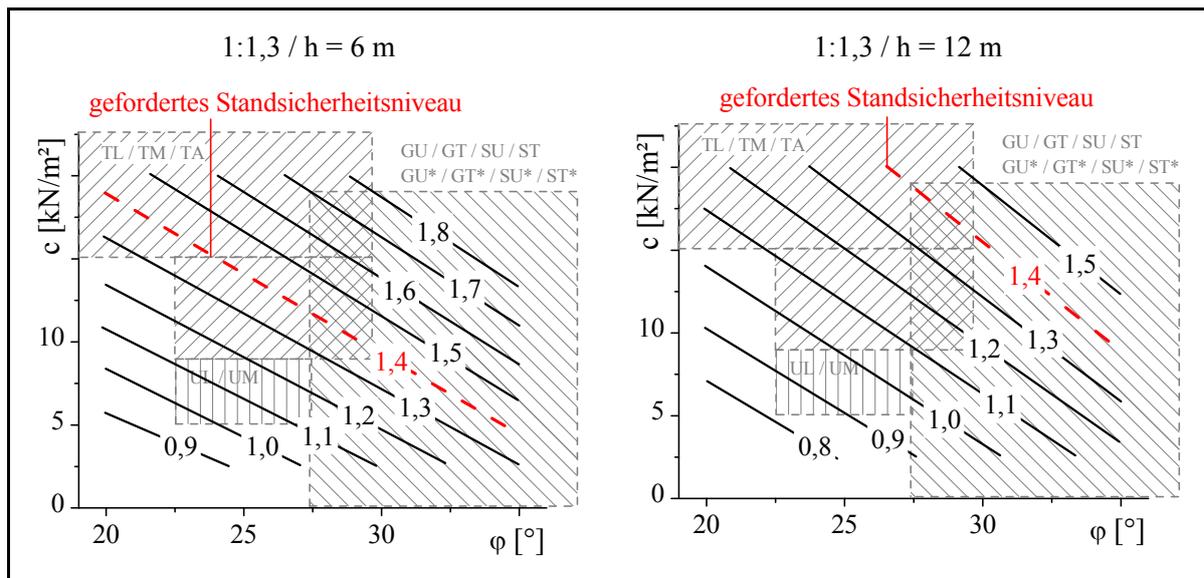


Abbildung 2 Standsicherheitsniveau in Abhängigkeit von den Scherparametern Reibungswinkel φ und Kohäsion c des Bodens; homogene Untergrundverhältnisse, Böschung mit Bahnauflast, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 6 m und 12 m

1.2 Ziel der Arbeit

Das Verfahren der Böschungsertüchtigung mit Erdbetonstützscheiben ist in der Baupraxis etabliert. Ein schlüssiges Bemessungsverfahren für den Scheibenabstand sowie die geometrische Ausbildung der Scheiben steht allerdings derzeit noch aus. Unter anderem aufgrund der damit verbundenen Unsicherheiten, bei der Bemessung von Böschungen mit Erdbetonstützscheiben, ist der Einsatz teilweise noch sehr verhalten. Oftmals kommen deshalb wesentlich kostenintensivere Verfahren der Böschungsertüchtigung zur Anwendung, obwohl mit der Stützscheibentechnologie wirtschaftlichere Lösungen möglich wären.

Hauptziel dieser Arbeit ist es, ein Bemessungsverfahren zu entwickeln, mit dem die stabilisierende Wirkung der Stützscheiben auf die Standsicherheit einer Böschung erfasst werden kann. Da die Stützscheiben in der Baupraxis in unterschiedlichen Formen ausgeführt werden, muss zunächst eine Kategorisierung / Typisierung durchgeführt werden.

Ein Bemessungsverfahren sollte möglichst alle Einflussfaktoren auf das Ergebnis berücksichtigen. Deshalb muss der Einfluss aller das System Stützscheibe-Boden beeinflussender Parameter untersucht und geklärt werden. Des Weiteren soll im Rahmen dieser Arbeit, zum Verständnis der Wirkung der Stützscheiben, die Bruchmechanismen und das Tragverhalten der mit Stützscheiben stabilisierten Böschung geklärt werden. Die Arbeit soll einen Beitrag zur Beseitigung der Unsicherheiten bei der Bemessung von Böschungen mit Erdbetonstützscheiben liefern.

Mit dieser Arbeit soll die Möglichkeit geschaffen werden, die Wirkung der Stützscheiben bezüglich der Böschungsstandsicherheit zu erfassen, das Tragverhalten der Stützscheiben zu verstehen und eine wirtschaftliche und bodenmechanisch begründbare Bemessung der Scheibenausbildung zu ermöglichen.

Mit dem vorgestellten Bemessungsverfahren, in Form von Diagrammen, Formeln und Tabellen, soll die Möglichkeit geschaffen werden, dieses in der Praxis direkt anzuwenden.

1.3 Gliederung der Arbeit

In **Abschnitt 2** der Arbeit wird das Verfahren der Böschungsertüchtigung mit Erdbetonstützscheiben vorgestellt. Es wird die Herstellung der Stützscheiben erläutert sowie auf die Eigenschaften und Parameter der Erdbetonkörper eingegangen. In Abschnitt 2.3 werden die Stützscheiben bezüglich ihres Tragverhaltens kategorisiert und anschließend im Abschnitt 2.4 in einzelne Typen unterteilt. Diese Typisierung ist erforderlich, da kein einheitliches Bemessungsverfahren für alle Scheiben angegeben werden kann.

In **Kapitel 3** wird der aktuelle Stand der Technik bei der Bemessung von Böschungen mit Erdbetonstützscheiben dargestellt. Dazu wird zunächst ein Literaturüberblick über alle diese Arbeit berührende Themenkomplexe gegeben. Anschließend werden Ergebnisse in der Vergangenheit durchgeführter Untersuchungen verschiedener Autoren sowie die bekannten Verfahren zur Bemessung von Böschungen mit Stützscheiben vorgestellt.

Kapitel 4 enthält die Grundlagen zu den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Berechnungsverfahren. Die Berechnungen für Böschungen mit Stützscheiben wurden dreidimensional nach der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Das grundlegende Prinzip dieses Verfahrens wird im Abschnitt 4.2 vorgestellt. Bei Anwendung der Methode der Finiten Elemente spielt das Materialmodell für den Boden eine entscheidende Rolle. Deshalb werden im Abschnitt 4.3 zunächst die Grundlagen zu den Materialmodellen dargestellt und anschließend das verwendete Materialmodell vorgestellt und erläutert. Des Weiteren wird im Rahmen des Abschnittes 4 auf die Definition des Sicherheitsfaktors sowie auf die Unterschiede, die sich bei Anwendung der verschiedenen Berechnungsverfahren ergeben, eingegangen. Abgeschlossen wird das Kapitel 4 durch eine Analyse der methodenabhängigen Modellparameter. Dabei wird insbesondere der Einfluss der Netzfeinheit bei Standsicherheitsberechnungen nach der Methode der finiten Elemente betrachtet.

Für die Entwicklung eines Bemessungsverfahrens für Böschungen mit Stützscheiben war es erforderlich, einige grundlegende Festlegungen und Restriktionen zu definieren. Dazu werden im **Abschnitt 5** der Arbeit zunächst einige für das Bemessungsverfahren notwendige spezifische Faktoren, Parameter und Bezeichnungen eingeführt. Da das Bemessungsverfahren einen möglichst großen, in der Bemessungspraxis relevanten Bereich abdecken soll, werden im Abschnitt 5.2 rele-

vante Parameterkombinationen für die Eingangsparameter der Bemessung von Böschungen mit Stützscheiben definiert.

In **Abschnitt 6** wird ein Bemessungsverfahren für Böschungen mit Stützscheiben vom Typ S0 hergeleitet. Dazu werden im Abschnitt 6.2 zunächst die Einflüsse und Wirkungen der Eingangsparameter auf die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben vom Typ S0 betrachtet. Anschließend wird im Abschnitt 6.3 der Bruchmechanismus bei Scheiben vom Typ S0 analysiert und ein Modell für das Tragverhalten der Stützscheiben aufgestellt. Aus den Ergebnissen der Einflüsse der Eingangsparameter, des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens wird schließlich im Abschnitt 6.4 ein Vorschlag für ein Bemessungsverfahren für Böschungen mit homogenen Bodenverhältnissen ohne zusätzliche Auflasten sowie für Böschungen mit Bahnauflast auf der Böschungskrone angegeben. Abschließend wird ein Verfahren zur Dimensionierung der geometrischen Abmessungen für Scheiben vom Typ S0 angegeben sowie eine Verifizierung des Bemessungsverfahrens anhand von mehreren Beispielen durchgeführt.

In **Abschnitt 7** wird der Scheibentyp S“x“ behandelt. Es werden zunächst die Bruchmechanismen, die bei diesem Scheibentyp auftreten können, analysiert. Für die einzelnen Fälle der Bruchmechanismen bzw. des Tragverhaltens werden anschließend Vorschläge zur Bemessung der geometrischen Ausbildung der Scheiben und des Scheibenabstandes gegeben.

Ein kurzer Vergleich zwischen dem Scheibentyp S0 und dem Scheibentyp S6 wird, anhand der erreichbaren Stabilisierungswirkung, in **Abschnitt 8** gegeben.

Da die einzelnen Scheibentypen nicht universell einsetzbar sind, werden im **Abschnitt 9** abschließend einige Empfehlungen zur Wahl des Scheibentyps unter Berücksichtigung der jeweiligen in-situ Randbedingungen gegeben.

2 Das Verfahren der Böschungsertüchtigung mit Erdbetonstützscheiben

2.1 Herstellung der Stützscheiben

Die Herstellung der Erdbetonstützscheiben erfolgt mit dem Hydro-Zementations-Verfahren. Bei diesem Verfahren wird eine in-situ Bodenbehandlung, d. h. eine Bodenverbesserung ohne Bodenaustausch, durchgeführt. Die Herstellung erfolgt bei niedrigen Böschungen mit normalen Tieföffelbaggern und bei höheren Böschungen mit speziellen Schreitbaggern. Der Stützkörper entsteht durch Zugabe von Zement und Wasser in den Boden. Das Material wird ausgehoben und seitlich zwischengelagert. Die Zementsuspension wird über eine Schlauchleitung in den Schurf unter gleichzeitiger Zugabe des ausgehobenen Bodenmaterials eingefüllt. Die Vermischung erfolgt durch die Baggerschaufel. Die ausgeführten Breiten der Stützscheiben liegen meist bei 2 m. Dies entspricht der geforderten Mindestbreite der Stützscheiben gemäß Zulassung des Eisenbahn-Bundesamtes (EBA). Der Achsabstand schwankt zwischen 3 und 10 m. Die Zement- und Wasserzugabemenge ist von den Parametern des anstehenden Bodens abhängig. Die Zementzugabemenge liegt meist zwischen 5 und 15 %, kann aber bis zu 20 M.-%, bezogen auf den zu verbessernden Boden, betragen. Der Wasserzementwert liegt in Abhängigkeit vom Boden bei ca. 0,5 bis 1,0. Nach dem Abbinden können die Eigenschaften der Erdbetonstützkörper mit Magerbeton verglichen werden. In Abhängigkeit vom anstehenden Boden werden einaxiale Druckfestigkeiten zwischen 5 und 10 MN/m² erreicht. Die bodenmechanischen Scherparameter liegen zwischen 40° und 50° für den Reibungswinkel und bei ca. 500 kN/m² für die Kohäsion.



Abbildung 3 Herstellung der Erdbetonstützscheiben mit dem Schreitbagger
(Fotos: Firma SIDLA & SCHÖNBERGER)

Das Verfahren der Böschungsertüchtigung mit im Hydro-Zementations-Verfahren hergestellten Erdbetonstützkörpern bietet folgende Vorteile:

- Der Anwendungsbereich des Verfahrens erstreckt sich von bindigen und nichtbindigen Lockergesteinen bis hin zum verwitterten Fels. Von Bodenklasse 1 bis Bodenklasse 6 nach DIN 18300 kann das Verfahren in allen Bodenklassen zur Anwendung kommen.
- Das Verfahren ist optimal bei Stabilisierungstiefen bis 6 m unter Gelände- bzw. Böschungsoberfläche einsetzbar. Stabilisierungstiefen bis 10 m sind in Abhängigkeit von den Randbedingungen jedoch ebenfalls ausführbar.
- Durch das Herstellungsverfahren der Schlitze mit geländegängigen Schreitbaggern ist das Verfahren auch im steilen, unwegsamen Gelände sowie in durchweichten Rutschmassen ausführbar.
- Die Stützwirkung der Scheiben ist durch den schnellen Herstellungsvorgang sehr schnell verfügbar.
- In bereits aktiven Rutschungen kann durch die Stützkörper eine schnelle Bremswirkung erreicht werden.
- Während des Schlitzaushubes sind die Lage der Gleitflächen sowie die Wassersituation überprüf- bzw. lokalisierbar und eine evtl. erforderliche Anpassung der Scheibengeometrie an die tatsächlichen Verhältnisse kann unmittelbar vor Ort erfolgen.
- Durch Kombinationen der Erdbetonstützscheiben mit Entwässerungsrigolen kann die statische Stützwirkung der Stützscheiben mit der Entwässerungswirkung der Rigolen kombiniert werden. Durch diese Kombination können gleichzeitig zwei böschungsstabilisierende Effekte erreicht werden.
- Der Antransport von Bodenmaterial ist nicht erforderlich.
- Die Überschussmengen des zu verbessernden Bodens betragen ca. 10 bis 15 %. Damit sind nur geringe Mengen abzutransportieren bzw. zu deponieren.
- Kombinationen des Verfahrens mit konstruktiven Maßnahmen wie Dübeln, Ankern oder massiven Kopfbalken sind möglich.

2.2 Eigenschaften und Parameter der Erdbetonstützscheiben

Die Eigenschaften der Erdbetonkörper sind im Wesentlichen durch ihre einaxiale Druckfestigkeit gekennzeichnet. Die in der Zulassung (Zulassung des EBA – Eisenbahnbundesamtes) des Hydrozementations-Verfahrens für den Einsatz bei den Eisenbahnen des Bundes geforderten Mindest- bzw. Seriedruckfestigkeiten sind in Tabelle 2 angegeben.

Tabelle 2 Druckfestigkeiten für Erdbeton-Stützkörper nach Zulassung des EBA

Bodenarten	Kornanteile	Gruppensymbol nach DIN 18196	Minstdruckfestigkeit nach 28 Tagen	Seriedruckfestigkeit nach 28 Tagen
Feinkörnige Böden (Schluffe, Tone)	> 40 % Feinkornanteil < 0,06 mm	UL, UM, TL, TH, TA	$\geq 0,4 \text{ MN/m}^2$	$0,6 \text{ MN/m}^2$
Gemischtkörnige Böden Sand – Ton	15 – 40 % Feinkornanteil < 0,06 mm	ST, SU, GT, GU	$\geq 0,8 \text{ MN/m}^2$	$1,2 \text{ MN/m}^2$
Sand – Schluff Kies – Ton Kies – Schluff	5 – 15 % Feinkornanteil < 0,06 mm	ST, SU, GT, GU	$\geq 1,2 \text{ MN/m}^2$	$1,8 \text{ MN/m}^2$
Grobkörnige Böden (Kiese, Sande)	< 5 % Feinkornanteil < 0,06 mm	SE, SW, SI, GE, GW, GI	$\geq 2,4 \text{ MN/m}^2$	$3,6 \text{ MN/m}^2$

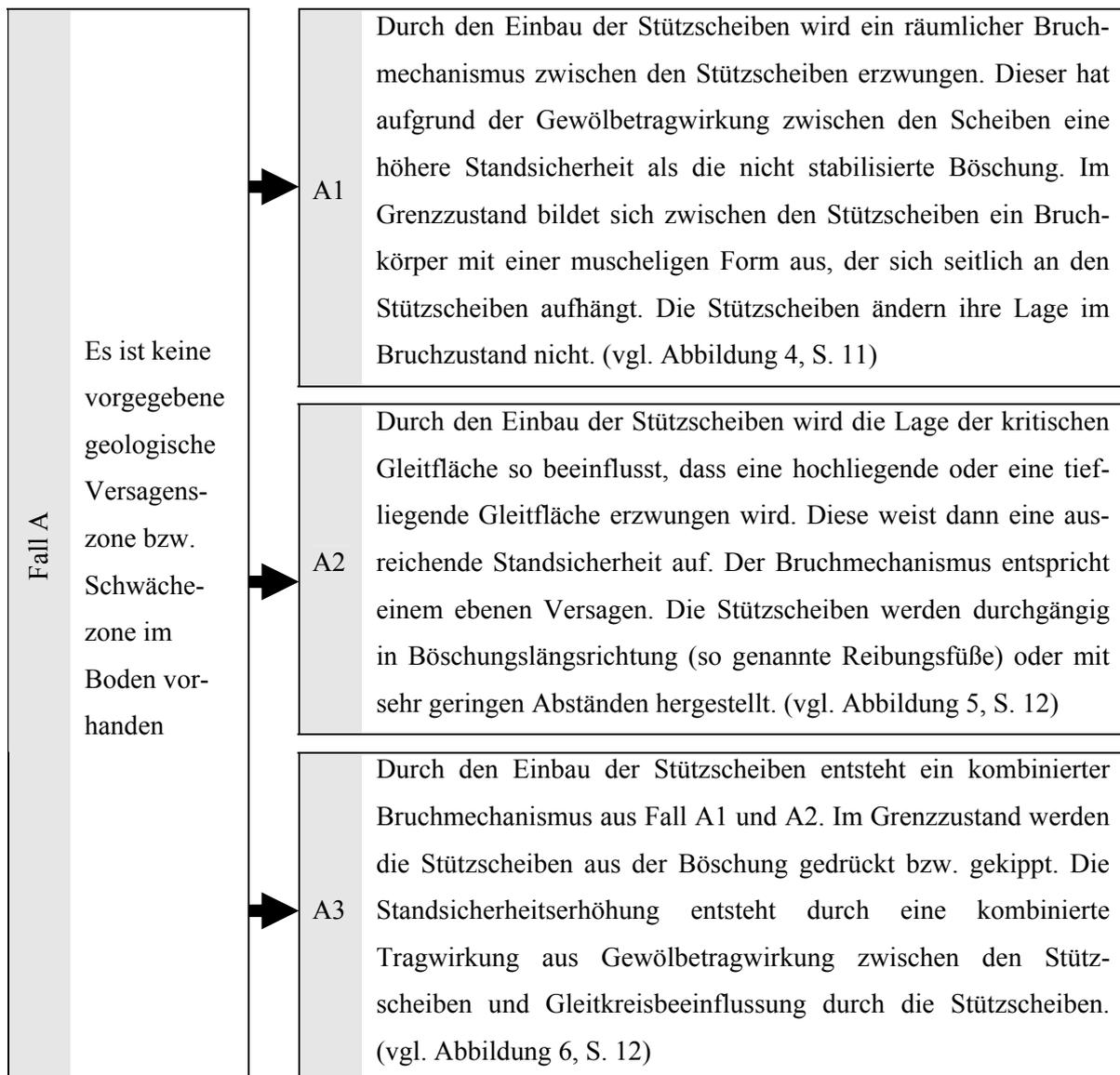
Erfahrungsgemäß werden in Abhängigkeit von der Bodenart jedoch teilweise wesentlich höhere Druckfestigkeiten erreicht. FEUERBACH (1996) gibt einaxiale Druckfestigkeiten für Erdbetonstützkörper zwischen 5 und 10 MN/m² an. GÄBLER, KRAUTER und POLLOCZEK (1989) geben in ihrer Veröffentlichung einaxiale Druckfestigkeiten von im Mittel 3,5 MN/m² für tertiäre Tone und Schluffe an. Des Weiteren weisen die Autoren darauf hin, dass die in den Versuchen aufgetretenen Stauchungen mit unter 1 % sehr gering sind.

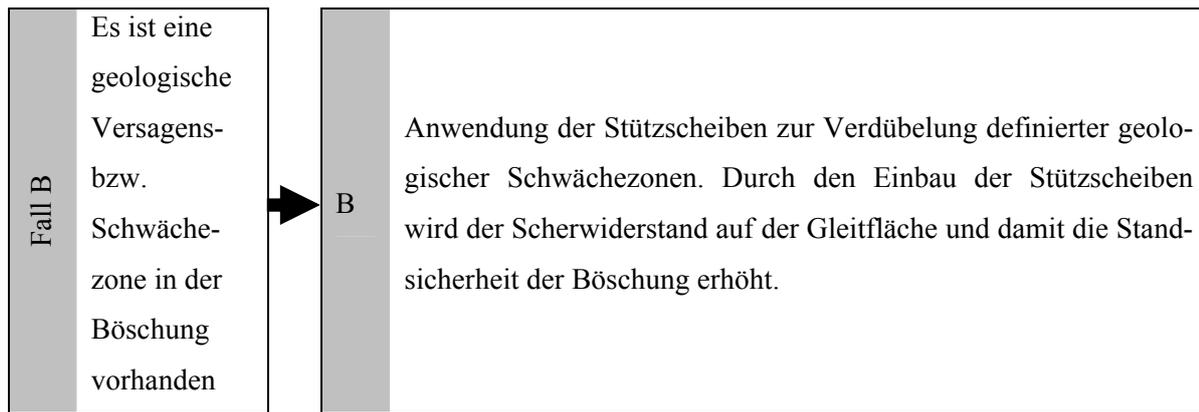
Die Verwitterungsbeständigkeit der Erdbetonkörper gilt aufgrund der Ergebnisse von Trocknungs-Befeuchtungs-Versuchen und Frost-Tauwechsel-Versuchen als nachgewiesen.

2.3 Tragverhalten / Bruchmechanismen

Erdbetonstützscheiben zur Böschungsertüchtigung werden in unterschiedlichen geometrischen Formen ausgeführt. Eine Unterscheidung bezüglich ihres Tragverhaltens bzw. bezüglich der auftretenden Bruchmechanismen wird dabei zum aktuellen Zeitpunkt nicht vorgenommen. Der Begriff Bruchmechanismus definiert im Rahmen dieser Arbeit die Lage der kritischen Gleitfläche. Die Bemessung der Stützscheiben bzw. der Nachweis der Standsicherheit für Böschungen mit Stützscheiben wird derzeit unabhängig von Scheibengeometrie, Tragverhalten bzw. Bruchmechanismus durchgeführt. Aus den Untersuchungen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, hat sich jedoch ergeben, dass eine Unterteilung der Stützscheiben zur Böschungsertüchtigung bezüglich ihres Tragverhaltens zwingend erforderlich ist. Ein einheitliches Bemessungsverfahren für alle Stützscheibentypen kann nicht angegeben werden.

Das Tragverhalten der Stützscheiben wird in die folgenden 4 Fälle untergliedert:





Im Rahmen dieser Arbeit wird der Fall A des Tragverhaltens behandelt. Für den Fall B - Verdübelung vorgegebener Gleitflächen sind entsprechende, gültige Nachweis- bzw. Bemessungsverfahren bekannt, die nicht Gegenstand dieser Arbeit sein sollen. Der Fall B wird in der Regel durch den Ansatz erhöhter Scherparameter auf der vorgegebenen Gleitfläche nachgewiesen.

2.4 Definition der Scheibentypen

Anhand des Tragverhaltens bzw. der möglichen Bruchmechanismen (der Lage der kritischen Gleitfläche) werden die Stützscheiben zur Böschungsertüchtigung typisiert. Eine Unterteilung erfolgt hier nur für den Fall A des Tragverhaltens. Die Stützscheiben werden in zwei Hauptgruppen unterteilt.

1. Typ S0, Großscheibe: Die geometrischen Abmessungen der Scheiben vom Typ S0 werden so gewählt, dass die kritische Gleitfläche ausschließlich zwischen den Scheiben auftritt, und die Scheiben im Bruchzustand ihre Lage nicht ändern. Die Scheibenabmessungen werden dabei unter anderem anhand der ungünstigsten Gleitlinie der nicht ertüchtigten Böschung festgelegt.

Der Scheibentyp S0 basiert auf dem Fall A1 des Tragverhaltens. Die Stabilisierungswirkung beruht zum einen auf einer Gewölbetragswirkung zwischen den Stützscheiben und zum anderen auf einem „Aufhängeeffekt“ des Bruchkörpers an den Stützscheiben. Die erreichbare Stabilisierungswirkung wird dabei hauptsächlich durch den lichten Abstand zwischen den Stützscheiben bestimmt. Da die Lage der Scheiben im Bruchzustand unverändert bleibt, haben die Scheibenabmessungen an sich hier keinen Einfluss auf die erreichbare Stabilisierungswirkung. Die Scheibenabmessungen müssen ausschließlich den Fall A1 des Tragverhaltens sicherstellen. Abbildung 4 zeigt ein Beispiel für den Scheibentyp S0 anhand der geometrischen Abmessungen der Scheibe sowie dem Bruchzustand im räumlichen FE-Modell.

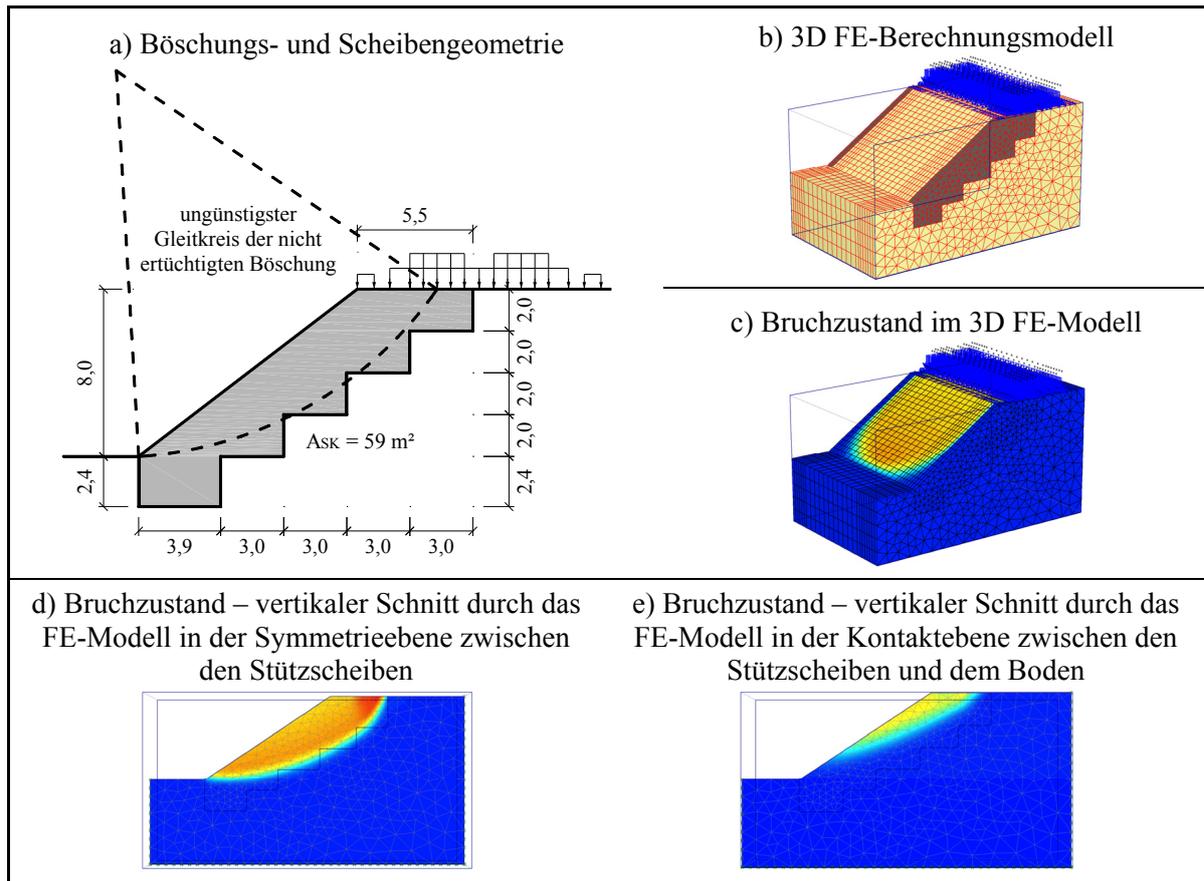


Abbildung 4 Beispiel für den Scheibentyp S0 – Böschungs- und Scheibengeometrie, FE-Berechnungsmodell; Relativverschiebungen nach φ -c-Reduktion im 3D Modell und Schnittdarstellungen

2. Typ S“x“: Scheiben vom Typ S“x“ werden hinsichtlich ihrer Scheibengröße und erreichbarer Stabilisierungswirkung in Scheibenebene optimiert. Die Stabilisierungswirkung beruht bei diesen Scheibentypen entweder auf dem Tragverhalten Fall A2 oder dem Fall A3. Die Stabilisierungswirkung ist bei diesen Scheibentypen sowohl vom lichten Abstand zwischen den Scheiben als auch von der Scheibengeometrie bzw. den Scheibenabmessungen abhängig. Im Gegensatz zum Scheibentyp S0 haben die Scheibenabmessungen hier entscheidenden Einfluss auf den auftretenden Bruchmechanismus und die erreichbare Stabilisierungswirkung. Beim Auftreten des Falls A2 des Tragverhalten kann zwischen tiefliegenden und hochliegenden Gleitflächen unterschieden werden. Bei hochliegenden Gleitflächen wird die Lage der ungünstigsten Gleitfläche durch die Scheibe so beeinflusst, dass diese über der Scheibe verläuft. Die Lage der Scheiben bleibt in diesem Fall im Bruchzustand unbeeinflusst. Im Fall der tiefliegenden Gleitfläche wird die Lage der ungünstigsten Gleitfläche durch die Scheiben so beeinflusst, dass diese unter den Scheiben verläuft. Im Bruchzustand wird die gesamte Scheibe vom Bruchkörper eingeschlossen. Abbildung 5 zeigt zwei Beispiele mit hochliegender und tiefliegender Gleitfläche für den Scheibentyp S“x“, bei denen die Scheibenabmessungen in

Scheibenebene, der Scheibenabstand und die Scheibenbreite so gewählt wurden, dass der Fall A2 des Tragverhaltens auftritt.

Bei Stützscheiben vom Typ S“x“, die auf dem Fall A3 des Tragverhaltens basieren, werden die Stützscheiben im Grenzzustand aus der Böschung gedrückt oder gekippt. Die Scheiben versagen mit der Böschung. Die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben basiert dabei auf einer kombinierten Wirkung aus Gewölbetragswirkung zwischen den Stützscheiben und Gleitflächenbeeinflussung durch die Stützscheiben. Abbildung 6 zeigt zwei Beispiele für den Scheibentyp S“x“, bei denen der Fall A3 des Tragverhaltens auftritt.

In Abhängigkeit von Scheibengeometrie in Scheibenebene, Scheibenabstand und Scheibenbreite gehen die Fälle A2 und A3 ineinander über.

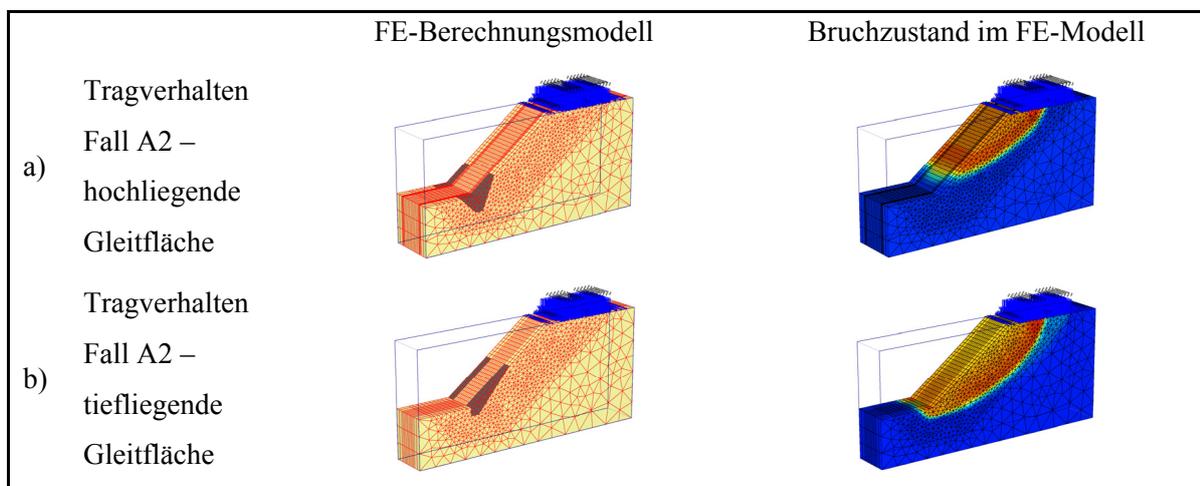


Abbildung 5 Beispiele für den Scheibentyp S“x“ – Tragverhalten Fall A2
FE-Berechnungsmodell und Relativverschiebungen nach ϕ -c-Reduktion

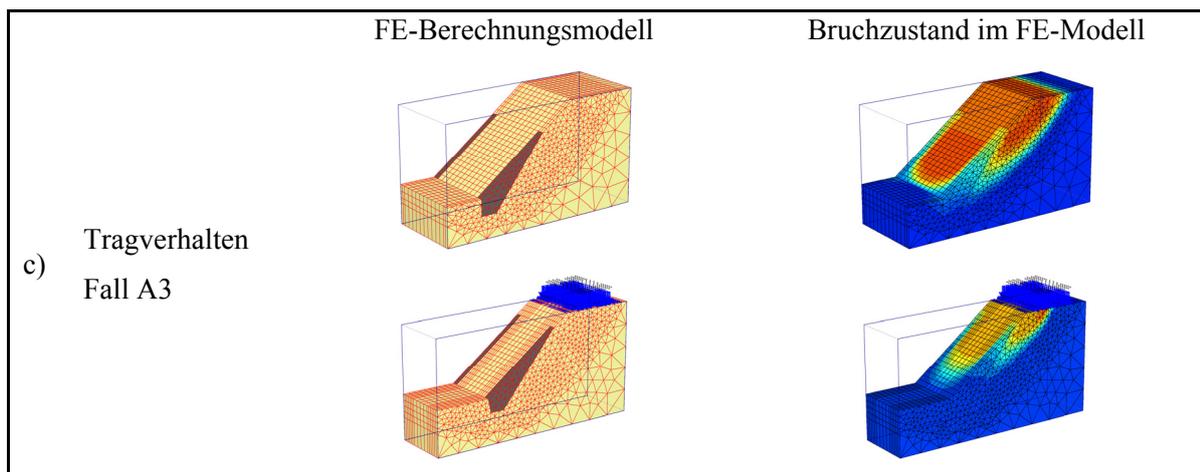


Abbildung 6 Beispiele für den Scheibentyp S“x“ – Tragverhalten Fall A3
FE-Berechnungsmodell und Relativverschiebungen nach ϕ -c-Reduktion

3 Stand der Technik

3.1 Allgemeines

Derzeit existiert für die Bemessung von Erdbetonstützscheiben als Verfahren zur Böschungsstabilisierung kein schlüssiges Bemessungsverfahren. Die bekannten Verfahren finden in der gängigen Planungspraxis kaum Anwendung. Deshalb wird derzeit nur relativ unsystematisch von Erfahrungswerten für die geometrische Ausbildung und den Abstand der Stützscheiben ausgegangen. Aufgrund der Unsicherheiten in der Stützscheibenbemessung ist der Einsatz der Stützscheibentechnologie derzeit teilweise sehr verhalten. Obwohl durch den Einsatz der Stützscheibentechnologie zur Böschungsstabilisierung teilweise wirtschaftlichere Lösungen möglich wären, wird aufgrund der vorhandenen Unsicherheiten bei der Bemessung der Stützscheiben häufig auf wesentlich kostenintensivere Verfahren zur Böschungsstabilisierung, für die schlüssige Bemessungsverfahren existieren, zurückgegriffen. Dieser Sachverhalt wurde im Verlauf der Untersuchungen in verschiedenen Gesprächen mit planenden und ausführenden Ingenieurbüros und Baufirmen bestätigt.

Im Rahmen des Kapitels „Stand der Technik“ soll zunächst anhand eines Literaturüberblickes eine Übersicht über die für die Bearbeitung der Thematik relevante Literatur gegeben werden. Anschließend werden sowohl die aus der Literatur bekannten Verfahren zur Berechnung mittels Stützscheiben stabilisierten Böschungen als auch das in der gängigen Planungspraxis übliche Verfahren vorgestellt.

3.2 Literaturüberblick

Die für die Bearbeitung der Problemstellung „Ein Beitrag zur Bemessung von Böschungen mit Stützscheiben“ relevante Literatur kann in 5 Themenkomplexe untergliedert werden.

1. Die baupraktische Anwendung der Stützscheibentechnologie zur Böschungsstabilisierung.

Obwohl KEZDI bereits 1970 ein Nachweisverfahren zur Bemessung von mittels Erdbetonstützscheiben stabilisierter Böschungen vorstellte, finden sich in den folgenden 19 Jahren keine Informationen in der Literatur zur Thematik der Hangstabilisierung mit Stützscheiben. Erst 1989 wurde durch GÄBLER, KRAUTER und POLLOCZEK (1989) erstmals ein Beispiel einer Hangstabilisierung mit Zement-Boden-Stützkörpern der Fachwelt publiziert. 1992 wurde ein Beispiel einer Böschungsstabilisierung von KRAUTER und KNOCHE (1992) auf der Baugrundtagung in Dresden vorgestellt. Beide Publikationen befassen sich mit demselben Projekt. Dabei wurde ein Rutschhang in Mainz mit einer Kombination aus Erdbetonstützkörpern und Injektionslanzen saniert. Durch die Injektionslanzen wurde der Bauzustand für die Herstellung der Erdbeton Stützkörper gegen rück-

schreitende Rutschungen gesichert. Die Stützscheiben wurden mit einer Breite von 2 bis 3 m, einer Länge bis 50 m und einer Tiefe bis 12 m hergestellt.

FEUERBACH (1996) stellt ein Projekt vor, bei dem eine in einer ca. 1:1,85 geneigten, 20 m hohen Böschung verlaufende Gleitfläche mittels Erdbeton Stützscheiben stabilisiert wurde. Feuerbach geht dabei im Wesentlichen auf die Herstellung der Stützkörper ein. Die Stützkörper wurden mit einer Breite von 2 m, einer Tiefe von ca. 12 m und einem Abstand von ca. 6 m hergestellt. Zur Entwässerung der Bö-

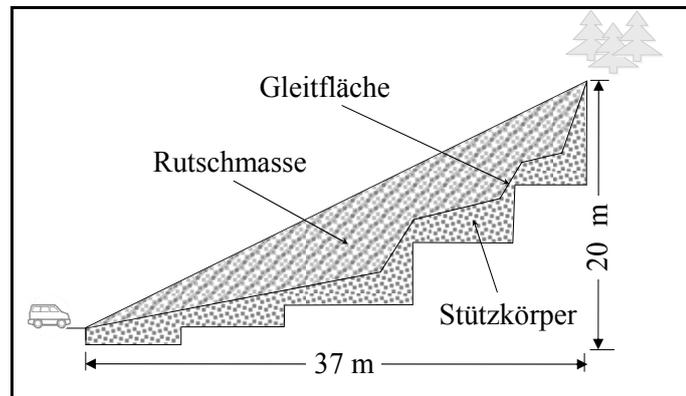


Abbildung 7 Beispiel für eine Hangstabilisierung mit Erdbetonstützkörpern, nach FEUERBACH (1996)

schung wurden zwischen den Stützscheiben 0,8 m breite Entwässerungsrigolen aus grobkörnigem Material angeordnet. Des Weiteren gibt Feuerbach einige kennzeichnende Materialeigenschaften (einaxiale Druckfestigkeit, Reibungswinkel, Kohäsion) der mit dem HZ-Verfahren hergestellten Stützkörper an. Er gibt aber nicht an, für welche anstehenden Böden diese Eigenschaften gelten.

BAUSE (1997) sowie PAMPEL / POLLOCZEK (1999) stellen die Anwendung des FMI-Verfahrens¹ bei der Sanierung von Eisenbahndämmen vor und gehen dabei unter anderem kurz auf die Kombination des FMI-Verfahrens mit Erdbetonstützscheiben auf der Ausbaustrecke Bitterfeld-Leipzig der Deutschen Bahn ein. Die anstehenden Böschungen bestanden hier aus Geschiebelehm der Bodengruppen SU, UL, TL, wiesen Neigungen von 1:1,4 bis 1:1,7 sowie Höhen zwischen 3 und 13 m auf. Die ermittelten Standsicherheiten im Urzustand lagen zwischen 1,03 und 1,17. Die geforderte Standsicherheit von 1,4 konnte damit nicht eingehalten werden. Die Sanierung des Dammkörpers erfolgte mit dem FMI-Verfahren, die Sanierung der Böschungen mit Erdbetonstützscheiben. Ein Systemschnitt ist beispielhaft in Abbildung 8 dargestellt. Die Scheiben wurden dabei mit einer Dicke von 2 m und einem Abstand von 5 m hergestellt.

¹ FMI-Verfahren: = Fräß-Misch-Injektionsverfahren, Das Verfahren basiert auf der Homogenisierung und Verfestigung eines Bodens mit einer Fräse unter gleichzeitiger Zugabe von Zementsuspension und evtl. Abbindebeschleunigern.

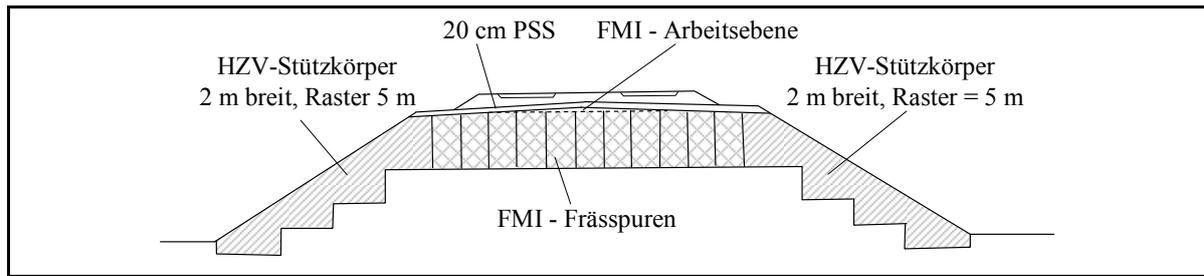


Abbildung 8 Kombination des HZ-Verfahrens mit dem FMI-Verfahren am Beispiel der Ertüchtigung eines Bahndammes (abgeändert aus BAUSE (1997))

DIETRICH (2002) berichtet von der Sanierung einer Rutschung im Einschnitt Reichersdorf an der BAB A3 Regensburg-Passau. Die Rutschung ereignete sich in einer 16 m hohen Böschung mit einer Neigung von 1:2,2. Der Rutschkörper hatte eine Länge von ca. 70 m und eine Höhe von ca. 50 m. Das Rutschvolumen wurde mit ca. 30000 m³ abgeschätzt. Die Rutschung stellte sich in Schichten von tertiären Sanden und Tonen ein. Die Konsistenz der Tone gibt Dietrich mit halbfest an. Die Sanierung der Rutschung erfolgte mit einer Kombination aus senkrecht zum Hang angeordneten Erdbeton-Stützkörpern und Entwässerungsrigolen. Die Stützkörper wurden stufenförmig von unten nach oben aufgebaut. Die Breiten der Stützkörper lagen zwischen 2 und 3 m. Der Achsabstand wurde als Faustregel mit dem 2,5-fachen der Stützkörperbreite gewählt. Die Einbindetiefen der Stützkörper erreichten stellenweise Tiefen von bis zu 11 m. Teilweise konnten die Stützkörper in standfeste Gneiszersatzschichten eingebunden werden. Die Entwässerungsrigolen wurden mit Breiten von 0,8 m hergestellt.

DIETRICH beschreibt den Berechnungsansatz für die Standsicherheitsbetrachtung der Böschung mit Stützscheiben wie folgt: „...bei der Planung geht die Scherfestigkeit des Bodens und die der Stützkörper oder deren Druckfestigkeit (dann als zusätzliche Kohäsion) sowie das Volumenverhältnis des verfestigten zum unverfestigtem Boden ein. Für die Berechnung wird so ein Mittelwert für die Scherfestigkeit der Gesamtmasse gefunden.“

Tabelle 3 Publierte Anwendungen des Hydro-Zementations-Verfahrens zur Böschungsertüchtigung - Abmessungen

Autoren	Böschungparameter		Scheibenparameter		
	Neigung	Höhe	Breite	Achsabstand	Tiefe
KRAUTER, KNOCHE (1992)	1:1,8	20 m	2 bis 3 m	ca. 4 m	bis 12 m
FEUERBACH (1996)	1:1,85	bis 20 m	2 m	ca. 6 m	bis 12 m
PAMPEL, POLLOCZEK (1999)	1:1,4 bis 1:1,7	3 bis 13 m	2 m	5 m	k. A.
DIETRICH (2002)	1:2,2	16 m	2 bis 3 m	5 bis 7,5 m	bis 11 m

2. Berechnungsverfahren für mittels Stützscheiben stabilisierte Böschungen.

Zur Thematik der Berechnung bzw. Bemessung von mittels Stützscheiben ertüchtigter Böschungen existieren im Wesentlichen drei Publikationen. Ein erstes, einfaches Nachweisverfahren für Böschungen mit Stützscheiben wurde 1970 von KEZDI vorgestellt. Anschließend folgte erst 21 Jahre später wieder eine Publikation in Form eines Bauforschungsberichtes des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, der sich im Wesentlichen mit der versuchstechnischen Erfassung des Tragverhaltens von Böschungen mit Stützscheiben befasst. Ein schlüssiges Bemessungsverfahren bleibt aber auch im Rahmen dieser Untersuchungen aus. Obwohl nun bereits erste Untersuchungen zum Tragverhalten und zur Bemessung von Stützscheiben vorliegen, wird in der praktischen Anwendung weiter nur von Faustregeln oder Schätzwerten für die Stützscheibenausbildung ausgegangen. Dies bestätigen unter anderem die Veröffentlichungen von KRAUTER (1992) oder DIETRICH (2002), in denen die Autoren den Scheibenabstand mit Hilfe der Faustregel Scheibenabstand = 2,5-mal der Stützscheibenbreite annehmen. Die Einflüsse auf die geometrische Ausbildung und den Abstand der Stützscheiben scheinen also weder durch das vorgeschlagene Verfahren von KEZDI (1970), noch durch die vorangegangenen Untersuchungen im Rahmen des Bauforschungsberichtes geklärt worden zu sein. Erst 1994 wurden im Rahmen einer Dissertation an der Universität Stuttgart von MA (1994) erstmals definierte Berechnungsverfahren für Böschungen mit Stützscheiben vorgestellt. Die Herleitung baut dabei auf dem vor genannten Bauforschungsbericht auf. In der gängigen Bemessungspraxis hat sich aber keines der von MA vorgeschlagenen Verfahren durchgesetzt. Die Ursachen hierfür könnten unter anderem in der schwer nachvollziehbaren Herleitung der Verfahren in der Arbeit von MA oder aber in der hohen Komplexität der vorgeschlagenen Verfahren liegen.

Das heute gängige Verfahren zur Bemessung von Böschungen mit Stützscheiben stellt ein Verfahren dar, bei dem die Scherparameter des Scheibenmaterials in Abhängigkeit vom gewählten Scheibenabstand über die Böschungslänge „verschmiert“ werden. Dieses Verfahren soll im Folgenden als „Verfahren Verschmierung der Bodenparameter“ bezeichnet werden.

Auf die genannten, derzeit existierenden Berechnungs- / Bemessungsverfahren wird im Folgenden noch genauer eingegangen. Die einzelnen Verfahren werden in den Abschnitten 3.3 bis 3.6 detailliert dargestellt.

3. Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Standsicherheit von Böschungen im ebenen, zweidimensionalen Fall.

Für die Berechnung der Standsicherheit von Böschungen im ebenen Fall existiert eine große Anzahl von Nachweisverfahren. Zu unterscheiden sind dabei prinzipiell analytische Verfahren, welche auf Grenzgleichgewichtsbetrachtungen beruhen, und numerische Verfahren, welche in der Regel auf Spannungsvergleichen basieren. Bei den analytischen Verfahren wären zum Ersten die Verfahren mit kreisförmigen Gleitlinien zu nennen, welche sich nochmals in lamellenfreie und

Lamellenverfahren untergliedern lassen. Im Falle der lamellenfreien Verfahren können im Wesentlichen das Verfahren nach FRÖHLICH (1950) und das Verfahren nach BOROWICKA (1970) unterschieden werden. Bei den Lamellenverfahren existiert eine Vielzahl von Berechnungsansätzen, die sich im Wesentlichen durch den Ansatz der Lamellenzwischenkräfte unterscheiden. Als Beispiel für Verfahren, die nicht alle Gleichgewichtsbedingungen (Kräfte- und Momentengleichgewicht) erfüllen, seien das FELLENIUS Verfahren (1922) und das BISHOP Verfahren (1955) genannt. Als Verfahren, die alle Gleichgewichtsbedingungen erfüllen, seien das SPENCER Verfahren (1967), das Verfahren nach MORGENSTERN und PRICE (1965) sowie das Verfahren nach SHARMA (1973) genannt. Zum derzeitigen Zeitpunkt stellt das GLE Verfahren (General Limit Equilibrium Method) (FREDLUND und KRAHN, 1977) den Stand der Technik der Lamellenverfahren dar. Das GLE Verfahren gilt als das exakteste aller Lamellenverfahren. Einen Sonderfall der kreisförmigen Gleitlinien stellt das Verfahren der logarithmischen Spirale (FRÖHLICH, 1953) dar. Dieses findet aber heute, trotz einer sehr hohen Genauigkeit der Annäherung der berechneten Bruchfiguren an natürliche Bruchfiguren, kaum noch Anwendung. Ergänzend seien noch Verfahren genannt, die gekrümmte, aber nicht kreisförmige Gleitflächen zu Grunde legen und auf reinen Kräftegleichgewichtsbedingungen aufbauen. Hier seien das Verfahren nach JANBU (1956) und das Verfahren nach LOWE / KARAFIATH (1959) genannt.

Die zweite Gruppe der Berechnungsverfahren für Böschungen stellen Verfahren dar, welche die Bruchmechanismen durch gerade Gleitlinien abbilden. Hierbei sind im Wesentlichen das Blockgleitverfahren, das Verfahren mit zusammengesetzten Bruchmechanismen und die Kinematische Elemente Methode (GUSSMANN, 1982) zu nennen.

Numerische Standsicherheitsberechnungen nach der Methode der Finiten Elemente basieren heute hauptsächlich auf dem Verfahren der Reduktion der Scherparameter (ϕ -c-Reduktion) und werden in einem gesonderten Punkt (Punkt 5) behandelt.

Auf eine genaue Zusammenfassung der relevanten Literatur zur Thematik der Berechnungsverfahren zur Standsicherheitsanalyse von Böschungen wird hier verzichtet, da dies in einer ausreichenden Anzahl von bekannten Publikationen bereits durchgeführt wurde. Sehr gute Überblicke über nahezu alle Berechnungskonzepte und Berechnungsverfahren für die Standsicherheitsanalyse von Böschungen finden sich unter anderem in DUNCAN / WRIGHT (2005) sowie in DUNCAN (1996).

4. Böschungsstandsicherheitsberechnung im dreidimensionalen Fall.

Zur Thematik der räumlichen Standsicherheitsberechnungen von Böschungen existiert eine Vielzahl von Publikationen. Wie im Verlauf dieser Arbeit noch gezeigt wird, kann die Tragwirkung der Stützscheiben mit analytischen räumlichen Berechnungsverfahren nur unzureichend erfasst werden. Deshalb sollen an dieser Stelle nur kurz einige relevante Literaturquellen zu Verfahren zur Berechnung der räumlichen Böschungsstandsicherheit angeführt werden.

In der Vergangenheit wurden von verschiedenen Autoren Verfahren zur Berechnungen von räumlichen Böschungsbruchproblemen vorgestellt. Die Verfahren unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Annahme der Gleitflächenform. ANAGNOSTI (1969) stellte ein Berechnungsmodell vor, bei dem ein keilförmiger Bruchkörper angenommen wurde. Ähnlich wie bei den bekannten ebenen Lamellenverfahren wurde dieser Bruchkeil dann in Lamellen zerlegt. Da der Bruchkörper aber nicht optimiert wurde, können die ermittelten Standsicherheiten nur sehr schwer mit anderen Verfahren verglichen werden. Anagnosti weist trotzdem auf eine Erhöhung des Standsicherheitsfaktors um 50 % im Vergleich zu ebenen Berechnungsverfahren hin. BALIGH / AZZOUZ (1975) stellten im Wesentlichen 3 verschiedene räumliche Bruchkörpergeometrien zur Analyse von Böschungen vor. Den Grundkörper stellte dabei stets ein Zylinder dar. Die Enden des Zylinders wurden in den drei Ansätzen entweder durch einfache senkrechte Schnitte, durch kreiskegelartige Seitenkörper oder durch elliptische Seitenkörper ausgebildet. Je nach Wahl des seitlichen Zylinderabschlusses lag die räumliche Standsicherheit im Vergleich zum ebenen Fall zwischen 5 und 30 % höher. HOVLAND (1977) nutzte als erster ein Verfahren, bei dem der räumliche Bruchkörper durch Säulen unterteilt wurde. Das Verfahren ist eine direkte Erweiterung des ebenen Lamellenverfahrens nach Fellenius. Die Kräfte an den Seitenflächen der Säulen werden vollständig vernachlässigt. CHEN / CHAMEAU (1983) bildeten den räumlichen Bruchmechanismus über einen mittig liegenden Zylinder mit beidseitig anschließenden elliptischen Seitenkörpern ab. Dieser Bruchkörper wurde dann in senkrechte Säulenelemente unterteilt. In der Bewegungsebene des Bruchkörpers wurden die Säulenzwischenkräfte parallel zur Scherfläche angesetzt (FELLENIUS Ansatz) und senkrecht zur Bewegungsebene mit einer konstanten Neigung entlang des gesamten Bruchkörpers (SPENCER Ansatz). Das Verfahren kann teilweise als Erweiterung des Lamellenverfahrens nach FELLENIUS und teilweise als Erweiterung des Lamellenverfahrens nach SPENCER angesehen werden. Die mit dem Verfahren ermittelten Standsicherheiten lagen dabei ca. 25 % höher als bei ebenen Berechnungsverfahren.

Ab 1985 waren die Publikationen zur analytischen Berechnung von räumlichen Böschungsstandsicherheitsproblemen stark von LESHCHINSKY (1985, 1986, 1988, 1990, 1992) geprägt. Die Bruchkörper wurden dabei im Wesentlichen über komplizierte Kombinationen aus einem logarithmisch spiralförmigen Zylinderkörper als Mittenelement und logarithmisch spiralförmigen Seitenelementen zusammengesetzt. Der Bruchkörper wurde dann in senkrechte, säulenartige Elemente unterteilt. Die räumlichen Standsicherheiten lagen bei diesem Verfahren ca. 45 % höher als bei ebenen Verfahren. HUNGR (1987) stellte ein Verfahren vor, welches eine direkte Erweiterung des ebenen Lamellenverfahrens nach BISHOP darstellt. Dementsprechend werden die Scherkräfte zwischen den Säulen in allen Richtungen vernachlässigt. Alle bisher erwähnten Verfahren für die Analyse von räumlichen Bruchzuständen stellen vereinfachte Verfahren dar. Diese Verfahren vernachlässigen entweder die Säulenzwischenkräfte oder nutzen nicht vollständig verifizierte Annahmen.

Eine Erweiterung des ebenen GLE-Verfahrens auf räumliche Bruchkörper stellten LAM / FREDLUND (1993) vor. Die Kräfte zwischen den Säulen werden bei diesem Verfahren in allen Richtungen berücksichtigt. Des Weiteren ist bei diesem Verfahren der Bruchkörper geometrisch nicht voll definiert. Der Bruchkörper wird nur durch die Bedingung beschränkt, dass in Böschungslängsrichtung alle Bewegungen in einer Richtung entlang einer Rotationsachse stattfinden müssen. Nachdem GUSSMANN (1982) die Kinematische Elemente Methode für ebene Systeme vorstellte, wurde diese in den folgenden Jahren auch auf räumliche Probleme erweitert. Die Optimierung des dreidimensionalen Systems ist dabei aufgrund der großen Anzahl an Optimierungsfreiheitsgraden mit einem sehr hohen rechnerischen Aufwand verbunden. Bis heute existiert für die räumliche Kinematische Elemente Methode noch kein kommerzielles Programmsystem. Ein sehr gutes Beispiel für die räumliche Anwendung der Kinematischen Elemente Methode findet sich unter anderem in GOLDSCHIEDER / LIZCANO-PELAEZ (2003).

Mit Zunahme der Rechenleistung der Computer und der Weiterentwicklung von numerischen Verfahren zur Standsicherheitsanalyse nahm die Bedeutung von analytischen Verfahren zur räumlichen Standsicherheitsanalyse von Böschungen ab. Dreidimensionale Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente stellen zum aktuellen Zeitpunkt den Stand der Technik dar und haben analytische Verfahren weitgehend verdrängt.

Insbesondere im europäischen Raum finden sich derzeit kaum kommerzielle Programme zur Berechnung räumlicher Standsicherheiten mit Grenzgleichgewichtsverfahren.

5. Standsicherheitsberechnungen nach der Methode der Finiten Elemente.

Als derzeit übliches Verfahren zur Ermittlung der Böschungsstandsicherheit nach der Methode der Finiten Elemente, kommt das Verfahren der ϕ -c-Reduktion zur Anwendung. Zur Thematik der ϕ -c-Reduktion existiert eine große Auswahl an Publikationen. Theoretische Grundlagen zum Verfahren der ϕ -c-Reduktion finden sich unter anderem in ABRAMSON / LEE / SHARMA / BOYCE (2002), GRIFFITHS / LANE (1999), MATSUI / SAN (1992), DAWSON / ROTH / DRESCHER (1999) oder BRINGGREVE / BAKER (1991). Insbesondere zur Problematik des Abbruchkriteriums bei der ϕ -c-Reduktion sei auf ABRAMSON / LEE / SHARMA / BOYCE (2002) und WONG (1984) verwiesen. Aufgrund der unterschiedlichen Definitionen des Sicherheitsfaktors bei analytischen Berechnungsverfahren sowie numerischen Berechnungsverfahren zur Standsicherheitsanalyse von Böschungen treten zum Teil Unterschiede in den Berechnungsergebnissen zwischen den einzelnen Verfahren auf. Dieses Problem wurde bereits von mehreren Autoren untersucht und publiziert. Als Beispiele seien hier die Publikationen von FREDLUND / SCOLAR (1999), FREDLUND / KRAHN (1977) und HAMMAH / YACCOUB / CORKUM / CURRAN (2005) genannt. Des Weiteren existiert eine sehr große Anzahl von Literaturquellen, in denen Anwendungsbeispiele für Standsicherheitsberechnungen mit numerischen Verfahren vorgestellt werden.

Da ein Großteil der Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit nach der Methode der Finiten Elemente durchgeführt und für die Standsicherheitsanalyse das Verfahren der ϕ -c-Reduktion verwendet wurde, wird auf diese Thematik in einem eigenen Abschnitt dieser Arbeit (Abschnitt 4.3) noch speziell eingegangen.

3.3 Verfahren nach Kezdi

Ein einfaches Nachweisverfahren für Böschungen mit Stützscheiben wurde erstmals von KEZDI (1970) vorgestellt.

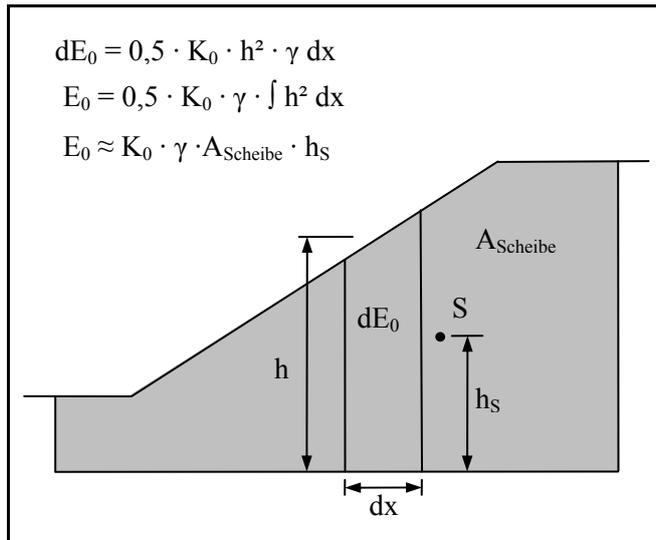


Abbildung 9 Prinzip des Nachweisverfahrens für Böschungen mit Stützscheiben nach KEZDI (1970)

Beim Verfahren nach KEZDI werden die Reibungskräfte zwischen Scheibe und Boden auf der gesamten Fläche der Scheibe angesetzt. Diese Reibungskräfte werden als zusätzliche Stützkräfte in die Berechnung der Standsicherheit der Böschung eingeführt. Die Annahmen, dass die Lage der Bruchfläche durch den Einbau der Stützscheiben unverändert bleibt und dass der Boden stets auf der gesamten Scheibenfläche versagt, sind dabei unrealistisch. Damit kann dieses Verfahren für eine realistische Berechnung der Standsicherheit von mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen nicht herangezogen werden.

3.4 Ergebnisse des Forschungsprojektes „Hangstabilisierung durch Stützscheiben. Ermittlung des erforderlichen Abstandes durch Zentrifugen-Modellversuche“

Im Rahmen eines Forschungsprojektes, gefördert vom Bundesministerium für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, wurden an der Universität Stuttgart, Institut für Geotechnik, Untersuchungen zur Hangstabilisierung mit Stützscheiben durchgeführt und abschließend in einem Bauforschungsbericht publiziert. Die Untersuchungen wurden dabei anhand von Versuchen durchgeführt. Da es mit 1g Modellversuchen jedoch schwierig ist, Bruchzustände realistisch zu simulieren, wurden die Untersuchungen kleinmaßstäblich mit Hilfe der Zentrifugen Modelltechnik durchgeführt. Als wesentliche Fragestellung sollte anhand der Modellversuche geklärt werden, wie das Verhältnis

zwischen dem Abstand der Stützscheiben und der Böschungshöhe zur Stabilisierung von mittels Stützscheiben ertüchtigter Böschungen beiträgt. Untersuchungen bezüglich des Einflusses der Böschungshöhe, Böschungsneigung sowie des Materials der Böschung (Einfluss der Scherfestigkeit des Böschungsmaterials) wurden dabei allerdings nicht durchgeführt. Die Versuche wurden an einem künstlich aufbereitetem Material „Kaolin“ durchgeführt. Beim natürlichen Kaolin handelt es sich um ein Zweischicht-Tonmineral, das durch vergleichsweise geringe plastische Eigenschaften gekennzeichnet ist. Das verwendete Material besitzt laut angegebener Kornverteilung einen Tonanteil mit $d < 0,002$ mm von ca. 60 %. Damit ist anhand der Kornverteilung das Material als Ton zu bezeichnen. Die zur Klassifizierung nach DIN 18196 des Kaolins maßgeblichen Bodenkennwerte liegen bei 44,4 % für den Wassergehalt an der Fließgrenze und 16,3 % für die Plastizitätszahl. Damit liegt das Material im Plastizitätsdiagramm unterhalb der A-Linie und ist somit der Bo-

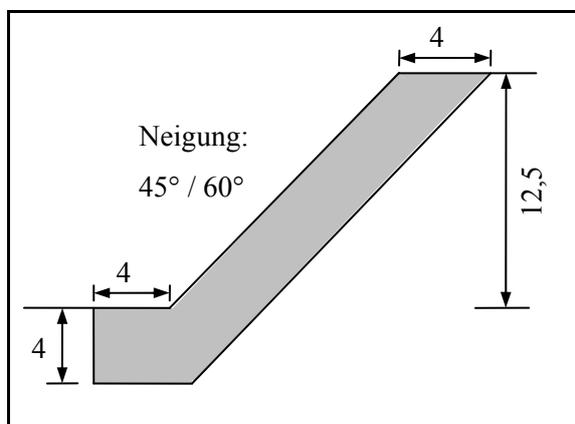


Abbildung 10 Scheibengeometrie in den Zentrifugen Modellversuchen (Angaben in cm)

dengruppe UM nach DIN 18196 zuzuordnen. Die Scherfestigkeit des Materials ist mit $c_u = 50$ kN/m² angegeben. Die Versuchsböschungen wurden mit Neigungen von 45° und 60° ausgeführt. Die verwendete Scheibengeometrie ist in Abbildung 10 dargestellt. Die Versuche wurden mit Verhältnissen Scheibenabstand zu Böschungshöhe von 2,16 / 0,96 und 0,44 durchgeführt. Genauere Informationen zur Versuchstechnik und zur Versuchsdurchführung können dem entsprechenden Bauforschungsbericht entnommen werden.

Die Ergebnisse der Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Die Tragfähigkeitserhöhung und damit die Standsicherheitserhöhung der mit Stützscheiben stabilisierten Böschungen sind vom Abstand der Stützscheiben und von der Geometrie der Stützscheiben abhängig. Als wesentliches Versuchsergebnis wird im Bericht die Erhöhung der möglichen Böschungshöhe mittels Stützscheiben im Grenzzustand der Tragfähigkeit als Funktion des Stützscheibenabstandes genannt. Mit abnehmendem Verhältnis Stützscheibenabstand zu Böschungshöhe verdoppelt sich die mögliche Böschungshöhe im Vergleich zu unbegrenzten Böschungen ohne Stützscheiben. Wird die Böschungshöhe der untersuchten Böschungen ohne Stützscheiben gleich eingesetzt, erreichen die möglichen Böschungshöhen mit abnehmendem Verhältnis Scheibenabstand zu Böschungshöhe (2,13 / 0,96 / 0,44) Werte von 1,25 / 1,5 / 2,01 für die Böschungsneigungen 60° und 1,30 / 1,52 / 2,05 für die Böschungsneigung 45°. Die Zunahme der Bruchbelastung ist unabhängig von der Böschungsneigung. Die Stützscheiben versagen in den meisten Fällen zusammen mit dem Bruchkörper. Es bildet sich ein Bruchkörper, der die Stützscheiben mit erfasst. In Fällen,

in denen die Stützscheiben nicht mit dem Bruchkörper zusammen versagen, sondern sich ein Bruchkörper zwischen den Stützscheiben einstellt, bildet sich die Gleitfläche bogenförmig zur Symmetrieebene zwischen den Scheiben hin aus. Die Verformungen des Systems Stützscheibe – Boden können nicht mehr als ein zweidimensionales Problem behandelt werden. Die Verformungen in der Mitte zwischen den Stützscheiben sind größer als in Bereichen näher an den Stützscheiben.

Bezüglich der Übertragung der Versuchsergebnisse auf die Baupraxis bzw. der praktischen Anwendbarkeit der Versuchsergebnisse als Bemessungsgrundlage für die Festlegung des Scheibenabstandes ergeben sich Schwierigkeiten.

1. Die Versuche wurden mit einem Material durchgeführt, welches durch eine undrainierte Scherfestigkeit von $c_u = 50 \text{ kN/m}^2$ charakterisiert ist. Die Versuchsergebnisse können nur sehr schwer auf Böden, deren Scherfestigkeit auf Reibung und Kohäsion beruhen, übertragen werden. Böschungen aus Materialien, welche sich undrainiert verhalten, spielen in der Stützscheibenanwendung eine untergeordnete Rolle. Im Großteil aller Fälle werden Böden, welche sich drainiert verhalten, zu untersuchen sein. Eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Dammkonstruktionen wie Eisenbahndämme, welche ein typisches Anwendungsspektrum der Stützscheibentechnologie darstellen, ist ebenfalls nur sehr schwer möglich, da das verwendete Versuchsmaterial keinen typischen Dammbaustoff darstellt.
2. Die Versuche wurden mit Böschungsneigungen von 45° und 60° ausgeführt. Lockergesteinsböschungen ohne Ertüchtigung mit solch steilen Neigungen weisen sehr geringe Standsicherheiten auf und treten praktisch nicht auf. Die Anwendung der Stützscheibentechnologie zur Böschungsstabilisierung in solch steilen Böschungen ist ebenfalls unwahrscheinlich.
3. Durch die Ausbildung der Versuchsböschungen als Dammkörper (pro Versuch werden zwei Böschungen in Form eines Dammes untersucht) treten Beeinflussungen beider Seiten aufeinander auf. Dies ist beispielsweise in den Versagensbildern deutlich zu erkennen.
4. Es wird im Rahmen der Untersuchungen nicht geklärt, welche Wirkung die verwendeten Stützscheiben haben. Es wird nur eine Standsicherheitserhöhung durch die Stützscheiben erwähnt. Durch die Wahl der Geometrie der Stützscheiben kann kein eindeutiger Bruchmechanismus definiert werden. Zum Bruchmechanismus an sich wird erwähnt, dass die Stützscheiben mit dem Gleitbereich zusammen versagen, in einigen Versuchen aber auch Verschiebungen zwischen den Scheiben und dem Bruchkörper beobachtet wurden. Die Bruchfiguren nach Versuchsende lassen auf den Fall A2 oder A3 des Tragverhaltens schließen.

Ein schlüssiges Bemessungskonzept für mittels Stützscheiben ertüchtigte Böschungen bleibt auch im Rahmen dieser Untersuchungen aus.

3.5 Verfahren nach Ma

3.5.1 Allgemeines

MA (1994) entwickelte drei analytische Verfahren (das 2D, 3D und 3DS-Verfahren), basierend auf Grenzgleichgewichtsmethoden, zur Berechnung der Standsicherheit von mit Stützscheiben stabilisierten Böschungen. Die Verfahren stellen im Wesentlichen Erweiterungen der ebenen Lamellenverfahren auf räumliche Böschungen dar.

3.5.2 2D-Verfahren nach Ma

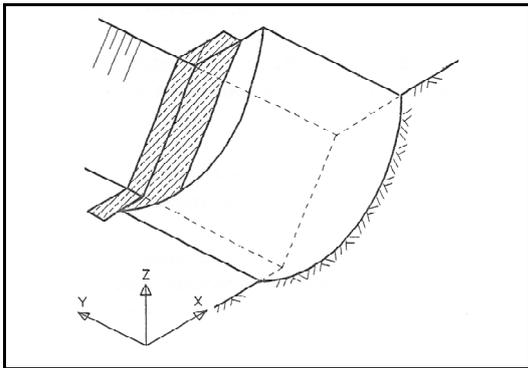


Abbildung 11 Bruchkörper beim 2D-Verfahren nach MA (1994)

Abbildung 11 zeigt den angenommenen Bruchkörper beim 2D-Verfahren nach MA. Das 2D-Verfahren stellt eine direkte Erweiterung des ebenen Lamellenverfahrens nach KREY / BISHOP dar. An Stelle der Einheitsbreite 1 m beim ebenen Lamellenverfahren nach KREY / BISHOP tritt hier der lichte Abstand zwischen den Scheiben. Es wird die Annahme getroffen, dass die Seitenfläche der Stützscheiben stets größer ist als die Seitenfläche des Bruchkörpers. Im Bruchzustand bleibt die Lage der Stützkörper unverändert und der Bruchkörper wird zwischen

den stehen bleibenden Scheiben „herausgepresst“. Die stützende Wirkung der Scheiben wird dahingehend berücksichtigt, dass an den Seitenflächen des Bruchkörpers eine zusätzliche Stützkraft angesetzt wird. Diese zusätzlichen Stützkräfte setzt MA dabei gleitflächenparallel an, so dass die seitlichen Stützkräfte nur in die Momentengleichgewichtsbedingung eingehen. Die Hebelarme für die zusätzlichen Stützkräfte aus Reibungswinkel und Kohäsion werden im Mittelpunkt der Lamellenhöhe für den Kohäsionsanteil und im unteren Drittelpunkt für den Reibungsanteil angesetzt.

MA macht keine Angaben, wann die seitlichen Stützkräfte in das Berechnungsverfahren eingebracht werden. Bei allen Gleitkreisverfahren wird stets von einem definierten Anfangsbruchmechanismus, im Falle eines Gleitkreises einem Anfangsgleitkreismittelpunkt und eines Anfangsradius, ausgegangen. Dieser vordefinierte Bruchmechanismus muss anschließend in Richtung des Minimums der Standsicherheit optimiert werden. MA macht nun keine Angaben darüber, ob die seitlichen Stützkräfte vor der Gleitkreisoptimierung in die Berechnung einzufügen sind oder ob der ungünstigste Gleitkreis zunächst ohne Berücksichtigung der Stützscheiben gefunden wird und anschließend die seitlichen Stützkräfte hinzugefügt werden. Das richtige Vorgehen wäre sicher das erstgenannte Verfahren. Die Optimierung muss unter Berücksichtigung der seitlichen Stützkräfte durchgeführt werden, da diese den ungünstigsten Gleitkreis maßgeblich beeinflussen. Diese Opti-

mierung ist jedoch mit einem hohen rechnerischen Aufwand verbunden, der nur mit Hilfe von Computerprogrammen gelöst werden kann. Deshalb wird bei Anwendung des 2D-Verfahrens in der Baupraxis der zweite Weg genutzt und die seitlichen Stützkräfte werden, an dem ohne Berücksichtigung der Scheiben ermittelten, optimierten ungünstigsten Gleitkreis angesetzt.

3.5.3 3D-Verfahren nach Ma

Für die Herleitung und Erläuterung der Standsicherheitsberechnung nach dem 3D-Verfahren wird auf die Arbeit von MA verwiesen. An dieser Stelle soll nur auf die grundlegenden Eigenschaften und Annahmen des Verfahrens eingegangen werden. Der räumliche Bruchkörper wird durch einen

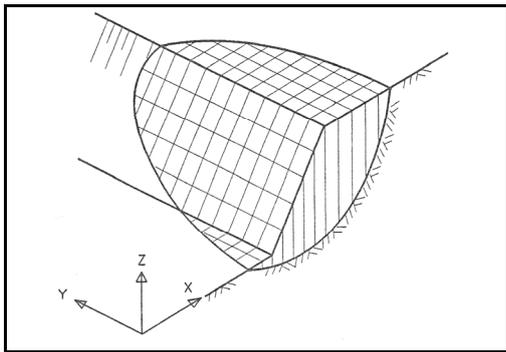


Abbildung 12 Bruchkörper beim 3D-Verfahren nach MA (1994)

Ellipsoiden, wie in Abbildung 12 dargestellt, beschrieben. Jeder Schnitt parallel zur x-z-Ebene ist demzufolge ein Kreis. Der Ellipsoid bildet sich zwischen den Scheiben voll aus und die geometrische Form wird nur durch die Scheiben begrenzt. Der Bruchkörper bewegt sich nur in der x-z-Ebene. Die Gleitachse verläuft demzufolge parallel zur y-Achse. Der Bruchkörper kann damit geometrisch über die Gleitachse $(x_0; z_0)$ und über die beiden Halbachsen a_{Ellip} und b_{Ellip} beschrieben werden (Gleichung (3.1)).

$$\frac{(x - x_0)^2}{a_{\text{Ellip}}^2} + \frac{(z - z_0)^2}{a_{\text{Ellip}}^2} + \frac{y^2}{b_{\text{Ellip}}^2} = 1 \quad (3.1)$$

Da der Bruchkörper durch die Scheiben begrenzt ist, entspricht der halbe Scheibenstand der großen Halbachse der Ellipse b_{Ellip} . Wird der Scheibenabstand unendlich, wird demzufolge b_{Ellip} unendlich und der Bruchmechanismus geht in ein ebenes Problem über, welches durch eine Kreisgleichung definiert ist und dem ebenen Fall der Böschungsstandsicherheit nach KREY / BISHOP entspricht. Der elliptische Bruchkörper wird in eine Anzahl n rechteckige, senkrechte Säulenelemente unterteilt.

Aus unterschiedlichen Berechnungen mit dem 3D Verfahren trifft MA Schlussfolgerungen bezüglich der räumlichen Standsicherheit. Die für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wichtigsten Punkte lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Der Standsicherheitsfaktor des dreidimensionalen Verfahrens ist größer als der Standsicherheitsfaktor zweidimensionaler Verfahren.

- Die räumliche Stützwirkung ist bei $a/h \leq 2$ bedeutsam, bei $a/h \leq 1$ ist die Erhöhung der räumlichen Standsicherheit im Vergleich zur ebenen Standsicherheit besonders stark ausgeprägt. Für $a/h > 4$ ist der räumliche Einfluss bedeutungslos.
- Der Unterschied zwischen η_{3D} und η_{2D} verstärkt sich mit zunehmender Kohäsion c und abnehmendem Reibungswinkel φ . Für den Fall $\varphi = 0$ ist der Unterschied η_{3D} / η_{2D} am größten. Ist $c = 0$, besteht kein Unterschied zwischen η_{3D} und η_{2D} .
- Die Steigerung der dreidimensionalen Standsicherheit η_{3D} hängt nicht von der Böschungsneigung ab.

3.5.4 3DS-Verfahren nach Ma

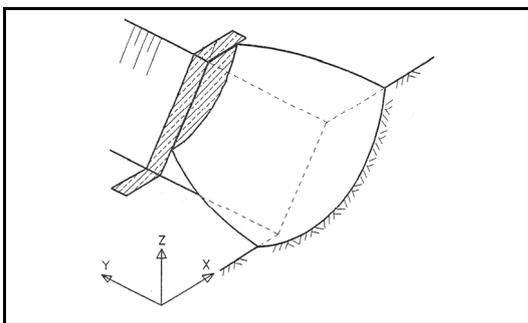


Abbildung 13 Bruchkörper beim 3DS-Verfahren nach MA (1994)

Das 3DS Verfahren nach MA entspricht im Wesentlichen dem 3D Verfahren mit dem Unterschied, dass das Bruchellipsoid durch die Scheiben an den Seiten geschnitten wird. An diesen Schnittflächen werden zusätzliche Stützkkräfte durch die Scheibe in den Bruchkörper übertragen. Der Ansatz der Stützkkräfte erfolgt wie beim 2D Verfahren. Im Gegensatz zum 3D Verfahren, bei dem die Ellipsenhalbachse b durch den halben Scheibenabstand definiert ist, ist beim 3DS-Verfahren die Ellipsenhalbachse b nun stets größer als der halbe Scheibenabstand. Die Größe der Schnittfläche wird demzufolge maßgeblich durch den Unterschied zwischen dem halben Scheibenabstand und der Ellipsenachse b bestimmt. Bei konstantem Scheibenabstand a wächst die Kontaktfläche zwischen dem Bruchkörper und den Scheiben mit zunehmenden Werten von b . Damit nehmen mit zunehmendem Wert b die seitlichen Stützkkräfte zu und die Standsicherheit steigt ebenfalls an. Für einen gegebenen Bruchmechanismus (konstante Koordinaten der Gleitachse x_0 und z_0 sowie konstante kleine Ellipsenhalbachse a) ist also zunächst die große Ellipsenhalbachse so zu optimieren, dass die Standsicherheit minimal wird. MA stellte dabei fest, dass mit zunehmender Größe der Halbachse b zunächst die Standsicherheit abnahm und schließlich nach Erreichen eines Minimalwertes wieder zunahm, so dass sich eine konkave Kurve für den Zusammenhang zwischen Halbachse b und Standsicherheit η_{3DS} ergab. Der Startwert für die Halbachse war dabei in der Regel der halbe Scheibenabstand.

Des Weiteren führt MA in seiner Arbeit Ergebnisse von Vergleichsrechnungen mit den drei entwickelten Verfahren auf. Die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen lassen einige Rückschlüsse auf der Wirkung der Stützscheiben auf die Böschungsstandsicherheit zu. Diese können wie folgt zusammengefasst werden.

Des Weiteren führt MA in seiner Arbeit Ergebnisse von Vergleichsrechnungen mit den drei entwickelten Verfahren auf. Die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen lassen einige Rückschlüsse auf der Wirkung der Stützscheiben auf die Böschungsstandsicherheit zu. Diese können wie folgt zusammengefasst werden.

- Alle drei Verfahren zeigen die Tendenz, dass mit abnehmendem Scheibenabstand die Standsicherheit zunimmt. Für $a/h < 1$ ist dies besonders signifikant.
- Für $a/h > 4$ tendieren die Standsicherheiten der räumlichen Verfahren in Richtung der Standsicherheit der ebenen Böschung ohne Stützscheiben.
- Das 3DS-Verfahren liefert die geringsten Standsicherheitsfaktoren. Das 2DS-Verfahren liefert die größten Standsicherheitsfaktoren. Die Ergebnisse des 3D-Verfahrens liegen zwischen denen des 2DS und 3DS-Verfahrens.
- Bei flachen Böschungen ($\beta < 30^\circ$) und Böden ohne Reibung kann die Standsicherheit der Böschung mit dem 3D Verfahren ermittelt werden. Der Einfluss der Scheiben muss sich demzufolge nur noch auf den Bruchkörper zwischen den Scheiben auswirken und die Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper muss demzufolge verschwinden.

Aus den von MA vorgeschlagenen Verfahren und aus seiner Arbeit ergeben sich bezüglich der Bemessungspraxis einige grundlegende Fragestellungen und Schlussfolgerungen:

1. Wann stellt sich welcher Bruchmechanismus ein und wann ist demzufolge welches der drei vorgeschlagenen Verfahren zu verwenden? MA leitet in seiner Arbeit drei mögliche Verfahren zum Nachweis der Standsicherheit von mittels Stützscheiben stabilisierten Böschungen her. Er gibt keine Hinweise darauf, unter welchen Kombinationen der Böschungs-, Scheiben- und Bodenparameter welches der drei Verfahren anzuwenden ist. Das Auftreten eines Bruchmechanismus in der beim 2DS- und 3D-Verfahren angenommenen Form ist unwahrscheinlich. Das 2DS-Verfahren vernachlässigt den Einfluss der Stützscheiben auf die geometrische Form des Bruchkörpers und das 3D-Verfahren vernachlässigt seitliche Stützkkräfte, die von der Scheibe auf den Bruchkörper übertragen werden können. Beide Effekte der Stützscheiben auf den Bruchmechanismus sind aber offensichtlich. Das 3DS-Verfahren stellt deshalb das einzige Verfahren dar, mit dem der natürliche Bruchmechanismus angenähert werden kann.
2. Wie erfolgt die Optimierung des angenommenen Bruchkörpers? Die Untersuchungen von Ma beschränkten sich beim 3D und 3DS Verfahren auf einen vordefinierten elliptischen Bruchkörper. Um das Minimum der Standsicherheit zu finden, muss die kritische Gleitfläche geometrisch optimiert werden. In der Arbeit von MA finden sich keine Informationen über das Vorgehen zur Optimierung der kritischen Gleitfläche. Die Annahme, dass die vordefinierte Gleitfläche den ungünstigsten Fall darstellt, ist praktisch nicht vertretbar.

3. Die von MA untersuchten Kombinationen der Böschungs- und Bodenparameter sind für die praktische Anwendung wenig relevant. MA rechnet Beispiele mit Kohäsionswerten zwischen 20 und 60 kN/m² und Reibungswinkeln zwischen 1 und 20°. Solche Scherparameterkombinationen treten weder in natürlichen Hängen noch in Dammschüttungen auf. Ebenso sind Böschungsneigungen von bis zu 60° in Lockergesteinsböschungen eher unwahrscheinlich und liegen außerhalb des Einsatzspektrums der Stützscheibenanwendung.
4. Für alle vorgeschlagenen Verfahren ist es erforderlich, Annahmen bezüglich der Bruchfigur zwischen den Scheiben und damit auch, soweit in den jeweiligen Verfahren berücksichtigt, bezüglich der Form der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper zu treffen. Dies sind im Falle aller vorgeschlagenen Verfahren Kreise, deren Mittelpunkte in Böschungslängsrichtung entlang einer Gleitachse laufen. Im ebenen Fall können in homogenen Böschungen die Bruchkörper mit ausreichender Genauigkeit durch Gleitkreise angenähert werden. Aufgrund der Vielzahl von Einflussfaktoren im räumlichen Fall der Böschung mit Stützscheiben kann diese Annahme nur mit unzureichender Genauigkeit getroffen werden. Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente, bei denen der ungünstigste Bruchmechanismus an keine geometrische Form gebunden ist, sondern automatisch gefunden wird, zeigen, dass im Falle von Böschungen mit Stützscheiben der Bruchkörper nicht durch geometrische Figuren wie Ellipsen beschrieben werden kann. Dieser Effekt verstärkt sich signifikant, wenn konzentrierte Auflasten, wie beispielsweise Bahnauflasten auf der Böschungskrone, die kritische Gleitfläche beeinflussen.

3.6 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“

3.6.1 Allgemeines und Verfahrensprinzip

Trotz der bekannten Ergebnisse der Untersuchungen in der Zentrifuge sowie der von MA (1994) vorgestellten Verfahren zur Berechnung von mittels Stützscheiben stabilisierten Böschungen, hat sich keines der bekannten Verfahren in der gängigen Bemessungspraxis durchgesetzt. Die Gründe hierfür sind vielfältig und sollen hier nicht näher betrachtet werden. Stattdessen hat sich in der gängigen Planungspraxis ein Verfahren durchgesetzt, das allgemein mit „Verschmierung der Bodenparameter“ beschrieben werden kann.

Das Prinzip des Verfahrens ist in Abbildung 14 dargestellt. Der Nachweis der Böschungsstandesicherheit wird bei diesem Verfahren am zweidimensionalen System nach bekannten Verfahren (Lamellenverfahren, Kinematische Elemente Methode, o. a.) durchgeführt. Um die Wirkung der Stützscheiben zu berücksichtigen, werden die Eigenschaften der Stützscheiben mit den Eigenschaften des anstehenden Bodens über den Achsabstand zwischen zwei Stützscheiben „verschmiert“ (siehe Gleichung (3.2)). Die Scherfestigkeit der mit dem Hydro-Zementations-Verfahren hergestellten Stützkörper wird aus der einaxialen Druckfestigkeit über den Mohrschen Spannungs-

kreis berechnet. Der Reibungswinkel wird dabei in der Regel zu Null gesetzt, so dass die gesamte Scherfestigkeit der Stützscheiben in der Kohäsion liegt.

$$\bar{c} = \frac{c_{\text{Scheibe}} \cdot b_{\text{Scheibe}} + c_{\text{Boden}} \cdot (a_{\text{Achse}} - b_{\text{Scheibe}})}{a_{\text{Achse}}} \quad (3.2)$$

\bar{c}	„verschmierte“ Kohäsion	[kN/m ²]
b_{Scheibe}	Scheibenbreite	[m]
c_{Scheibe}	Kohäsion der Erdbetonscheibe	[kN/m ²]
a_{Achse}	Achsabstand der Scheiben	[m]
c_{Boden}	Kohäsion des anstehenden Bodens	[kN/m ²]

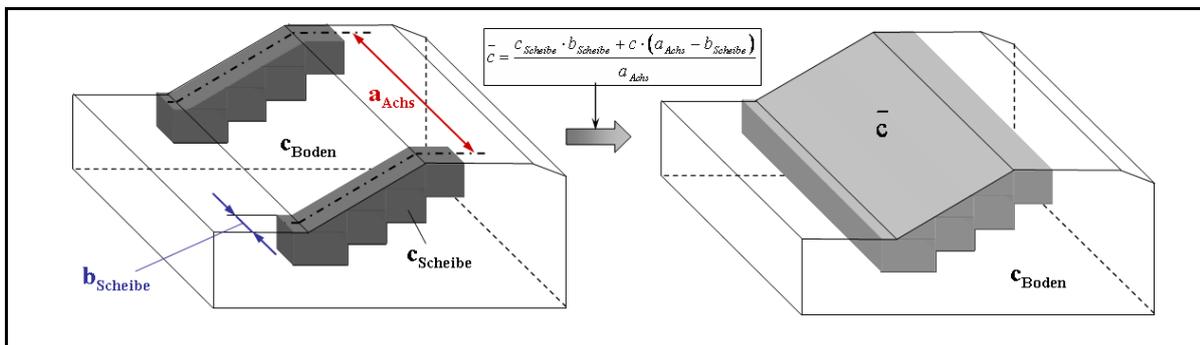


Abbildung 14 Verfahrensprinzip und relevante Abmessungen beim Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“

Da die Stützscheiben in einem definierten Abstand zueinander stehen, wird durch die Verschmierung der Scherfestigkeitsparameter dieses eigentlich dreidimensionale Problem auf ein ebenes Problem reduziert. Der Abstand der Scheiben wird dabei in der Regel aus Erfahrungswerten übernommen oder geschätzt (z. B. $2,5 \cdot$ Stützscheibenbreite; vgl. KRAUTER, 1992 oder DIETRICH, 2002). Da die einaxiale Druckfestigkeit zum Zeitpunkt der statischen Berechnung noch nicht vorliegt, wird in der Regel die geforderte Mindestdruckfestigkeit für die jeweilige Bodenklasse angesetzt (siehe Tabelle 2, S.8).

Bei Standsicherheitsberechnungen mit verschmierten Bodenparametern wird implizit davon ausgegangen, dass sich der Boden zwischen den Scheiben über Gewölbewirkung an den Scheiben aufhängt. Deshalb ist zusätzlich der Nachweis der Gleitsicherheit der Scheiben zu erbringen.

Beim Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ wird die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung je nach Böschungs- und Bodenparametern teilweise signifikant verschätzt. Dies liegt im Wesentlichen daran, dass der verschmierte Boden eine sehr hohe Kohäsion aufweist. Deshalb wird in der ebenen Standsicherheitsberechnung immer eine kritische Gleitfläche erzwungen, die oberhalb oder in der Regel unterhalb der Stützscheibe verläuft. Aufgrund der damit langen erzwungenen Scherfuge hat diese Gleitfläche eine dementsprechend hohe

Standstabilität. Die ungünstigste Gleitfläche, mit eventuell geringerer Standstabilität, stellt sich jedoch häufig zwischen den Scheiben ein und bleibt bei diesem Verfahren vollkommen unberücksichtigt.

Dies soll im Folgenden anhand von zwei in der Vergangenheit ausgeführten Beispielen gezeigt werden. Es wurde dabei jeweils ein Beispiel für den Scheibentyp S0 und für den Scheibentyp S“x“ gewählt.

3.6.2 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1

Betrachtet wird die Böschung eines Bahndammes mit einer Neigung von ca. 1:1,6 und einer Höhe von ca. 7 m. Das Damm- und Untergrundmaterial haben einen Reibungswinkel von 20° und eine Kohäsion von 10 kN/m^2 . Am Damm ist eine Anschüttung mit einem Reibungswinkel von $17,5^\circ$ und einer Kohäsion von 10 kN/m^2 vorhanden (siehe Abbildung 15). Mit dem GLE-Verfahren wurde im Urzustand eine Standstabilität berechnet, die nur wenig über 1,0 (labiles Gleichgewicht) lag. Die mit dem Lamellenverfahren mit kreisförmigen Gleitlinien nach KREY / BISHOP ermittelte Standstabilität liegt bei 1,01.

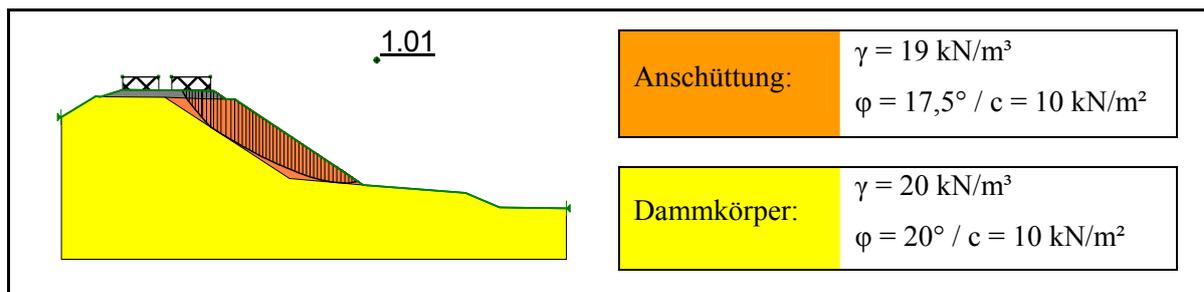


Abbildung 15 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1; Geologie, kritische Gleitlinie und Standstabilität nach KREY / BISHOP im Urzustand

Die Ertüchtigung sah den Einbau von Erdbetonstützscheiben vor. Die Bemessung der Stützscheiben erfolgte mit dem Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“. Aus Erfahrungswerten wurde der Scheibenachtabstand mit 5 m und die Scheibenbreite zu 2 m gewählt. Die Scheibengeometrie wurde nun soweit angepasst, bis die ungünstigste Gleitlinie in Scheibenebene die geforderte Standstabilität von 1,4 aufweist. Dies wird im Fall der vorliegenden Böschung hauptsächlich durch Anpassen der Einbindetiefe der Scheibe erreicht, da hier eine tiefliegende Gleitlinie relevant ist. Abbildung 16 zeigt die sich daraus ergebende Scheibengeometrie und die ungünstigste Gleitlinie. Diese weist dementsprechend die geforderte Sicherheit von 1,4, ermittelt mit dem Lamellenverfahren und kreisförmigen Gleitlinien nach KREY / BISHOP, auf. Die Standstabilitäten in Scheibenebene, ermittelt mit dem GLE-Verfahren und mit FE-Verfahren, betragen 1,35. Die Unterschiede in den Standstabilitäten beruhen hier, neben verfahrenstechnischen Unterschieden, die in Abschnitt 4.4 (S. 58) noch betrachtet werden, insbesondere auf der Vorgabe einer Bruchfigur. Während beim Verfahren nach KREY / BISHOP kreisförmige Gleitlinien zugrunde liegen, werden

beim GLE-Verfahren zusammengesetzte Gleitlinien verwendet. Bei der FE-Methode wird keine Bruchfigur vorgegeben, sondern verfahrensbedingt immer der kritische Bruchmechanismus mit der geringsten Sicherheit gefunden (s. a. Abschnitt 4.4, S. 58). Aus Abbildung 16 ist deutlich ersichtlich, dass mit kreisförmigen Gleitlinien die kritische Gleitlinie nicht ausreichend genau erfasst wird.

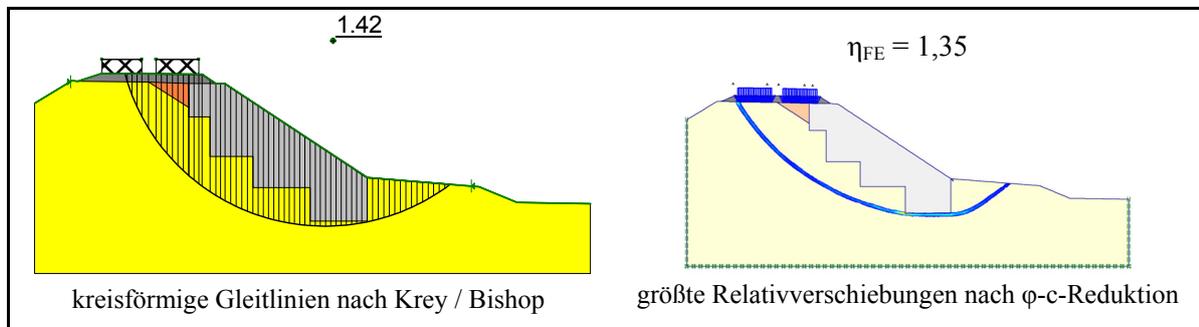


Abbildung 16 Verfahren „Versmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1
Scheibengeometrie, kritische Gleitlinie und Standsicherheit in Scheibenebene nach KREY / BISHOP und nach der Methode der Finiten Elemente

Die mit Stützscheiben ertüchtigte Böschung wurde nun als räumliches System modelliert und die räumliche Standsicherheit berechnet. Abbildung 17 zeigt die Ergebnisse der Standsicherheitsberechnung nach ϕ -c-Reduktion anhand von Verschiebungsdarstellungen. Zu beachten ist, dass die Verschiebungen beim Verfahren der ϕ -c-Reduktion nur als Relativverschiebungen zu betrachten und ein Indikator für die Lage der kritischen Gleitfläche bzw. des Bruchmechanismus sind. Die Absolutverschiebungsbeträge haben dabei keine Bedeutung.

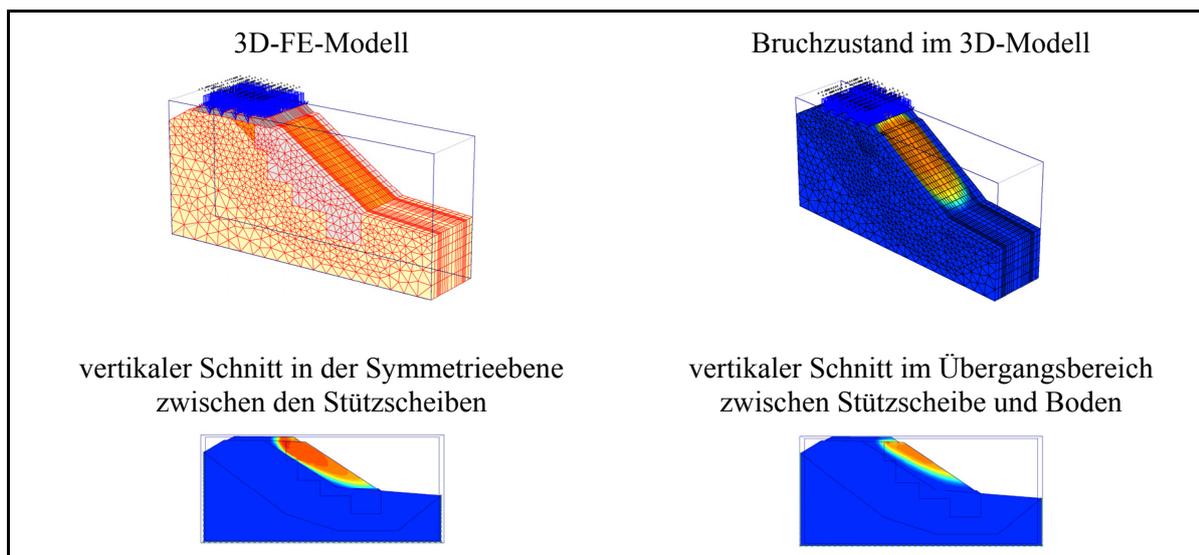


Abbildung 17 Verfahren „Versmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1
räumliches FE-Modell und Relativverschiebungen nach ϕ -c-Reduktion im 3D Modell sowie Schnittdarstellungen

Aus den Versagensbildern in Abbildung 17 ist deutlich zu erkennen, dass sich die ungünstigste Gleitfläche eindeutig zwischen den Scheiben einstellt. Dies entspricht dem Fall A1 des Tragverhaltens. Beim Standsicherheitsnachweis mit verschmierten Scherparametern wird dagegen eine Gleitfläche längs der gesamten Böschung angenommen, da nicht mehr zwischen Scheibe und Boden unterschieden wird. Der Standsicherheitsbeiwert des räumlichen Systems liegt mit 1,22 unter dem am ebenen System ermittelten Standsicherheitsbeiwert von 1,42. Sowohl der Bruchmechanismus als auch die Böschungsstandsicherheit wurden somit in diesem Fall mit dem Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ falsch ermittelt.

3.6.3 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2

Betrachtet wird ein Bahndamm mit einer Böschungsneigung von 1:1,6 und einer mittleren Böschungshöhe von 9 m. Der Dammaufbau, die Untergrundverhältnisse sowie die für den Böschungsstandsicherheitsnachweis relevanten bodenmechanischen Kennwerte der Schichten sind in Abbildung 18 dargestellt. Es wird hier nur die rechtsseitige Böschung betrachtet. Im nicht ertüchtigten Zustand hat die Böschung eine Standsicherheit von 1,06, ermittelt mit dem GLE-Verfahren. Die geforderte Standsicherheit lag bei 1,40.

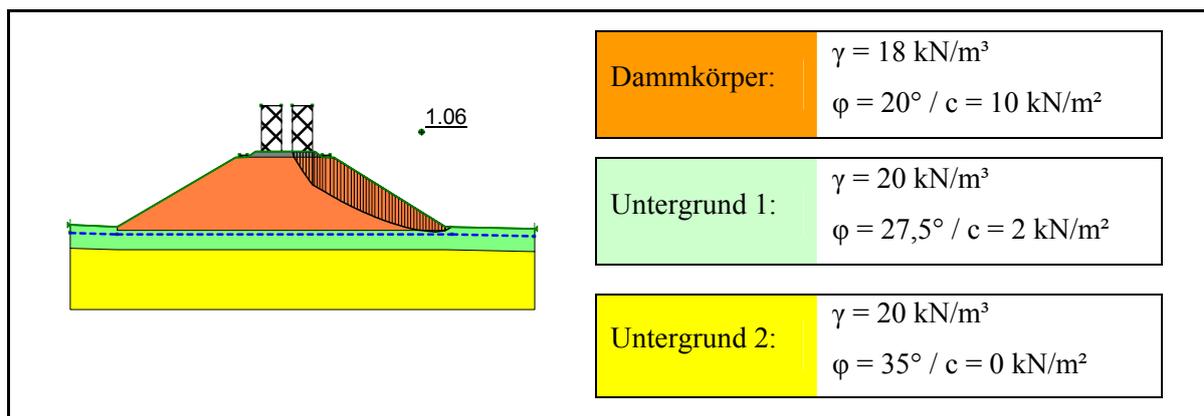


Abbildung 18 Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2
Geologie, kritische Gleitlinie und Standsicherheit nach GLE im Urzustand

Als Ertüchtigungsmaßnahme wurden Erdbetonstützscheiben gewählt. Diese wurden am Böschungsfuß in der in Abbildung 19 dargestellten Form ausgeführt. Die Scheibengeometrie entspricht somit einer Scheibe vom Typ S“x“. In einigen Bereichen des Dammes wurden die Scheiben als „Reibungsfüße“ durchgängig ausgebildet. Diese Reibungsfüße werden lediglich im Abstand von 4 m durch 1 m breite Entwässerungsrigolen aus Schotter zur Ableitung des in der Böschung anfallenden Wassers unterbrochen. In anderen Dammbereichen wurden die Scheiben mit einer Breite von 2 m und einem Abstand von 7 m angeordnet. Die Bemessung erfolgte dabei mit dem Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“. Die Abmessungen der Stützscheiben wurden im ebenen System in Scheibenebene so angepasst, dass keine Gleitlinien auftreten, deren Standsicher-

heit unter der geforderten Standsicherheit liegt. Wie im ersten Beispiel treten auch in diesem Fall wieder Unterschiede in den berechneten Standsicherheiten je nach verwendetem Verfahren auf. Während die Standsicherheit mit kreisförmigen Gleitlinien nach KREY / BISHOP mit 1,41 ermittelt wird, liegt die mit dem GLE-Verfahren sowie mit FE-Verfahren ermittelte bei nur 1,31. Auch bei diesem Beispiel ist zu erkennen, dass die ungünstigste Gleitlinie unter Ansatz von kreisförmigen Gleitlinien nicht ausreichend erfasst werden kann.

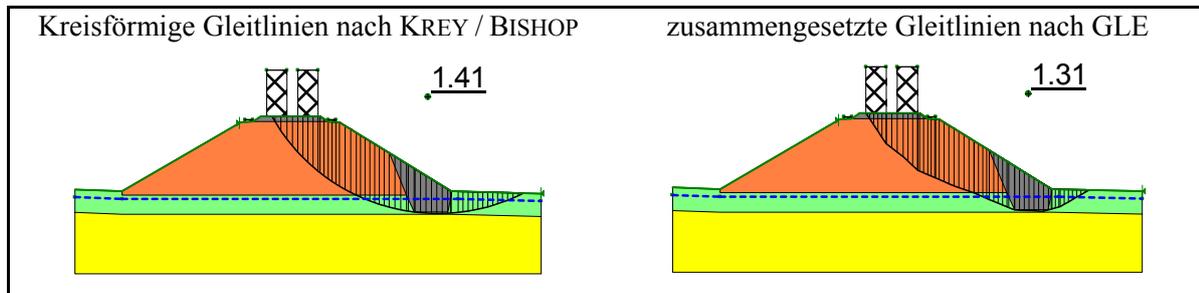


Abbildung 19 Verfahren „Versmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2
Scheibengeometrie, kritische Gleitlinie und Standsicherheit in Scheibenebene mit kreisförmigen Gleitlinien nach KREY / BISHOP und zusammengesetzten Gleitlinien nach GLE

Die mit Stützscheiben ertüchtigte Böschung wurde nun als räumliches FE-System modelliert und die räumliche Standsicherheit ermittelt. Aus den Versagensbildern in Abbildung 20 ist deutlich zu erkennen, dass sich die in der ebenen Berechnung ermittelte ungünstigste Gleitlinie im räumlichen System nicht einstellt. Es stellt sich eindeutig ein Bruchmechanismus, der dem Tragverhalten Fall A3 entspricht, ein. Die Standsicherheit des räumlichen FE-Modells beträgt 1,24 und liegt damit unter der geforderten Sicherheit von 1,40. Sowohl der Bruchmechanismus als auch die Böschungsstandsicherheit wurden somit in diesem Fall mit dem Verfahren „Versmierung der Bodenparameter“ falsch ermittelt.

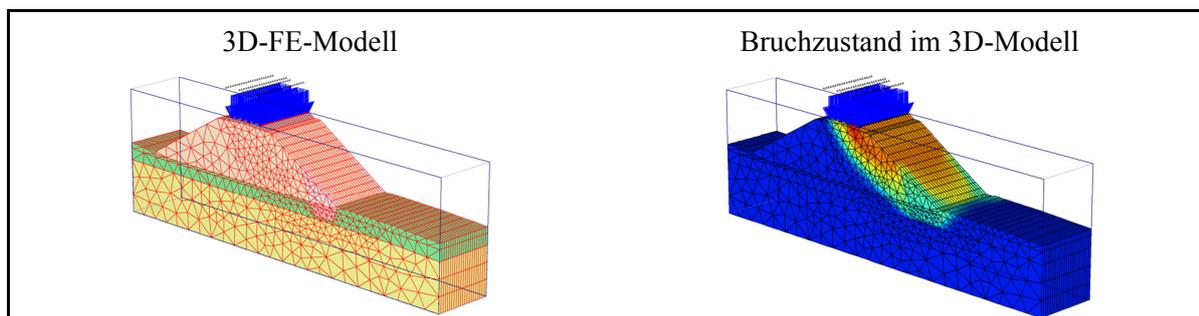


Abbildung 20 Verfahren „Versmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2
räumliches FE-Modell und Relativverschiebungen nach ϕ -c-Reduktion

3.7 Resümee

Zusammenfassend können bezüglich des aktuellen Stands der Technik bei der Bemessung mit Stützscheiben ertüchtigter Böschungen folgende Schlussfolgerungen getroffen werden:

Für den Nachweis der Standsicherheit von mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen existieren bereits verschiedene Verfahren. Diese Verfahren sind mehr oder minder genau und verwenden zum Teil Ansätze, mit denen die Wirkung der Stützscheiben auf die Böschungsstandsicherheit signifikant verschätzt wird. Dazu sind beispielsweise das Verfahren nach KEZDI oder das 2D-Verfahren nach MA zu zählen. Die im Rahmen von Forschung und Entwicklung hergeleiteten Verfahren, im Wesentlichen die Verfahren nach MA, sind genauer und berücksichtigen zudem teilweise die bodenmechanische Wirkung der Stützscheiben. Sie finden allerdings, hauptsächlich aufgrund ihrer Komplexität, in der gängigen Bau- und Planungspraxis keine Anwendung. Stattdessen behilft man sich mit einer Art Ersatzverfahren, welches hier als das Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ bezeichnet wird, und das eigentlich dreidimensionale Problem der Böschung mit Stützscheiben auf ein ebenes Problem vereinfacht. Dieses Vorgehen kann zum einen statisch und bodenmechanisch nicht begründet werden und zum anderen signifikant falsche Berechnungsergebnisse liefern. In den meisten Fällen wird die tatsächliche Wirkung der Stützscheiben nicht annähernd berücksichtigt und die Standsicherheit der Böschung verschätzt.

Ein schlüssiges, baupraktisch anwendbares Bemessungsverfahren für mit Stützscheiben ertüchtigte Böschungen steht demzufolge bis heute aus.

4 Berechnungsverfahren

4.1 Methode der Finiten Elemente

Bei der Analyse von geotechnischen Problemen handelt es sich in der Regel um eine Bestimmung der resultierenden Beanspruchung unter verschiedenen Einwirkungen (z. B. Spannungs-Verformungszustände bei statischen Problemen oder Strömungszustände bei strömenden Medien). Die Lösung dieser Fragestellung kann auf drei verschiedene Arten erfolgen:

1. Lösung über analytisch exakte Lösungen, was aber auf einfache Strukturen und einfaches (lineares) Materialverhalten beschränkt ist.
2. Lösung durch experimentelle Untersuchung der Problemstellung, was aber in der Regel mit hohen Kosten und Zeitaufwand verbunden ist und wobei die Ergebnisse normalerweise nur schwer verallgemeinert werden können.
3. Lösung der Fragestellung über Näherungslösungen, z. B. mit numerischen Verfahren.

Prinzip der Finiten Elemente Methode:

Normalerweise können bei geotechnischen Problemstellungen alle erforderlichen Größen wie Spannungen, Dehnungen usw. aus Verschiebungen ermittelt werden. Vorrangiges Prinzip der Finiten Elemente Methode ist daher das Finden einer Lösung für die Verschiebungen. Alle weiteren erforderlichen Größen können über den Ansatz des Materialverhaltens (Stoffgesetz) auf verschiedenen Perfektionsebenen ermittelt werden. Das Prinzip der Finiten Elemente Methode beruht auf der Unterteilung des für die Berechnung des Problems relevanten Berechnungsausschnittes (Integrationsgebietes) in einzelne Elemente endlicher (finiter) Größe. Die einzelnen Elemente sind über eine endliche Anzahl von Knotenpunkten miteinander verbunden. Zu Grunde gelegtes Prinzip der Methode ist dabei, dass die Verschiebungen innerhalb eines Elementes mit ausreichender Genauigkeit aus den Verschiebungen der Knotenpunkte interpoliert werden können. Der Ablauf einer Finite-Elemente-Berechnung lässt sich grundsätzlich in folgende Schritte unterteilen:

1. Diskretisierung: Unterteilung des Kontinuums in finite Elemente.
2. Elementansatzfunktion: Definition einer Näherungsfunktion für die Interpolation der Knotenverschiebungen innerhalb der finiten Elemente.
3. Elementgleichungen: Nutzung eines passenden Verfahrens (z. B. Prinzip der virtuellen Arbeit, Prinzip vom Minimum der potentiellen Energie, Methode des gewichteten Restes usw.) zur Aufstellung der Elementgleichungen
$$\left[\mathbf{k}^{(e)} \right] \cdot \left\{ \hat{\mathbf{u}}^{(e)} \right\} = \left\{ \mathbf{p}^{(e)} \right\}$$
4. Globale Gleichungen: Zusammenbau der Elementgleichungen und Aufstellen des globalen

$$\text{Gleichungssystem } [\mathbf{k}^g] \cdot \{\widehat{\mathbf{u}}^g\} = \{\mathbf{p}^g\}$$

5. Randbedingungen: Definition der Randbedingungen und Implementierung dieser in die globalen Gleichungen.
6. Lösung der globalen Gleichungen, um die Verschiebungen $\{\mathbf{u}\}$ an allen Knoten zu erhalten. Ermittlung der Spannungen und Dehnungen aus diesen Knotenverschiebungen.

Elementansatzfunktion

Ein finites Element wird durch die Einführung eines Verschiebungsansatzes vollständig definiert. Die Ansatzfunktion, auch Formfunktion oder Interpolationsfunktion, legt den Zusammenhang zwischen den Knotenverschiebungen und dem Verschiebungsfeld innerhalb eines Elementes fest. Dies kann auf verschiedenen Genauigkeitsebenen erfolgen. Üblicherweise kommen lineare oder quadratische Verschiebungsansätze zur Anwendung. Allgemein kann geschrieben werden:

$$\{\mathbf{u}\}^{(e)} = [\mathbf{N}]^T \cdot \{\widehat{\mathbf{u}}\}^{(e)} \quad (4.1)$$

$\{\mathbf{u}\}^{(e)}$ Funktion der Verschiebungen im Element

$[\mathbf{N}]$ Matrix der Ansatzfunktion / Interpolationsfunktion / Formfunktion

$\{\widehat{\mathbf{u}}\}^{(e)}$ Vektor der Knotenverschiebungen

Für die dreidimensionalen Standsicherheitsberechnungen der vorliegenden Problemstellung werden 15-Knoten Dreieckselemente mit quadratischem Verschiebungsansatz verwendet. Diese 15-knotigen Dreieckselemente setzen sich aus einem 6-Knoten Dreieckselement in der Schnittebene der Böschung und 8-Knoten Viereckelementen in Böschungslängsrichtung zusammen (siehe Abbildung 21).

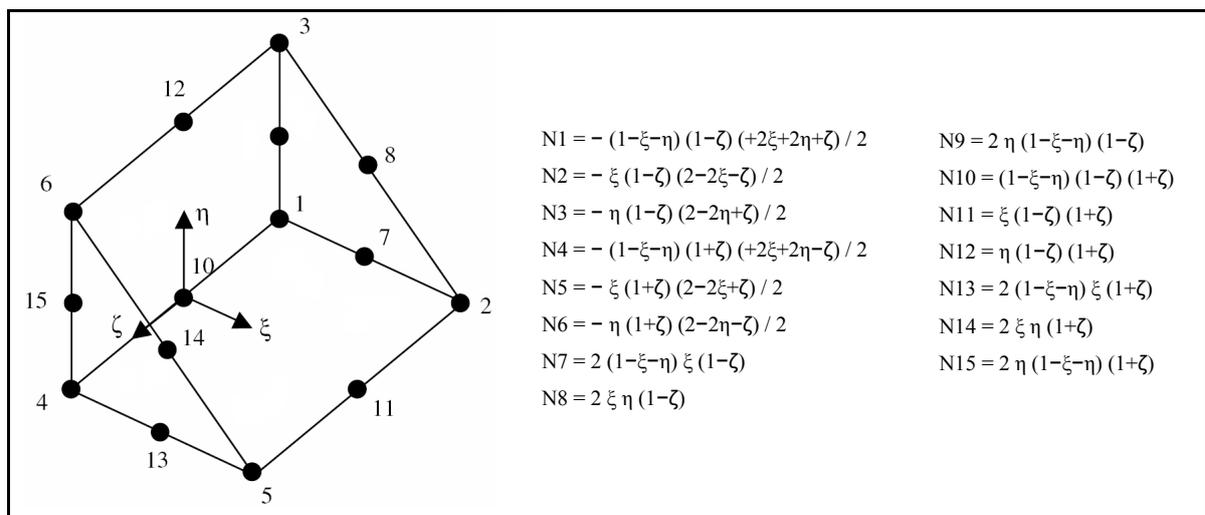


Abbildung 21 Aufbau und Elementansatz eines 15-Knoten-Dreieckelementes

Elementgleichungen

Kinematische Verträglichkeit

Als kinematische Verträglichkeit wird die Verknüpfung der Verschiebungen und Verzerrungen bezeichnet. Da, wie schon erläutert, die Methode der Finiten Elemente auf Verschiebungen basiert, in Stoffgesetzen aber die Spannungen mit den Verzerrungen verknüpft sind, müssen die Verschiebungen entsprechend in Verzerrungen umgerechnet werden. Die kinematische Verträglichkeit kann allgemein ausgedrückt werden durch:

$$\{\varepsilon\} = [D] \cdot \{u\} \quad \begin{matrix} \left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{array} \right\} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \cdot \left\{ \begin{array}{l} u_x \\ u_y \\ u_z \end{array} \right\} \end{matrix} \quad (4.2)$$

$\{\varepsilon\}$ Vektor der Verzerrungen

$[D]$ Differentialoperator - Matrix enthält Richtungsableitungen

$\{u\}$ Vektor der Verschiebungen

Stoffgesetz

Das Stoffgesetz verknüpft die Spannungen mit den Verzerrungen. Das Stoffgesetz stellt die Verbindung zwischen den Gleichgewichtsbedingungen und der kinematischen Verträglichkeit her. Der allgemeine Zusammenhang ist durch Gleichung (4.3) definiert.

$$\{\sigma\} = [M] \cdot \{\varepsilon\} \quad (4.3)$$

$\{\sigma\}$ Vektor der Spannungen (Komponenten)

$[M]$ Matrix der Stoffgesetzparameter (entspricht bei linear elastischem Materialverhalten der Elastizitätsmatrix $[D^{el}]$ und bei elastoplastischen Materialverhalten der elastoplastischen Stoffmatrix $[D^{ep}]$)

$\{\varepsilon\}$ Vektor der Verzerrungen

Das Gleichgewicht der inneren und äußeren Kräfte muss gegeben sein. Das statische Gleichgewicht eines Kontinuums kann über Gleichung (4.4) ausgedrückt werden.

$$[D]^T \cdot \{\sigma\} + \{p\} = 0 \quad \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{Bmatrix} = 0 \quad (4.4)$$

$\{\sigma\}$ Vektor der Spannungen (Komponenten)

$[D]^T$ transponierter Differentialoperator

$\{p\}$ Kraftvektor (Komponenten)

Verknüpft man nun die Gleichgewichtsbedingungen (4.4) mit der kinematischen Verträglichkeit (4.2) über das Stoffgesetz (4.3), führt dies zu einer partiellen Differentialgleichung zweiter Ordnung. Diese Differentialgleichung kann näherungsweise mit dem Variationsprinzip, dem Prinzip vom Minimum der potentiellen Energie oder mit dem Galerkinschen Ansatz gelöst werden. Beim Variationsprinzip wird mit dem Prinzip der virtuellen Arbeit durch Variation eine Ersatzgleichgewichtsbedingung formuliert.

Numerische Integration / Gauß Integration

Beim Aufstellen des Lösungsansatzes wird deutlich, dass Integrale zu lösen sind. In einfachen Fällen können diese noch analytisch ausgewertet werden. Dies ist aber i. d. R. nicht möglich, so dass eine numerische Integration erfolgen muss.

$$\int_0^1 f(x) dx \Rightarrow \int_{-1}^{+1} f[x(\xi)] \frac{dx}{d\xi} d\xi = \int_{-1}^{+1} g(\xi) d\xi \quad (4.5)$$

Das Prinzip der numerischen Integration ist, die Funktion an Stützstellen auszuwerten und diese Funktionswerte nach der Multiplikation mit Wichtungsfaktoren aufzusummieren.

$$\int_{-1}^{+1} g(\xi) d\xi \approx \sum_{p=1}^n g(\xi_p) \cdot \omega_p \quad (4.6)$$

ω_p Wichtungsfaktor

ξ_p Stützstellen / Gaußpunkte

Die Parameter der Gauß Integration (ω_p und ξ_p) können der einschlägigen Literatur (z. B. GROSS et al., 2004) entnommen werden.

Lösung nach dem Prinzip des Minimums der potentiellen Energie

Zur Lösung der Elementgleichungen existieren verschiedene Möglichkeiten. An dieser Stelle soll nur auf das Prinzip des Minimums der potentiellen Energie eingegangen werden. Es besagt, dass die in einem System gespeicherte gesamte potentielle Energie Π_{ges} sich aus der Summe der Potentiale der inneren Π_i und äußeren Kräfte Π_a ergibt. Das Potential der inneren Kräfte Π_i ist die Formänderungsarbeit eines Elementes, das unter der Spannung σ die Dehnung ε erfährt.

$$\Pi_i = \int_V \{\varepsilon\}^T \cdot \{\sigma\} dV = \int_0^x \int_0^y \int_0^z \{\varepsilon\}^T \cdot \{\sigma\} dx dy dz \quad (4.7)$$

Das Potential der äußeren Kräfte Π_a ergibt sich nach Gleichung (4.8).

$$\Pi_a = \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{F}\} + \int_V \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{p}\} dV + \int_O \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{q}\} dO \quad (4.8)$$

Die Gesamte potentielle Energie ergibt sich somit zu:

$$\Pi_{\text{ges}} = \Pi_i - \Pi_a = \int_V \{\varepsilon\}^T \cdot \{\sigma\} dV - \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{F}\} - \int_V \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{p}\} dV - \int_O \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{q}\} dO$$

Die Dehnungen ε des inneren Potentials werden mit Hilfe der kinematischen Verträglichkeit (Gleichung (4.2)) ersetzt. Die Spannungen σ des inneren Potentials werden mit Hilfe des Stoffgesetzes (Gleichung (4.3)) und der kinematischen Verträglichkeit ausgedrückt:

$$\{\sigma\} = [\mathbf{M}] \cdot \{\varepsilon\} = [\mathbf{M}] \cdot [\mathbf{D}] \cdot \{\mathbf{u}\}$$

Damit ergibt sich:

$$\Pi_{\text{ges}} = \int_V \{\mathbf{u}\}^T \cdot [\mathbf{D}]^T \cdot [\mathbf{M}] \cdot [\mathbf{D}] \cdot \{\mathbf{u}\} dV - \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{F}\} + \int_V \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{p}\} dV + \int_O \{\mathbf{u}\}^T \cdot \{\mathbf{q}\} dO$$

Bis hierhin gelten die Gleichungen für das Kontinuum. Die Verschiebungen sind noch ohne Näherung berechnet. Jetzt wird das Kontinuum diskretisiert, d. h. in finite Elemente zerlegt.

$$\Pi_{\text{ges}} = \sum_{e=1}^n \left(\int_{V_e} \{\mathbf{u}\}^{(e)T} \cdot [\mathbf{D}]^T \cdot [\mathbf{M}] \cdot [\mathbf{D}] \cdot \{\hat{\mathbf{u}}\} dV - \{\mathbf{u}\}^{(e)T} \cdot \{\mathbf{F}\} + \int_{V_e} \{\mathbf{u}\}^{(e)T} \cdot \{\mathbf{p}\} dV + \int_{O_e} \{\mathbf{u}\}^{(e)T} \cdot \{\mathbf{q}\} dO \right)$$

Die Ansatzfunktion (Gleichung (4.1)) wird nun implementiert. Nach anschließendem Ausklammern von $\{\hat{\mathbf{u}}\}^{(e)T}$ ergibt sich:

$$\Pi_i^{(e)} = \{\hat{\mathbf{u}}\}^{(e)T} \cdot \left(\int_V [\mathbf{N}]^T \cdot [\mathbf{D}]^T \cdot [\mathbf{M}] \cdot [\mathbf{D}] \cdot [\mathbf{N}] \cdot \{\mathbf{u}\}^{(e)} dV \right)$$

$$\Pi_a^{(e)} = \{\hat{\mathbf{u}}\}^{(e)T} \cdot \left([\mathbf{N}]^T \cdot \{\mathbf{F}\}^{(e)} + \int_V [\mathbf{N}]^T \cdot \{\mathbf{p}\}^{(e)} dV + \int_O [\mathbf{N}]^T \cdot \{\mathbf{q}\}^{(e)} dO \right)$$

Der Term $[D] \cdot [N]$ wird durch die B-Matrix ersetzt:

$$[B] = [N] \cdot [D] \text{ bzw. } [B]^T = [D]^T \cdot [N]^T \quad (4.9)$$

$$\Pi_i^{(e)} = \{\hat{u}\}^{(e)T} \cdot \left(\int_V [B]^T \cdot [M] \cdot [B] \cdot \{\hat{u}\}^{(e)} dV \right)$$

Da die [D]-Matrix nur Ableitungen nach den globalen Koordinaten x, y und z enthält, die [N]-Matrix aber lediglich Terme enthält, die von den lokalen Koordinaten ξ , η und ζ abhängen, kann die [B]-Matrix nicht direkt gelöst werden. Deshalb wird die so genannte Jacobische Matrix

$$[J] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \eta} \\ \frac{\partial x}{\partial \zeta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{bmatrix} \text{ eingeführt.}$$

Der Term $\int_V [B]^T \cdot [M] \cdot [B] dV$ ist die Elementsteifigkeitsmatrix $[k^{(e)}]$.

$$[k^{(e)}] = \int_V [B]^T \cdot [M] \cdot [B] dV \quad (4.10)$$

$$\Pi_i^{(e)} = \{\hat{u}\}^{(e)T} \cdot [k^{(e)}] \cdot \{\hat{u}\}^{(e)} \quad (4.11)$$

Der Klammersausdruck im Potential der äußeren Kräfte wird im Kraftvektor $\{p\}$ zusammengefasst:

$$\Pi_a = \{\hat{u}\}^t \cdot \{p\} \quad (4.12)$$

Das Minimum der potentiellen Energie ergibt sich aus der Forderung, dass die erste Ableitung der gesamten potentiellen Energie nach der Verschiebung Null werden muss:

$$\frac{\delta \Pi_{\text{ges}}}{\delta \{u\}} = 0 \quad \rightarrow \quad \Pi_{\text{ges}} = \Pi_i - \Pi_a \quad (4.13)$$

$$0 = \sum_{e=1}^n \left(\delta \{\hat{u}\}^{(e)T} \cdot [k^{(e)}] \cdot \delta \{\hat{u}\}^{(e)} - \delta \{\hat{u}\}^{(e)T} \cdot \{p\}^{(e)} \right) = \sum_{e=1}^n \left(\delta \{\hat{u}\}^{(e)T} \cdot \left([k^{(e)}] \cdot \{\hat{u}\}^{(e)} - \{p\}^{(e)} \right) \right)$$

Da $\delta \{\hat{u}\}^{(e)T}$ nicht Null werden kann, muss der Klammersausdruck Null werden.

Damit erhält man die Formulierung:

$$[k^e] \cdot \{\hat{u}\}^{(e)} = \{p\}^{(e)} \quad (4.14)$$

$[k^e]$ Elementsteifigkeitsmatrix

$\{\hat{u}\}^{(e)}$ Vektor der Knotenverschiebungen im Element

$\{p\}^{(e)}$ Elementlastvektor

Last aus Elementeigengewicht:

Im vorliegenden Böschungstandsicherheitsproblem werden die Elemente durch das Elementeigengewicht infolge Gravitationskraft belastet (Gravity Loading):

$$p^e = \gamma \cdot \int_{V^e} N^T dV \quad (4.15)$$

Dieses Integral berechnet das Volumen jedes Elementes, multipliziert es mit der Materialwichte und verteilt die daraus resultierende vertikale Eigengewichtskraft über die Elementansatzfunktion auf die Knoten. Über diesen Gravitationslastvektor wird der Primärspannungszustand definiert.

In den durchgeführten Berechnungen wurde die Gravitationslast in einem initialen Berechnungsschritt auf die zunächst spannungsfreie Böschung aufgegeben.

Globale Gleichungen

Im nächsten Schritt müssen die Elementgleichungen der Einzelemente zu den globalen Gleichungen zusammengefasst werden.

$$[k^g] \cdot \{\hat{u}^g\} = \{p^g\} \quad (4.16)$$

$[k^g]$ globale Steifigkeitsmatrix

$\{\hat{u}^g\}$ Vektor der Knotenverschiebungen für das gesamte System

$\{p^g\}$ globaler Lastvektor

Die globale Steifigkeitsmatrix erhält man durch Summierung der Elementsteifigkeitsmatrizen unter Berücksichtigung der gemeinsamen Freiheitsgrade zwischen den einzelnen Elementen (Kompatibilitätsbedingung → die Verschiebungen zwischen den Elementen müssen stetig sein).

Randbedingungen

Die Festlegung der Randbedingungen (Kraft- und Verschiebungsrandsbedingungen) ist der letzte Schritt zur Definition der globalen Gleichungen. Belastungsrandsbedingungen wie Linienlasten, Flächenlasten oder Volumenlasten, z. B. hervorgerufen durch den Wegfall von Elementen bei Aushubsimulationen, gehen über die Vektoren $\{F\}$, $\{q\}$ oder $\{p\}$ direkt in den rechten Teil der Gleichung

$\{k^{(e)}\} \cdot \{\hat{u}^{(e)}\} = [N]^T \cdot \{F\}^{(e)} + \int_V [N]^T \cdot \{p\}^{(e)} dV + \int_O [N]^T \cdot \{q\}^{(e)} dO$ ein. Verschiebungsrandsbedingungen sowie eingeprägte Verschiebungen gehen über den Verschiebungsvektor $\{\hat{u}\}$ in

den linken Teil der Gleichung ein.

Lösung der globalen Gleichungen

Die Schwierigkeit bei der Lösung der globalen Gleichungen ergibt sich aus der Annahme, dass die grundlegende Theorie, welche hinter den Prinzipien der numerischen Analyse steht, das Materialverhalten als linear-elastisch annimmt. Die Anwendung der Methode auf Probleme, bei denen das Materialverhalten nichtlinear ist, wie dies im Fall von Boden immer der Fall ist, ist dahingehend kompliziert, dass sich die Materialsteifigkeit im Verlauf der Berechnung ändert. Am einfachsten kann dies berücksichtigt werden, indem die Lasten in Inkrementen aufgebracht werden. Obwohl die Inkremente zwar begrenzt bzw. endlich (finit) sind, ändert sich die Materialsteifigkeit trotzdem über ein Inkrement, was berücksichtigt werden sollte. Es existiert kein mathematisch exakter Weg, um dies zu behandeln, was schlussendlich zur Anwendung von Näherungsverfahren führt.

Für die Lösung existieren dazu verschiedene Verfahren. Bei allen Verfahren haben die grundlegenden Gleichungen die in Gleichung (4.17) dargestellte inkrementelle Form.

$$[\mathbf{k}^g]^i \cdot \{\Delta \hat{\mathbf{u}}^g\}^i = \{\Delta \mathbf{p}^g\}^i \quad (4.17)$$

$[\mathbf{k}^g]^i$	inkrementelle globale Steifigkeitsmatrix
$\{\Delta \hat{\mathbf{u}}^g\}^i$	Vektor der inkrementellen Knotenverschiebungen
$\{\Delta \mathbf{p}^g\}^i$	inkrementeller globaler Lastvektor
i	Inkrementnummer (Step)

Ist das Materialverhalten nichtlinear, ist die inkrementelle globale Steifigkeitsmatrix vom jeweils aktuellen Spannungs- und Dehnungszustand abhängig. Damit ist diese nicht konstant, sondern ändert sich über ein Inkrement und Gleichung (4.17) kann nicht mehr direkt gelöst werden. Zur Lösung von Gleichung (4.17) kommen deshalb verschiedene Verfahren zur Anwendung. Das einfachste Verfahren stellt das so genannte Tangentensteifigkeitsverfahren dar. Die Genauigkeit dieses Verfahrens wird allerdings sehr stark durch die verwendete Inkrementgröße beeinflusst. Das modifizierte NEWTON-RAPHSON-Verfahren (MNR) ist das genaueste Verfahren und am wenigsten anfällig gegenüber der gewählten Inkrementgröße. Bezüglich des erforderlichen Berechnungsaufwandes ist das MNR Verfahren aber das intensivste, während das Tangentensteifigkeitsverfahren das am wenigsten aufwendige ist. Es existieren noch weitere Verfahren wie z. B. viskoplastische Lösungsalgorithmen, die bezüglich Genauigkeit und Aufwand zwischen den beiden genannten Verfahren liegen. Eine ausführliche Beschreibung der Lösungsverfahren findet sich unter anderem in POTTS et al. (1999).

4.2 Materialmodell

Allgemeines

Für Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente ist es erforderlich, ein Stoffgesetz zu definieren. Das Stoffgesetz stellt die Verbindung zwischen Einwirkungen und Widerständen dar. Es verknüpft die Verzerrungen / Dehnungen mit den Spannungen. Die einfachste Möglichkeit stellt eine linear-elastische Abbildung des Materialverhaltens nach dem HOOKE'schen Gesetz dar. Dabei wird das Materialverhalten durch die beiden Parameter Elastizitätsmodul E und Querdehnzahl μ beschrieben.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (4.18)$$

Böden zeigen jedoch unter Last ein deutlich nichtlineares Verhalten. Dieses nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten kann auf verschiedenen Perfektionsebenen abgebildet werden. Das Stoffgesetz nach Mohr-Coulomb stellt dabei eine einfache Annäherung an das wirkliche Bodenverhalten dar. Das Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB beschreibt ein linear-elastisches, ideal plastisches Verhalten (Abbildung 22).

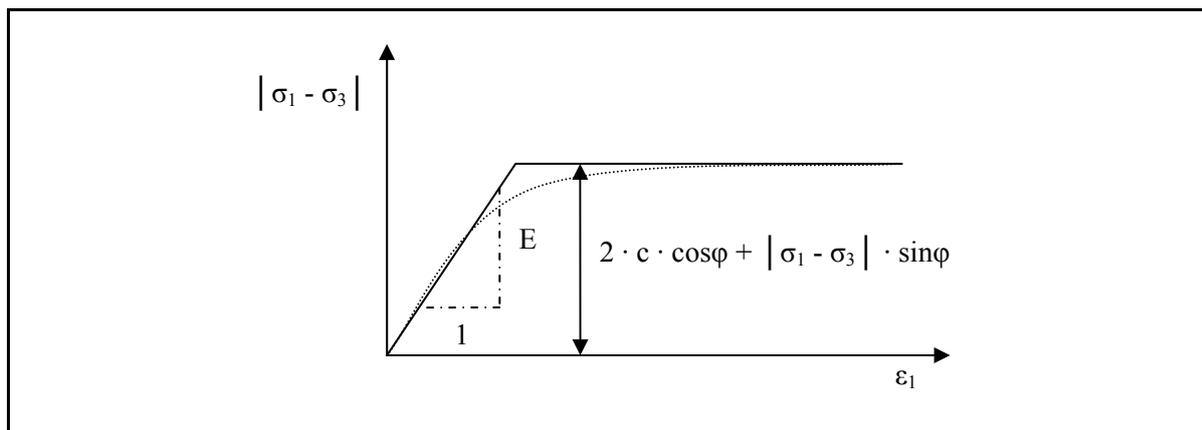


Abbildung 22 Linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten nach MOHR-COULOMB im Spannungs-Dehnungs-Diagramm

Das heißt, dass im Fall des Stoffgesetzes nach MOHR-COULOMB der elastische und der plastische Anteil am Verformungsverhalten im Stoffgesetz über Parameter definiert werden müssen. Des Weiteren ist es erforderlich, den Übergang zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten zu definieren.

Für die Beschreibung des elastischen Verhaltens im Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB sind nur zwei voneinander unabhängige Parameter erforderlich. Üblicherweise sind dies der Elastizitätsmodul E und die Querdehnzahl μ . Damit kann der elastische Anteil über Gleichung (4.19) beschrieben werden.

$$\{\sigma\} = [M] \cdot \{\varepsilon\}$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1+\mu) \cdot (1-2\mu)} \cdot \begin{Bmatrix} 1-\mu & \mu & \mu & 0 & 0 & 0 \\ & 1-\mu & \mu & 0 & 0 & 0 \\ & & 1-\mu & 0 & 0 & 0 \\ & & & 0,5 \cdot (1-2\mu) & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & & & 0,5 \cdot (1-2\mu) & 0 \\ & & & & & 0,5 \cdot (1-2\mu) \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} \quad (4.19)$$

Zur Beschreibung des elastischen Materialverhaltens ist es irrelevant, ob mit Gesamtspannungen oder Spannungsinkrementen gerechnet wird. Das ist ein wesentlicher Unterschied zur Beschreibung des plastischen Materialverhaltens. Wie noch gezeigt wird, wird das plastische Materialverhalten über Gesamtspannungen und inkrementelle Dehnungen beschrieben. Gleichung (4.19) gilt gleichermaßen für effektive Spannungen / Dehnungen als auch für totale Spannungen / Dehnungen. Gleichung (4.19) kann sowohl mit Gesamtspannungen als auch mit Spannungs- / Dehnungsincrementen geschrieben werden. Zum Teil kann es für die Beschreibung des elastischen Verhaltens von Böden vorteilhaft sein, dieses in Abhängigkeit vom Schubmodul G und vom Kompressionsmodul K auszudrücken. Damit wird Gleichung (4.19) zu Gleichung (4.20).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} K + \frac{4}{3}G & K - \frac{2}{3}G & K - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ & K + \frac{4}{3}G & K - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ & & K + \frac{4}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ & & & G & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & & & G & 0 \\ & & & & & G \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} \quad (4.20)$$

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1+\mu)}$$

$$K = \frac{E}{3 \cdot (1-2\mu)}$$

Die Plastizitätstheorie geht davon aus, dass sich die totalen Dehnungen aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammensetzen. In der Plastizitätstheorie werden die inkrementellen Dehnungen $\Delta\varepsilon$ immer auf inkrementelle Spannungen $\Delta\sigma$ bezogen.

$$\{\Delta\varepsilon^{\text{tot}}\} = \{\Delta\varepsilon^{\text{el}}\} + \{\Delta\varepsilon^{\text{p}}\} \quad (4.21)$$

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}\} \text{ Dehnungsvektor}$$

Die Spannungsdehnungsbeziehung besagt:

$$\{\Delta\sigma\} = [D^{\text{ep}}] \cdot \{\Delta\varepsilon\} \quad (4.22)$$

$[D^{\text{ep}}]$ Elastoplastizitätsmatrix

$$\{\sigma\} = \{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}\} \text{ Spannungsvektor}$$

$$\{\Delta\sigma\} = [D] \cdot (\{\Delta\varepsilon\} - \{\Delta\varepsilon^{pl}\}) \quad (4.23)$$

[D] Elastizitätsmatrix

Fließfunktion / Fließbedingung

Im einaxialen Spannungszustand beschreibt die Fließspannung die Spannung, bei der plastische Verformungen auftreten. Im dreiaxialen Spannungszustand kann nicht mehr von einer Fließspannung gesprochen werden, ab der plastisches Fließen eintritt. Deshalb tritt im mehraxialen Spannungszustand an Stelle der Fließspannung die Fließfunktion F . Die Fließfunktion ist eine Funktion des Spannungszustandes $\{\sigma\}$ und der Zustandsparameter $\{k\}$:

$$F(\{\sigma\}, \{k\}) = 0 \quad (4.24)$$

Die Fließfunktion ändert sich damit in Abhängigkeit vom Spannungszustand und von den Zustandsparametern. Im Falle ideal-plastischer Materialien, wie es im Fall des MOHR-COULOMB'schen Bruchkriteriums für Boden angenommen wird, sind die Zustandsparameter Konstanten (Reibungswinkel φ und Kohäsion c) und definieren die Größe der Spannungen im Fließzustand. Der Wert der Fließfunktion wird genutzt, um die Art des Materialverhaltens zu identifizieren. Ist $F < 0$ tritt rein elastisches Verhalten auf. Für $F = 0$ tritt plastisches Verhalten auf. $F > 0$ deutet auf einen physikalisch nicht möglichen Zustand hin. Die Konsistenzbedingung der Elastoplastizität fordert, dass Spannungszustände, die mit Plastifizierung verbunden sind, immer auf der Fließfläche liegen. Üblicherweise wird Gleichung (4.24) als eine Oberfläche im Spannungsraum dargestellt. Stellt man die Fließfunktion in Abhängigkeit von den Hauptspannungen dar und nimmt zur Veranschaulichung an, dass $\sigma_2 = \sigma_3$ ist, entsteht die Fließkurve in Abbildung 23. Ist die Fließbedingung außerdem noch von den plastischen Dehnungen abhängig, ändert sich im Zustand der Plastifizierung die Größe der Fließfigur (Verfestigung / Entfestigung) oder die Fließfigur verschiebt sich im Spannungsraum (= kinematische Verfestigung).

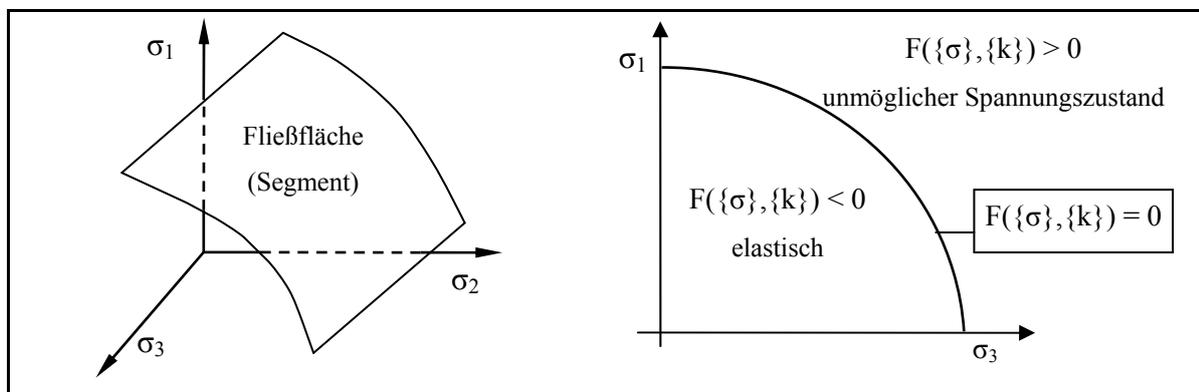


Abbildung 23 Segment einer Fließfläche im dreidimensionalen Hauptspannungsraum und Fließkurve im zweidimensionalen Hauptspannungsraum

Fließregel

Die Fließregel definiert für Spannungszustände auf der Fließfläche die Richtung der plastischen Dehnungszinkremente $\Delta\varepsilon^p$. Dabei wird angenommen, dass die Richtungen der Hauptspannungen mit den Richtungen der plastischen Dehnungszinkremente einhergehen. Deshalb ist es möglich, die inkrementellen Dehnungen in denselben Achsenrichtungen zu zeichnen wie die Hauptspannungen (siehe Abbildung 24).

$$\Delta\varepsilon^p = \Lambda \left\{ \frac{\partial P(\{\sigma\}, \{m\})}{\partial \sigma} \right\} \quad (4.25)$$

$\Delta\varepsilon^p$	plastische Dehnungszinkremente (6 Komponenten)
Λ	plastischer Proportionalitätsfaktor (skalärer Multiplikator)
$P(\{\sigma\}, \{m\})$	plastisches Potential (entspricht der Fließregel) $P(\{\sigma\}, \{m\}) = 0$
$\{m\}$	Zustandsparameter

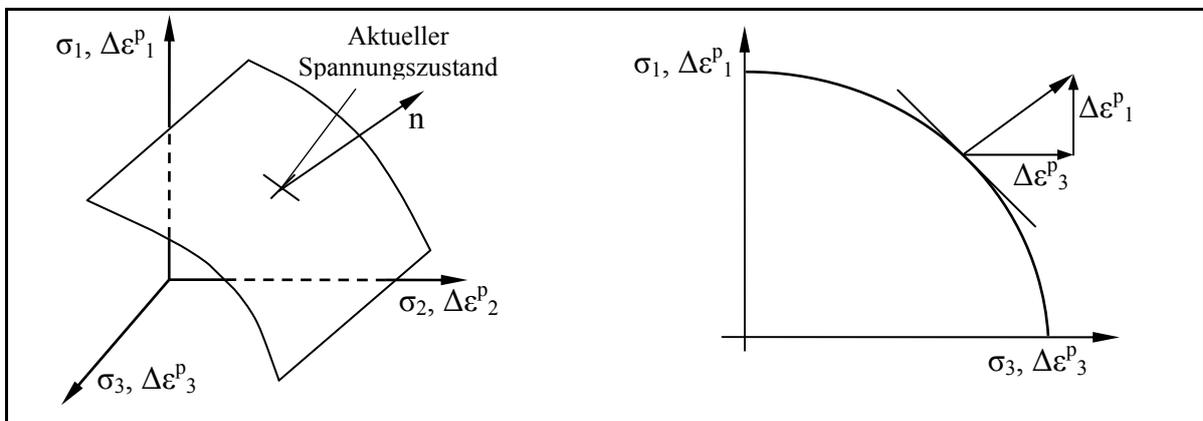


Abbildung 24 Visualisierung des plastischen Potentials im dreidimensionalen Hauptspannungsraum und im zweidimensionalen Hauptspannungsraum

Die Komponenten des Normalenvektors $\{n\}$ des aktuellen Spannungszustandes auf der Fläche des plastischen Potentials (entspricht in Abbildung 24 der Fließfläche) beschreiben die relative Größe bzw. die Richtungen der plastischen Dehnungszinkremente. Der Normalenvektor ist damit nur ein Indiz der relativen Größe der plastischen Dehnungszinkremente. Die Größe der plastischen Dehnungszinkremente wird durch den Parameter Λ bestimmt. Der Parameter Λ hängt von der Art der Plastizität ab (ideal plastisch, Verfestigung / Entfestigung).

Ist das plastische Potential identisch mit der Fließfunktion $P(\{\sigma\}, \{m\}) \equiv F(\{\sigma\}, \{k\})$ spricht man von einer assoziierten Fließregel. Bei Verwendung einer assoziierten Fließregel führen die plastischen Dehnungen zu einer Volumenaufweitung (Dilatanz) und im Weiteren zu einer Überschätzung der Steifigkeit und des Lastaufnahmevermögens. Dieser Effekt kann für nicht alle Materialien nachvollzogen werden. Entspricht das plastische Potential nicht der Fließfunktion $P(\{\sigma\}, \{m\}) \neq F(\{\sigma\}, \{k\})$, spricht man von einer nichtassoziierten Fließregel. Im Falle des Fließkriteriums nach MOHR-COULOMB wird dabei ein Dilatanzwinkel ψ definiert. Dieser ersetzt im

plastischen Potential den Reibungswinkel φ und ist signifikant kleiner. Damit stehen im Falle einer nichtassozierten Fließregel die plastischen Dehnungsincremente nicht mehr senkrecht auf der Fließfläche.

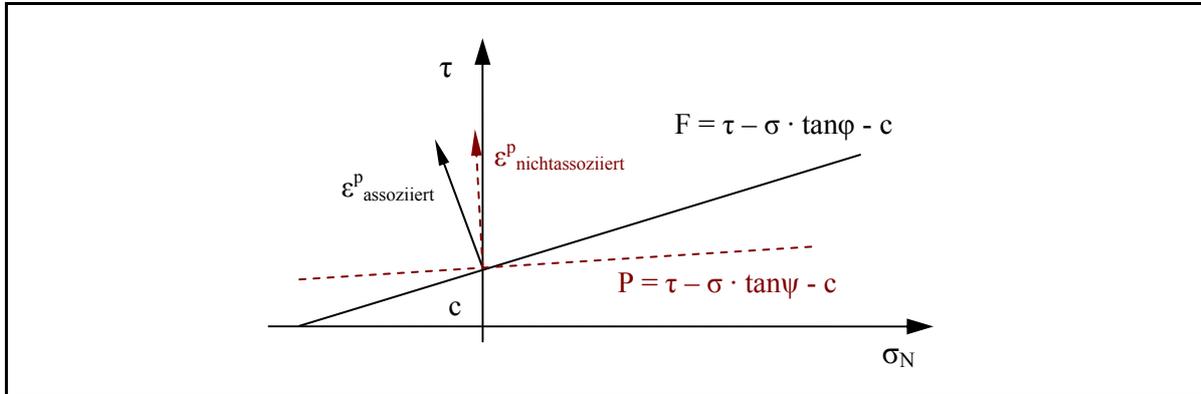


Abbildung 25 MOHR-COULOMB Kriterium mit plastischen Dehnungsvektoren bei assoziierter und nichtassoziierter Fließregel im τ - σ -Diagramm

Unter Berücksichtigung der vor genannten Punkte kann nun mit Gleichung (4.23) die elastoplastische Stoffmatrix $[D^{ep}]$ aufgestellt werden. Eine ausführliche Herleitung findet sich unter anderem in POTTS et al. (1999).

Die allgemeine Form der elastoplastischen Matrix des Stoffgesetzes lautet:

$$[D^{ep}] = [D] - \frac{[D] \cdot \left\{ \frac{\partial P(\{\sigma\}, \{m\})}{\partial \sigma} \right\} \cdot \left\{ \frac{\partial F(\{\sigma\}, \{k\})}{\partial \sigma} \right\}^T \cdot [D]}{\left\{ \frac{\partial F(\{\sigma\}, \{k\})}{\partial \sigma} \right\}^T \cdot [D] \cdot \left\{ \frac{\partial P(\{\sigma\}, \{m\})}{\partial \sigma} \right\} - \frac{1}{\Lambda} \cdot \left\{ \frac{\partial F(\{\sigma\}, \{k\})}{\partial k} \right\}^T \cdot \{\Delta k\}} \quad (4.26)$$

Für ideal plastisches Verhalten verschwindet der Term $-\frac{1}{\Lambda} \cdot \left\{ \frac{\partial F(\{\sigma\}, \{k\})}{\partial k} \right\}^T \cdot \{\Delta k\}$, da die

Parameter, die in den Vektor $\{k\} = \{\varphi, c\}$ eingehen, Konstanten sind und somit die Ableitung

$$\frac{\partial F(\{\sigma\}, \{k\})}{\partial k} \text{ Null wird.}$$

Im Falle des als ideal plastisch angenommen Materialverhaltens nach MOHR-COULOMB hat die elastoplastische Stoffmatrix die Form:

$$[D^{ep}] = [D] - \frac{[D] \cdot \left\{ \frac{\partial P(\{\sigma\}, \{m\})}{\partial \sigma} \right\} \cdot \left\{ \frac{\partial F(\{\sigma\}, \{k\})}{\partial \sigma} \right\}^T \cdot [D]}{\left\{ \frac{\partial F(\{\sigma\}, \{k\})}{\partial \sigma} \right\}^T \cdot [D] \cdot \left\{ \frac{\partial P(\{\sigma\}, \{m\})}{\partial \sigma} \right\}^T} \quad (4.27)$$

[D]	Elastizitätsmatrix
$\partial P(\{\sigma\}, \{m\})$	Plastisches Potential (Fließregel)
$\partial F(\{\sigma\}, \{k\})$	Fließfunktion

Materialmodell nach MOHR-COULOMB

Unter Berücksichtigung der zuvor hergeleiteten Grundlagen der Plastizitätstheorie kann das Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB aufgestellt werden.

Das Materialmodell nach MOHR-COULOMB beschreibt ein linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten. Damit ist die Fließfläche im Spannungsraum fixiert und ändert ihre Lage bei Belastung nicht. Befindet sich der Spannungszustand unterhalb der Fließfläche, ist das Materialverhalten vollständig elastisch. Erreicht der Spannungszustand die Fließfläche, tritt Plastifizierung auf. Spannungszustände außerhalb der Fließfläche sind nicht möglich.

Werden die Ergebnisse aus Laborversuchen in Abhängigkeit von der effektiven Spannung dargestellt, lassen sich die MOHR'schen Spannungskreise im Grenzzustand wie in Abbildung 26 dargestellt idealisieren. Dabei wird angenommen, dass die Tangente an die Versagenskreise aus Versuchen mit verschiedenen Spannungsniveaus geradlinig verläuft. Diese Linie wird schließlich als das COULOMB'sche Bruchkriterium bezeichnet und lässt sich über Gleichung (4.28) ausdrücken.

$$\tau' = \sigma' \cdot \tan \varphi' + c' \quad (4.28)$$

τ'	effektive Scherspannung auf der Versagensfläche
σ'	effektive Normalspannung auf der Versagensfläche
φ', c'	Parameter der Scherfestigkeit des Bodens

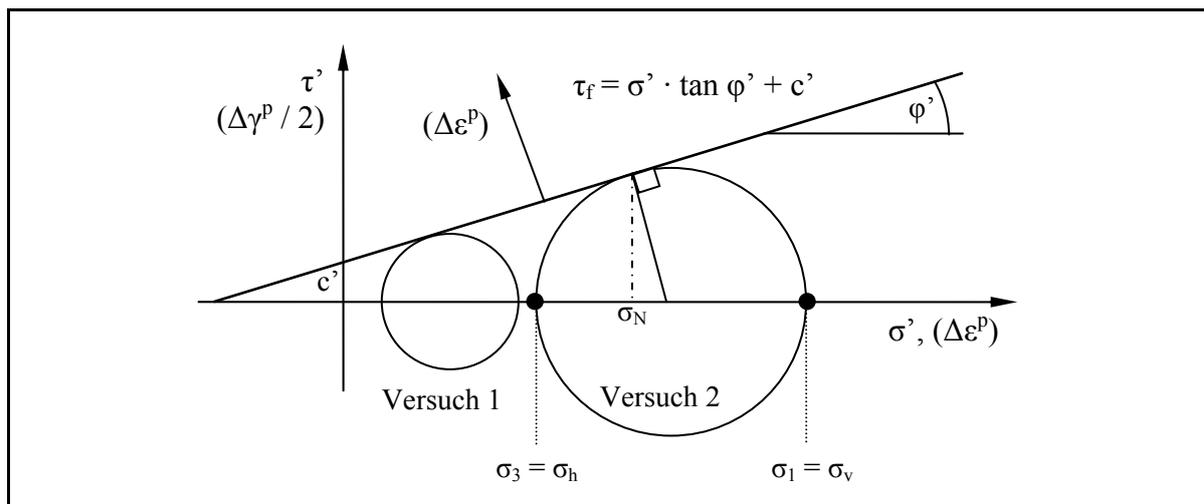


Abbildung 26 Bruchkriterium nach MOHR-COULOMB im τ - σ -Diagramm

Nutzt man nun den MOHR'schen Spannungskreis und beachtet, dass $\sigma_1 = \sigma_v$ und $\sigma_3 = \sigma_h$ sind, kann Gleichung (4.28) geschrieben werden als:

$$(\sigma_1' - \sigma_3') = (\sigma_1' + \sigma_3') \cdot \sin \varphi' + 2 \cdot c' \cdot \cos \varphi' \quad (4.29)$$

Dieser Zusammenhang wird als MOHR-COULOMB'sches Bruchkriterium bezeichnet. Die Fließfunktion wird dabei geschrieben als:

$$F(\{\sigma'\}, \{k\}) = (\sigma_1' - \sigma_3') - 2 \cdot c' \cdot \cos \varphi' - (\sigma_1' + \sigma_3') \cdot \sin \varphi' = 0 \quad (4.30)$$

$F(\sigma', k)$	Fließfunktion
$F < 0$	Punkt unterhalb der Bruchhüllkurve (elastischer Bereich)
$F = 0$	Punkt auf der Bruchhüllkurve (Plastifizierung)
$F > 0$	Punkt außerhalb der Bruchhüllkurve
k	Definiert die Zustandsparameter (im Fall des Mohr-Coulombschen Bruchkriteriums φ, c)

Da im Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB die Fließfunktion ortsfest im Spannungsraum liegt, also keine Ver- oder Entfestigungsfunktionen implementiert sind, ist der Parameter $\{k\}$ konstant.

$$\{k\} = \{c', \varphi'\} = \text{konstant} \quad (4.31)$$

Zeichnet man diese Funktion im Hauptspannungsraum, ergibt sich die in Abbildung 27 dargestellte Form. Zeichnet man die Fließfunktion nach MOHR-COULOMB im dreidimensionalen Hauptspannungsraum, ergibt sich eine sechseckige Pyramide wie in Abbildung 28 dargestellt.

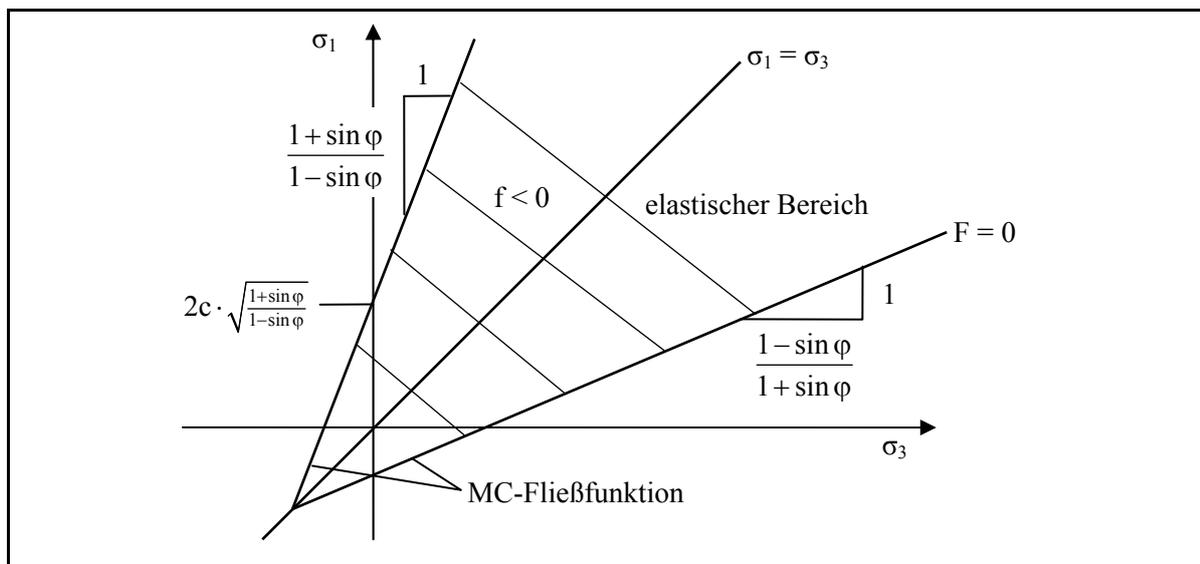


Abbildung 27 MOHR-COULOMB Kriterium im zweidimensionalen Hauptspannungsraum
(Darstellung unter Vernachlässigung der Bedingung $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$)

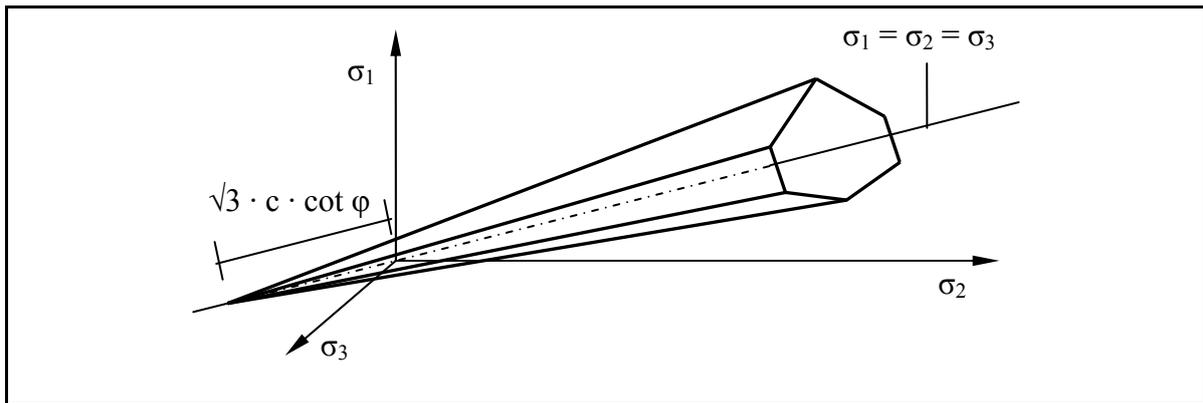


Abbildung 28 Fließfläche nach MOHR-COULOMB im dreidimensionalen Hauptspannungsraum

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass für das Materialgesetz nach MOHR-COULOMB 5 Materialparameter (Elastizitätsmodul E , Querdehnzahl μ , Reibungswinkel φ , Kohäsion c , und Dilatanzwinkel ψ) benötigt werden. Zur Beschreibung der elastischen Materialeigenschaften nach MOHR-COULOMB werden gemäß dem HOOKE'schen Gesetz die Kennwerte Elastizitätsmodul E und Querdehnzahl μ verwendet. Das plastische Materialverhalten wird über die Parameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c beschrieben. Elastizitätsmodul und Querdehnzahl beeinflussen das Verformungsverhalten des Bodens, haben aber nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf den Sicherheitsfaktor bei Standsicherheitsberechnungen. Zum Einfluss der Parameter Elastizitätsmodul und Querdehnzahl auf den Standsicherheitsfaktor siehe Abschnitt 6.2.2 (S. 75).

Gründe für die Verwendung des MOHR-COULOMB Modells

Die Entscheidung, das Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB für die Lösung der vorliegenden Problemstellung zu verwenden, ist auf folgende Gründe zurückzuführen:

1. Das Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB stellt das in der Praxis am häufigsten angewendete dar. Die erforderlichen Parameter können über einfache geotechnische Laborversuche ermittelt werden. Geotechnische Ingenieure sind in der Regel mit diesen Parametern vertraut. Über die für höherwertige Stoffgesetze benötigten zusätzlichen Parameter liegen selten Informationen vor.
2. Bei der vorliegenden Problemstellung handelt es sich explizit um Standsicherheitsnachweise. Das derzeit in der Bodenmechanik gebräuchliche Verfahren zur Ermittlung der Standsicherheit nach der Methode der finiten Elemente ist die „Reduktion der Scherparameter“ bzw. „ φ - c -Reduktion“ (eine genaue Beschreibung dieses Verfahrens erfolgt in Abschnitt 4.3; S.51). Bei diesem Verfahren werden die Scherparameter Reibungswinkel und Kohäsion sukzessive bis zum Versagen reduziert. Da die Parameter Reibungswinkel und Kohäsion Materialparameter des MOHR-COULOMB'schen Stoffgesetzes sind, funk-

tioniert dieses Verfahren dementsprechend nur unter Verwendung dieses Stoffgesetzes. In FE-Programmen werden deshalb auch bei Verwendung von höherwertigen Stoffgesetzen im Falle einer Standsicherheitsanalyse die Parameter auf das MOHR-COULOMB'sche Stoffgesetz „zurückgesetzt“.

3. Im elastischen Bereich liegen die entscheidenden Vorteile von höherwertigen Stoffgesetzen in der Berücksichtigung von nichtlinearen Eigenschaften. Da für Versagenszustände wie beim Böschungsversagen die elastischen Parameter jedoch einen vernachlässigbaren Einfluss haben, haben im elastischen Bereich komplexere Stoffgesetze für die vorliegende Aufgabenstellung keine Vorteile.
4. Relevante Erweiterungen im plastischen Bereich beziehen sich auf die Implementierung von Ver- bzw. Entfestigungsfunktionen, die Implementierung von Kappenfunktionen und die Erweiterung auf Fließflächen ohne Ecken. Die Implementierung einer Kappenfunktion hat sich in der Anwendung etabliert, hat aber auf Böschungsstandsicherheitsberechnungen keinen Einfluss, da sich das Verfahren der Scherfestigkeitsreduktion ausschließlich auf die Scher-Fließfläche bezieht. Erweiterungen des MOHR-COULOMB'schen Stoffgesetzes durch Implementierung von Ver- oder Entfestigungsfunktionen im plastischen Bereich bedingen eine Vielzahl zusätzlicher Informationen. Um diese Informationen in das Bemessungsverfahren einzubringen, wäre eine aufwendige Parameterstudie erforderlich. Des Weiteren spricht gegen eine Erweiterung, dass das derzeit übliche praktische Vorgehen zur Ermittlung der zusätzlichen Parameter darin besteht, diese über Näherungsfunktionen zu berechnen.

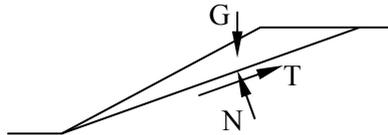
Die Empfehlungen des Arbeitskreises 1.6 „Numerik in der Geotechnik“, Abschnitt 4 „Aktuelle Entwicklungen bei Standsicherheits- und Verformungsberechnungen in der Geotechnik“ weisen im Abschnitt 4.4.3.2. (E4-11) ebenfalls darauf hin, dass die Berechnungsergebnisse bei der rechnerischen Untersuchung von Böschungen kaum von der Wahl des Stoffmodells beeinflusst werden. Der Ansatz nach MOHR-COULOMB ist für solche Berechnungen ausreichend.

4.3 Definition des Sicherheitsfaktors

Allgemeines

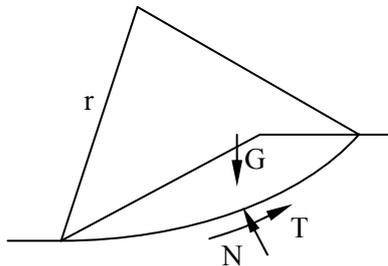
Für die Ermittlung des Standsicherheitsfaktors für Böschungen existieren drei verschiedene Definitionen:

A) Kräftevergleich



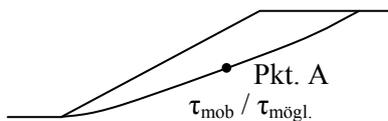
$$\eta = \frac{\sum F_{\text{haltend}}}{\sum F_{\text{treibend}}} = \frac{\text{haltende Kräfte}}{\text{treibende Kräfte}}$$

B) Momentenvergleich



$$\eta = \frac{\sum M_{\text{haltend}}}{\sum M_{\text{treibend}}} = \frac{\text{rückhaltende Momente}}{\text{treibende Momente}}$$

C) Scherspannungsvergleich



Vergleich der für den Grenzzustand erforderlichen Scherspannung mit der tatsächlich vorhandenen Scherspannung.

$$\eta = \frac{\sum \tau_{\text{mob}}}{\sum \tau_{\text{mögl.}}} = \frac{\text{vorhandene, mobilisierte Scherspannung}}{\text{max. mögliche Scherspannung}}$$

Aufgrund der drei unterschiedlichen Definitionen des Sicherheitsfaktors ergeben sich für das gleiche Standsicherheitsproblem nicht zwangsläufig gleiche Standsicherheiten. Aufgrund der Unterschiede in der Definition des Standsicherheitsfaktors sind die Ergebnisse dieser Verfahren nicht unbedingt vergleichbar.

Mit analytischen Berechnungsmethoden kann die Standsicherheit von mit Stützscheiben stabilisierten Böschungen nur unzureichend ermittelt werden. Insbesondere die korrekte geometrische Ausbildung des Bruchkörpers zwischen den Scheiben ist mit konventionellen analytischen Verfahren nicht erfassbar. Die Tragwirkung zwischen den Scheiben kann deshalb nur durch Berechnungen mit räumlichen numerischen Verfahren erfasst werden. Die Berechnungen werden deshalb dreidimensional nach der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Bei diesem Verfahren wird der ungünstigste Bruchmechanismus im Verlauf der Berechnung ermittelt und ist es nicht erforderlich eine geometrische Form vorzudefinieren.

Standsicherheitsberechnungen nach der Methode der Finiten Elemente können in zwei Hauptgruppen unterteilt werden. Die erste Gruppe stellen die direkten Finite Elemente Methoden und die

zweite Gruppe die erweiterten Grenzgleichgewichtsmethoden (aLEM – advanced Limit Equilibrium Methods) dar. Bei diesen Verfahren wird der Nachteil der Grenzgleichgewichtsmethoden, dass die genaue Normalspannungsverteilung auf der Gleitfläche nicht genau bekannt ist dadurch umgangen, dass die Spannungsverteilung auf einer vorgegebenen Gleitfläche nach der Methode der Finiten Elemente berechnet wird und anschließend der Nachweis nach der Grenzgleichgewichtsmethode mit dieser Spannungsverteilung geführt wird.

Für die Ermittlung der Standsicherheit aus direkten Finite Element Berechnungen existieren zwei wesentliche Ansätze.

1. Erhöhung der Lasten bis zum Versagen
2. Abminderung der Scherparameter bis zum Versagen

Erhöhung der Lasten bis zum Versagen

Ändert sich die Wichte des Bodens, ändert sich auch der Spannungszustand und damit das Standsicherheitsniveau in der Böschung. Bei einer Erhöhung der Wichte des Bodens vermindert sich die Standsicherheit. Wird der Erhöhungsfaktor so weit verändert, bis die erhaltene Sicherheit gerade gleich eins ist, ist die Sicherheit der Böschung wie folgt definiert:

$$\eta = \frac{\gamma_{\text{erh}}}{\gamma} = \frac{(1+f)\gamma}{\gamma} = 1+f \quad (4.32)$$

f Erhöhungsfaktor

Das Verfahren der Erhöhung der Lasten bis zum Versagen ist allerdings nur sehr beschränkt anwendbar und hat seit der Einführung und Etablierung des Verfahrens der Reduktion der Scherparameter an Bedeutung verloren.

Verfahren der Abminderung der Scherparameter (ϕ -c-Reduktion)

Die Standsicherheit wird dabei durch Reduktion der Scherparameter ermittelt (ϕ -c-Reduktion). Der globale Standsicherheitsfaktor ist definiert als:

$$\eta = \frac{\tau}{\tau_f} = \frac{\sigma_N \cdot \tan \phi + c}{\sigma_N \cdot \tan \phi_f + c_f} \quad (4.33)$$

$$c_f = \frac{c}{\eta} \quad (4.34)$$

$$\phi_f = \arctan\left(\frac{\tan \phi}{\eta}\right) \quad (4.35)$$

Der Sicherheitsfaktor ist bei dieser Definition ein Divisor, durch den die Scherfestigkeit des Bodens dividiert werden muss, um das System in den kritischen Grenzzustand zu bringen.

Diese praktisch anerkannte und gebräuchliche Definition des Sicherheitsfaktors bedingt, dass Kohäsion und Reibungswinkel mit der gleichen Sicherheit abgemindert werden. Diese Definition lehnt sich an die Definition von FELLENIUS an und entspricht der Definition der Teilsicherheitsbeiwerte für die Widerstände beim Nachweis im Grenzzustand 1C (Nachweis der Gesamtstandsicherheit) nach DIN 1054:2005-01 (vgl. Gleichung (4.36)).

$$\eta = \frac{\tan \varphi}{\tan \varphi_f} = \frac{c}{c_f} \quad (4.36)$$

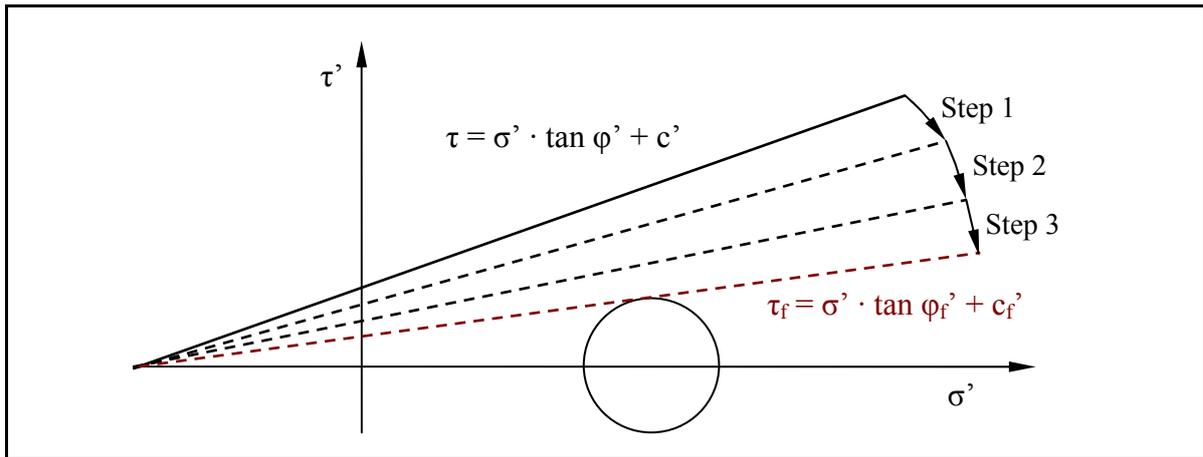


Abbildung 29 Prinzip der φ - c -Reduktion dargestellt im τ' - σ' -Diagramm

Der Ablauf der Scherfestigkeitsreduktion im FE-Programm lässt sich wie folgt beschreiben:

- Schritt 1: Entwicklung eines passenden FE-Modells der Böschung unter Berücksichtigung entsprechender Spannungs-Verformungs-Eigenschaften des Bodens. Berechnung des Modells mit den vorgegebenen Materialparametern und Aufzeichnung der maximal auftretenden Verformungen. ($\text{SRF}^2 = 1,0$)
- Schritt 2: Steigerung des Faktors SRF und Berechnung der abgeminderten Mohr-Coulomb Scherparameter. Einlesen der abgeminderten Scherparameter in das Berechnungsmodell und Neuberechnung. Aufzeichnung der maximalen Verformungen.
- Schritt 3: Wiederholung Schritt 2 unter Benutzung von systematischen Inkrementen des SRF so lange bis das Abbruchkriterium erfüllt ist.

Für Böschungen mit Sicherheiten kleiner 1 ist die Vorgehensweise die gleiche, nur dass der Faktor SRF nicht gesteigert, sondern entsprechend abgemindert wird.

Abbildung 29 zeigt dieses Vorgehen anhand des τ' - σ' -Diagrammes.

² SRF – Strength Reduction Factor = Abminderungsfaktor für die Scherfestigkeit

Definition des Versagenszustandes / Abbruchbedingung

Ein wesentliches Problem des Verfahrens der Reduktion der Scherparameter ist, dass derzeit noch kein Abbruchkriterium existiert, welches die Berechnung so steuert, dass die Abminderung der Scherparameter bei Erreichen des Versagens abgebrochen wird. Im Gegensatz zu konventionellen Grenzgleichgewichtsverfahren, die den kinematischen Verfahren der Plastizitätstheorie zugeordnet sind und bei denen stets vom Bruchzustand ausgegangen wird, ist es bei Finite-Elemente-Verfahren, die zu den statischen Verfahren der Plastizitätstheorie zählen, notwendig, das Versagen an sich zu definieren. Dafür existieren verschiedene Möglichkeiten. Als bekannte Beispiele wären zu nennen: die Kontrolle der Verformungen der Böschungsgeometrie (vgl. SNITBHAN & CHEN, 1976), die Definition einer Grenzscherspannung auf der potentiellen Scherfläche (vgl. Duncan & Dunlop, 1969) oder das Nichtkonvergieren der Berechnung (vgl. ZIENKIEWICZ & TAYLOR, 1989).

Das Verfahren des Nichtkonvergierens der Berechnung stellt zum aktuellen Zeitpunkt die gebräuchlichste Anwendung dar. Das Prinzip dieses Verfahrens besteht in der Annahme, dass dann

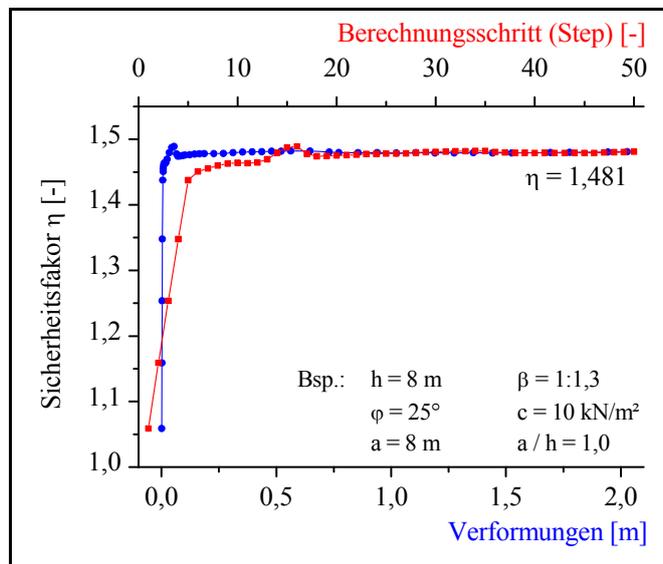


Abbildung 30 Verfahren Reduktion der Scherparameter (ϕ -c-Reduktion) – Darstellung des Sicherheitsfaktor über die Knotenverformungen und über die Anzahl der Berechnungsschritte

keine Spannungsverteilung im System gefunden werden kann, die in der Lage ist, das Versagenskriterium (im vorliegenden Fall das Mohr-Coulombsche Fließkriterium) und das globale Gleichgewicht zu erfüllen, wenn der Lösungsalgorithmus nicht innerhalb einer definierten Iterationsanzahl konvergiert. Das heißt, wenn der Lösungsalgorithmus nicht in der Lage ist, das Gleichgewicht mit begrenzten Verformungen zu erfüllen, dann ist Versagen eingetreten. Damit tritt Versagen und Nichtkonvergieren der Berechnung gleichzeitig ein. Dies ist im System unmittelbar mit einem Anstieg der Netzverformungen verbunden.

In modernen numerischen Programmsystemen besteht die praktische Vorgehensweise darin, anhand der Problemstellung zunächst eine ausreichend große Anzahl von Berechnungsschritten festzulegen und zum anderen eine ausreichend kleine Iterationsschrittweite zu definieren. Beide Werte müssen der jeweils zu untersuchenden Problemstellung angepasst werden. Nach Beendigung der Berechnung ist es dann erforderlich, anhand von Verformungsdarstellungen (Knotenverschiebungen) oder aus Analysen der auftretenden Scherspannungen zu prüfen, ob sich nach dieser defi-

nierten Anzahl von Berechnungsschritten ein Versagenszustand im System eingestellt hat. Des Weiteren muss sich ein stabiles Sicherheitsniveau über die durchgeführten Berechnungsschritte eingestellt haben. Dies ist beispielhaft in Abbildung 30 dargestellt. Das Verfahren der Reduktion der Scherparameter ist ein sehr sensitives Verfahren und bedarf daher bei jeder Berechnung einer genauen Analyse des Berechnungsergebnisses.

Die ermittelten Sicherheiten gelten sowohl im ebenen Fall als auch im räumlichen Fall nur für die Ermittlung nach der Methode der finiten Elemente. Aufgrund der bekannten Unterschiede (vgl. Abschnitt 4.4, S. 58) zwischen Sicherheiten aus konventionellen Standsicherheitsberechnungen und Sicherheiten nach der finiten Element Methode können die dargestellten Ergebnisse nicht direkt mit denen von kinematischen Verfahren (Gleitkreisverfahren, Lamellenverfahren, KEM) verglichen werden.

Vor- und Nachteile des Verfahrens der ϕ -c-Reduktion

Vorteile: Die entscheidenden Vorteile von Finite-Elemente Anwendungen zur Analyse der Standsicherheit von Böschungen sind folgende:

- Es muss keine Annahme bezüglich der Form und der Lage des Bruchkörpers getroffen werden. Der Bruch tritt „natürlich“ in den Bereichen auf, in denen der Boden nicht in der Lage ist, die auftretenden Scherspannungen aufzunehmen.

Dieser Vorteil des Verfahrens der Reduktion der Scherparameter ist für die Analyse der Böschungsstandsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen entscheidend. Da der Bruchkörper im Bruchzustand nicht eindeutig geometrisch definiert werden kann, bzw. sich die Form und Lage des Bruchkörpers in Abhängigkeit von den Einflussparametern der Berechnung entscheidend ändert, ist es in diesem Fall nicht möglich, überhaupt eine Annahme zur Form des Bruchkörpers zu treffen.

- Es besteht die Möglichkeit, progressives Versagen zu berücksichtigen.

Bei Grenzgleichgewichtsverfahren wird stets von einem Bruchzustand ausgegangen. Es wird eine Gleitfläche angenommen, auf der aufgrund der angreifenden Kräfte über Kräftegleichgewichte die haltenden und treibenden Scherkräfte ermittelt werden. Dabei wird stets von der Annahme ausgegangen, dass in allen Bereichen der Gleitfläche gleichermaßen eine Mobilisierung der Scherfestigkeit auftritt. Durchläuft die Gleitfläche Zonen unterschiedlicher Scherfestigkeit, wird dies nur dadurch berücksichtigt, dass in den jeweiligen Bereichen die Scherparameter entlang der Gleitfläche variieren. Dies entspricht aber nicht dem natürlichen Verhalten des Bodens. Stehen in einer Böschung Schichten unterschiedlicher Scherfestigkeit an, wird im kritischen Zustand zunächst die Scherfestigkeit in den Abschnitten der Gleitfläche überschritten, die die geringste Scherfestigkeit aufweisen. Gleiches gilt für ertüchtigte Böschungssysteme mit steifen Bauteilen. An diesem Punkt tritt eine Spannungsumlagerung auf steifere Teile des Systems, in diesem Fall auf Schichten höherer Scherfestigkeiten, auf.

Im Fall von mittels steifer Bauteile ertüchtigter Böschungen werden im kritischen Zustand die vom Boden nicht mehr aufnehmbaren Lasten auf die steifen Elemente (Anker, Dübel, Stützbauwerke) umgelagert. Dieser als progressives Versagen bezeichnete Mechanismus kann mit Grenzgleichgewichtsmethoden nicht, mit numerischen Verfahren jedoch erfasst werden.

Dieser entscheidende Vorteil der Standsicherheitsberechnungen nach der Methode der Finiten Elemente im Vergleich zu analytischen Verfahren zur Standsicherheitsanalyse kommt insbesondere bei der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Problemstellung der Böschungsertüchtigung mittels Stützscheiben zum Tragen. Im Fall der Böschung mit Stützscheiben vom Typ S0 werden im Grenzzustand Spannungen aus Bereichen mittig zwischen den Scheiben in die Randbereiche zu den Scheiben hin umgelagert. In dieser Spannungsumlagerung ist unter anderem die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben begründet. Diese Spannungsumlagerung kann nur mit numerischen Verfahren abgebildet werden.

- Es müssen keine Annahmen bezüglich der seitlichen Lamellenkräfte und deren Richtung bzw. Lage getroffen werden.
- Es besteht die Möglichkeit, eine Erweiterung auf Probleme vorzunehmen, die mit konventionellen Grenzgleichgewichtsmethoden zur Standsicherheitsanalyse nicht erfasst werden können. So können beispielsweise durch Berücksichtigung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens Rückschlüsse auf die Gebrauchstauglichkeit gezogen werden.
- Das Interaktionsverhalten zwischen Boden und Strukturelementen (Anker, Nägel, Geotextilien usw.) kann realistischer berücksichtigt werden.

Nachteile: Die wesentlichen Nachteile von Finite-Elemente-Anwendungen zur Analyse der Standsicherheit von Böschungen sind folgende:

- Es wird nur das globale Minimum der Standsicherheit gefunden.

Bei komplexen Böschungsgeometrien oder –geologien können neben dem globalen Standsicherheitsminimum des Weiteren lokale Bruchmechanismen auftreten, die den geforderten Standsicherheitsgrad nicht aufweisen. Da mit dem Verfahren der Scherfestigkeitsreduktion nur das globale Minimum gefunden wird, müssen eventuelle lokale Minima gesondert betrachtet werden. Mit klassischen Verfahren zur Berechnung der Standsicherheit können durch Anpassung der Randbedingungen (z. B. Optimierungsgrenzen bei Gleitkreisverfahren) die Bruchmechanismen auf definierte Bereiche eingegrenzt werden.

Für die durchgeführten Berechnungen zur Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen ist dieser Nachteil nicht relevant, da aufgrund der einfachen Böschungsgeometrien und der Annahme homogener Untergrundverhältnisse ein hinsichtlich Böschungsgeometrie und Bodenaufbau einfacher Fall vorliegt und damit das globale Sicherheitsminimum dem lokalen Sicherheitsminimum entspricht.

- Die Anwendung der Reduktion der Scherparameter ist für Standsicherheitsprobleme, die konstruktive Tragglieder beinhalten, bodenmechanisch problematisch. Dies sind beispielsweise Böschungen mit Verankerungen oder mittels Stützmauern ertüchtigte Böschungen. Problematisch an der Analyse solcher Systeme ist, dass während der Berechnungsphase der Reduktion der Scherparameter nur die Festigkeit (Scherfestigkeit) des Bodens abgemindert wird, die Festigkeit der konstruktiven Tragglieder aber davon unberührt bleibt. Dies stellt sowohl bodenmechanisch als auch statisch ein Problem dar.

Dieser Nachteil wurde in den durchgeführten Berechnungen dahingehend umgangen, dass die konstruktiven Tragglieder, im Fall von mittels Stützscheiben ertüchtigter Böschungen die Stützscheiben, ebenfalls als ein „Bodenmaterial“ nach dem Stoffgesetz von Mohr-Coulomb modelliert wurden. D. h. der eigentlich als „Beton“ zu modellierende Stützkörper wurde wie der Boden ebenfalls als ein Material mit einer definierten Scherfestigkeit, die sich aus Kohäsion- und Reibung zusammensetzt, modelliert. Damit wird in der Berechnungsphase der Scherfestigkeitsreduktion neben der Scherfestigkeit des Bodens ebenfalls die Scherfestigkeit der Stützscheiben reduziert. Die Scherfestigkeit des Stützscheibenmaterials wird dabei über den Mohrschen Spannungskreis aus der einaxialen Druckfestigkeit des Betons berechnet.

- Derzeit existiert noch kein allgemein anerkanntes Modell zur Definition der kritischen Scherfläche im Bruchzustand. Die derzeit gebräuchlichste Vorgehensweise zur Ermittlung der Versagenszone besteht darin, diese über Verformungsdarstellungen, Darstellungen plastischer Zonen oder Scherspannungen zu visualisieren und somit abzuschätzen.

Berücksichtigung des ϕ - μ Ungleichgewichtes beim Verfahren der Reduktion der Scherparameter

Unter Annahme eines unendlich ausgedehnten homogenen Bodenkörpers (freie, horizontale Oberfläche und Ausdehnung so groß, dass keine Randbeeinflussungen auftreten) können die Spannungen infolge des Eigengewichtes des Bodens wie folgt berechnet werden:

$$\sigma_v = \sigma_1 = -\gamma \cdot h \quad (4.37)$$

$$\sigma_h = \sigma_2 = \sigma_3 = -K \cdot \gamma \cdot h \quad (4.38)$$

Der Seitendruckbeiwert wird über Gleichung (4.39) berechnet.

$$K = \frac{\mu}{1-\mu} \quad \mu \quad \text{- Querdehnzahl} \quad (4.39)$$

Bei Annahme des Bruchkriteriums nach Mohr-Coulomb dürfte der Boden mit zunehmender Tiefe nie in den plastischen Bereich gelangen, da σ_1 und σ_2 , σ_3 mit steigender Tiefe gleichmäßig zunehmen und somit immer im elastischen Bereich (innerhalb des Trichters im dreidimensionalen Spannungsraum) bleiben. Dies erscheint logisch, da mit zunehmender Tiefe sowohl die Überla-

gerungsspannung als auch die Seitendrücker steigen und der Boden sich in keine Richtung verformen kann und damit auch nicht plastifizieren kann.

Nach dem Bruchkriterium nach Mohr-Coulomb gilt:

$$(\sigma_1' - \sigma_3') \leq (\sigma_1' + \sigma_3') \cdot \sin \varphi' + 2 \cdot c' \cdot \cos \varphi' \quad (4.40)$$

Ersetzt man in Gleichung (4.40) σ_1 und σ_3 durch Gleichung (4.37) und Gleichung (4.38) und lässt $h \rightarrow \infty$ dann ergibt sich die Formulierung:

$$\sin \varphi \geq \frac{1-K}{1+K} = 1 - 2 \cdot \mu \quad (4.41)$$

Dies würde demzufolge bedeuten, dass ein Boden, der das Ungleichgewicht in Gleichung (4.41) verletzt, also für den $\sin \varphi < 1 - 2 \cdot \mu$ gilt, ab einer bestimmten Tiefe plastifizieren müsste. Das ist aber offensichtlich falsch. Im Fall von Böschungsstandsicherheitsberechnungen mit Finite-Elemente Methoden äußert sich dieses Ungleichgewicht, indem in bestimmten Zonen tiefer unter der Böschung plastische Zonen auftreten, die eigentlich nicht begründbar sind. Wird die Querdehnzahl entsprechend so groß gewählt, dass die Ungleichung erfüllt wird, kann dieses Problem umgangen werden. Für normale Spannungs-Verformungsberechnungen von Böschungen kann dies relativ einfach durch Anpassung der Querdehnzahl gelöst werden. Dieses Problem tritt i. d. R. sehr selten auf, da dies nur bei sehr kleinen Reibungswinkeln eine Rolle spielt. Normalerweise ist diese Bedingung mit den realen Werten von φ und μ problemlos einzuhalten.

Das Problem des φ - μ Ungleichgewichtes gewinnt aber bei Böschungsstandsicherheitsberechnungen mit dem Verfahren der φ - c -Reduktion an Bedeutung. Wie schon erwähnt, ist das Prinzip der φ - c -Reduktion, die Scherparameter sukzessiv bis zum Versagen zu reduzieren. Wie der Name dabei schon sagt, bezieht sich die Reduktion nur auf die Scherparameter, die Querdehnzahl bleibt während der Berechnung konstant. Damit kann durch die Abminderung des Reibungswinkels, bei konstanter Querdehnzahl ab einem definierten Berechnungsschritt die Ungleichung (4.41) verletzt werden. Dies führt dazu, dass bei Ergebnisbetrachtungen der φ - c -Reduktion plastische Zonen in Bereichen auftreten können, die mit dem eigentlichen Bruchmechanismus in keinem Zusammenhang stehen.

4.4 Vergleich Standsicherheitsberechnungen nach der FE-Methode und klassischen analytischen Verfahren

Zu den Unterschieden zwischen Standsicherheitsfaktoren, ermittelt nach konventionellen Grenzgleichgewichtsmethoden und Standsicherheitsfaktoren, ermittelt nach der Methode der Finiten Elemente, wurden in der Vergangenheit bereits Untersuchungen durchgeführt. Die Ergebnisse wurden in zahlreichen Veröffentlichungen dargelegt. Im Folgenden sollen zunächst die Gründe für

diese Unterschiede kurz dargelegt werden und anschließend anhand von Vergleichrechnungen mit verschiedenen Verfahren diese Unterschiede im relevanten Parameterspektrum genauer verifiziert werden.

Die maßgeblichen Gründe für die Unterschiede zwischen Grenzgleichgewichtsmethoden und numerischen Methoden zur Standsicherheitsanalyse sind in den Folgenden Punkten zu sehen:

1. Die geometrische Form des Bruchkörpers.

Bei den meisten konventionellen Grenzgleichgewichtsmethoden wird eine geometrische Bruchfigur, in der Regel ein Kreis, vorgegeben. Die Annahme eines Kreises ist aber rein theoretisch. Aus in der Vergangenheit durchgeführten Untersuchungen und aus Rückrechnungen aufgetretener Versagensfälle ist ersichtlich, dass insbesondere bei homogenen Böschungen die kritische Gleitlinie mit einer logarithmischen Spirale wesentlich genauer beschrieben werden kann. Bei komplexen Böschungsgeometrien oder zusätzlichen Lasten auf die Böschung wird es zunehmend schwieriger, den auftretenden Bruchmechanismus mit einfachen geometrischen Figuren zu beschreiben. In solchen Fällen kann der ungünstigste Bruchmechanismus mit Verfahren nach der Methode der Finiten Elemente wesentlich zutreffender erfasst werden. Da sich dieser Bruchmechanismus in der Regel mit konventionellen Grenzgleichgewichtsverfahren nicht im gleichen Maße beschreiben lässt wie mit Finite Elemente Verfahren und sich damit von der Form des wirklich auftretenden Bruchkörpers unterscheidet, treten Unterschiede zwischen den Sicherheitsfaktoren aus Grenzgleichgewichtsmethoden und aus Verfahren nach der Methode der Finiten Elemente auf.

2. Die bekannten Schwächen der Grenzgleichgewichtsverfahren.

A. Annahmen bezüglich der seitlichen Lamellenkräfte.

Da die Normalspannungsverteilung auf der Scherfläche unbestimmt ist (Das Problem beinhaltet mehr Unbekannte als vorhandene Gleichgewichtsbedingungen) ist es notwendig, entweder die Anzahl der Gleichungen zu erhöhen oder die Anzahl der Unbekannten zu reduzieren. Die Anzahl der Gleichungen kann erhöht werden, indem das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Bodens und die Forderung der Verträglichkeit der Verformungen in Betracht gezogen werden. Alternativ dazu kann die Anzahl der Unbekannten reduziert werden, indem Annahmen getroffen werden. Diese Annahmen betreffen meist die Richtungen und die Angriffspunkte der seitlichen Lamellenkräfte. In den meisten Grenzgleichgewichtsverfahren werden diese Annahmen bezüglich der statischen Gleichgewichtsbedingungen nicht vollständig bzw. statisch eindeutig getroffen.

B. Die Verteilung des Sicherheitsfaktors entlang der Gleitfläche.

Die meisten Lamellenverfahren als Grenzgleichgewichtsverfahren beinhalten die Annahme, dass der Sicherheitsfaktor für jede Lamelle gleich ist, einschließlich des Ver-

sagenszustandes, bei dem der Sicherheitsfaktor für jede Lamelle gleich eins ist. Untersuchungen von z.B. WRIGHT / KULHAWY / DUNCAN (1973), TAVENAS (1980) und CHUGH (1986) zeigen, dass der Sicherheitsfaktor entlang der Gleitfläche variiert. Beispielsweise wurde von Wright festgestellt, dass der Sicherheitsfaktor bei einer homogenen Böschung über einem Drittel der Gleitfläche kleiner ist als der globale Sicherheitsfaktor. Damit kann progressives Versagen nicht explizit berücksichtigt werden.

C. Vernachlässigung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens des Bodens.

Obwohl bekannt ist, dass die Standsicherheit von Böschungen durch das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Bodens beeinflusst wird, bleibt das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Bodens bei den Grenzgleichgewichtsverfahren unberücksichtigt. Dahingegen wird bei Finite Elemente Berechnungen in der Regel ein Spannungs-Dehnungsabhängiger Ansatz für den Boden verwendet.

D. Die Normalspannungsverteilung auf der Gleitfläche.

Die in den Grenzgleichgewichtsmethoden angesetzte Normalspannungsverteilung in der Gleitfläche stimmt nicht mit der tatsächlich auftretenden überein. BISHOP (1952) hat dies theoretisch nachgewiesen. Praktische und numerische Untersuchungen anderer Forscher (LA ROCHELLE (1960), BROWN und KING (1966)) bestätigen diesen Sachverhalt. Die Ergebnisse zeigten unter anderem, dass die Spannungen insbesondere im unteren Bereich der Gleitkreise von den Grenzgleichgewichtsmethoden unterschätzt werden. CLOUGH und WOODWARD (1967) folgerten aus ihren Untersuchungen zutreffend: „Sinnvolle Standsicherheitsberechnungen können nur durchgeführt werden, wenn die Spannungsverteilung im untersuchten Bodenkörper zuverlässig vorhergesagt werden kann.“

3. Prinzipielle Verfahrenunterschiede nach den Grundlagen der Plastizitätstheorie.

Obwohl dieser Unterschied auf das Berechnungsergebnis nur marginalen Einfluss hat, muss er doch erwähnt werden. Während Grenzgleichgewichtsverfahren zu den kinematischen Verfahren der Plastizitätstheorie (oberes Schrankentheorem) zählen, lassen sich Verfahren nach der Methode der Finiten Elemente zu den statischen Verfahren der Plastizitätstheorie (unteres Schrankentheorem) zuordnen. Nach den Grenzwertsätzen der Plastizitätstheorie liegt nach dem kinematischen Satz das Ergebnis auf der unsicheren Seite, d.h. im Fall von Standsicherheitsberechnungen wird die Sicherheit überschätzt. Nach dem statischen Satz liegt das Ergebnis auf der sicheren Seite, d.h. die Sicherheit wird unterschätzt. Die heute üblichen Berechnungsverfahren und Optimierungsmöglichkeiten sind allerdings bereits so ausgereift, dass in der Tat die beiden Grenzen (Schranken) sehr eng beieinander liegen und diese Unterschiede vernachlässigbar sind.

Um den Einfluss des Berechnungsverfahrens zu erfassen, wurden im relevanten Parameterspektrum Vergleichsrechnungen mit verschiedenen Verfahren zur Ermittlung der Böschungsstandsicherheit der Originalböschungen ohne Stützscheiben durchgeführt. Diese Ergebnisse wurden anschließend mit den Ergebnissen der Finite-Elemente Berechnungen verglichen und sollen im Folgenden betrachtet werden. Abbildung 31 zeigt die Standsicherheitszahl N_0^* (siehe Gleichung (5.4), S.68) der nicht ertüchtigten Böschung in Abhängigkeit vom Parameter $f_{\varphi c}$ (siehe Gleichung (5.2), S.68). Es lassen sich keine direkten Zusammenhänge zwischen den Eingangsparametern einer Böschungsstandsicherheitsberechnung (Böschungshöhe h , Böschungsneigung β , Reibungswinkel φ , Kohäsion c und Bodenwichte γ) und der Böschungsstandsicherheit η angeben. Deshalb stellt diese Darstellungsweise, wie bei der Herleitung des Bemessungsverfahrens später noch gezeigt wird, eine sehr gute Möglichkeit dar, um den Zusammenhang zwischen der Böschungsstandsicherheit und den Einflussparametern auf die Böschungsstandsicherheit zu erfassen.

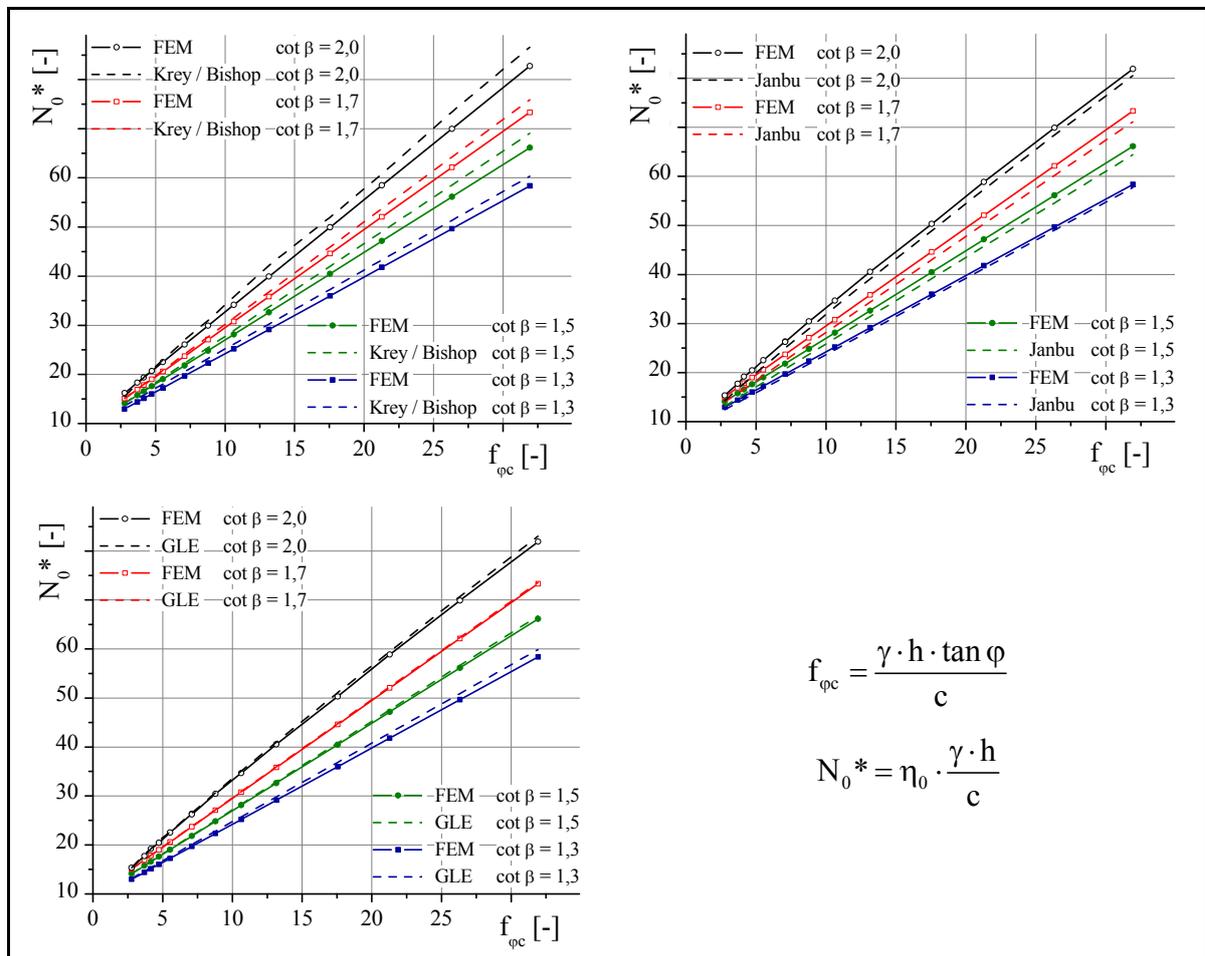


Abbildung 31 Standsicherheitszahl N_0^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$;
 Vergleich Finite Elemente Berechnung – JANBU Verfahren;
 Vergleich Finite Elemente Berechnung – Verfahren nach KREY / BISHOP;
 Vergleich Finite Elemente Berechnung – GLE Verfahren

Die analytischen Berechnungen wurden beispielhaft nach dem Verfahren von KREY / BISHOP, dem Verfahren nach Janbu sowie nach dem GLE-Verfahren (General Limit Equilibrium Method) durchgeführt. Beim GLE-Verfahren wurde als Ansatzfunktion für die Lamellenzwischenkräfte eine halbsinusförmige Funktion gewählt. Das Verfahren nach MORGENSTERN / PRICE liefert im relevanten Parameterbereich unter Ansatz derselben Ansatzfunktion für die Lamellenzwischenkräfte die gleichen Ergebnisse wie das GLE Verfahren. Im Vergleich zu den Berechnungsergebnissen nach der Methode der Finiten Elemente sind die Sicherheiten beim Verfahren nach KREY / BISHOP höher und beim Verfahren nach Janbu geringer als die nach der Methode der Finiten Elemente ermittelten Standsicherheiten. Die mit dem GLE bzw. MORGENSTERN / PRICE Verfahren ermittelten Sicherheiten stimmen mit den Sicherheiten, ermittelt nach der Methode der Finiten Elemente, am besten überein. Dies entspricht den in der Literatur vorhandenen Untersuchungsergebnissen. Die Unterschiede zwischen den Verfahren lassen sich im Wesentlichen in den verwendeten Gleichgewichtsbedingungen und damit dem Ansatz der Lamellenzwischenkräfte begründen.

Die Eigenschaften der Verfahren lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Verfahren nach KREY / BISHOP:
- Lamellenzwischenkräfte sind horizontal, damit sind die Scherkräfte zwischen den Lamellen Null
 - Kräftegleichgewicht horizontal für jede Lamelle
 - Momentengleichgewicht nur global
- Verfahren nach JANBU:
- Lamellenzwischenkräfte sind horizontal, damit sind die Scherkräfte zwischen den Lamellen Null
 - Kräftegleichgewicht vertikal für jede Lamelle
 - globales Kräftegleichgewicht horizontal
 - kein Momentengleichgewicht
- GLE-Verfahren:
- Neigung der Lamellenzwischenkräfte werden über eine Ansatzfunktion (konstant, halbsinusförmig usw.) gesteuert
 - Kräftegleichgewicht horizontal und vertikal für jede Lamelle
 - Momentengleichgewicht um den Mittelpunkt der Lamellenbasis
 - erfüllt alle Gleichgewichtsbedingungen

Das GLE-Verfahren, ebenso wie das Verfahren nach MORGENSTERN / PRICE, befriedigen alle Gleichgewichtsbedingungen (Kräfte- und Momentengleichgewicht) und stimmen damit am besten mit den Ergebnissen der numerischen Verfahren überein. Dahingegen befriedigen die Verfahren nach KREY / BISHOP und JANBU nicht alle Gleichgewichtsbedingungen. Dementsprechend größer sind die Abweichungen zur Lösung nach der Methode der Finiten Elemente.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass zwar verfahrensbedingte Unterschiede zwischen den einzelnen Berechnungsverfahren auftreten, diese aber im relevanten Parameterbereich von vernachlässigbarer Größenordnung sind. Die Abweichung bezogen auf die Böschungsstandsicherheit betragen in Ausnahmefällen beim Verfahren nach Janbu maximal 0,11.

Da das GLE-Verfahren, unter Verwendung einer halbsinusförmigen Ansatzfunktion für die Lamellenzwischenkräfte, die beste Übereinstimmung mit den Ergebnisse der Finite Elemente Berechnungen liefert und das GLE-Verfahren das genaueste aller Lamellenverfahren ist, werden alle analytischen Standsicherheitsberechnungen im Rahmen dieser Arbeit mit diesem Verfahren durchgeführt.

4.5 Methodenabhängige Modellparameter

4.5.1 Netzfeinheit

Einfluss der Netzfeinheit in der ebenen Berechnung

Zur Erfassung des Einflusses der Netzfeinheit am zweidimensionalen Modell wurden für drei Scherparameterkombinationen Vergleichsrechnungen mit unterschiedlicher Netzfeinheit durchgeführt. Die Netzfeinheit wurde dabei zunächst in fünf Stufen von sehr grob (34 Elemente), grob (74 Elemente), mittel (181 Elemente), fein (386 Elemente) zu sehr fein (824 Elemente) variiert. Anschließend wurde im zu erwartenden Versagensbereich das Netz in zwei Schritten weiter optimiert (2000 und 6744 Elemente). Die verwendeten Netze sind in Abbildung 32 dargestellt. Für alle Berechnungen wurden 15-knotige Dreieckselemente mit quadratischem Verschiebungsansatz verwendet. Abbildung 32 zeigt die Ergebnisse dieser Berechnungen. Die Standsicherheit nimmt mit zunehmender Elementanzahl und damit zunehmender Netzfeinheit ab und nähert sich einem Grenzwert an. Dieses tendenzielle Verhalten ist dabei unabhängig von den Scherparametern. Der Einfluss der Scherparameter schlägt sich allerdings im Verlauf der Kurven nieder. Mit zunehmendem Reibungseinfluss verschiebt sich zum einen die Annäherung an den Grenzwert weiter in Richtung höherer Elementanzahlen, und zum anderen ist die Differenz zwischen der Sicherheit bei groben Netzen und der Sicherheit bei feinen Netzen größer. Aus Abbildung 32 ist zu erkennen, dass bei zu groben Netzen die Standsicherheit überschätzt wird.

Einfluss der Netzfeinheit in der räumlichen Berechnung der Böschung mit Stützscheiben

Um den Einfluss der Netzfeinheit am räumlichen Modell der Böschung mit Stützscheiben zu erfassen, wurden wie in den ebenen Berechnungen für drei Scherparameterkombinationen Vergleichsrechnungen durchgeführt. Die Netzfeinheit im Böschungsquerschnitt wurde bei allen Berechnungen konstant gehalten, um nur den Einfluss der Netzfeinheit in Böschungslängsrichtung zu erfassen. Um den Einfluss der Netzfeinheit im Böschungsquerschnitt zu minimieren, wurde im

Querschnitt ein optimiertes Netz verwendet. Das Netz im Böschungsquerschnitt entspricht in etwa dem Netz mit 2000 Elementen in Abbildung 32. Die Netzfeinheit in Böschungslängsrichtung, zwischen den Scheiben, wurde in fünf Stufen verfeinert. Die verwendeten Netze und die Berechnungsergebnisse sind in Abbildung 33 dargestellt. Wie im ebenen Fall, nimmt die Standsicherheit mit zunehmender Elementanzahl bzw. Netzfeinheit ab. Auch hier ist das tendenzielle Verhalten unabhängig von den Scherparametern. Im Vergleich zu den ebenen Berechnungen ist der Unterschied in der Standsicherheit zwischen groben Netzen und feinen Netzen allerdings wesentlich geringer.

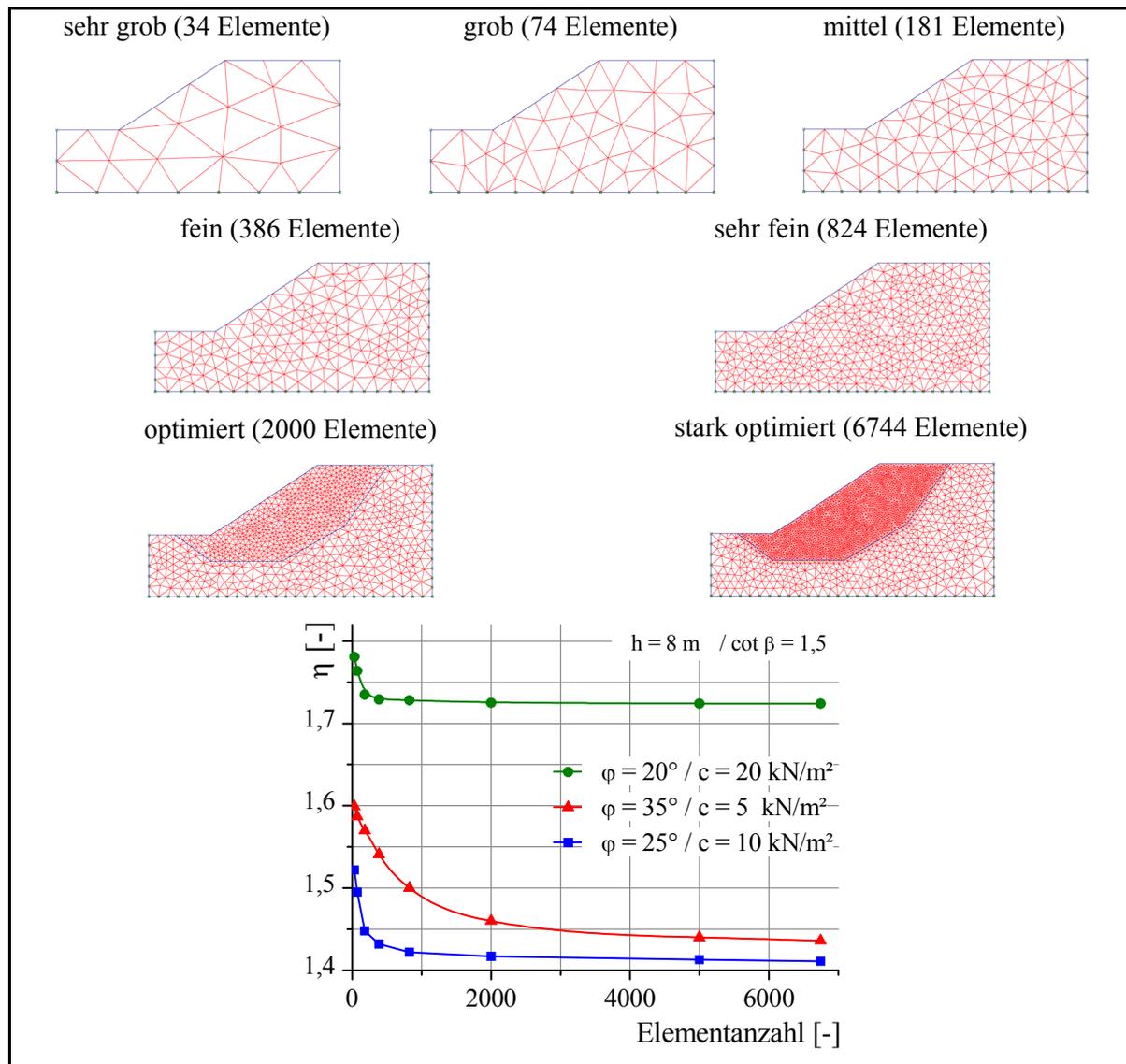


Abbildung 32 2D-Standsicherheit in Abhängigkeit von der Elementanzahl (bzw. Netzfeinheit) für drei Scherparameterkombinationen (Böschungshöhe $h = 8 \text{ m}$ / Böschungsneigung 1:1,5)

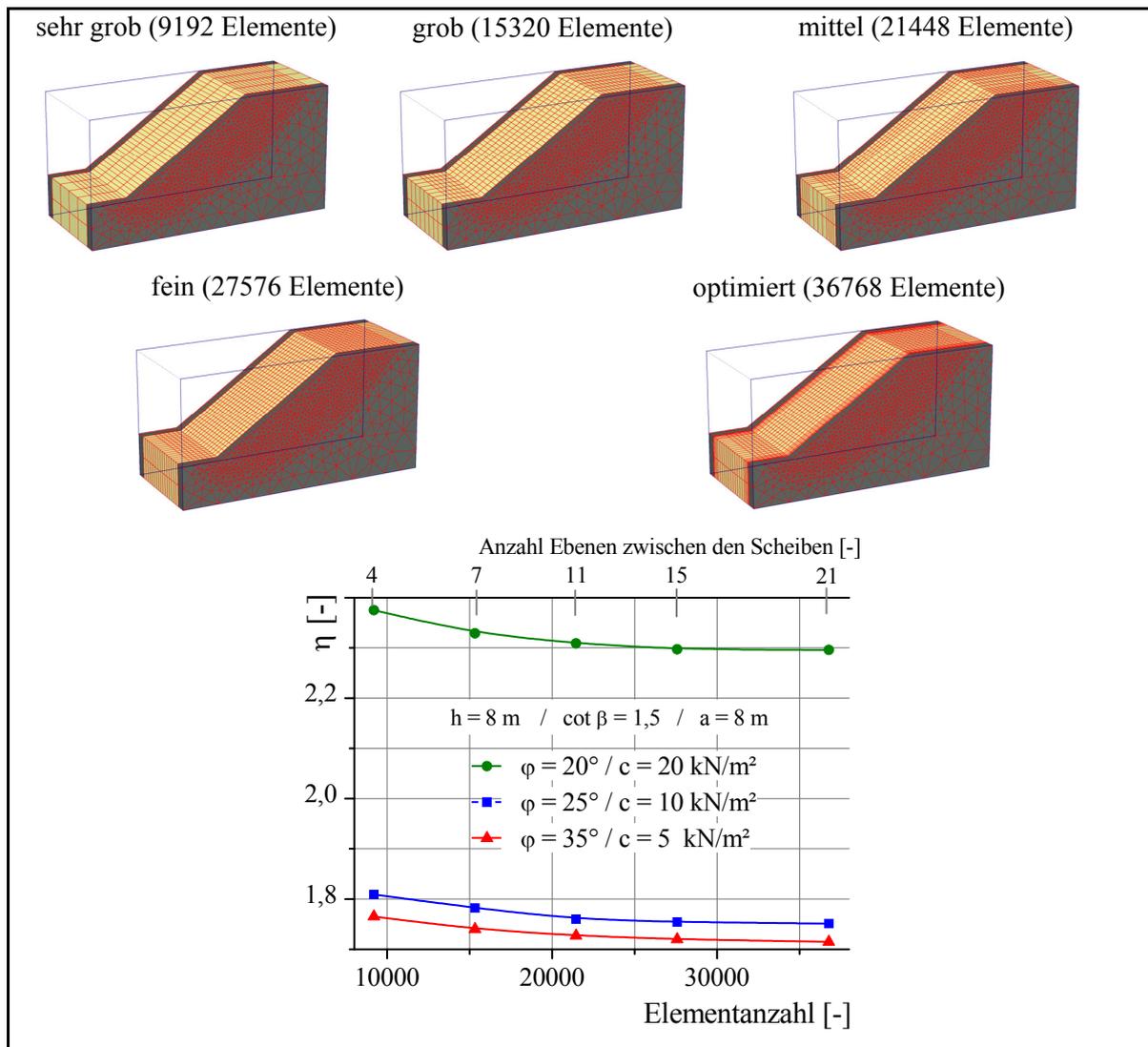


Abbildung 33 3D-Standsicherheit für Böschungen mit Stützscheiben des Typs S0 in Abhängigkeit von der Elementanzahl (bzw. Netzfeinheit) für drei Scherparameterkombinationen (Böschungshöhe $h = 8$ m / Böschungsneigung $1:1,5$ / Scheibenabstand $a = 8$ m)

Insbesondere bei der räumlichen Modellierung der Böschung mit Stützscheiben muss ein günstiger Kompromiss zwischen der erforderlichen Netzfeinheit, um ein genaues Berechnungsergebnis zu erhalten, und der Rechenzeit gefunden werden. Bei Verwendung von zu groben Netzen wird die Böschungstandsicherheit überschätzt. Zu feine Netze hingegen führen zu einem unwirtschaftlichen bis zum Teil rechentechnisch nicht mehr beherrschbaren Aufwand. In der Berechnung ist die Elementanzahl deshalb so zu wählen, dass das Berechnungsergebnis einerseits möglichst wenig von der Netzfeinheit beeinflusst wird und andererseits eine vertretbare Rechenzeit möglich ist. Bei ebenen Berechnungen ist eine sehr feine Vernetzung aufgrund der zur Verfügung stehenden leistungsfähigen Rechentechnik heute kein Problem mehr, so dass hier kaum noch Kompromisse eingegangen werden müssen. Bei dreidimensionalen Berechnungen jedoch muss dies berücksichtig

sichtigt werden. Da die Netzfeinheit im Böschungsquerschnitt einen wesentlich größeren Einfluss auf das Berechnungsergebnis hat, wurde in allen Berechnungen ein im Böschungsquerschnitt optimiertes Netz ähnlich des optimierten Netzes in Abbildung 32 verwendet. Die Netzfeinheit in Böschungslängsrichtung zwischen den Scheiben wurde dahingehend optimiert, dass das Netz von der Symmetrieebene zwischen den Scheiben hin zu den Scheiben zunehmend verfeinert wurde. Diese Verteilung wurde gewählt, da insbesondere der Übergangsbereich zwischen Scheibe und Boden einen Einfluss auf das Berechnungsergebnis ausübt. Die verwendeten Netze haben ca. 25000 bis 30000 Elemente. Um eine Vergleichbarkeit der einzelnen Berechnungen zu gewährleisten, wurde für alle Berechnungen dasselbe Netz verwendet. Die Rechenzeiten liegen bei Verwendung von handelsüblichen Arbeitsplatzrechnern mit 2GB Arbeitsspeicher und Taktfrequenzen von ca. 2,2 GHz bei 5 bis 10 Stunden, bezogen auf eine Standsicherheitsberechnung nach dem Verfahren der ϕ -c-Reduktion mit ca. 100 Iterationsschritten.

4.5.2 Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden

Wie später noch gezeigt wird, hat die Kontaktfläche zwischen den Scheiben und dem angrenzenden Boden einen Einfluss auf die erreichbare Verbesserungswirkung bezüglich der Böschungsstandicherheit der Stützscheiben. Im Bruchzustand hängt sich, im Fall A1 des Tragverhaltens, der Bruchkörper auf einer definierten Kontaktfläche an den Scheiben auf. Auf dieser Kontaktfläche werden seitliche, haltende Scherkräfte auf den Bruchkörper übertragen, die unter anderem zur Erhöhung der Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschungen beitragen. Eine zutreffende Abbildung dieser Kontaktfläche im numerischen Modell ist deshalb notwendig.

Die Eigenschaften der Kontaktfläche ergeben sich aus dem Herstellungsverfahren der Stützscheiben. Zum Herstellungsverfahren siehe Abschnitt 2.1 (S.6). Bei der Scheibenherstellung wird ein vollständiger Verbund zwischen Scheibe und Boden erzeugt. Das Bodenmaterial wird entnommen, mit Zement und Wasser angemischt, und wieder in den Schlitz gegeben. Beim Eingeben der Boden-Zement Suspension kann diese, je nach umgebenden Boden, teilweise sogar noch in den angrenzenden Boden eindringen und sich mit diesem verbinden. Aufgrund des Herstellungsverfahrens ist demzufolge ein vollständiger Verbund zwischen Boden und Scheibe gewährleistet.

Die Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden wird deshalb ohne Abminderung der Eigenschaften (Interface) modelliert. Die Schwachstelle im System Stützscheibe - Boden stellt der Boden zwischen den Scheiben dar und nicht die Kontaktfläche.

5 Allgemeines zum Bemessungsverfahren für Böschungen mit Stützscheiben

5.1 Einführung und Definition von spezifischen Faktoren und Bezeichnungen

Die wesentlichen Einfluss- /Eingangsparameter der Berechnung sind der Böschungswinkel β , die Böschungshöhe h , die Wichte des Bodens γ , die Scherparameter des Böschungsmaterials Reibungswinkel φ und Kohäsion c sowie der lichte Abstand der Stützscheiben a . Ergebnisparameter sind im Falle von mittels Stützscheiben ertüchtigten Böschungen die Sicherheiten der Böschung jeweils im Zustand vor und nach dem Einbau der Stützscheiben η_0 und η_1 sowie die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung bzw. Verbesserungswirkung bezüglich der Böschungsstandsicherheit. Weitere Eingangsparameter wie der Dilatanzwinkel ψ , der Elastizitätsmodul E und die Querdehnzahl μ des Bodens werden nicht variiert. Der vernachlässigbare Einfluss der nicht variierten Parameter wird in Abschnitt 6.2.2 (S. 75) nachgewiesen.

Wie später noch gezeigt wird, ist es für die Herleitung des Bemessungsverfahrens notwendig, einige Parameter zusammenzufassen bzw. Faktoren zu definieren. Da diese für die Analyse der einzelnen Einflussparameter erforderlich sind, werden sie an dieser Stelle bereits eingeführt. Eine genaue Verifizierung der Faktoren bezüglich des Bemessungsverfahrens erfolgt bei der Herleitung des Bemessungsverfahrens.

Abstandsverhältnis a/h

Das Abstandsverhältnis drückt das Verhältnis des lichten Abstandes der Stützscheiben zur Böschungshöhe aus. Damit wird im Bemessungsverfahren der Scheibenabstand als Einzelparameter eliminiert und direkt mit dem Böschungsparameter Böschungshöhe verknüpft.

Verbesserungsfaktor VF

Mit der Anwendung von Stützscheiben zur Böschungsstabilisierung soll eine Erhöhung der Standsicherheit der Böschung erreicht werden. Der Grad der Erhöhung der Böschungsstandsicherheit wird durch den Verbesserungsfaktor VF definiert. Dieser ist durch das Verhältnis zwischen der Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung η_1 zur Standsicherheit der Böschung im Zustand ohne Stützscheiben η_0 (Originalböschung) definiert. Dieser Faktor kann prinzipiell unabhängig vom Böschungsertüchtungsverfahren definiert werden. Speziell für die Anwendung von Stützscheiben zur Böschungsstabilisierung drückt der Verbesserungsfaktor VF den bei einem definierten Scheibenabstand a , in Abhängigkeit von den Böschungs- und Bodenparametern, erreichbaren Grad der Stabilisierungswirkung aus.

$$VF = \eta_1 / \eta_0 \quad (5.1)$$

Faktor $f_{\varphi c}$

Der dimensionslose Faktor $f_{\varphi c}$ fasst die Parameter γ , φ , h und c zusammen.

$$f_{\varphi c} = \frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c} \quad (5.2)$$

Dieser Faktor repräsentiert das Verhältnis der Anteile aus Reibungswinkels und Kohäsion an der Scherfestigkeit des Bodens. Durch Einführung dieses Parameters in das Bemessungsverfahren sind $f_{\varphi c}$, β und a die voneinander unabhängigen Parameter. Der Faktor $f_{\varphi c}$ stellt im Rahmen des entwickelten Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 den Eingangsparameter für die Bemessung des Stützscheibenabstandes und der Stützscheibengeometrie dar.

Faktor N^* (Stand sicherheitszahl)

Weiterhin wird der Faktor N^* definiert. Dieser beinhaltet die Eingangsparameter γ , h und c sowie die Stand sicherheit der Böschung und wird deshalb auch als Stand sicherheitszahl bezeichnet.

$$N^* = \eta \cdot f_{N^*} = \eta \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \quad \text{allgemein} \quad (5.3)$$

$$N_0^* = \eta_0 \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \quad \text{Böschungen ohne Stützscheiben} \quad (5.4)$$

$$N_1^* = \eta_1 \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \quad \text{mit Stützscheiben ertüchtigte Böschungen} \quad (5.5)$$

Da sich kein geeigneter mathematischer Zusammenhang zwischen den Eingangsparametern und den Ergebnisparametern angeben lässt, ist es erforderlich, den dimensionslosen Beiwert N^* einzuführen. Ähnlich wie bei den bekannten Stabilitätsdiagrammen (TAYLOR, COUSINS, BELL, JANBU) im ebenen Fall lässt sich aber ein Zusammenhang zwischen dem Sicherheitsfaktor η , dem Faktor $f_{N^*} = \gamma \cdot h / c$ und dem Faktor $f_{\varphi c}$ angeben. Die Faktoren $f_{\varphi c}$ und N^* wurden aus einer Faktoren- bzw. Dimensionsanalyse ermittelt. Dazu wurden die Eingangsparameter über verschiedene mathematische Funktionen kombiniert und die Eignung als Parameter für ein Bemessungsverfahren beurteilt. An die Parameter wurden dabei unter anderem folgende Anforderungen gestellt:

- Die sich aus der Faktoren- bzw. Dimensionsanalyse ergebenden Kombinationen der Eingangsparameter müssen dimensionslos sein.
- Die Faktoren müssen in der Lage sein, die Zusammenhänge zwischen den Eingangs- und Ergebnisparametern durch geeignete mathematische Funktionen auszudrücken. Als geeignet werden in diesem Kontext einfache mathematische Zusammenhänge in Form von z. B. Polynom- oder Exponentialfunktionen verstanden. Komplizierte hochgradige Funktionen sind, unter der Maßgabe ein übersichtliches und möglichst einfach handhabbares Bemessungsverfahren zu entwickeln, als ungeeignet einzustufen.
- Die zu verwendenden Faktoren sollen bereits bekannte bodenmechanische Ansätze berücksichtigen. Dies vereinfacht die Handhabung des Bemessungsverfahrens für den Anwender, der mit

evtl. bekannten Faktoren bereits vertraut ist. Es wurden unter anderem die aus den Stabilitätsdiagrammen von TAYLOR, COUSINS, BELL und JANBU bekannten Ansätze berücksichtigt.

- Die Faktoren müssen in der Lage sein, gleichermaßen sowohl mit Stützscheiben ertüchtigte Böschungen als auch nicht ertüchtigte Böschungen zu behandeln. Deshalb wird beispielsweise der Scheibenabstand nicht mit den Bodenparametern verknüpft, sondern als unabhängiger Parameter in das Verfahren implementiert.

Unter Berücksichtigung dieser Anforderungen erwies sich die Kombination der Faktoren $f_{\varphi c}$ und N^* sowie dem Abstandsverhältnis a/h als die beste Möglichkeit die Zusammenhänge zwischen allen Parametern der Berechnung von Böschungen mit Erdbetonstützscheiben zu erfassen. Nur mit diesen Faktoren ist es möglich die Zusammenhänge zwischen den Eingangs- und den Ergebnisparametern über einfache mathematische Funktionen auszudrücken.

5.2 Relevante Parameterkombinationen

Mit dem Bemessungsverfahren soll die Möglichkeit geschaffen werden, mittels Erdbetonstützscheiben ertüchtigte Böschungen bemessen zu können. Das Bemessungsverfahren soll dabei ein möglichst weites Anwendungsspektrum erschließen. Deshalb wird das Spektrum der Böschungs- und Bodenparameter so gewählt, dass möglichst alle praktisch relevanten Fälle abgedeckt werden. Das Spektrum wird dabei einerseits anhand von Erfahrungswerten aus der bisherigen Bauausführung von Böschungsertüchtigungsmaßnahmen mit Erdbetonstützscheiben, und andererseits anhand von theoretischen Überlegungen zu einer möglichen erweiterten Anwendungsbreite des Verfahrens festgelegt.

A) Scherparameter des Bodens

Die Scherfestigkeit des Bodens wird über die MOHR-COULOMB'schen Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c ausgedrückt. Das Spektrum der relevanten Scherparameter wird wie in Abbildung 34 dargestellt angenommen. Die Obergrenze für den Reibungswinkel wird bei $\varphi = 35^\circ$ angesetzt. Bei Reibungsböden ohne Kohäsion treten als kritische Bruchmechanismen oberflächennahe Rutschungen auf. Dieser Bruchmechanismus liegt außerhalb des Einsatzspektrums der Stützscheibenanwendung, da sich kein Gewölbe zwischen den Scheiben ausbilden kann. Böden mit Reibungswinkeln größer $\varphi = 35^\circ$ und Kohäsion größer $c = 5 \text{ kN/m}^2$ weisen selbst bei Böschungshöhen bis $h = 12 \text{ m}$ im untersuchten Böschungsneigungsbereich 1:1,3 bis 1:2,0 ein ausreichendes Sicherheitsniveau auf. Die untere Grenze des Reibungswinkels wird bei $\varphi = 20^\circ$ angesetzt. Das Vorhandensein von Böden mit Reibungswinkeln unter $\varphi = 20^\circ$ in Böschungen mit Neigungen zwischen 1:1,3 und 1:2,0 ist unrealistisch. Das Größenspektrum der Kohäsion wird zwischen 5 und 20 kN/m^2 angesetzt. Da bei Scheiben vom Typ S0 die Kohäsion den Haupteinflussfaktor für die Ausbildung eines Traggewölbes zwischen den Scheiben darstellt, ist eine Mindestkohäsion erforderlich. Mit abnehmender Kohäsion nimmt die erreichbare Stabilisierungswirkung der Stützscheiben überpro-

portional ab. Die Mindestkohäsion wird deshalb bei $c = 5 \text{ kN/m}^2$ angesetzt. Die Obergrenze für die Kohäsion wird bei $c = 20 \text{ kN/m}^2$ festgelegt.

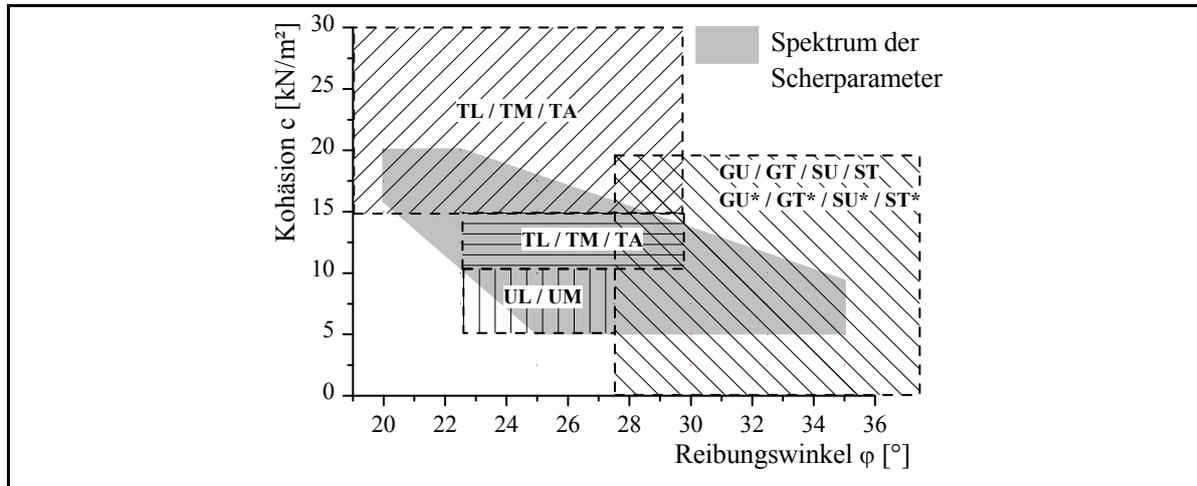


Abbildung 34 Spektrum der relevanten Scherparameter im ϕ - c -Diagramm

A) Böschungsparameter

Das relevante Spektrum der Böschungsneigungen wird zwischen 1:1,3 und 1:2,0 angesetzt. Lockergesteinsböschungen mit Neigungen steiler als 1:1,3 treten kaum auf, da diese größtenteils Sicherheiten weit unter den von den einschlägigen Normen geforderten Sicherheitsniveaus aufweisen und zum Teil, in Abhängigkeit von den Scherparametern, sogar rechnerische Sicherheiten unter eins aufweisen und damit rechnerisch nicht standsicher sind (vgl. Abbildung 35). Dies verstärkt sich noch bei Böschungen mit Bahnauflast. Das Vorhandensein von Böschungsneigung steiler 1:1,3 bei Bahnböschungen ist unrealistisch. Die obere Betrachtungsgrenze der Böschungsneigung für das Bemessungsverfahren wird hier bei 1:2,0 angesetzt. Böschungen mit Neigungen flacher als 1:2,0 werden praktisch nicht ertüchtigt.

Der Haupteinsatzbereich des Verfahrens, Erdbetonstützscheiben zur Böschungsertüchtigung, liegt nach Herstellerangaben im Böschungshöhenbereich zwischen 6 und 12 m. Bei Böschungen mit Höhen größer als 12 m wird von den gültigen Normen und Richtlinien (z.B. Bahnrichtlinie Ril 836) in der Regel gefordert, Bermen anzulegen. Des Weiteren stößt das Verfahren der Böschungsertüchtigung mit Erdbetonstützscheiben bei Böschungen über 12 m Höhe an seine Leistungsgrenze bezüglich der Herstellbarkeit der Scheiben einerseits, und andererseits bezüglich seiner wirtschaftlichen Relevanz. In Abbildung 35 sind die Böschungsstandsicherheiten in Abhängigkeit von den Scherparametern Reibungswinkel und Kohäsion für alle festgelegten Parametergrenzen der Böschungsparameter (1:1,3 / $h = 12 \text{ m}$; 1:2,0 / $h = 12 \text{ m}$; 1:1,3 / $h = 6 \text{ m}$; 1:2,0 / $h = 6 \text{ m}$) für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast jeweils ohne Ertüchtigung dargestellt.

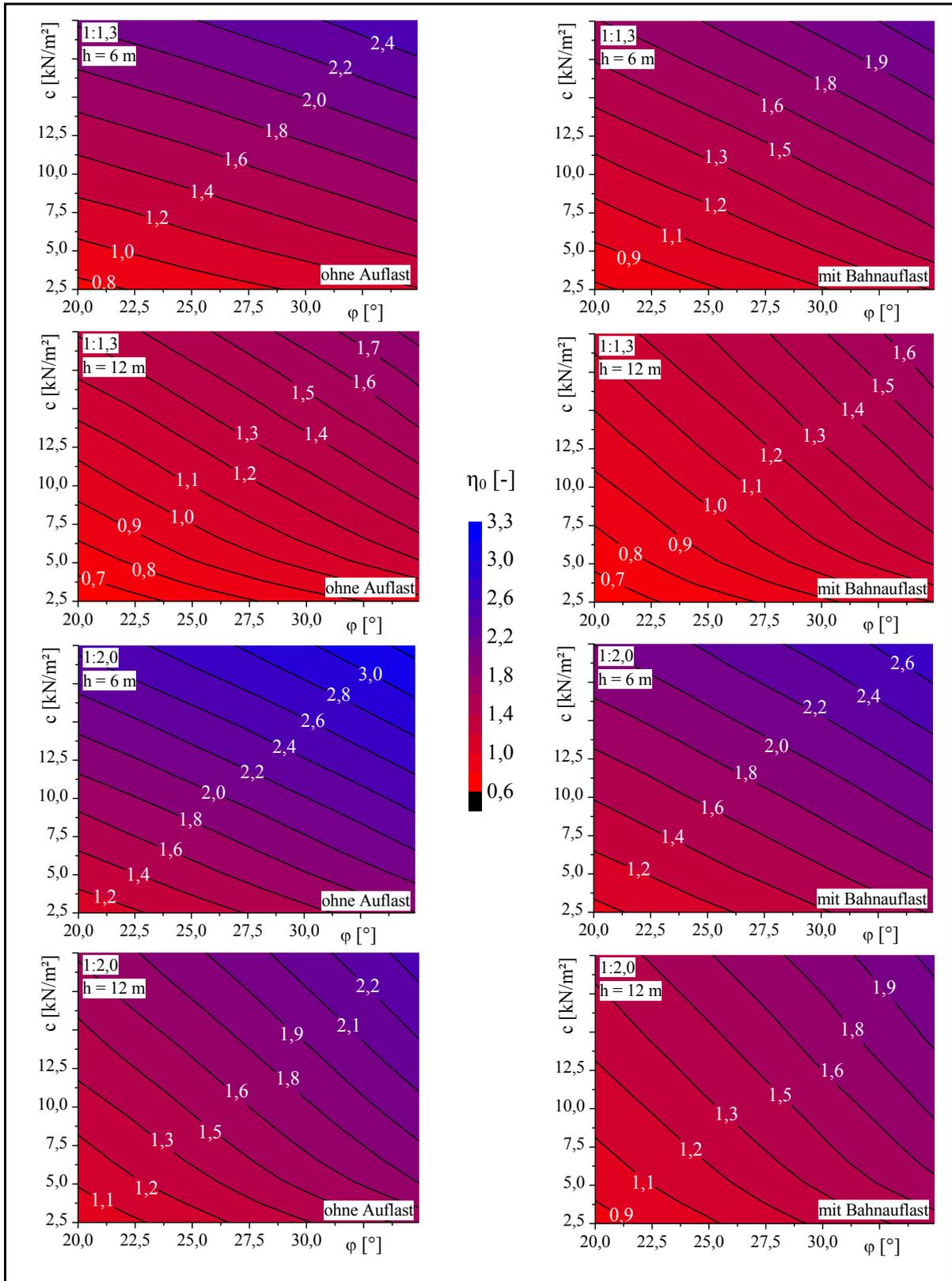


Abbildung 35 Böschungsstandsicherheit η_0 in Abhängigkeit von den Scherparametern Reibungswinkel φ und Kohäsion c des Bodens; ermittelt nach dem GLE-Verfahren; Böschungshöhe 6 m und 12 m, Böschungsneigung 1:1,3 und 1:2,0, Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und mit Bahnauflast

5.4 Modellierung der Erdbetonstützscheiben im FE-Modell

Die Erdbetonstützkörper werden im FE Modell mit dem Materialgesetz nach MOHR-COULOMB modelliert. Die Festigkeitseigenschaften des Erdbetons entsprechen einem Magerbeton und sind somit durch die einaxiale Druckfestigkeit gekennzeichnet. Wie in Abschnitt 4.3 bereits erwähnt, besteht ein wesentlicher Nachteil des Verfahrens der ϕ -c-Reduktion darin, dass in der Phase der Abminderung der Scherparameter die Festigkeit der konstruktiven Elemente unberührt bleibt. Um diesen Nachteil zu umgehen, wird der Erdbeton als MOHR-COULOMB Material definiert. Dabei wird davon ausgegangen, dass die gesamte Scherfestigkeit in der Kohäsion liegt. Die Kohäsion wird aus der einaxialen Druckfestigkeit über den MOHR'schen Spannungskreis berechnet. Die Kohäsion müsste demzufolge für jede Berechnung neu, aus der jeweiligen einaxialen Druckfestigkeit des Materials ermittelt werden. Die Parameter der Erdbetonstützscheiben wurden in allen Berechnungen konstant gehalten. Eine Variation der Parameter des Erdbetons würde einen zu großen Berechnungsaufwand bedeuten. Des Weiteren steigt die Anzahl der zu variierenden Parameter stark an.

Da die Stützkörper eine wesentlich höhere Scherfestigkeit als der Boden aufweisen, haben die Scherparameter des Erdbetons keinen Einfluss auf das Berechnungsergebnis von Standsicherheitsberechnungen für Böschungen mit Stützscheiben. Das Versagen wird sich immer im Boden und nicht in den Stützkörpern einstellen. Um für die Berechnungen auf der sicheren Seite zu liegen, wird für alle Berechnungen, unabhängig von den Scherparametern des Bodens, die minimale Scherfestigkeit für den Erdbeton verwendet. Diese wird mit der kleinsten geforderten einaxialen Druckfestigkeit nach Zulassung des Eisenbahnbundesamtes (EBA) mit $0,4 \text{ MN/m}^2$ angesetzt (vgl. Tabelle 2). Die in den Berechnungen angesetzte Kohäsion für den Erdbeton beträgt somit 200 kN/m^2 . Die Wichte des Erdbetons wird mit der Wichte für unbewehrten Beton mit 22 kN/m^3 angesetzt.

6 Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S0

6.1 Allgemeines

Zur Verifizierung des Einflusses der Erdbetonstützscheiben auf die Böschungsstandsicherheit wurde eine Vielzahl von Berechnungen durchgeführt. Die Grundlage für alle im Weiteren dargestellten Analysen der Einflüsse der einzelnen Parameter sowie für die Herleitung der Bemessungsverfahren stellen die in Tabelle 4 dargestellten Berechnungskombinationen dar.

Tabelle 4 Untersuchte grundlegende Parameterkombinationen für die Erstellung der Bemessungsdiagramme für Scheiben vom Typ S0

Böschungs- neigung	Abstands- verhältnis	Böschungs- höhe	Wichte	Reibungs- winkel	Kohäsion	f_{N^*} $\frac{\gamma \cdot h}{c}$	$f_{\varphi c}$ $\frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c}$
$\cot \beta$	a/h	h	γ	φ	c		
[-]	[-]	[m]	[kN/m ³]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]
1,3 1,5 1,7 2,0	0,5 1 2 3	8	19	20	20	7,60	2,77
				20	15	10,13	3,69
				25	15	10,13	4,73
				25	10	15,20	7,09
				30	10	15,20	8,78
				30	5	30,40	17,55
				35	5	30,40	21,29
1,3 1,5 1,7 2,0	0,5 1 2 3	12	19	20	20	11,40	4,15
				20	15	15,20	5,53
				25	15	15,20	7,09
				25	10	22,80	10,63
				30	10	22,80	13,16
				30	5	45,60	26,33
				35	5	45,60	31,93

Für die genauere Analyse der einzelnen Einflussparameter wurden erweiterte Parameterkombinationen berechnet. Diese werden in den einzelnen Abschnitten jeweils dargestellt. Für die Erstellung der Bemessungsdiagramme werden nahezu alle berechneten Kombinationen, also die Grundkombinationen aus Tabelle 4 sowie die zusätzlichen Kombinationen aus den jeweiligen Einzelanalysen der Einflussparameter, genutzt. Die Grundlage für das Bemessungsverfahren stellen damit ca. 1600 Berechnungskombinationen dar. Damit wird, bezogen auf das untersuchte Parameterspektrum, eine sehr hohe Informationsdichte erreicht.

6.2 Einfluss der Eingangsparameter auf die Trag- und Stabilisierungswirkung

6.2.1 Allgemeines

Zunächst wird der Einfluss der Eingangsparameter auf die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben untersucht. Die Ergebnisse dieser Einzelanalysen bilden die Grundlage für die Herleitung des Bemessungsverfahrens. Eine wesentliche Anforderung an das Bemessungsverfahren in Form von Bemessungsdiagrammen oder Bemessungsformeln ist, die Einflüsse aller Eingangsparameter in sich zu vereinen und zu berücksichtigen. Im Folgenden wird der Einfluss der Parameter Scheibenabstand a , der Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c , der Böschungsparameter Böschungshöhe h und Böschungsneigung β sowie der Wichte γ des Bodens auf die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung η_1 und auf die erreichbare Stabilisierungswirkung V_F einzeln untersucht.

Die Untersuchungen werden dabei wie folgt untergliedert: Zunächst wird der direkte Einfluss der Einzelparameter auf die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung η_1 betrachtet. Es lässt sich jedoch zeigen, dass sich keine geeigneten mathematischen Zusammenhänge zwischen den Eingangsparametern und der Böschungsstandsicherheit angeben lassen. Deshalb werden daraus folgend die Einflüsse und Zusammenhänge der Eingangsparameter auf die zuvor definierten Faktoren $f_{\varphi c}$ und die Standsicherheitszahl N^* untersucht. Aus diesen Ergebnissen wird schlussendlich das Bemessungsverfahren abgeleitet werden.

Bemerkung: Beim Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ ist als Scheibenabstand der Achsabstand a_{Achse} zwischen den Stützscheiben definiert. In den folgenden Ausführungen wird als Scheibenabstand a der lichte Abstand zwischen den Stützscheiben bezeichnet.

6.2.2 Dilatanzwinkel, Elastizitätsmodul und Querdehnzahl

Wird der Boden in einer Standsicherheitsberechnung nach der Methode der Finiten Elemente mit dem Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB abgebildet, werden die Bodenparameter Wichte, Reibungswinkel, Kohäsion, Dilatanzwinkel, Elastizitätsmodul und Querdehnzahl zur vollständigen Beschreibung des Materialverhaltens benötigt. Im Rahmen der, zur Herleitung des Bemessungsverfahrens, durchgeführten Variantenberechnungen, wurden die Parameter Dilatanzwinkel, Elastizitätsmodul und Querdehnzahl aufgrund ihres vernachlässigbaren Einflusses auf das Berechnungsergebnis als konstant angenommen und nicht variiert. Dieser vernachlässigbare Einfluss soll im Folgenden nachgewiesen werden.

Einfluss der Querdehnzahl und des Elastizitätsmoduls

Bei Abbildung des Bodenverhaltens mit dem linear elastischen - ideal plastischen Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB definieren die Parameter Elastizitätsmodul und Querdehnzahl den elastischen Anteil des Materialverhaltens. Bei Standsicherheitsberechnungen nach der Methode der Finiten Elemente mit dem Verfahren der Reduktion der Scherparameter wird nur der plastische Anteil des Materialverhaltens betrachtet. Demzufolge dürften die elastischen Parameter keinen Einfluss auf das Berechnungsergebnis haben. Dies ist jedoch nur bedingt richtig. Da über die Querdehnzahl die Spannungsverteilung im Boden ermittelt wird (über die Querdehnzahl wird aus der Vertikalspannung die Horizontalspannung berechnet), beeinflusst die Querdehnzahl auch das Berechnungsergebnis bei Standsicherheitsberechnungen. Dahingegen hat der Elastizitätsmodul nur sehr geringen bis keinen Einfluss auf das Berechnungsergebnis.

Der Einfluss der Querdehnzahl auf den Sicherheitsfaktor bei Standsicherheitsberechnungen mittels Scherfestigkeitsreduktion wurde bereits von verschiedenen Autoren untersucht und in der Fachliteratur veröffentlicht. Bereits WRIGHT / KULHAWY / DUNCAN (1973) wiesen auf den Einfluss der Querdehnzahl bei Standsicherheitsberechnungen mit der Methode der Finiten Elemente hin. Die Untersuchungen zeigten, dass mit steigender Querdehnzahl auch die Sicherheit leicht ansteigt. Die Autoren begründen dies damit, dass mit steigender Querdehnzahl auch die Horizontalspannung zunimmt. Deshalb muss, ausgenommen bei horizontalen Scherflächen, die Normalspannung auf der Scherfläche mit steigender Querdehnzahl ansteigen. Mit zunehmender Normalspannung auf der Scherfläche nimmt schließlich der Scherwiderstand zu und damit steigt die Standsicherheit in der Scherfläche mit zunehmender Querdehnzahl. In den Untersuchungen von WRIGHT / KULHAWY und DUNCAN (1973) wurde die Querdehnzahl zwischen 0,22 und 0,49 variiert. Die Unterschiede im Standsicherheitsbeiwert lagen in diesem Spektrum der Querdehnzahlen bei maximal 6 %.

Die Ergebnisse von HAMMAH, YACOUB, CORKUM, CURRAN (2005) zeigen vollkommen gegenläufige Tendenzen. In den Untersuchungen dieser Autoren wurden Berechnungen mit Querdehnzahlen von 0,2 bis 0,48 durchgeführt. Die Ergebnisse verschiedener Vergleichsberechnungen zeigen, dass der Sicherheitsfaktor mit zunehmender Querdehnzahl abnimmt. Eine Begründung für dieses Verhalten wird nicht angegeben. Der Einfluss der Querdehnzahl auf den Sicherheitsfaktor ist auch bei diesen Untersuchungen mit maximal 2,5 % Abweichung bei einem Spektrum der Querdehnzahlen von 0,2 bis 0,48 vernachlässigbar gering.

FREDLUND und SCOLAR (1999) erweiterten die Untersuchungen bezüglich des Einflusses der Querdehnzahl auf die Lage der ungünstigsten Gleitfläche und der Verteilung des Sicherheitsfaktors entlang der Gleitfläche in Abhängigkeit von der Größe der Querdehnzahl. Dabei wurden die Querdehnzahlen im Bereich von 0,33 bis 0,48 variiert. Die Ergebnisse von FREDLUND / SCOLAR (1999) bestätigen die Ergebnisse von WRIGHT / KULHAWY / DUNCAN (1973).

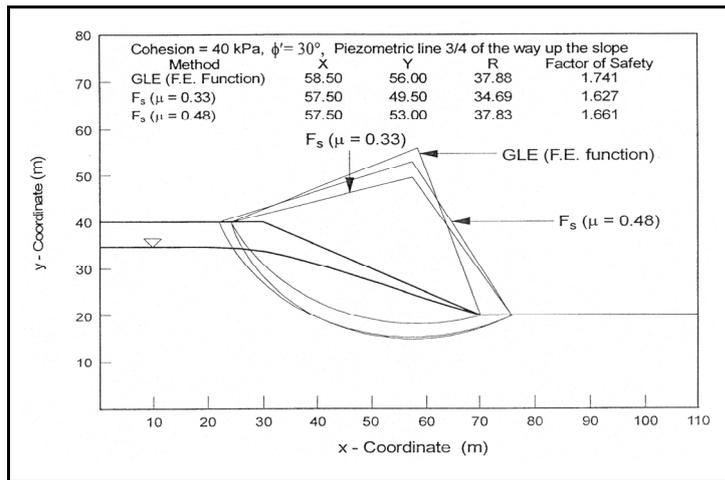


Abbildung 37 Einfluss der Querdehnzahl auf die Lage des ungünstigsten Gleitkreises nach FREDLUND und SCOLAR (1999)

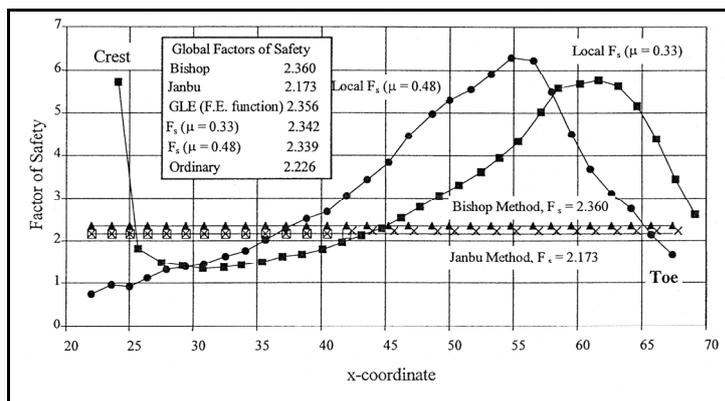


Abbildung 38 Einfluss der Querdehnzahl auf die Verteilung der lokalen Standsicherheit entlang der Gleitfläche nach FREDLUND und SCOLAR (1999)

Mit steigender Querdehnzahl steigt auch der Sicherheitsfaktor geringfügig. Weiterhin stellten die Autoren fest, dass die Querdehnzahl sowohl die Lage des Gleitkreises als auch die Verteilung der lokalen Sicherheit entlang der Gleitfläche beeinflusst.

Abbildung 37 zeigt ein Beispiel für die Änderung der Lage des ungünstigsten Gleitkreises in Abhängigkeit von der Querdehnzahl. Abbildung 38 zeigt die Verteilung des Sicherheitsfaktors entlang der Gleitfläche ermittelt nach der Methode der Finiten Elemente für die Querdehnzahlen 0,33 und 0,48 sowie zum Vergleich den Sicherheitsfaktor ermittelt mit dem Verfahren nach BISHOP und JANBU.

Die in der Literatur vorhandenen Angaben zum Einfluss der Querdehnzahl zeigen, dass zwar ein Einfluss der Querdehnzahl auf die Böschungsstandsicherheit besteht, dieser aber von vernachlässigbarer Größenordnung ist.

Für die Untersuchung des Einflusses der Querdehnzahl auf den Sicherheitsfaktor wurden im Rahmen der Untersuchungen verschiedene Variationsrechnungen durchgeführt. Dabei wurde die Querdehnzahl von 0,2 bis 0,49 variiert. Die Unterschiede lagen bei den Berechnungsergebnissen (Standicherheit) unter 2 %. Da sich die Größe der Querdehnzahl für die in dieser Untersuchung relevanten Böden in einem Spektrum von ca. 0,28 bis 0,40 bewegt und da Einflussparameter wie die Netzfeinheit, die insbesondere bei dreidimensionalen Berechnungen Beschränkungen unterworfen ist, einen wesentlich größeren Einfluss auf das Berechnungsergebnis haben, kann der Einfluss der Querdehnzahl mit ausreichender Genauigkeit als vernachlässigbar angesehen werden.

Die Querdehnzahl wurde deshalb für alle Berechnung konstant mit 0,35 angesetzt. Dieser Wert wurde gewählt, um dem φ - μ -Ungleichgewicht beim Verfahren der Scherparameterreduktion ausreichend genau nachzukommen.

Einfluss des Dilatanzwinkels

Bevor der Einfluss des Dilatanzwinkels betrachtet wird, soll zunächst die Wirkung des Dilatanzwinkels auf das Materialverhalten erläutert werden. Abbildung 39 zeigt die Zusammenhänge im drainiert durchgeführten Triaxialversuch für ein Mohr-Coulomb Material zum einen für ein Material mit einem Dilatanzwinkel $\psi = 0^\circ$ und zum anderen für ein Material mit einem Dilatanzwinkel $\psi > 0^\circ$. Die Größe des Dilatanzwinkels hat keinen Einfluss auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten ($[\sigma_1 - \sigma_3]$ - ε_1 -Diagramm). Dahingegen hat der Dilatanzwinkel eine signifikante Auswirkung auf das Volumendehnungsverhalten des Bodens (ε_v - ε_1 Diagramm). Im elastischen Zustand (bis zum Punkt X in Abbildung 39) zeigen beide Böden, unabhängig vom Dilatanzwinkel, gleiche Volumendehnungen. Nach dem Übergang vom elastischen in den plastischen Zustand (Fließen), wird die plastische Volumendehnung vom Dilatanzwinkel bestimmt. Für das Stoffgesetz nach MOHR-COULOMB bedeutet dies, für jeden Wert des Dilatanzwinkels $\psi > 0^\circ$ tritt unbegrenzte plastische Dilatanz (Volumendehnung) auf. Verglichen mit realem Bodenverhalten ist dies unrealistisch. Reale Böden, die dilatantes Verhalten zeigen, verformen sich in der Regel bis zu einem kritischen Zustand (kritische Porenzahl) unter Volumendehnung, um sich anschließend ohne Volumendehnung konstant weiter zu deformieren.

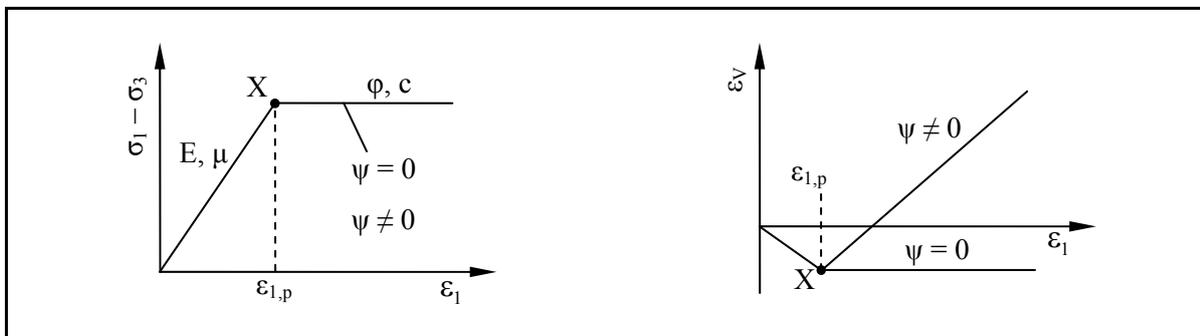


Abbildung 39 Einfluss der Dilatanz im Spannungs-Dehnungs-Diagramm und Volumendehnungs-Axialdehnungs-Diagramm; linear-elastisches, ideal plastisches Materialverhalten nach MOHR-COULOMB

Wird in der Berechnung ein Stoffgesetz mit assoziierter Fließregel verwendet, wie es in der klassischen Plastizitätstheorie üblich ist, entspricht der Dilatanzwinkel ψ dem Reibungswinkel φ . Wird in der Berechnung $\psi = \varphi$ angenommen, können Vergleiche mit konventionellen Grenzgleichgewichtsmethoden mit besserer Übereinstimmung getroffen werden (vgl. GRIFFITHS und LANE, 1999). Trotz dieser besseren Übereinstimmung zwischen klassischen Verfahren zur Standsicherheitsberechnung und Standsicherheitsberechnungen mit Finite Elemente Verfahren unter Verwen-

dung von Stoffgesetzen mit assoziierter Fließregel muss berücksichtigt werden, dass Böden nie Dilatanzwinkel in der Größenordnung des Reibungswinkels aufweisen und somit das dilatante Verhalten unter Verwendung assoziierter Fließregeln weit überschätzt wird. Dies wiederum führt zu einer Überschätzung der Grenzlast des Systems insbesondere bei Traglastproblemen. Deshalb wird im Fall von Böden in der Regel mit nichtassozierten Fließregeln ($\psi \neq \varphi$) gerechnet. Für Böschungsstandsicherheitsprobleme ist, da der Grenzzustand betrachtet wird, der Einfluss des Dilatanzwinkels unbedeutend. Da das Hauptaugenmerk dieser Arbeit auf der Berechnung der Böschungsstandsicherheit liegt, wird für alle Berechnungen ein konstanter Dilatanzwinkel $\psi = 0$ angenommen. Das heißt, dass mit einer nichtassozierten Fließregel gerechnet wird und im Fließzustand keine Volumenzunahme auftritt. Diese Annahme liegt für das Berechnungsergebnis auf der sicheren Seite.

Zum Einfluss des Dilatanzwinkels auf den Standsicherheitsfaktor bei Standsicherheitsberechnungen mittels Scherfestigkeitsreduktion liegen in der Literatur verschiedene Erfahrungen vor.

HAMMAH, YACOB, CORKUM, CURRAN (2005) führten Vergleichsberechnungen mit verschiedenen Dilatanzwinkeln durch. Dabei wurde der Dilatanzwinkel von 0 bis 35° variiert, während alle anderen Einflussparameter konstant gehalten wurden. Der Einfluss auf den Sicherheitsfaktor lag dabei bei einem Dilatanzwinkel von 35° bei maximal 5 %. Allerdings ist die Annahme eines Dilatanzwinkels von 35° rein theoretisch. Erfahrungsgemäß liegen Dilatanzwinkel für z.B. mitteldicht gelagerte Sande bzw. Sand / Kies Gemische bei 6-10° und für sehr dicht gelagerte Sande bzw. Sand / Kies Gemische bei bis zu 19°. Damit sinkt der Einfluss des Dilatanzwinkels auch nach den Untersuchungen dieser Autoren weiter ab. Des Weiteren muss berücksichtigt werden, dass der Dilatanzwinkel mit zunehmender Verformung abnimmt. Der Dilatanzwinkel ist keine konstante Größe. Der Dilatanzwinkel nimmt im kritischen Zustand seinen Maximalwert an, um mit zunehmender Verformung wieder abzunehmen. Die Untersuchungen anderer Autoren wie z. B. LECHMAN und GRIFFITHS (2000) oder CHENG und WIE (2006) bestätigen den vernachlässigbaren Einfluss des Dilatanzwinkels auf den Sicherheitsfaktor bei Standsicherheitsberechnungen von Böschungen.

Die Empfehlungen des Arbeitskreises 1.6 „Numerik in der Geotechnik“, Abschnitt 4 „Aktuelle Entwicklungen bei Standsicherheits- und Verformungsberechnungen in der Geotechnik“ weisen im Abschnitt 4.4.3.2. (E4-13) ebenfalls auf den vernachlässigbaren Einfluss des Dilatanzwinkels auf die Standsicherheit hin.

6.2.3 Scheibenabstand

A – Einfluss des Scheibenabstandes a auf die Böschungsstandsicherheit η_1

Die Diagramme in Abbildung 40 zeigen den Einfluss des Scheibenabstandes a , ausgedrückt durch das Abstandsverhältnis a/h , auf die Standsicherheit der Böschung η bei konstantem Parameter $f_{\varphi c}$, d.h. jeweils konstante Scherparameter des Bodens φ und c , konstanter Wichte γ des Bodens sowie konstanter Böschungshöhe h , für die Böschungsneigungen 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 und 1:2,0. Da in den Diagrammen in Abbildung 40 die Böschungshöhe pro $f_{\varphi c}$ -Niveau konstant ist, kann bei Betrachtung eines konstanten $f_{\varphi c}$ -Niveaus, aus dem Abstandsverhältnis direkt auf den Scheibenabstand geschlossen werden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind nur 5 ausgewählte Niveaus des Faktors $f_{\varphi c}$ dargestellt. Weitere $f_{\varphi c}$ -Werte im relevanten Parameterspektrum verhalten sich analog.

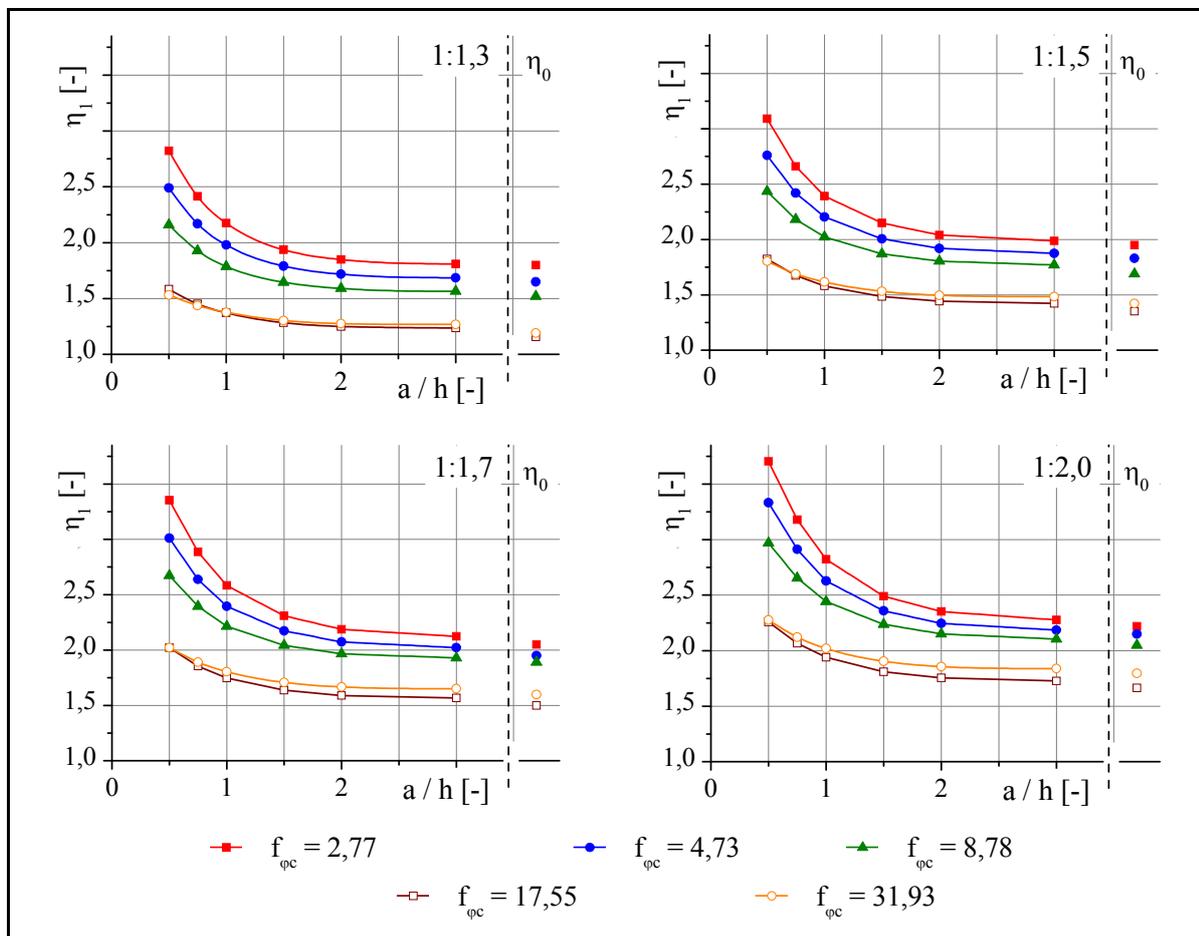


Abbildung 40 Böschungsstandsicherheit η_1 in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 2,0

Aus den Diagrammen in Abbildung 40 lassen sich folgende Schlussfolgerungen bezüglich des Einflusses des Scheibenabstandes a , hier ausgedrückt durch das Abstandsverhältnis a/h , ziehen:

1. Mit abnehmendem Abstandsverhältnis a/h und damit mit abnehmendem Scheibenabstand a steigt die Standsicherheit η_1 der mit Stützscheiben des Typs S0 stabilisierten Böschung an.

Insbesondere im Bereich der Abstandsverhältnisse kleiner als 1,5 bis 2,0 nimmt die Standsicherheit überproportional zu. Der Zusammenhang zwischen dem Scheibenabstand und der Böschungsstandsicherheit ist nichtlinear.

$$a/h \downarrow \Rightarrow \eta_1 \uparrow$$

2. Die überproportionale Zunahme der Standsicherheit mit abnehmendem Abstandsverhältnis schwächt sich mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ und damit zunehmendem Einfluss des Reibungswinkels $\tan \varphi$ bzw. abnehmendem Kohäsionseinfluss c des Bodens ab.
Darin begründet ist auch die stetige Annäherung der Linien des Faktors $f_{\varphi c} = 31,93$ und $f_{\varphi c} = 17,55$ im Bereich kleiner Abstandsverhältnisse. Der Faktor $f_{\varphi c} = 31,93$ setzt sich in diesem Fall aus einer Böschungshöhe $h = 12$ m und den Scherparametern $\varphi = 35^\circ / c = 5$ kN/m² zusammen, während sich der Faktor $f_{\varphi c} = 17,55$ in diesem Fall aus einer Böschungshöhe $h = 8$ m und den Scherparametern $\varphi = 30^\circ / c = 5$ kN/m² zusammensetzt. Die Wichte des Bodens ist bei beiden Faktoren konstant 19 kN/m³. Das heißt, dass für den Fall $f_{\varphi c} = 17,55$ im Vergleich zum Fall $f_{\varphi c} = 31,93$ der Einfluss der Kohäsion an der Scherfestigkeit des Bodens höher ist. Damit ist im Bereich kleiner Abstandsverhältnisse für den Fall $f_{\varphi c} = 17,55$ eine stärkere Zunahme der Sicherheit zu verzeichnen als für $f_{\varphi c} = 31,93$.
3. Mit flacher werdender Böschung setzt die überproportionale Zunahme der Böschungsstandsicherheit bei zunehmendem Abstandsverhältnissen ein. D. h. bei flacheren Böschungen ist bereits bei größeren Abstandsverhältnissen a/h , also bei weiteren Scheibenabständen a , eine stärkere Zunahme der Böschungsstandsicherheit zu verzeichnen. In den in Abbildung 40 dargestellten Beispielen setzt die überproportionale Zunahme der Standsicherheit bei einer Böschungsneigung von 1:1,3 bei einem Abstandsverhältnis von ca. $a/h = 1,3$ ein, während bei einer flacheren Böschung mit einer Neigung von 1:2,0 die überproportionale Zunahme bereits bei ca. $a/h = 1,8$ einsetzt. Der genaue Einfluss der Böschungsneigung wird in Abschnitt 6.2.5 (S.112) behandelt.
4. In den Diagrammen in Abbildung 40 ist neben der Standsicherheit η_1 der mit Stützscheiben stabilisierten Böschung auch die Standsicherheit η_0 der Böschung ohne Böschungsstabilisierungsmaßnahmen dargestellt. Dieser Fall wird im Rahmen dieser Abhandlung in Anlehnung an die existierenden analytischen Berechnungsverfahren für die Böschungsstandsicherheit auch als ebener Fall bezeichnet. Da die Böschung bei den bekannten Berechnungsverfahren stets als unendlich lang angesehen wird, kann das Böschungsstandsicherheitsproblem als ebenes Problem behandelt werden. Aus dem Vergleich der Standsicherheiten im ebenen (ohne Stützscheiben) und im räumlichen Fall (mit Stützscheiben) ist zu erkennen, dass sich mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ die Standsicherheit der mit Stützscheiben stabilisierten Böschung bereits bei kleineren Abstandsverhältnissen an die Standsicherheit im ebenen Fall an-

nähert. Dies ist unter anderem in der Ausbildung eines Traggewölbes zwischen den Stützscheiben zu begründen. Mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ steigt bei gleich bleibender Böschungshöhe h und gleich bleibender Wichte γ des Bodens, der Einfluss des Reibungswinkels des Bodens φ an bzw. der Einfluss der Kohäsion c im Boden nimmt ab. Mit zunehmender Kohäsion im Boden nimmt die Wirkung des Traggewölbes zwischen den Scheiben zu. Die kritische Gleitfläche liegt dann tiefer in der Böschung und die Größe des Gewölbestiches nimmt zu. Durch eine stärkere Gewölbetragswirkung zwischen den Scheiben kann auch eine größere Distanz, eine größere Gewölbespannweite, zwischen den Scheiben überbrückt werden. Damit nähert sich mit zunehmendem Reibungswinkel, bzw. mit abnehmender Kohäsion, der räumliche Versagensfall bereits bei kleineren Scheibenabständen an den ebenen Versagensfall an als bei Böden mit hoher Kohäsion. Eine genaue Analyse des Tragverhaltens bzw. der Bruchmechanismen erfolgt in Abschnitt 6.3 (S.139).

5. Analog zum zweidimensionalen Fall ohne Stützscheiben lässt sich kein geeigneter mathematischer Zusammenhang zwischen der Böschungsstandsicherheit und den Eingangsparametern / Einflussparametern, hier das Abstandsverhältnis a/h und der Faktor $f_{\varphi c}$, angeben. Die Linien gleicher $f_{\varphi c}$ -Werte verlaufen ungeordnet im Diagramm (vgl. $f_{\varphi c} = 17,55$ und $f_{\varphi c} = 31,93$).

Im zweidimensionalen Fall ohne Stützscheiben sind die Eingangsparameter der Böschungsstandsicherheitsberechnung die Böschungsneigung β und der Parameter $f_{\varphi c}$, welcher die Böschungshöhe h , die Wichte γ und die MOHR-COULOMB'schen Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c des Bodens enthält. Im dreidimensionalen Fall mit Stützscheiben kommt zusätzlich zu diesen Parametern noch der Parameter Scheibenabstand a hinzu. Für die Entwicklung des Bemessungsverfahrens wird die Standsicherheitszahl N^* eingeführt. Im Folgenden wird nun die Standsicherheit η der Böschung in Abbildung 40 durch die Standsicherheitszahl N^* ausgedrückt.

B – Einfluss des Scheibenabstandes a auf die Standsicherheitszahl N_1^*

Die Diagramme in Abbildung 41 zeigen die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N^* vom Abstandsverhältnis a/h für ausgewählte Niveaus des Faktors $f_{\varphi c}$. Auch hier sind aus Gründen der Übersichtlichkeit nur 5 ausgewählte Niveaus des Faktors $f_{\varphi c}$ dargestellt. Die Verläufe der Kurven sind für beliebige $f_{\varphi c}$ -Niveaus im relevanten Parameterspektrum analog.

Mit dieser Darstellung konnte ein entscheidender Nachteil der Darstellung in den Diagrammen in Abbildung 40 behoben werden. Während in der a/h - η -Darstellung die Kurven gleicher $f_{\varphi c}$ -Werte ungeordnet verlaufen, sind in der a/h - N -Darstellung geordnete Verläufe erkennbar. Pro Diagramm, also bei konstanter Böschungsneigung, verlaufen die Linien konstanter $f_{\varphi c}$ -Werte im relevanten Parameterspektrum jeweils parallel. Des Weiteren nehmen die Standsicherheitszahlen bei konstantem Abstandsverhältnis mit zunehmendem $f_{\varphi c}$ -Werten zu.

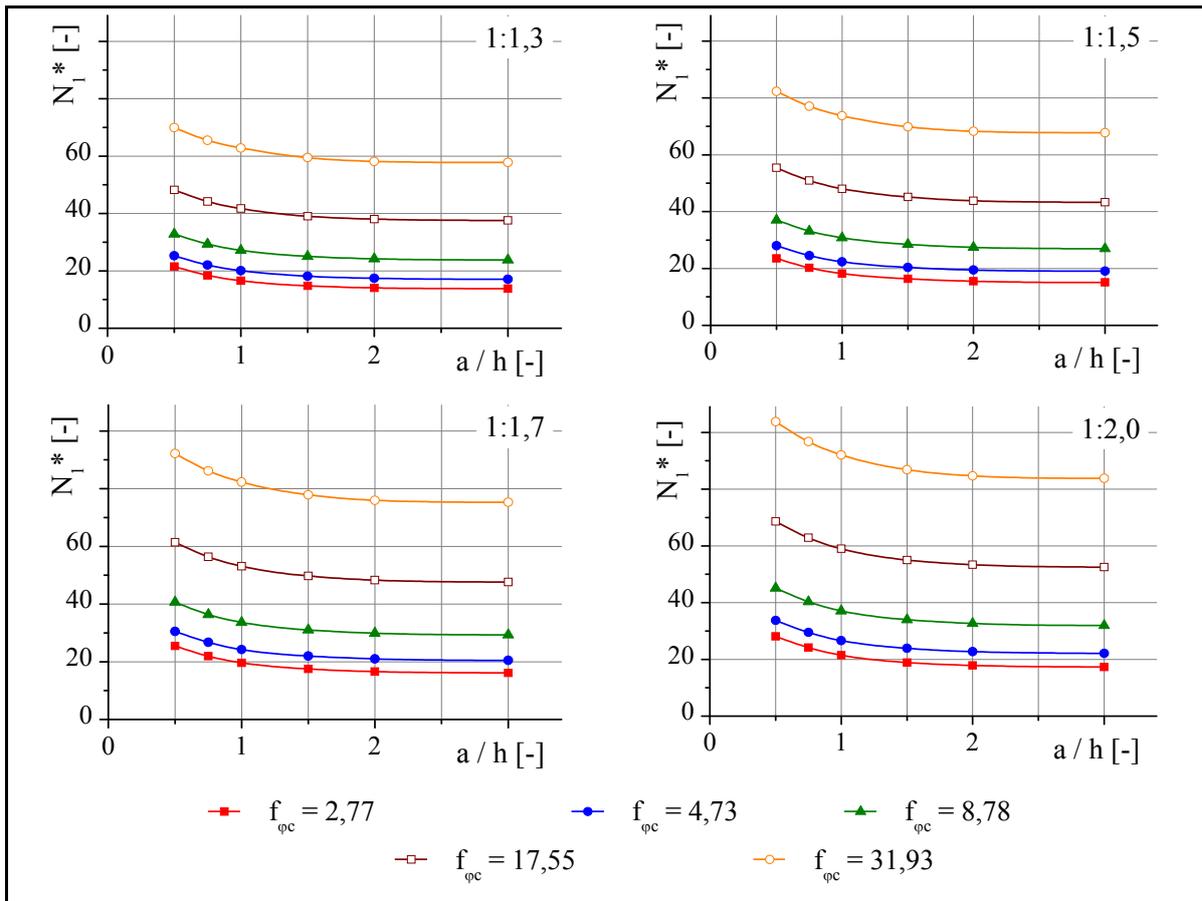


Abbildung 41 Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 2,0

Im nächsten Schritt soll nun noch ein weiterer Nachteil der zuvor gezeigten Darstellungen behoben werden. Da im Rahmen des Bemessungsverfahrens idealerweise der Faktor f_{ϕ_c} , und nicht wie in den zuvor dargestellten Diagrammen das Abstandsverhältnis, den Eingangsparameter darstellt, ist es sinnvoll die Diagramme noch so umzuformulieren, dass f_{ϕ_c} als Eingangsparameter auf der x-

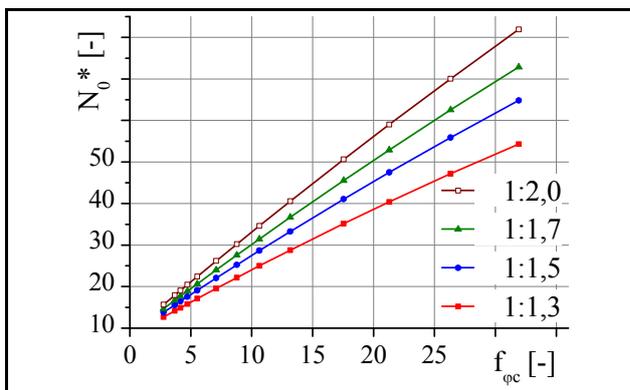


Abbildung 42 Standsicherheitszahl N_0^* in Abhängigkeit vom Faktor f_{ϕ_c} Böschungen ohne Ertüchtigung

Achse eingeht. Damit ergeben sich die in Abbildung 43 dargestellten Diagramme. Ein weiterer Vorteil dieser Darstellungsweise ist, dass diese Darstellung auch für Böschungen ohne Stützscheiben möglich ist. Für Linien gleicher Böschungsneigung lässt sich so ein Zusammenhang zwischen dem Faktor f_{ϕ_c} und der Standsicherheitszahl N_0^* angeben. Dies ist beispielhaft für vier Böschungsneigungen im relevanten Parameterspektrum in Abbildung 42 dargestellt.

In dieser Darstellung wird unter anderem der Zusammenhang zwischen dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ und der Böschungsneigung sehr gut ersichtlich. Mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nimmt der Einfluss der Böschungsneigung zu.

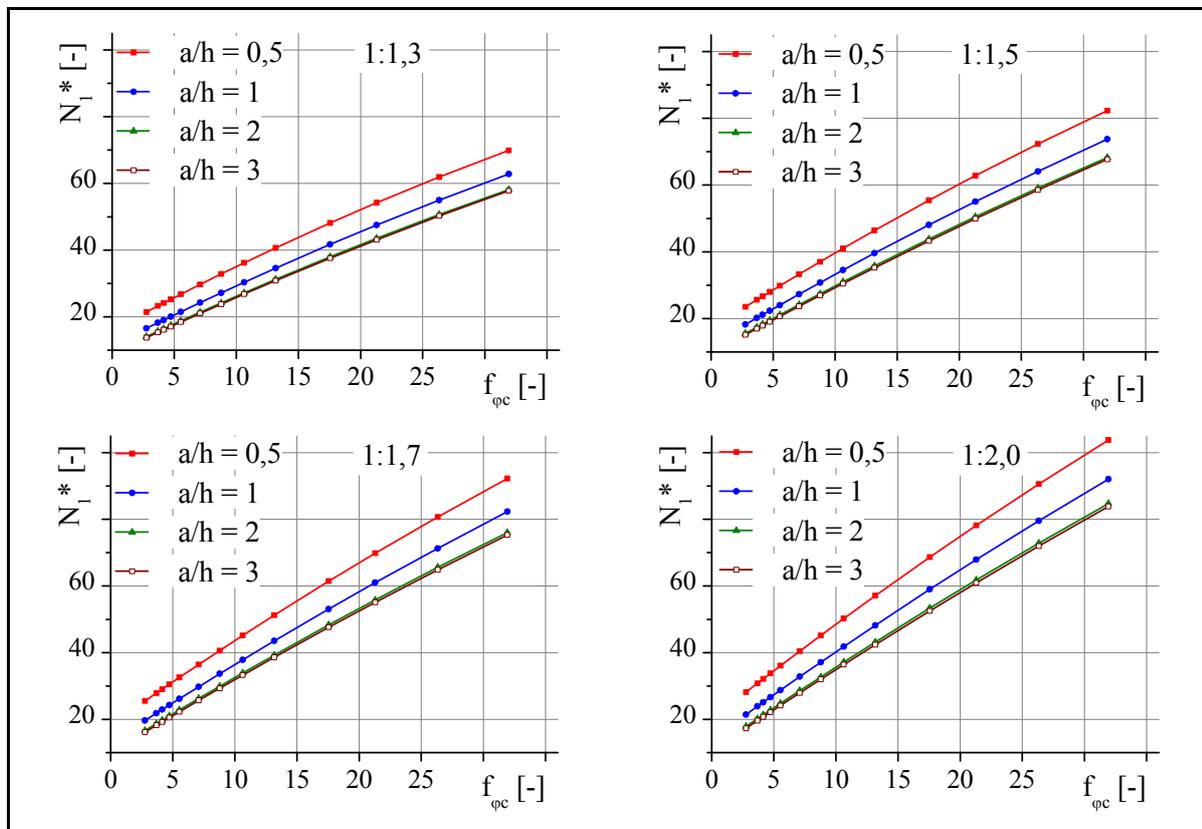


Abbildung 43 Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 2,0

Aufgrund der unmittelbaren Verknüpfung, werden die Diagramme in Abbildung 41 und Abbildung 43 gemeinsam betrachtet und ausgewertet.

In Abbildung 41 und Abbildung 43 wird der Zusammenhang zwischen den Eingangsparametern, ausgedrückt durch den Faktor $f_{\varphi c}$ und der Standsicherheitszahl N_1^* deutlich. Von der Standsicherheitszahl N_1^* kann unmittelbar über die Eingangsparameter Bodenwichte γ , Böschungshöhe h und Kohäsion des Bodens c auf die Standsicherheit η der Böschung geschlossen werden. Die Abhängigkeiten in den Diagrammen der Abbildung 41 und Abbildung 43 lassen sich in den folgenden fünf Punkten zusammenfassen:

1. Mit steigendem Faktor $f_{\varphi c}$ nimmt die Standsicherheitszahl N^* zu. Dies gilt gleichermaßen für Böschungen mit Stützscheiben vom Typ S0 als auch für Böschungen ohne Ertüchtigung.

$$f_{\varphi c} \uparrow \Rightarrow N^* \uparrow$$

$$f_{\varphi c} \uparrow \Rightarrow \tan \varphi \uparrow / h \uparrow / \gamma \uparrow / c \downarrow$$

2. Mit abnehmendem Abstandsverhältnis a/h nimmt die Standsicherheitszahl N_1^* zu.
 $a/h \downarrow \Rightarrow N_1^* \uparrow$
 Insbesondere im Bereich der Abstandsverhältnisse kleiner 1,5 ist diese Zunahme besonders stark, überproportional ausgeprägt. Wie bei der Standsicherheit wird das Abstandsverhältnis, ab dem diese überproportionale Zunahme einsetzt, von der Böschungsneigung beeinflusst. Mit flacher werdender Böschung setzt die überproportionale Zunahme bei größeren Abstandsverhältnissen ein.
3. Aus der Standsicherheitszahl N_1^* kann über die Eingangsparameter Bodenwichte γ , Böschungshöhe h und Kohäsion des Bodens c unmittelbar auf die Böschungsstandsicherheit η_1 geschlossen werden (siehe Gleichung 5.4).
 $N_1^* \uparrow \Rightarrow \eta_1 \uparrow / h \uparrow / \gamma \uparrow / c \downarrow$
 $\eta_1 \uparrow \Rightarrow N_1^* \uparrow / h \downarrow / \gamma \downarrow / c \uparrow$
4. Da, wie in den Diagrammen in Abbildung 43 ersichtlich, bei konstantem Abstandsverhältnis a/h und konstanter Böschungsneigung β die Standsicherheitszahl N_1^* mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ ansteigt, folgt, dass die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung mit zunehmender Kohäsion des Bodens c , abnehmender Böschungshöhe h und zunehmendem Reibungswinkel φ des Bodens zunimmt.
 $\eta_1 \uparrow \Rightarrow \tan \varphi \uparrow / h \downarrow / \gamma \downarrow / c \uparrow$
5. Werden noch die beiden restlichen Parameter Böschungsneigung β und Abstandsverhältnis a/h in die Betrachtung einbezogen, kann zusammenfassend geschrieben werden:
 $\eta_1 \uparrow \Rightarrow \tan \varphi \uparrow / h \downarrow / \gamma \downarrow / c \uparrow / a \downarrow / \beta \downarrow$

Im Folgenden gilt es nun, diese Zusammenhänge mathematisch zu erfassen. Der Zusammenhang zwischen dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ und der Standsicherheitszahl N_1^* (vgl. Abbildung 43) kann, für konstante Abstandsverhältnisse und konstante Böschungsneigung, mit einem Polynom zweiten Grades beschrieben werden. Das Bestimmtheitsmaß R^2 bei polynomieller Regression lag im Durchschnitt bei 0,999. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass der Zusammenhang zwischen dem Faktor $f_{\varphi c}$ und der Standsicherheitszahl N^* mit einem Polynom zweiten Grades ausreichend genau erfasst werden kann.

$$N_1^*(f_{\varphi c}) = n_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} + m_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} - l_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2 \quad (6.1)$$

Ersetzt man in Gleichung (6.1) noch die Standsicherheitszahl N_1^* durch Gleichung (5.5) sowie den Parameter $f_{\varphi c}$ durch Gleichung (5.2) und formt anschließend nach der Standsicherheit η_1 um, so ergibt sich Gleichung (6.2).

$$\eta_{1,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,l(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,l(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} - l_{S0,l(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2 \quad (6.2)$$

Beide Gleichungen gelten analog für nicht ertüchtigte Böschungen. Die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} sind für die in Abbildung 43 dargestellten Kurven in Tabelle 5 dargestellt.

Tabelle 5 Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} der Funktion $N^* = f(f_{\varphi c})$ für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

a/h		cot $\beta = 1,3$	cot $\beta = 1,5$	cot $\beta = 1,7$	cot $\beta = 2,0$
n_{S0}	ohne Stützscheiben	8,156	8,401	8,588	8,799
	a/h = 0,5	15,880	16,961	18,211	20,055
	a/h = 1	11,759	12,476	13,204	14,209
	a/h = 2	9,212	9,845	10,329	10,874
	a/h = 3	8,958	9,497	9,908	10,372
m_{S0}	ohne Stützscheiben	1,653	1,975	2,220	2,497
	a/h = 0,5	2,009	2,364	2,635	2,941
	a/h = 1	1,865	2,183	2,426	2,699
	a/h = 2	1,772	2,069	2,296	2,552
	a/h = 3	1,753	2,047	2,272	2,525
l_{S0}	ohne Stützscheiben	0,0065	0,0065	0,0065	0,0065
	a/h = 0,5	0,0100	0,0100	0,0100	0,0100
	a/h = 1	0,0080	0,0080	0,0080	0,0080
	a/h = 2	0,0074	0,0074	0,0074	0,0074
	a/h = 3	0,0070	0,0070	0,0070	0,0070

C – Einfluss des Scheibenabstandes a auf den Verbesserungsfaktor VF

In den Diagrammen in Abbildung 44 ist die Abhängigkeit des Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h für ausgewählte Faktoren $f_{\varphi c}$ dargestellt. Die Diagramme in Abbildung 44 lassen sich unmittelbar aus den a/h- N^* -Diagrammen (Abbildung 41) oder aus den a/h- η -Diagrammen (Abbildung 40) ableiten. Die Kurven ergeben sich aus der Division der Standssicherheitszahl der mit Stützscheiben stabilisierten Böschung N_1^* durch die Standssicherheitszahl der nicht ertüchtigten Böschung N_0^* , bzw. aus der Division der Standsicherheit der mit Stützscheiben stabilisierten Böschung η_1 durch die Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung η_0 . Die Diagramme in Abbildung 45 entsprechen von der Darstellungsweise und der Herleitung den Diagrammen in Abbildung 44. Im Gegensatz zur Darstellung in Abbildung 44, bei der die Abhängigkeit des Verbesserungsfaktor VF vom Abstandsverhältnis a/h für konstante $f_{\varphi c}$ -Niveaus aufgetragen ist, wird in Abbildung 45 der Faktor $f_{\varphi c}$ in seine Einzelteile aufgesplittet. Die Darstellung der Abhängigkeit des Scheibenabstandes kann somit in Abbildung 45 getrennt nach Böschungs- und

Bodenparametern erfolgen. Die Darstellung erfolgt hier nur für zwei ausgewählte Böschungsneigungen und Böschungshöhen, die Verläufe sind für andere Böschungsneigungen und Böschungshöhen im relevanten Parameterspektrum analog. Deshalb kann bei diesen Diagrammen auch an Stelle des Abstandsverhältnisses der lichte Abstand a der Stützscheiben verwendet werden. Die Auswertung der Diagramme in Abbildung 44 und Abbildung 45 kann deshalb gemeinsam erfolgen.

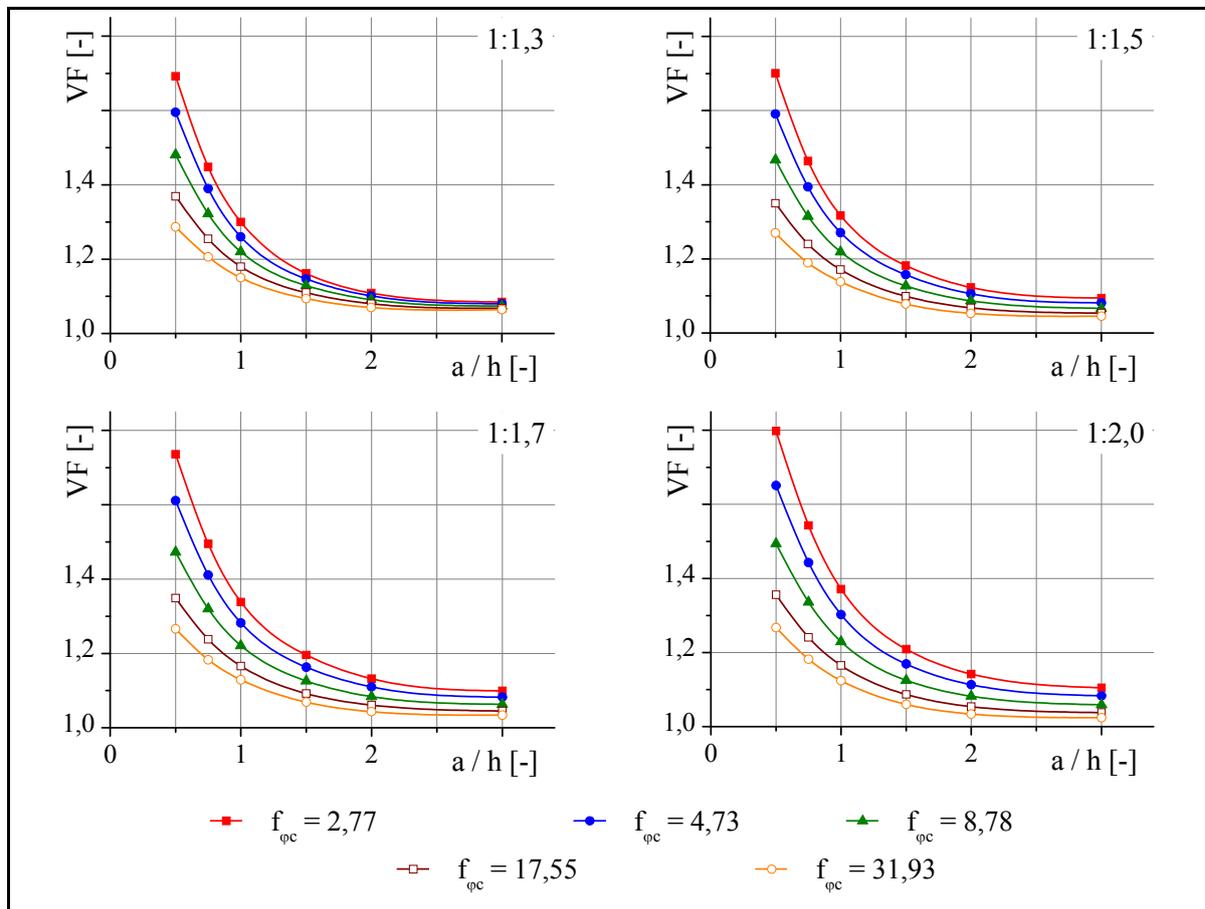


Abbildung 44 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 1:2,0

Folgende Schlussfolgerungen bezüglich des Einflusses des Scheibenabstands auf die erreichbare Stabilisierungswirkung können gezogen werden:

1. Die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF , steigt mit abnehmendem Scheibenabstand a (siehe Abbildung 45) bzw. abnehmendem Abstandsverhältnis a/h (siehe Abbildung 44) überproportional an.
2. Mit abnehmender Größe des Faktors $f_{\varphi c}$, ist die überproportionale Zunahme der Stabilisierungswirkung mit abnehmendem Scheibenabstand a bzw. abnehmendem Abstandsverhältnis a/h stärker ausgeprägt.

3. In den Diagrammen ist ein schwacher Einfluss der Böschungsneigung zu erkennen. Mit abnehmender Böschungsneigung nimmt die erreichbare Stabilisierungswirkung geringfügig zu (zum Einfluss der Böschungsneigung siehe Abschnitt 6.2.5).
4. Der Einfluss der Böschungshöhe ist aus den Diagrammen in Abbildung 45 deutlich ersichtlich. Mit steigender Böschungshöhe sinkt die erreichbare Stabilisierungswirkung ab (zum Einfluss der Böschungshöhe siehe Abschnitt 6.2.6).

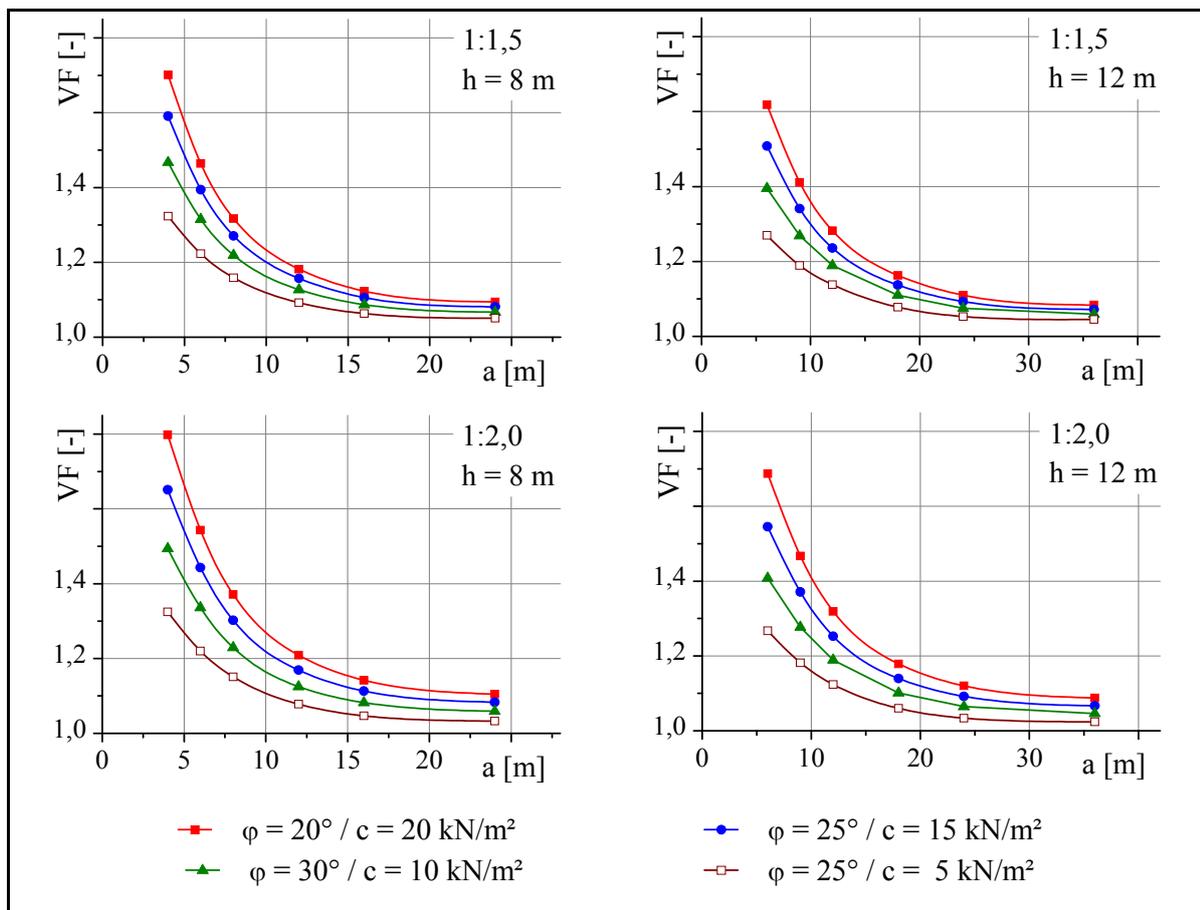


Abbildung 45 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Scheibenabstand a ; Böschungsneigung 1:1,5 / 1:2,0; Böschungshöhe 8 m / 12 m

Analog zu den Darstellungen der Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N^* vom Scheibenabstand a bzw. vom Abstandsverhältnis a/h ist es wieder sinnvoll, die Diagramme so umzustellen, dass der Faktor $f_{\varphi c}$ an Stelle des Abstandsverhältnisses als Eingangsparameter auf der x-Achse eingeht. Aus dieser Umformulierung ergeben sich die Diagramme in Abbildung 46.

Die Diagramme in Abbildung 46 zeigen die Abhängigkeit des erreichbaren Verbesserungsfaktors VF vom Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ und vom Abstandsverhältnis a/h . Die Diagramme in Abbildung 46 stehen beispielhaft für weitere Abstandsverhältnisse und Böschungsneigungen. Aus den Diagrammen ist deutlich der Einfluss des Eingangsparameters $f_{\varphi c}$ und des Scheibenabstandes, ausgedrückt durch das Abstandsverhältnis a/h , ersichtlich.

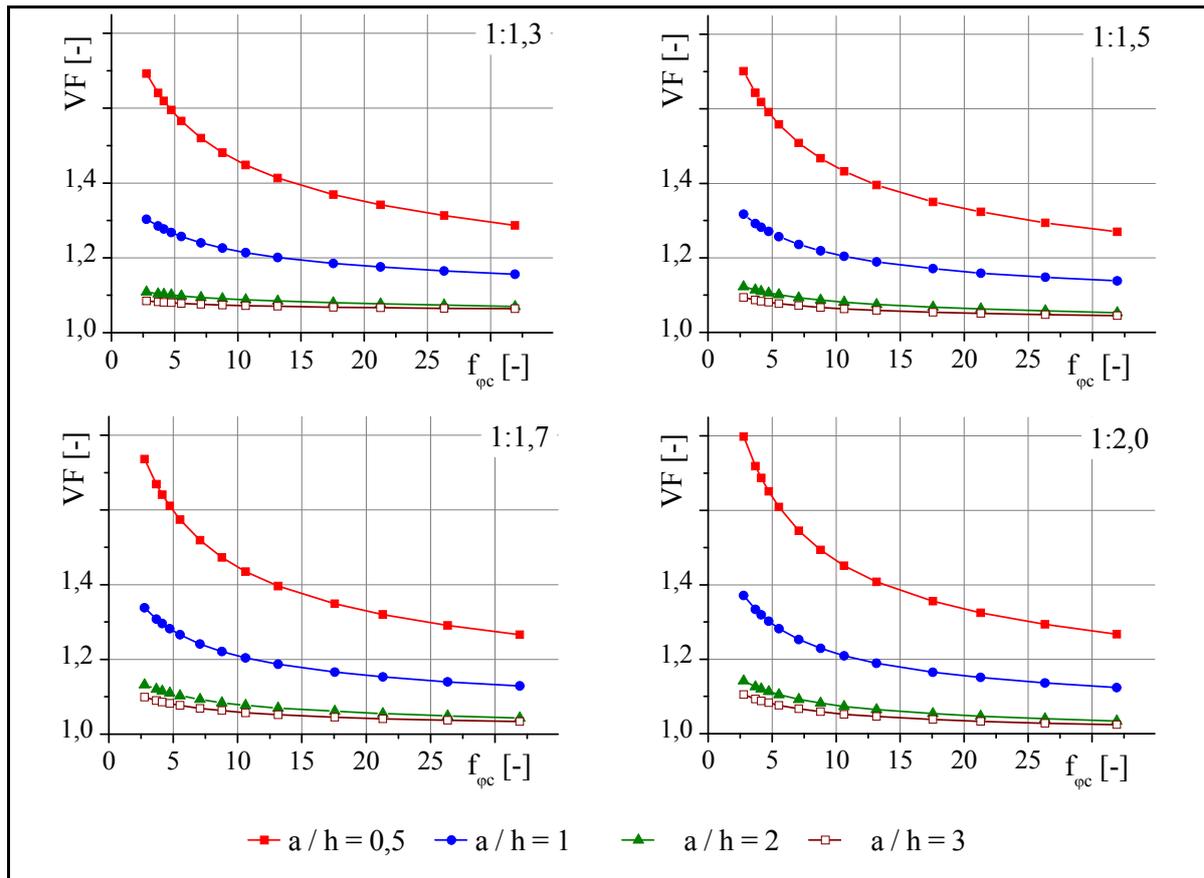


Abbildung 46 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Böschungsneigungen $1:1,3$ / $1:1,5$ / $1:1,7$ / $1:2,0$

Die Diagramme in Abbildung 46 können als eine Zusammenfassung aller vorhergehenden Darstellungen bezüglich des Einflusses des Scheibenabstandes auf die durch den Einbau von Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung angesehen werden. Daraus ergeben sich folgende zusammenfassende Schlussfolgerungen:

1. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nimmt die erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF , überproportional zu. D. h. bezogen auf die in den Faktor $f_{\varphi c}$ eingehenden Eingangsparameter, steigt die erreichbare Stabilisierungswirkung (überproportional) mit abnehmendem Reibungswinkel φ , abnehmender Böschungshöhe h , abnehmender Wichte γ des Bodens und zunehmender Kohäsion c im Boden an.
 $\tan \varphi \downarrow / h \downarrow / \gamma \downarrow / c \uparrow \Rightarrow f_{\varphi c} \downarrow \Rightarrow VF \uparrow \uparrow$
2. Der Verbesserungsfaktor VF steigt mit abnehmendem Abstandsverhältnis a/h überproportional an. Wie in Abbildung 41 ersichtlich, steigt die Standsicherheitszahl N_1^* mit abnehmendem Abstandsverhältnis a/h überproportional an. Da die Standsicherheitszahl der nicht stabilisierten Böschung N_0^* für ein $f_{\varphi c}$ -Niveau konstant ist, muss der Verbesserungsfaktor ebenfalls überproportional ansteigen.

$$a/h \downarrow \Rightarrow VF \uparrow \uparrow$$

Der Verbesserungsfaktor ist nach Gleichung (5.1) als das Verhältnis der Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung zur Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung definiert. Der Verbesserungsfaktor kann ebenso durch das Verhältnis der Standsicherheitszahl der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung N_1^* zur Standsicherheitszahl der nicht ertüchtigten Böschung N_0^* ausgedrückt werden. Die Standsicherheitszahlen lassen sich nach Gleichung (6.1) berechnen. Damit ergibt sich der Verbesserungsfaktor für eine mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigte Böschung mit homogenen Bodenverhältnissen ohne zusätzliche Auflasten nach Gleichung (6.3).

$$VF(f_{\varphi c})_{a/h;\beta=\text{konst.}} = \frac{n_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} + m_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} - l_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2}{n_{S0,0(\beta,a/h=\text{konst.})} + m_{S0,0(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} - l_{S0,0(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2} \quad (6.3)$$

Die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} können aus Tabelle 5 (S.86) entnommen werden.

Grenzscheibenabstand $(a/h)_{\text{lim}}$

Begriffsdefinition: Als Grenzscheibenabstand $(a/h)_{\text{lim}}$ wird der Scheibenabstand bezeichnet, ab dem keine signifikante Stabilisierungswirkung mehr auftritt. Wird der Grenzscheibenabstand erreicht bzw. überschritten, entspricht das Versagen dem zweidimensionalen, ebenen Fall ohne Stützscheiben.

Das heißt, dass bei Erreichen des Grenzscheibenabstandes der Verbesserungsfaktor $VF = 1,0$ wird und die Standsicherheitszahl der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung N_1^* der Standsicherheitszahl der nicht ertüchtigten Böschung N_0^* entspricht ($N_1^* = N_0^*$). Dasselbe gilt damit auch für die Standsicherheit ($\eta_1 = \eta_0$).

Bezüglich der Genauigkeit der Ergebnisse müssen insbesondere bei der Ermittlung des Grenzscheibenabstandes einige Bemerkungen gemacht werden. Da die Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente durchgeführt wurden, bei der es sich um ein Näherungsverfahren handelt, sind die Ergebnisse grundsätzlich als angenäherte Lösungen zu betrachten. Wie genau die ermittelte Lösung an die exakte Lösung heranstrebt, hängt von verschiedenen Faktoren, wie Elementansatzfunktion, Netzfeinheit usw. ab. Eine Diskussion dieser Einflüsse ist in Abschnitt 4.5 (S. 63) dieser Arbeit dargestellt. Einen sehr großen Einfluss auf das Berechnungsergebnis, also im Fall von Standsicherheitsberechnungen den globalen Standsicherheitsfaktor, hat die Unterteilung des Kontinuums in Finite Elemente, die Netzfeinheit. Mit zunehmender Netzfeinheit steigt die Genauigkeit des Ergebnisses an. Insbesondere bei räumlichen Berechnungen und bei großen Modellen ist die erforderliche Netzfeinheit nicht mehr erreichbar. Die Größe des Modells wird durch die Größe der Steifigkeitsmatrix bestimmt. Die Größe dieser wiederum wird primär durch die Anzahl der Elemente, die Elementansatzfunktion und das verwendete Stoffgesetz bestimmt. Grundsätzlich

steigen der Rechenaufwand und damit die Berechnungszeit mit der Größe des Modells. Für die vorliegenden Berechnungsfälle bedeutet das speziell, dass mit größer werdendem Scheibenabstand auch die Größe des Modells ansteigt. Die Netzfeinheit im Böschungsschnitt wird weitgehend konstant gehalten. Elementansatzfunktion und Stoffgesetz sind ebenfalls für alle Berechnungen konstant. Diese Zunahme der Modellgröße stößt bei einem Abstandsverhältnis von ca. $a/h = 3$ an ihre Grenze. Das heißt, dass bei Abstandsverhältnissen $a/h > 3$ bei der Modellierung Abstriche bezüglich der Netzfeinheit gemacht werden müssen. Damit sinkt die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse bei Abstandsverhältnissen $a/h > 3$. Bei Abstandsverhältnissen $a/h < 3$ kann die Netzfeinheit so genau angepasst werden, dass eine sehr hohe Genauigkeit erreicht wird. Der Einfluss der Netzfeinheit auf das Berechnungsergebnis wurde im Rahmen der Arbeit gesondert untersucht. Die Ergebnisse sind in Abschnitt 4.5.1 (S.63) dargestellt. Deshalb sind die Betrachtungen zum Grenzscheibenabstand eher als Trend zu sehen.

Prinzipiell verhalten sich grobe Netze steifer als feine Netze. Zum Einfluss des Netzes auf das Verhalten kann weiterhin festgehalten werden: Elemente mit quadratischem Elementansatz ergeben zum einen eine höhere Berechnungsgenauigkeit und verhalten sich zum anderen weicher als Elemente mit linearem Elementansatz. Da sich gröbere Netze steifer Verhalten als feine Netze, wird die Sicherheit bei großen Scheibenabständen, die bei der vorliegenden Problemstellung gröbere Netze bedingen, überschätzt.

Tabelle 6 Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Grenzscheibenabstandes $(a/h)_{lim}$

Böschungs- neigung	Abstands- verhältnis	Böschungs- höhe	Wichte	Reibungs- winkel	Kohäsion	f_{N*} $\frac{\gamma \cdot h}{c}$	$f_{\varphi c}$ $\frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c}$
$\cot \beta$	a/h	h	γ	φ	c	c	c
[-]	[-]	[m]	[kN/m ³]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]
1,3 / 1,5 1,7 / 2,0	4 / 5	8	19	20	20	7,60	2,77
				30	10	15,20	8,78
		12	19	35	5	30,40	31,93

Die Diagramme in Abbildung 47 zeigen die Böschungsstandsicherheit η_1 in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h für die Faktoren $f_{\varphi c} = 2,77 / 8,78$ und $31,93$ für die Böschungsneigungen 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 und 1:2,0.

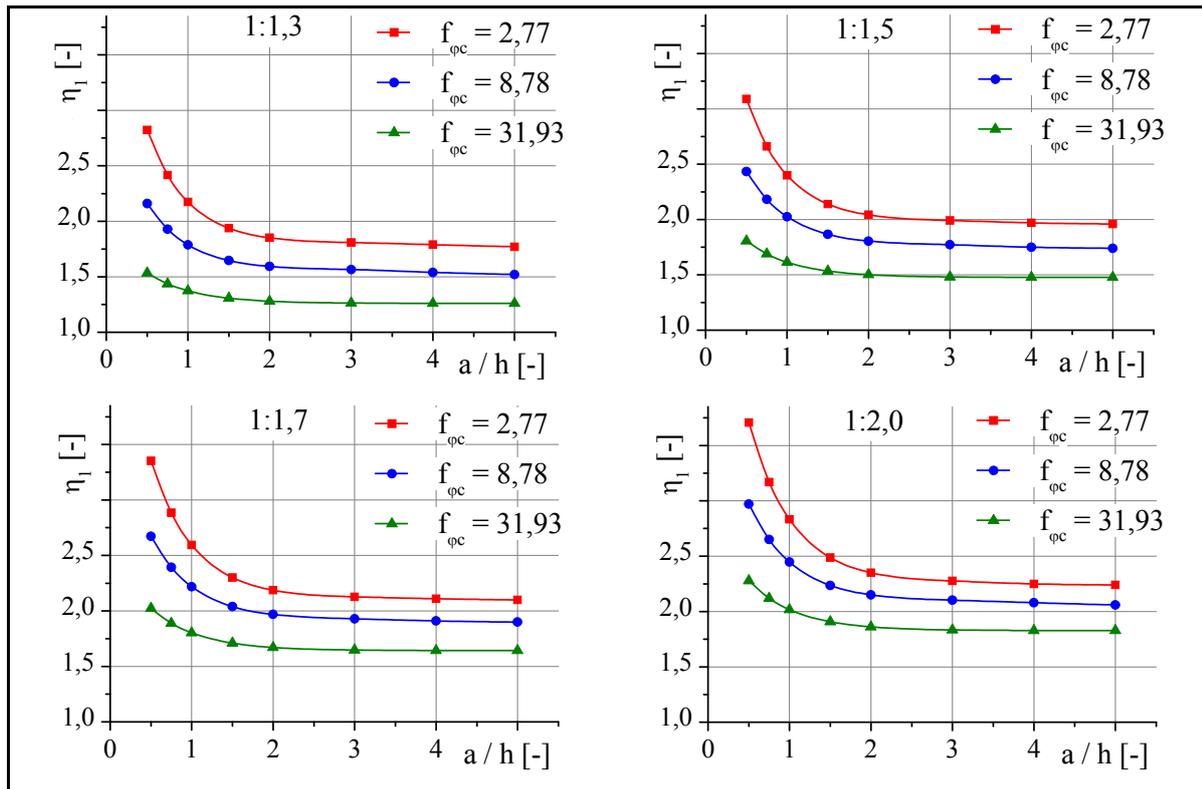


Abbildung 47 Grenzscheibenabstand $(a/h)_{lim}$ - Standsicherheit η_1 in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h ;

Folgende Schlussfolgerungen können aus den Diagrammen in Abbildung 47 gezogen werden:

1. Mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$, d. h. mit steigendem Reibungswinkel φ oder abnehmender Kohäsion c im Boden bzw. mit zunehmender Böschungshöhe h , nimmt der Grenzscheibenabstand $(a/h)_{lim}$ ab. Dies wird in der Auftragung der Böschungsstandsicherheit η_1 in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h in Abbildung 47 dahingehend ersichtlich, dass sich mit zunehmenden Faktoren $f_{\varphi c}$ die Standsicherheit der ertüchtigten Böschung bei geringeren Abstandsverhältnissen an die Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung annähert.

$$\tan \varphi \downarrow / h \downarrow / \gamma \downarrow / c \uparrow \Rightarrow f_{\varphi c} \downarrow \Rightarrow (a/h)_{lim} \uparrow$$

2. Der Grenzscheibenabstand $(a/h)_{lim}$ nimmt mit flacher werdenden Böschungen zu.

$$\beta \downarrow \text{ bzw. } \cot \beta \uparrow \Rightarrow (a/h)_{lim} \uparrow$$

3. Der Grenzscheibenabstand $(a/h)_{lim}$ liegt, im betrachteten Parameterbereich, in Abhängigkeit von der Böschungsneigung und vom Faktor $f_{\varphi c}$ bei ca. 2 bis 3 h. Abstandsverhältnisse größer als $a/h = 3$ werden in der weiteren Betrachtung dieser Arbeit als nicht relevant ausgeschlossen. Bei Abstandsverhältnissen größer $a/h = 3$ ist auch bei flachen Böschungen mit einer Neigung von 1:1,7 und kleinen $f_{\varphi c}$ -Werten die erreichbare Stabilisierungswirkung kleiner als $VF = 1,05$ und damit praktisch nicht mehr relevant.

$$(a/h)_{lim}(f_{\varphi c}; \beta) \approx 2 \dots 3 h$$

6.2.4 Scherparameter

Die Analyse des Einflusses der Scherparameter wird in zwei Teile untergliedert. Im ersten Teil wird der Einfluss der Scherparameter im relevanten Parameterbereich untersucht. Da jedoch die Scherparameter und insbesondere die Kohäsion einen entscheidenden Einfluss auf die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben des Typs S0 haben und sich der Einfluss der Scherparameter außerhalb des relevanten Parameterspektrums entscheidend ändert, wird zum genaueren Verständnis des Einflusses der Scherparameter anschließend die Untersuchung auf ein weiteres Parameterspektrum ausgedehnt.

Zur genaueren Ermittlung des Einflusses der Scherparameter im relevanten Parameterbereich wurden die in Tabelle 7 dargestellten zusätzlichen Berechnungen durchgeführt.

Tabelle 7 Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Scherparameter
Reibungswinkel φ und Kohäsion c im relevanten Parameterbereich

Böschungs- neigung	Abstands- verhältnis	Böschungs- höhe	Wichte	Reibungs- winkel	Kohäsion	f_{N^*}	$f_{\varphi c}$
						$\frac{\gamma \cdot h}{c}$	$\frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c}$
$\cot \beta$	a/h	h	γ	φ	c	c	c
[-]	[-]	[m]	[kN/m ³]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]
1,3 / 1,7	0,5 / 1	8	19	35	15	10,13	7,10
				30	15	10,13	5,85
				20	10	15,20	5,53
				35	10	15,20	10,64
				25	5	30,40	14,18
				30	20	7,60	4,39
				25	20	7,60	3,54
				35	20	7,60	5,32

In den folgenden Abbildungen zum Einfluss der Scherparameter sind, aus Gründen der Übersichtlichkeit, jeweils nur die Abstandsverhältnisse $a/h = 0,5$ und $1,0$ dargestellt. Die Diagramme gelten aber für weitere Abstandsverhältnisse analog. Gleiches gilt für die Böschungsneigung. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind die Abhängigkeit der Scherparameter nur für die Böschungsneigung $1:1,3$ und $1:1,7$ dargestellt. Die Diagramme gelten aber für andere Böschungsneigungen im relevanten Parameterspektrum analog.

Da für die Herleitung des Bemessungsverfahrens nicht der Reibungswinkel φ , sondern der Tangens des Reibungswinkels $\tan \varphi$ relevant ist, wird bereits hier als Eingangsparameter nicht der Reibungswinkel, sondern der Tangens des Reibungswinkels verwendet. Die im Folgenden getroffenen Aussagen gelten ebenso für den Reibungswinkel an sich.

A – Einfluss der Scherparameter φ und c auf die Böschungsstandsicherheit η

Die Diagramme in Abbildung 48 und Abbildung 49 zeigen die Abhängigkeit der Böschungsstandsicherheit η von den Scherparametern Reibungswinkel φ und Kohäsion c . Für jedes Diagramm gilt: Bis auf den zu untersuchenden Parameter (Reibungswinkel φ bzw. Kohäsion c) sind alle weiteren Eingangsparameter je Diagramm konstant. Die räumlichen Diagramme in Abbildung 50 zeigen den Einfluss beider Scherparameter auf die Standsicherheit der ertüchtigten Böschung bzw. zum Vergleich auf die Böschung ohne Ertüchtigung. Aus diesen Darstellungen ist die Wechselwirkung beider Parameter untereinander ersichtlich.

Bemerkung: Der Wert für die Parameterkombination $c = 5 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi = 20^\circ$ ($\tan \varphi = 0,37$) fehlt in den Diagrammen in Abbildung 48 und Abbildung 49. Bei den Darstellungen in Abbildung 48 und Abbildung 49 handelt es sich um berechnete Werte (keine Interpolationen). Für diese Parameterkombination ($h = 8 \text{ m}$; $\cot \beta = 1,3 / 1,7$; $c = 5 \text{ kN/m}^2$; $\varphi = 20^\circ$) war es nicht möglich, einen Primärspannungszustand im FE System zu generieren. Da die Sicherheit dieser Böschungen unter 1,0 liegt, wird kein Gleichgewicht im FE Modell erreicht.

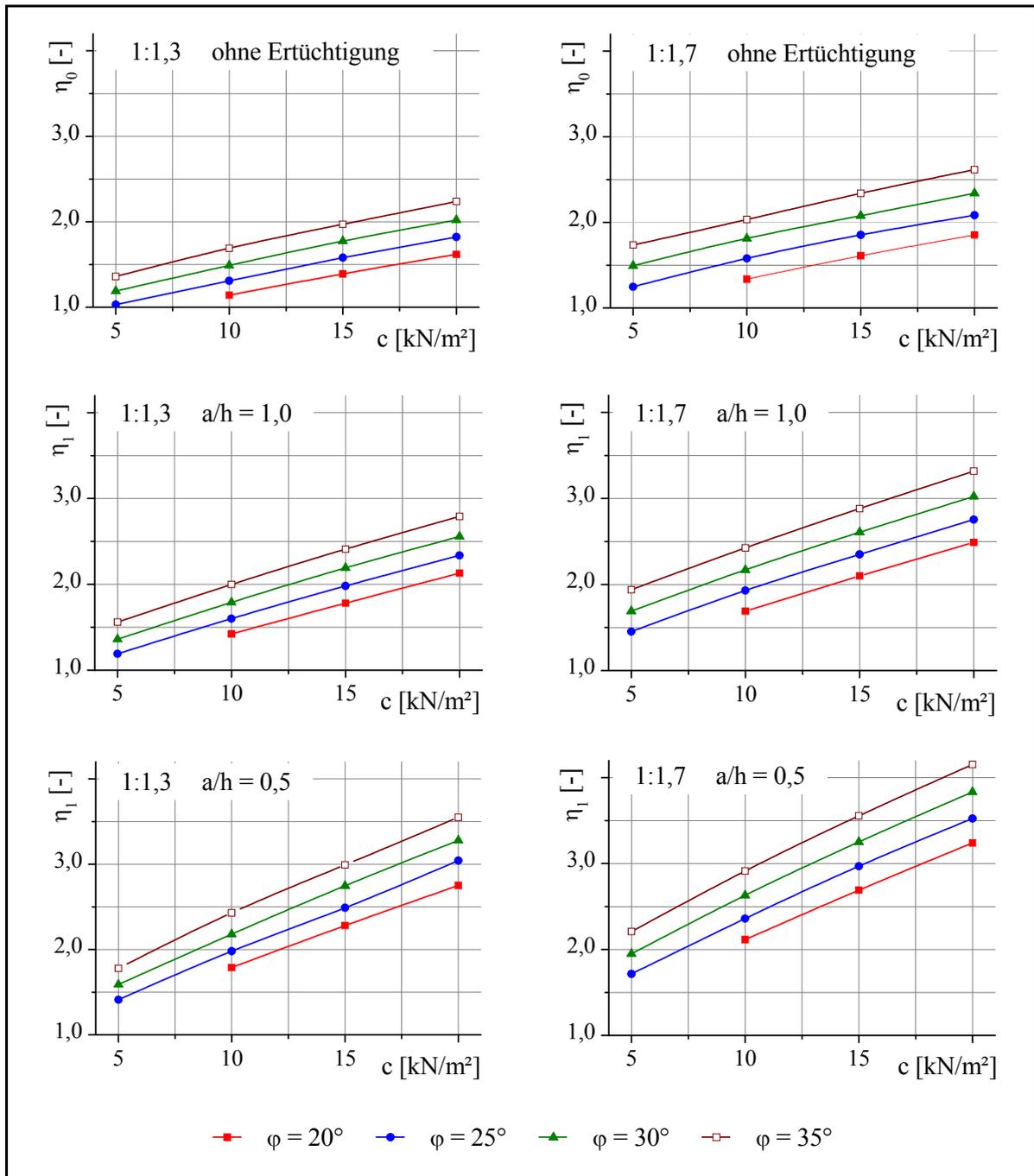


Abbildung 48 Standsicherheit η in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m
Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung

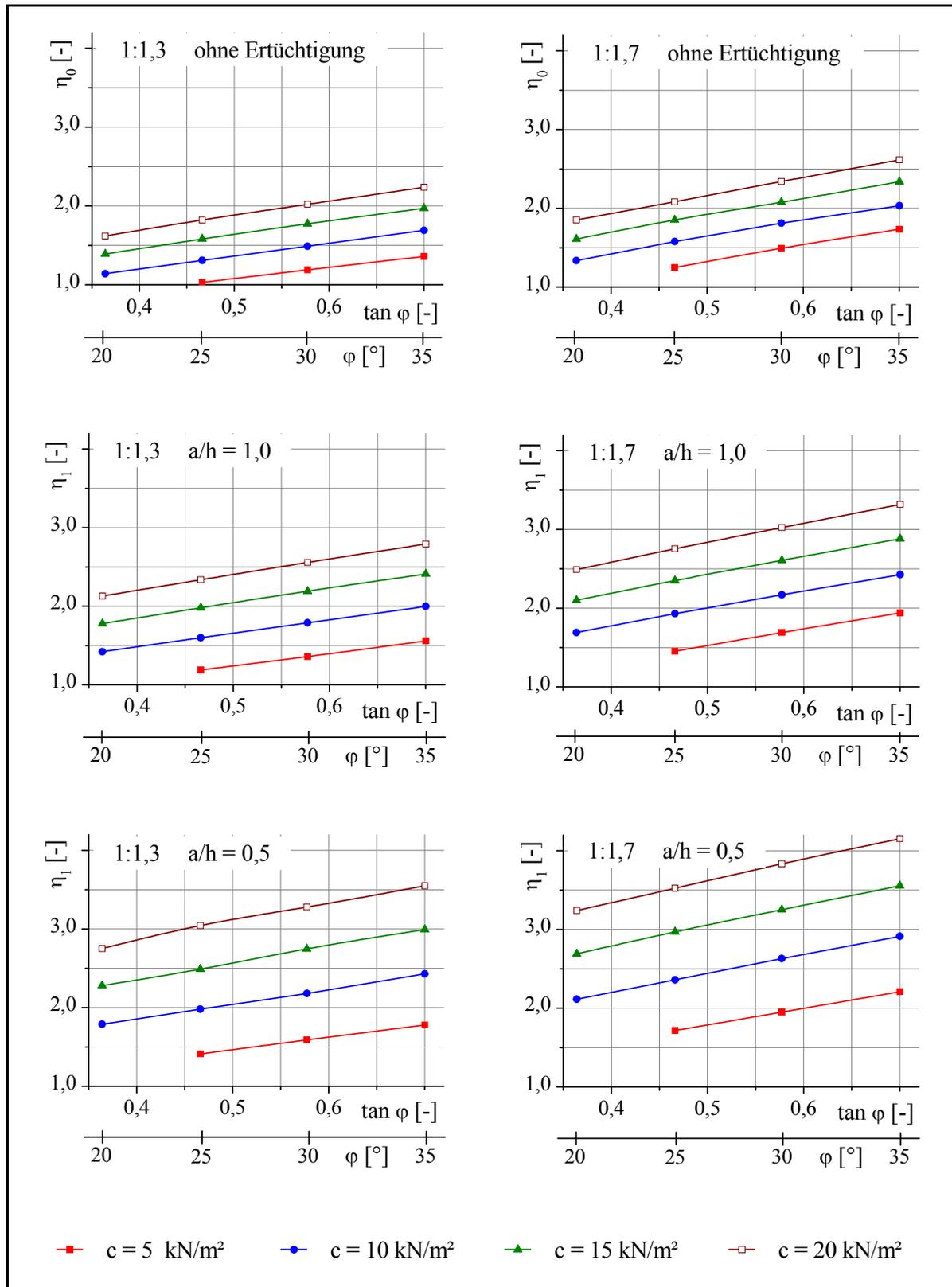


Abbildung 49 Standsicherheit η in Abhängigkeit vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m
Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung

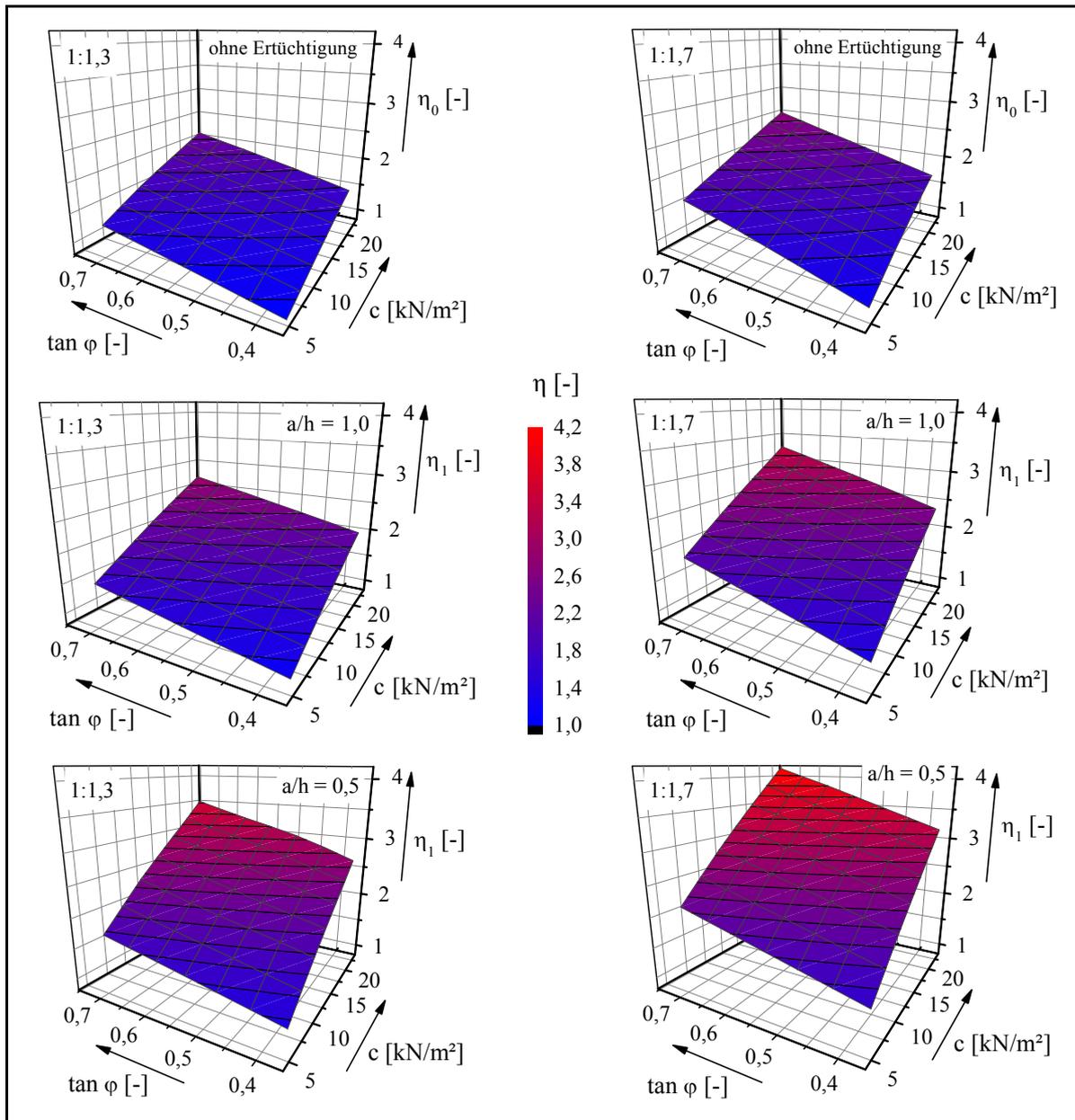


Abbildung 50 Standsicherheit η in Abhängigkeit von Kohäsion c und Reibungswinkel $\tan \varphi$

Aus den Diagrammen in Abbildung 48, Abbildung 49 und Abbildung 50 können folgende Schlussfolgerungen bezüglich der Abhängigkeit der Böschungsstandsicherheit η von den Scherparametern Reibungswinkel φ und Kohäsion c gezogen werden:

1. Die Standsicherheit η_1 der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung nimmt bei jeweils konstant gehaltenem Reibungswinkel φ mit zunehmender Kohäsion c zu (siehe Abbildung 48). Dies gilt ebenso für die Standsicherheit η_0 der nicht ertüchtigten Böschung.

$$c \uparrow \Rightarrow \eta \uparrow$$

Die Zunahme der Standsicherheit mit steigender Kohäsion verläuft im relevanten Parameterspektrum annähernd linear. Dieser Zusammenhang kann im relevanten Parameterbereich mit ausreichender Genauigkeit über Gleichung (6.4) beschrieben werden.

$$\eta(c)_{(\beta,a,\gamma,h,\tan\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,c(\beta,a,\gamma,h,\tan\varphi=\text{konst.})} \cdot c + n_{S0,c(\beta,a,\gamma,h,\tan\varphi=\text{konst.})} \quad (6.4)$$

Die Parameter $m_{S0,c}$ und $n_{S0,c}$ dieser Funktion sind in Tabelle 8 dargestellt. Diese wurden aus linearen Regressionsanalysen ermittelt. R^2 gibt dabei das Bestimmtheitsmaß, als ein Maß für die Regressionsgenauigkeit an. Bei Betrachtung der Funktion muss beachtet werden, dass der Wert n , der theoretisch die Sicherheit der Böschung bei einem kohäsionslosen Boden beschreiben würde, ein fiktiver Wert ist, da die Kurven im Bereich kleiner Kohäsionen nicht linear verlaufen, sondern überproportional abnehmen. Die Einflüsse der Scherparameter außerhalb des relevanten Parameterbereichs werden später noch genauer betrachtet.

- Die Standsicherheit η_1 der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung nimmt, bei jeweils konstant gehaltener Kohäsion c , mit zunehmendem Tangens des Reibungswinkels $\tan \varphi$ zu (siehe Abbildung 49). Dies gilt ebenso für die Standsicherheit η_0 der nicht ertüchtigten Böschung.

$$\varphi \uparrow \Rightarrow \tan \varphi \uparrow \Rightarrow \eta \uparrow$$

Die Zunahme der Standsicherheit mit steigendem Reibungswinkel verläuft im relevanten Parameterspektrum annähernd linear. Dieser Zusammenhang kann im relevanten Parameterbereich mit ausreichender Genauigkeit über Gleichung (6.5) beschrieben werden.

$$\eta(\tan \varphi)_{(\beta,a,\gamma,h,c=\text{konst.})} = m_{S0,\varphi(\beta,a,\gamma,h,c=\text{konst.})} \cdot \tan \varphi + n_{S0,\varphi(\beta,a,\gamma,h,c=\text{konst.})} \quad (6.5)$$

Die Parameter $m_{S0,\varphi}$ und $n_{S0,\varphi}$ dieser Funktion sind in Tabelle 9 dargestellt. Wie bei der Darstellung der Kohäsion muss beachtet werden, dass der Wert n , der theoretisch die Sicherheit der Böschung bei einem reinen Kohäsionsboden ohne Reibungsanteil an der Scherfestigkeit beschreiben würde, ein fiktiver Wert ist, da die Kurven im Bereich kleiner Reibungswinkel nichtlinear verlaufen.

- Der Einfluss der Kohäsion verstärkt sich signifikant mit abnehmendem Scheibenabstand. Der Scheibenabstand kann bei den Diagrammen in Abbildung 48 bis Abbildung 50 direkt ins Verhältnis zum Abstandsverhältnis gesetzt werden, da die Böschungshöhe für alle Darstellungen konstant ist. Während die Steigungen $m_{S0,c}$ der Linien gleicher Reibungswinkel φ in den Diagrammen in Abbildung 48 (c - η_1 -Diagramm) mit abnehmendem Scheibenabstand deutlich zunehmen, nehmen die Steigungen $m_{S0,\varphi}$ der Linien gleicher Kohäsionen c in den Diagrammen in Abbildung 49 ($\tan \varphi$ - η_1 -Diagramm) in Abhängigkeit vom Scheibenabstand nur sehr schwach zu. Dies ist auch an den Steigungen m der Geradengleichungen bei linearer Regression der Ergebnisse in Abbildung 48 und Abbildung 49 zu erkennen (siehe Tabelle 8 und Tabelle 9). Aus dieser Betrachtung ist unter anderem der signifikante Einfluss der Kohäsion im Vergleich zum Reibungswinkel des Bodens auf die Stabilisierungswirkung des Systems Stützscheibe-Boden zu erkennen.

Tabelle 8 Parameter $m_{S0,c}$ und $n_{S0,c}$ der Funktion $\eta = f(c)$

a/h [-]	φ [°]	$\cot \beta = 1,3$			$\cot \beta = 1,7$		
		$m_{S0,c}$	$n_{S0,c}$	R^2	$m_{S0,c}$	$n_{S0,c}$	R^2
Böschung ohne Ertüch- tigung	$\varphi = 20^\circ$	0,048	0,667	0,999	0,052	0,824	0,999
	$\varphi = 25^\circ$	0,053	0,774	0,999	0,056	0,995	0,999
	$\varphi = 30^\circ$	0,056	0,924	0,999	0,056	1,231	0,998
	$\varphi = 35^\circ$	0,058	1,087	0,998	0,059	1,446	0,999
a/h = 1,0	$\varphi = 20^\circ$	0,071	0,714	0,999	0,080	0,895	0,999
	$\varphi = 25^\circ$	0,076	0,821	0,999	0,086	1,041	0,999
	$\varphi = 30^\circ$	0,080	0,976	0,999	0,089	1,263	0,999
	$\varphi = 35^\circ$	0,082	1,164	0,999	0,092	1,495	0,999
a/h = 0,5	$\varphi = 20^\circ$	0,096	0,833	0,999	0,113	0,994	0,999
	$\varphi = 25^\circ$	0,108	0,882	0,999	0,121	1,134	0,999
	$\varphi = 30^\circ$	0,113	1,041	0,999	0,125	1,348	0,999
	$\varphi = 35^\circ$	0,117	1,221	0,999	0,129	1,591	0,999

Tabelle 9 Parameter $m_{S0,\varphi}$ und $n_{S0,\varphi}$ der Funktion $\eta = f(\tan \varphi)$

a/h [-]	c [kN/m ²]	$\cot \beta = 1,3$			$\cot \beta = 1,7$		
		$m_{S0,\varphi}$	$n_{S0,\varphi}$	R^2	$m_{S0,\varphi}$	$n_{S0,\varphi}$	R^2
Böschung ohne Ertüch- tigung	c = 5 kN/m ²	1,410	0,373	0,999	2,084	0,281	0,999
	c = 10 kN/m ²	1,632	0,548	1,000	2,075	0,597	0,998
	c = 15 kN/m ²	1,730	0,767	0,999	2,149	0,837	0,999
	c = 20 kN/m ²	1,832	0,961	0,999	2,270	1,027	0,999
a/h = 1,0	c = 5 kN/m ²	1,587	0,447	0,999	2,081	0,484	0,999
	c = 10 kN/m ²	1,715	0,798	0,999	2,181	0,905	0,999
	c = 15 kN/m ²	1,876	1,102	0,999	2,326	1,259	0,999
	c = 20 kN/m ²	1,967	1,417	0,999	2,455	1,602	0,999
a/h = 0,5	c = 5 kN/m ²	1,569	0,682	0,999	2,112	0,731	1,000
	c = 10 kN/m ²	1,895	1,096	0,999	2,381	1,250	0,999
	c = 15 kN/m ²	2,140	1,500	0,999	2,570	1,763	0,999
	c = 20 kN/m ²	2,350	1,919	0,997	2,721	2,254	0,999

B – Einfluss der Scherparameter φ und c auf die Standsicherheitszahl N^*

Da für das Bemessungsverfahren nicht die Böschungsstandsicherheit η als abhängige Variable verwendet werden kann, wird im Folgenden der Einfluss der Scherparameter auf die Standsicherheitszahl N^* untersucht. Die Böschungsstandsicherheiten in Abbildung 48 und Abbildung 49 werden nun über Gleichung 5.4 bzw. 5.5 durch die Standsicherheitszahl N^* ersetzt. Damit ergeben sich die Diagramme in Abbildung 51 und Abbildung 52.

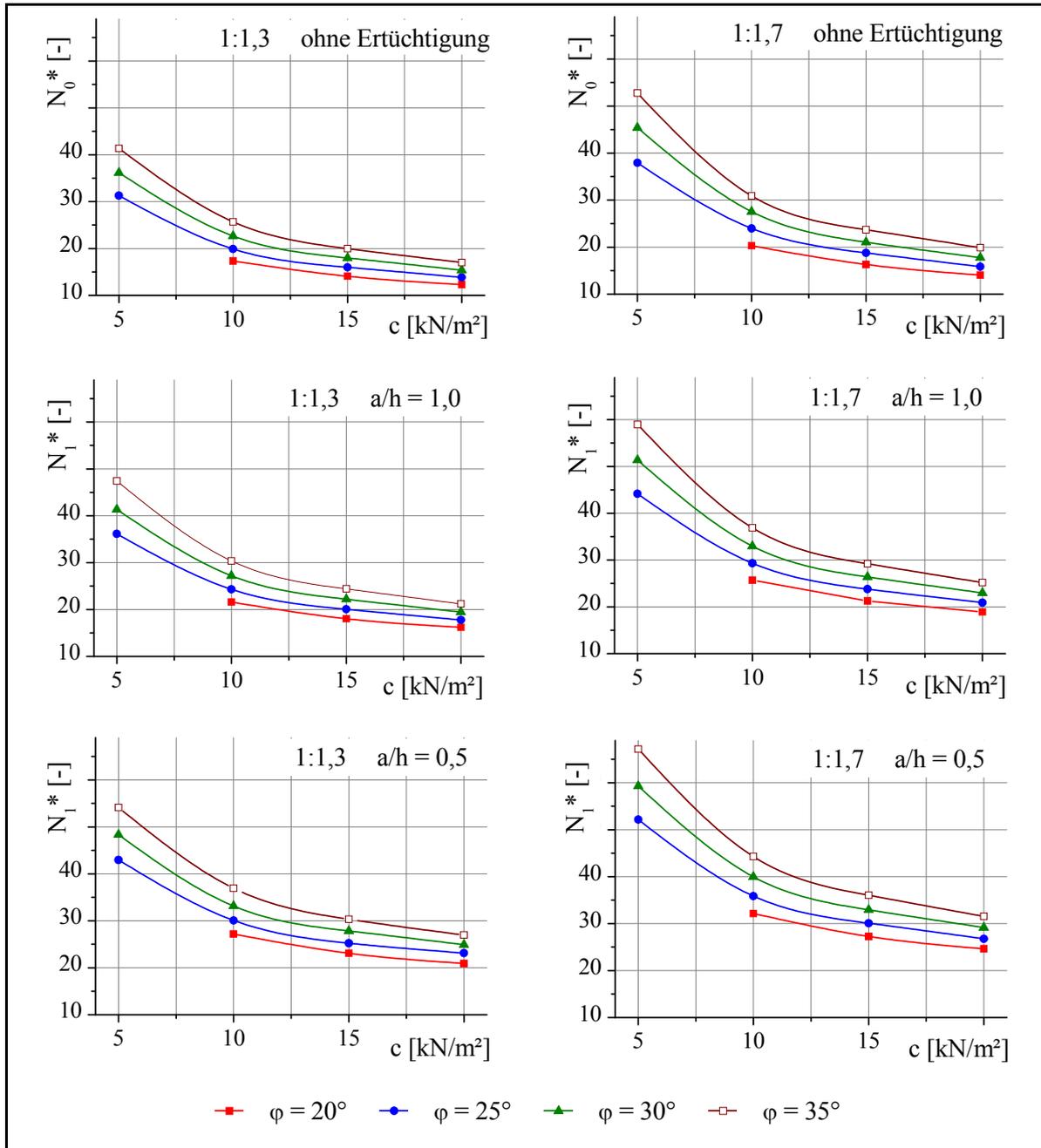


Abbildung 51 Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung

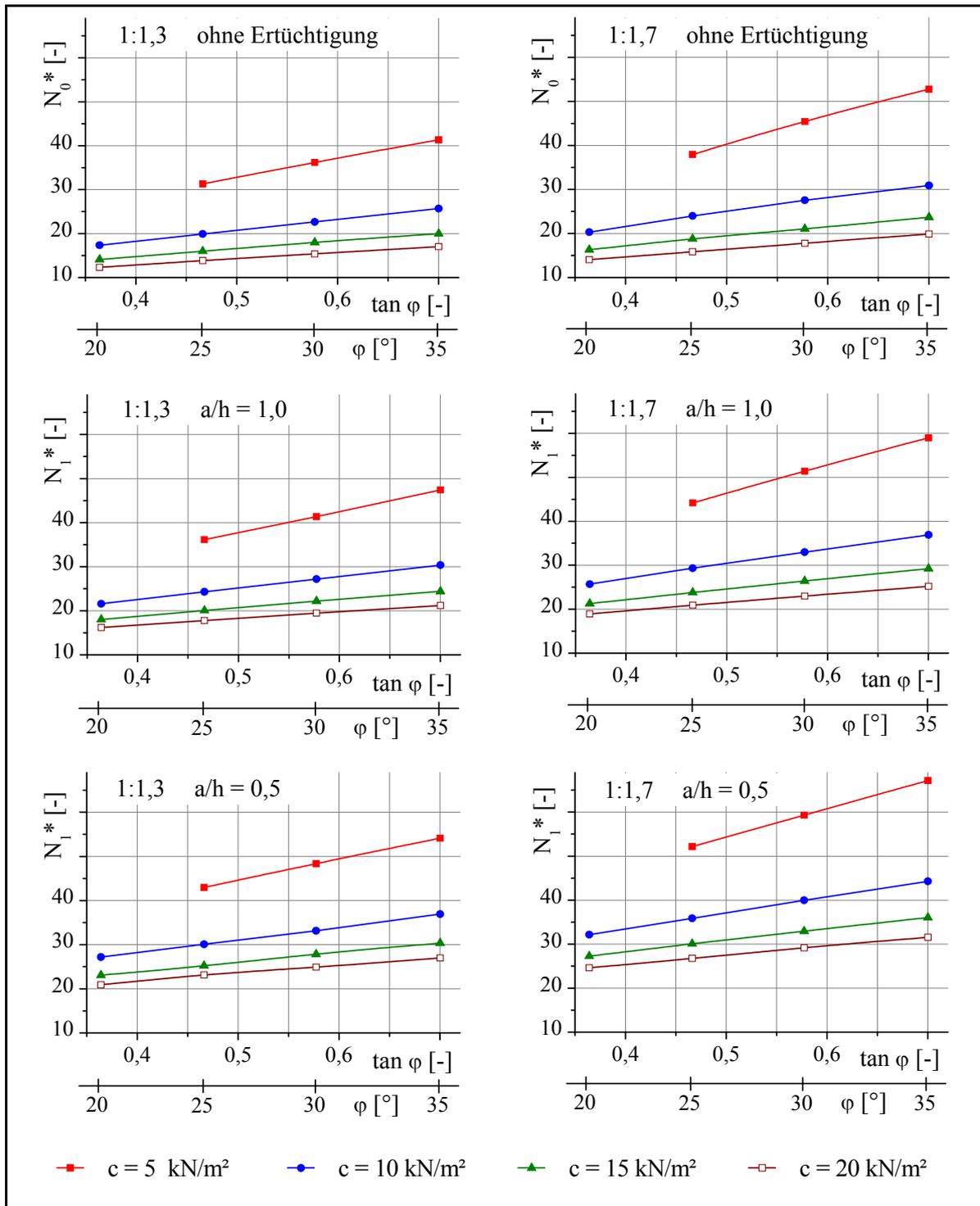


Abbildung 52 Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung

Die Diagramme in Abbildung 51 und Abbildung 52 sind über Gleichung (5.4) bzw. (5.5) direkt mit den Diagrammen in Abbildung 48 (c - η -Diagramm; S.95), Abbildung 49 ($\tan \varphi$ - η -Diagramm; S.96) und Abbildung 50 ($\tan \varphi$ - c - η -Diagramm; S.97) verknüpft. Das heißt, die Sachverhalte, die für die Darstellung der Böschungsstandsicherheit in Abhängigkeit von den Scherparametern gelten,

gelten ebenso für die Darstellung der Standsicherheitszahl in Abhängigkeit von den Scherparametern. Da jedoch die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N^* von den Eingangsparametern insbesondere bei der Herleitung des Bemessungsverfahrens eine entscheidende Rolle spielt, soll deren Einfluss gesondert betrachtet werden.

1. Die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N^* von der Kohäsion c des Bodens, bei konstantem Reibungswinkel φ , zeigt eine überproportionale Zunahme der Standsicherheitszahl mit abnehmender Kohäsion. Dieser Zusammenhang ist direkt aus der Abhängigkeit der Böschungsstandsicherheit von der Kohäsion des Bodens ableitbar (vgl. Abbildung 48; c - η -Diagramm; S.95). Die Böschungsstandsicherheit nimmt im relevanten Parameterbereich linear mit zunehmender Kohäsion c , bei konstantem Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$), zu. Die Standsicherheitszahl N^* berechnet sich gemäß Gleichung (5.3). Die Kohäsion geht demzufolge in der $c - N^*$ -Darstellung an zwei Stellen ein.

Zum ersten geht die Kohäsion als Eingangsparameter auf der x-Achse und zum zweiten in den abhängigen Parameter N^* auf der y-Achse ein. Da, im relevanten Parameterbereich, mit abnehmender Kohäsion die Böschungsstandsicherheit linear abnimmt (vgl. Abbildung 48; S.95), muss, da die Kohäsion als Divisor in die Standsicherheitszahl N^* eingeht, die Standsicherheitszahl N^* mit abnehmender Kohäsion c überproportional ansteigen. Wird also die lineare Funktion der Böschungsstandsicherheit η in Abhängigkeit von der Kohäsion c nach Gleichung (6.4) in die Definition der Standsicherheitszahl N^* gemäß Gleichung (5.3) eingeführt, ergibt sich Gleichung (6.6).

$$N^*(c) = (m_{S0,c} \cdot c + n_{S0,c}) \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} = m_{S0,c} \cdot \gamma \cdot h + n_{S0,c} \cdot \gamma \cdot h \cdot \frac{1}{c} \quad (6.6)$$

Die Parameter $m_{S0,c}$ und $n_{S0,c}$ entsprechen dabei den Parametern in Tabelle 8 und die Parameter Bodenwichte γ sowie Böschungshöhe h sind in diesem Fall Konstanten. Die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N^* von der Kohäsion ist damit umgekehrt proportional. Gleichung (6.6) bestätigt damit die Diagramme in Abbildung 51. Mit abnehmender Kohäsion c nimmt die Standsicherheitszahl N^* überproportional zu. Dies gilt im relevanten Parameterspektrum sowohl für Böschungen ohne Ertüchtigung als auch für mittels Stützscheiben ertüchtigte Böschungen.

2. Die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N^* vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens, bei konstanter Kohäsion c , zeigt eine lineare Zunahme der Standsicherheitszahl mit zunehmendem Reibungswinkel. Dies lässt sich direkt aus der Darstellung der Standsicherheit η in Abhängigkeit vom Reibungswinkel φ ableiten. Die Standsicherheitszahl N^* berechnet sich gemäß Gleichung (5.3). Damit stellt, für Linien konstanter Kohäsion, der konstante Faktor $\gamma \cdot h / c$ den Multiplikator als Verbindung zwischen dem $\tan \varphi$ - η -Diagramm und dem $\tan \varphi$ -

N^* -Diagramm dar. Die Darstellung in Abbildung 52 (N^* - η_1 -Diagramm) ergibt sich also durch Multiplikation der Standsicherheit η mit dem pro Kohäsionsniveau konstantem Faktor $\gamma \cdot h / c$. Die Abhängigkeit des Reibungswinkels, bzw. des Tangens des Reibungswinkels, lässt sich also im relevanten Parameterbereich über die Funktion in Gleichung (6.7) beschreiben.

$$N^*(\tan \varphi) = \eta \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} = m_{S0,\varphi} \cdot \tan \varphi \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} + n_{S0,\varphi} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \quad (6.7)$$

Die Parameter $m_{S0,\varphi}$ und $n_{S0,\varphi}$ dieser Funktionen entsprechen dabei den Parametern in Tabelle 9. Dabei muss $N_{(\tan \varphi=0)}$ wieder als fiktiver Wert angesehen werden, da die Funktionen außerhalb des relevanten Parameterbereiches nicht mehr linear verlaufen.

C – Einfluss der Scherparameter φ und c auf den Verbesserungsfaktor VF

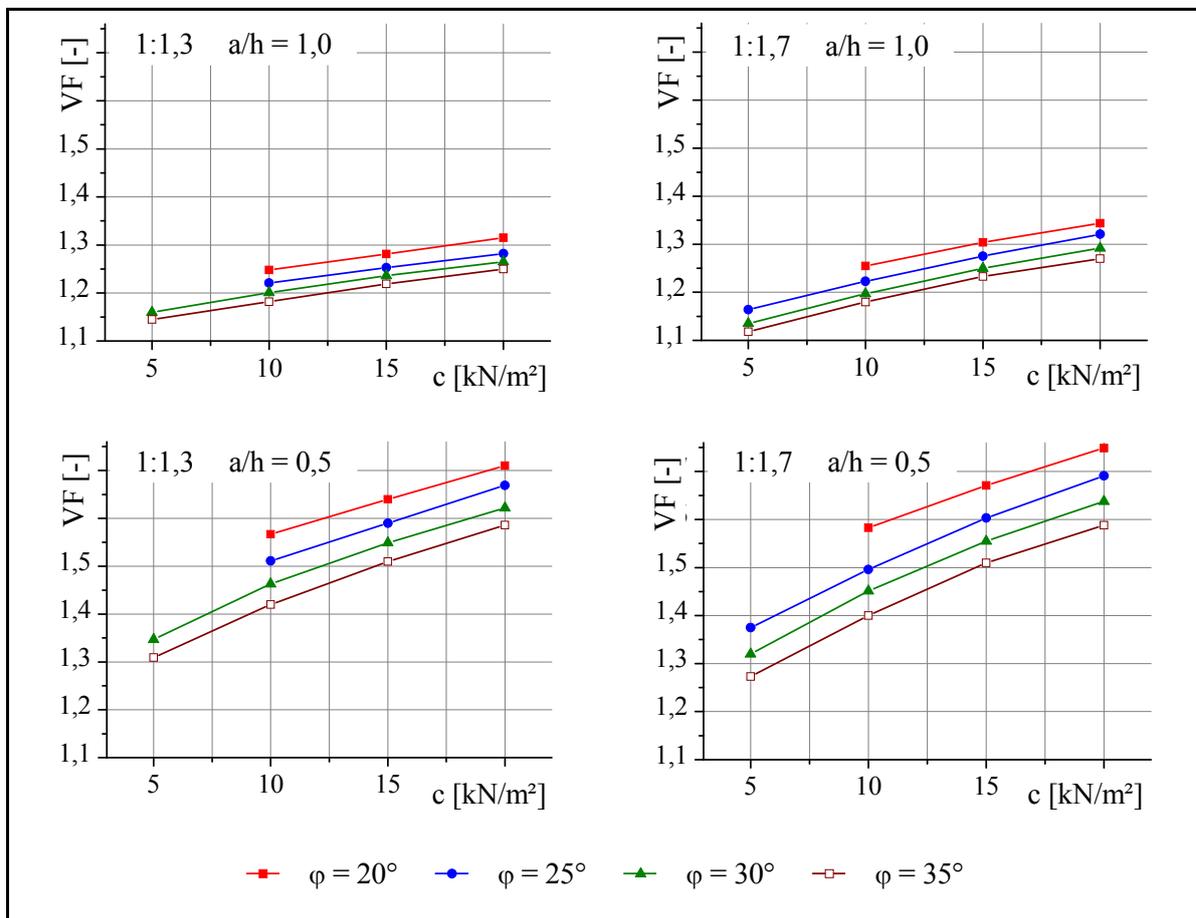


Abbildung 53 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$

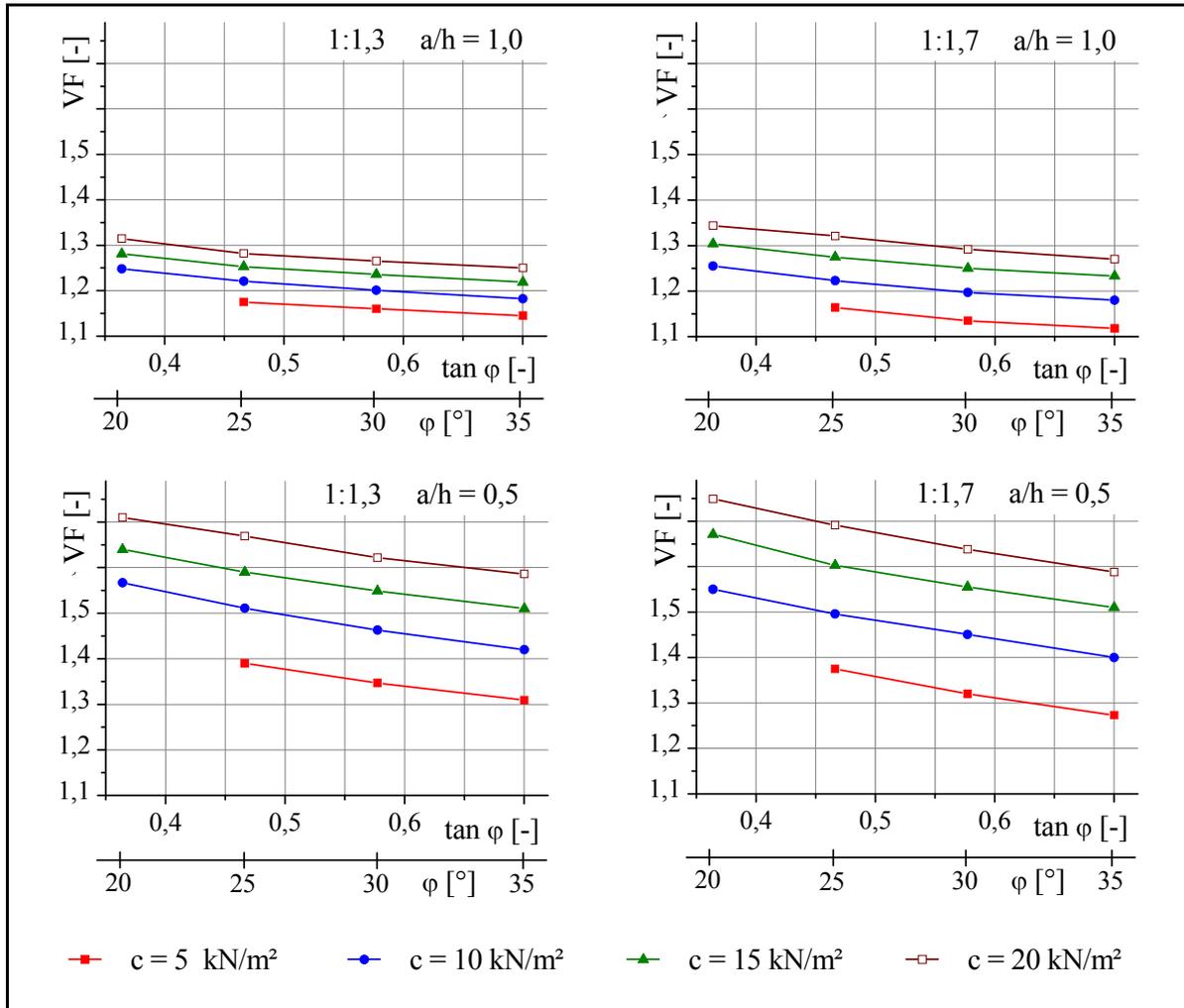


Abbildung 54 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Reibungswinkel ϕ ($\tan \phi$) des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$

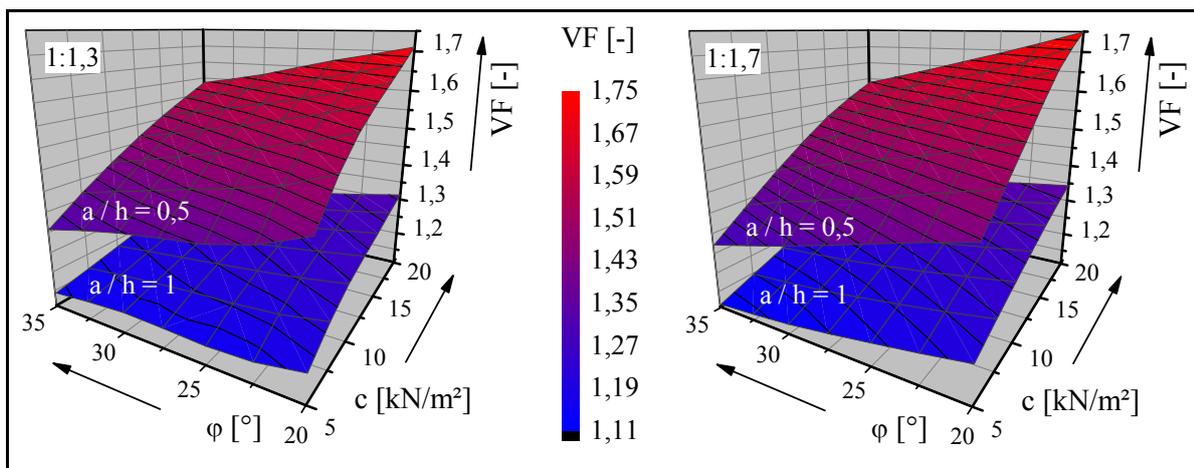


Abbildung 55 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c und dem Reibungswinkel ϕ ($\tan \phi$) des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$

Die Diagramme in Abbildung 53 bis Abbildung 55 zeigen die Abhängigkeit des Verbesserungsfaktors VF von den Scherparametern des Bodens Reibungswinkel φ und Kohäsion c . Da eine unmittelbare Wechselwirkung zwischen den Eingangsparametern Reibungswinkel und Kohäsion besteht, werden diese Diagramme gemeinsam ausgewertet. Folgende Schlussfolgerungen können gezogen werden:

1. Die erreichbare Stabilisierungswirkung steigt, bei konstant angenommenem Reibungswinkel φ , mit zunehmender Kohäsion c im Boden an (Abbildung 53). Da der Zusammenhang zwischen der Standsicherheit η der Böschung und der Kohäsion c im relevanten Parameterbereich sowohl für Böschungen ohne Ertüchtigung, als auch für mittels Stützscheiben ertüchtigte Böschungen linear ist und damit über Gleichung (6.4) ausgedrückt werden kann, muss aufgrund der Definition des Verbesserungsfaktors, dieser nichtlinear verlaufen. Der Verbesserungsfaktor in Abhängigkeit von der Kohäsion c kann dementsprechend über Gleichung (6.8) berechnet werden.

$$VF(c)_{(\beta,a,h,\gamma,\varphi=\text{konst.})} = \frac{m_{S0,c,1} \cdot c + n_{S0,c,1}}{m_{S0,c,0} \cdot c + n_{S0,c,0}} \quad (6.8)$$

Der Verbesserungsfaktor ist in diesem Fall durch eine Division zweier Geradengleichungen definiert. Formt man Gleichung (6.8) dahingehend um, dass die Kohäsion c als Eingangsparameter nur noch einfach in den rechten Teil der Gleichung eingeht, erhält man Gleichung (6.9).

$$VF(c)_{(\beta,a,h,\gamma,\varphi=\text{konst.})} = \frac{m_{S0,c,1}}{m_{S0,c,0}} + \frac{n_{S0,c,1} - \left(\frac{m_{S0,c,1}}{m_{S0,c,0}} \right) \cdot n_{S0,c,0}}{m_{S0,c,0} \cdot c + n_{S0,c,0}} \quad (6.9)$$

Aus dieser Formulierung des Verbesserungsfaktors VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens, bei konstantem Reibungswinkel φ , sind die Eigenschaften dieser Funktion deutlich ersichtlich. Da die Kohäsion als Divisor in die Funktion eingeht, muss die Funktion nichtlinear verlaufen. Strebt die Kohäsion c gegen Null, läuft die Funktion gegen $n_{S0,c,1} / n_{S0,c,0}$. Strebt die Kohäsion c gegen unendlich, läuft die Funktion gegen $m_{S0,c,1} / m_{S0,c,0}$. Da jedoch die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N^* von der Kohäsion c nur im relevanten Parameterbereich linear ausgedrückt werden kann, hat diese Extremwertbetrachtung rein theoretischen Charakter. Es ist aber ersichtlich, dass der Verlauf der VF-c-Funktion entscheidend von den Verhältnissen $m_{S0,c,1} / m_{S0,c,0}$ und $n_{S0,c,1} / n_{S0,c,0}$ geprägt ist.

2. Die erreichbare Stabilisierungswirkung nimmt, bei konstanter Kohäsion c , mit zunehmendem Reibungswinkel, ausgedrückt durch den Tangens des Reibungswinkels $\tan \varphi$, im Boden ab (Abbildung 54). Da der Zusammenhang zwischen der Standsicherheit der Böschung und dem Tangens des Reibungswinkels im relevanten Parameterbereich linear ist und damit über Gleichung (6.4) ausgedrückt werden kann, muss aufgrund der Definition des Verbesserungsfaktors, dieser nichtlinear verlaufen. Der Verbesserungsfaktor in Abhängigkeit von dem Tangens des Reibungswinkels $\tan \varphi$ kann dementsprechend über Gleichung (6.8) berechnet werden.

chung (6.5) ausgedrückt werden kann, muss der Verbesserungsfaktor nichtlinear verlaufen. Der Verbesserungsfaktor in Abhängigkeit vom Tangens des Reibungswinkel $\tan \varphi$ kann dementsprechend über Gleichung (6.10) berechnet werden.

$$VF(\tan \varphi)_{(\beta, a, h, \gamma, c = \text{konst.})} = \frac{m_{S0, \varphi, 1} \cdot \tan \varphi + n_{S0, \varphi, 1}}{m_{S0, \varphi, 0} \cdot \tan \varphi + n_{S0, \varphi, 0}} \quad (6.10)$$

Nach Umformung ergibt sich Gleichung (6.11).

$$VF(\tan \varphi)_{(\beta, a, h, \gamma, c = \text{konst.})} = \frac{m_{S0, \varphi, 1}}{m_{S0, \varphi, 0}} + \frac{n_{S0, \varphi, 1} - \left(\frac{m_{S0, \varphi, 1}}{m_{S0, \varphi, 0}} \right) \cdot n_{S0, \varphi, 0}}{m_{S0, \varphi, 0} \cdot \tan \varphi + n_{S0, \varphi, 0}} \quad (6.11)$$

Für die Eigenschaften dieser Funktion gilt dasselbe wie für die Funktion des Verbesserungsfaktors $VF(c)$ in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens bei konstantem Reibungswinkel. Auch diese Funktion ist entscheidend von den Verhältnissen $m_{S0, \varphi, 1} / m_{S0, \varphi, 0}$ und $n_{S0, \varphi, 1} / n_{S0, \varphi, 0}$ geprägt. Im Vergleich zur Kohäsionsabhängigkeit des Verbesserungsfaktors kann Folgendes festgestellt werden: Die Funktion des Verbesserungsfaktors in Abhängigkeit vom Tangens des Reibungswinkels $\tan \varphi$ des Bodens verläuft zum einen entgegengesetzt und zum anderen wesentlich schwächer gekrümmt als die Funktion des Verbesserungsfaktors in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens. Dies lässt sich mit den jeweiligen Verhältnissen der Geradenparameter $m_{S0, 1} / m_{S0, 0}$ und $n_{S0, 1} / n_{S0, 0}$ begründen. Im Fall konstanter Reibungswinkel (VF - c -Abhängigkeit) sind die Verhältnisse der Steigungen $m_{S0, c, 1} / m_{S0, c, 0}$ der Geraden im η - c -Diagramm groß und die Verhältnisse der Nulldurchgänge $n_{S0, c, 1} / n_{S0, c, 0}$ klein. Die η - c -Funktionen laufen „trichterförmig“ auseinander. Für den Fall konstanter Kohäsionen (VF - $\tan \varphi$ -Abhängigkeit) sind die Verhältnisse der Steigungen $m_{S0, \varphi, 1} / m_{S0, \varphi, 0}$ der Geraden im η - $\tan \varphi$ -Diagramm klein und die Verhältnisse der Nulldurchgänge $n_{S0, \varphi, 1} / n_{S0, \varphi, 0}$ groß. Die η - $\tan \varphi$ -Funktionen werden parallel zur x -Achse verschoben und ändern ihre Neigung nur schwach. Zur anschaulichen Verdeutlichung dieses Verhaltens, ist je ein Beispiel für diese Kurvenverläufe in Abbildung 56 dargestellt.

3. Das Ergebnis der vor genannten beiden Punkte ist für die weitere Betrachtung der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung von entscheidender Bedeutung. Deshalb soll dieses hier nochmals besonders hervorgehoben werden:

Die durch den Einbau der Stützscheiben vom Typ S0 erreichbare Stabilisierungswirkung nimmt, in Böschungen mit homogenen Untergrundverhältnissen ohne zusätzliche Auflasten, mit zunehmender Kohäsion c und abnehmendem Reibungswinkel φ im Boden zu. $c \uparrow / \varphi \downarrow \Rightarrow VF \uparrow$

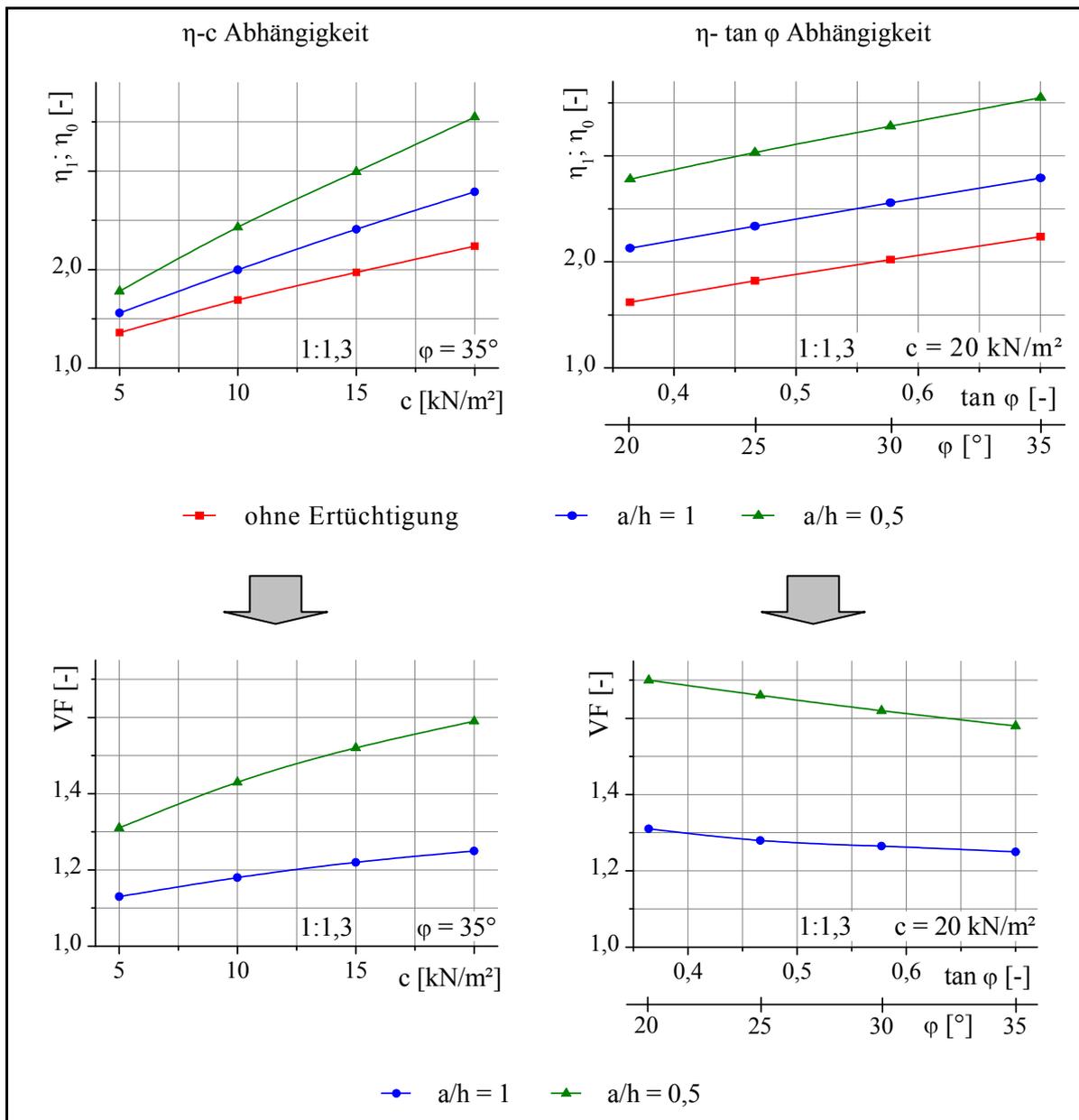


Abbildung 56 Zusammenhang zwischen der Böschungsstandsicherheit η und dem Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c und vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens

Analyse des Einflusses der Scherparameter im erweiterten Parameterspektrum

Bisher wurde der Einfluss der Scherparameter nur im relevanten Parameterbereich $\varphi = 20 - 35^\circ$ und $c = 5 - 20 \text{ kN/m}^2$ betrachtet. Insbesondere beim Einfluss der Scherparameter ist jedoch wichtig, die Wirkung dieser auch in einem größeren Spektrum zu betrachten. Deshalb sollen nun einzelne Auswertungen auch für ein größeres Spektrum der Scherparameter durchgeführt werden. Das Spektrum wird deshalb auf $\varphi = 5 - 50^\circ$ und $c = 1 - 40 \text{ kN/m}^2$ erweitert. Dazu wurden die in Tabelle 10 aufgelisteten zusätzlichen Berechnungen durchgeführt.

Tabelle 10 Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des erweiterten Einflusses der Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c

Böschungs- neigung	Abstands- verhältnis	Böschungs- höhe	Wichte	Reibungs- winkel	Kohäsion	f_{N^*} $\frac{\gamma \cdot h}{c}$	$f_{\varphi c}$ $\frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c}$
$\cot \beta$	a/h	h	γ	φ	c	c	c
[-]	[-]	[m]	[kN/m ³]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]
1,3 / 1,7	0,5 / 1	8	19	35	1	152,00	106,43
				35	2,5	60,80	42,57
				35	25	6,08	4,26
				35	30	5,07	3,55
				35	40	3,80	2,66
				5	20	7,60	0,66
				10	20	7,60	1,34
				40	20	7,60	6,38
				50	20	7,60	9,06

Die Betrachtung des erweiterten Spektrums der Scherparameter wird allerdings durch folgende verfahrensbedingte Grenzen insbesondere im Bereich kleiner Scherparameterkombinationen beschränkt:

Um den Einfluss kleiner Kohäsionswerte zu untersuchen, muss sich der Reibungswinkel bei einer Böschungsneigung 1:1,3 ($\beta = 37,57^\circ$) mit abnehmender Kohäsion zunehmend an $\varphi = 37,57^\circ$ annähern. Mit abnehmender Kohäsion nähert sich die kritische Gleitfläche immer näher an den Fall der oberflächennahen Rutschung an. Die Sicherheit für den Fall „Boden ohne Kohäsion“ lässt sich über $\eta = \tan \varphi / \tan \beta$ ermitteln. Für eine Böschung mit der Neigung $\beta = 37,57^\circ$ und einem Reibungsboden mit einem Reibungswinkel $\varphi < 37,57^\circ$ hätte die Böschung eine Standsicherheit kleiner eins. In solchen Fällen ist es mit Finite Elemente Verfahren in der Regel nur schwer bis gar nicht möglich, einen Primärspannungszustand zu generieren, da das System instabil ist und somit kein Gleichgewicht gefunden werden kann. Darum wird die Untersuchung kleiner Kohäsionswerte auf den Reibungswinkel von 35° beschränkt.

Dasselbe gilt für die Untersuchung kleiner Reibungswinkel. Die Untersuchung kleiner Reibungswinkel wird deshalb auf die Kohäsion 20 kN/m^2 beschränkt. Um den Bereich des Reibungswinkels $\varphi < 20^\circ$ abzudecken, ist eine Kohäsion von 20 kN/m^2 erforderlich. Bei kleineren Kohäsionswerten haben die untersuchten nicht stabilisierten Böschungen Standsicherheiten kleiner 1,0. Damit kann auch für diese Böschungen im FE-System kein Primärspannungszustand generiert werden, da kein Gleichgewicht gefunden werden kann.

Abbildung 57 und Abbildung 58 zeigen den Einfluss der Kohäsion c des Bodens auf die Böschungsstandsicherheit η und den Verbesserungsfaktor VF im erweiterten Parameterspektrum.

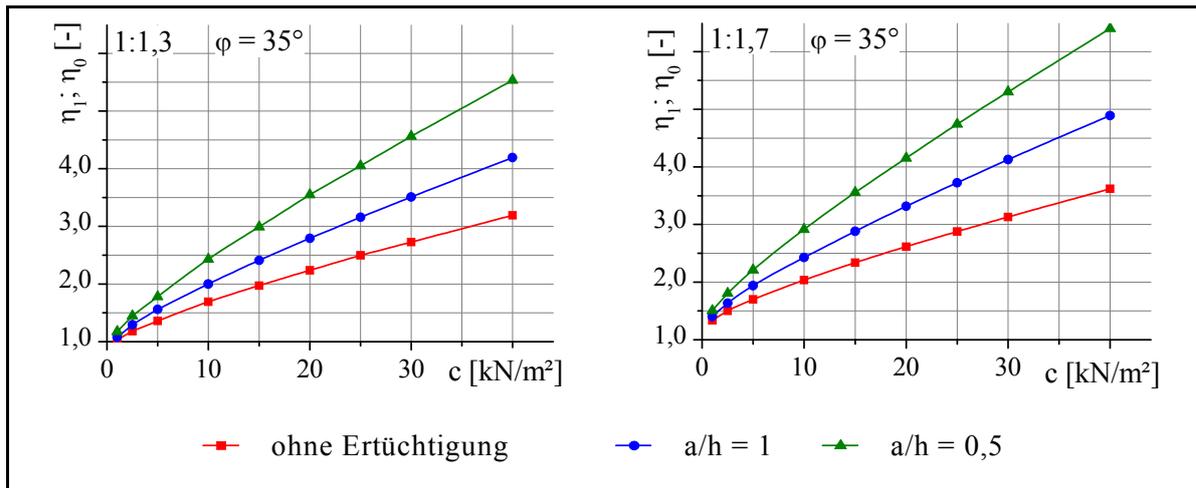


Abbildung 57 Böschungsstandsicherheit η in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens im erweiterten Parameterspektrum

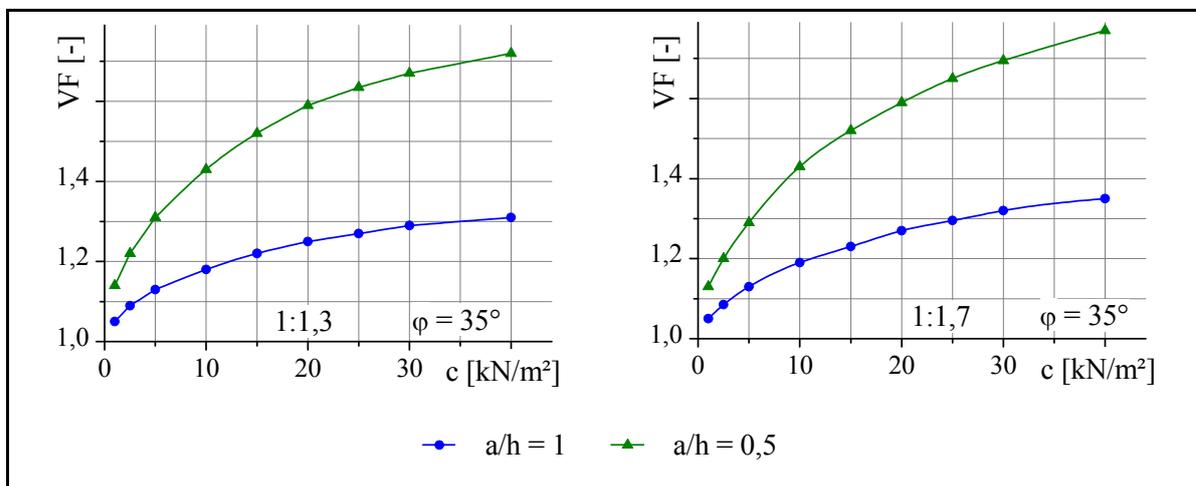


Abbildung 58 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens im erweiterten Parameterspektrum

Aus der Analyse des erweiterten Spektrums des Scherparameters Kohäsion c können die folgenden Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Im Bereich kleinerer Kohäsionswerte als im relevanten Parameterspektrum ($c < 5 \text{ kN/m}^2$), kann die Abhängigkeit der Standsicherheit nicht mehr linear beschrieben werden. Bei konstantem Reibungswinkel φ nimmt mit abnehmender Kohäsion c die Böschungsstandsicherheit η_0 bzw. η_1 überproportional ab. Mit abnehmender Kohäsion des Bodens nähert sich die Standsicherheit η_1 der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung immer weiter an die Standsicherheit η_0 der nicht ertüchtigten Böschung an. Dies ist auch aus der Darstellung der Abhängigkeit des Verbesserungsfaktors von der Kohäsion des Bodens ersichtlich. Mit abnehmender Kohäsion des Bodens c , bei konstantem Reibungswinkel φ , strebt der Verbesserungsfaktor überproportional gegen 1,0. Dieser Trend verstärkt sich mit abnehmendem

Abstandsverhältnis a/h und damit mit abnehmendem Scheibenabstand a .

2. Im Bereich größerer Kohäsionswerte als im relevanten Parameterspektrum ($c > 20 \text{ kN/m}^2$), kann die Zunahme der Standsicherheit mit zunehmender Kohäsion wie im relevanten Parameterspektrum linear angenähert werden. Prinzipiell kann festgelegt werden, dass sich im Fall des Einflusses der Kohäsion auf den Verbesserungsfaktor der Trend aus dem relevanten Parameterspektrum auf ein weiteres Spektrum ausweiten lässt. Aus der Darstellung des Verbesserungsfaktors in Abhängigkeit von der Kohäsion ist ersichtlich, dass im Bereich hoher Kohäsionswerte die Zunahme des Verbesserungsfaktors flacher verläuft. Im Bereich sehr kleiner Kohäsionswerte nähert sich der Verbesserungsfaktor zunehmend 1,0 an.
3. Die Ergebnisse der Analyse des Kohäsionseinflusses im erweiterten Parameterspektrum deuten darauf hin, dass für die Anwendung von Stützscheiben vom Typ S0 zur Böschungsstabilisierung eine Kohäsion im Boden erforderlich ist. Je weiter sich der Einfluss der Kohäsion verringert, umso mehr strebt der Bruchmechanismus in Richtung einer oberflächennahen Rutschung. Dieser Fall kann mit Stützscheiben vom Typ S0 nicht mehr sinnvoll behandelt werden, da die erreichbare Stabilisierungswirkung zu gering ist bzw. bei vollständig fehlender Kohäsion keine Stabilisierungswirkung mehr vorhanden ist.

Abbildung 59 und Abbildung 60 zeigen den Einfluss des Reibungswinkels φ ($\tan \varphi$) des Bodens auf die Böschungsstandsicherheit η und den Verbesserungsfaktor VF im erweiterten Parameterspektrum.

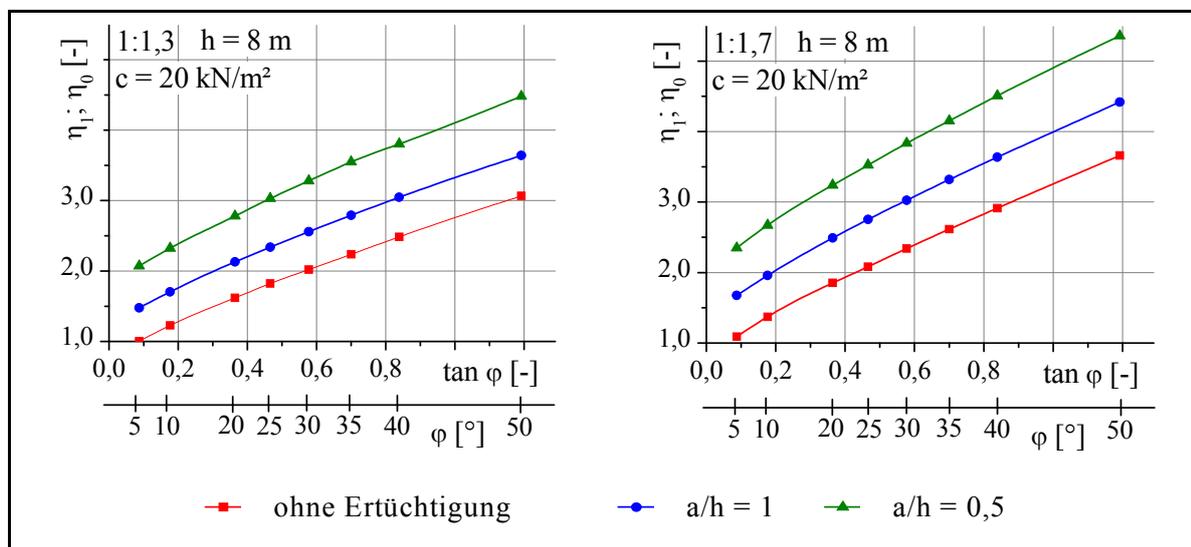


Abbildung 59 Böschungsstandsicherheit η in Abhängigkeit vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens im erweiterten Parameterspektrum

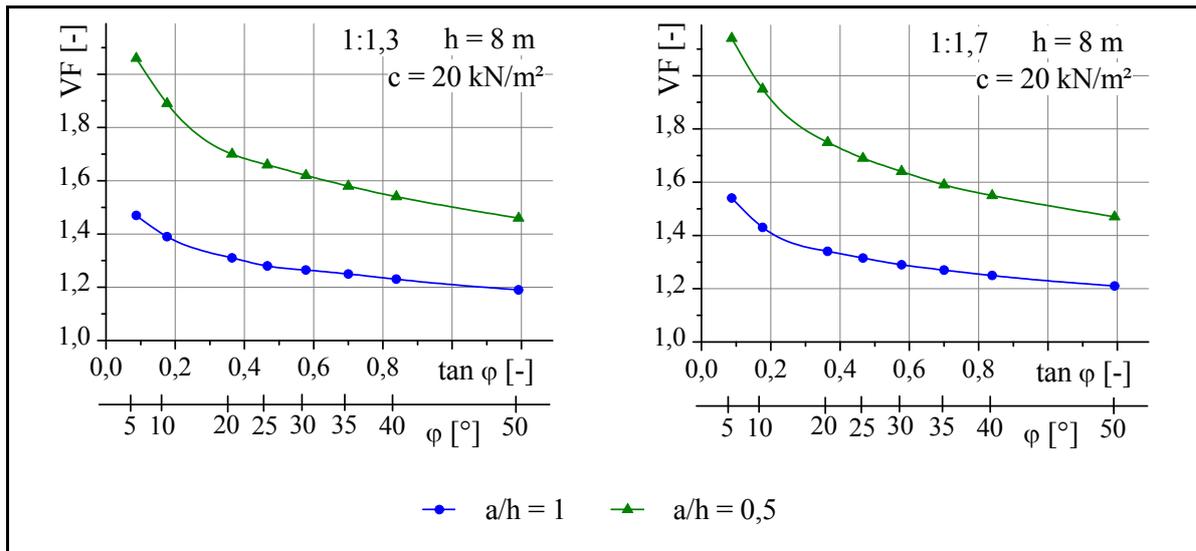


Abbildung 60 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens im erweiterten Parameterspektrum

Aus der Analyse des erweiterten Spektrums des Scherparameters Reibungswinkel φ können die folgenden Schlussfolgerungen gezogen werden:

Bei genauer Betrachtung des Einflusses des Reibungswinkels $\tan \varphi$ über ein weiteres Spektrum als das relevante Parameterspektrum ist die Zunahme der Standsicherheit mit steigendem Reibungswinkel, bei konstanter Kohäsion, nicht mehr linear. Insbesondere im Bereich sehr kleiner Reibungswinkel ($\varphi < 20^\circ$) nimmt die Standsicherheit überproportional ab. Aber auch im erweiterten Spektrum des Reibungswinkels von 5° bis 50° ist eine lineare Regression der Kurven mit Bestimmtheitsmaßen von durchschnittlich 0,998 noch ausreichend genau. Betrachtet man den Einfluss des Reibungswinkels auf den Verbesserungsfaktor, kann festgestellt werden, dass sich insbesondere im Bereich kleinerer Reibungswinkel, als im relevanten Parameterspektrum angenommen, der Einfluss signifikant ändert. Im relevanten Parameterspektrum verläuft die Abhängigkeit zwischen dem Reibungswinkel und dem Verbesserungsfaktor zwar nichtlinear, jedoch ist die überproportionale Zunahme des Verbesserungsfaktors mit abnehmendem Reibungswinkel im Boden sehr schwach ausgeprägt. Dahingegen ist in den Diagrammen in Abbildung 60 eine deutlich überproportionale Zunahme des Verbesserungsfaktors im Bereich kleiner Reibungswinkel ($\varphi < 20^\circ$) zu erkennen. Dies lässt sich analog zur überproportionalen Zunahme des Verbesserungsfaktors mit steigender Kohäsion begründen. Mit abnehmendem Reibungswinkel im Boden steigt der Einfluss der Kohäsion auf den Bruchmechanismus bzw. auf die Lage der kritischen Gleitfläche. Mit steigender Kohäsion bildet sich ein „größeres“ Gewölbe zwischen den Scheiben aus und die Aufhängefläche des Bruchkörpers an den Scheiben steigt. Die genaue Erörterung des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens bei Scheiben vom Typ S0 erfolgt in Abschnitt 6.3 (S.139).

Aus der Gegenüberstellung der Diagramme in Abbildung 58 und Abbildung 60 ist die Wechselwirkung der Scherparameter auf die erreichbare Stabilisierungswirkung nochmals deutlich ersichtlich.

Während bei abnehmender Kohäsion der Verbesserungsfaktor gegen 1,0 strebt und damit die erreichbare Stabilisierungswirkung abnimmt, scheint der Verbesserungsfaktor mit abnehmendem Reibungswinkel „quasi“ gegen unendlich zu streben.

6.2.5 Böschungsneigung

Zur Ermittlung des Einflusses der Böschungsneigung wurden die in Tabelle 11 dargestellten zusätzlichen Berechnungen durchgeführt.

Tabelle 11 Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Böschungsneigung β

Böschungs- neigung	Abstands- verhältnis	Böschungs- höhe	Wichte	Reibungs- winkel	Kohäsion	f_{N^*}	$f_{\varphi c}$
						$\frac{\gamma \cdot h}{c}$	$\frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c}$
$\cot \beta$	a/h	h	γ	φ	c		
[-]	[-]	[m]	[kN/m ³]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]
1,4 1,6 1,8 1,9 2,5	0,5 / 1	8	19	20	20	7,60	2,77
				25	15	10,13	4,73
				30	5	15,20	8,78
				30	10	30,40	17,55
				35	5	30,40	21,29
		20		20	11,40	4,15	
		25		15	15,20	7,09	
		30		5	22,80	13,16	
		30		10	45,60	26,33	
		35		5	45,60	31,93	
		12					

A – Einfluss der Böschungsneigung β auf die Böschungsstandsicherheit η

In Abbildung 61 ist die Abhängigkeit der Böschungsstandsicherheit η_1 für mittels Stützscheiben stabilisierte Böschungen in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ($\tan \beta / \cot \beta$) dargestellt. Alle weiteren Einflussparameter wurden für diese Darstellung konstant gehalten und im Faktor $f_{\varphi c}$ zusammengefasst. Aus dieser Darstellung ist deutlich zu erkennen, dass sich kein geeigneter mathematischer Zusammenhang zwischen der Böschungsneigung und der Böschungsstandsicherheit angeben lässt. Die Linien konstanter $f_{\varphi c}$ -Werte verlaufen ungeordnet im Diagramm. Es ist keine Richtung erkennbar, in der die $f_{\varphi c}$ -Werte zu- oder abnehmen. Eine sinnvolle Darstellung dieser Art für Böschungen ohne Ertüchtigung ist überhaupt nicht möglich. Dies ist wie vorweg schon mehrfach belegt, wieder ein Indiz dafür, dass sich kein Zusammenhang zwischen den Eingangsparametern einer Böschungsstandsicherheitsberechnung und der Böschungsstandsicherheit selbst angeben lässt. Darum muss auch bei der Abhängigkeit der Böschungsstandsicherheit von der Böschungsneigung die Standsicherheitszahl N^* eingeführt werden.

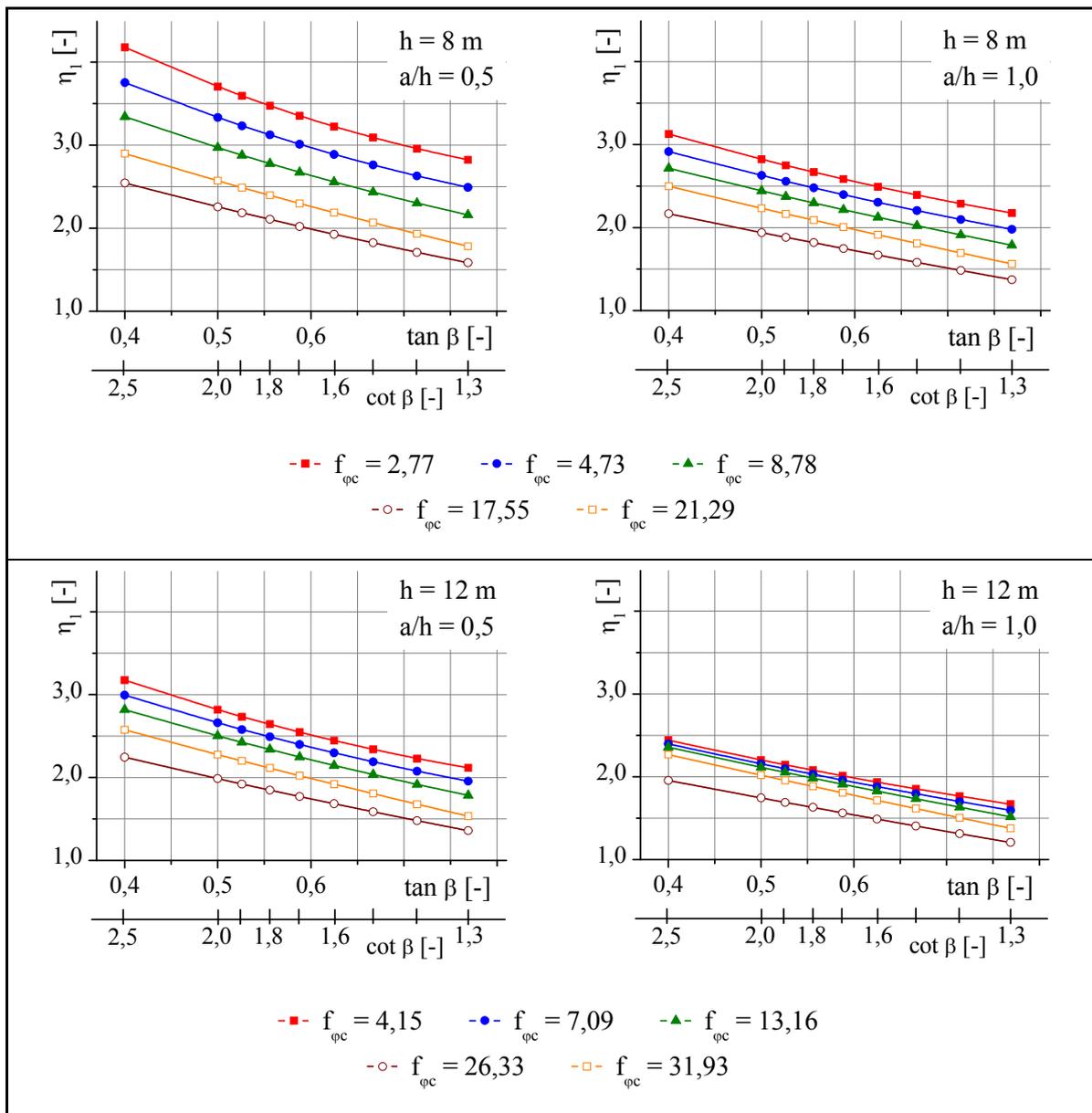


Abbildung 61 Standsicherheit η_I in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ($\tan \beta$, $\cot \beta$) für ausgewählte $f_{\varphi c}$ -Werte (Böschungshöhe 8 m / 12 m; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0)

Die einzige Schlussfolgerung, die aus diesen β - η -Diagrammen getroffen werden kann ist, dass mit zunehmender Böschungsneigung β , also mit steiler werdender Böschung, die Standsicherheit abnimmt. Dieser Zusammenhang lässt sich aber mathematisch nicht erfassen.

B – Einfluss der Böschungsneigung β auf die Standsicherheitszahl N_I^*

In den Diagrammen in Abbildung 62 wurde an Stelle der Böschungsstandsicherheit die Standsicherheitszahl N^* eingeführt. In dieser Darstellungsweise ist ein Zusammenhang zwischen der Böschungsneigung und der Standsicherheitszahl und damit schlussendlich auch der Böschungsstandsicherheit erkennbar.

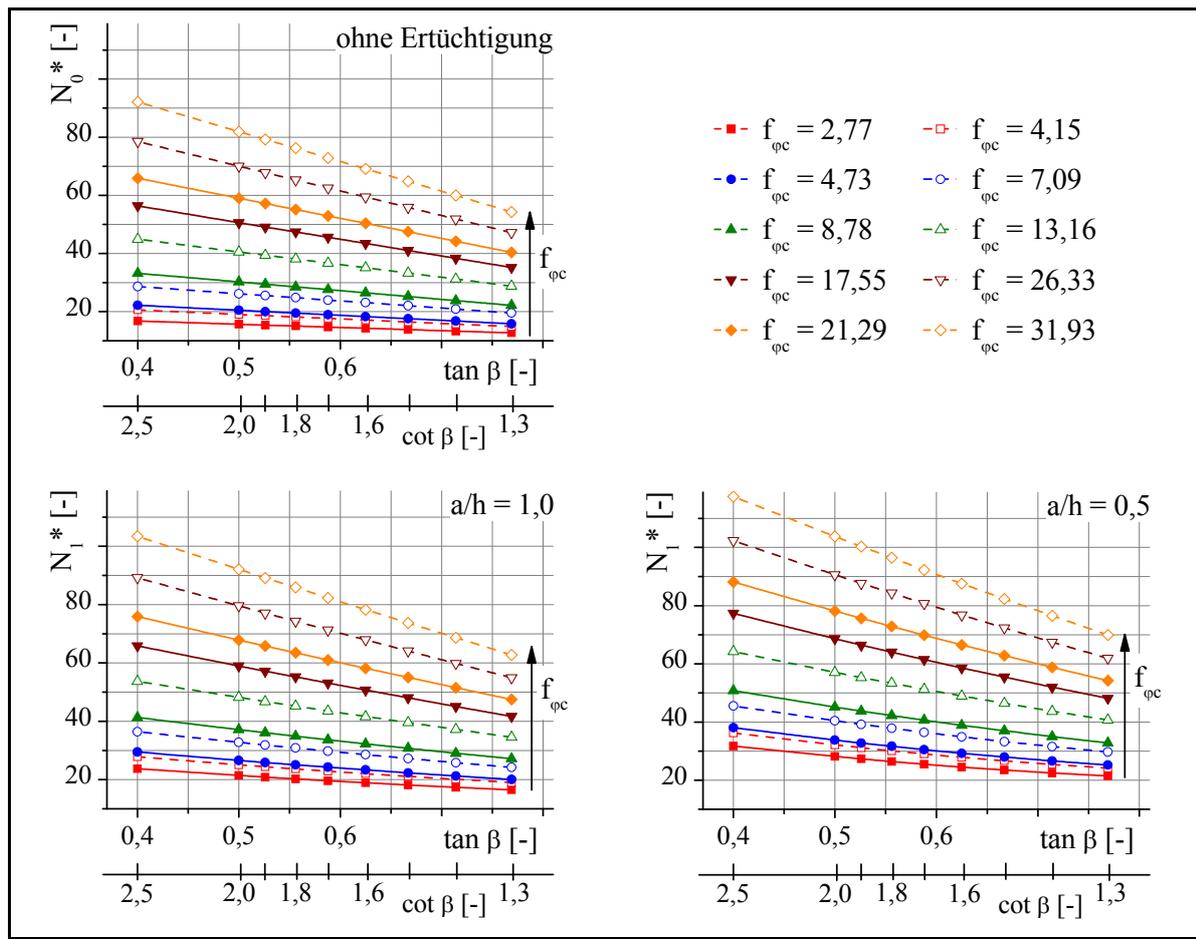


Abbildung 62 Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β für ausgewählte $f_{\varphi c}$ -Werte; Abstandsverhältnis 0,5 und 1,0 sowie Böschungen ohne Ertüchtigung

Aus den Diagrammen in Abbildung 62 können folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Mit zunehmender Böschungsneigung β ($\tan \beta \uparrow$ bzw. $\cot \beta \downarrow$), also mit steiler werdender Böschung, sinkt, bei konstantem Faktor $f_{\varphi c}$, der Wert der Standsicherheitszahl N^* . Das heißt, da für Linien konstanter $f_{\varphi c}$ -Werte die Eingangsparameter Kohäsion c , Reibungswinkel φ , Bodenwichte γ sowie Böschungshöhe h ebenfalls konstant sind, dass auch die Böschungsstandsicherheit η mit zunehmender Böschungsneigung β abnehmen muss, da in die Standsicherheitszahl ebenfalls die konstanten Werte für c , γ und h eingehen.
2. Mit steigendem Faktor $f_{\varphi c}$ steigt auch der Einfluss der Böschungsneigung auf die Standsicherheitszahl. Da der Faktor $f_{\varphi c}$ mit zunehmendem Reibungswinkel φ , abnehmender Kohäsion c , zunehmender Wichte des Bodens γ und zunehmender Böschungshöhe h steigt, kann insbesondere bezogen auf die Scherparameter des Bodens festgestellt werden, dass der Einfluss der Böschungsneigung mit steigender Kohäsion und abnehmendem Reibungswinkel im Boden abnimmt. Dieses Verhalten lässt sich analog zum zweidimensionalen Fall damit begründen, dass sich mit abnehmender Kohäsion der Bruchmechanismus immer weiter an eine

rein oberflächennahe Rutschung annähert. Diese kann erfasst werden über $\eta = \tan \varphi / \tan \beta$. Mit zunehmender Kohäsion hingegen bildet sich eine tiefliegende Gleitfläche aus und der Einfluss der Böschungsneigung verliert damit mit zunehmender Kohäsion an Bedeutung.

Verallgemeinert man die Diagramme in Abbildung 62 zu einer Art Isoliniendarstellung konstanter $f_{\varphi c}$ -Werte, erhält man die in Abbildung 63 dargestellten signifikanten Diagramme. Da, wie später noch gezeigt wird, die Böschungsneigung nicht direkt in das Bemessungsverfahren einfließen kann, werden diese Diagramme im Rahmen des Bemessungsverfahrens als Interpolationsdiagramme zwischen Böschungsneigungen benötigt.

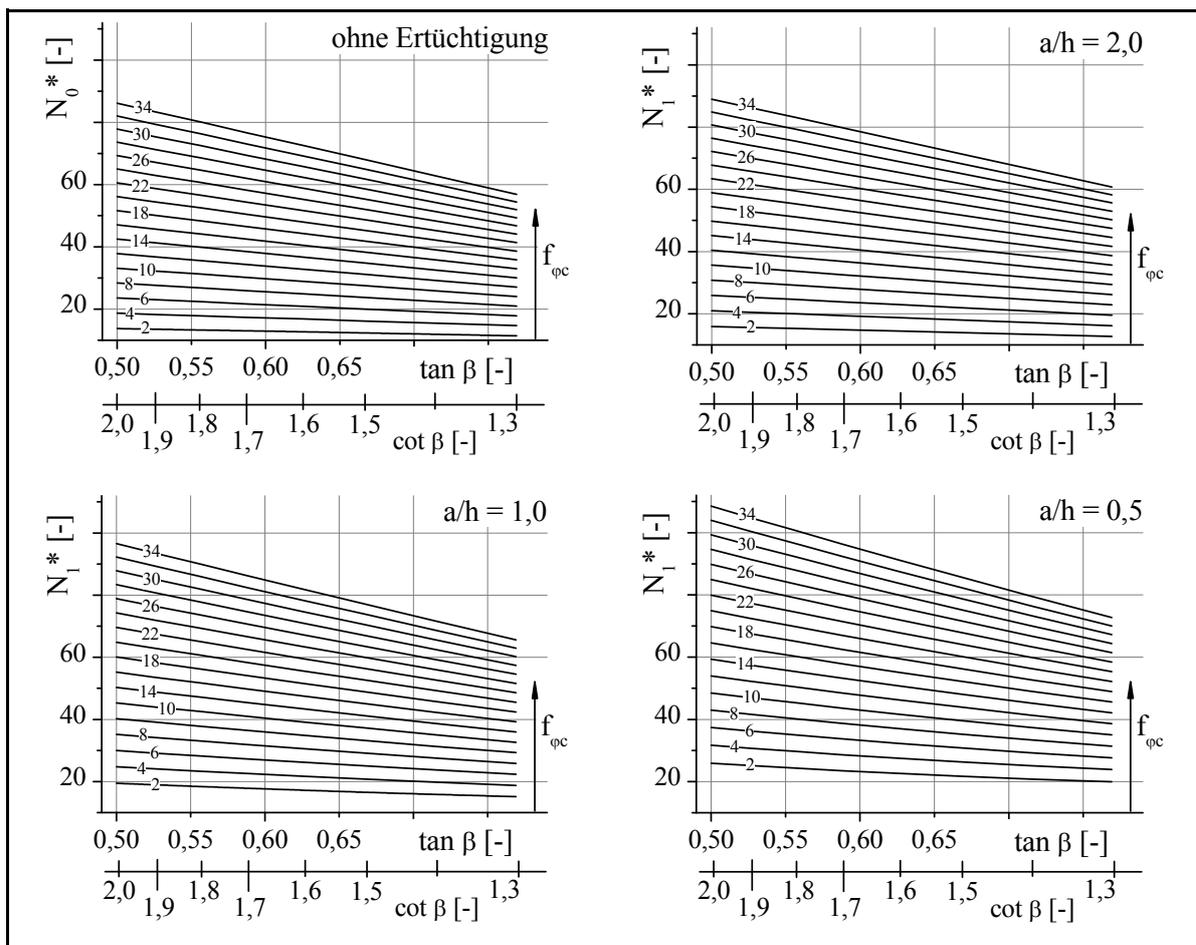


Abbildung 63 Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ; Isoliniendarstellung gleicher $f_{\varphi c}$ -Werte; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0 und 2,0 sowie Böschungen ohne Ertüchtigung

Der Zusammenhang zwischen der Böschungsneigung und der Standsicherheitszahl kann über Gleichung (6.12) beschrieben werden.

$$N^*(\tan \beta)_{(f_{\varphi c} = \text{konst.})} = m_{S0, \beta} \cdot \tan \beta + n_{S0, \beta} \quad (6.12)$$

Da die Parameter $n_{S0,\beta}$, und $m_{S0,\beta}$ nicht in das Bemessungsverfahren eingehen, sondern hier nur symbolischen Charakter haben, werden diese nicht weiter betrachtet.

Formt man die β - N^* -Diagramme in Abbildung 62 so um, dass die Standsicherheitszahl N^* vom Faktor $f_{\varphi c}$ abhängt, entstehen die Diagramme in Abbildung 64. Diese signifikante Darstellung der Standsicherheitszahl N^* über den Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ wurde schon bei der Analyse des Einflusses des Scheibenabstandes verwendet und wird bei der Herleitung des Bemessungsverfahrens noch entscheidend sein.

In dieser Darstellung kann nun die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl vom Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ für konstante Böschungsneigungen wie bereits unter 6.2.3 hergeleitet über Gleichung (6.1) ausgedrückt werden.

$$N_1^*(f_{\varphi c}) = n_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} + m_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} - l_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2 \quad (6.1)$$

Die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} dieser Gleichung sind in Tabelle 5 (S.86) angegeben.

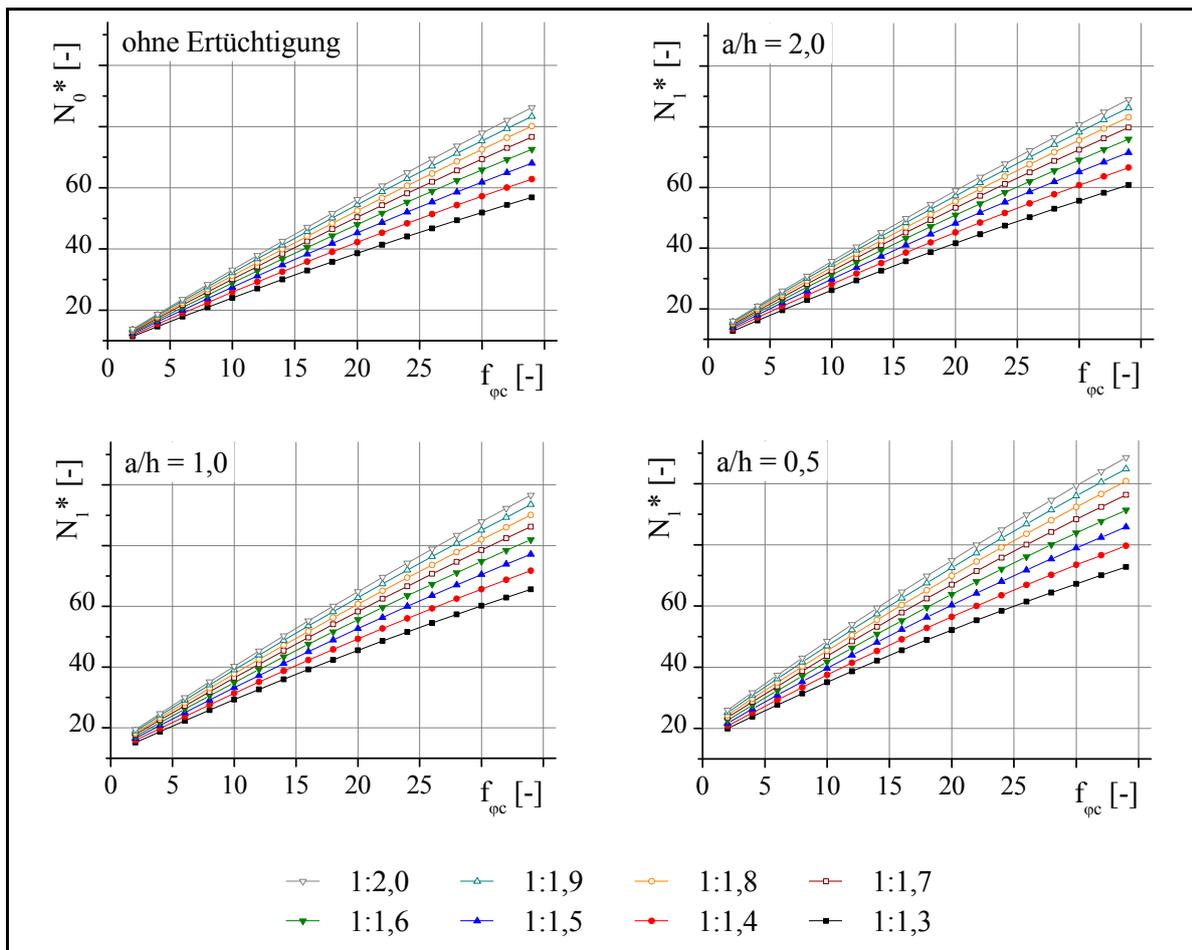


Abbildung 64 Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$;
Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0 und 2,0 sowie Böschungen ohne Ertüchtigung

C – Einfluss der Böschungsneigung β auf den Verbesserungsfaktor VF

Die Diagramme in Abbildung 65 und Abbildung 66 zeigen den Einfluss der Böschungsneigung auf die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF, für verschiedene Niveaus des Faktors $f_{\varphi c}$. In Abbildung 67 wurde der Faktor $f_{\varphi c}$ als abhängige Variable gewählt und Linien gleicher Böschungsneigungen dargestellt. In den Diagrammen in Abbildung 67 sind aus Gründen der Übersichtlichkeit nur jeweils drei Böschungsneigungen dargestellt. Die Verläufe weiterer im relevanten Parameterspektrum liegenden Böschungsneigungen verhalten sich analog. Zu beachten bei der Betrachtung der Diagramme in Abbildung 67 ist, dass aus Gründen der Übersichtlichkeit die Skalierung der y-Achsen (VF-Achsen) in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis unterschiedlich gewählt wurde.

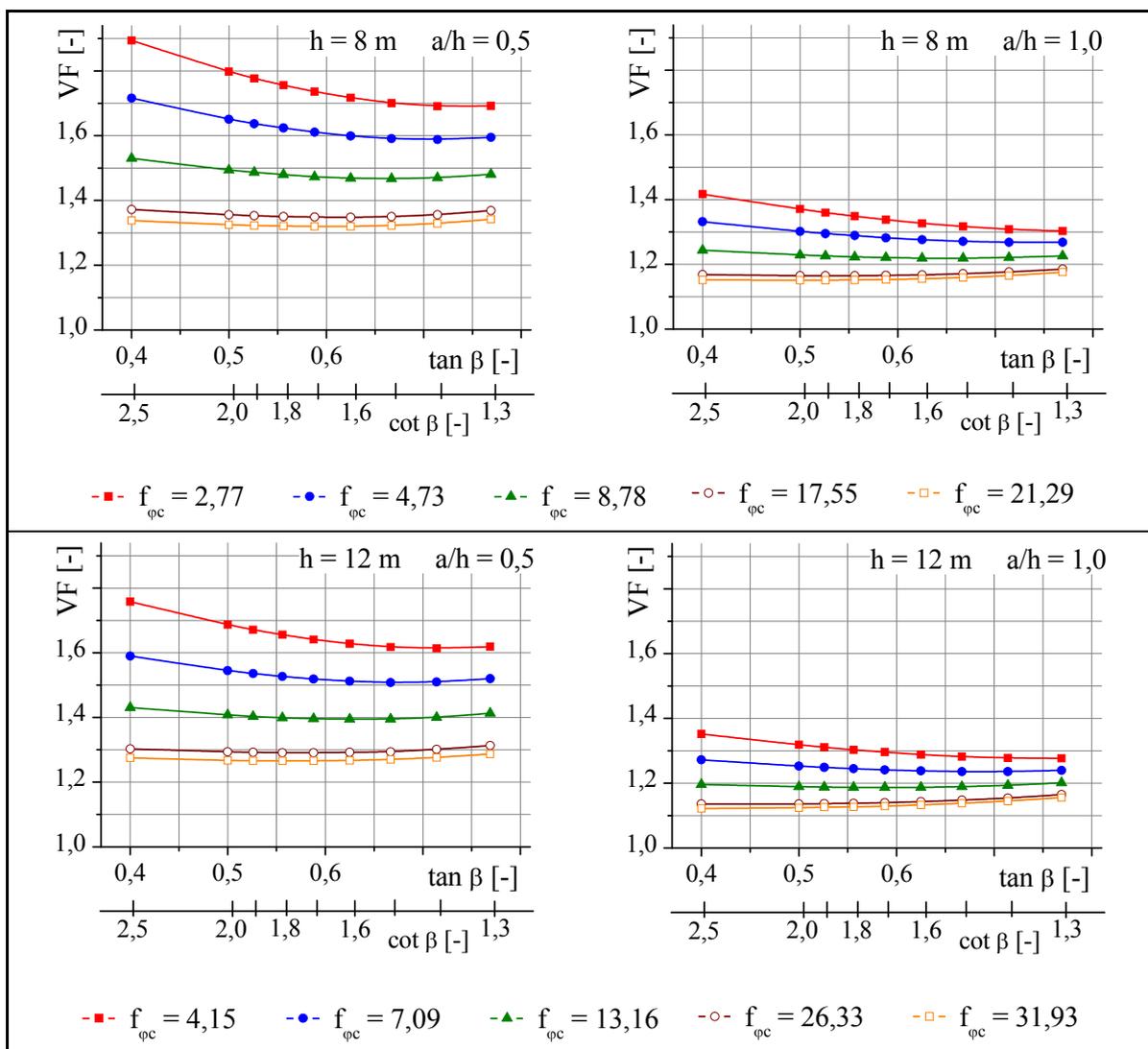


Abbildung 65 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ($\tan \beta$, $\cot \beta$) für ausgewählte $f_{\varphi c}$ -Werte (Böschungshöhe 8 m / 12 m; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0)

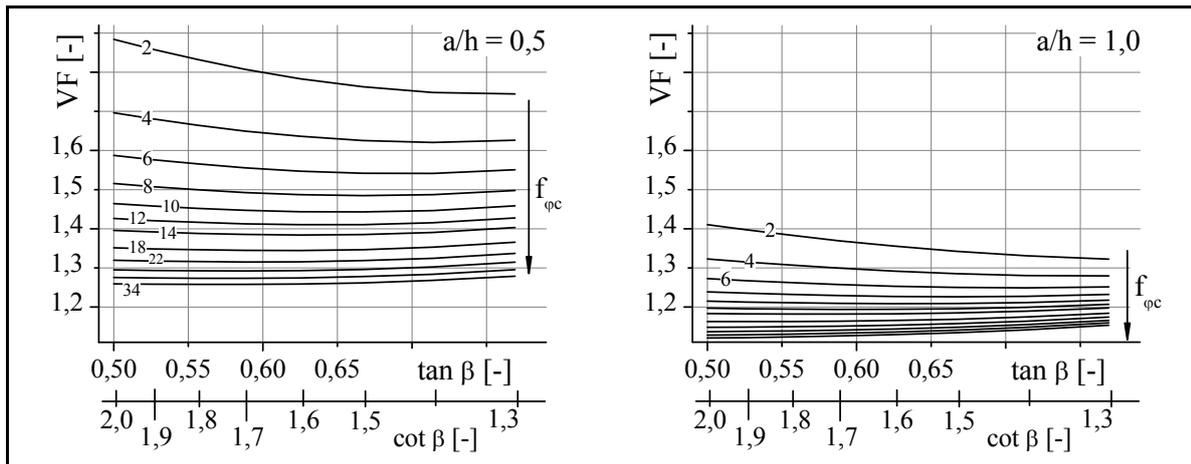


Abbildung 66 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ($\tan \beta$, $\cot \beta$) Isoliniendarstellung gleicher $f_{\varphi c}$ -Werte; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0

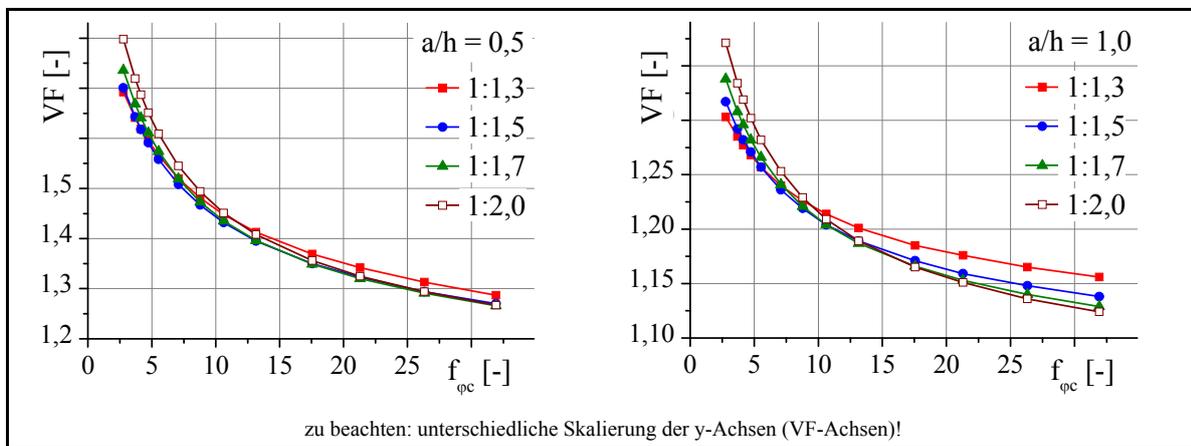


Abbildung 67 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0

Aus den Diagrammen in Abbildung 65, Abbildung 66 und Abbildung 67 können bezüglich des Einflusses der Böschungsneigung auf die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Im relevanten Parameterspektrum der Böschungsneigung von 1:1,3 bis ca. 1:2,0 ist der Einfluss der Böschungsneigung auf die erreichbare Stabilisierungswirkung, im Vergleich zu den anderen Einflussparametern (Scheibenabstand, Scherparameter, Böschungshöhe), vergleichsweise gering. Die größten Differenzen treten bei geringen Scheibenabständen und kleinen Werten des Faktors $f_{\varphi c}$ auf. So tritt beispielsweise die maximale Differenz des Verbesserungsfaktors, im Böschungsneigungsbereich von 1:1,3 bis 1:2,0, für ein Abstandsverhältnis $a/h = 0,5$ und einen Faktor $f_{\varphi c} = 2,0$ auf und beträgt $\Delta VF \approx 0,15$.
2. Der Einfluss der Böschungsneigung auf die erreichbare Stabilisierungswirkung nimmt mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ zu. Die Linien gleicher $f_{\varphi c}$ -Werte im $\tan \beta$ -VF Diagramm (Abbildung 67) sind für kleine $f_{\varphi c}$ -Werte wesentlich stärker gekrümmt als für große $f_{\varphi c}$ -Werte.

3. Mit steigendem Abstandsverhältnis nimmt der Einfluss der Böschungsneigung auf die erreichbare Stabilisierungswirkung geringfügig ab. Ein direkter Vergleich zwischen einzelnen Abstandsverhältnissen kann aber nicht erfolgen, da der Verbesserungsfaktor mit zunehmendem Scheibenabstand signifikant abnimmt und somit der Einfluss der Böschungsneigung dabei nur eine untergeordnete Rolle spielt. Bei Abstandsverhältnissen größer $a/h = 1$ spielt der Einfluss der Böschungsneigung auf den Verbesserungsfaktor keine Rolle mehr.
4. Die Verläufe der Kurven gleicher $f_{\phi c}$ -Werte sind abhängig von der Größe von $f_{\phi c}$. Während bei kleinen $f_{\phi c}$ -Werten der Verbesserungsfaktor mit zunehmender Böschungsneigung abnimmt, kehrt sich dieses Verhalten mit zunehmender Größe von $f_{\phi c}$ um, und der Verbesserungsfaktor nimmt bei großen $f_{\phi c}$ -Werten mit zunehmender Böschungsneigung zu. Im Bereich mittlerer $f_{\phi c}$ -Werte haben die Kurven eine schwach konkave Form. Der Verbesserungsfaktor nimmt in diesem Bereich zunächst mit zunehmender Böschungsneigung ab, um anschließend wieder zuzunehmen. Im Bereich der $f_{\phi c}$ -Werte größer 6, ist der Einfluss der Böschungsneigung jedoch vernachlässigbar gering. Die Unterschiede des Verbesserungsfaktors zwischen den Böschungsneigungen 1:1,3 und 1:2,0 sind beispielsweise für $f_{\phi c} = 34$ bei einem Abstandsverhältnis $a/h = 0,5$ kleiner $VF = 0,03$.

Der Einfluss der Böschungsneigung auf den Verbesserungsfaktor VF ist vergleichsweise gering. Besonders bei der Betrachtung des Einflusses der Böschungsneigung auf den Verbesserungsfaktor muss die natürlich auftretende Schwankungsbreite der Berechnungsergebnisse berücksichtigt werden. In den Verbesserungsfaktor gehen der Standsicherheitsfaktor der nicht ertüchtigten Böschung und der Standsicherheitsfaktor der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung ein. Beide Sicherheitsfaktoren sind mit einer Schwankungsbreite verbunden. Der Standsicherheitsfaktor der Böschung ohne Ertüchtigung schwankt beispielsweise mit dem verwendeten Berechnungsverfahren sehr stark. Ein Vergleich der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Standsicherheitsfaktoren für Böschungen ohne Ertüchtigung kann prinzipiell nur für Verfahren nach der Methode der Finiten Elemente oder mit analytischen Böschungsbruchberechnungen nach dem Verfahren nach MORGENSTERN / PRICE oder dem GLE-Verfahren erfolgen. Bei allen anderen Verfahren ist die Differenz zum Ergebnis der FE-Berechnungen zu groß. Die Analyse der Differenzen in den Berechnungsergebnissen zwischen den verschiedenen Verfahren zur Standsicherheitsberechnung von Böschung wurde im Rahmen dieser Arbeit gesondert betrachtet. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Abschnitt 4.4 (S.58) dargestellt. Der Standsicherheitsfaktor der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung wurde nach der Methode der Finiten Elemente ermittelt und schwankt damit insbesondere mit dem in der Berechnung verwendeten FE-Netz. Insbesondere bei Abstandsverhältnissen $a/h > 1$ ist der Einfluss der Böschungsneigung so gering, dass der Einfluss des Elementnetzes im FE-Modell die Schwankungsbreite des Einflusses der Böschungsneigung überschreitet.

6.2.6 Böschungshöhe

Zur Ermittlung des Einflusses der Böschungshöhe wurden die in Tabelle 12 angegebenen zusätzlichen Berechnungen durchgeführt.

Tabelle 12 Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Böschungshöhe h

Böschungs- neigung	Abstands- verhältnis	Böschungs- höhe	Wichte	Reibungs- winkel	Kohäsion	f_{N^*}	$f_{\varphi c}$
						$\frac{\gamma \cdot h}{c}$	$\frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c}$
$\cot \beta$	a/h	h	γ	φ	c	c	c
[-]	[-]	[m]	[kN/m ³]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]
1,3 / 1,7	0,5 / 1	4	19	20	20	3,80	1,38
				25	15	5,07	2,36
				30	10	7,60	4,39
				35	5	15,2	10,64
		6	19	20	20	5,70	2,07
				25	15	7,60	3,54
				30	10	11,40	6,58
				35	5	22,80	15,96
		10	19	20	20	9,50	3,46
				25	15	12,67	5,91
				30	10	19,00	10,97
				35	5	38,00	26,61
		14	19	20	20	13,30	4,84
				25	15	17,73	8,27
				30	10	26,60	15,36
				35	5	53,20	37,25

A – Einfluss der Böschungshöhe h auf die Böschungsstandsicherheit η

In Abbildung 68 ist die Abhängigkeit der Böschungsstandsicherheit η von der Böschungshöhe h dargestellt. Alle weiteren Einflussparameter wurden für diese Darstellung konstant gehalten. Da die Böschungshöhe h direkt in den Faktor $f_{\varphi c}$ eingeht, kann $f_{\varphi c}$ hier nicht als konstante Variable verwendet werden. Deshalb gelten die Linien im h- η_1 -Diagramm jeweils für konstante Scherparameterkombinationen Reibungswinkel φ und Kohäsion c. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind in den Diagrammen jeweils nur vier Scherparameterkombinationen dargestellt. Andere Kombinationen zeigen analoges Verhalten.

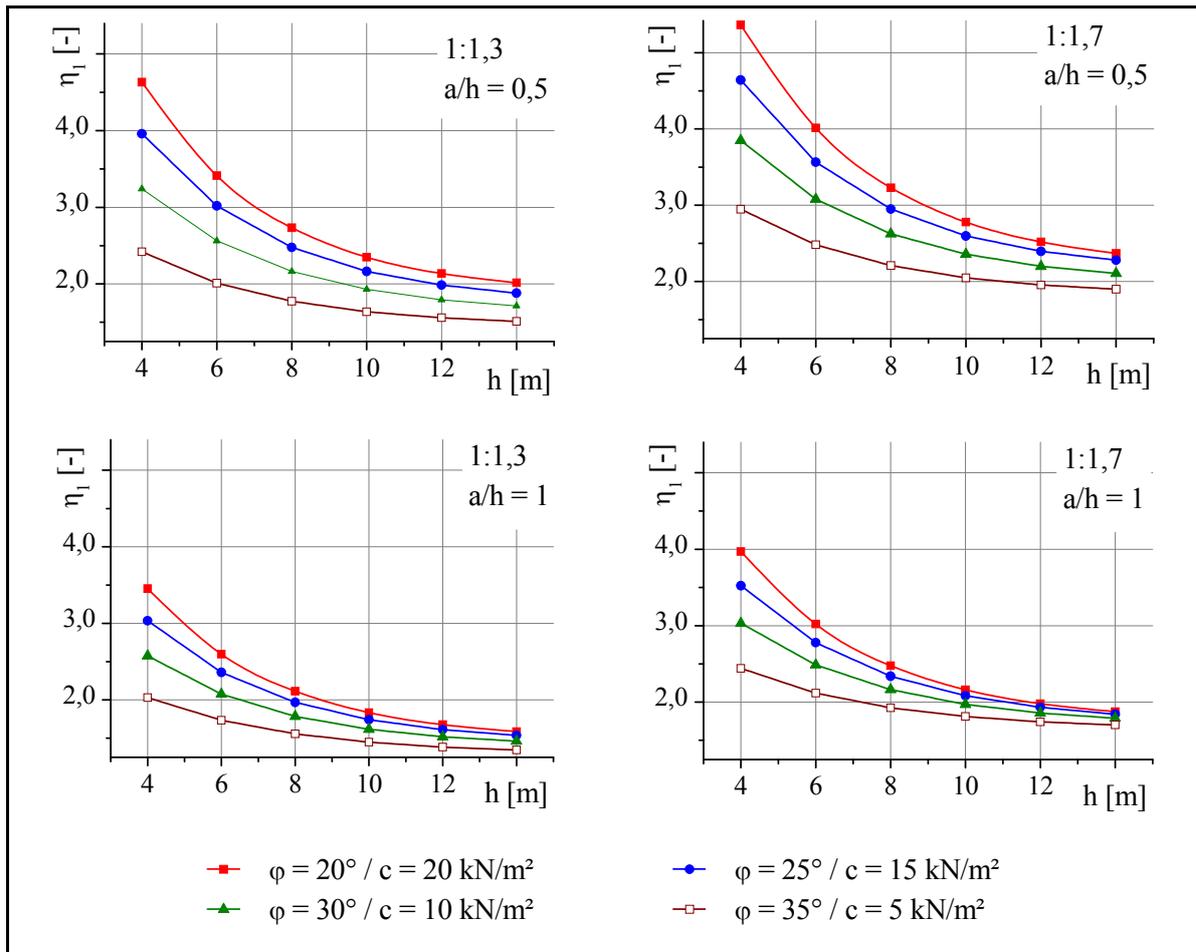


Abbildung 68 Böschungsstandsicherheit η_1 in Abhängigkeit von der Böschungshöhe; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5/ 1,0$

Aus den Diagrammen in Abbildung 68 können folgende Schlussfolgerungen bezüglich des Einflusses der Böschungshöhe auf die Böschungsstandsicherheit gezogen werden:

1. Die Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung nimmt mit steigender Böschungshöhe ab.
 $h \uparrow \Rightarrow \eta_1 \downarrow$
2. Der Zusammenhang zwischen der Böschungshöhe und der Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung ist nichtlinear. Die Standsicherheit nimmt mit steigender Böschungshöhe überproportional ab.

Der mathematische Zusammenhang zwischen der Böschungshöhe und der Böschungsstandsicherheit wird im Folgenden aus dem Zusammenhang zwischen der Böschungshöhe und der Standsicherheitszahl hergeleitet.

B – Einfluss der Böschungshöhe h auf die Standsicherheitszahl N_1^*

Nach Ersetzen der Böschungsstandsicherheit η durch die Standsicherheitszahl N^* entstehen die in Abbildung 69 dargestellten Diagramme. Aus dieser Darstellung lässt sich ein geeigneter mathematischer Zusammenhang zwischen der Böschungshöhe h und der Standsicherheitszahl N^* und damit schlussendlich auch der Böschungsstandsicherheit η angeben.

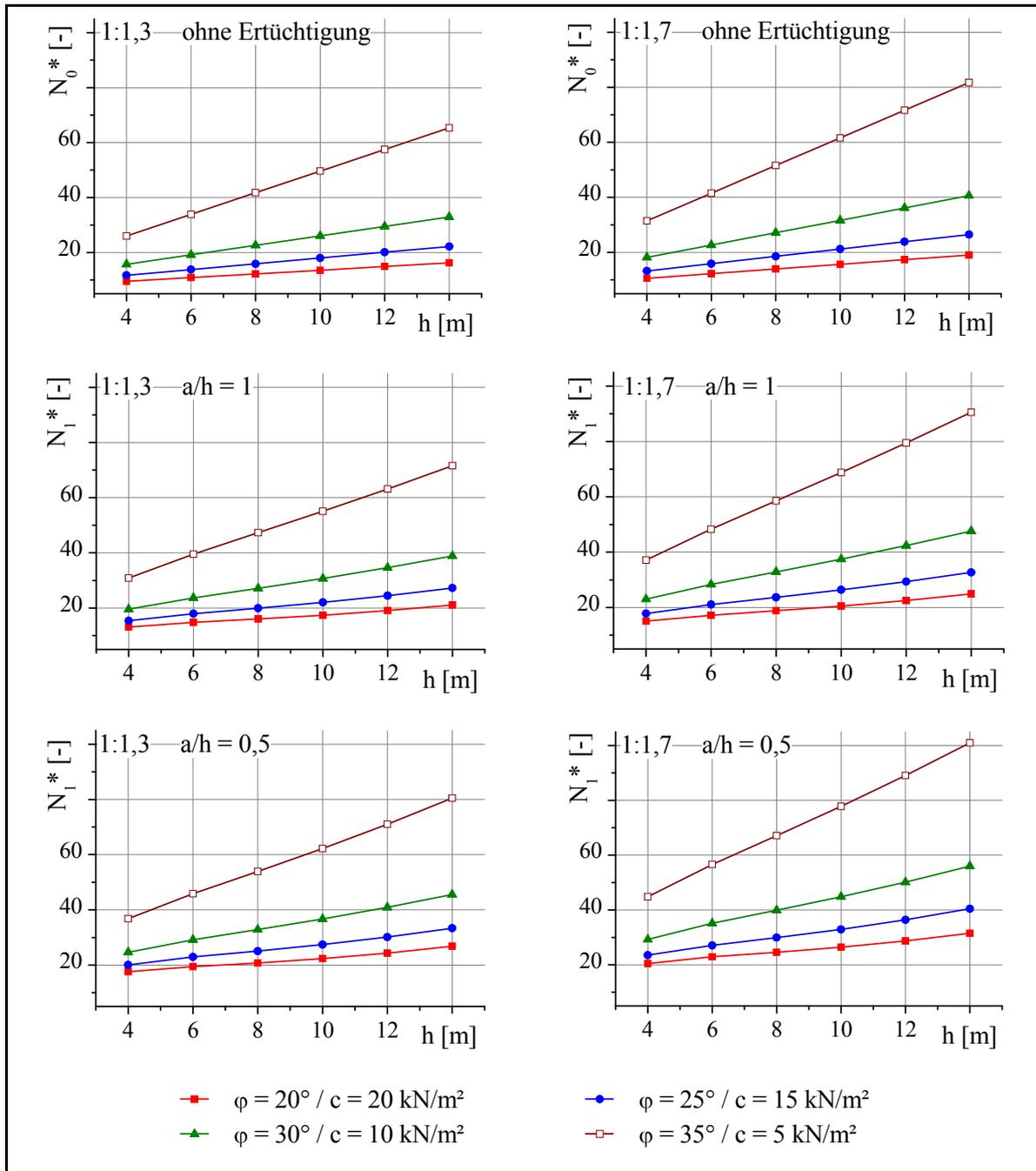


Abbildung 69 Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Böschungshöhe h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ und Böschungen ohne Ertüchtigung

Aus den Diagrammen in Abbildung 69 können folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Mit steigender Böschungshöhe h nimmt die Standsicherheitszahl N^* zu. Dieser Zusammenhang ist im relevanten Parameterbereich linear und kann über Gleichung (6.13) ausgedrückt werden. Die Parameter $m_{S0,h}$ und $n_{S0,h}$ dieser Gleichung sind in Tabelle 13 dargestellt.

$$N^*(h)_{(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot c + n_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} \quad (6.13)$$

Nach Ersetzen von N^* und Umstellen nach der Standsicherheit erhält man Gleichung (6.14).

$$\eta(h)_{(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{\gamma} + n_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} \quad (6.14)$$

Für Linien konstanter Scherparameter im h - N^* -Diagramm hängt N^* nur noch von der Böschungshöhe h ab. Diese geht umgekehrt proportional ein. Damit ist der Zusammenhang zwischen der Standsicherheit und der Böschungshöhe nichtlinear. Die Böschungstandsicherheit muss demzufolge mit abnehmender Böschungshöhe überproportional zunehmen. Dies bestätigen die η - h -Diagramme in Abbildung 68.

2. Mit steigendem Reibungswinkel φ und abnehmender Kohäsion c im Boden nimmt der Einfluss der Böschungshöhe h auf die Standsicherheitszahl N^* zu. Die Linien gleicher Scherparameter verlaufen mit steigendem Reibungswinkel und abnehmender Kohäsion steiler.
3. Mit abnehmendem Abstandsverhältnis a/h nimmt der Einfluss der Böschungshöhe h auf die Standsicherheitszahl N_1^* zu. Die Linien gleicher Scherparameter verlaufen mit abnehmendem Abstandsverhältnis und damit abnehmendem Scheibenabstand steiler (vgl. Abbildung 69 und Tabelle 13).
4. Mit flacher werdender Böschungsneigung steigt der Einfluss der Böschungshöhe. Die Geraden im h - N^* -Diagramm verlaufen bei flacheren Böschungsneigungen steiler und der Wert des Nulldurchgangs durch die N^* -Achse ist größer (vgl. Abbildung 69 und Tabelle 13).

Tabelle 13 Parameter $m_{S0,h}$ und $n_{S0,h}$ der Funktion $N^* = f(h)$

	cot $\beta = 1,3$		cot $\beta = 1,7$	
	$m_{S0,h}$	$n_{S0,h}$	$m_{S0,h}$	$n_{S0,h}$
Böschung ohne Stützscheiben				
$\varphi = 20^\circ / c = 20 \text{ kN/m}^2$	0,673	6,824	0,848	7,184
$\varphi = 25^\circ / c = 15 \text{ kN/m}^2$	1,051	7,477	1,327	7,914
$\varphi = 30^\circ / c = 10 \text{ kN/m}^2$	1,726	8,784	2,241	9,215
$\varphi = 35^\circ / c = 5 \text{ kN/m}^2$	3,931	10,284	5,035	11,253

	cot $\beta = 1,3$		cot $\beta = 1,7$	
	$m_{S0,h}$	$n_{S0,h}$	$m_{S0,h}$	$n_{S0,h}$
a/h = 1,0				
$\varphi = 20^\circ / c = 20 \text{ kN/m}^2$	0,722	10,319	0,905	11,598
$\varphi = 25^\circ / c = 15 \text{ kN/m}^2$	1,112	11,062	1,409	12,404
$\varphi = 30^\circ / c = 10 \text{ kN/m}^2$	1,852	12,326	2,379	13,774
$\varphi = 35^\circ / c = 5 \text{ kN/m}^2$	3,994	15,224	5,254	16,407
a/h = 0,5				
$\varphi = 20^\circ / c = 20 \text{ kN/m}^2$	0,808	14,429	1,002	16,563
$\varphi = 25^\circ / c = 15 \text{ kN/m}^2$	1,226	15,317	1,569	17,394
$\varphi = 30^\circ / c = 10 \text{ kN/m}^2$	1,988	16,938	2,563	19,306
$\varphi = 35^\circ / c = 5 \text{ kN/m}^2$	4,231	20,109	5,483	23,178

C – Einfluss der Böschungshöhe h auf den Verbesserungsfaktor VF

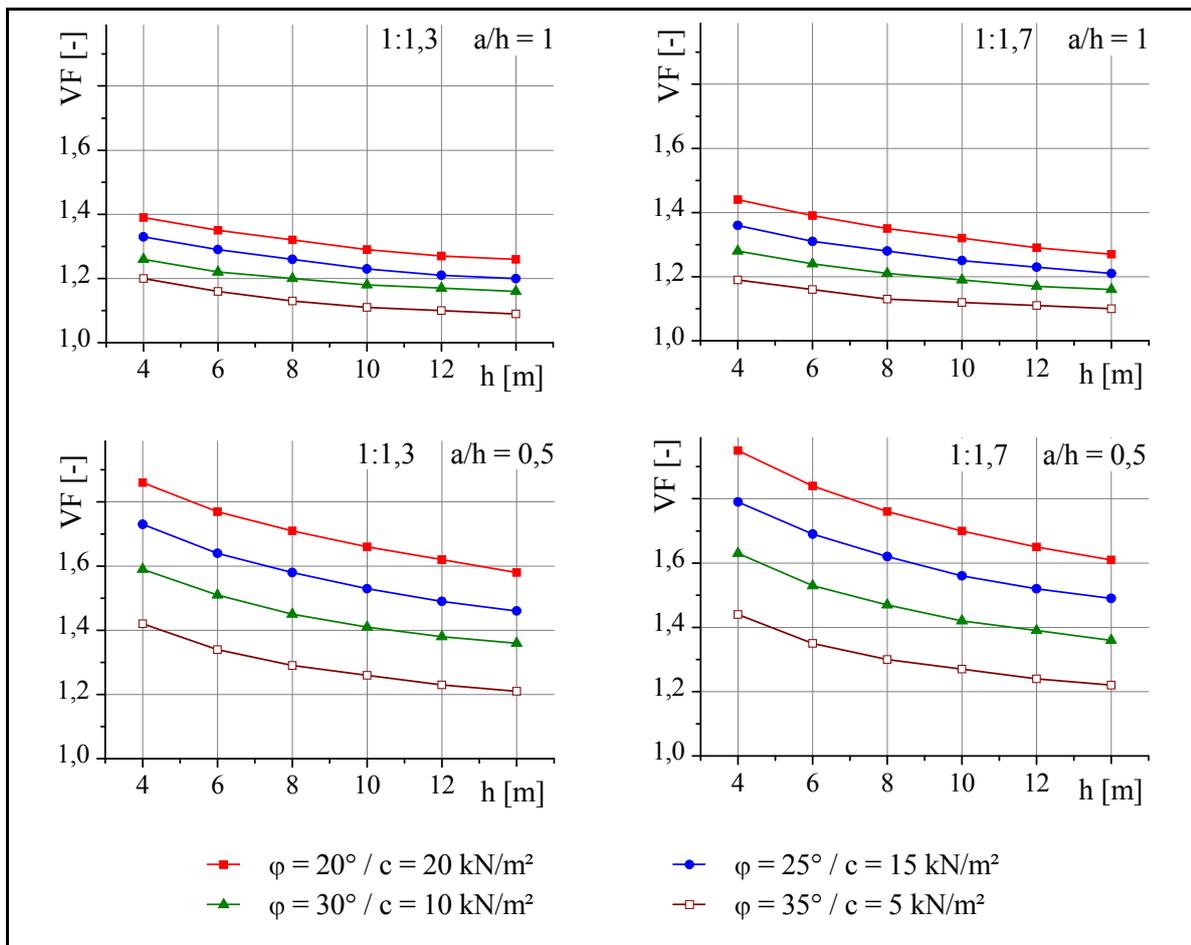


Abbildung 70 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Böschungshöhe h; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Abstandsverhältnis a/h = 0,5 / 1,0

Die Diagramme in Abbildung 70 zeigen die Abhängigkeit des Verbesserungsfaktors VF von der Böschungshöhe h. Folgende Schlussfolgerung lässt sich bezüglich des Einflusses der Böschungshöhe auf den Verbesserungsfaktor ziehen:

Mit steigender Böschungshöhe h nimmt die erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF, ab. Dieser Zusammenhang ist nichtlinear. Da der Zusammenhang zwischen Standsicherheitszahl und Böschungshöhe im relevanten Parameterspektrum linear ist, kann der Verbesserungsfaktor VF nach Gleichung (6.15) berechnet werden.

$$VF(h)_{(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} = \frac{m_{S0,h,1} \cdot h + n_{S0,h,1}}{m_{S0,h,0} \cdot h + n_{S0,h,0}} \quad (6.15)$$

Nach Umformung ergibt sich Gleichung (6.16).

$$VF(h)_{(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} = \frac{m_{S0,h,1}}{m_{S0,h,0}} + \frac{n_{S0,h,1} - \left(\frac{m_{S0,h,1}}{m_{S0,h,0}} \right) \cdot n_{S0,h,0}}{m_{S0,h,0} \cdot h + n_{S0,h,0}} \quad (6.16)$$

Die Parameter $m_{S0,h}$ und $n_{S0,h}$ können wieder aus Tabelle 13 entnommen werden. Aus der Funktion in Gleichung (6.16) ist ersichtlich, dass der Verbesserungsfaktor und damit die erreichbare Stabilisierungswirkung mit zunehmender Böschungshöhe überproportional abnehmen. Da jedoch die Verhältnisse $m_{S0,h,1} / m_{S0,h,0}$ jeweils nahe eins liegen, ist diese Nichtlinearität (überproportionale Abnahme) nur sehr schwach ausgeprägt.

6.2.7 Wichte des Bodens

In den bisherigen Berechnungen wurde die Wichte des erdfeuchten Bodens stets konstant mit 19 kN/m^3 angenommen. Dieser Wert wurde als geschätzter Mittelwert für im relevanten Parameterspektrum liegende Böden gewählt. Die Variationsbreite der erdfeuchten Wichten in der Realität vorkommender Böden liegt in etwa zwischen 17 und 22 kN/m^3 . Die Streubreite ist damit sehr gering. Da die Bodenwichte im Vergleich zu den weiteren Eingangsparametern nur in einem sehr engen Spektrum schwankt, wurde für die Berechnungen zunächst ein konstanter Wert für die Wichte angenommen. Da die Wichte aber über die Faktoren f_{qc} und N^* direkt in das Bemessungsverfahren für mittels Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigte Böschungen eingeht, muss der Einfluss der Wichte des Bodens nachgewiesen werden.

Änderungen der Bodenwichte wirken sich direkt auf die Böschungsstandsicherheit aus. Bei Änderungen der Bodenwichte ändert sich die Spannungsverteilung im Boden und damit ändern sich die Verhältnisse von treibenden und haltenden Kräften bzw. mobilisierten und möglichen Spannungen in den Gleitflächen.

Zur genaueren Analyse des Einflusses der Wichte des Bodens wurden die in Tabelle 14 angegebenen zusätzlichen Berechnungen durchgeführt.

Tabelle 14 Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Wichte γ des Bodens

Böschungs- neigung	Abstands- verhältnis	Böschungs- höhe	Reibungs- winkel	Kohäsion	Wichte	f_{N^*}	$f_{\varphi c}$
						$\frac{\gamma \cdot h}{c}$	$\frac{\gamma \cdot h \cdot \tan \varphi}{c}$
$\cot \beta$	a/h	h	φ	c	γ	[-]	[-]
[-]	[-]	[m]	[°]	[kN/m ²]	[kN/m ³]	[-]	[-]
1,3 1,7 2,0	0,5 / 1	8	20	20	15	6,00	2,18
					17	6,80	2,47
					23	9,20	3,35
					25	10,00	3,64
			35	5	15	24,00	16,80
					17	27,20	19,05
					23	36,80	25,77
25	40,00	28,01					

A / B – Einfluss der Wichte γ des Bodens auf die Böschungsstandsicherheit η und die Standsicherheitszahl N_1^*

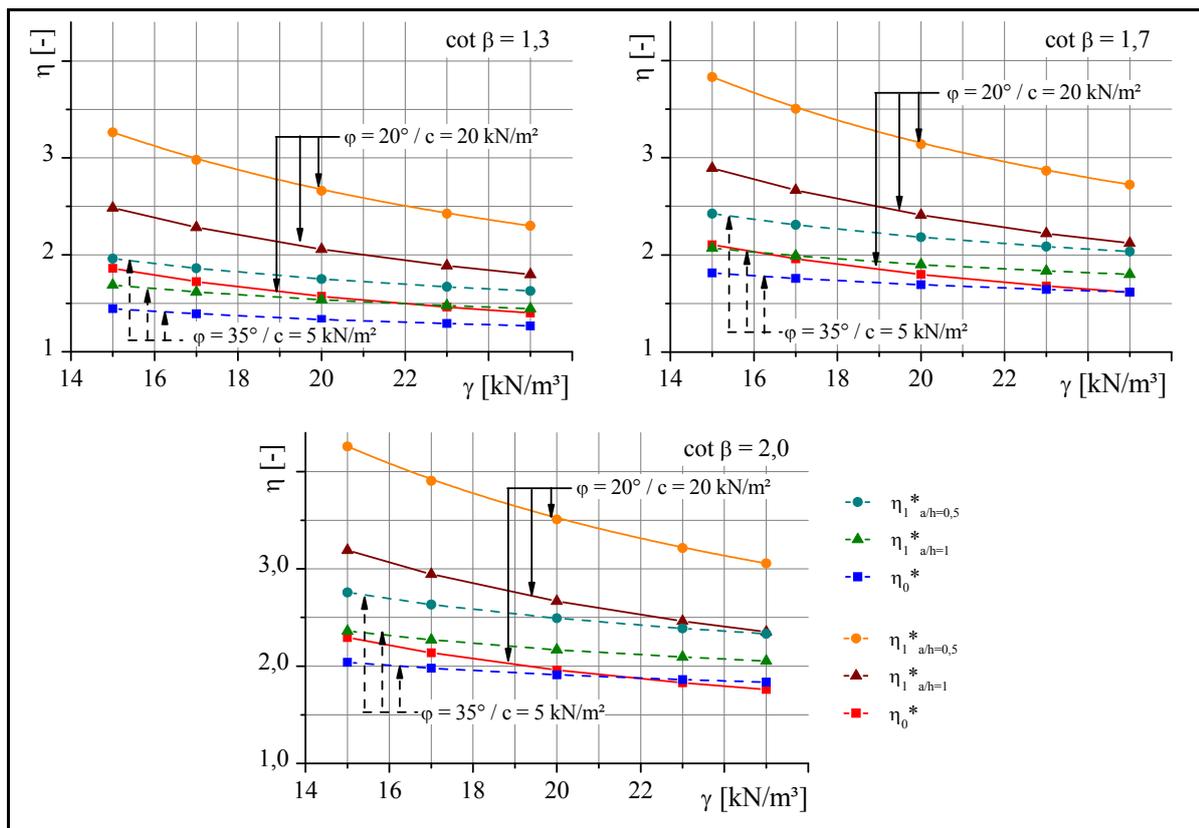


Abbildung 71 Standsicherheit η in Abhängigkeit von der Wichte γ des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7 / 1:2,0; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ und Böschungen ohne Ertüchtigung; Scherparameter des Bodens $\varphi = 20^\circ / c = 20 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi = 35^\circ / c = 5 \text{ kN/m}^2$

Abbildung 71 und Abbildung 72 zeigen den Einfluss der Wichte γ des Bodens auf die Böschungsstandsicherheit η bzw. auf die Standsicherheitszahl N^* beispielhaft für die Böschungsneigungen 1:1,3 / 1:1,7 und 1:2,0 sowie für zwei Scherparameterkombinationen des Bodens. Die Darstellungen gelten jeweils für Böschungen ohne Ertüchtigung (N_0^*) und mit Stützscheiben des Typs S0 ertüchtigte Böschungen (N_1^*), wobei das Abstandsverhältnis beispielhaft mit $a/h = 1,0$ dargestellt ist. Der Zusammenhang zwischen der Bodenwichte und der Standsicherheitszahl ist im relevanten Parameterbereich linear und kann über Gleichung (6.17) ausgedrückt werden.

$$N^*(\gamma)_{(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \gamma + n_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} \quad (6.17)$$

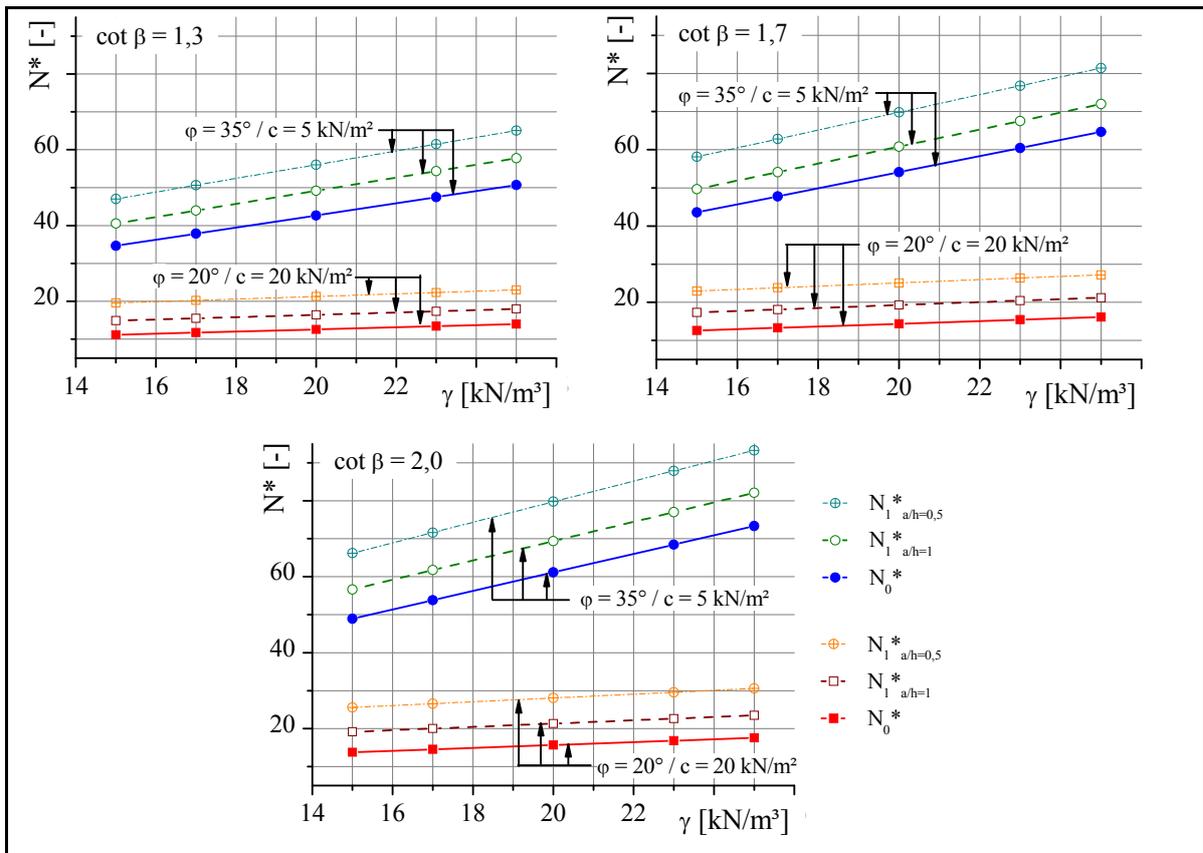


Abbildung 72 Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Wichte γ des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7 / 1:2,0; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ und Böschungen ohne Ertüchtigung; Scherparameter des Bodens $\varphi = 20^\circ / c = 20 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi = 35^\circ / c = 5 \text{ kN/m}^2$

Ersetzt man in Gleichung (6.17) die Standsicherheitszahl durch Gleichung (5.3), lässt sich der Zusammenhang zwischen der Wichte des Bodens und der Standsicherheit der Böschung über Gleichung (6.18) herstellen. Die Parameter $m_{S0,\gamma}$ und $n_{S0,\gamma}$ sind die Neigungen bzw. Nulldurchgänge durch die y-Achse im γ - N^* -Diagramm und haben keine praktische Bedeutung.

$$\eta(\gamma)_{(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{h} + n_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{h} \cdot \frac{1}{\gamma} \quad (6.18)$$

Folgende Schlussfolgerungen können bezüglich des Einflusses der Wichte des Bodens auf die Böschungsstandsicherheit gezogen werden.

1. Die Standsicherheit der Böschung nimmt mit zunehmender Wichte des Bodens überproportional ab. Dieses Verhalten ist aus Gleichung (6.18) und in Abbildung 71 zu erkennen.
2. Mit abnehmendem Einfluss des Reibungswinkels bzw. zunehmendem Einfluss der Kohäsion auf die Scherfestigkeit des Bodens, nimmt der Einfluss der Wichte des Bodens zu. Dies ist besonders an den Kurvenverläufen in Abbildung 71 zu erkennen. Die Steigungen der Kurven des Bodens mit den Scherparametern $\varphi = 20^\circ$ und $c = 20 \text{ kN/m}^2$ sind wesentlich steiler geneigt, als die des Bodens mit $\varphi = 35^\circ$ und $c = 5 \text{ kN/m}^2$.
3. Der Einfluss der Wichte auf die Standsicherheitszahl ist weitgehend unabhängig vom Abstandsverhältnis und damit vom Scheibenabstand. Die Linien gleicher Abstandsverhältnisse verlaufen in den $\gamma - N^*$ - Diagrammen nahezu parallel. Mit abnehmendem Abstandsverhältnis steigt die Standsicherheitszahl, da die Böschungsstandsicherheit zunimmt. Dieses Verhalten ist aber unabhängig von der Wichte des Bodens.
4. Der Einfluss der Wichte des Bodens auf die Böschungsstandsicherheit bzw. auf die Standsicherheitszahl nimmt mit flacher werdender Böschungsneigung geringfügig zu. Dies ist besonders an den Neigungen der Kurven in Abbildung 72 zu erkennen. Mit abnehmender Böschungsneigung nehmen die Neigungen der Kurven zu.

C – Einfluss der Wichte γ des Bodens auf den Verbesserungsfaktor VF

Abbildung 73 zeigt den Einfluss der Wichte des Bodens auf die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass der Verbesserungsfaktor und damit die erreichbare Stabilisierungswirkung der Stützscheiben mit abnehmender Wichte des Bodens zunehmen. Dieser Einfluss ist im relevanten Parameterbereich annähernd linear. Der Einfluss der Wichte auf den Verbesserungsfaktor kann über Gleichung (6.19) ausgedrückt werden.

$$VF(\gamma)_{(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} = \frac{N_1 * (\gamma)}{N_0 * (\gamma)} = \frac{m_{S0,\gamma,1} \cdot \gamma + n_{S0,\gamma,1}}{m_{S0,\gamma,0} \cdot \gamma + n_{S0,\gamma,0}} \quad (6.19)$$

Da die Linien gleicher Abstandsverhältnisse im $\gamma - N^*$ - Diagramm nahezu parallel verlaufen, muss gemäß Gleichung (6.19) der Zusammenhang zwischen der Wichte des Bodens und dem Verbesserungsfaktor linear verlaufen.

Mit abnehmendem Einfluss des Reibungswinkels bzw. zunehmendem Einfluss der Kohäsion auf die Scherfestigkeit des Bodens, nimmt der Einfluss der Wichte des Bodens auf die erreichbare Stabilisierungswirkung zu. Dieser Einfluss ist allerdings von vernachlässigbarer Größenordnung. Ebenso vernachlässigbar ist der Einfluss der Wichte in Abhängigkeit von der Böschungsneigung und vom Scheibenabstand bzw. Abstandsverhältnis.

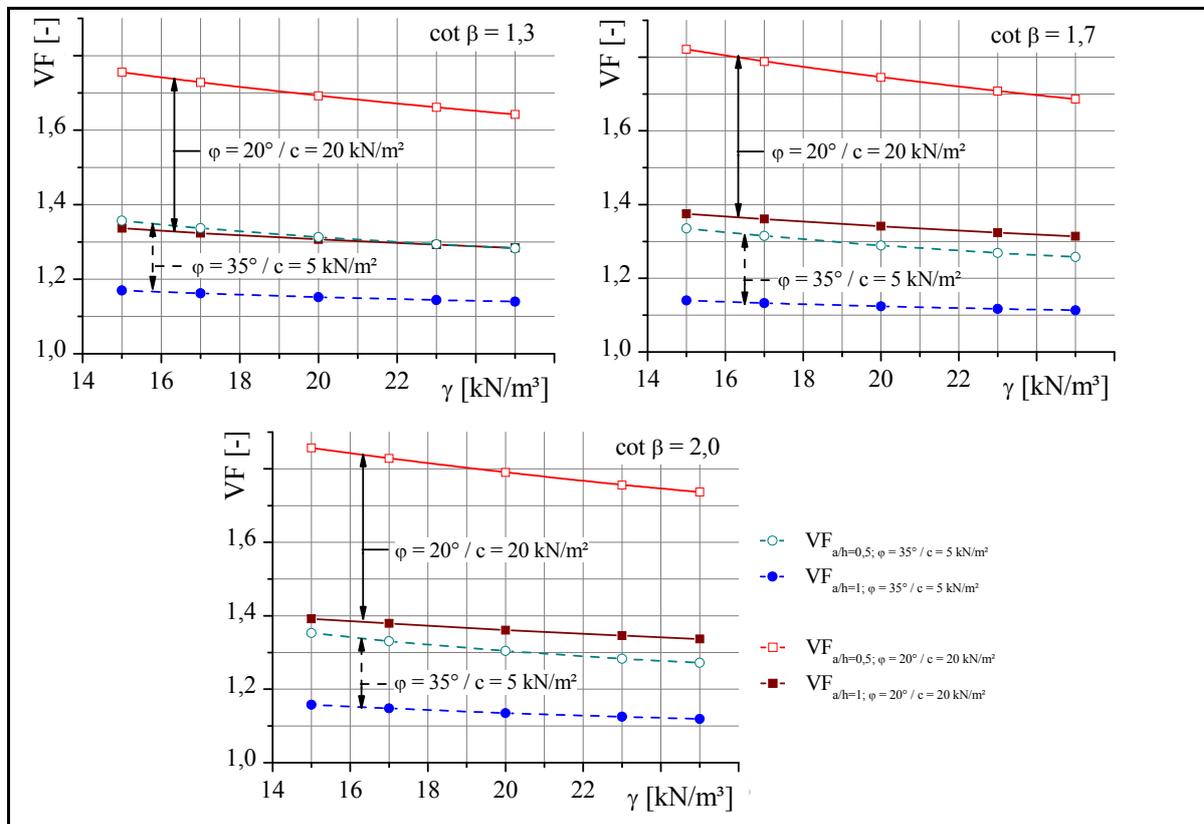


Abbildung 73 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Wichte γ des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7 / 1:2,0; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ und Böschungen ohne Ertüchtigung; Scherparameter des Bodens $\varphi = 20^\circ / c = 20 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi = 35^\circ / c = 5 \text{ kN/m}^2$

Der Einfluss der Wichte wirkt sich auf zwei wesentliche Faktoren, die die Böschungsstandsicherheit sowohl der Böschungen ohne Ertüchtigung, als auch der Böschungen mit Stützscheiben beeinflussen, aus. Das Bodeneigengewicht hat unmittelbaren Einfluss auf die in der Gleitfläche wirkenden Spannungen. Zum einen ändern sich mit der Wichte die haltenden und treibenden Kräfte sowie die Verhältnisse zwischen den haltenden und treibenden Kräften in den Gleitflächen. Zum anderen wird durch die Wichte des Bodens die Lage der ungünstigsten Gleitfläche beeinflusst. Die Änderung der Lage der Gleitfläche in Abhängigkeit von der Bodenwichte lässt sich idealerweise am ebenen Fall ohne Stützscheiben und durch Standsicherheitsberechnung mit Gleitkreisen zeigen. Abbildung 74 zeigt anhand von zwei Beispielen den Einfluss der Bodenwichte auf die Lage der Gleitlinie im ebenen Fall. Die Berechnungen wurden für diese Beispiele mit dem Gleitkreisver-

fahren nach KREY / BISHOP durchgeführt. Es ist zu erkennen, dass die Änderung der Geometrie des kritischen Gleitkreises nur schwach von der Wichte des Bodens beeinflusst wird. Prinzipiell nimmt die Größe des Bruchkörpers mit zunehmender Wichte ab. Eine Erklärung für dieses Verhalten wird in Abschnitt 6.3.4 (S.148) gegeben.

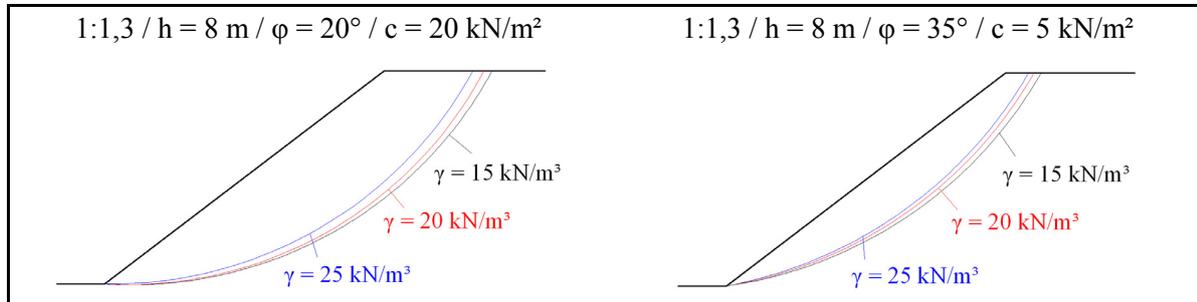


Abbildung 74 Einfluss der Wichte des Bodens auf die Lage des kritischen Gleitkreises für zwei Scherparameterkombinationen (Berechnungsverfahren: kreisförmige Gleitlinien nach KREY / BISHOP)

6.2.8 Auflast

Die Diagramme in Abbildung 75 zeigen beispielhaft anhand einer Böschungsneigung 1:1,3 für die Abstandsverhältnisse $a/h = 0,5 / 1,0$ und $2,0$ die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbaren Standsicherheitszahlen N_1^* sowie Verbesserungsfaktoren VF, vergleichsweise für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast auf der Böschungskrone. Die Bahnauflast wurde für zweigleisige Fahrbahnen mit Schotteroberbau und dem Lastbild UIC71 als Verkehrslast angesetzt. Der Aufbau des Lastbildes ist in Abschnitt 5.3 (S.72) dargestellt.

Folgende Schlussfolgerungen können bezüglich des Einflusses der Bahnauflast im Vergleich zu Böschungen ohne zusätzliche Auflasten gezogen werden:

1. Mittels Stützscheiben ertüchtigte Böschungen mit Bahnauflast verhalten sich analog zu Böschungen ohne zusätzliche Auflasten. Die Verläufe der N^* und VF-Kurven verhalten sich prinzipiell analog.
2. Im Vergleich zu Böschungen ohne zusätzliche Auflasten werden bei Systemen mit Bahnauflast geringere Werte für die Standsicherheit N^* Werte erreicht. Dies gilt sowohl für mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigte Böschungen, als auch für nicht ertüchtigte Böschungen. Dies ist in beiden Fällen durch die, die Standsicherheit herabsetzende, zusätzliche Auflast begründet.
3. Im Vergleich zu mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen ohne Bahnauflast werden bei Böschungen mit Bahnauflast höhere Verbesserungsfaktoren bei gleichen Scheibenabständen erreicht.

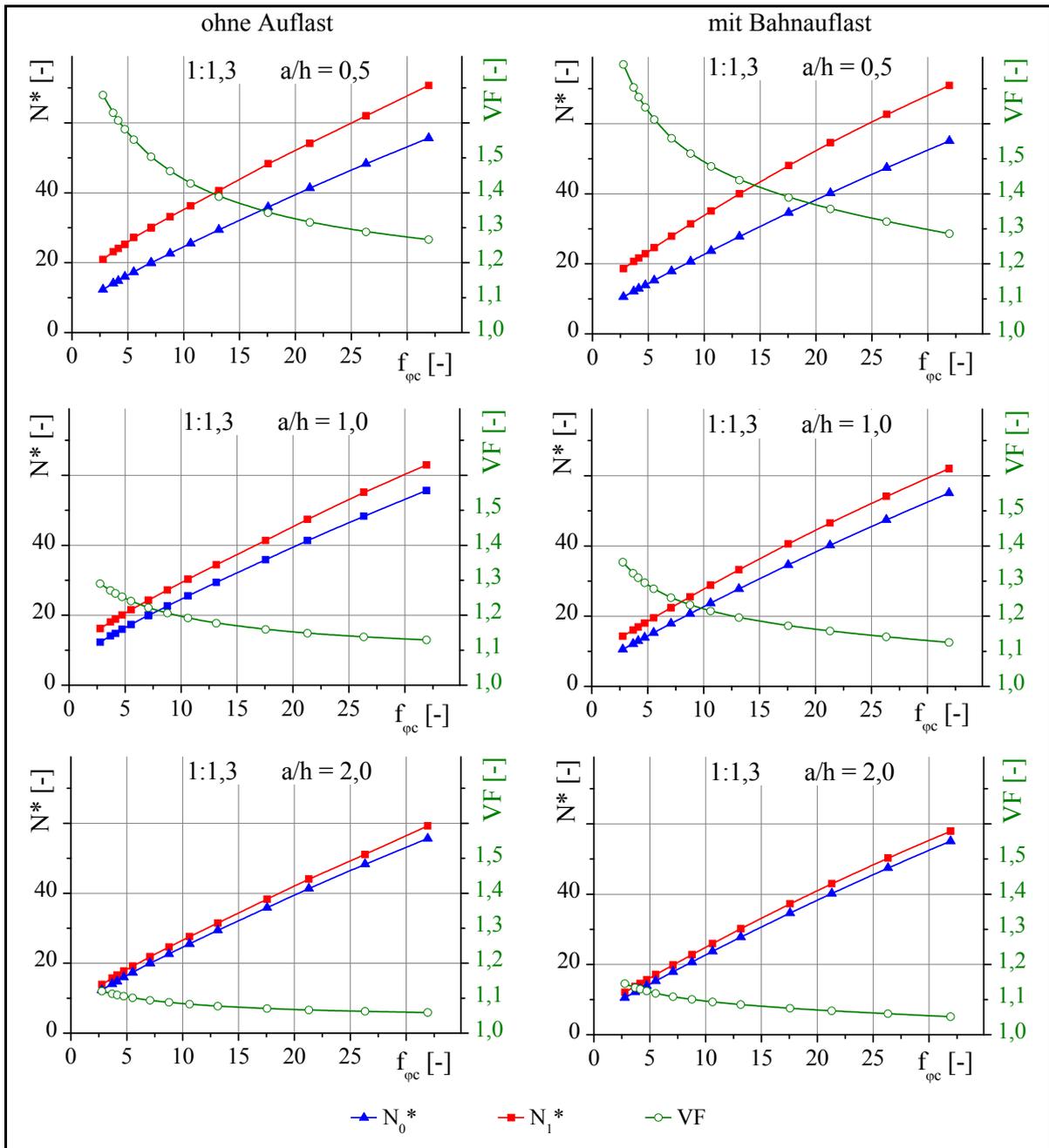


Abbildung 75 Standsicherheitszahl N^* und Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast; Böschungsneigung 1:1,3; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0 / 2,0

6.2.9 Zusammenfassung der Ergebnisse der Einzelanalysen

Einfluss des Scheibenabstandes a

η : Mit abnehmendem Scheibenabstand steigt die Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung an. Dieser Zusammenhang ist überproportional und im Bereich der Abstandsverhältnisse kleiner 1,5 besonders stark ausgeprägt.

N^* : Mit abnehmendem Scheibenabstand steigt die Standsicherheitszahl N_1^* der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung überproportional an. Der Zusammenhang zwischen dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ und der Standsicherheitszahl N^* lässt sich im relevanten Parameterbereich für jeweils konstante Böschungsneigung und konstante Abstandsverhältnisse über ein Polynom 2. Grades erfassen.

$$N_1^*(f_{\varphi c}) = n_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} + m_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} - l_{S0,1(\beta,a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2$$

VF: Die erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF steigt mit abnehmendem Scheibenabstand überproportional an.

Einfluss der Scherparameter φ und c

η : Die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung steigt mit zunehmender Kohäsion und zunehmendem Reibungswinkel an. Im relevanten Parameterspektrum ist dieser Zusammenhang jeweils linear.

$$\eta(c)_{(\beta,a,\gamma,h,\tan\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,c(\beta,a,\gamma,h,\tan\varphi=\text{konst.})} \cdot c + n_{S0,c(\beta,a,\gamma,h,\tan\varphi=\text{konst.})}$$

$$\eta(\tan\varphi)_{(\beta,a,\gamma,h,c=\text{konst.})} = m_{S0,\varphi(\beta,a,\gamma,h,c=\text{konst.})} \cdot \tan\varphi + n_{S0,\varphi(\beta,a,\gamma,h,c=\text{konst.})}$$

N^* : Die Standsicherheitszahl N^* steigt mit abnehmender Kohäsion c des Bodens überproportional an. Der Zusammenhang zwischen der Kohäsion und der Standsicherheitszahl lässt sich im relevanten Parameterbereich ($c = 5\text{-}20 \text{ kN/m}^2$) über die Gleichung

$$N^*(c) = m_{S0,c} \cdot \gamma \cdot h + n_{S0,c} \cdot \gamma \cdot h \cdot \frac{1}{c} \text{ angeben.}$$

Die Standsicherheitszahl N^* steigt mit zunehmendem Reibungswinkel $\tan\varphi$ des Bodens im relevanten Parameterbereich ($\varphi = 20\text{-}35^\circ$) linear an und kann über die Gleichung

$$N^*(\tan\varphi) = m_{S0,\varphi} \cdot \tan\varphi \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} + n_{S0,\varphi} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \text{ beschrieben werden.}$$

VF: Der Verbesserungsfaktor VF steigt mit zunehmender Kohäsion c des Bodens unterproportional an. Das bedeutet die Zunahme des Verbesserungsfaktors schwächt sich mit steigender Kohäsion ab.

Der Verbesserungsfaktor VF nimmt mit zunehmendem Reibungswinkel $\tan\varphi$ des Bodens unterproportional ab. D. h. mit steigendem Reibungswinkel nimmt der Verbesserungsfaktor mit schwacher Ausprägung unterproportional ab.

Einfluss der Böschungsneigung β

- η : Mit zunehmender Böschungsneigung, also mit steiler werdender Böschung, nimmt die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung ab.
- N^* : Mit zunehmender Böschungsneigung nimmt die Standsicherheitszahl N^* ab. Dieser Zusammenhang lässt sich für Linien konstanter Parameter $f_{\varphi c}$ darstellen und ist linear. Der Zusammenhang zwischen der Böschungsneigung $\tan \beta$ und der Standsicherheitszahl lässt sich über $N^*(\tan \beta)_{(f_{\varphi c}=\text{konst.})} = m_{S0,\beta} \cdot \tan \beta + n_{S0,\beta}$ beschreiben.
- VF: In Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ nimmt der Verbesserungsfaktor mit zunehmender Böschungsneigung zu oder ab. Für kleine $f_{\varphi c}$ -Werte nimmt VF mit steigender Böschungsneigung ab. Mit zunehmender Größe von $f_{\varphi c}$ kehrt sich dieses Verhalten um. Der Einfluss der Böschungsneigung auf den Verbesserungsfaktor ist im Vergleich zu den weiteren Eingangsparametern sehr gering. Für Abstandsverhältnisse größer eins ist der Einfluss vernachlässigbar. Bei Abstandsverhältnissen kleiner eins und $f_{\varphi c}$ -Werten größer acht ist der Einfluss ebenfalls vernachlässigbar.

Einfluss der Böschungshöhe h

- η : Mit zunehmender Böschungshöhe nimmt die Böschungsstandsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung überproportional ab.

$$\eta(h)_{(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{\gamma} + n_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h}$$

- N^* : Die Standsicherheitszahl N^* steigt mit zunehmender Böschungshöhe h an. Dieser Zusammenhang ist im relevanten Parameterbereich linear.

$$N^*(h)_{(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot h + n_{S0,h(\beta,a,\gamma,c,\varphi=\text{konst.})}$$

- VF: Der Verbesserungsfaktor VF nimmt mit steigender Böschungshöhe überproportional ab. Die überproportionale Abnahme ist dabei im relevanten Parameterspektrum sehr schwach ausgeprägt.

Einfluss der Wichte des Bodens γ

- η : Die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung nimmt mit zunehmender Wichte des Bodens überproportional ab.

$$\eta(\gamma)_{(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{h} + n_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \frac{c}{h} \cdot \frac{1}{\gamma}$$

- N^* : Die Standsicherheitszahl N^* steigt mit abnehmender Wichte des Bodens γ an. Dieser Zusammenhang ist im relevanten Parameterbereich linear.

$$N^*(\gamma)_{(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} = m_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})} \cdot \gamma + n_{S0,\gamma(\beta,a,h,c,\varphi=\text{konst.})}$$

- VF: Der Verbesserungsfaktor VF nimmt mit abnehmender Wichte γ des Bodens linear zu.

Im Folgenden sollen nun die Einflüsse aller Eingangsparameter in einer mathematischen Formulierung zusammengefasst werden. Diese Formulierung muss in der Lage sein, die zuvor genannten Zusammenhänge korrekt zu erfassen. Dies kann über Gleichung (6.1) bzw. (6.2) erfolgen.

$$N_1^*(f_{\varphi c}) = n_{S0,1(\beta, a/h=\text{konst.})} + m_{S0,1(\beta, a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} - l_{S0,1(\beta, a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2 \quad (6.1)$$

$$\eta_{1,(a/h, \beta=\text{konst.})} = m_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} - l_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2 \quad (6.2)$$

Um sicherzustellen, dass Gleichung (6.1) bzw. (6.2) geeignet sind um alle Einflussparameter ausreichend genau zu erfassen, soll dies im Folgenden auf Plausibilität überprüft werden. Dies wird idealerweise anhand von Gleichung (6.2) durchgeführt, da diese alle Eingangsparameter enthält.

Zur Verdeutlichung aller Einflüsse müssen zunächst die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} näher betrachtet werden. Die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} sind vom Abstandsverhältnis a/h und von der Böschungsneigung β bzw. $\cot \beta$ abhängig. Folgende Abhängigkeiten sind ersichtlich:

1. Abstandsverhältnis

$$a/h \downarrow \Rightarrow n_{S0} \uparrow / m_{S0} \uparrow / l_{S0} \uparrow \Rightarrow \eta_1 \uparrow$$

Im Bereich der betrachteten Abstandsverhältnisse 0,5 bis 3,0 verlaufen die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} nichtlinear. Die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} nehmen mit abnehmendem Abstandsverhältnis überproportional zu. Demzufolge muss nach Gleichung (6.2) der Zusammenhang zwischen den Abstandsverhältnis und der Böschungsstandsicherheit ebenfalls nichtlinear sein.

Plausibilitätsprüfung: Da Gleichung (6.2) aus der Analyse des Scheibenabstandes abgeleitet wurde kann diese Prüfung entfallen.

2. Böschungsneigung

$$\beta \downarrow \text{ bzw. } \cot \beta \uparrow \Rightarrow n_{S0} \uparrow / m_{S0} \uparrow / l_{S0} \text{ konst.} \Rightarrow \eta_1 \uparrow$$

Da die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} im Bereich der betrachteten Böschungsneigungen 1:1,3 bis 1:2,0 linear verlaufen, ist der Zusammenhang zwischen der Böschungsneigung und der Böschungsstandsicherheit nach Gleichung (6.2) ebenfalls linear.

Plausibilitätsprüfung: Die Ergebnisse stimmen mit den Ergebnissen der Einzelanalyse der Böschungsneigung überein.

Im Folgenden soll der Einfluss der weiteren Eingangsparameter auf Gleichung (6.2) betrachtet werden. Dazu wird zur besseren Übersicht Gleichung (6.2) in drei Glieder unterteilt.

$$\eta_{1,(a/h, \beta=\text{konst.})} = \underbrace{m_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \tan \varphi}_{\text{Glied 1}} + \underbrace{n_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h}}_{\text{Glied 2}} - \underbrace{l_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2}_{\text{Glied 3}}$$

3. Kohäsion

$$c \uparrow \Rightarrow \text{Glied 1} \rightarrow \text{konstant} / \text{Glied 2} \uparrow / \text{Glied 3} \downarrow \Rightarrow \eta_1 \uparrow$$

Der Kohäsionseinfluss ist in Gleichung (6.2) besonders stark ausgeprägt. Mit zunehmender Kohäsion nimmt das zweite Glied linear zu, da die Kohäsion in den Zähler eingeht. Das dritte Glied nimmt mit zunehmender Kohäsion umgekehrt proportional ab, da die Kohäsion in den Nenner eingeht. Da das erste Glied konstant ist, die Kohäsion in das zweite Glied linear eingeht und das dritte Glied negativ in Gleichung (6.2) eingeht, nimmt die Böschungsstandsicherheit nach Gleichung (6.2) mit steigender Kohäsion unterproportional zu. D. h. mit zunehmender Kohäsion schwächt sich die Zunahme der Standsicherheit ab.

Plausibilitätsprüfung: Die Zusammenhänge in Gleichung (6.2) stimmen mit den Ergebnissen der Einzelanalyse des Kohäsionseinflusses überein.

4. Reibungswinkel

$$\varphi \uparrow \Rightarrow \text{Glied 1} \uparrow / \text{Glied 2} \rightarrow \text{konstant} / \text{Glied 3} \uparrow \Rightarrow \eta_1 \uparrow$$

Mit zunehmendem Reibungswinkel nimmt das erste Glied mit dem Tangens des Reibungswinkels zu. Das dritte Glied nimmt mit dem Quadrat des Tangens des Reibungswinkels zu. Da das zweite Glied konstant ist, der Reibungswinkel in das erste Glied mit dem Tangens linear eingeht und das dritte Glied negativ in Gleichung (6.2) eingeht, nimmt die Böschungsstandsicherheit nach Gleichung (6.2) mit steigendem Reibungswinkel unterproportional zu. D. h. mit zunehmendem Reibungswinkel schwächt sich die Zunahme der Standsicherheit ab.

Plausibilitätsprüfung: Die Zusammenhänge in Gleichung (6.2) stimmen mit den Ergebnissen der Einzelanalyse des Einflusses des Reibungswinkels überein.

5. Böschungshöhe

$$h \uparrow \Rightarrow \text{Glied 1} \rightarrow \text{konstant} / \text{Glied 2} \downarrow / \text{Glied 3} \uparrow \Rightarrow \eta_1 \downarrow$$

Die Böschungshöhe geht umgekehrt proportional in das zweite Glied und linear in das dritte Glied ein. Da das erste Glied konstant ist, die Böschungshöhe in das zweite Glied umgekehrt proportional eingeht und das dritte Glied negativ in Gleichung (6.2) eingeht, nimmt die Böschungsstandsicherheit nach Gleichung (6.2) mit steigender Böschungshöhe überproportional ab. D. h. mit zunehmender Böschungshöhe verstärkt sich die Abnahme der Standsicherheit.

Plausibilitätsprüfung: Die Zusammenhänge in Gleichung (6.2) stimmen mit den Ergebnissen der Einzelanalyse des Einflusses der Böschungshöhe überein.

6. Wichte des Bodens

$$\gamma \uparrow \Rightarrow \text{Glied 1} \rightarrow \text{konstant} / \text{Glied 2} \downarrow / \text{Glied 3} \uparrow \Rightarrow \eta_1 \downarrow$$

Die Wichte des Bodens geht umgekehrt proportional in das zweite Glied und linear in das

dritte Glied ein. Da das erste Glied konstant ist, die Wichte des Bodens in das zweite Glied umgekehrt proportional eingeht und das dritte Glied negativ in Gleichung (6.2) eingeht, nimmt die Böschungsstandsicherheit nach Gleichung (6.2) mit steigender Bodenwichte überproportional ab. D. h. mit zunehmender Wichte des Bodens verstärkt sich die Abnahme der Standsicherheit.

Plausibilitätsprüfung: Die Zusammenhänge in Gleichung (6.2) stimmen mit den Ergebnissen der Einzelanalyse des Einflusses der Wichte des Bodens überein.

Die Plausibilitätsprüfung bestätigt, dass Gleichung (6.1) bzw. (6.2) geeignet sind um den Einfluss aller Eingangsparameter korrekt zu erfassen.

Im Folgenden soll Gleichung (6.1) graphisch dargestellt werden. In Gleichung (6.1) gehen als Eingangsparameter der Faktor $f_{\varphi c}$ und das Abstandsverhältnis a/h über die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} ein. Damit kann der Zusammenhang zwischen dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$, dem Abstandsverhältnis a/h und der Standsicherheitszahl N_1^* dreidimensional dargestellt werden. Gleiches gilt für den Zusammenhang zwischen dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$, dem Abstandsverhältnis a/h und dem Verbesserungsfaktor VF. Abbildung 76 (S. 138) und Abbildung 77 (S. 138) zeigen die genannten Zusammenhänge jeweils für die Böschungsneigungen 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 und 1:2,0.

6.2.10 Schlussfolgerungen bezüglich des Bemessungsverfahrens

Fasst man nun die Ergebnisse der Einzelanalysen zusammen, lassen sich bezüglich der Erstellung eines Bemessungsverfahrens folgende Schlussfolgerungen treffen:

1. Der Faktor $f_{\varphi c}$ ist für die vorliegende Problemstellung geeignet, um die Eingangsparameter Reibungswinkel φ , Kohäsion c , Böschungshöhe h und die Wichte des Bodens in einem aussagekräftigen Parameter zusammenzufassen.
2. Der Parameter Abstandsverhältnis a/h ist für die Problemstellung geeignet, um den Scheibenabstand direkt mit dem Böschungsparameter Böschungshöhe h zu verknüpfen. Damit wird der Scheibenabstand als eigenständiger Parameter entkoppelt und fließt über das Abstandsverhältnis a/h in das Bemessungsverfahren ein. Des Weiteren verringert sich damit die Anzahl der Eingangsparameter auf das Bemessungsverfahren.
3. Für die Eingangsparameter (φ , c , γ , h , β , a) lassen sich keine geeigneten mathematischen Zusammenhänge zwischen diesen und der Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung η_1 angeben. Es können aber Zusammenhänge zwischen den Eingangsparametern und der Standsicherheitszahl N_1^* hergestellt werden. Diese lassen sich über geeignete mathematische Funktionen beschreiben. Dieses Verhalten entspricht dem ebenen Fall ohne Stützscheiben. Die Standsicherheitszahl N_1^* ist damit die passende Verknüpfung

zwischen der Böschungsstandsicherheit η_1 und den Eingangsparametern (φ , c , γ , h , β , a). Aus der Standsicherheitszahl N_1^* kann bei bekannten Eingangsparametern unmittelbar auf die Böschungsstandsicherheit η_1 geschlossen werden.

4. Der Verbesserungsfaktor VF, definiert als das Verhältnis der Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung η_1 zur Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung η_0 , ist als Parameter geeignet, um den Grad des Einflusses der Stützscheiben auf die Böschungsstandsicherheit bzw. den Grad der Stabilisierungswirkung zu beschreiben.
5. Die Böschungsneigung β muss als einzelner Parameter in das Bemessungsverfahren eingehen, da diese nicht in Verbindung mit anderen Einflussfaktoren gebracht werden kann.
6. Als Resümee aus der Betrachtung der Einzelparameter kann festgehalten werden, dass in das Bemessungsverfahren der Parameter $f_{\varphi c}$ und die Böschungsneigung β als Eingangsparameter eingehen müssen, die Standsicherheitszahl N_1^* und der Verbesserungsfaktor VF die Ergebnisparameter darstellen. Das Abstandsverhältnis a/h kann je nach Aufgabenstellung als Eingangs- oder Ergebnisparameter fungieren.

Fasst man den Einfluss aller Eingangsparameter auf die Standsicherheitszahl bzw. auf die erreichbare Stabilisierungswirkung zusammen und berücksichtigt die zuvor genannten Punkte, lassen sich alle Einflussfaktoren in Diagrammen, wie sie in Abbildung 76 für die Standsicherheitszahl und Abbildung 77 für den Verbesserungsfaktor dargestellt sind, zusammenfassen. Die Diagramme in Abbildung 76 zeigen anschaulich den Einfluss des Haupteinflussparameters $f_{\varphi c}$ und des Abstandsverhältnisses a/h auf die Standsicherheitszahl N^* . Die Diagramme in Abbildung 77 zeigen den Einfluss des Parameters $f_{\varphi c}$ und des Abstandsverhältnisses a/h auf den Verbesserungsfaktor VF.

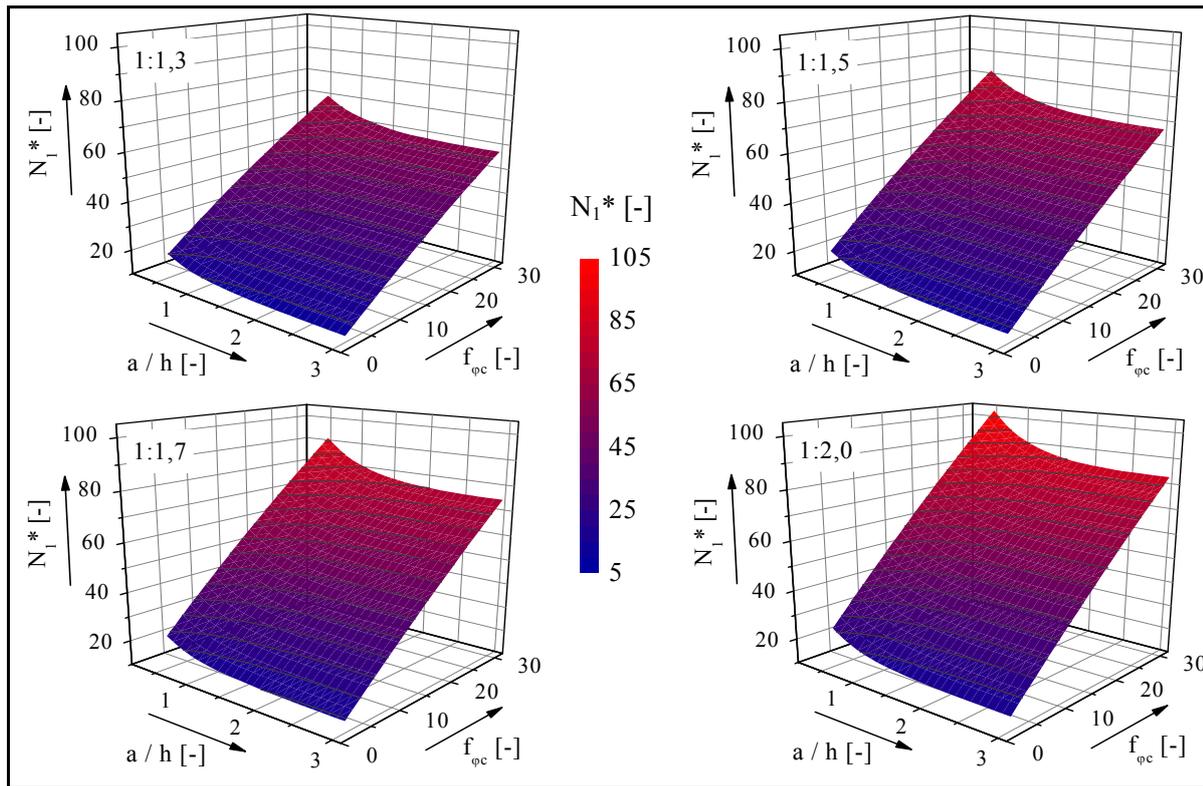


Abbildung 76 Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h für Scheiben vom Typ S0

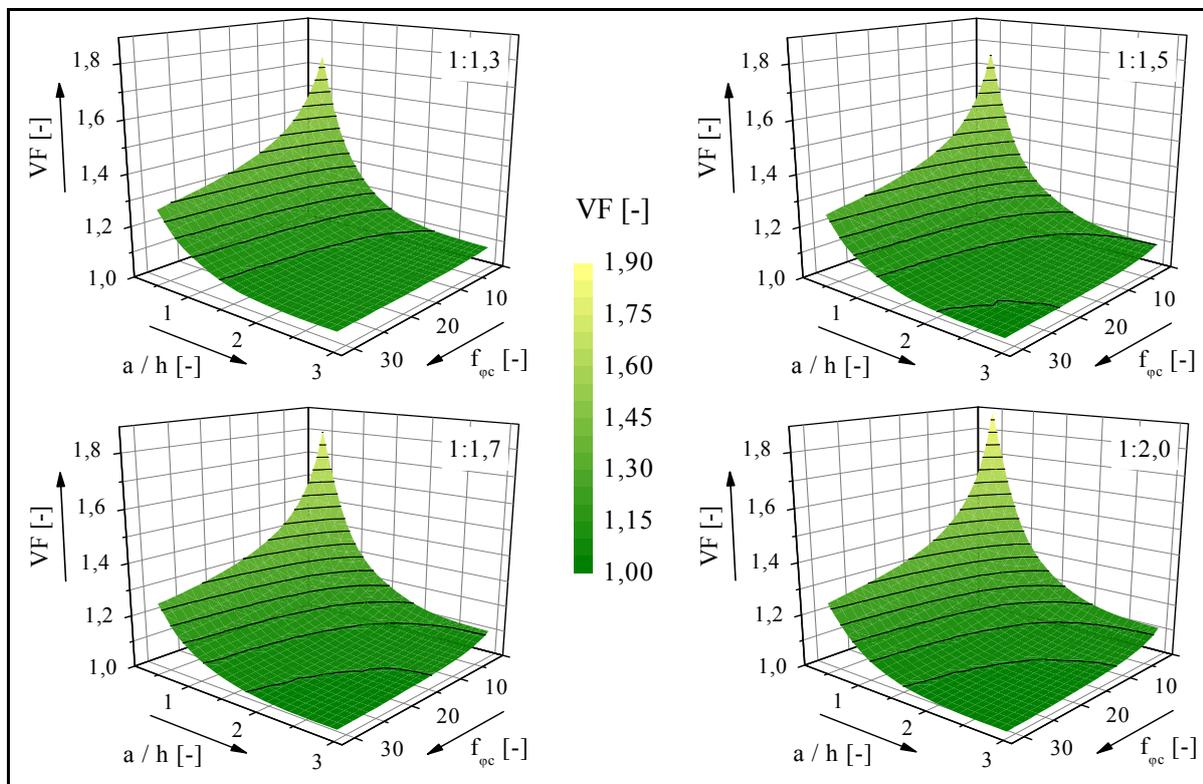


Abbildung 77 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h für Scheiben vom Typ S0

6.3 Bruchmechanismus und Tragverhalten

6.3.1 Allgemeines

Bei der Analyse von ebenen Böschungsbruchproblemen treten im statischen System drei Unbekannte auf. Zum Ersten die Form der Gleitlinie, zum Zweiten die Lage der Gleitlinie und zum Dritten die Spannungsverteilung auf der Gleitlinie. Mit analytischen Methoden kann keine geschlossene Lösung für dieses System angegeben werden. Um dieses Problem lösbar zu machen, werden deshalb vereinfachte Annahmen in der Berechnung getroffen. Diese Annahmen beziehen sich im zweidimensionalen Fall hauptsächlich auf die Form der Gleitlinie (Kreis, logarithmische Spirale, zusammengesetzte gerade Gleitlinien) und auf die Spannungsverteilung auf der Gleitlinie, die beim Lamellenverfahren wesentlich durch den Ansatz der Lamellenzwischenkräfte geprägt ist. Die dritte Unbekannte, die Lage der Gleitlinie, wird in der Regel über Optimierungsverfahren iterativ durch Minimierung der Standsicherheit auf der Gleitfläche gefunden. Alle diese Unbekannten stehen in unmittelbarer Wechselwirkung zueinander.

Im dreidimensionalen Fall der Böschung mit Stützscheiben vom Typ S0 kommen zu diesen drei Unbestimmtheiten noch vier weitere hinzu. Dies ist zum Ersten die Form der Gleitfläche in Böschungslängsrichtung zwischen den Stützscheiben, zum Zweiten die Spannungsverteilung auf der Gleitfläche in Böschungslängsrichtung zwischen den Stützscheiben, zum Dritten die Form der Kontaktfläche zwischen dem Bruchkörper und den angrenzenden Scheiben und zum Vierten die Spannungen in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper. Damit treten im räumlichen Fall der Böschung mit Stützscheiben vom Typ S0 insgesamt fünf Unbekannte auf:

1. Die Form der Gleitfläche (senkrecht und parallel zur Böschungsrichtung).
2. Die Lage der Gleitfläche (senkrecht und parallel zur Böschungsrichtung).
3. Die Spannungsverteilung auf der Gleitfläche.
4. Die Form der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden.
5. Die Spannungen in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden.

Diese Unbekannten stehen wie im zweidimensionalen Fall in unmittelbarer Wechselwirkung zueinander und werden maßgeblich durch die geometrischen Parameter der Böschung und der Scheiben sowie der Scherfestigkeitsparameter des Bodens beeinflusst. Eine geschlossene Lösung mit analytischen Methoden ist auch hier nicht möglich. Näherungslösungen sind nur möglich, wenn bei Unterteilung des räumlichen Bruchkörpers in säulenartige Elemente mit rechteckiger Grundfläche verlässliche Annahmen bezüglich der Lamellenzwischenkräfte getroffen werden. Diese Annahmen müssten dann in zwei Richtungen, zum Ersten quer zur Böschung und zum Zweiten in Böschungs-

längsrichtung, getroffen werden. Die große Anzahl an existierenden Lamellenverfahren für den zweidimensionalen Fall, die sich im Wesentlichen durch den Ansatz der Lamellenzwischenkräfte und damit den Ansatz der Normalkräfte auf der Gleitlinie unterscheiden, zeigt, dass dies schon im ebenen Fall problematisch ist. Eine Ausweitung auf den räumlichen Fall der Böschung mit Stützscheiben ist kaum sinnvoll möglich. Weiterhin, wie zuvor schon mehrfach beschrieben, kann mit analytischen Verfahren die Form der Gleitfläche nur unzureichend abgebildet werden. Die Geometrie des Bruchkörpers im Fall der Böschung mit Stützscheiben kann durch eine geometrische Form nicht eindeutig definiert werden. Aufgrund der großen Anzahl von Optimierungsfreiheitsgraden bei Anwendung von analytischen Verfahren ist weiterhin eine sehr aufwendige Optimierung erforderlich. Des Weiteren ist es mit analytischen Berechnungsverfahren nicht oder nur sehr schwer möglich, die sich im Grenzzustand einstellende Spannungsumlagerung infolge der Gewölbewirkung zwischen den Stützscheiben zu erfassen.

Dahingegen kann mit der Methode der Finiten Elemente eine eindeutige Lösung gefunden werden. Bei Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente ist es weder notwendig, Annahmen bezüglich der Gleitflächenform und der Lage der Gleitfläche zu treffen, noch Annahmen bezüglich der Spannungsverteilung auf der Gleitfläche. Die Spannungsumlagerung im Grenzzustand kann mit der Methode der Finiten Elemente ebenfalls erfasst werden. Das Prinzip der Methode der Finiten Elemente ist in Abschnitt 4.1 (S.34) dargestellt.

Für eine Analyse des Bruchmechanismus und zum Verständnis des Tragverhaltens müssen im Fall der Berechnung mit dem Verfahren der φ -c-Reduktion die Versagensbilder ausgewertet werden. Die Auswertung des Bruchzustandes erfolgt in der Regel über Verformungsdarstellungen nach erfolgreicher Scherfestigkeitsreduktion. Die Problematik der erfolgreichen Scherfestigkeitsreduktion bei Finite Elemente Berechnungen bzw. des Abbruchkriteriums beim Verfahren der Scherfestigkeitsreduktion wird in Abschnitt 4.3 (S.51) behandelt. Bei Betrachtung der Versagensbilder nach dem Verfahren der Scherfestigkeitsreduktion ist zu beachten, dass die dargestellten Verformungen nur als Relativverformungen zu betrachten sind und keine Absolutverschiebungen darstellen.

Aufgrund der Vielzahl der durchgeführten Berechnungen können an dieser Stelle nicht alle Versagensbilder ausgewertet werden. Die Auswertung erfolgt deshalb beispielhaft für eine Böschung mit einer Neigung von $37,57^\circ$ (1:1,3) und einer Höhe von 8 m. Bruchmechanismus und Tragverhalten stellen sich aber auch bei anderen Kombinationen aus Böschungsneigung und Böschungshöhe im relevanten Parameterspektrum analog ein. Wie aus den Analysen der Eingangsparameter ersichtlich ist, hat insbesondere der Scheibenabstand a und die Kohäsion c , bzw. das Verhältnis der Anteile aus Kohäsion und Reibung an der Scherfestigkeit des Bodens entscheidenden Einfluss auf die erreichbare Stabilisierungswirkung der Stützscheiben und damit auch auf die Böschungsstandesicherheit. Deshalb erfolgt die Analyse des Bruchmechanismus anhand von vier Beispielen, jeweils für zwei Scheibenabstände $a/h = 0,5$ und $1,0$ und jeweils für zwei Böden mit dominierendem Rei-

bungswinkel und zwei Böden mit dominierender Kohäsion. Die für die folgenden Ausführungen zu Grunde gelegten Versagensbilder sind in Anlage 1 dargestellt.

6.3.2 Bruchmechanismus

Bei Scheiben vom Typ S0 versagt der Boden ausschließlich zwischen den Scheiben. Andere Bruchmechanismen werden durch die geometrische Ausbildung der Scheiben ausgeschlossen. Die Lage der Scheiben wird im Bruchzustand nicht beeinflusst. Die Form der kritischen Gleitfläche kann dabei durch eine geometrische Figur nicht eindeutig beschrieben werden. Die geometrische Form der kritischen Gleitfläche (des Bruchmechanismus) variiert mit den Boden-, den Böschungsparametern und mit dem Scheibenabstand.

Die Scherparameter des Bodens, Reibungswinkel φ und Kohäsion c , und der Scheibenabstand a sind die Haupteinflussparameter auf die erreichbare Stabilisierungswirkung des Systems Stützscheibe – Boden. Dementsprechend deutlich lässt sich der Einfluss dieser Parameter in den Versagensbildern erkennen. Die Einflüsse der Parameter Böschungshöhe h und Böschungsneigung β sind vergleichsweise weniger signifikant ausgeprägt. Der Einfluss dieser Parameter lässt sich in den Versagensbildern nur schwer erkennen bzw. im Fall der Böschungshöhe auch schwer vergleichen. Der Einfluss der Böschungshöhe kann im weiteren Sinn eher als Maßstabeffekt gedeutet werden. Durch die Änderung der Böschungshöhe, ändert sich der Bruchmechanismus im ähnlichen Maßstab. Deshalb erfolgt die Analyse der Einflüsse der Eingangsparameter auf den Bruchmechanismus hier nur für die Scherparameter des Bodens und für den Scheibenabstand.

Aus der Analyse der Versagensbilder können bezüglich des Einflusses der Eingangsparameter auf den Bruchmechanismus die im Folgenden dargestellten Schlussfolgerungen gezogen werden.

Einfluss der Eingangsparameter auf den Bruchmechanismus

A) Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c :

Wie schon die Ergebnisse der Analyse des Einflusses der Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c auf die Standsicherheitszahl N_1^* bzw. auf den Verbesserungsfaktor VF zeigen (vgl. Abschnitt 6.2.4; S.93), besteht im System der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung eine unmittelbare Wechselwirkung zwischen den Scherparametern. Diese Wechselwirkung beider Parameter ist dementsprechend auch in den Versagensbildern und damit im Bruchmechanismus deutlich zu erkennen. Aus dem Vergleich der Versagensbilder in Anlage 1 ist zu sehen, dass sich bei gleich bleibender Kohäsion c aber veränderlichem Reibungswinkel φ im Boden, die geometrische Form des Bruchkörpers kaum ändert. Hingegen zeigt sich bei konstantem Reibungswinkel aber veränderlicher Kohäsion ein signifikanter Einfluss auf den Bruchkörper.

Der Einfluss der Scherparameter auf den Bruchmechanismus ist beispielhaft in Abbildung 78, Abbildung 79 und Abbildung 81 dargestellt. Abbildung 78 zeigt die Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben für drei verschiedene $f_{\varphi c}$ -Werte jeweils für eine Böschung

mit einer Höhe von 8 m und 12 m. Abbildung 79 zeigt die Lage der Gleitfläche am Eintrittspunkt auf der Böschungsoberkante. Da für die dargestellten Beispiele die Böschungsneigung β , die Böschungshöhe h , die Bodenwichte γ und der Scheibenabstand a jeweils konstant sind, kann über den Faktor $f_{\varphi c}$ direkt auf den Einfluss der Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c geschlossen werden.

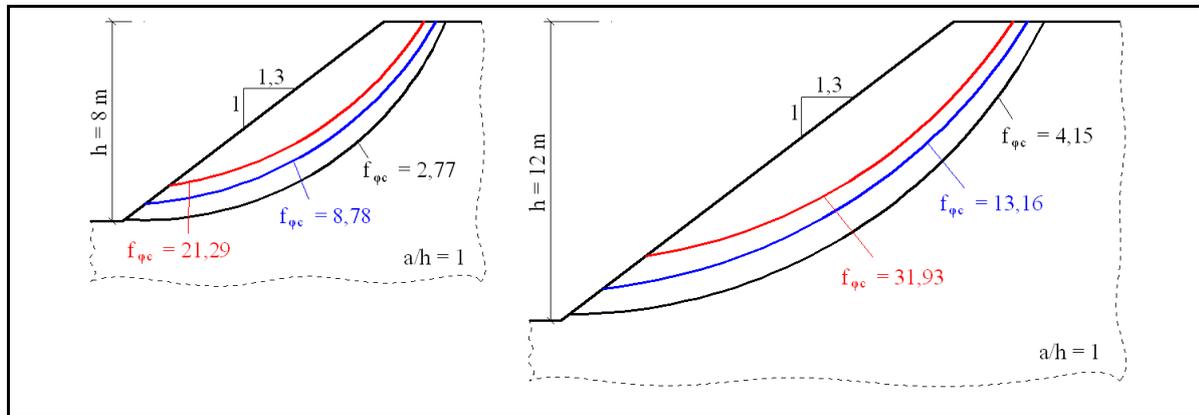


Abbildung 78 Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Abstandsverhältnis $a/h = 1$; Böschungshöhe 8 m und 12 m

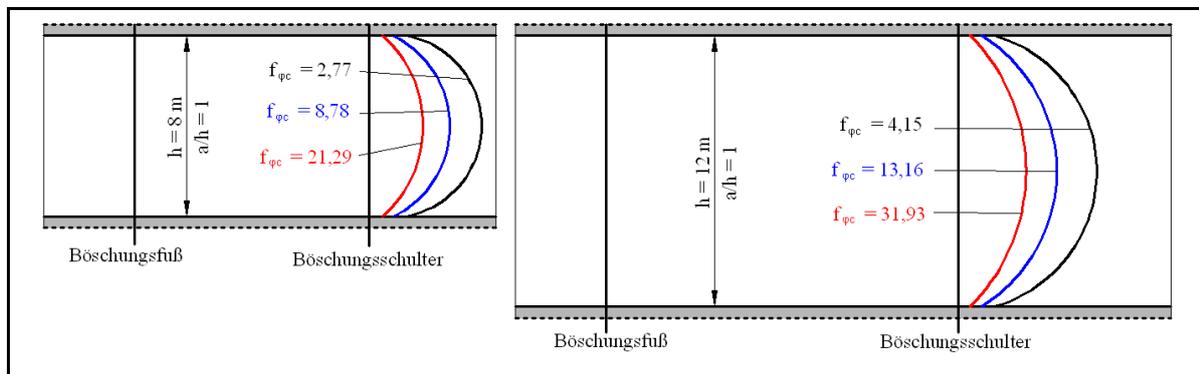


Abbildung 79 Lage der Gleitfläche am Eintrittspunkt auf der Böschungsoberkante in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Abstandsverhältnis $a/h = 1$; Böschungshöhe 8 m und 12 m

Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$, d. h. mit zunehmender Kohäsion c bzw. abnehmendem Reibungswinkel φ im Boden verläuft die Gleitfläche zwischen den Stützscheiben deutlich tiefer in der Böschung. Der untere Austrittspunkt der Gleitfläche verschiebt sich mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ zunehmend in Richtung des Böschungsfußes (vgl. Abbildung 78). Allgemein kann festgehalten werden, dass in den durchgeführten Berechnungen für Böschungen mit Stützscheiben vom Typ S0 die kritische Gleitfläche in keinem Fall unter dem Böschungsfußpunkt ausgetreten ist. Des Weiteren verschiebt sich der Eintrittspunkt des Gleitkreises auf der Böschungsoberkante mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ zunehmend hinter die Böschungsschulter (vgl. Abbildung 79).

Dieses im dreidimensionalen System der Böschung mit Stützscheiben auftretende Verhalten, stellt sich analog zum zweidimensionalen Fall einer nicht ertüchtigten Böschung ein. Im zweidimensionalen Fall sinkt die ungünstigste Gleitfläche mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ ebenfalls tiefer in die Böschung. Die ist beispielhaft in Abbildung 80 ebenfalls für drei verschiedene $f_{\varphi c}$ -Werte jeweils für eine Böschung mit einer Höhe von 8 m und 12 m dargestellt. Die Berechnungen wurden dabei mit kreisförmigen Gleitlinien nach dem GLE-Verfahren durchgeführt. Da wie in Abbildung 78 die Böschungsneigung β , die Böschungshöhe h und die Bodenwichte γ jeweils konstant sind, kann über den Faktor $f_{\varphi c}$ direkt auf den Einfluss der Scherparameter geschlossen werden. Demzufolge sinkt im zweidimensionalen Fall mit zunehmender Kohäsion bzw. abnehmendem Reibungswinkel die ungünstigste Gleitlinie zunehmend tiefer in die Böschung. Eine Erklärung für dieses Verhalten wird in Abschnitt 6.3.4.1 (S.148) hergeleitet.

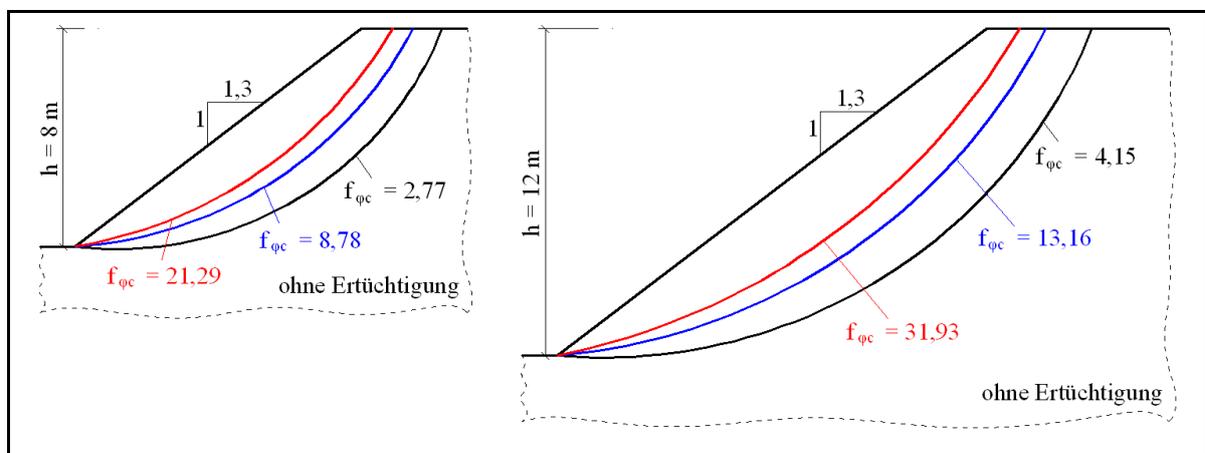


Abbildung 80 Lage der Gleitlinien (kreisförmige Gleitlinien nach GLE) für den ebenen Fall in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Böschungshöhe 8 m und 12 m

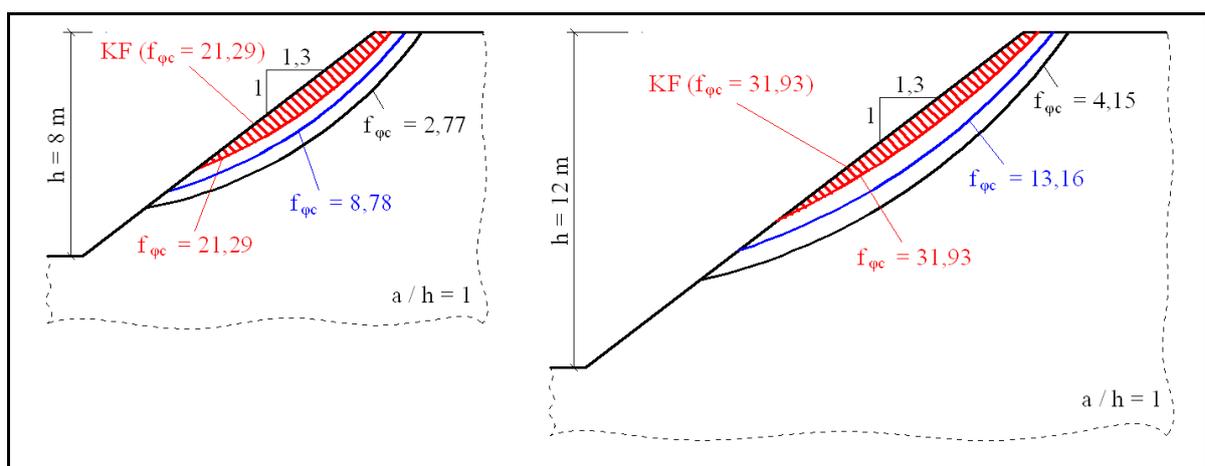


Abbildung 81 Kontaktflächen zwischen Bruchkörper und Scheibe in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Abstandsverhältnis $a/h = 1$; Böschungshöhe 8 m und 12 m

Abbildung 81 zeigt die Lage der Gleitfläche in der Kontaktfläche (KF) Scheibe-Boden. Mit abnehmendem Faktor f_{qc} , d. h. mit zunehmender Kohäsion bzw. abnehmendem Reibungswinkel im Boden, nimmt die Größe der Kontaktfläche des Bruchkörpers an den Scheiben zu.

Zum Einfluss der Scherparameter auf den Bruchmechanismus lässt sich zusammenfassend sagen, dass zum Ersten mit steigendem Einfluss der Kohäsion im Boden die Gleitfläche zwischen den Scheiben tiefer in die Böschung sinkt und zum Zweiten die Größe der Kontaktfläche des Bruchkörpers an den Scheiben steigt.

B) Scheibenabstand a

Abbildung 82 zeigt anhand von drei Beispielen für jeweils unterschiedliche Kombinationen der Scherparameter Reibungswinkel und Kohäsion den Einfluss des Scheibenabstandes auf den Bruchkörper zum einen in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben und zum anderen in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden. Da in den Darstellungen in Abbildung 82 die Parameter Böschungsneigung (1:1,3) und Böschungshöhe ($h = 8$ m) jeweils konstant sind, ist eine direkte Vergleichbarkeit gegeben. Aus den angegebenen Abstandsverhältnissen kann demzufolge über die Böschungshöhe unmittelbar auf den Scheibenabstand geschlossen werden.

Mit steigendem Scheibenabstand sinkt die Gleitfläche zwischen den Scheiben tiefer in die Böschung. Dieser Effekt schwächt sich mit zunehmendem Scheibenabstand ab. Mit steigendem Scheibenabstand nähert sich die räumliche Gleitfläche zwischen den Scheiben zunehmend an die ebene Gleitlinie an. Zum Vergleich ist in den Darstellungen in Abbildung 82 jeweils der ungünstigste Gleitkreis für den zweidimensionalen Fall mit dargestellt. Die Annäherungen der Gleitflächen im räumlichen Fall mit Stützscheiben an den ebenen Fall ohne Stützscheiben mit steigendem Scheibenabstand sind deutlich zu erkennen. Berücksichtigt werden muss bei diesen Darstellungen, dass die räumlichen Gleitflächen nach der Methode der Finiten Elemente ermittelt wurden, während die Gleitlinien für den ebenen Fall mit Gleitkreisverfahren ermittelt wurden. Geringfügige Unterschiede treten hier schon aufgrund der unterschiedlichen Berechnungsverfahren auf. Wird der Grenzscheibenabstand erreicht bzw. überschritten, stellt sich zuerst in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben der ebene Fall ein, da in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben der Einfluss der Stützscheiben bezogen auf das Gesamtsystem am geringsten ist.

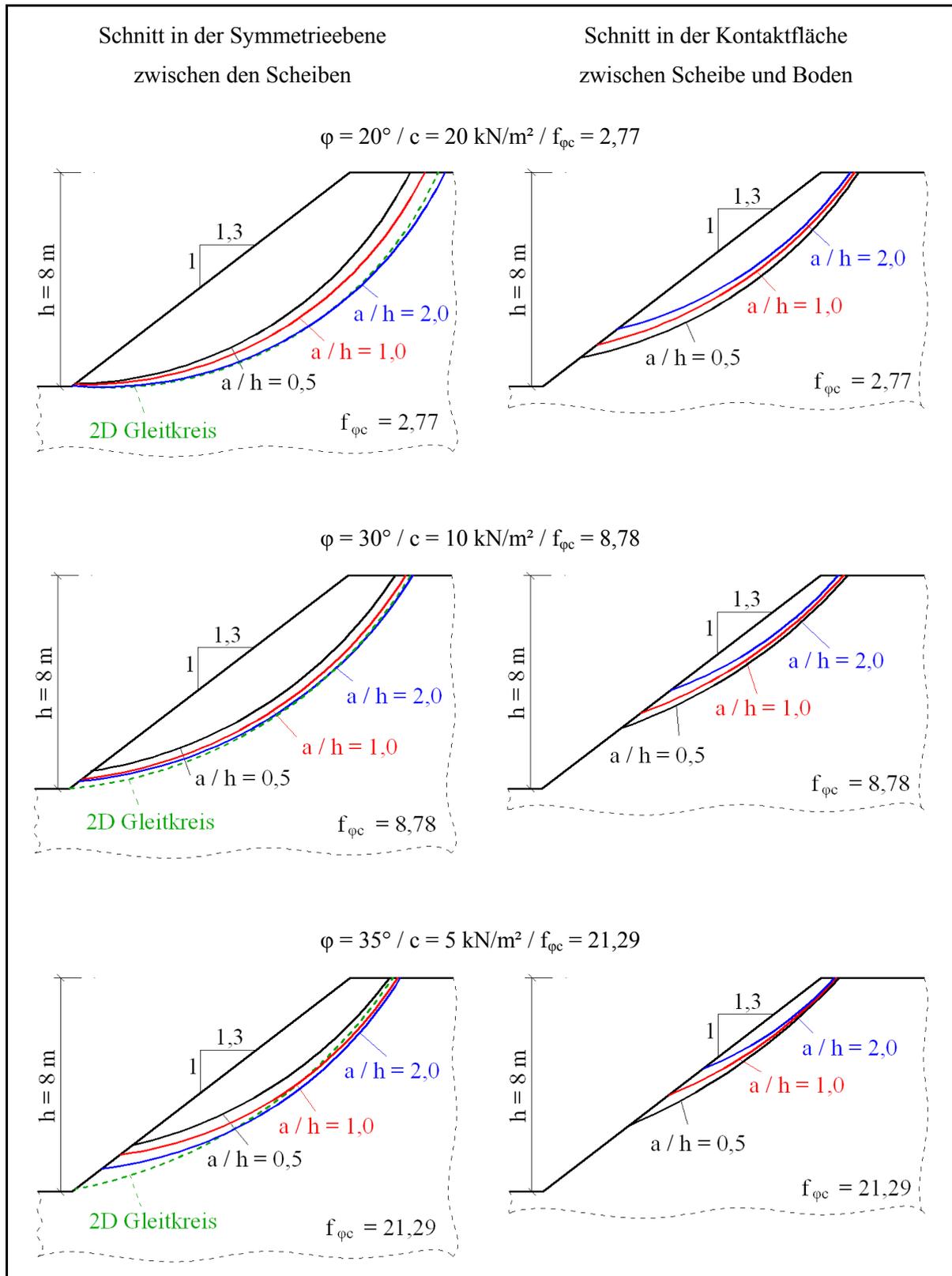


Abbildung 82 Gleitflächenform und -lage in Abhängigkeit vom Scheibenabstand in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben und in der Kontaktfläche Scheibe-Boden für drei Scherparameterkombinationen

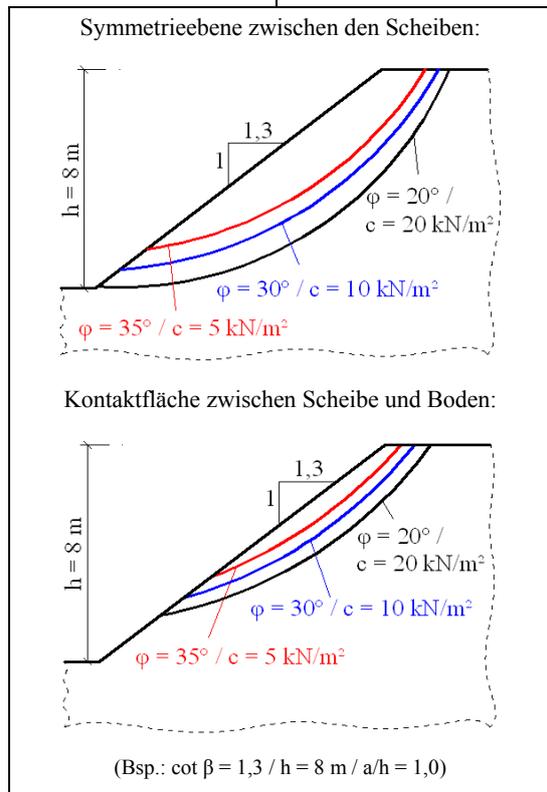
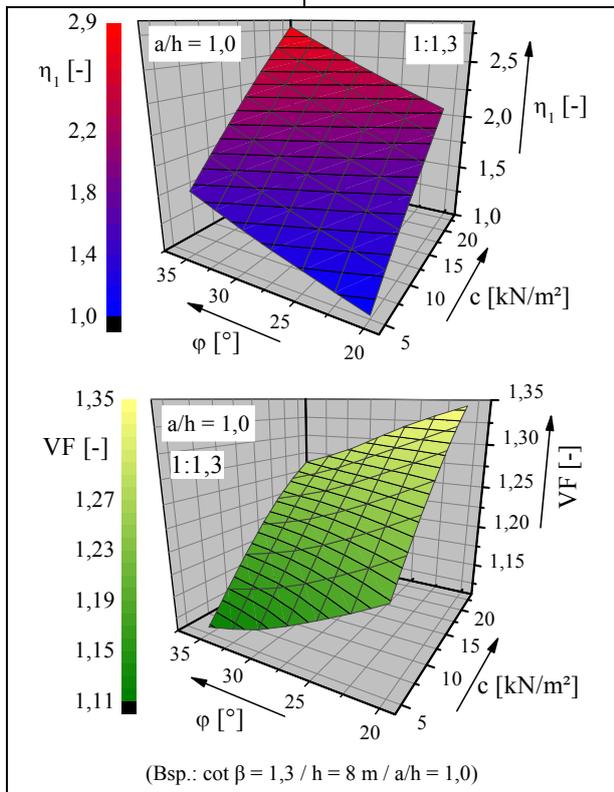
6.3.3 Kombination der Ergebnisse der Analysen der Einflussparameter und der Analyse des Bruchmechanismus

A) Scherparameter φ und c

Einfluss von Reibungswinkel φ und Kohäsion c ...

...auf die Standsicherheit η_1 und den Verbesserungsfaktor VF

...auf die Lage der Gleitfläche im Bruchzustand



Die Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung steigt mit zunehmender Kohäsion und zunehmendem Reibungswinkel an. Die erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF, steigt mit zunehmender Kohäsion c und abnehmendem Reibungswinkel φ im Boden an.

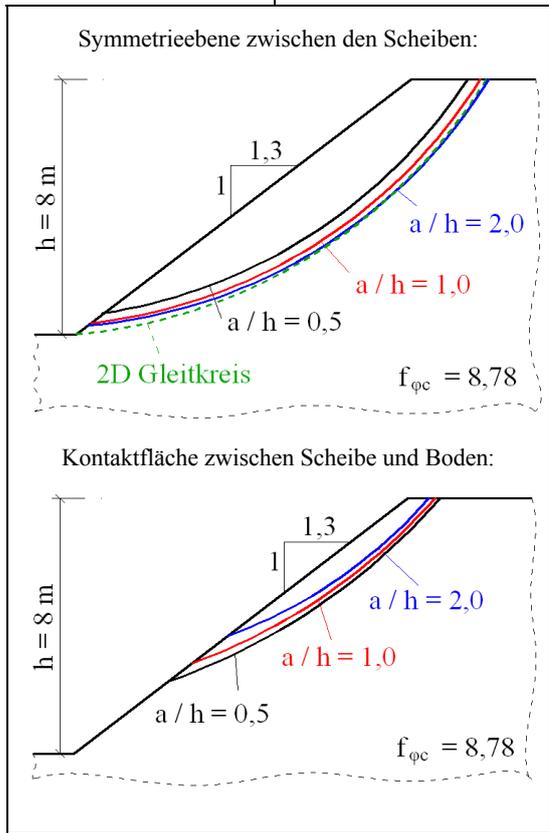
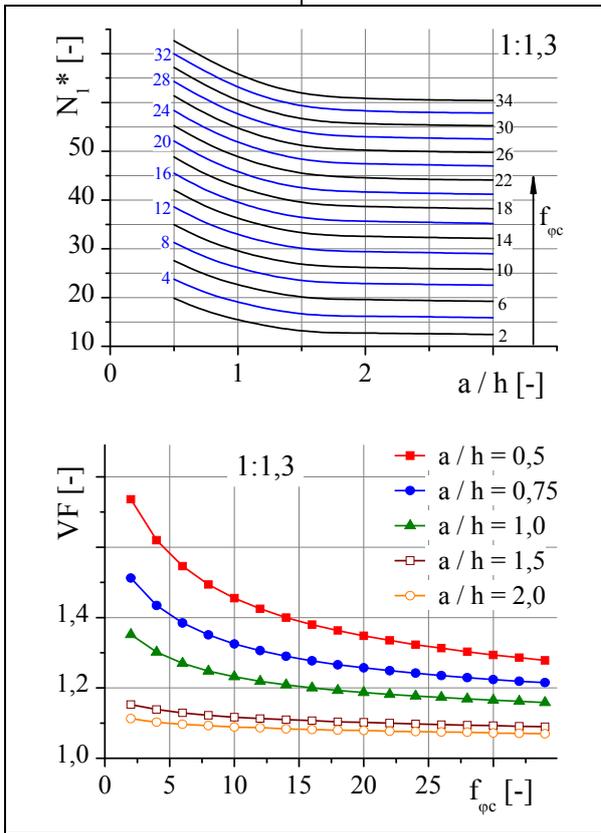
Mit zunehmender Kohäsion bzw. abnehmendem Reibungswinkel sinkt die Gleitfläche zwischen den Scheiben tiefer in die Böschung und die Größe der Kontaktfläche zwischen dem Bruchkörper und den Scheiben steigt.

B) Scheibenabstand a (bzw. Abstandsverhältnis a/h)

Einfluss des Scheibenabstandes a bzw. des Abstandsverhältnisses a/h ...

...auf die Standsicherheit η_1 / die Standsicherheitszahl N_1^* und den Verbesserungsfaktor VF

...auf die Lage der Gleitfläche im Bruchzustand



Die Standsicherheit bzw. Standsicherheitszahl der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung und die erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF, steigen mit abnehmendem Scheibenabstand bzw. Abstandsverhältnis überproportional an.

Mit steigendem Scheibenabstand sinkt zum einen die Gleitfläche tiefer in die Böschung und zum anderen nimmt die Größe der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper ab.

6.3.4 Tragverhalten

Aus der Analyse des Einflusses der Eingangsparameter und der Analyse der Bruchmechanismen kann nun im Folgenden auf die Tragwirkung bzw. das Tragverhalten der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung geschlossen werden. Da die Stützscheiben ihre gewünschte Wirkung nur erfüllen, wenn der Boden zwischen den Stützscheiben entsprechende Eigenschaften, insbesondere eine Mindestkohäsion, aufweist, muss das System Stützscheibe-Boden stets als Verbundsystem betrachtet werden.

Bevor Schlussfolgerungen bezüglich des Einflusses der Kohäsion auf das räumliche Tragsystem Stützscheibe-Boden getroffen werden, ist es sinnvoll, zunächst die Wirkung der Kohäsion bei ebenen Standsicherheitsberechnungen zu klären.

6.3.4.1 Einfluss der Scherparameter auf die Lage der Gleitlinie im zweidimensionalen Fall

Bei ebenen Standsicherheitsberechnungen ist unabhängig vom verwendeten Berechnungsverfahren (kinematische oder statische Verfahren) ein zunehmendes Einsinken der Gleitfläche in die Böschung mit steigender Kohäsion bzw. abnehmendem Reibungswinkel im Boden zu verzeichnen. Bei dieser Betrachtung wird davon ausgegangen, dass die Einflussparameter Böschungsneigung und Böschungshöhe konstant sind. Dieser Trend ist zwar allgemein bekannt, Begründungen oder Erörterungen der Ursachen dafür finden sind allerdings auch in der einschlägigen Fachliteratur nicht. Da dieses Verhalten für das Verständnis des Tragverhaltens der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung jedoch entscheidend ist, soll hier zunächst eine Begründung für den ebenen Fall hergeleitet werden.

Die Ursache für ein tieferes Einsinken der Gleitfläche mit steigendem Kohäsionseinfluss an der Scherfestigkeit des Bodens bei ebenen Standsicherheitsberechnungen lässt sich wie folgt erklären: Sowohl bei Grenzgleichgewichtsverfahren (Gleitkreisverfahren, Kinematische Elemente Methode usw.) zur Standsicherheitsberechnung als auch bei Verfahren nach der Methode der Finiten Elemente (ϕ -c-Reduktion) wird die Grenzbedingung bzw. die Bruchbedingung üblicherweise durch das COULOMB'sche Bruchkriterium nach Gleichung (4.28) definiert.

$$\tau' = \sigma_N' \cdot \tan \phi' + c' \quad (4.28)$$

τ'	effektive Scherspannung auf der Versagensfläche	[kN/m ²]
σ_N'	effektive Normalspannung auf der Versagensfläche	[kN/m ²]
ϕ', c'	effektive Parameter der Scherfestigkeit des Bodens	[°]; [kN/m ²]

Wie aus Gleichung (4.28) ersichtlich, setzt sich bei Ansatz des COULOMB'schen Bruchkriteriums die im Boden aufnehmbare, mobilisierbare Schubspannung aus den Anteilen Reibungswinkel ϕ und Kohäsion c zusammen. Während der Anteil aus Reibung eine spannungsabhängige Größe ist, ist der Anteil aus Kohäsion spannungsunabhängig. Die Kohäsion kann somit als eine Art Mindest-

schubspannung $\tau_{\min} = c$ angesehen werden, die zunächst mobilisiert werden muss, um die Wirkung des Anteils aus Reibung zu aktivieren. Ist die mobilisierte Schubspannung größer als die Kohäsion, wirken Kohäsion $\tau_c = c$ und Reibungsanteil $\tau_\phi = \sigma_N \cdot \tan \phi$. Bei Böschungsbruchproblemen ohne zusätzliche Auflasten oder äußere Kräfte wird die mobilisierte Schubspannung τ_{mob} nur vom Eigengewicht des Bruchkörpers bestimmt. Betrachtet man nun den Bruchzustand bzw. den Grenzgleichgewichtszustand, bei dem die mobilisierten Schubspannungen und die maximale möglichen Schubspannungen genau im Gleichgewicht stehen, heißt das, dass eine bestimmte Mindestbodenauflast vorhanden sein muss, um eine entsprechende Schubspannung zu mobilisieren, die die vorhandene Kohäsion überschreitet. Dies gilt nur für den Fall des Bruchzustandes. Betrachtet man ein spezifisches Böschungsbruchproblem, sind die Böschungsparameter konstant und diese erforderliche Mindestbodenauflast kann demzufolge nur durch die Variation der Lage der Gleitfläche erzeugt werden. Das bedeutet, mit steigender Kohäsion muss die Gleitfläche tiefer in die Böschung sinken, um die Bodenauflast auf die Gleitfläche so zu erhöhen, dass eine der Kohäsion adäquate mobilisierte Schubspannung überschritten wird.

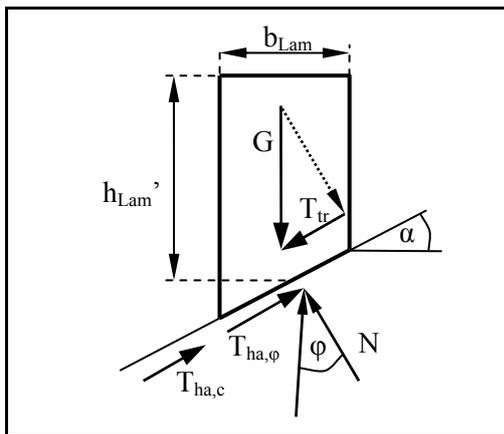


Abbildung 83 Einzellamelle, Abmessungen und angreifende Kräfte

Dieses Verhalten lässt sich an einem einfachen Beispiel mit Hilfe des Lamellenverfahrens zeigen. Betrachtet wird eine einzelne Lamelle (siehe Abbildung 83) eines Böschungsbruchproblems und die Lamellenseitenkräfte werden vernachlässigt. Der Nachweis kann mit anderen Bruchmechanismen genauso geführt werden. Die Breite der Lamelle soll 1 m betragen, die Gleitlinie in der Lamellensohle wird der Einfachheit halber gerade angenommen. Die treibende Schubkraft T_{tr} , die ein Abrutschen der Lamelle auf der Gleitlinie hervorruft ist nach Gleichung (6.20) definiert.

$$T_{\text{tr}} = G \cdot \sin \alpha \quad [\text{kN/m}] \quad (6.20)$$

α	Gleitflächenwinkel in der Sohle der Lamelle	[°]
G	Lamelleneigengewicht	[kN/m]

Die haltende Scherkraft ist durch das COULOMB'sche Bruchkriterium definiert:

$$T_{\text{ha}} = \sigma_N \cdot \tan \phi + c \cdot l = G \cdot \cos \alpha \cdot \tan \phi + c \cdot l \quad [\text{kN/m}] \quad (6.21)$$

l_{Lam} Länge der Gleitlinie in der Lamellensohle $l_{\text{Lam}} = b_{\text{Lam}} / \cos \alpha$ [m]

Im Grenzgleichgewichtszustand ist $T_{\text{tr}} = T_{\text{ha}}$

$$T_{\text{ha}} = G \cdot \cos \alpha \cdot \tan \phi + c \cdot l_{\text{Lam}} = G \cdot \sin \alpha = T_{\text{tr}}$$

Das Gewicht der Lamelle ist:

$$G = A \cdot \gamma = h_{\text{Lam}}' \cdot b_{\text{Lam}} \cdot \gamma \quad [\text{kN/m}] \quad (6.22)$$

h_{Lam}'	mittlere Lamellenhöhe	[m]
γ	Bodeneigengewicht	[kN/m ³]

Damit wird:

$$h_{\text{Lam}}' \cdot b_{\text{Lam}} \cdot \gamma \cdot \cos \alpha \cdot \tan \varphi + c \cdot b_{\text{Lam}} / \cos \alpha = h_{\text{Lam}}' \cdot b_{\text{Lam}} \cdot \gamma \cdot \sin \alpha$$

$$h_{\text{Lam}}' = \frac{c}{\gamma \cdot (\sin \alpha - \cos \alpha \cdot \tan \varphi) \cdot \cos \alpha} \quad [\text{m}] \quad (6.23)$$

Die mit dieser Formel ermittelbare mittlere Lamellenhöhe h_{Lam}' stellt damit die Höhe der Lamelle dar, die erforderlich ist, um in der Gleitlinie in der Lamellensohle das Grenzgleichgewicht zu erreichen. Aus dieser Formel lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen:

1. Strebt bei konstantem Reibungswinkel die Kohäsion gegen $c \rightarrow 0$, geht die für das Grenzgleichgewicht erforderliche mittlere Lamellenhöhe h_{Lam}' ebenfalls gegen Null. Dies entspricht dem Fall der oberflächennahen Rutschung der nur durch das Verhältnis des Reibungswinkels zum Böschungswinkel geprägt ist.
2. Strebt bei konstanter Kohäsion der Reibungswinkel gegen Null, wird

$$h_{\text{Lam}}'(\varphi \rightarrow 0) = \frac{c}{\gamma \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha}.$$

Damit ist die erforderliche mittlere Lamellenhöhe bei konstanter Kohäsion und konstanter Bodenwichte nur noch vom Neigungswinkel der Gleitlinien in der Lamellensohle abhängig. Für den Fall des reibungsfreien Bodens definiert diese Formel die Mindesthöhe der Lamelle um den Grenzgleichgewichtszustand zu erreichen. Das heißt, mit zunehmender Kohäsion muss die Lamellenhöhe ebenfalls zunehmen und damit, bezogen auf den gesamten Gleitkreis, der Gleitkreis tiefer in die Böschung eindringen.

Des Weiteren kann über Gleichung (6.23) die im Abschnitt 6.2.7 (S. 125) festgestellte Abnahme der Größe des Bruchkörpers mit zunehmender Wichte des Bodens erklärt werden (siehe Abbildung 74; S. 130). Mit zunehmender Wichte des Bodens nimmt die mittlere Lamellenhöhe h' und damit die Tiefenlage der Gleitfläche ab.

6.3.4.2 Elemente des Tragverhaltens

Aus der Analyse der Versagensbilder sind die beiden stabilisierenden Effekte der Stützscheiben vom Typ S0 auf das System Stützscheibe-Boden deutlich ersichtlich. Demzufolge ist die Stabilisierungswirkung bezüglich der Böschungsstandsicherheit auf die beiden Effekte „Ausbildung eines

Traggewölbes zwischen den Stützscheiben“ und „Übertragung von seitlichen Stützkräften auf den Bruchkörper“ zurückzuführen.

A) Ausbildung eines Traggewölbes zwischen den Stützscheiben

Aus den Versagensbildern ist ersichtlich, dass durch den Einbau der Stützscheiben die Form des Bruchkörpers im Vergleich zum Zustand ohne Stützscheiben signifikant beeinflusst wird. Die Stabilisierungswirkung kann dabei auf die Ausbildung eines Traggewölbes zwischen den Scheiben zurückgeführt werden. Dieses Traggewölbe übernimmt im Grenzzustand einen Teil der Spannungen bzw. bewirkt eine Umlagerung der Spannungen aus Bereichen, die sich bereits im Grenzzustand befinden, in Bereiche des Modells, die sich noch nicht im Grenzzustand befinden. Diese Bereiche können noch Spannungen, bei Böschungstandsicherheitsberechnungen sind dies die aufnehmbaren Schubspannungen, aufnehmen. Diese, im Grenzzustand „tragfähigeren“ Bereiche sind im Fall der mit Stützscheiben stabilisierten Böschung die Stützscheiben, die eine wesentlich höhere Steifigkeit und Scherfestigkeit als der Boden aufweisen. Die Umlagerung der Spannungen ist am Beispiel von Plots der effektiven Hauptspannungen in einem horizontalen Schnitt durch die Böschung in Abbildung 84 dargestellt. Eine Darstellung der Spannungsumlagerung stellt sich aufgrund des dreidimensionalen Systems schwierig dar. Die Spannungen lagern sich entlang der Gleitfläche in allen drei Spannungsrichtungen um. Da jedoch nur Schnitte abgebildet werden können, ist diese räumliche Umlagerung nur bedingt darstellbar.

Die Umlagerung der Spannungen kann wie folgt nachvollzogen werden: Die effektiven Hauptspannungen nehmen im Vergleich zur Böschung ohne Ertüchtigung in der Mitte zwischen den Scheiben ab, während im Übergangsbereich zwischen Boden und Scheiben die Spannungen zunehmen. Es ist eine deutliche Drehung der Hauptspannungen entlang des räumlichen Bruchkörpers zu erkennen (vgl. Abbildung 84). Der Einfluss der Scherparameter auf die Spannungsumlagerung ist aus den Spannungsdarstellungen ebenfalls sehr gut ersichtlich.

Unmittelbar auf die Gewölbeausbildung bzw. die Spannungsumlagerung kann die Beeinflussung der ungünstigsten Gleitfläche zurückgeführt werden. Diese Beeinflussung führt im Vergleich zum Fall der Böschung ohne Ertüchtigung zu einer Vergünstigung des Verhältnisses von haltenden zu treibenden Kräften.

Das Gewölbe und dessen Größe können im Fall der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung nur schwer geometrisch beschrieben werden. Bei ebenen Tragsystemen kann ein Gewölbe geometrisch über den Stich t_G und die Spannweite a_G beschrieben werden (siehe Abbildung 85). Beim räumlichen System der Böschung mit Stützscheiben ist dies nicht mehr so einfach möglich. Die Spannweite des Gewölbes ist bei Böschungen mit Stützscheiben der lichte Abstand zwischen den Scheiben. Der Gewölbestich hängt von der Tiefenlage der Betrachtungsebene in der Böschung und von der Betrachtungsrichtung ab. Auf der Böschungsoberkante beispielsweise kann

der Gewölbestich als horizontaler Abstand vom Eintrittspunkt des Bruchkörpers in die Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden angesehen werden. In der Böschung ist dieser Wert nicht mehr ermittelbar.

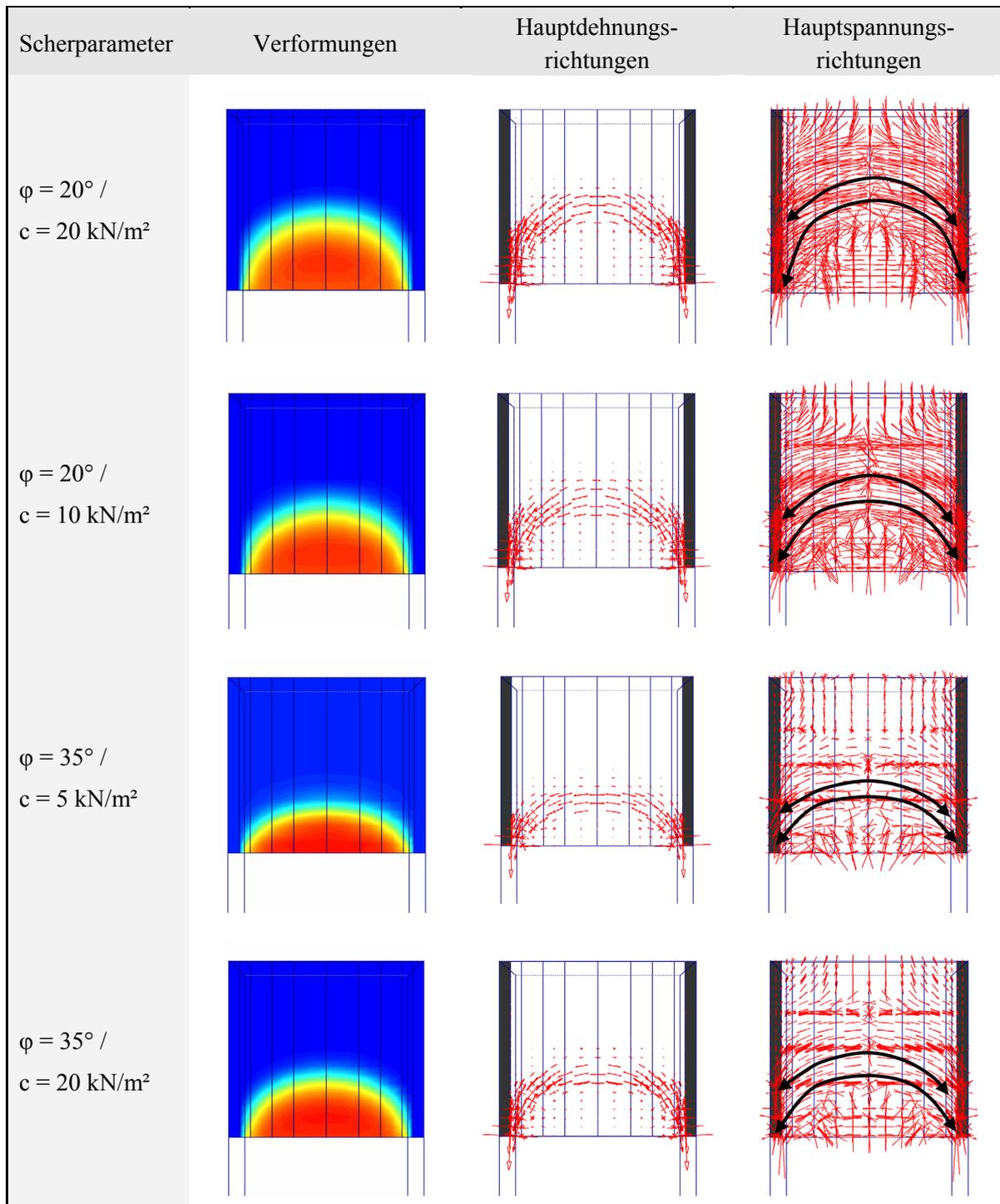


Abbildung 84 Verformungen, Hauptdehnungsrichtungen und Richtungen der effektiven Hauptspannungen in einem horizontalem Schnitt (2 m unter Böschungsoberkante) durch die mit Stützscheiben stabilisierte Böschung im Bruchzustand für 4 Schерparameterkombinationen

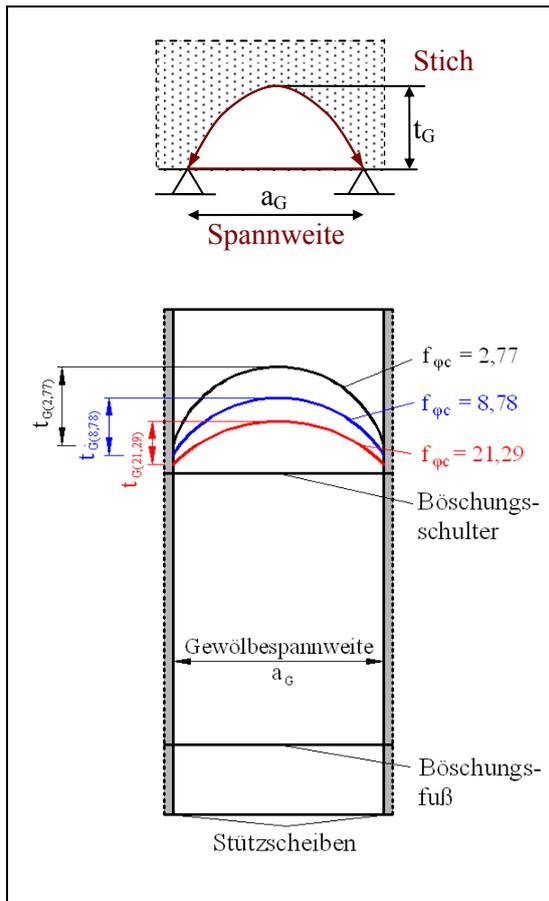


Abbildung 85 Definition der Gewölbeabmessungen – Allgemein und Böschung mit Stützscheiben vom Typ S0 (Draufsicht auf die Böschung)

Die Größe und Wirkung des Traggewölbes nehmen mit zunehmendem Kohäsionseinfluss bzw. abnehmendem Reibungseinfluss im Boden, abnehmender Böschungshöhe und abnehmendem Scheibenabstand zu. Bei konstantem Scheibenabstand zeigt sich dies z. B. an der Größe des Gewölbestiches auf der Böschungsoberkante (vgl. Abbildung 85). Bei Ansatz der Bruchbedingung nach MOHR-COULOMB können die haltenden Kräfte in der Gleitfläche zwischen den Stützscheiben über Gleichung (6.24) beschrieben werden.

$$T_{ha,GF} = T_{ha,GF,\varphi} + T_{ha,GF,c} \quad (6.24)$$

$$T_{ha,GF} = N_{GF} \cdot \tan \varphi + c \cdot A_{GF}$$

$T_{ha,GF}$ haltende Scherkraft in der Gleitfläche
 N_{GF} Normalkraft auf die Gleitfläche
 A_{GF} Fläche der Gleitfläche

Die haltenden Kräfte in der Gleitfläche zwischen den Scheiben setzen sich aus einem Anteil infolge Kohäsion T_c und einen Anteil infolge Reibung T_φ zusammen. Der Kohäsionsanteil ist dabei unabhängig von der Normalkraft auf der Gleitfläche und nur von der Größe der Gleitfläche abhängig.

Der Reibungsanteil hingegen ist von der Normalkraft auf der Gleitfläche N_{GF} abhängig. Die Normalkraft wiederum hängt bei einer Böschung ohne zusätzliche Auflasten nur vom Eigengewicht des Bruchkörpers ab. Damit hat die Kohäsion quasi „doppelt“ Einfluss auf die haltenden Kräfte in der Gleitfläche. Zum einen wird durch die Kohäsion die Gleitfläche tiefer in die Böschung gedrückt, was in der Folge zu einer größeren Gleitfläche führt und damit zu einer steigenden Kohäsionskraft. Zum anderen steigt durch die mit steigender Kohäsion tiefer liegende Gleitfläche das Gewicht des Gleitkörpers, was wiederum zu einer Erhöhung der Normalkraft auf der Gleitfläche N_{GF} und damit zu einer Erhöhung der Reibungskraft T_φ führt. Dies wird allerdings in der Grenzzustandsbetrachtung der Böschung dadurch abgemindert, dass mit steigendem Gleitkörpergewicht auch die destabilisierend wirkenden, treibenden Kräfte T_{tr} steigen.

Ein Beispiel für dieses komplexe Zusammenspiel der Gleitflächenform, der Bodenparameter und der daraus resultierenden Spannungsverteilung in der Scherfuge zeigt Abbildung 86. Diese zeigt den Vergleich der in der Scherfuge auftretenden Spannungen einerseits für einen Boden mit hoher

Kohäsion und niedrigem Reibungswinkel ($\varphi = 20^\circ$ und $c = 20 \text{ kN/m}^2$) und andererseits für einen Boden mit hohem Reibungswinkel und niedriger Kohäsion ($\varphi = 35^\circ$ und $c = 5 \text{ kN/m}^2$). Alle weiteren Einflussparameter sind in beiden Darstellungen gleich. Die Gleitfläche sowie die Spannungsverteilung auf der Gleitfläche werden demzufolge nur von den Scherparametern des Bodens bestimmt. Die Gleitflächen wurden jeweils kreisförmig angenommen und die Spannungsverteilung mit dem GLE-Verfahren ermittelt.

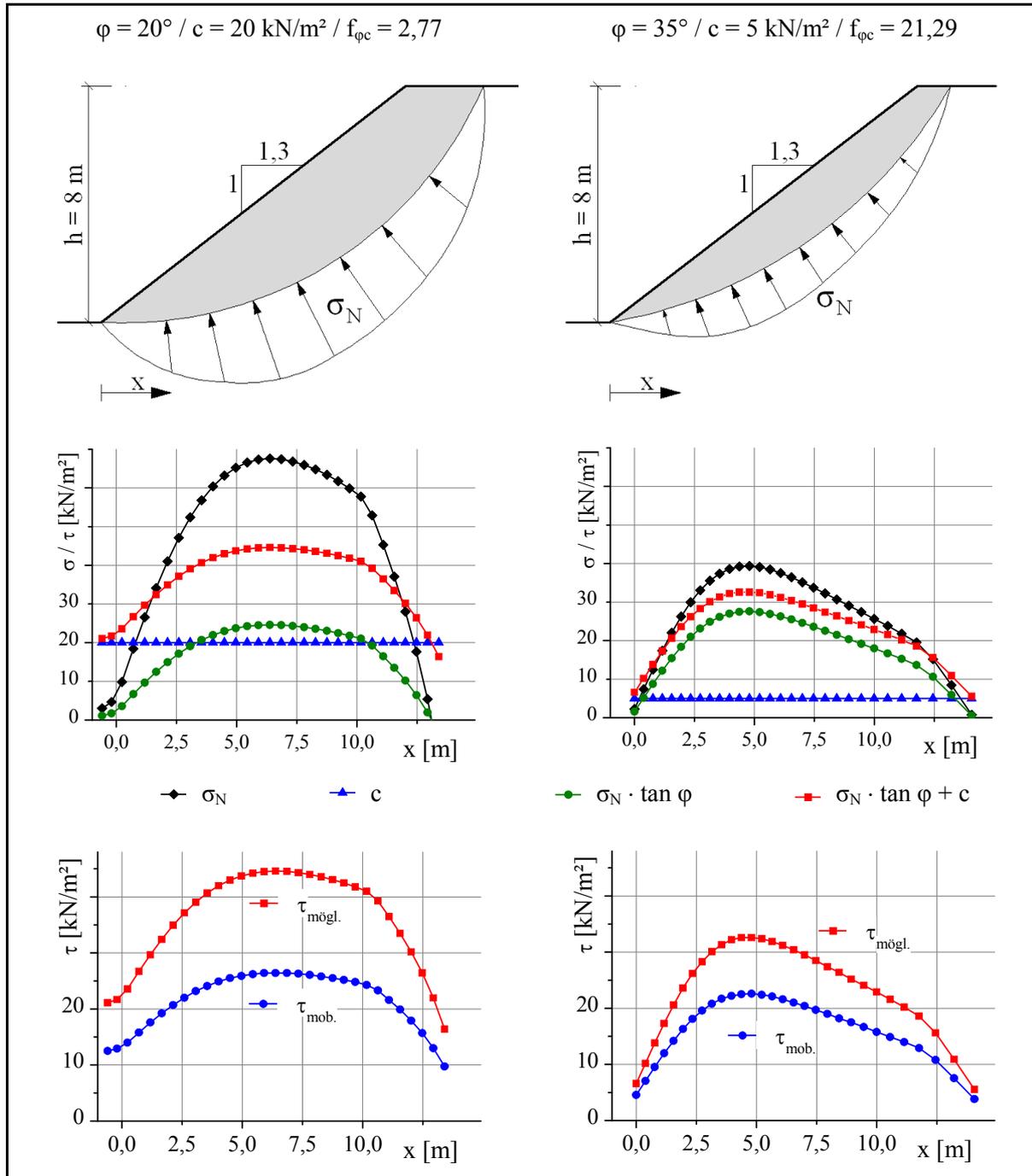


Abbildung 86 Vergleich der Spannungsverteilungen in der Gleitfuge für zwei Scherparameterkombinationen

B) Übertragung von seitlichen, haltenden Scherkräften auf den Bruchkörper

Aus den Versagensbildern ist deutlich ersichtlich, dass sich der zwischen den Stützscheiben ausbildende Bruchkörper auf einer, in ihrer Größe von den Eingangsparametern abhängigen, definierten Kontaktfläche A_{KF} an den Scheiben „aufhängt“. Auf dieser Fläche werden haltende Scherkräfte aktiviert, was wiederum zu einer Erhöhung der Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung führt.

Bezogen auf die Eingangsparameter, nimmt die Größe dieser Kontaktfläche mit zunehmendem Kohäsionseinfluss bzw. abnehmendem Reibungseinfluss im Boden, abnehmender Böschungshöhe, flacher werdender Böschung und abnehmendem Scheibenabstand zu. Bezogen auf den Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ nimmt die Größe der Kontaktfläche mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ zu.

$$T_{ha,KF} = T_{ha,KF,\varphi} + T_{ha,KF,c} = N_{KF} \cdot \tan \delta + c \cdot A_{KF} \quad (6.25)$$

$T_{ha,KF}$	haltende Scherkraft in der Kontaktfläche Scheibe-Boden
N_{KF}	Normalkraft auf die Kontaktfläche Scheibe-Boden
A_{KF}	Kontaktfläche Scheibe-Boden
δ	Wandreibungswinkel in der Kontaktfläche Scheibe-Boden

Unmittelbar mit der Gewölbeausbildung zwischen den Scheiben ist ein weiterer Effekt verbunden, der sich auf die im Übergangsbereich zwischen Scheiben und Boden wirkenden haltenden Kräfte auswirkt. Durch die Gewölbeausbildung zwischen den Scheiben werden im Grenzzustand Spannungen aus Bereichen zwischen den Scheiben in die Randbereiche, die Übergangszonen zwischen Scheiben und Boden, umgelagert. Die Bereiche mittig zwischen den Scheiben werden entlastet und die Randbereiche belastet. Mit dieser Umlagerung der Spannungen ist eine Zunahme der Normalspannungen auf die Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden und damit eine Zunahme der haltenden Kräfte infolge Reibung ($T_{ha,KF,\varphi} = N_{KF} \cdot \tan \varphi$) in der Kontaktfläche verbunden. Dem entgegen steht allerdings auch eine durch die Spannungsumlagerung bedingte Zunahme der treibenden Scherkräfte in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden. Die Wechselwirkung beider Effekte ist nicht erfassbar.

Die gesamten, haltenden bzw. stabilisierenden Kräfte im System Stützscheibe-Boden setzen sich aus zwei Anteilen zusammen. Zum Ersten die haltenden Kräfte in der Gleitfläche zwischen den Stützscheiben $T_{ha,GF}$ und zum Zweiten die haltenden Kräfte in der Kontaktfläche zwischen dem Bruchkörper und den Stützscheiben $T_{ha,KF}$. Beide Anteile setzen sich jeweils aus einem Anteil infolge Reibung T_{φ} und einem Anteil infolge Kohäsion T_c zusammen. Zusammenfassend kann somit Gleichung (6.26) geschrieben werden.

$$\begin{aligned} T_{ha} &= T_{ha,GF} + T_{ha,KF} \\ T_{ha} &= T_{ha,GF,\varphi} + T_{ha,GF,c} + T_{ha,KF,\varphi} + T_{ha,KF,c} \\ T_{ha} &= N_{GF} \cdot \tan \varphi + c \cdot A_{GF} + N_{KF} \cdot \tan \varphi + c \cdot A_{KF} \end{aligned} \quad (6.26)$$

6.3.4.3 Einfluss der Scherparameter auf das Tragverhalten

Die Wechselwirkung aus dem Einfluss der Scherparameter Reibungswinkel und Kohäsion auf den Bruchmechanismus und auf die Standsicherheit bzw. die erreichbare Stabilisierungswirkung der Stützscheiben ist aus der Analyse der Eingangsparameter als auch aus der Analyse des Bruchmechanismus deutlich ersichtlich geworden. Bei konstantem Scheibenabstand sowie konstanten Böschungsparemtern sinkt die ungünstigste Gleitfläche mit zunehmender Kohäsion tiefer in die Böschung. Damit nimmt die Fläche zwischen den Scheiben, auf der haltende Scherkräfte auf den Bruchkörper übertragen werden, zu. Weiterhin nimmt die Größe der Aufhängefläche des Bruchkörpers an den Scheiben mit zunehmender Kohäsion zu. Damit steigt die Fläche, auf der haltende, seitliche Scherkräfte von der Scheibe auf den Bruchkörper übertragen werden.

Diese Effekte spiegeln sich im Einfluss der Scherparameter auf den Verbesserungsfaktor dahingehend wieder, dass der Verbesserungsfaktor mit zunehmender Kohäsion und abnehmendem Reibungswinkel ansteigt. Die Zunahme des Verbesserungsfaktors mit steigender Kohäsion ist dabei stärker ausgeprägt als die Abnahme mit zunehmendem Reibungswinkel. Dies ist zum einen darin begründet, dass sich die Lage der Gleitfläche mit veränderlichem Kohäsionsanteil signifikant ändert, während der Einfluss des Reibungswinkels auf die Lage der Gleitfläche nur schwach ausgeprägt ist. Zum anderen ist die haltende Kohäsionskraft nur von der Größe der wirksamen Gleitflächen nicht, aber von der Normalspannung auf der Gleitfläche abhängig.

Zur genaueren Betrachtung und zum besseren Verständnis dieser Effekte können die im Folgenden dargestellten zwei grundlegenden Fälle betrachtet werden:

		Fall 1: $\varphi = \text{konstant}$ $c \text{ steigt } (f_{\varphi c} \downarrow)$	Fall 2: $c = \text{konstant}$ $\varphi \text{ steigt } (f_{\varphi c} \uparrow)$
Kohäsion $T_{ha,c}$	Gleitfläche zwischen den Scheiben	$A_{GF} \uparrow$	$A_{GF} \downarrow$
	Kohäsionskraft in der Gleitfläche zwischen den Scheiben	$A_{GF} \uparrow \rightarrow T_{ha,GF,c} \uparrow$	$A_{GF} \downarrow \rightarrow T_{ha,GF,c} \downarrow$
	Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper	$A_{KF} \uparrow$	$A_{KF} \downarrow$
	Kohäsionskraft in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper	$A_{KF} \uparrow \rightarrow T_{ha,KF,c} \uparrow$	$A_{KF} \downarrow \rightarrow T_{ha,KF,c} \downarrow$

		Fall 1: $\varphi = \text{konstant}$ $c \text{ steigt } (f_{\varphi c} \downarrow)$	Fall 2: $c = \text{konstant}$ $\varphi \text{ steigt } (f_{\varphi c} \uparrow)$
Reibung $T_{ha,\varphi}$	Normalkraft auf der Gleitfläche zwischen den Scheiben	$N_{GF} \uparrow$	$N_{GF} \downarrow$
	Reibungskraft in der Gleitfläche zwischen den Scheiben	$N_{GF} \uparrow \rightarrow T_{ha,GF,\varphi} \uparrow$	$N_{GF} \downarrow \rightarrow T_{ha,GF,\varphi} (\uparrow)^1$
	Normalkraft in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper	$N_{KF} \uparrow$	$N_{KF} \downarrow$
	Reibungskraft in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper	$N_{KF} \uparrow \rightarrow T_{ha,KF,\varphi} \uparrow$	$N_{KF} \downarrow \rightarrow T_{ha,KF,\varphi} (\uparrow)^1$

¹ Trotz abnehmender Normalspannung auf der Gleitfläche nimmt die Reibungskraft zu. Zum einen nimmt mit steigendem Reibungswinkel zwar die Normalspannung auf der Gleitfläche durch ein flacher werden der Gleitfläche ab, zum anderen steigt aber die Größe des Reibungswinkels in der Gleitfläche an.

Mit zunehmender Kohäsion c nimmt sowohl die Größe der Gleitfläche A_{GF} zwischen den Scheiben, als auch die Größe der Kontaktfläche A_{KF} des Bruchkörpers an den Scheiben zu. Die haltenden Scherkräfte aus Kohäsion T_c nehmen damit mit zunehmender Größe der wirksamen Flächen A_{KF} und A_{GF} signifikant zu. Unmittelbar mit dem tieferen Einsinken der Gleitfläche in die Böschung, mit steigender Kohäsion im Boden, ist eine Zunahme der wirksamen Normalkräfte N_{GF} auf der Gleitfläche verbunden. Infolge der Zunahme der Normalkräfte N_{GF} auf der Gleitfläche nehmen die haltenden Kräfte aus Reibung $T_{ha,GF,\varphi}$ ebenfalls zu. Deshalb nimmt auch für den Fall des konstanten Reibungswinkels die Reibungskraft in der Gleitfläche zwischen den Scheiben mit zunehmender Kohäsion zu. Durch das tiefere Einsinken der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden nimmt auch die Normalspannung auf die Kontaktfläche zu und damit die Reibungskraft. Diese Wechselwirkung ist beispielhaft für den ebenen Fall ohne Ertüchtigung für drei Scherparameterkombinationen in Abbildung 87 dargestellt. In den Beispielen wurden die Gleitflächen jeweils kreisförmig angenommen und die Spannungsverteilung mit dem GLE-Verfahren ermittelt. Es ist deutlich zu erkennen, obwohl in den dargestellten drei Fällen der Reibungswinkel konstant ist und nur die Kohäsion verändert wird, ändert sich die mögliche Schubspannung $\tau_{mögl,\varphi}$ infolge Reibung, da durch das tiefere Einsinken der Gleitfläche in die Böschung die Normalspannung σ_N auf der Gleitfläche steigt.

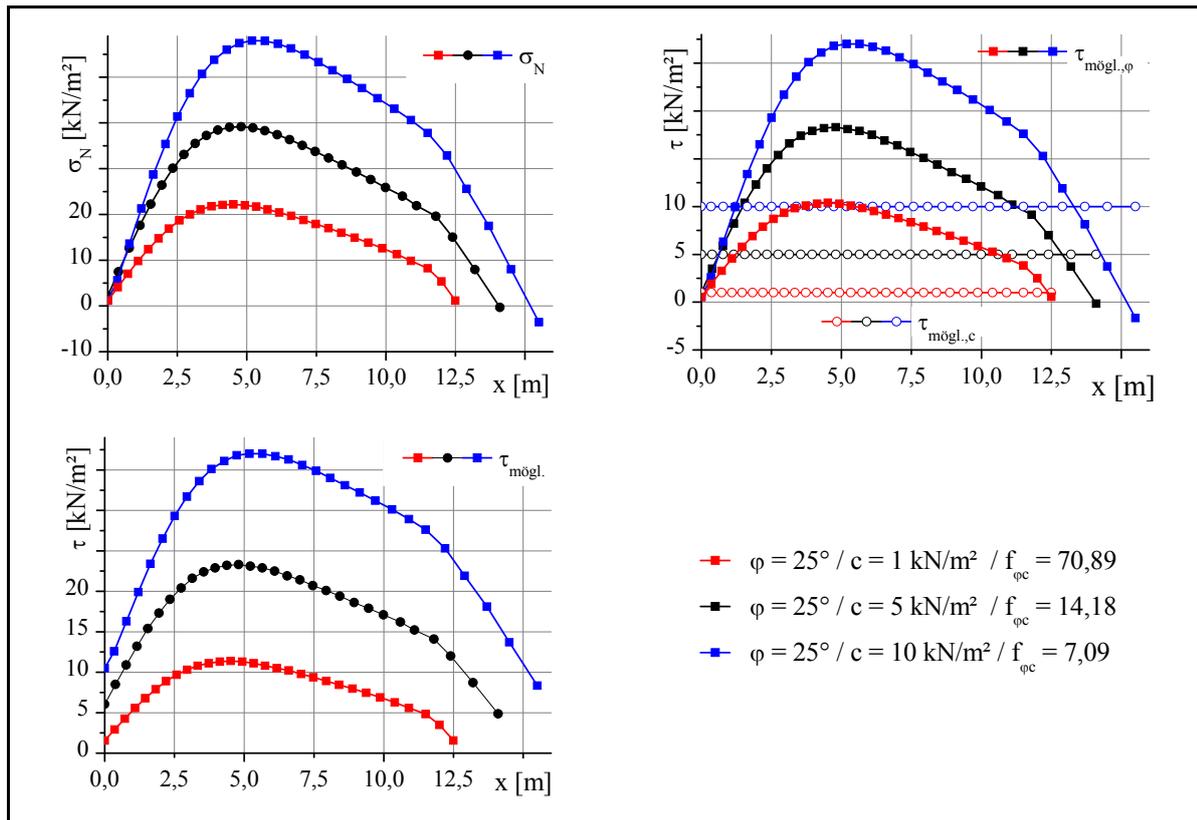


Abbildung 87 Einfluss der Kohäsion auf die möglichen Schubspannungen aus Reib- Spannungen auf der Gleitfläche für drei Scherparameterkombinationen für den ebenen Fall ohne Böschungsertüchtigung

Hingegen nimmt mit steigendem Reibungswinkel, die erreichbare Stabilisierungswirkung bei konstanter Kohäsion ab. Mit zunehmendem Reibungswinkel im Boden (steigende $f_{\varphi c}$ Werte) nimmt zum einen die Größe der Kontaktfläche des Bruchkörpers an den Scheiben ab und zum anderen verläuft die Gleitfläche flacher durch die Böschung, was schlussendlich zu einer Verminderung der Normalspannung auf der Gleitfläche führt. Weiterhin nimmt durch die Abnahme der wirksamen Flächen der Kohäsionsanteil der haltenden Kräfte ab. Darin ist die Abnahme der erreichbaren Stabilisierungswirkung mit zunehmendem Reibungswinkel (zunehmenden $f_{\varphi c}$ Werten) begründet.

6.3.4.4 Einfluss des Scheibenabstandes auf das Tragverhalten

In Abhängigkeit vom Scheibenabstand ändert sich die Lage der Gleitfläche zwischen den Stützscheiben dahingehend, dass die Gleitfläche mit zunehmendem Scheibenabstand tiefer in die Böschung sinkt und sich dem ebenen Fall ohne Ertüchtigung annähert. Des Weiteren nimmt mit zunehmendem Scheibenabstand die Größe der Kontaktfläche des Bruchkörpers an den Stützscheiben ab. Während die Abnahme der Größe der Kontaktfläche mit steigendem Scheibenabstand stark ausgeprägt ist, ist die Änderung der Lage der Gleitfläche zwischen den Scheiben in Abhängigkeit vom Scheibenabstand schwächer ausgeprägt. Daraus lässt sich auf den Zusammenhang zwischen dem Bruchmechanismus und der erreichbaren Stabilisierungswirkung bzw. der durch den Einbau der

Stützscheiben erreichbaren Böschungsstandsicherheit in Abhängigkeit vom Scheibenabstand schließen.

Die haltenden Kräfte im System Stützscheibe-Boden setzen sich aus zwei Anteilen zusammen. Zum einen die haltenden Kräfte in der Gleitfläche zwischen den Stützscheiben T_{GF} und zum zweiten die haltenden Kräfte in der Kontaktfläche zwischen dem Bruchkörper und den Stützscheiben T_{KF} . Beide Anteile setzen sich jeweils aus einem Anteil infolge Reibung und einem Anteil infolge Kohäsion zusammen (siehe Gleichung (6.26)).

Die treibenden Kräfte im System Stützscheibe-Boden werden bei Scheiben vom Typ S0 und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten vom Eigengewicht des Bruchkörpers zwischen den Scheiben bestimmt. Mit abnehmendem Scheibenabstand stellen sich nun drei Effekte ein.

Zum Ersten nehmen durch die Einengung des Bruchkörpers zwischen den Scheiben die treibenden Kräfte T_{tr} infolge der Abnahme des Bruchkörpereigengewichtes ab.

Mit der Einengung des Bruchkörpers zwischen den Scheiben unmittelbar verbunden ist der zweite Effekt, die Abnahme der wirksamen Gleitfläche A_{GF} zwischen den Stützscheiben. Die Fläche, auf der haltende Kräfte auf den Bruchkörper übertragen werden können, nimmt demzufolge ab. Damit nehmen die haltenden Kohäsionskräfte $T_{ha,GF,c}$ in der Gleitfläche zwischen den Scheiben ab. Die haltenden Kräfte infolge Reibung $T_{ha,GF,\phi}$ in der Gleitfläche zwischen den Scheiben nehmen ebenfalls ab, da mit abnehmendem Scheibenabstand die Tiefe der Lage der Gleitfläche in der Böschung abnimmt und damit die Normalspannungen N_{GF} auf der Gleitfläche abnehmen. Dieser Effekt ist aber im Vergleich zur Abnahme der Kohäsionskraft $T_{ha,GF,c}$ mit abnehmendem Scheibenabstand nur schwach ausgeprägt, da die Änderungen der Tiefenlage der Gleitfläche mit abnehmendem Scheibenabstand auch nur schwach ausgeprägt sind.

Zum Dritten nimmt die Kontaktfläche A_{KF} zwischen dem Bruchkörper und den Stützscheiben, auf der haltende Kräfte übertragen werden können, zu.

$$\begin{array}{ll}
 \text{haltend wirkende Kräfte:} & a \downarrow \quad \rightarrow A_{GF} \downarrow \rightarrow T_{ha,GF,c} \downarrow \\
 & \quad \quad \quad \rightarrow T_{ha,GF,\phi} \downarrow \\
 & \quad \quad \quad \rightarrow A_{KF} \uparrow \rightarrow T_{ha,KF,c} \uparrow \\
 & \quad \quad \quad \rightarrow T_{ha,KF,\phi} \uparrow \\
 \text{treibend wirkende Kräfte:} & a \downarrow \quad \rightarrow T_{tr} \downarrow
 \end{array}$$

Damit kann zusammenfassend festgehalten werden, dass mit abnehmendem Scheibenabstand der Einfluss der haltenden Kräfte in der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Boden überproportional zunimmt, was schlussendlich zu einer überproportionalen Zunahme der Stabilisierungswirkung mit abnehmendem Scheibenabstand führt.

6.3.4.5 Diskussion einer erforderlichen Mindestkohäsion im Boden

Aus der Analyse der Einflüsse der Einzelparameter sowie aus der Analyse der Versagensmechanismen und des Tragverhaltens bei Stützscheiben vom Typ S0 wird ersichtlich, dass für die Anwendung der Scheiben vom Typ S0 der Boden eine Mindestkohäsion aufweisen muss. Ist der Boden kohäsionslos, kann durch den Einbau der Stützscheiben nur eine vernachlässigbar geringe bis keine Stabilisierungswirkung erzielt werden. Die Ursache dafür gilt es im Folgenden zu klären.

Die Stabilisierungswirkung bei Scheiben vom Typ S0 basiert unter anderem auf einer Gewölbetragswirkung zwischen den Stützscheiben. Infolge dieser Gewölbetragswirkung kommt es zu einer Erhöhung der Standsicherheit der Böschung. Eine Gewölbetragswirkung kann im weiteren Sinne auch als Siloeffekt aufgefasst werden. Erste Untersuchungen zur Gewölbeausbildung im Boden führten TERZAGHI / PECK (1956) mit ihrem bekannten Falltürexpiment durch. Die Berücksichtigung von Gewölbe- und Silotragwirkungen sind in der Bodenmechanik unter anderem aus der Berechnung von offenen Schlitten bei der Schlitzwandbauweise, aus der Berechnung von aufgelösten Verbauwänden, aus der Berechnung von geotextilbewehrten Tragschichten über pfahlartigen Traggliedern oder aus der Berechnung von Tunnelbauwerken in geschlossener Bauweise bekannt.

Das Prinzip der Gewölbetragswirkung im Boden ist dabei bei allen genannten Beispielen vergleichbar. Wird ein Teil des Kontinuums Boden geschwächt, z. B. durch einen Tunnelausbruch oder durch den Aushub eines suspensionsgestützten Schlittes, werden die auf den geschwächten Bereich wirkenden Lasten, in Form von Erddruckspannungen, teilweise in angrenzende tragfähigere Bereiche umgelagert. Durch diese Umlagerung der Lasten werden im System Tragreserven geweckt, die ein Kollabieren des Systems verhindern. Die Ausbildung eines Gewölbes im Boden ist immer mit Verformungen verbunden. Um eine Gewölbetragswirkung zu aktivieren, ist es erforderlich ein Mindestmaß an Verformungen zuzulassen.

Bei allen in der Bodenmechanik bekannten Ansätzen der Gewölbetragswirkung wird durch den Ansatz des Traggewölbes stets eine Umlagerung der auftretenden Lasten bewirkt. Da das Gewölbe an sich mit analytischen Berechnungsverfahren nicht erfasst werden kann, werden deshalb in der Regel Annahmen zur Lastumlagerung getroffen (z. B. Ansatz eines räumlichen Erddruckes bei suspensionsgestützten Schlitten). Ein entscheidender Unterschied zwischen den genannten, bekannten Ansätzen der Gewölbetragswirkung und der Gewölbetragswirkung bei mittels Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschungen ist die Dimension, in der die Gewölbe wirken. Die bekannten Ansätze werden als rein zweidimensionale Probleme behandelt bzw. können aus eigentlich räumlichen Systemen in ebene Systeme vereinfacht werden. Das Silomodell von TERZAGHI geht von einer unendlichen Ausdehnung senkrecht zur Betrachtungsebene aus. Bei der Betrachtung suspensionsgestützter Schlitte wird von rein horizontalen Gewölben ausgegangen. Bei der Berechnung von Tunnelvortrieben kann das Längstraggewölbe mit Hilfe des so genannten α - Verfahrens in einem

ebenen Berechnungsmodell berücksichtigt werden. Beim Tragsystem Böschung mit Stützscheiben hat das Gewölbe allerdings eine dreidimensionale Form, die auch nicht zweidimensional vereinfacht werden kann.

Bei den vor genannten bodenmechanischen Tragsystemen stellt sich eine Gewölbetragswirkung weitgehend unabhängig von der Verteilung der Scherparameter des Bodens ein. Die Bodenparameter haben hier nur Einfluss auf die Größe des Gewölbes oder auf die erforderlichen Mindestverformungen zur Aktivierung des Gewölbes. Aus den durchgeführten Untersuchungen zur Tragwirkung bei Böschungen mit Stützscheiben hat sich jedoch ergeben, dass der Boden zwischen den Scheiben eine Kohäsion aufweisen muss, um eine Gewölbetragswirkung zu aktivieren. Mit zunehmender Kohäsion nimmt die Wirkung des Gewölbes zu und die erreichbare Stabilisierungswirkung der Stützscheiben steigt.

Bei rein granularen, kohäsionslosen Materialien ist für die Ausbildung der Silowirkung eine allseitige Stützung erforderlich, wie sie beispielsweise im Fall von kreisrunden Getreidesilos vorhanden ist. Bei den oben genannten Beispielen ist diese räumliche Stützwirkung jeweils vorhanden. Im Fall von Böschungen mit Stützscheiben fehlt diese erforderliche allseitige Stützung jedoch in eine Richtung, in Richtung der offenen Böschung. In allen anderen Richtungen ist diese Stützwirkung vorhanden. In Böschungslängsrichtung stellen die Stützscheiben die Stützung, in Tiefenrichtung und in Querrichtung stellt der angrenzende Boden die Stützung dar. Durch die fehlende Stützung in eine Richtung ist es für ein granulares Material ohne granulare Zwischenkräfte (Kohäsionskräfte) nicht möglich eine Gewölbewirkung zu aktivieren. Die fehlende Stützkraft muss durch eine zusätzliche Stützwirkung ersetzt werden. Als diese zusätzliche, erforderliche Stützwirkung können die Kohäsionskräfte im Boden aufgefasst werden.

Einfluss der Bahnauflast auf den Bruchmechanismus und das Tragverhalten

Bezüglich der Stabilisierungswirkung zeigen Böschungen mit Bahnauflast dieselben Tendenzen wie Böschungen ohne zusätzliche Auflasten (siehe Abschnitt 6.2.8; S.130). Die Standsicherheitszahlen bei Böschungen mit Bahnauflast sind geringer als bei Böschungen ohne Bahnauflast. Die erreichbare Stabilisierungswirkung ist bei Böschungen mit Bahnauflast hingegen geringfügig größer als bei Böschungen ohne zusätzliche Auflasten. Analog zum ebenen Fall ändert sich im Fall der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen die Lage der kritischen Gleitfläche durch die zusätzliche Bahnauflast auf der Böschungskrone. Im ebenen Fall wird, bei Berechnung mit Gleitkreisen, der ungünstigste Gleitkreis in der Regel durch die konzentrierte Bahnauflast von 60 kN/m^2 erzwungen. Im Fall der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschungen ist dieses Verhalten vergleichbar. Sowohl die Gleitfläche zwischen den Scheiben, als auch die Kontaktfläche am Übergang Bruchkörper-Scheibe ist durch die konzentrierte Bahnauflast geprägt. Abbildung 88 und Abbildung 89 zeigen vergleichsweise die Bruchmechanismen für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast UIC71 auf der Böschungskrone zum einen anhand der Kontaktfläche

zwischen Scheibe und Bruchkörper und zum anderen anhand der Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene mittig zwischen den Scheiben.

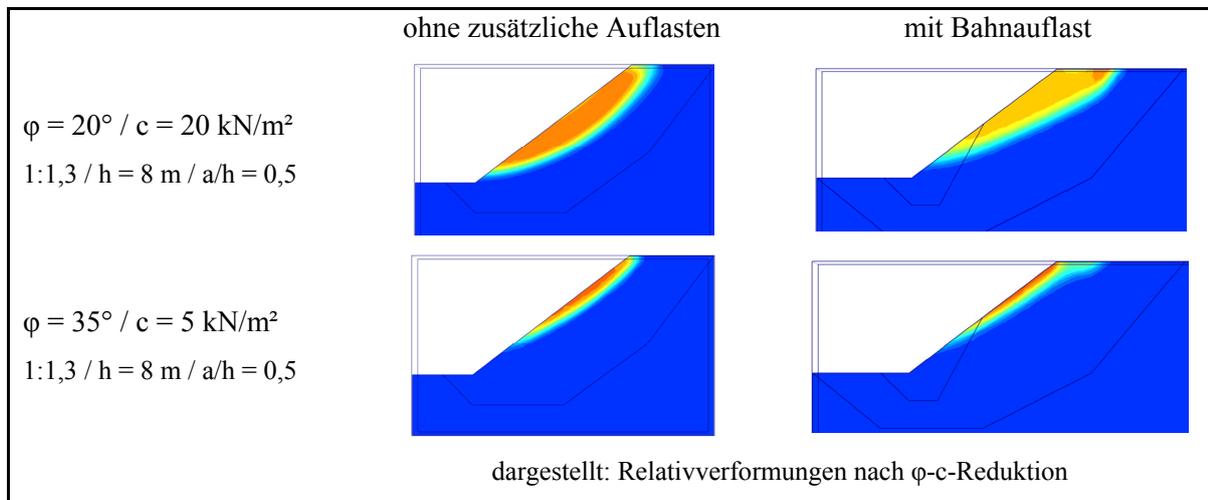


Abbildung 88 Kontaktflächen zwischen Bruchkörper und Scheibe; Vergleich für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast für zwei Scherparameterkombinationen

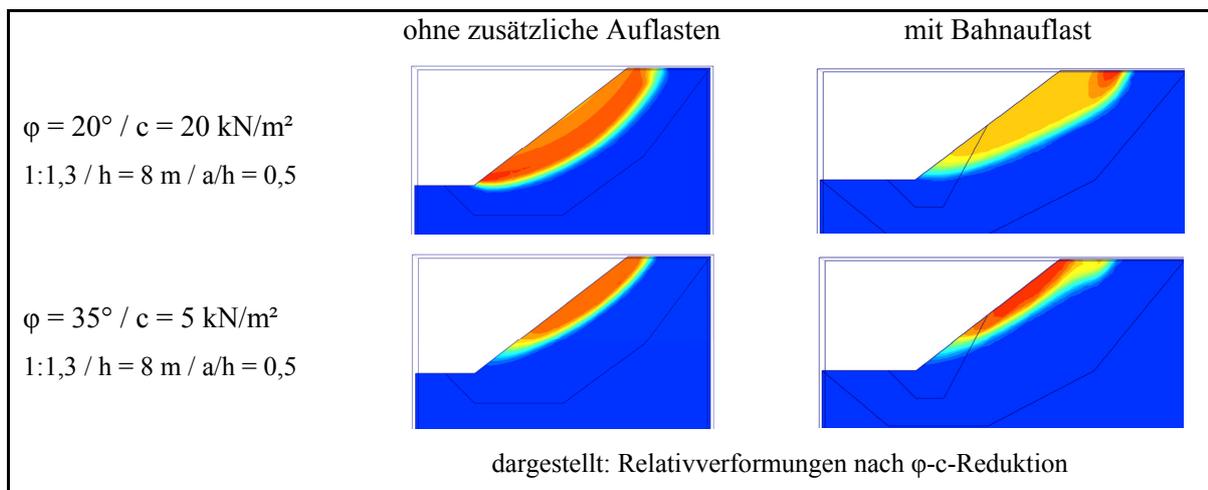


Abbildung 89 Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Stützscheiben; Vergleich für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast für zwei Scherparameterkombinationen

Anhand der Versagensdarstellungen ist zu erkennen, dass sich sowohl der Bruchmechanismus als auch das Tragverhalten zwischen Böschungen ohne und mit Auflast nicht unterscheiden. Einzig die geometrische Form der Gleitfläche zwischen den Scheiben und die geometrische Form der Kontaktfläche zwischen Scheibe und Bruchkörper ändern sich.

Zusammenfassende Bemerkungen zur Tragwirkung bei Scheiben vom Typ S0:

Zusammenfassend kann bezüglich der Tragwirkung bei Stützscheiben vom Typ S0 festgehalten werden, dass sich die Erhöhung der Böschungsstandsicherheit durch den Einbau der Stützscheiben auf zwei Effekte zurückführen lässt. Zum einen wird durch die Stützscheiben ein räumlicher Bruchmechanismus zwischen den Scheiben erzwungen. Durch ein sich einstellendes Traggewölbe zwischen den Scheiben wird die Standsicherheit der Böschung erhöht. Zum anderen wird die Erhöhung der Standsicherheit durch einen „Aufhängeeffekt“ des Bruchkörpers an den Stützscheiben erreicht. Durch die Stützscheiben werden seitliche Scherwiderstände auf den Bruchkörper übertragen, was zu einer Erhöhung der Standsicherheit führt. Beide Wirkungen der Stützscheiben auf die Standsicherheitserhöhung stehen in unmittelbarem Zusammenhang und in Wechselwirkung miteinander. Art und Ausmaß beider Stabilisierungswirkungen variieren mit den Boden- und Böschungsparametern. Eine Trennung, welche Wirkung welchen Anteil an der Stabilisierung ausmacht ist allerdings nicht möglich. Beide Elemente der Tragwirkung spiegeln sich deutlich im Einfluss des Faktors $f_{\varphi c}$ wieder. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nimmt zum einen die Größe des Traggewölbes zwischen den Scheiben zu und zum anderen nimmt die Größe der Kontaktfläche an den Scheiben zu. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ leisten beide Elemente der Tragwirkung einen zunehmenden Beitrag zur Erhöhung der Böschungsstandsicherheit. Dies bestätigt die Ergebnisse der Analyse des Faktors $f_{\varphi c}$ auf die erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nimmt der Verbesserungsfaktor überproportional zu. Dies kann eindeutig der Zunahme der Größe des Traggewölbes und der Zunahme der Größe der Kontaktfläche an den Scheiben zugeschrieben werden.

6.4 Bemessungsverfahren

6.4.1 Bemessungsdiagramme

Aus den Ergebnissen der Analysen der Eingangsparameter sowie der Analyse des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens wird im Folgenden das Bemessungsverfahren für Scheiben vom Typ S0 abgeleitet.

Wie bereits unter Abschnitt 5.1 (S. 67) dargestellt, können zur Vereinfachung des Bemessungsverfahrens die Eingangs- bzw. Ergebnisparameter teilweise zusammengefasst werden. Die Ergebnisse der Einzelanalysen bestätigen, dass diese Parameter zum einen für die Verwendung im Bemessungsverfahren geeignet sind und zum anderen die Einflüsse der Einzelparameter genau erfassen können (vgl. Abschnitt 6.2.9, S. 132). In das Bemessungsverfahren müssen demnach der Parameter $f_{\varphi c}$ und die Böschungsneigung β als Eingangsparameter eingehen. Die Standsicherheitszahl N_1^* und der Verbesserungsfaktor VF stellen die Ergebnisparameter dar. Dabei enthält die Standsicherheitszahl N^* ebenfalls Eingangsparameter. Das Abstandsverhältnis a/h kann je nach Aufgabenstellung als Eingangs- oder Ergebnisparameter fungieren.

Die Diagramme in Abbildung 76 und Abbildung 77 (S.131) enthalten alle genannten Eingangs- und Ergebnisparameter. Diese Diagramme veranschaulichen deutlich den Einfluss der Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ und a/h auf die Standsicherheitszahl N^* bzw. auf den Verbesserungsfaktor VF, sind jedoch als Bemessungsdiagramme nicht nutzbar. Um die optimale Eigenschaft dieser Diagramme, insbesondere der $f_{\varphi c}$ - a/h - N_1^* -Diagramme, alle Eingangsgrößen in sich zu vereinen, nutzen zu können, wird für definierte Abstandsverhältnisse und $f_{\varphi c}$ -Niveaus eine Projektion der Daten in die $f_{\varphi c}$ - N_1^* -Ebene bzw. in die a/h - N_1^* -Ebene durchgeführt.

Dies ist beispielhaft in Abbildung 90 (S.165) ersichtlich. Die daraus entstehenden Diagramme sind in Abbildung 92 (S.166) und Abbildung 93 (S.167) dargestellt. Mit diesen Diagrammen ist es möglich, für eine definierte Böschungsneigung den optimalen Scheibenabstand zu ermitteln. Die Diagramme sind für jeweils eine Böschungsneigung gültig und liegen für die Böschungsneigungen 1:1,3 / 1:1,4 / 1:1,5 / 1:1,6 / 1:1,7 / 1:1,8 / 1:1,9 und 1:2,0 vor. Für Interpolationen zwischen Böschungsneigungen können die Diagramme in Abbildung 94 (S.168) verwendet werden. In Abbildung 91 (S.165) ist zusätzlich die Abhängigkeit der Standsicherheitszahl N_0^* vom Faktor $f_{\varphi c}$ und von der Böschungsneigung im Zustand ohne Böschungsertüchtigung dargestellt.

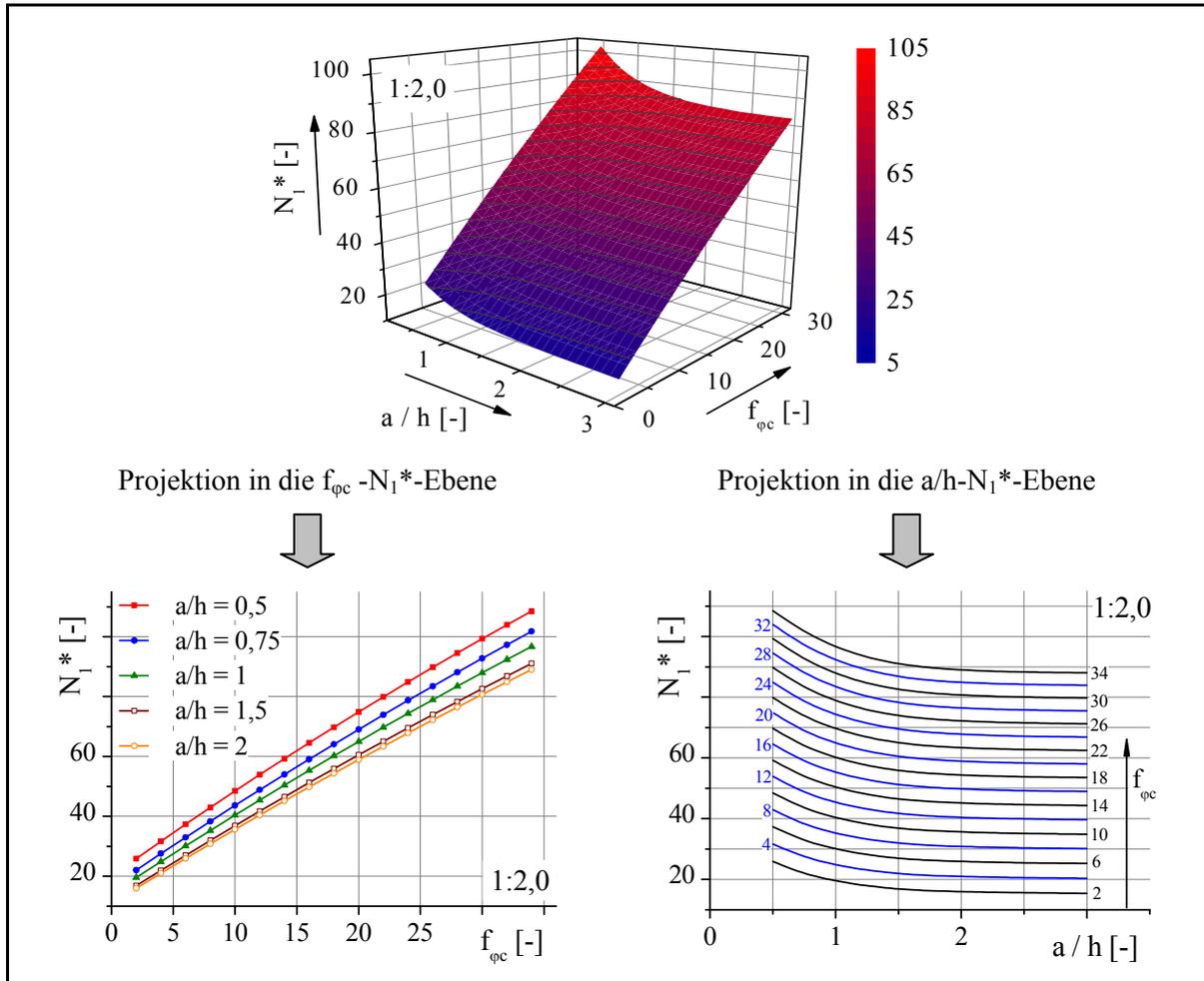


Abbildung 90 Prinzip der Aufspaltung des a/h - $f_{\varphi c}$ - N_1^* -Diagramms in zwei Einzeldiagramme

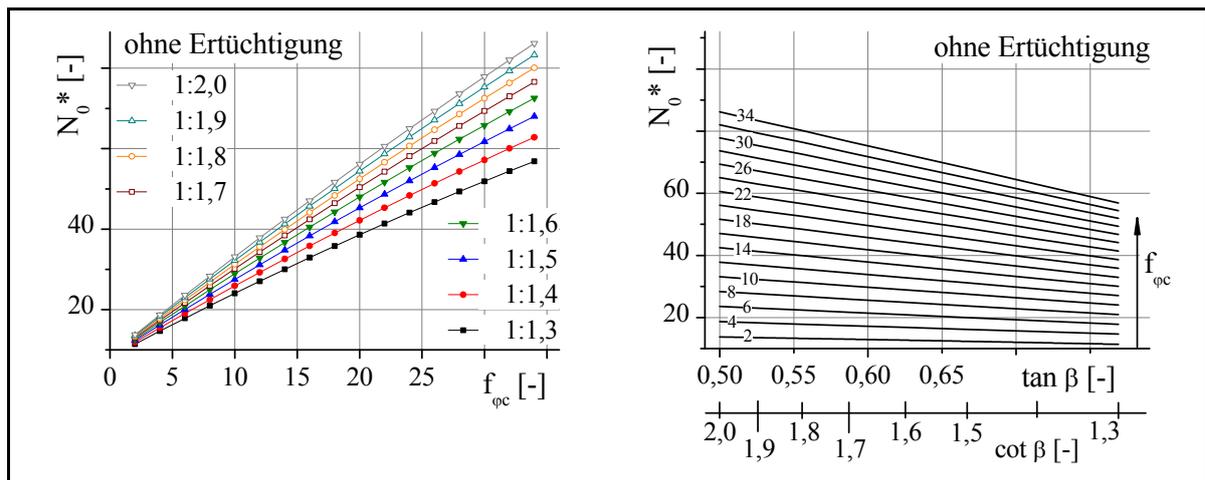


Abbildung 91 Standsicherheitszahl N_0^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und von der Böschungsneigung für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

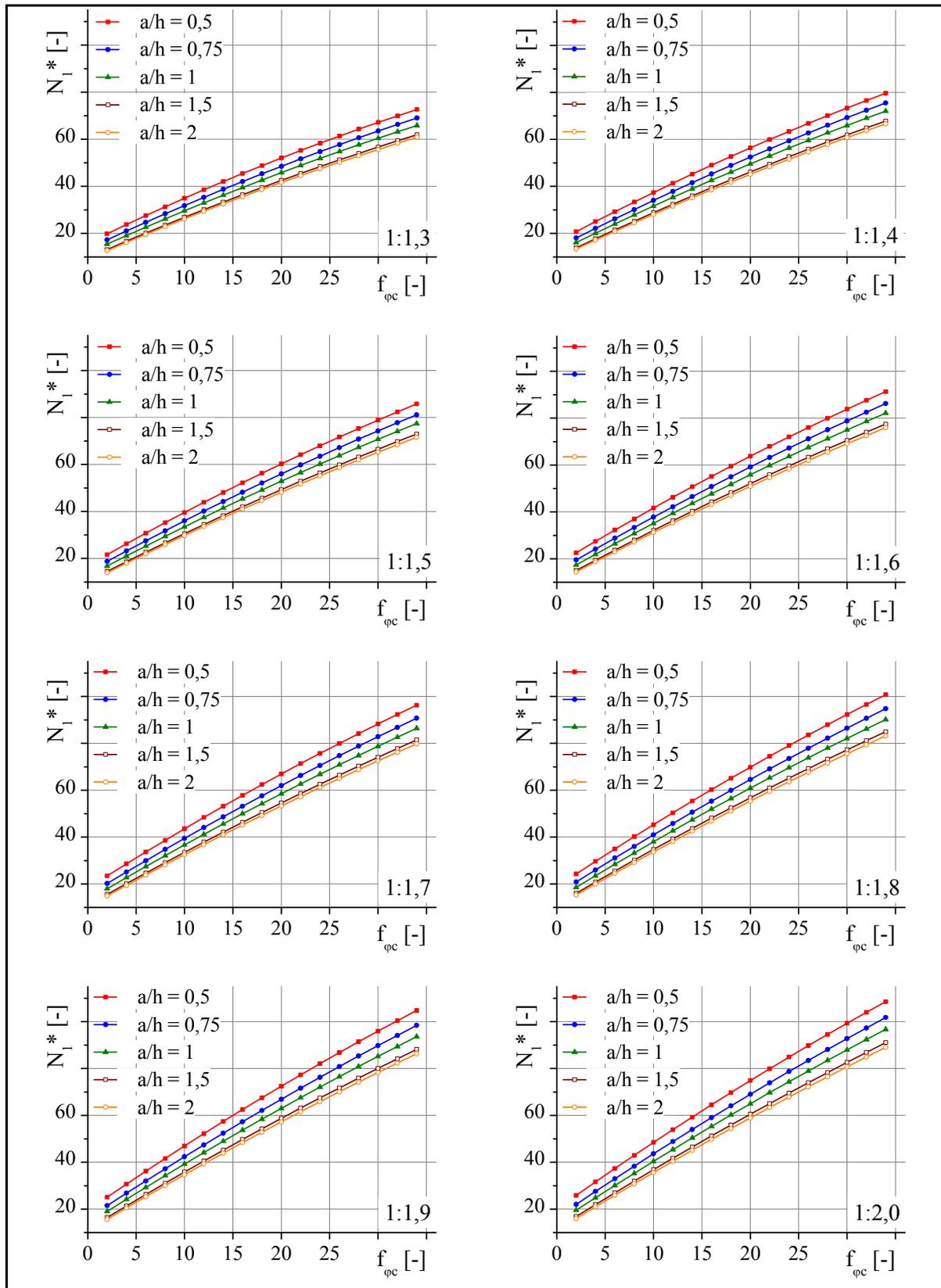


Abbildung 92 Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$ für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

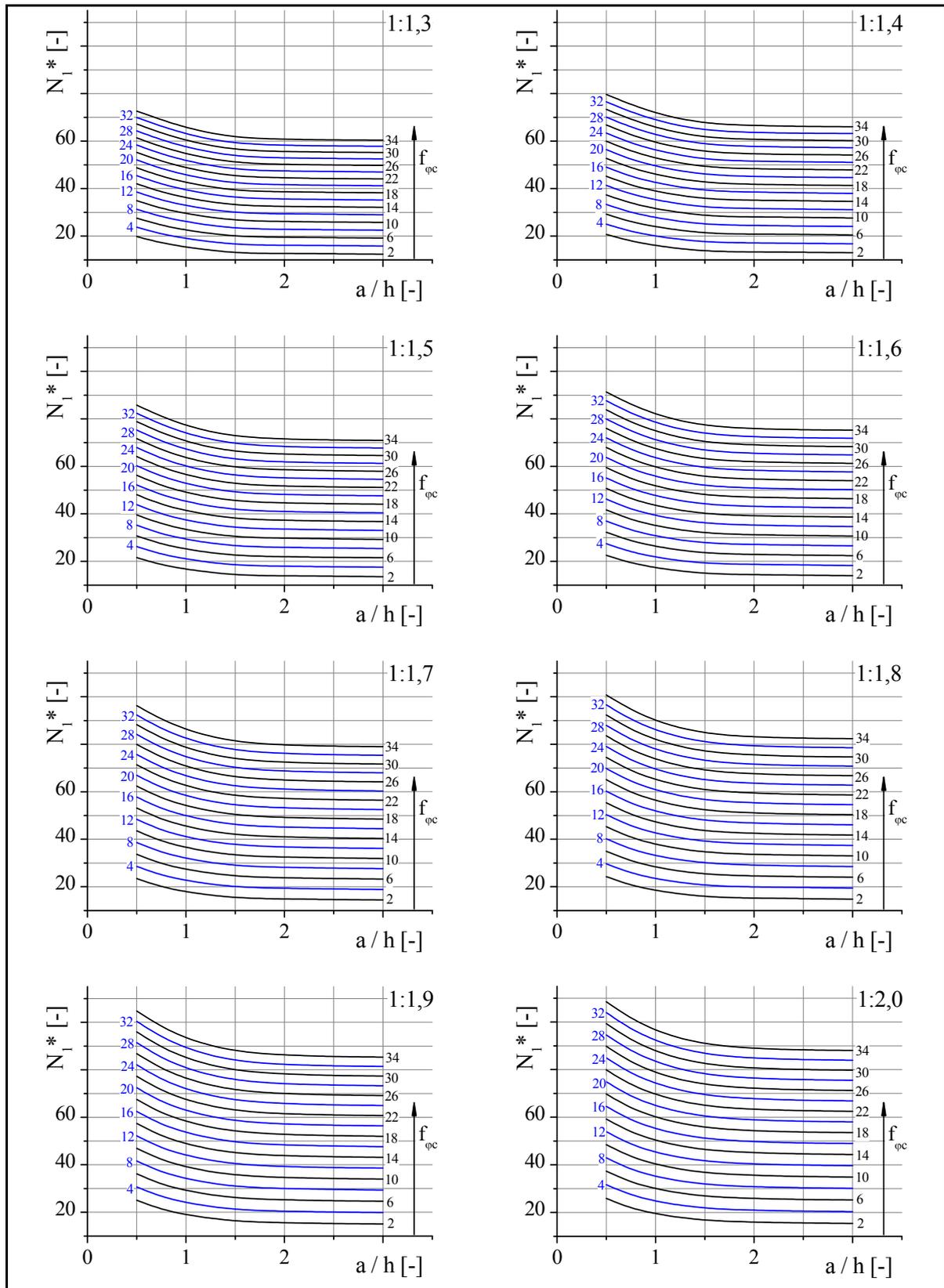


Abbildung 93 Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

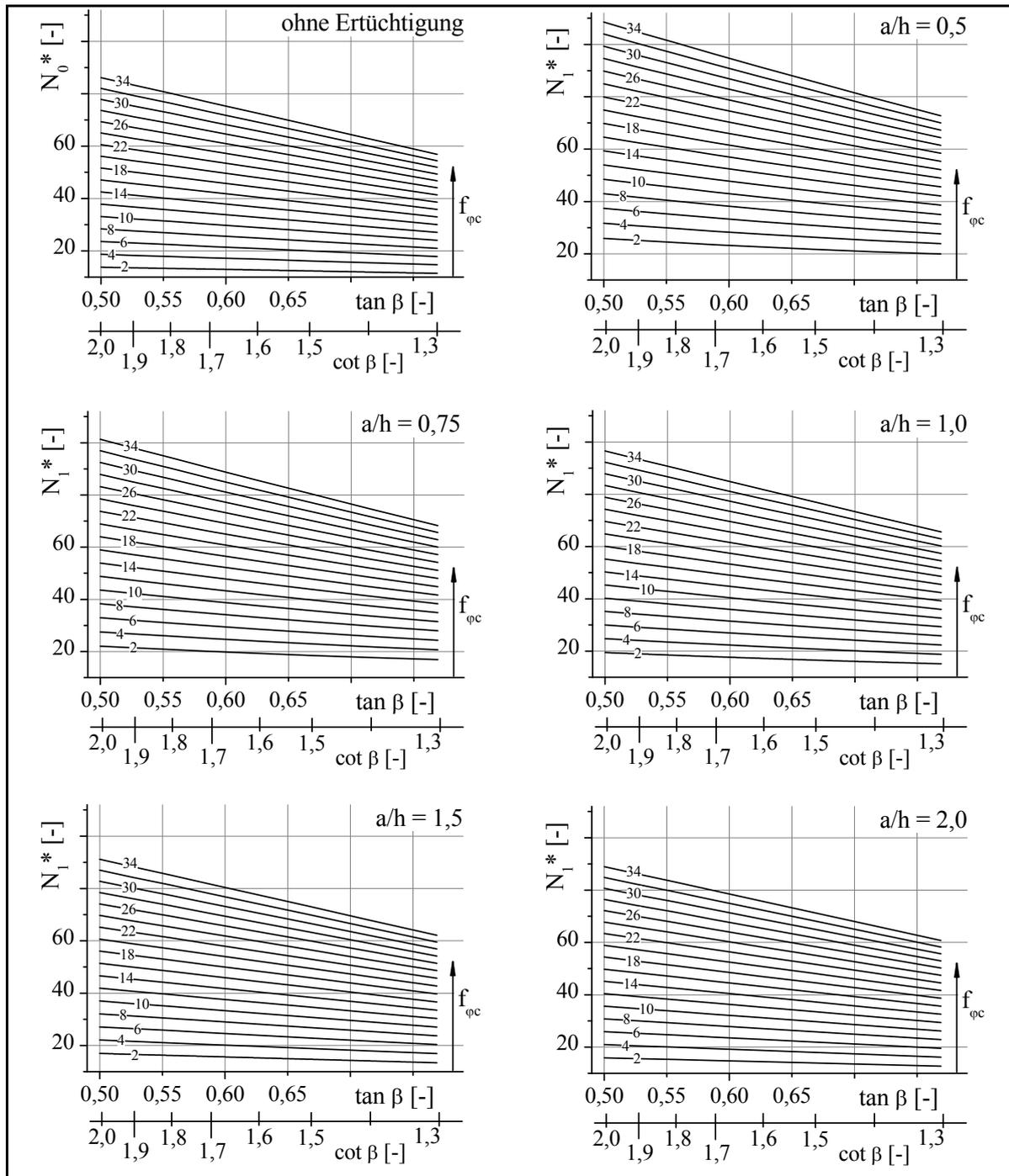


Abbildung 94 Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Böschungsneigung für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten; Abstandsverhältnis: 0,5 / 0,75 / 1,0 / 1,5 / 2,0 / ohne Ertüchtigung

Bemessungsdiagramme zur Ermittlung des Verbesserungsfaktors

Die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF, kann aus dem Verhältnis der Standsicherheitszahlen N^* bzw. der Standsicherheitsbeiwerte η vor und nach der Böschungsertüchtigung berechnet werden. Die entsprechenden Werte können über die zuvor vorgestellten Diagramme ermittelt werden.

In der Regel sieht der praktische Anwendungsfall anders aus. Wird eine Böschungsertüchtigung mit Stützscheiben oder anderen Ertüchtigungsmaßnahmen in Betracht gezogen, ist in der Regel der Sicherheitsbeiwert der nicht ertüchtigten Böschung η_0 berechnet worden und bekannt. Die Veranlassung für eine Böschungsertüchtigung ist schließlich im Normalfall die Kenntnis des Sicherheitsbeiwertes der Böschung, der unter dem geforderten Standsicherheitsniveau liegen wird. Ebenso bekannt wird der Sicherheitsbeiwert η_{erf} sein, auf den die Böschung ertüchtigt werden soll. Dieser entspricht im Normalfall dem von den jeweils geltenden Normen geforderten Standsicherheitsniveau. Damit kann die durch den Einbau der Stützscheiben notwendige Stabilisierungswirkung über den erforderlichen Verbesserungsfaktor $VF_{\text{erf}} = \eta_{\text{erf}} / \eta_0$ direkt berechnet werden. Deshalb ist es sinnvoll, Bemessungsdiagramme, mit denen der erforderliche Scheibenabstand direkt aus dem angestrebten Verbesserungsfaktor ermittelt werden kann, aufzustellen.

Das Vorgehen zur Erstellung der Bemessungsdiagramme für den Verbesserungsfaktor ist analog zum Vorgehen bei der Standsicherheitszahl. Eingangparameter sind wieder der Faktor $f_{\phi c}$ und die Böschungsneigung. Ergebnisparameter ist in diesem Fall je nach Aufgabenstellung der Verbesserungsfaktor oder das Abstandsverhältnis. Das Vorgehen zur Erstellung der Bemessungsdiagramme aus den Diagrammen in Abbildung 77 (S.131) ist beispielhaft in Abbildung 95 dargestellt. Die daraus abgeleiteten Diagramme sind in Abbildung 96 (S.171) und Abbildung 97 (S.172) dargestellt. Mit diesen Diagrammen ist es möglich, für eine definierte Böschungsneigung den optimalen Scheibenabstand über den Verbesserungsfaktor zu ermitteln. Die Diagramme sind für jeweils eine Böschungsneigung, gültig und liegen für die Böschungsneigungen 1:1,3 / 1:1,4 / 1:1,5 / 1:1,6 / 1:1,7 / 1:1,8 / 1:1,9 und 1:2,0 vor. Da der Einfluss der Böschungsneigung auf den Verbesserungsfaktor vernachlässigbar gering ist, sind Interpolationsdiagramme zwischen den angegebenen Böschungsneigungen nicht erforderlich.

Aus den Diagrammen in Abbildung 96 und Abbildung 97 kann, bei bekanntem Faktor $f_{\phi c}$, entweder aus einem vorgegebenen Abstandsverhältnis der Verbesserungsfaktor direkt ermittelt werden, oder für einen geforderten Verbesserungsfaktor das erforderliche Abstandsverhältnis.

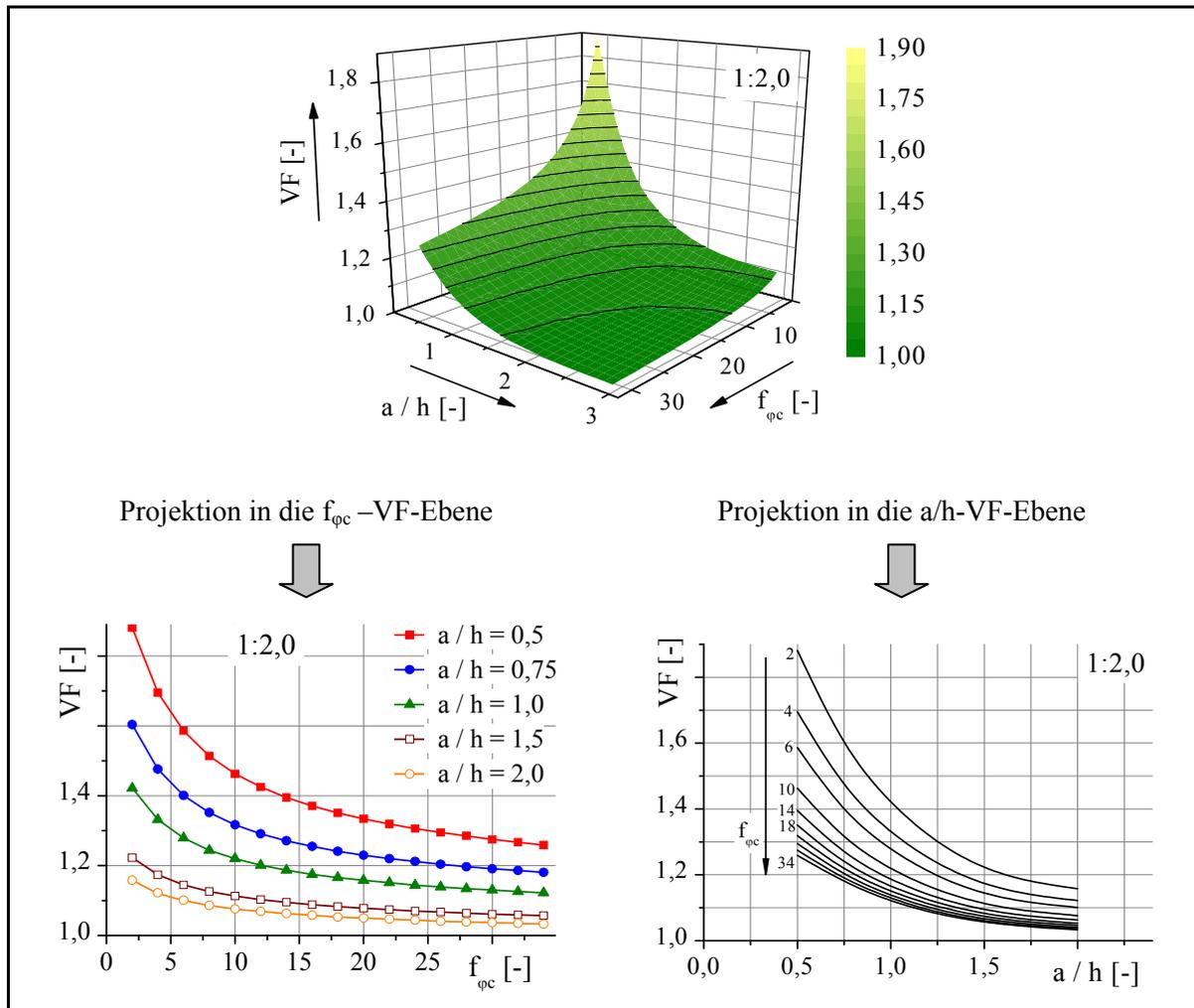


Abbildung 95 Prinzip der Aufspaltung des a/h - $f_{\phi c}$ -VF*-Diagramms in zwei Einzeldiagramme

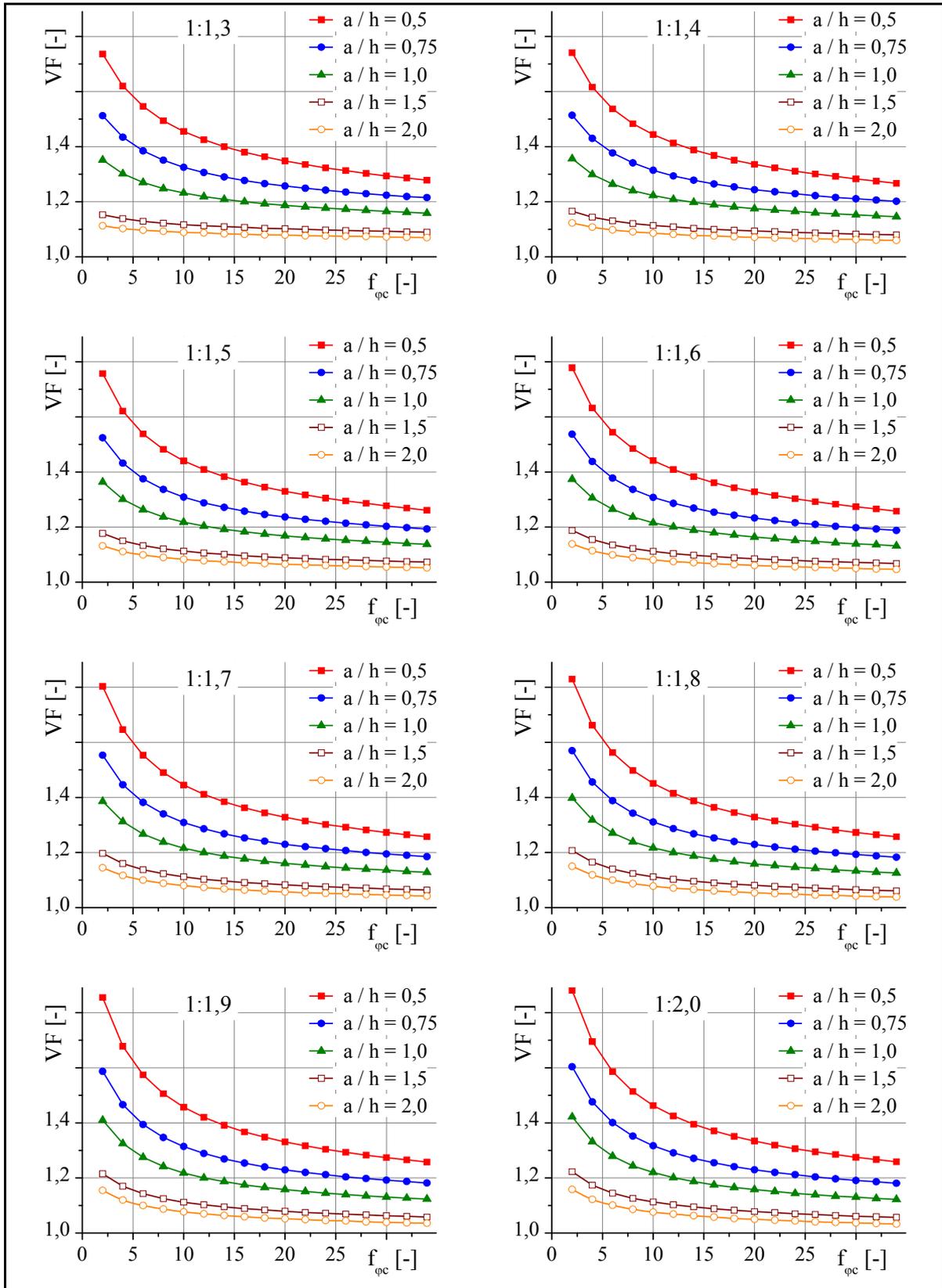


Abbildung 96 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$ für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

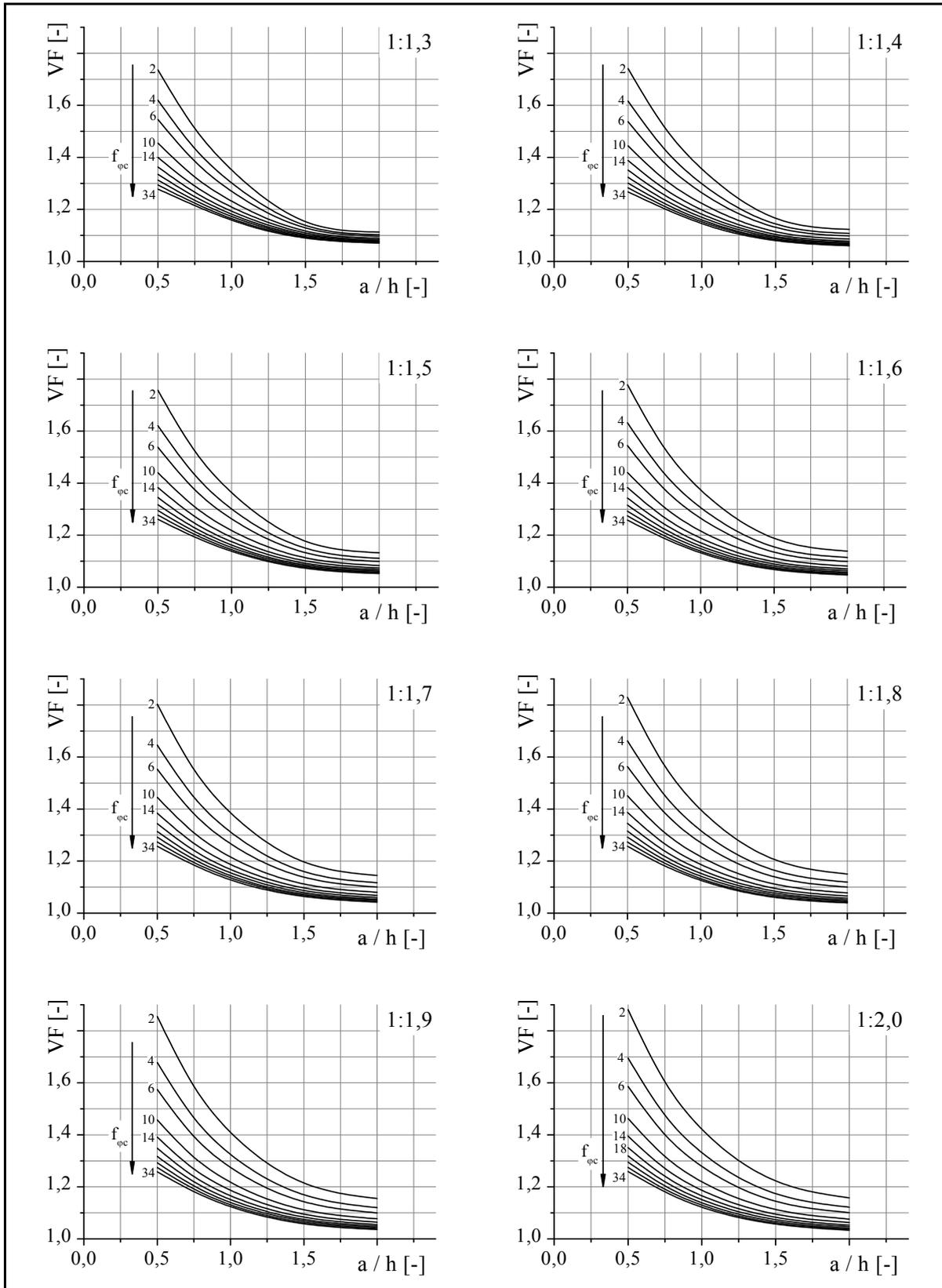


Abbildung 97 Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

Nach Zusammenfassung der Diagramme in Abbildung 91, Abbildung 92 und Abbildung 96 entstehen Bemessungsdiagramme in der in Abbildung 98 dargestellten Form. Mit diesen Bemessungsdiagrammen ist es möglich, für eine Böschungsneigung aus dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ die Ergebnisparameter Standsicherheit η_1 der durch Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung und den Verbesserungsfaktor VF für ein angenommenes Abstandsverhältnis a/h sowie die Standsicherheit η_0 der nicht ertüchtigten Böschung zu ermitteln.

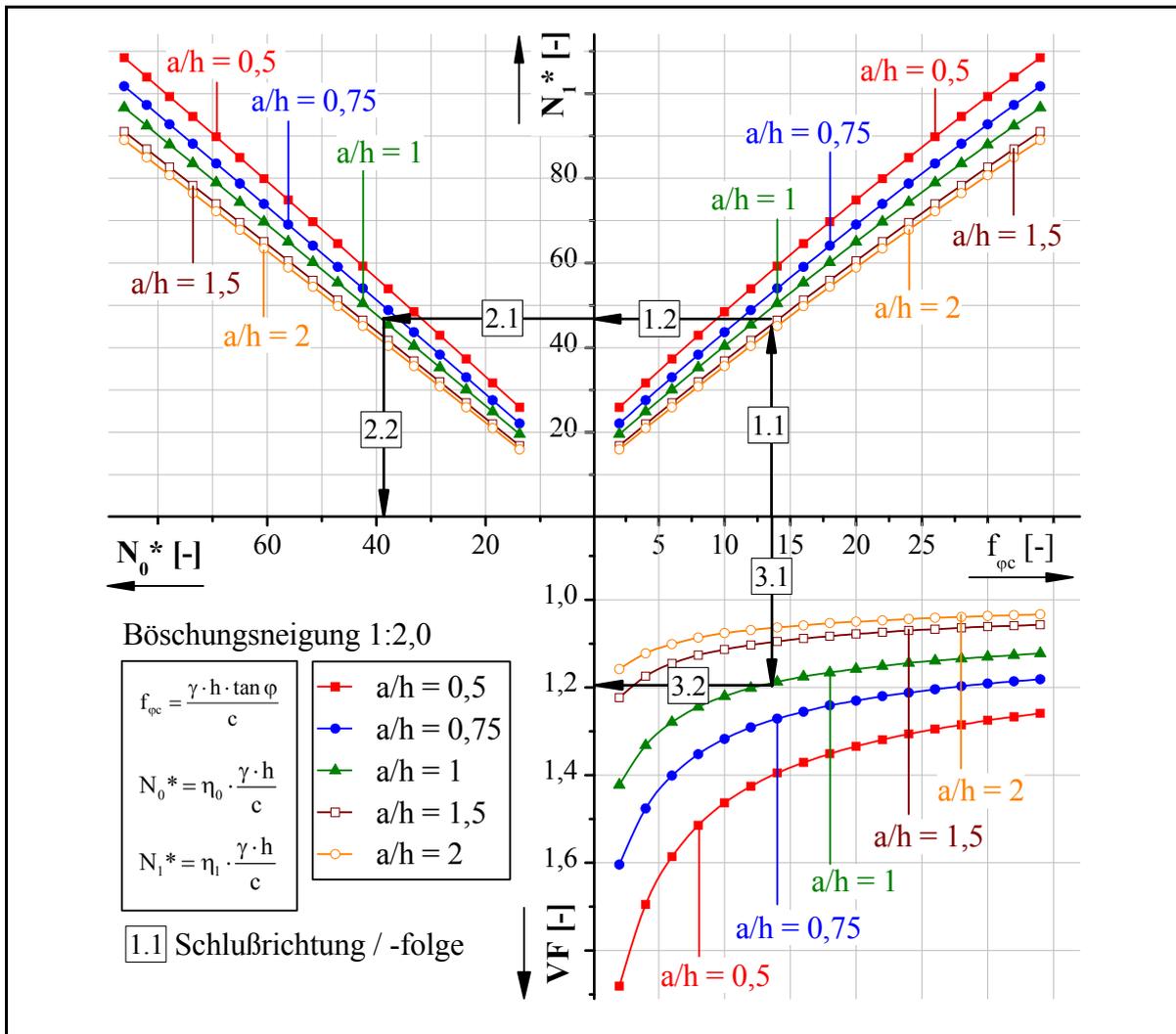


Abbildung 98 Bemessungsdiagramm für Böschungen mit homogenen Bodenverhältnissen ohne zusätzliche Auflasten; Böschungsneigung 1:2,0

Die im Abschnitt 6.4.1 dargestellten Bemessungsdiagramme gelten jeweils für homogene Böschungen ohne zusätzliche Auflasten. Das Vorgehen zur Erstellung der Diagramme ist für Böschungen mit Bahnauflast analog. Einzig die Verläufe unterscheiden sich. Deshalb wird auf eine Darstellung der Bemessungsdiagramme für Böschungen mit Bahnauflast an dieser Stelle verzichtet.

6.4.2 Bemessungsformeln

Alternativ zu den vorgestellten Bemessungsdiagrammen kann die Standsicherheit der mittels Stützscheiben ertüchtigten Böschung und die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung bezüglich der Standsicherheit über Bemessungsformeln ermittelt werden.

Bei Anwendung der Bemessungsformeln zur Dimensionierung des Scheibenabstandes muss anders vorgegangen werden als bei der Anwendung der Bemessungsdiagramme. Der optimale Scheibenabstand muss hier durch iterative Annäherung gefunden werden. Dabei muss zunächst ein Scheibenabstand geschätzt werden, für den dann über das Abstandsverhältnis die Standsicherheit der ertüchtigten Böschung berechnet wird. Der optimale Scheibenabstand muss dann durch Annähern der berechneten Standsicherheit an die erforderliche Standsicherheit ermittelt werden.

Wie in Abschnitt 6.2.8 gezeigt wurde, ist der Zusammenhang zwischen den Eingangsparametern und den Ergebnisparametern bei Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast analog. Deshalb können die Bemessungsformeln gleichermaßen für Böschungen ohne Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast aufgestellt werden. Lediglich die Parameter der Bemessungsformeln müssen an die Auflastsituation angepasst werden.

Bei der Analyse der Eingangsparameter konnte gezeigt werden, dass Gleichung (6.1) bzw. (6.2) geeignet sind, um den Einfluss aller Eingangsparameter korrekt zu erfassen (vgl. S. 134).

$$N_1^*(f_{\varphi c}) = n_{S0,1(\beta, a/h=\text{konst.})} + m_{S0,1(\beta, a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} + l_{S0,1(\beta, a/h=\text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2 \quad (6.1)$$

$$\eta_{1,(a/h, \beta=\text{konst.})} = m_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,1(a/h, \beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2 \quad (6.2)$$

Mit den Gleichungen (6.1) bzw. (6.2) kann für eine mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigte Böschung mit homogenen Untergrundverhältnissen unmittelbar aus den bekannten Boden- und Böschungsparametern sowie einem angenommenem Scheibenabstand die Böschungstandsicherheit berechnet werden.

Die Faktoren n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} werden in Abhängigkeit von der Böschungsneigung $\cot \beta$, der Auflastsituation und dem gewählten Abstandsverhältnis a/h aus Tabelle 15, Tabelle 16 und Tabelle 17 für Böschungen ohne Auflasten und aus Tabelle 18, Tabelle 19 und Tabelle 20 für Böschungen mit Bahnauflast ermittelt. Alternativ können die Interpolationsdiagramme in Abbildung 99 und Abbildung 100 verwendet werden.

Tabelle 15 Parameter l_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

	$a/h = 0,5$	$a/h = 0,75$	$a/h = 1$	$a/h = 1,5$	$a/h = 2$	$a/h = 3$	ohne Ertüchtigung
1:1,3 – 1:2,0	-0,01	-0,0085	-0,008	-0,0077	-0,0074	-0,007	-0,0065

Tabelle 16 Parameter n_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

	1:1,3	1:1,4	1:1,5	1:1,6	1:1,7	1:1,8	1:1,9	1:2,0
a/h = 0,5	15,880	16,381	16,961	17,580	18,211	18,840	19,457	20,055
a/h = 0,75	13,481	13,870	14,304	14,757	15,213	15,663	16,102	16,526
a/h = 1	11,759	12,110	12,476	12,843	13,204	13,553	13,889	14,209
a/h = 1,5	9,621	9,990	10,330	10,643	10,932	11,197	11,443	11,670
a/h = 2	9,212	9,551	9,845	10,102	10,329	10,531	10,711	10,874
a/h = 3	8,958	9,247	9,497	9,715	9,908	10,080	10,233	10,372
ohne Ertücht.	8,156	8,287	8,401	8,500	8,588	8,666	8,736	8,799

Tabelle 17 Parameter m_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

	1:1,3	1:1,4	1:1,5	1:1,6	1:1,7	1:1,8	1:1,9	1:2,0
a/h = 0,5	2,009	2,199	2,364	2,508	2,635	2,749	2,850	2,941
a/h = 0,75	1,923	2,101	2,255	2,390	2,509	2,615	2,710	2,795
a/h = 1	1,865	2,035	2,183	2,312	2,426	2,527	2,618	2,699
a/h = 1,5	1,800	1,963	2,103	2,226	2,335	2,432	2,518	2,596
a/h = 2	1,772	1,931	2,069	2,189	2,296	2,391	2,475	2,552
a/h = 3	1,753	1,911	2,047	2,166	2,272	2,365	2,449	2,525
ohne Ertücht.	1,653	1,825	1,975	2,105	2,220	2,323	2,415	2,497

Tabelle 18 Parameter l_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

	1:1,3	1:1,4	1:1,5	1:1,6	1:1,7	1:1,8	1:1,9
a/h = 0,5	-0,0150	-0,0150	-0,0150	-0,0150	-0,0150	-0,0150	-0,0150
a/h = 0,75	-0,0125	-0,0125	-0,0125	-0,0125	-0,0125	-0,0125	-0,0125
a/h = 1	-0,0104	-0,0104	-0,0104	-0,0104	-0,0104	-0,0104	-0,0104
a/h = 1,5	-0,0105	-0,0103	-0,0101	-0,0099	-0,0098	-0,0097	-0,0095
a/h = 2	-0,0095	-0,0092	-0,0089	-0,0087	-0,0085	-0,0084	-0,0082
a/h = 3	-0,0083	-0,0080	-0,0076	-0,0074	-0,0071	-0,0069	-0,0067
ohne Ertücht.	-0,0066	-0,0062	-0,0059	-0,0057	-0,0055	-0,0053	-0,0051

Tabelle 19 Parameter n_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

	1:1,3	1:1,4	1:1,5	1:1,6	1:1,7	1:1,8	1:1,9	1:2,0
a/h = 0,5	12,448	12,574	12,956	13,496	14,134	14,833	15,552	16,281
a/h = 0,75	10,291	10,440	10,747	11,149	11,609	12,104	12,607	13,114
a/h = 1	8,896	9,070	9,341	9,669	10,031	10,411	10,791	11,170
a/h = 1,5	7,428	7,640	7,890	8,158	8,435	8,714	8,985	9,249
a/h = 2	6,835	7,068	7,317	7,569	7,821	8,068	8,304	8,531
a/h = 3	6,508	6,754	7,006	7,255	7,497	7,731	7,953	8,163
ohne Ertücht.	5,705	5,867	6,029	6,186	6,338	6,484	6,621	6,750

Tabelle 20 Parameter m_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

	1:1,3	1:1,4	1:1,5	1:1,6	1:1,7	1:1,8	1:1,9	1:2,0
a/h = 0,5	2,280	2,434	2,567	2,683	2,786	2,878	2,959	3,032
a/h = 0,75	2,104	2,244	2,365	2,470	2,564	2,647	2,721	2,787
a/h = 1	1,996	2,125	2,237	2,335	2,421	2,498	2,567	2,628
a/h = 1,5	1,890	2,006	2,107	2,195	2,273	2,343	2,404	2,460
a/h = 2	1,855	1,965	2,060	2,142	2,215	2,281	2,339	2,391
a/h = 3	1,808	1,914	2,005	2,085	2,156	2,218	2,274	2,325
ohne Ertücht.	1,757	1,861	1,951	2,029	2,099	2,161	2,216	2,265

Zwischenwerte der Faktoren n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} , zwischen den angegebenen Böschungsneigungen können über die Funktionen in Abbildung 99 bzw. Abbildung 100 interpoliert werden. Zwischen den in Tabelle 15 bis Tabelle 20 angegebenen Werten ist eine lineare Interpolation ausreichend genau.

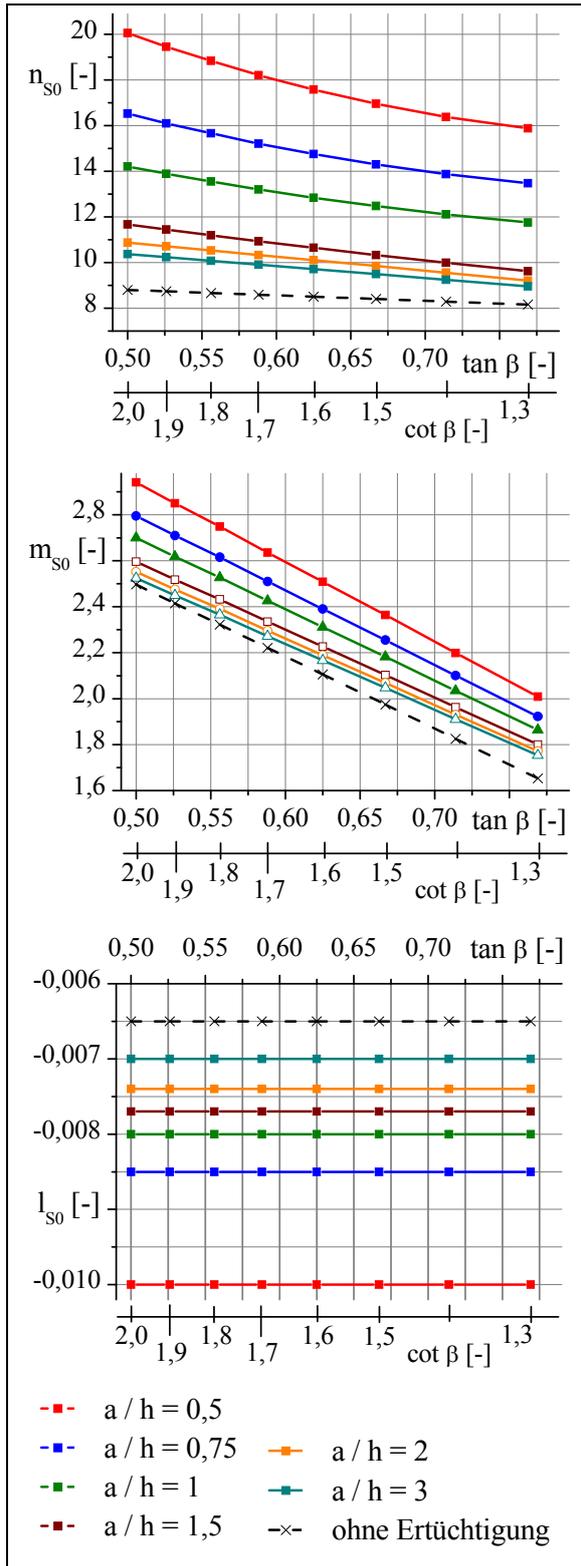


Abbildung 99 Interpolationsfunktionen für die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

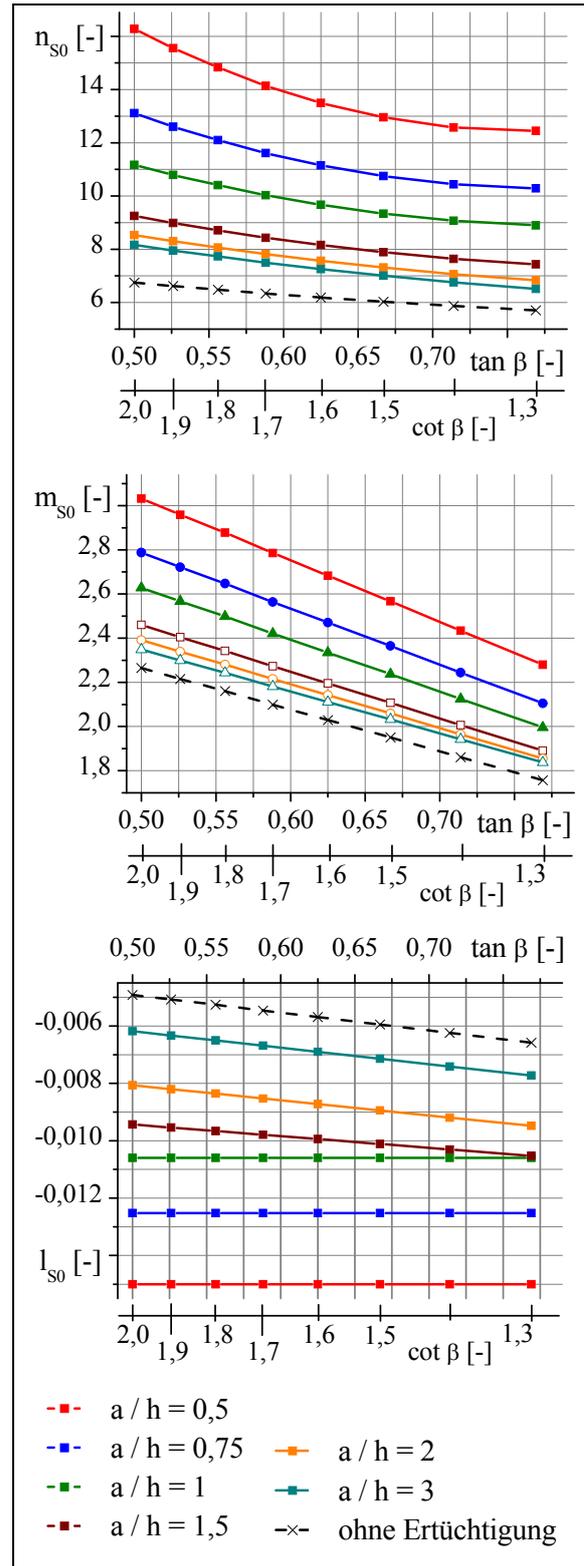


Abbildung 100 Interpolationsfunktionen für die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} für Böschungen mit Bahnauflast

Um alle Eingangsparameter in der Bemessungsformel zu vereinen, wird im Folgenden noch die Böschungsneigung integriert. Damit wird die Bemessungsformel nur noch vom gewählten Abstandsverhältnis abhängig. Nach Integration des Einflusses der Böschungsneigung in Gleichung (6.1) ergibt sich Gleichung (6.27) für Böschungen ohne Auflasten bzw. Gleichung (6.29) für Böschungen mit Bahnauflast. Nach Ersetzen der Standsicherheitszahl durch Gleichung (5.5) und des Faktors $f_{\varphi c}$ durch Gleichung (5.2) sowie anschließendem Umformen nach der Böschungsstandsicherheit entsteht Gleichung (6.29) für Böschungen ohne Auflasten und Gleichung (6.30) für Böschungen mit Bahnauflast.

$$N_1^* = n_{S0,1} \cdot \gamma \cdot h + m_{S0,1} \cdot \tan \beta + l_{S0,1} \cdot (\tan \beta)^2 + n_{S0,1} \cdot f_{\varphi c} + m_{S0,1} \cdot \tan \beta \cdot f_{\varphi c} + l_{S0,1} \cdot f_{\varphi c}^2 \quad (6.27)$$

$$\eta_1 = l_{S0,1} \cdot \frac{\gamma \cdot h \cdot (\tan \varphi)^2}{c} + l_{S0,1} \cdot \frac{c \cdot (\tan \beta)^2}{\gamma \cdot h} + n_{S0,1} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + m_{S0,1} \cdot \frac{c \cdot \tan \beta}{\gamma \cdot h} + m_{S0,1} \cdot \tan \beta \cdot \tan \varphi + n_{S0,1} \cdot \tan \varphi \quad (6.28)$$

$$N_1^* = n_{S0,1} \cdot \gamma \cdot h + m_{S0,1} \cdot \tan \beta + l_{S0,1} \cdot (\tan \beta)^2 + n_{S0,1} \cdot f_{\varphi c} + m_{S0,1} \cdot \tan \beta \cdot f_{\varphi c} + n_{S0,1} \cdot f_{\varphi c} + m_{S0,1} \cdot \tan \beta \cdot f_{\varphi c}^2 \quad (6.29)$$

$$\eta_1 = m_{S0,1} \cdot \frac{\gamma \cdot h \cdot (\tan \varphi)^2}{c} \cdot \tan \beta + n_{S0,1} \cdot \frac{\gamma \cdot h \cdot (\tan \varphi)^2}{c} + l_{S0,1} \cdot \frac{c \cdot (\tan \beta)^2}{\gamma \cdot h} + n_{S0,1} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + m_{S0,1} \cdot \frac{c \cdot \tan \beta}{\gamma \cdot h} + m_{S0,1} \cdot \tan \beta \cdot \tan \varphi + n_{S0,1} \cdot \tan \varphi \quad (6.30)$$

Mit Gleichung (6.29) bzw. (6.30) kann nun für ein gewähltes Abstandsverhältnis die Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung unmittelbar aus den Eingangsparametern berechnet werden. Gleichung (6.29) bzw. (6.30) kann ebenso für nicht ertüchtigte Böschungen angewendet werden. Für Böschungen mit homogenen Untergrundverhältnissen ohne Ertüchtigung wird Gleichung (6.29) zu Gleichung (6.31) bzw. Gleichung (6.30) zu (6.32).

$$\eta_0 = l_{S0,0} \cdot \frac{\gamma \cdot h \cdot (\tan \varphi)^2}{c} + l_{S0,0} \cdot \frac{c \cdot (\tan \beta)^2}{\gamma \cdot h} + n_{S0,0} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + m_{S0,0} \cdot \frac{c \cdot \tan \beta}{\gamma \cdot h} + m_{S0,0} \cdot \tan \beta \cdot \tan \varphi + n_{S0,0} \cdot \tan \varphi \quad (6.31)$$

$$\eta_0 = m_{S0,0} \cdot \frac{\gamma \cdot h \cdot (\tan \varphi)^2}{c} \cdot \tan \beta + n_{S0,0} \cdot \frac{\gamma \cdot h \cdot (\tan \varphi)^2}{c} + l_{S0,0} \cdot \frac{c \cdot (\tan \beta)^2}{\gamma \cdot h} + n_{S0,0} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + m_{S0,0} \cdot \frac{c \cdot \tan \beta}{\gamma \cdot h} + m_{S0,0} \cdot \tan \beta \cdot \tan \varphi + n_{S0,0} \cdot \tan \varphi \quad (6.32)$$

Die Parameter l_{S0} , l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' und n_{S0}'' können in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis aus Tabelle 21 für Böschungen ohne Auflasten bzw. aus Tabelle 22 für Böschungen mit Bahnauflast entnommen werden. Alternativ können die Interpolationsdiagramme in Abbildung 101 und Abbildung 102 genutzt werden.

Tabelle 21 Parameter l_{S0} , l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' und n_{S0}'' für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

	a/h = 0,5	a/h = 0,75	a/h = 1	a/h = 1,5	a/h = 2	a/h = 3	ohne Ertüchtigung
l_{S0}	-0,0100	-0,0085	-0,0080	-0,0077	-0,0074	-0,0070	-0,0065
l_{S0}'	29,809	19,745	12,669	4,192	0,000	0,000	0,000
m_{S0}'	-53,342	-36,371	-25,179	-12,931	-6,171	-5,249	-2,390
n_{S0}'	39,274	29,775	23,631	17,087	13,959	12,996	9,994
m_{S0}''	-3,460	-3,240	-3,101	-2,956	-2,897	-2,864	-3,134
n_{S0}''	4,671	4,415	4,250	4,074	4,000	3,957	4,064

Tabelle 22 Parameter l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' , n_{S0}'' , n_{S0}''' und m_{S0}''' für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

	a/h = 0,5	a/h = 0,75	a/h = 1	a/h = 1,5	a/h = 2	a/h = 3	ohne Ertüchtigung
n_{S0}'''	-0,0151	-0,0125	-0,0104	-0,0074	-0,0054	-0,0033	-0,0018
m_{S0}'''	0,0000	0,0000	0,0000	-0,0041	-0,0053	-0,0057	-0,0062
n_{S0}''	4,429	4,057	3,804	3,518	3,387	3,299	3,210
m_{S0}''	-2,794	-2,538	-2,351	-2,116	-1,991	-1,900	-1,889
m_{S0}'	44,854	32,318	24,885	17,865	15,397	14,224	10,369
n_{S0}'	-85,019	-56,547	-39,760	-24,028	-18,559	-15,998	-9,414
l_{S0}'	55,758	36,286	24,668	13,599	9,659	7,756	4,356

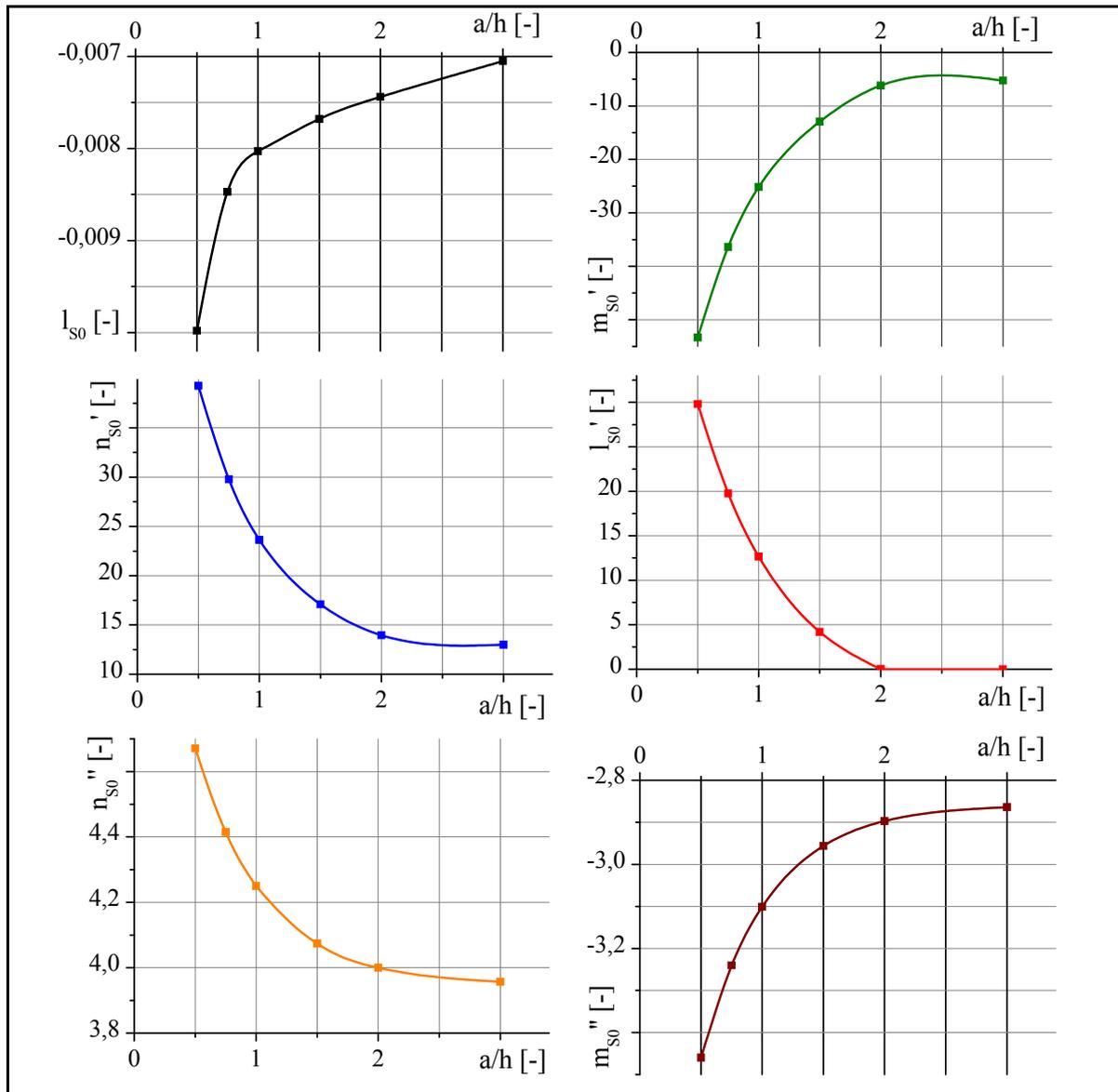


Abbildung 101 Interpolationsfunktionen für die Parameter l_{s_0} , l_{s_0}' , m_{s_0}' , n_{s_0}' , m_{s_0}'' und n_{s_0}'' für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

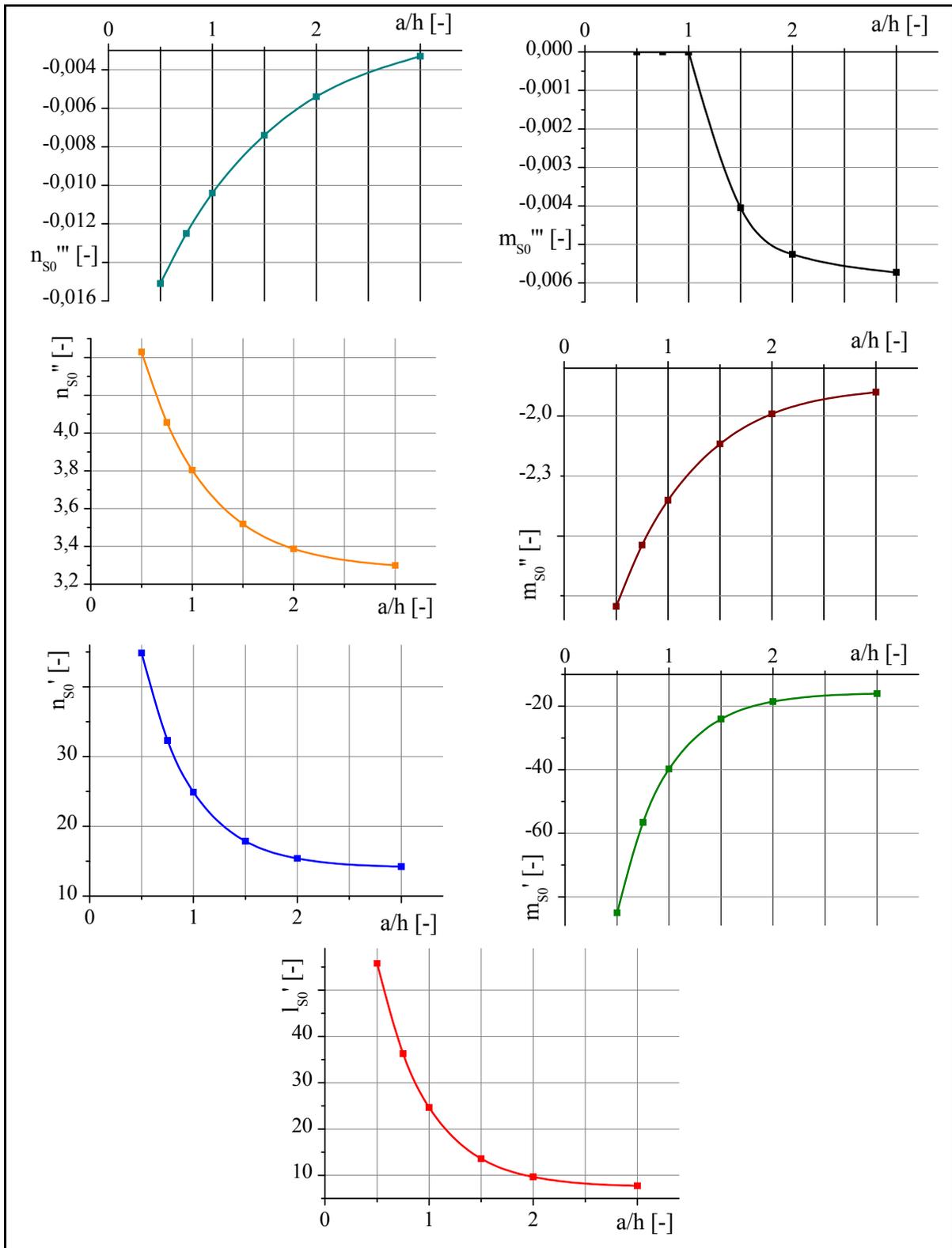


Abbildung 102 Interpolationsfunktionen für die Parameter l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' , n_{S0}'' , m_{S0}''' und n_{S0}''' für Böschungen mit Bahnauflast

6.4.3 Geometrische Ausbildung der Scheiben vom Typ S0

Für die erforderlichen Abmessungen der Scheiben vom Typ S0 lassen sich keine prinzipiellen Vorgaben verfassen. Da sich der Bruchmechanismus mit den Böschungs-, den Boden- und den Scheibenparametern ändert, muss die optimale Scheibengeometrie jeweils spezifisch an das jeweilige Problem angepasst werden. Im Folgenden wird ein möglicher Vorschlag für das Vorgehen zum Finden der notwendigen Scheibengeometrie gegeben.

Vorschlag für das Vorgehen zur Bemessung der Scheibenabmessungen:

Bei der Dimensionierung des Scheibenabstandes nach dem vorgeschlagenen Bemessungsverfahren wird zunächst davon ausgegangen, dass die Scheiben eine ausreichende Dimension haben damit der Fall A1 des Tragverhaltens (Versagen ausschließlich zwischen den Scheiben) eintritt. Die Dimensionierung des Scheibenabstandes wird nun zunächst mit dem vorgeschlagenen Bemessungsverfahren durchgeführt, ohne Berücksichtigung der Scheibengeometrie. Für den aus dem Bemessungsverfahren erhaltenen Scheibenabstand wird dann die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung ermittelt bzw. ist diese Sicherheit als Eingangsparameter / Zielparameter der Berechnung schon bekannt.

Für die anfängliche Dimensionierung (Vordimensionierung) der Scheibengeometrie können folgende Punkte als Empfehlung gegeben werden (siehe auch Abbildung 103, S.184):

A) Einbindetiefe der Scheibe am Böschungsfuß.

Prinzipiell kann festgelegt werden, dass mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ die Einbindetiefe der Scheibe am Böschungsfuß zunehmen muss. Mit zunehmender Kohäsion bzw. abnehmendem Reibungswinkel im Boden sowie abnehmender Böschungshöhe nimmt der Faktor $f_{\varphi c}$ ab. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ sinkt die Gleitfläche im räumlichen Fall mit Stützscheiben tiefer in die Böschung bzw. im ebenen Fall wird die Gleitlinie tiefer unter den Böschungsfuß verlagert. Um diesen tief liegenden Bruchmechanismus zu unterbinden, muss mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ die Einbindetiefe der Scheibe am Böschungsfuß vergrößert werden.

Erfahrungsgemäß zeigt sich, dass Einbindetiefen am Böschungsfuß zwischen $0,25 h$ für große $f_{\varphi c}$ -Werte (ca. 18 bis 35) und $0,5 h$ für kleine $f_{\varphi c}$ -Werte (ca. 2 bis 17) ausreichend sind.

B) Einbindelänge hinter der Böschungsschulter.

Die Einbindelänge hinter der Böschungsschulter richtet sich im Wesentlichen nach den örtlichen Verhältnissen. Bei Böschungen mit homogenen Untergrundverhältnissen ohne Auflasten auf der Böschungsoberkante und frei zugänglichem Gelände sollte die Einbindelänge hinter der Böschungsschulter bis mindestens hinter den Austrittspunkt der ungünstigsten Gleitfläche der nicht ertüchtigten Böschung geführt werden. Bei Böschungen mit Bahn-

auflast wird die ungünstigste Gleitfläche in der Regel durch die konzentrierte Bahnauflast beeinflusst. Die Scheibe sollte in diesem Fall wenn möglich bis hinter das erste Gleis geführt werden.

C) Berücksichtigung der ungünstigsten Gleitfläche der nicht ertüchtigten Böschung

Im Fall der Böschung mit homogenen Bodenverhältnissen sollte die Scheibe einen Großteil der Gleitfläche im Zustand ohne Stützscheibe abdecken. Dies ist jedoch herstellungstechnisch nur begrenzt möglich, da insbesondere bei hohen Böschungen und Böden mit hohem Anteil an Kohäsion an der Scherfestigkeit die ungünstigste Gleitfläche der Originalböschung so tief in der Böschung liegt, dass diese gerätetechnisch nicht mehr untergraben werden kann. Des Weiteren ist bei sehr tiefen Schlitten die Standsicherheit des offenen Schlittens während der Bauphase in Frage zu stellen.

D) Verzahnung der Scheibe mit dem Untergrund.

Um eine möglichst gute Verzahnung der Stützscheibe mit dem Untergrund zu erreichen, sollte die Sohle der Scheiben stufenförmig ausgebildet werden.

Die Abmessungen der Scheibe müssen nun so festgelegt werden, dass ein Versagen zwischen den Scheiben erzwungen wird. Die Scheibenabmessungen sind demzufolge so groß zu dimensionieren, dass sich die Lage der Scheiben im Bruchzustand nicht ändert. Dies kann erreicht werden, indem über einfache ebene Standsicherheitsberechnungen die Scheibengeometrie so lange angepasst wird, bis alle in Scheibenebene auftretenden möglichen Bruchmechanismen eine Sicherheit aufweisen, die größer ist als die Sicherheit aus der Bemessung des Scheibenabstandes zuzüglich eines Erhöhungsfaktors f_1 für die Standsicherheit.

$$\eta_{2D(\text{Scheibenebene})} > \eta_{3D} \cdot f_1 \quad (6.33)$$

Der Erhöhungsfaktor f_1 der Standsicherheit berücksichtigt die Gewölbekräfte, die im Grenzzustand vom Gewölbe zwischen den Scheiben über die Kontaktfläche seitlich auf die Scheiben übertragen werden. Der Erhöhungsfaktor wird maßgeblich durch die Gewölbeausbildung beeinflusst. Wird mit der aus den Punkten A bis D der Vordimensionierung ermittelten Scheibengeometrie die erhöhte Standsicherheit in Scheibenebene noch nicht erreicht, muss die Scheibengeometrie entsprechend angepasst werden. Erfahrungsgemäß wird dies bei Scheiben vom Typ S0 durch Anpassung der Einbindetiefe am Böschungsfuß erreicht.

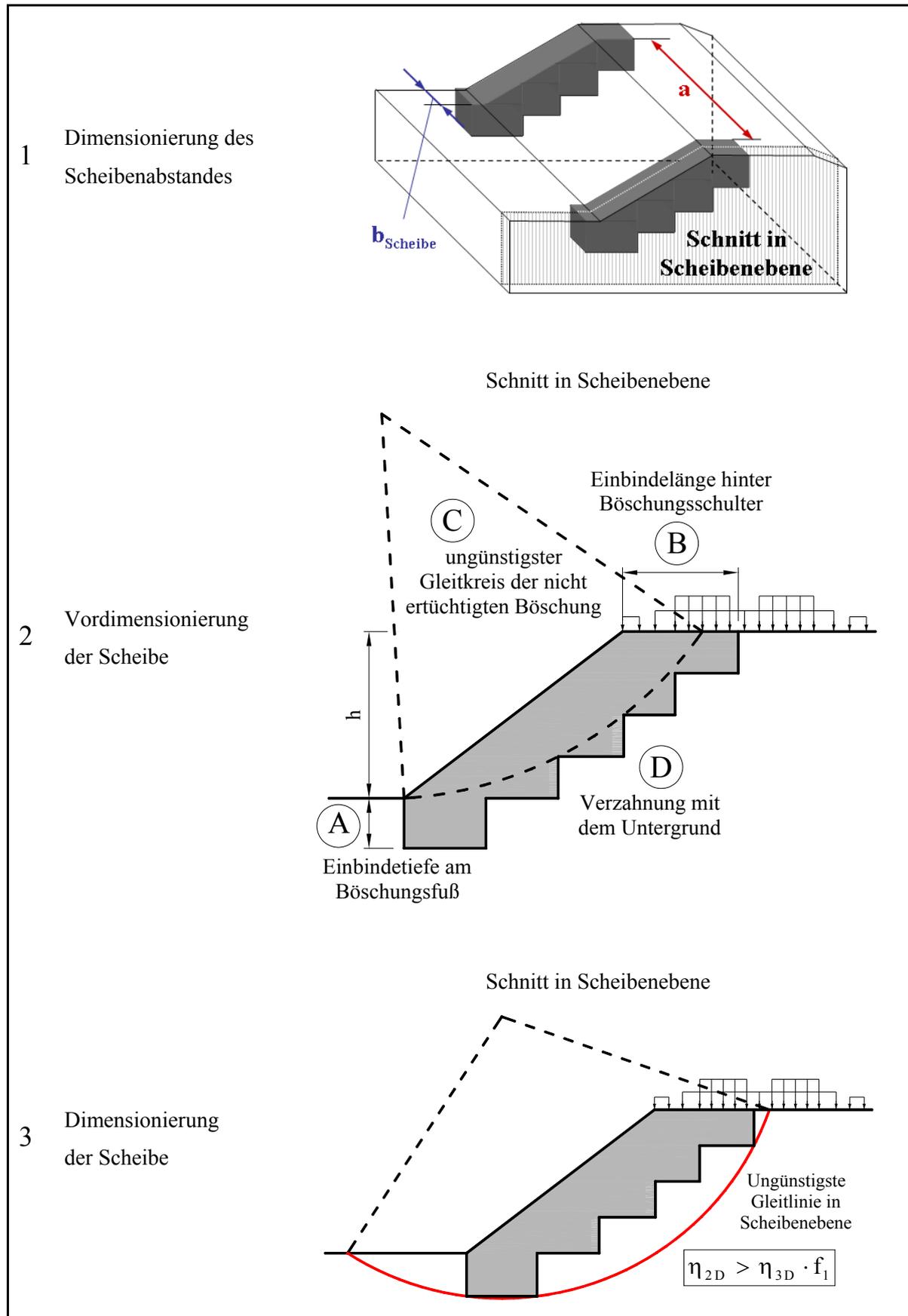


Abbildung 103 Dimensionierung der Scheiben vom Typ S0 – prinzipielles Vorgehen

Die wesentlichen Einflussfaktoren und deren Auswirkungen auf den Erhöhungsfaktor sind folgende:

1. Der Erhöhungsfaktor muss mit zunehmendem Kohäsions- bzw. abnehmendem Reibungseinfluss im Boden steigen, da sich der Bruchkörper zum einen an einer größeren Fläche („Aufhängefläche“, Kontaktfläche) an den Scheiben aufhängt und zum anderen die Gewölbewirkung mit zunehmendem Kohäsionseinfluss stärker wird (vgl. Abschnitt 6.3.4.3; S.156). Demzufolge steigen die seitlichen Kräfte, die vom Bruchkörper auf die Scheibe übertragen werden, mit zunehmendem Kohäsions- bzw. abnehmendem Reibungseinfluss im Boden.
2. Der Erhöhungsfaktor muss mit abnehmendem Scheibenabstand steigen. Mit abnehmendem Scheibenabstand nimmt zum einen die Gewölbewirkung zwischen den Scheiben zu und zum anderen steigt die „Aufhängefläche“ des Bruchkörpers an den Scheiben. Dies drückt sich deutlich im Zusammenhang zwischen der erreichbaren Stabilisierungswirkung (VF) und dem Scheibenabstand a aus (vgl. Abschnitt 6.3.4.4; S.158).
3. Der Böschungsparameter Böschungshöhe h hat im Vergleich zu den Parametern Reibungswinkel und Kohäsion sowie dem Scheibenabstand einen geringeren Einfluss auf den Erhöhungsfaktor f_i . Mit steigender Böschungshöhe muss der Erhöhungsfaktor abnehmen, da die stabilisierende Wirkung der Stützscheiben abnimmt. Dies ist im Zusammenhang zwischen der Stabilisierungswirkung (VF) und der Böschungshöhe zu erkennen (vgl. Abbildung 70; S.124). Ein weiterer Indikator, der für einen abnehmenden Erhöhungsfaktor mit zunehmender Böschungshöhe spricht, wird bereits aus dem Einfluss der Böschungshöhe auf die Lage der ungünstigsten Gleitlinie im Fall einer nicht ertüchtigten Böschung klar. Mit steigender Böschungshöhe verläuft die ungünstigste Gleitlinie flacher durch die Böschung. Tiefliegende Gleitlinien treten mit abnehmender Böschungshöhe auf.
4. Der Einfluss der Böschungsneigung auf den Erhöhungsfaktor ist vergleichbar mit dem Einfluss der Böschungsneigung auf den Verbesserungsfaktor. Im relevanten Parameterspektrum ist der Einfluss der Böschungsneigung gering. Prinzipiell muss der Erhöhungsfaktor mit abnehmender Böschungsneigung zunehmen. Mit flacher werdender Böschung nimmt die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ zu oder ab (vgl. Abbildung 65, S.117). Dieser Zusammenhang ist nur sehr schwach ausgeprägt. Des Weiteren sinkt mit flacher werdender Böschung die kritische Gleitfläche im Fall der nicht ertüchtigten Böschung tiefer in die Böschung, so dass die Einbindetiefe der Scheibe erhöht werden muss.
5. Aus den Punkten A bis D lässt sich schlussfolgern, dass sich die Einflüsse der einzelnen Parameter auf den Erhöhungsfaktor analog zum Bemessungsverfahren des Scheibenabstandes

wieder im Faktor $f_{\varphi c}$, dem Abstandsverhältnis a/h und der Böschungsneigung zusammenfassen lassen. Der Faktor $f_{\varphi c}$ berücksichtigt den Einfluss der Scherparameter des Bodens, der Wichte des Bodens sowie der Böschungshöhe. Ein kleiner werdender Faktor $f_{\varphi c}$ berücksichtigt einen abnehmenden Reibungseinfluss bzw. zunehmenden Kohäsionseinfluss an der Scherfestigkeit des Bodens, eine abnehmende Bodenwichte sowie eine abnehmende Böschungshöhe. Wie zuvor gezeigt, muss der Erhöhungsfaktor mit abnehmendem Reibungseinfluss bzw. zunehmendem Kohäsionseinfluss im Boden, abnehmender Bodenwichte sowie abnehmender Böschungshöhe zunehmen. Demzufolge muss der Erhöhungsfaktor mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ steigen. Als weitere einzelne Parameter gehen das Abstandsverhältnis und die Böschungsneigung in den Erhöhungsfaktor f_1 ein.

Der Erhöhungsfaktor kann aus den Diagrammen in Abbildung 104 für Böschungen ohne Auflasten und Abbildung 105 für Böschungen mit Bahnauflast abgelesen werden. Aus den Diagrammen kann der Erhöhungsfaktor f_1 in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ (als Eingangsparameter der gesamten Bemessung) und vom aus dem Bemessungsverfahren des Scheibenabstandes ermittelten Abstandsverhältnis a/h abgelesen werden. Die Diagramme sind beispielhaft für die Böschungsneigung 1:1,3; 1:1,5; 1:1,7 und 1:2,0 dargestellt.

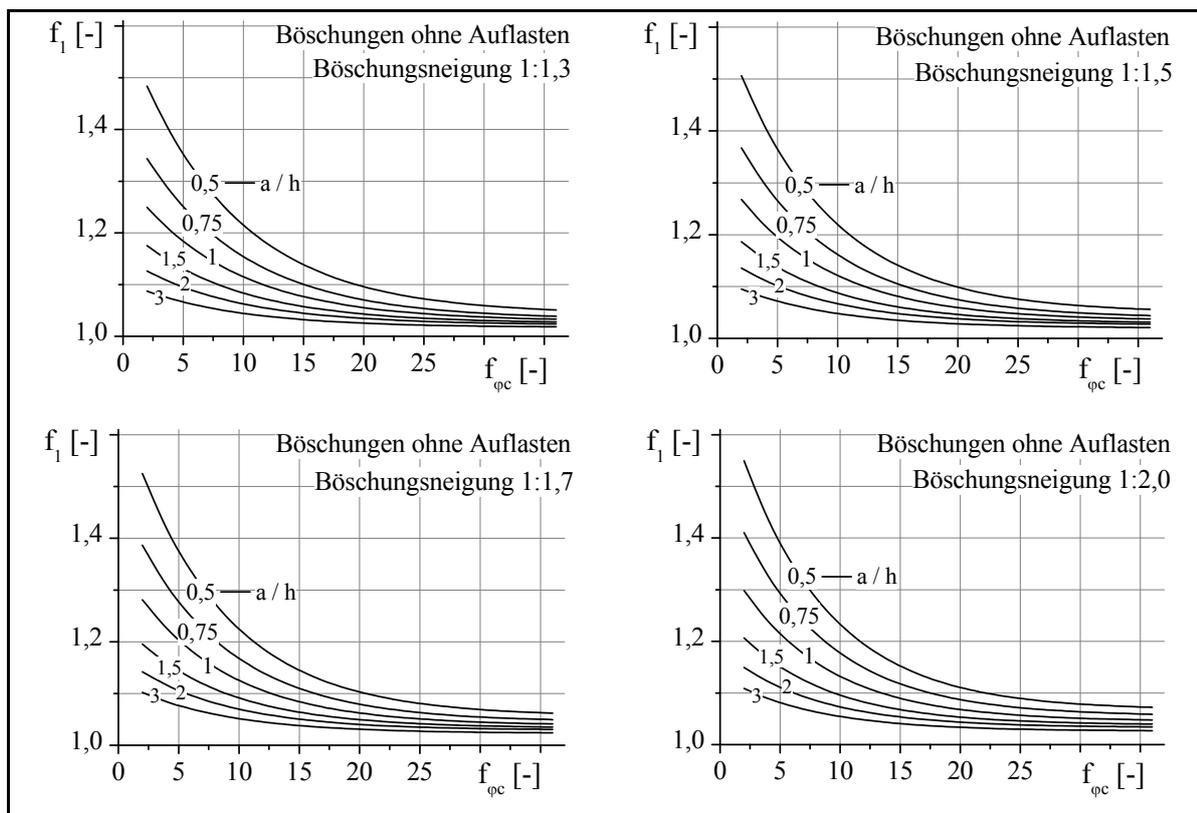


Abbildung 104 Erhöhungsfaktor f_1 für die Dimensionierung der Scheibengeometrie in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis; Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

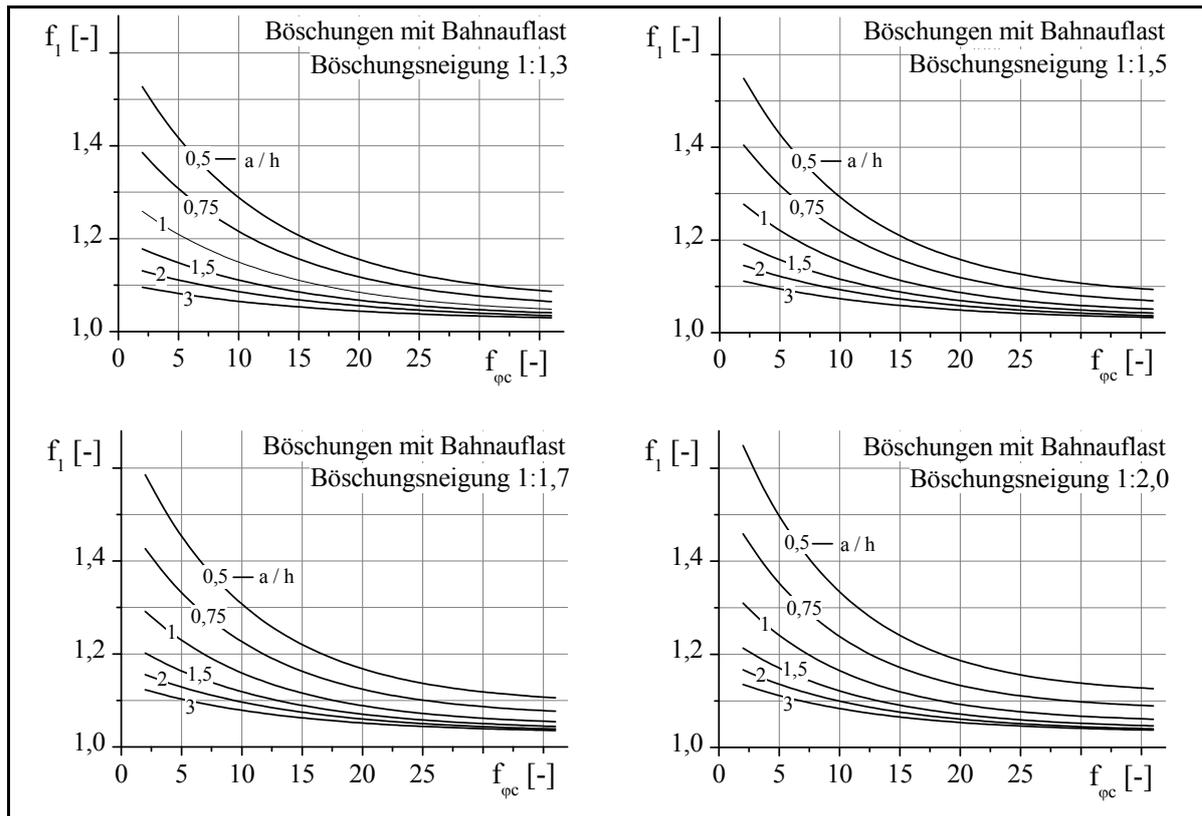


Abbildung 105 Erhöhungsfaktor f_1 für die Dimensionierung der Scheibengeometrie in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis; Böschungen mit Bahnauflast

Der Erhöhungsfaktor kann ebenso über Gleichung (6.34) berechnet werden. Die Parameter a_{f1} , b_{f1} , und c_{f1} können in Abhängigkeit von der Böschungsneigung und vom gewählten Abstandsverhältnis aus Tabelle 23 bis Tabelle 25 für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne Auflasten bzw. Tabelle 26 bis Tabelle 28 für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast entnommen werden.

$$f_1(f_{\varphi c})_{(\beta, a/h = \text{konst.})} = a_{f1(\beta, a/h = \text{konst.})} + b_{f1(\beta, a/h = \text{konst.})} \cdot e^{\left(\frac{-f_{\varphi c}}{c_{f1(\beta, a/h = \text{konst.})}}\right)} \quad (6.34)$$

Die Diagramme und Formeln zur Ermittlung des Erhöhungsfaktors f_1 wurden unter der Annahme einer Scheibenbreite von 2 m erstellt. Dies entspricht unter anderem der geforderten Mindestscheibenbreite gemäß Zulassung des Hydro-Zementationsverfahrens bei den Eisenbahnen des Bundes (EBA-Zulassung). Werden die Scheiben breiter ausgeführt, liegt das Bemessungsverfahren auf der sicheren Seite.

Tabelle 23 Parameter a_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
a/h = 0,5	1,043	1,045	1,049	1,053	1,056	1,060	1,064	1,067
a/h = 0,75	1,033	1,035	1,039	1,042	1,045	1,048	1,052	1,055
a/h = 1	1,029	1,031	1,034	1,036	1,038	1,041	1,043	1,045
a/h = 1,5	1,025	1,027	1,029	1,031	1,033	1,035	1,036	1,038
a/h = 2	1,022	1,024	1,026	1,028	1,029	1,031	1,032	1,033
a/h = 3	1,017	1,019	1,020	1,022	1,023	1,024	1,025	1,026

Tabelle 24 Parameter b_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
a/h = 0,5	0,558	0,572	0,585	0,596	0,606	0,615	0,623	0,630
a/h = 0,75	0,393	0,408	0,420	0,431	0,441	0,450	0,457	0,464
a/h = 1	0,279	0,290	0,299	0,307	0,314	0,320	0,326	0,331
a/h = 1,5	0,190	0,196	0,201	0,206	0,210	0,213	0,217	0,220
a/h = 2	0,132	0,136	0,140	0,143	0,146	0,148	0,150	0,152
a/h = 3	0,089	0,093	0,096	0,099	0,102	0,104	0,106	0,108

Tabelle 25 Parameter c_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten

cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
	8,496	8,292	8,115	7,960	7,823	7,702	7,593	7,496

Tabelle 26 Parameter a_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
a/h = 0,5	1,065	1,070	1,076	1,083	1,091	1,098	1,106	1,114
a/h = 0,75	1,047	1,051	1,055	1,060	1,065	1,070	1,075	1,080
a/h = 1	1,035	1,037	1,040	1,043	1,045	1,048	1,050	1,053
a/h = 1,5	1,028	1,030	1,032	1,034	1,035	1,036	1,038	1,039
a/h = 2	1,023	1,025	1,027	1,028	1,030	1,031	1,032	1,033
a/h = 3	1,022	1,024	1,026	1,027	1,029	1,030	1,031	1,032

Tabelle 27 Parameter b_{fl} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
a/h = 0,5	0,554	0,561	0,574	0,590	0,608	0,628	0,647	0,667
a/h = 0,75	0,403	0,412	0,422	0,432	0,442	0,452	0,462	0,471
a/h = 1	0,265	0,275	0,284	0,292	0,299	0,305	0,311	0,316
a/h = 1,5	0,174	0,181	0,187	0,193	0,198	0,202	0,206	0,210
a/h = 2	0,123	0,130	0,137	0,142	0,147	0,151	0,155	0,159
a/h = 3	0,084	0,092	0,099	0,105	0,110	0,115	0,120	0,123

Tabelle 28 Parameter c_{fl} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
a/h = 0,5	11,022	10,615	10,262	9,953	9,680	9,438	9,221	9,026
a/h = 0,75	11,479	11,009	10,602	10,245	9,931	9,651	9,401	9,176
a/h = 1	11,948	11,477	11,069	10,712	10,397	10,116	9,866	9,640
a/h = 1,5	13,500	12,929	12,433	12,000	11,618	11,278	10,974	10,700
a/h = 2	14,961	14,246	13,626	13,083	12,604	12,179	11,798	11,455
a/h = 3	14,961	14,246	13,626	13,083	12,604	12,179	11,798	11,455

Treten im ebenen Zustand in Scheibenebene keine Bruchmechanismen auf, deren Sicherheit kleiner ist als die Sicherheit für den räumlichen Fall zuzüglich des Erhöhungsfaktors, kann davon ausgegangen werden, dass sich die kritische Gleitfläche im Bruchzustand zwischen den Scheiben einstellt.

Ist die Scheibe aus gerätetechnischer Hinsicht oder aufgrund der örtlichen Verhältnisse nicht so herstellbar, dass die geometrischen Abmessungen dem Scheibentyp S0 entsprechen, muss auf andere Scheibentypen ausgewichen werden.

Abschließend muss noch darauf hingewiesen werden, dass die in Scheibenebene aus der ebenen Berechnung ermittelte Standsicherheit, welche größer oder gleich der Standsicherheit des gesamten Böschungssystems mit Stützscheiben zuzüglich des Erhöhungsfaktors ist, keinesfalls als die tatsächliche Standsicherheit der Böschung in Scheibenebene gedeutet werden darf. Dieser Wert der Standsicherheit wird rein für die Scheibendimensionierung benötigt.

6.5 Abschließende Bemerkungen zum Bemessungsverfahren für Scheiben vom Typ S0

Das vorgestellte Bemessungsverfahren erfüllt die folgenden, für die Bemessung des Scheibenabstandes und der geometrischen Ausbildung der Scheiben vom Typ S0, erforderlichen Anforderungen:

1. Das Bemessungsverfahren berücksichtigt und vereint die Einflüsse und Wechselwirkungen aller Eingangsparameter in sich.
2. Der Einfluss der Eingangsparameter ist aus dem Bemessungsverfahren klar ersichtlich. Bei einer Variation der Eingangsparameter können Rückschlüsse auf die Wirkung der Stützscheiben gezogen werden.
3. Die Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung kann für einen definierten Scheibenabstand ermittelt werden.
4. Der Scheibenabstand kann bezüglich eines zu erreichenden Standsicherheitsniveaus optimiert werden.
5. Die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung kann ermittelt werden.
6. Die erforderliche geometrische Ausbildung der Scheiben kann ermittelt werden.

Für die Anwendung des vorgeschlagenen Bemessungsverfahrens in Form von Bemessungsdiagrammen oder Bemessungsformeln müssen folgende Voraussetzungen erfüllt sein:

1. Es liegt der spezielle Anwendungsfall für Scheiben vom Typ S0 vor. Durch den Einbau der Stützscheiben wird eine kritische Gleitfläche erzwungen, die sich ausschließlich zwischen den Stützscheiben einstellt. Die Abmessungen der Stützscheiben müssen dabei so gewählt werden, dass die Lage der Scheiben im Bruchzustand unbeeinflusst bleibt. Zur Bemessung der Stützscheibenabmessungen wird in Abschnitt 6.4.3 (S.182) ein Verfahren vorgeschlagen. Bezogen auf die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben heißt das, dass die Erhöhung der Standsicherheit infolge Einbaus der Stützscheiben zum einen durch eine dreidimensionale Gewölbetragswirkung zwischen den Scheiben und zum anderen durch die Übertragung von Stützkräften in der Kontaktfläche zwischen Scheiben und Boden erreicht wird. Für andere Anwendungsfälle, wie Gleitflächenverdübelung (Fall B), Gleitkreisbeeinflussung (Fall A2) oder kombinierte Tragwirkungen aus Gleitkreisbeeinflussung und Gewölbetragswirkung (Fall A3) ist das Bemessungsverfahren für Scheiben vom Typ S0 nicht anwendbar.

2. Die bodenmechanischen Parameter Reibungswinkel φ , Kohäsion c und die Bodenwichte γ des Böschungsmaterials sind bekannt. Die Böschungsparameter Böschungshöhe h und Böschungsneigung β sind bekannt.
3. Die bodenmechanischen Scherparameter des Bodens lassen eine Anwendbarkeit des Verfahrens zu. Das heisst, im Boden ist eine Mindestkohäsion von $c = 5 \text{ kN/m}^2$ vorhanden. Die Anwendung der Stützscheibentechnologie für Scheiben vom Typ S0 in kohäsionslosen Böden ist nicht sinnvoll möglich.
4. Die Kombinationen der Eingangsparameter Böschungshöhe, Böschungsneigung, Reibungswinkel und Kohäsion liegen im angegebenen Parameterspektrum (siehe Abschnitt 5.2, S.69). Extrapolationen auf ein weiteres Parameterspektrum sind zwar prinzipiell möglich, allerdings sinkt dann die Genauigkeit des Bemessungsverfahrens.

Anlage 2 und Anlage 3 enthalten einige Beispiele zur Verifizierung des Bemessungsverfahrens sowohl für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten als auch für Böschungen mit Bahnauflast.

Die durchgeführten Berechnungen zeigen, dass durch den Einbau der Stützscheiben teilweise rechnerische Standsicherheitserhöhungen bis zu Scheibenabständen, die dem 3-fachen der Böschungshöhe entsprechen, auftreten. Die Erhöhung der Böschungstandsicherheit ist im Bereich von Abstandsverhältnissen $a/h > 1 \dots 2$, in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und damit insbesondere von den Bodenparametern, nur sehr schwach ausgebildet. Die Verbesserungsfaktoren liegen bei Abstandsverhältnissen $a/h > 2$ in der Regel unter 1,1. Mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nehmen die Verbesserungsfaktoren und damit die Stabilisierungswirkung weiter ab.

Die durchgeführten Berechnungen stellen immer Idealisierungen der natürlichen Verhältnisse dar. In-situ auftretende Inhomogenitäten oder andere Abweichungen vom Berechnungsmodell bleiben unberücksichtigt. Bei sehr großen Scheibenabständen können lokale Bruchmechanismen auftreten, die im Berechnungsmodell nicht berücksichtigt werden können. Deshalb wird für die Wahl des Scheibenabstandes empfohlen, in der Praxis Abstandsverhältnisse nicht größer als 1,5 bis 2,0 zu verwenden. Bei kleinen $f_{\varphi c}$ -Werten kann das maximale Abstandsverhältnis dabei mehr in Richtung $a/h = 2,0$ gewählt werden, während bei großen $f_{\varphi c}$ -Werten das maximale Abstandsverhältnis auf 1,5 beschränkt bleiben sollte.

In Abschnitt 3.2 (S. 13) wurden verschiedene in der Fachliteratur publizierte Beispiele für die Anwendung der Stützscheibentechnologie dargestellt. Die derzeitige Bemessungspraxis für den Scheibenabstand geht in der Regel von der Faustformel $a_{\text{Achs}} = 2,5 \cdot b$ aus. Die geforderte Mindestbreite der Stützscheiben liegt nach der Zulassung des Eisenbahnbundesamtes bei 2 m. Dies entspricht auch der im Durchschnitt ausgeführten Scheibenbreite. Der Achsabstand der Stützscheiben wird nach dieser Faustregel somit zu 5 m gewählt. Damit beträgt der lichte Abstand zwischen den Schei-

ben 3 m. Bei einem Spektrum der Böschungshöhe von 4 bis 12 m, liegt das Abstandsverhältnis nach dieser Faustformel zwischen 0,25 und 0,75. Die mit der Faustformel ermittelten Scheibenabstände liegen somit in einem Bereich der Abstandsverhältnisse, mit denen sehr hohe Stabilisierungswirkungen erzielt werden. Die Standsicherheit der kritischen Gleitfläche zwischen den Stützscheiben dürfte somit im Großteil aller Fälle ausreichend groß sein. Problematisch stellt sich jedoch die globale Standsicherheit dar. In der Regel wird der Scheibenabstand mit der angegebenen Faustformel bemessen. Die Scheibengeometrie wird anschließend über ebene Berechnungsverfahren an die geforderte Standsicherheit angepasst (vgl. Verfahren Verschmierung der Bodenparameter, Abschnitt 3.6). In dieser Berechnung bleiben jedoch die Gewölbekräfte, die im Grenzzustand auf die Scheiben wirken, unberücksichtigt. Auch hier wird wieder ersichtlich, dass mit dem derzeit verwendeten Verfahren zur Bemessung des Scheibenabstandes keine ausreichend genauen Ergebnisse erzielt werden können. Es wird deutlich, dass zum Nachweis der Böschungsstandsicherheit für Böschungen mit Stützscheiben vom Typ S0 räumliche Berechnungen erforderlich sind.

7 Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“

7.1 Allgemeines

Im Gegensatz zum Scheibentyp S0, bei dem die Scheibenabmessungen so gewählt werden, dass immer der Fall A1 des Tragverhaltens auftritt, ändert sich bei Scheiben vom Typ S“x“ der Bruchmechanismus mit den Böschungs- und den Bodenparametern, den geometrischen Abmessungen der Scheiben sowie insbesondere mit dem Scheibenabstand. Deshalb ist es bei Scheiben vom Typ S“x“ nicht möglich, ein einheitliches Bemessungsverfahren analog zum Verfahren für den Scheibentyp S0 anzugeben. Bei Scheiben vom Typ S“x“ muss die Scheibengeometrie an die jeweilige Problemstellung angepasst werden.

Die Abmessungen in Scheibeneben der Scheiben vom Typ S“x“ sind maßgeblich durch die Einbindetiefe am Böschungsfuß t_s , die Einbindelänge hinter dem Böschungsfuß b_s und durch die Scheibenhöhe h_s über dem Böschungsfuß gekennzeichnet (siehe Abbildung 106). Damit hat das System der Stützscheibe vom Typ S“x“ in Scheibenebene 6 Optimierungsfreiheitsgrade. Für die räumliche Böschung kommen als Optimierungsfreiheitsgrad noch die Scheibenbreite b und der lichte Scheibenabstand a hinzu. Das Gesamtsystem hat somit 8 Optimierungsfreiheitsgrade.

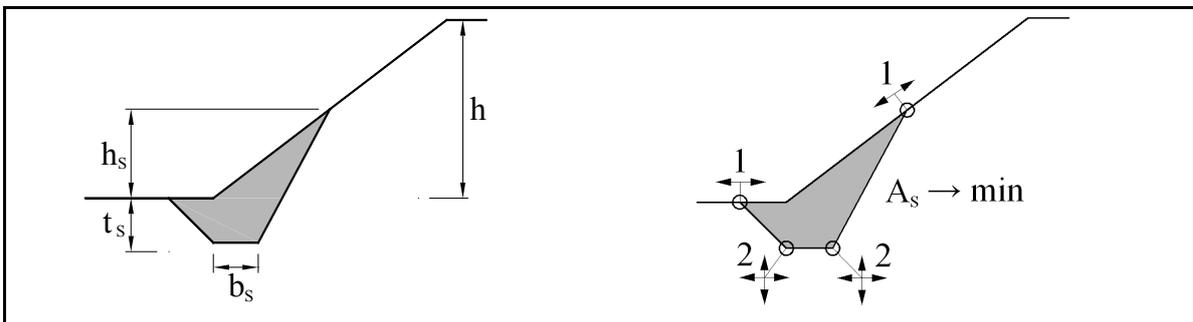


Abbildung 106 Definition der Abmessungen der Scheiben des Typs S“x“ und geometrische Optimierungsfreiheitsgrade in Scheibenebene

7.2 Tragverhalten / Bruchmechanismus

7.2.1 Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2

Im Fall A2 des Tragverhaltens wird die Lage der kritischen Gleitfläche der Böschung durch die Stützscheiben so beeinflusst, dass eine Gleitfläche erzwungen wird, die oberhalb oder unterhalb der Scheiben verläuft. Diese Gleitfläche weist dann eine ausreichende Standsicherheit auf. Dieser Fall wird in der Baupraxis häufig angewendet. Die Scheiben werden dann üblicherweise als ReibungsfüÙe bezeichnet. In der Regel werden diese ReibungsfüÙe durchgängig entlang des gesamten BöschungsfüÙes ausgebildet oder abschnittsweise durch Entwässerungsrigolen zur Ableitung von in

der Böschung anfallendem Wasser unterbrochen. Die Scheibenbemessung bezieht sich in diesem Fall ausschließlich auf die Scheibengeometrie in Scheibenebene. Da die Scheiben durchgängig längs der Böschung hergestellt werden, entspricht der Bruchmechanismus dem ebenen Fall.

In der Regel werden die Stützscheiben so angeordnet, dass die Gleitlinie der nicht ertüchtigten Böschung geschnitten wird. Durch den Einbau der Stützscheiben steigt die Standsicherheit der ungünstigsten Gleitfläche der nicht ertüchtigten Böschung durch den Ansatz einer höheren Kohäsion im Bereich der Scheibe somit deutlich an. Daraus ergibt sich eine veränderte Lage der Gleitfläche mit geringster Standsicherheit. Da die Stützkörper im Vergleich zum Boden eine wesentlich höhere Scherfestigkeit aufweisen, trifft dies auf alle die Scheibe schneidenden Bruchmechanismen (Gleitflächen) zu. Beim Fall A2 des Tragverhaltens müssen somit zwei Fälle unterschieden werden. Zum einen kann durch den Einbau der Stützscheibe eine Gleitfläche erzwungen werden, die über der Scheibe verläuft (hochliegende Gleitfläche) und zum anderen eine Gleitfläche, die unter der Stützscheibe verläuft (tiefliegende Gleitfläche). Die Anwendung dieser beiden Fälle hängt von den jeweiligen Randbedingungen ab und wird im Folgenden näher betrachtet.

7.2.1.1 Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 – hochliegende Gleitfläche

Prinzip: Durch den Einbau der Stützscheibe wird die ungünstigste Gleitfläche über die Stützscheibe gezwungen. Damit vergünstigen sich die Verhältnisse von treibend und haltend wirkenden Kräften bzw. Momenten, was zur Erhöhung der Böschungsstandsicherheit führt (siehe Abbildung 107).

Anwendung:

Die Anwendung des Scheibentyps S^x zum Erzwingen einer hochliegenden Gleitfläche ist nur sinnvoll wenn die folgenden Bedingungen vorliegen:

1. Der Boden der zu ertüchtigenden Böschung hat eine geringe Kohäsion und die Scherfestigkeit ist durch den Reibungswinkel geprägt. Mit zunehmender Kohäsion verläuft die ungünstigste Gleitfläche bereits im nicht ertüchtigten Zustand tiefer in der Böschung. Für Böden mit hoher Kohäsion müsste, um eine hochliegende Gleitfläche zu erzwingen, eine sehr große Einbindetiefe der Scheibe gewählt werden, um eine tiefliegende Gleitfläche zu unterdrücken.
2. Unterhalb der Böschung steht eine Schicht mit hoher Scherfestigkeit an, in die die Scheiben eingebunden werden können und damit eine tiefliegende Gleitfläche unterbunden wird.

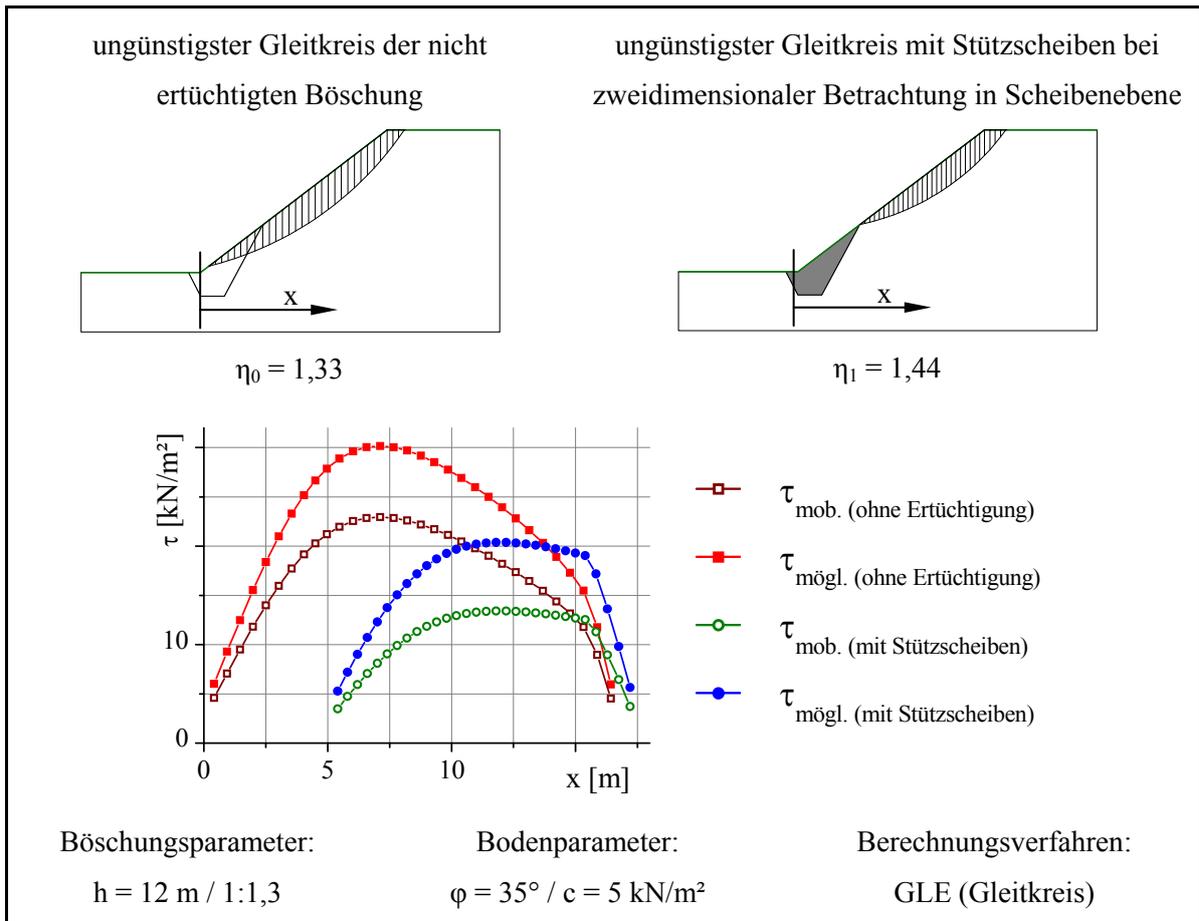


Abbildung 107 Vergleich der Scherspannungsverteilungen auf der Gleitlinie – Böschung ohne Stützscheiben und Böschung mit Stützscheiben Typ S“x“
Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 - hochliegende Gleitfläche

7.2.1.2 Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 – tiefliegende Gleitfläche

Prinzip: Durch den Einbau der Stützscheibe wird die ungünstigste Gleitfläche unter die Stützscheibe gezwungen. Damit wird zum einen erreicht, dass die Gleitfläche im Vergleich zum nicht ertüchtigten Zustand eine größere Länge hat, auf der haltende Scherkräfte mobilisiert werden können. Zum anderen wird ein zusätzlicher passiver Anteil der Gleitfläche aktiviert, der stabilisierend wirkt. Im nicht ertüchtigten Zustand tritt die ungünstigste Gleitfläche bei homogenen Bodenverhältnissen in der Regel im Bereich des Böschungsfußes aus. Im Fall der Böschung mit Stützscheiben tritt die Gleitfläche vor dem Böschungsfuß aus. (siehe Abbildung 108)

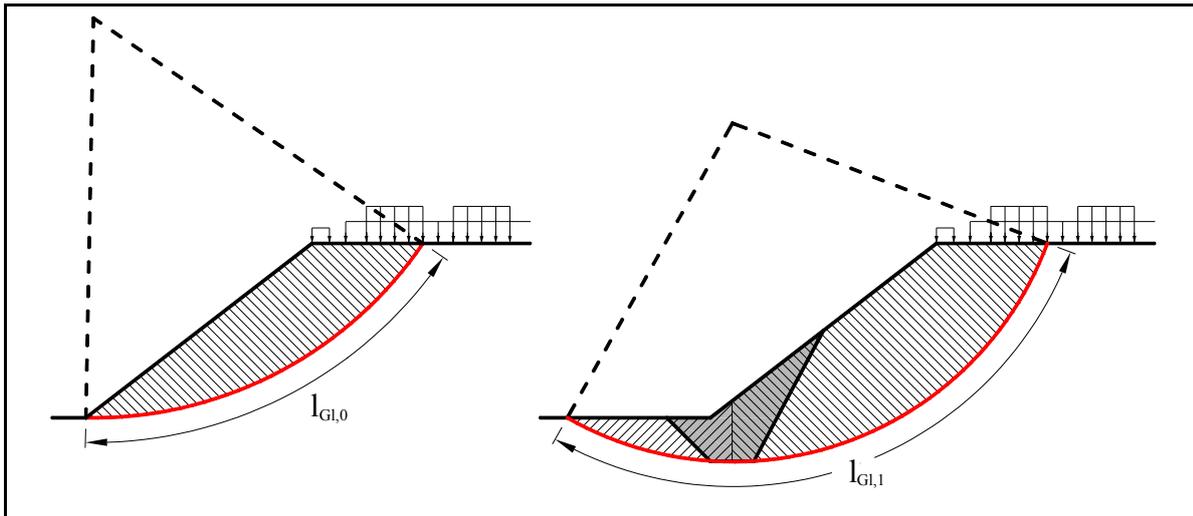


Abbildung 108 Prinzip der tiefliegenden Gleitfläche im Fall A2 des Tragverhaltens

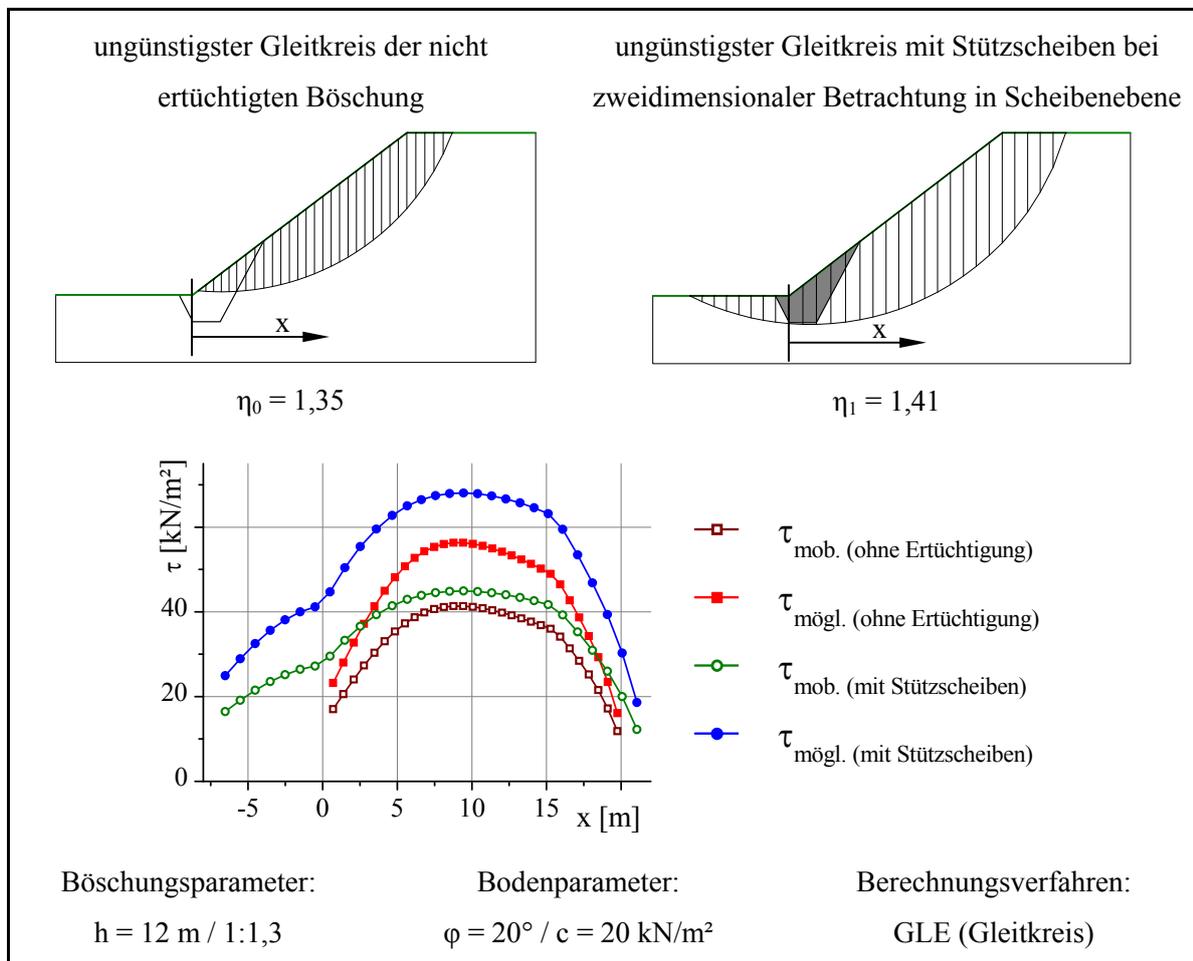


Abbildung 109 Vergleich der Scherspannungsverteilungen auf der Gleitlinie – Böschung ohne Stützscheiben und Böschung mit Stützscheiben Typ S“x“
Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 - tiefliegende Gleitfläche

7.2.2 Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A3

Der Fall A3 des Tragverhaltens stellt sich ein, wenn der maximale Scheibenabstand zur Erzeugung bzw. Sicherstellung des Fall A2 des Tragverhaltens überschritten wird. Beim Fall A2 des Tragverhaltens verläuft die kritische Gleitfläche entweder vollständig über der Scheibe, wobei die Lage der Scheibe im Bruchzustand unbeeinflusst bleibt oder vollständig unter der Scheibe, wobei der Bruchkörper im Bruchzustand die Scheibe vollständig einschließt.

Beim Fall A3 des Tragverhaltens tritt der Bruch primär zwischen den Scheiben auf, wobei sich der Bruchkörper teilweise über Gewölbewirkung an den Scheiben aufhängt. Da die Scheiben nicht, wie der Scheibentyp S0, zur Aufnahme der Gewölbekräfte dimensioniert sind, werden diese im Grenzzustand mit dem Bruchkörper aus der Böschung gedrückt. Die erreichbare Stabilisierungswirkung ist deshalb beim Fall A3 des Tragverhaltens geringer als bei den Fällen A1 und A2.

Dies ist beispielhaft für zwei Böschungshöhen und jeweils zwei Scherparameterkombinationen in Abbildung 110 bis Abbildung 113 dargestellt. Die Scheibengeometrien wurden dabei jeweils so optimiert, dass in Scheibenebene keine Bruchmechanismen (Gleitflächen) auftreten, deren Standsicherheit geringer als die geforderte Standsicherheit ist. Die geforderte Standsicherheit wurde einheitlich mit $\eta_{\text{erf}} = 1,4$ angesetzt. Die angegebenen Abmessungen ($h_s / t_s / b_s$) der Scheiben beziehen sich auf die in Abbildung 106 (S. 193) festgelegten Definitionen. Um den Einfluss der Scheibenbreite zu erfassen, wurden die Berechnungen jeweils mit zwei Scheibenbreiten ($b = 2 \text{ m}$ und $b = 4 \text{ m}$) durchgeführt. Aus den Diagrammen ist deutlich zu erkennen, dass beim Übergang vom Fall A2 zum Fall A3 des Tragverhaltens mit zunehmendem Scheibenabstand die Böschungstandsicherheit abnimmt.

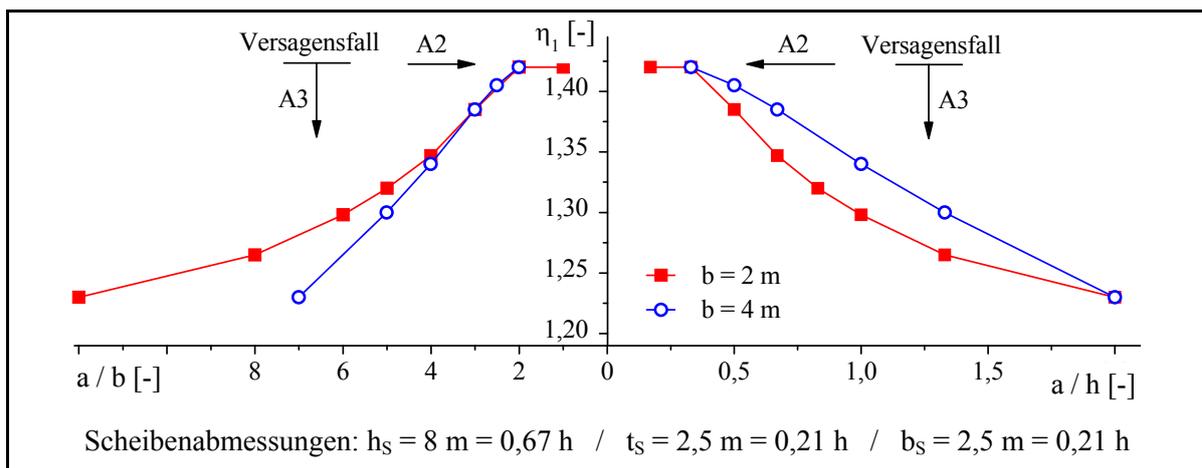


Abbildung 110 Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 12 m; Reibungswinkel 25°; Kohäsion 10 kN/m²

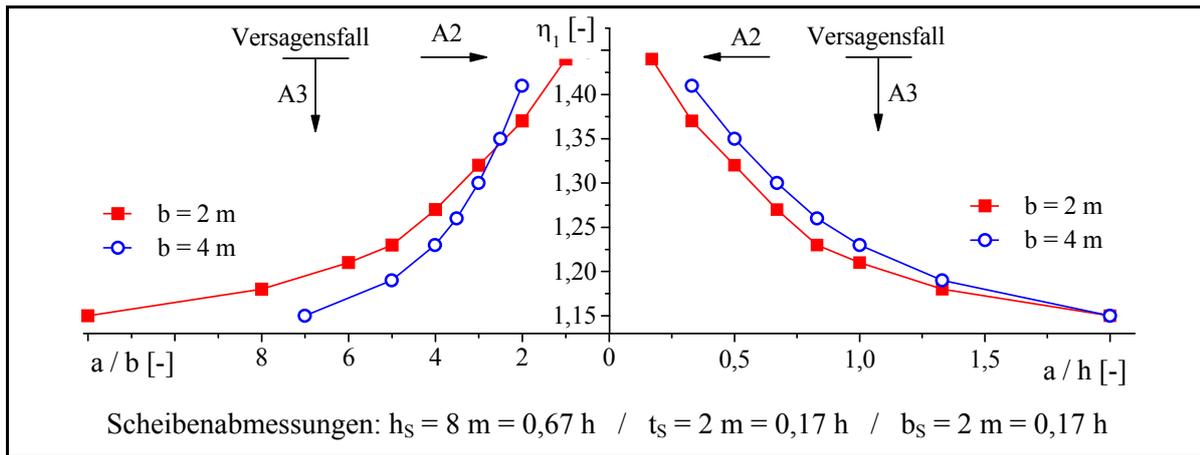


Abbildung 111 Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 12 m; Reibungswinkel 30°; Kohäsion 5 kN/m²

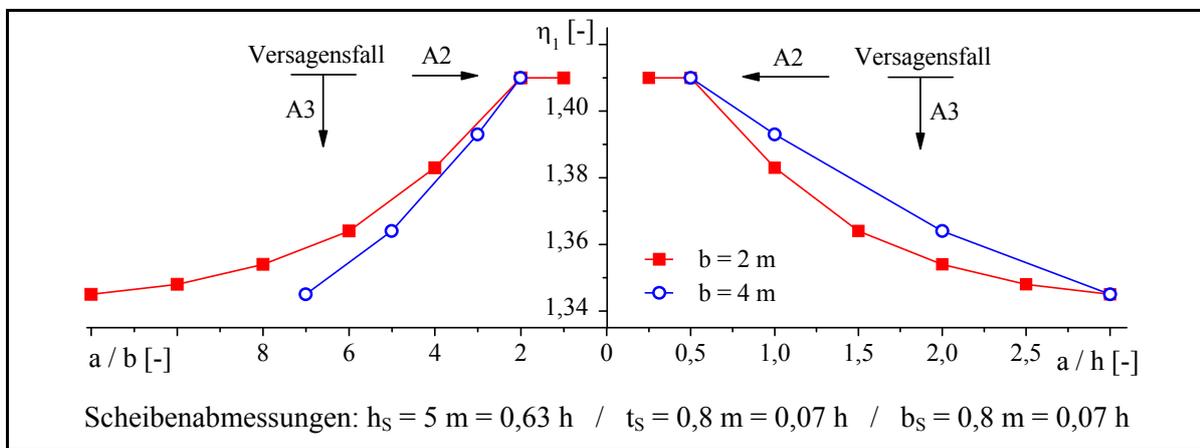


Abbildung 112 Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 8 m; Reibungswinkel 25°; Kohäsion 10 kN/m²

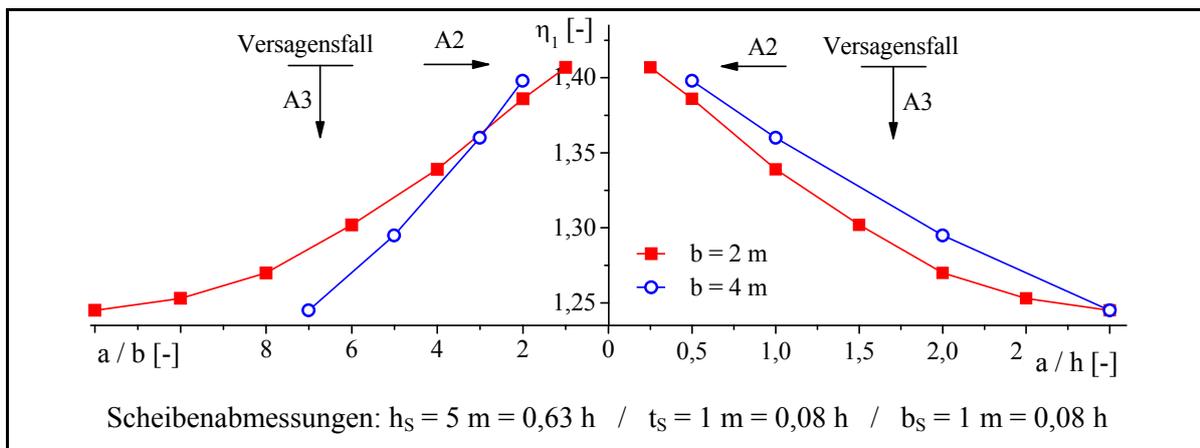


Abbildung 113 Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 8 m; Reibungswinkel 30°; Kohäsion 5 kN/m²

7.3 Bemessungsverfahren

7.3.1 Allgemeines

Bei Scheiben vom Typ S“x“ kann kein allgemein gültiges Bemessungsverfahren wie beim Scheibentyp S0 angegeben werden. Die Anzahl der Freiheitsgrade des Gesamtsystems ist zu groß, um eine globale Optimierung aller Eingangsparameter durchzuführen und in ein einheitliches Bemessungsverfahren zu integrieren. Einen für alle Anwendungsfälle gültigen Scheibentyp mit definierten Abmessungen streng vorzugeben und für diesen Scheibentyp ein Bemessungsverfahren anzugeben, erscheint zunächst nicht sinnvoll. Dies würde die Möglichkeit einer wirtschaftlichen Scheibendimensionierung verhindern, da in Abhängigkeit von den Böschungs- und Bodenparametern unterschiedliche Scheibengeometrien erforderlich sein können. Des Weiteren variiert die erforderliche Scheibengeometrie insbesondere mit der geforderten Böschungsstandsicherheit. Trotzdem sollen im Folgenden zwei mögliche Bemessungsverfahren vorgestellt werden.

Die folgenden Betrachtungen gelten nur für Böschungen mit homogenen Untergrundverhältnissen ohne zusätzliche Auflasten. Unter anderem aus den vorgenannten Gründen ergeben sich für die Bemessung des Scheibenabstandes und der geometrischen Ausbildung der Scheiben vom Typ S“x“ zwei wesentliche Möglichkeiten. Das Prinzip dieser beiden Varianten sowie Vor- und Nachteile sind im Folgenden dargestellt:

Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S ^x	
Variante 1	Variante 2
<p>Es wird eine Scheibengeometrie vorgegeben. Die Abmessungen dieser Scheibengeometrie sind dabei so optimiert, dass für den Großteil aller im relevanten Parameterspektrum liegenden Anwendungsfälle ein möglichst günstiges Verhältnis Scheibengröße zu erreichbarer Stabilisierungswirkung erzielt wird. Der erforderliche Scheibenabstand wird aus Bemessungsdiagrammen oder Bemessungsformeln wie für den Scheibentyp S₀ ermittelt.</p>	<p>Es wird keine Scheibengeometrie vorgegeben. Die Scheibengeometrie wird im ersten Schritt der Bemessung auf die jeweilige Problemstellung angepasst. Die Anpassung der Scheibengeometrie erfolgt im ebenen Schnitt in Scheibenebene so, dass in Scheibenebene keine Bruchmechanismen auftreten, deren Standsicherheit geringer ist als die erforderliche Standsicherheit. Im zweiten Schritt muss der Scheibenabstand nun so gewählt werden, dass die räumliche Standsicherheit das erforderliche Standsicherheitsniveau aufweist. Der Scheibenabstand muss so dimensioniert werden, dass der Fall A2 des Tragverhaltens sichergestellt ist.</p>
Vorteile	
<p>Es kann für einen definierten Scheibentyp ein geschlossenes Bemessungsverfahren angegeben werden.</p>	<p>Da keine Scheibengeometrie vorgegeben wird, kann diese an die jeweilige Problemstellung angepasst und optimiert werden. Damit können die Scheibenabmessungen in Scheibenebene bezüglich der Scheibengröße optimiert werden.</p>
Nachteile	
<p>Die vorgegebene Scheibengeometrie weist nicht immer das günstigste Verhältnis aus Scheibengröße und erreichbarer Stabilisierungswirkung auf. Ein Bemessungsverfahren wie beim Scheibentyp S₀ kann nur für einen konstanten Fall des Tragverhaltens (A1, A2 oder A3) aufgestellt werden. Ändert sich der Fall des Tragverhaltens bei Scheiben vom Typ S^x vom Fall A2 zu A3 oder umgekehrt, ist es nicht mehr möglich, ein einheitliches Verfahren zu definieren.</p>	<p>Da der Fall A2 des Tragverhaltens sichergestellt werden muss, sind teilweise sehr enge Scheibenabstände erforderlich. Die erforderliche Scheibengeometrie ändert sich mit den Böschungs- und den Bodenparametern sowie insbesondere mit der erforderlichen Standsicherheit. Deshalb ist es nicht möglich, ein einheitliches Bemessungsverfahren, ähnlich dem Verfahren für den Scheibentyp S₀ oder bei Variante 1, anzugeben.</p>

7.3.2 Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“ – Variante 1

Um die Scheibenoptimierung und den damit verbundenen Rechenaufwand in Grenzen zu halten, wurden als Restriktionen festgelegt, dass zum einen die Größe der Scheibenbreite am Böschungsfuß der Größe der Einbindetiefe am Böschungsfuß ($b_s = t_s$) entsprechen soll und zum anderen die Scheibe unter 45° zur Einbindetiefe vor dem Böschungsfuß austreten soll. Die Optimierung wurde dabei für das in Abschnitt 5.2 angegebene relevante Parameterspektrum der Böschungs- und Bodenparameter durchgeführt. Es wurde von homogenen Untergrundverhältnissen ausgegangen.

Unter Berücksichtigung dieser Bedingungen wurde aus einer Vielzahl von Variationsrechnungen die Scheibe mit dem günstigsten Verhältnis von Scheibengröße zu erreichbarer Stabilisierungswirkung ausgewählt. Abbildung 114 zeigt eine Übersicht über die untersuchten Scheibentypen mit den jeweiligen Abmessungen. Um eine Scheibengeometrie unabhängig von der Böschungshöhe definieren zu können, werden alle Scheibenabmessungen im Verhältnis zur Böschungshöhe angegeben. Die sich aus der Optimierung der Scheibengeometrie ergebenden Scheibenabmessungen sind in Abbildung 115 dargestellt. Dieser Scheibentyp wird S6 genannt.

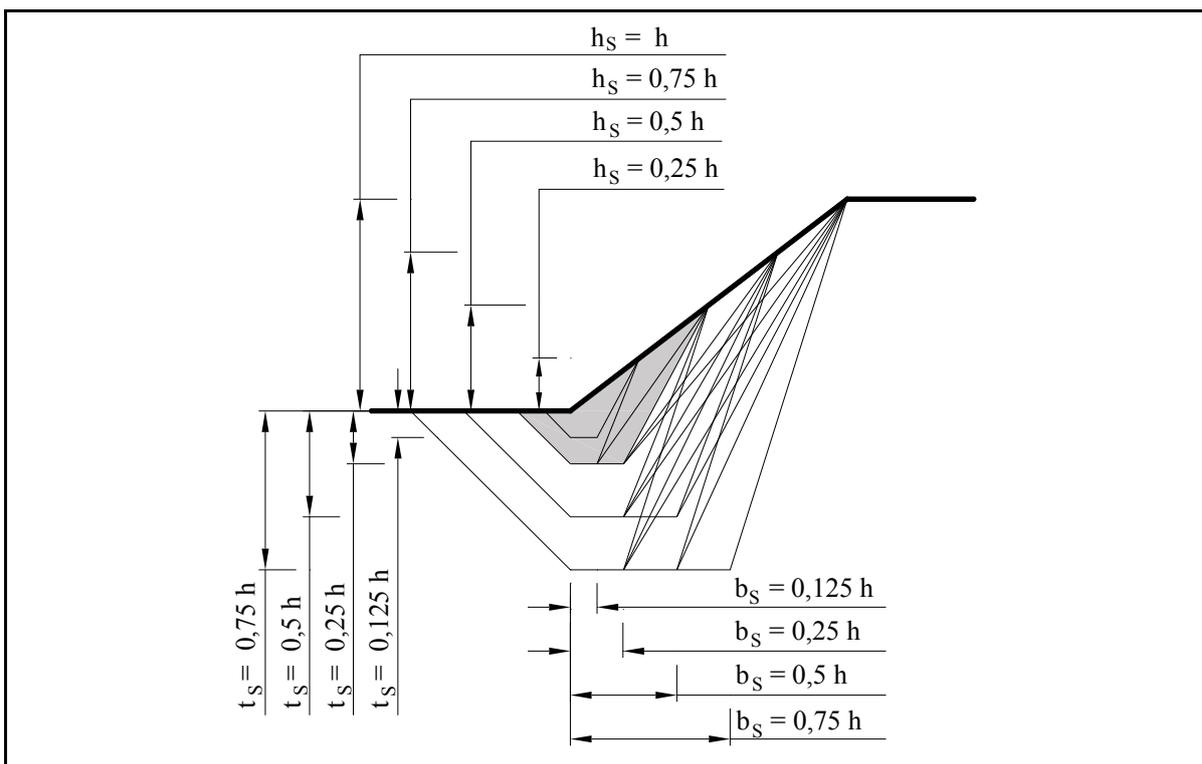


Abbildung 114 Durchgeführte Variationsberechnungen zur Optimierung des Scheibentyps S“x“

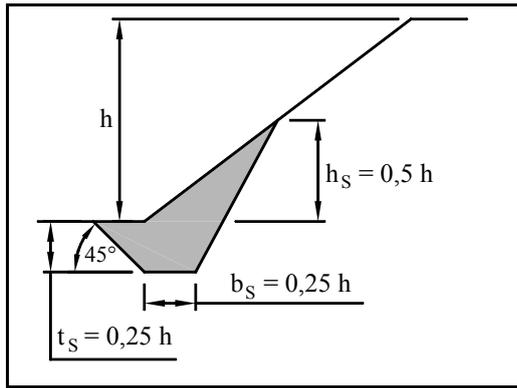


Abbildung 115 Scheibentyp S6;
Abmessungen

Die relevante Scheibe wird mit einem Viertel der Böschungshöhe unter dem Böschungsfuß eingebunden und bis zur Hälfte der Böschungshöhe geführt. Für diesen Scheibentyp wird für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten im relevanten Parameterspektrum für nahezu alle Parametervariationen das günstigste Verhältnis von Scheibengröße zu erreichbarer Stabilisierungswirkung erzielt

Die Untersuchungen wurden auf einen Bereich des Abstandsverhältnisses von $a/h = 0,5$ bis $a/h = 2$ beschränkt. Die untere Grenze ergibt sich dabei aus der Forderung, dass zum Aufstellen des Bemessungsverfahrens, z.B. in Form von Bemessungsdiagrammen bzw. Bemessungsformeln, der Bruchmechanismus über das gesamte betrachtete Spektrum konstant bleiben muss. Für den Fall der Scheibe S6 in Böschungen mit homogenen Untergrundverhältnissen bedeutet das, dass sich im Bruchzustand der Fall A3 des Tragverhaltens einstellen muss. Schwanken im relevanten Parameterspektrum die auftretenden Fälle des Tragverhaltens bzw. ändern sich die Bruchmechanismen, ist es nicht mehr möglich Diagramme in der im Folgenden dargestellten Form aufzustellen. Da sich bei einigen Kombinationen der Eingangsparameter bei Abstandsverhältnissen kleiner 0,5 der Fall A2 des Tragverhaltens einstellt, muss diese untere Grenze gezogen werden.

Die obere Grenze des betrachteten Abstandsverhältnisses ergibt sich, da beim Scheibentyp S6 bei Abstandsverhältnissen größer $a/h = 2$ quasi keine Stabilisierungswirkung durch die Scheiben mehr eintritt. Die erreichbaren Verbesserungsfaktoren liegen bei Abstandsverhältnissen größer $a/h = 2$ unter 1,05.

7.3.2.1 Einfluss und Wirkung der Eingangsparameter auf die Stabilisierungswirkung des Scheibentyps S6

A) Einfluss der Eingangsparameter auf die Standsicherheit η_1 und die Standsicherheitszahl N_1 der mit Stützscheiben vom Typ S6 ertüchtigten Böschung

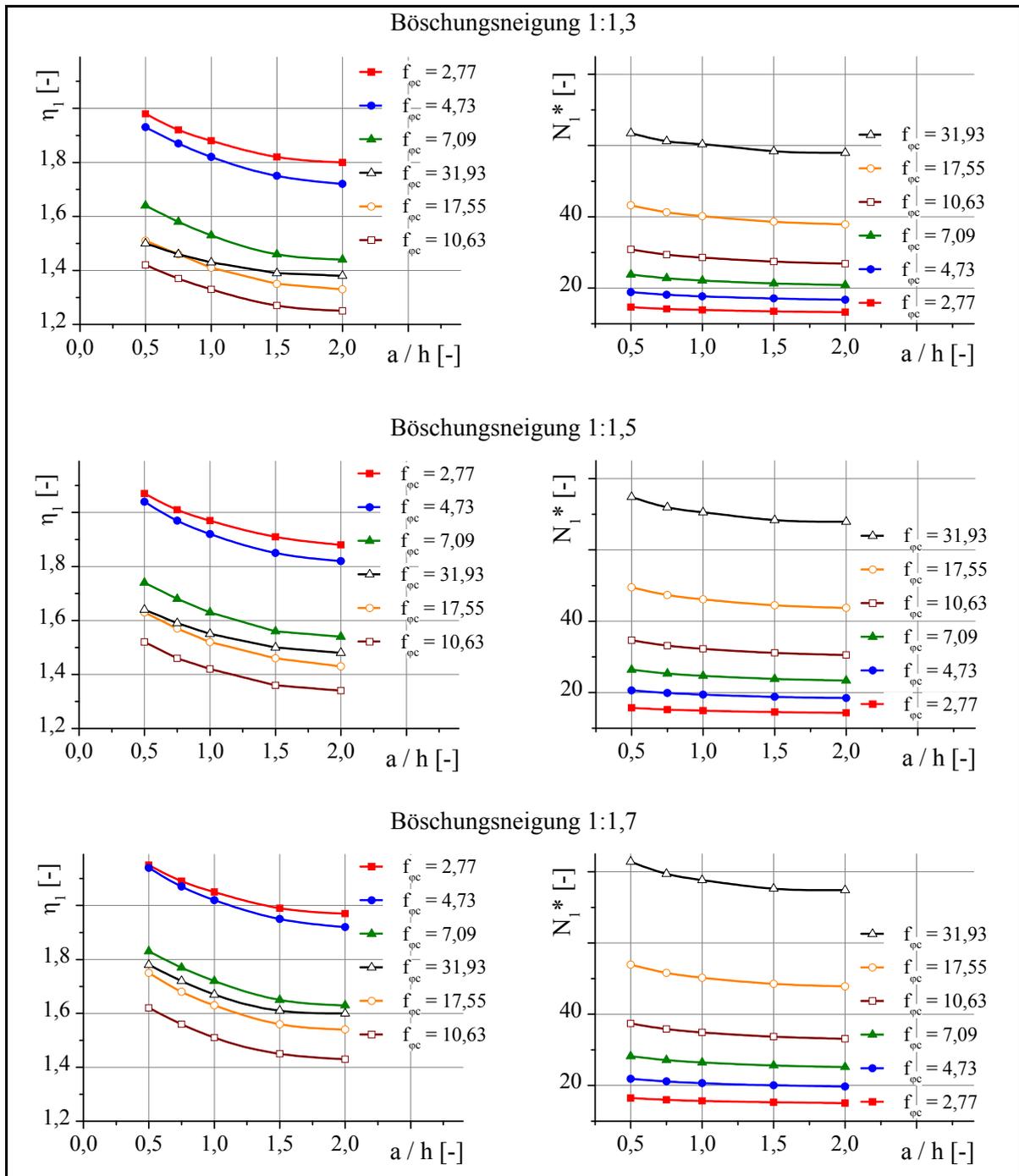


Abbildung 116 Scheibentyp S6 – Standsicherheit η und Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h

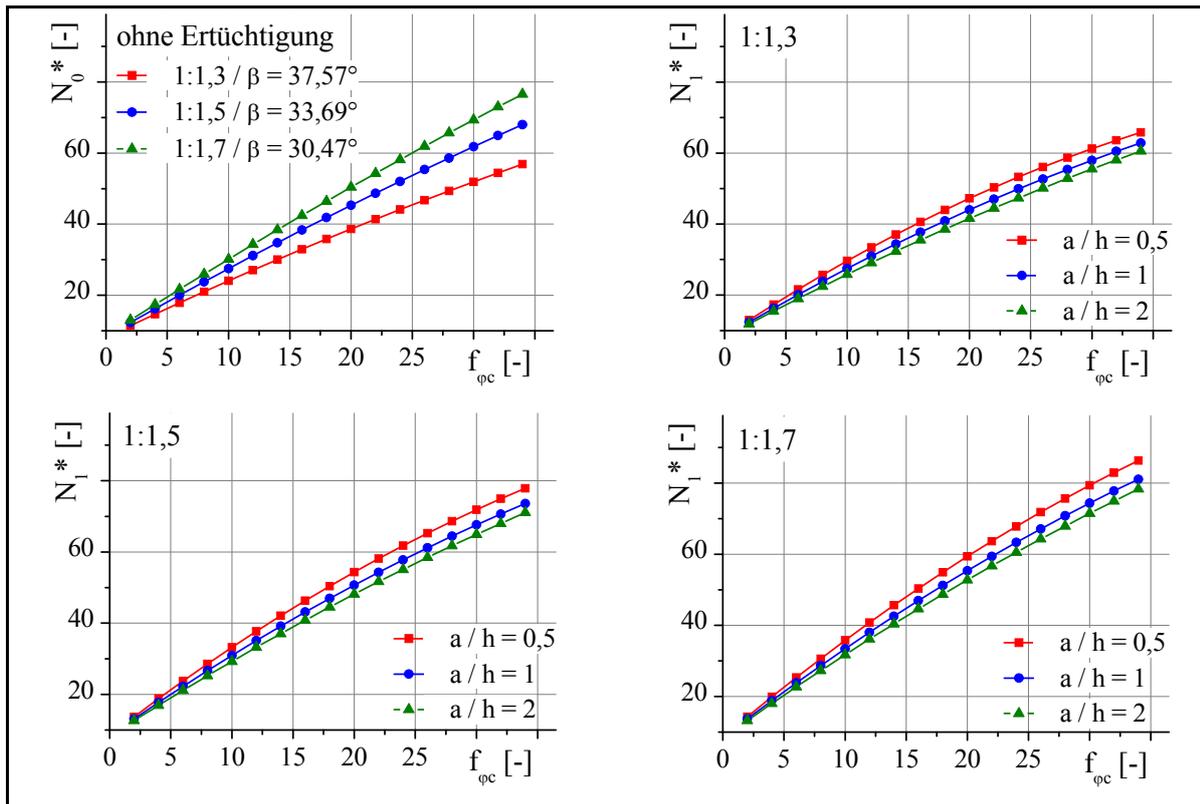


Abbildung 117 Scheibentyp S6 – Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$

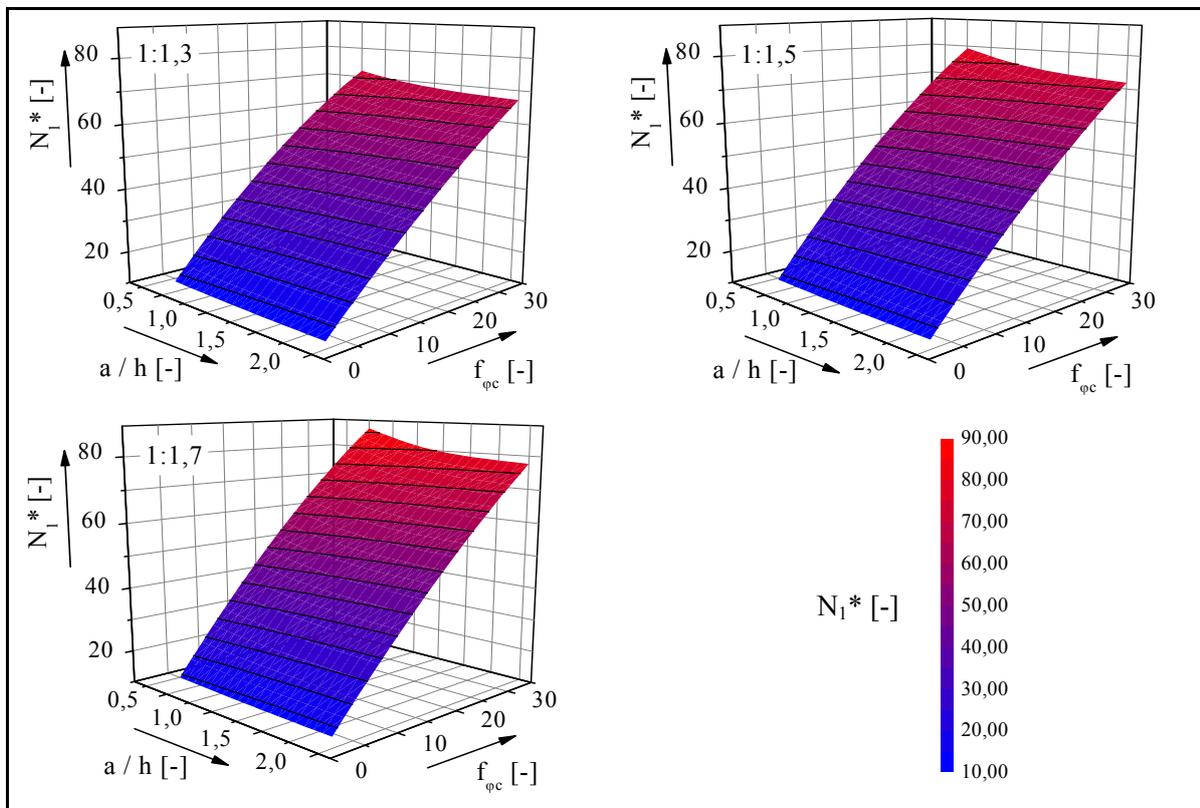


Abbildung 118 Scheibentyp S6 – Standsicherheitszahl in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h

Aus den Diagrammen in Abbildung 116 bis Abbildung 118 können folgende Schlussfolgerungen bezüglich des Einflusses des Scheibenabstandes a , ausgedrückt durch das Abstandsverhältnis a/h bzw. des Einflusses des Faktors $f_{\varphi c}$ auf die Böschungsstandsicherheit η_1 bzw. auf die Standsicherheitszahl N_1^* getroffen werden:

1. Mit abnehmendem Abstandsverhältnis steigt die Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S6 stabilisierten Böschung an. Dabei wird die Zunahme der Standsicherheit mit kleiner werdendem Abstandsverhältnis größer (überproportionaler Anstieg) (siehe Abbildung 116).

$$a/h \downarrow \Rightarrow \eta_1 \uparrow$$

2. Die überproportionale Zunahme der Standsicherheit mit abnehmendem Abstandsverhältnis schwächt sich mit steigenden $f_{\varphi c}$ -Werten leicht ab. Dies lässt sich zum einen auf den Einfluss der Böschungshöhe und zum anderen auf den Einfluss der Scherparameter des Bodens zurückführen. Die erreichbare Stabilisierungswirkung sinkt zum einen mit zunehmender Böschungshöhe und zum anderen mit abnehmendem Kohäsionseinfluss im Boden ab.

Darin lässt sich unter anderem auch die Annäherung der Kurven des Faktors $f_{\varphi c} = 17,55$ und $f_{\varphi c} = 31,93$ in den Diagrammen in Abbildung 116 begründen. Der Faktor $f_{\varphi c} = 17,55$ setzt sich in diesem Fall aus den Parametern $h = 8$ m; $\gamma = 19$ kN/m³; $\varphi = 30^\circ$ und $c = 5$ kN/m² und der Faktor $f_{\varphi c} = 31,93$ aus den Parametern $h = 12$ m; $\gamma = 19$ kN/m³; $\varphi = 35^\circ$ und $c = 5$ kN/m² zusammen. D. h. für den Fall $f_{\varphi c} = 17,55$ ist zum einen die Böschungshöhe geringer und der Einfluss der Kohäsion größer als bei $f_{\varphi c} = 31,93$. Damit ist eine stärkere Zunahme der Böschungsstandsicherheit bei $f_{\varphi c} = 17,55$ zu verzeichnen als bei $f_{\varphi c} = 31,93$.

3. Mit flacher werdender Böschung nimmt der Einfluss des Scheibenabstandes zu. Mit flacher werdender Böschung nehmen sowohl die Steigungen der Kurven im a/h - η_1 -Diagramm, als auch im a/h - N_1^* -Diagramm zu (siehe Abbildung 116). D. h. das sich mit flacher werdender Böschung bereits bei größeren Abstandsverhältnissen höhere Stabilisierungswirkungen erzielen lassen. Der Einfluss der Böschungsneigung in Abhängigkeit von den Eingangsparametern Abstandsverhältnis und Faktor $f_{\varphi c}$ lässt sich auch in den Diagrammen in Abbildung 118 sehr gut erkennen.
4. Wie im ebenen Fall der Böschung ohne Ertüchtigung und ebenso im Fall der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschungen lässt sich kein geeigneter mathematischer Zusammenhang zwischen den Eingangsparametern der Böschungsstandsicherheitsberechnung und den Ergebnisparametern angeben. Dieses Problem wird auch im Fall des Scheibentyps S6 durch Einführung der Standsicherheitszahl N^* gelöst. Während die Kurven im $a/h - \eta_1$ Diagramm ungeordnet verlaufen, stellt sich in a/h - N_1^* -Diagramm ein geordneter Zusammenhang zwischen dem Abstandsverhältnis a/h , dem Faktor $f_{\varphi c}$ und der Standsicherheitszahl N_1^* ein.

Der Zusammenhang zwischen der Standsicherheitszahl und dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ lässt sich im relevanten Spektrum des Parameters $f_{\varphi c}$ wie beim Scheibentyp S0 durch ein Polynom 2. Grades ausdrücken (Gleichung (7.1)).

$$N_1^*(f_{\varphi c})_{(\beta, a/h = \text{konst.})} = l_{S6, l(\beta, a/h = \text{konst.})} \cdot f_{\varphi c}^2 + m_{S6, l(\beta, a/h = \text{konst.})} \cdot f_{\varphi c} + n_{S6, l(\beta, a/h = \text{konst.})} \quad (7.1)$$

Nach Ersetzen der Standsicherheitszahl und des Faktors $f_{\varphi c}$ durch deren Bestandteile und anschließendem Umformulieren nach der Böschungsstandsicherheit erhält man Gleichung (7.2).

$$\eta_{l_1(a/h, \beta = \text{konst.})} = l_{S6, l(a/h, \beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2 + n_{S6, l(a/h, \beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + m_{S6, l(a/h, \beta)} \cdot \tan \varphi \quad (7.2)$$

Die Parameter n_{S6} , m_{S6} , und l_{S6} können aus Tabelle 29 bis Tabelle 31 oder den Diagrammen in Abbildung 119 entnommen werden. An dieser Stelle muss noch angemerkt werden, dass die polynomielle Anpassung der Werte bei Scheiben vom Typ S6 nur im relevanten Parameterspektrum ausreichend genau ist. Während beim Scheibentyp S0 der Zusammenhang zwischen dem Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ und der Standsicherheitszahl N_1^* auch im erweiterten Parameterspektrum über ein Polynom 2. Grades ausgedrückt werden kann, ist dies beim Scheibentyp S6 nicht mehr möglich. Insbesondere um die Verläufe des Verbesserungsfaktors bei größeren $f_{\varphi c}$ -Werten erfassen zu können, wären mathematische Funktionen höherer Ordnung erforderlich.

Tabelle 29 Parameter n_{S6} für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten

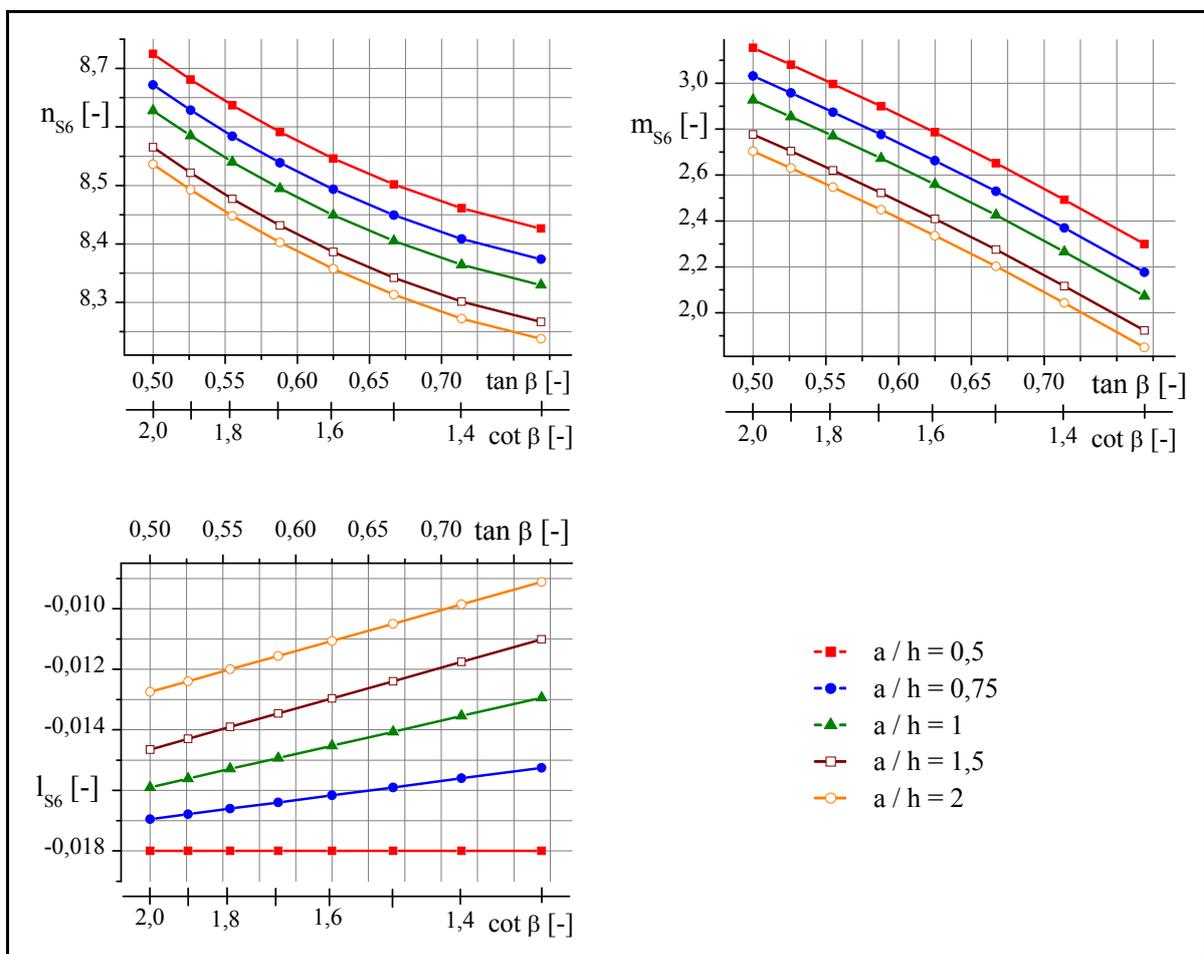
cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
a/h = 0,5	8,427	8,461	8,502	8,546	8,591	8,637	8,681	8,725
a/h = 0,75	8,374	8,409	8,449	8,493	8,539	8,584	8,629	8,672
a/h = 1	8,330	8,364	8,405	8,449	8,495	8,540	8,585	8,628
a/h = 1,5	8,267	8,302	8,342	8,386	8,432	8,477	8,522	8,565
a/h = 2	8,238	8,273	8,313	8,357	8,403	8,448	8,493	8,536
o.S.	8,156	8,287	8,401	8,500	8,588	8,666	8,736	8,799

Tabelle 30 Parameter m_{S6} für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten

cot β	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
a/h = 0,5	2,299	2,492	2,652	2,786	2,899	2,996	3,081	3,154
a/h = 0,75	2,176	2,370	2,529	2,663	2,776	2,874	2,958	3,031
a/h = 1	2,073	2,266	2,426	2,559	2,673	2,770	2,854	2,927
a/h = 1,5	1,923	2,116	2,276	2,409	2,523	2,620	2,704	2,777
a/h = 2	1,849	2,042	2,202	2,336	2,449	2,546	2,631	2,704
o.S.	1,653	1,825	1,975	2,105	2,220	2,323	2,415	2,497

Tabelle 31 Parameter l_{s6} für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten

$\cot \beta$	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0
$a/h = 0,5$	-0,0180	-0,0180	-0,0180	-0,0180	-0,0180	-0,0180	-0,0180	-0,0180
$a/h = 0,75$	-0,0153	-0,0156	-0,0159	-0,0162	-0,0164	-0,0166	-0,0168	-0,0170
$a/h = 1$	-0,0129	-0,0135	-0,0141	-0,0145	-0,0149	-0,0153	-0,0156	-0,0159
$a/h = 1,5$	-0,0110	-0,0118	-0,0124	-0,0130	-0,0135	-0,0139	-0,0143	-0,0147
$a/h = 2$	-0,0091	-0,0099	-0,0105	-0,0111	-0,0116	-0,0120	-0,0124	-0,0128
o.S.	-0,0065	-0,0065	-0,0065	-0,0065	-0,0065	-0,0065	-0,0065	-0,0065

**Abbildung 119** Interpolationsfunktion für die Parameter n_{s6} , m_{s6} und l_{s6} in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h und der Böschungsneigung $\tan \beta / \cot \beta$ für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten

B) Einfluss der Eingangsparameter auf die erreichbare Stabilisierungswirkung der mit Stützscheiben vom Typ S6 ertüchtigten Böschung

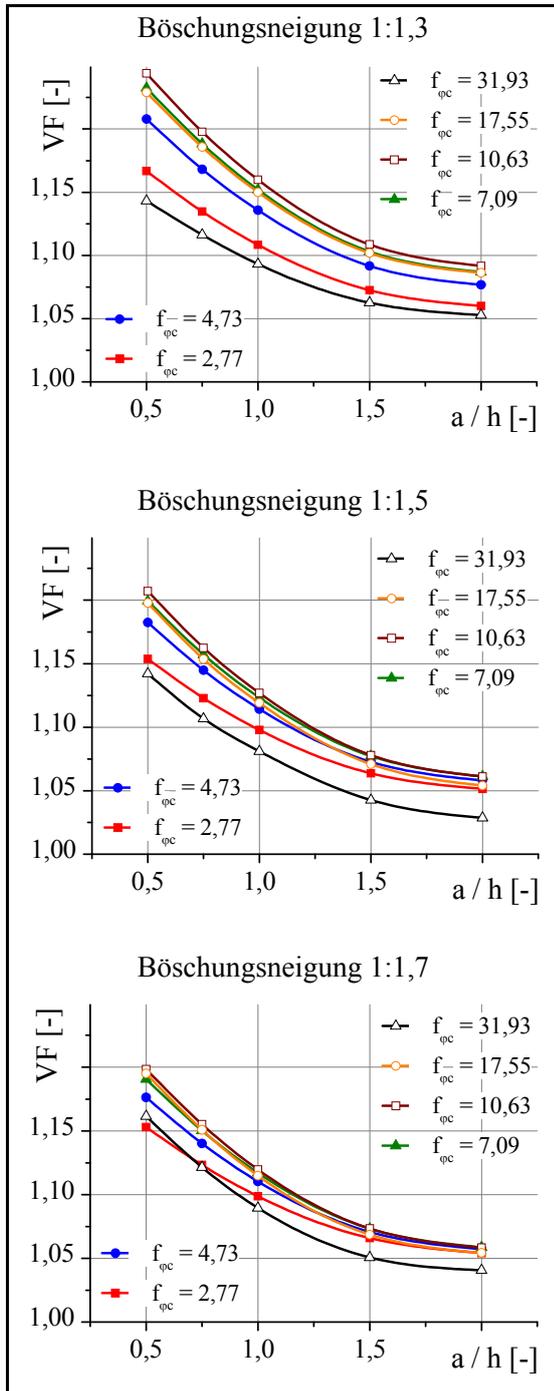


Abbildung 120 Scheibentyp S6 – Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h

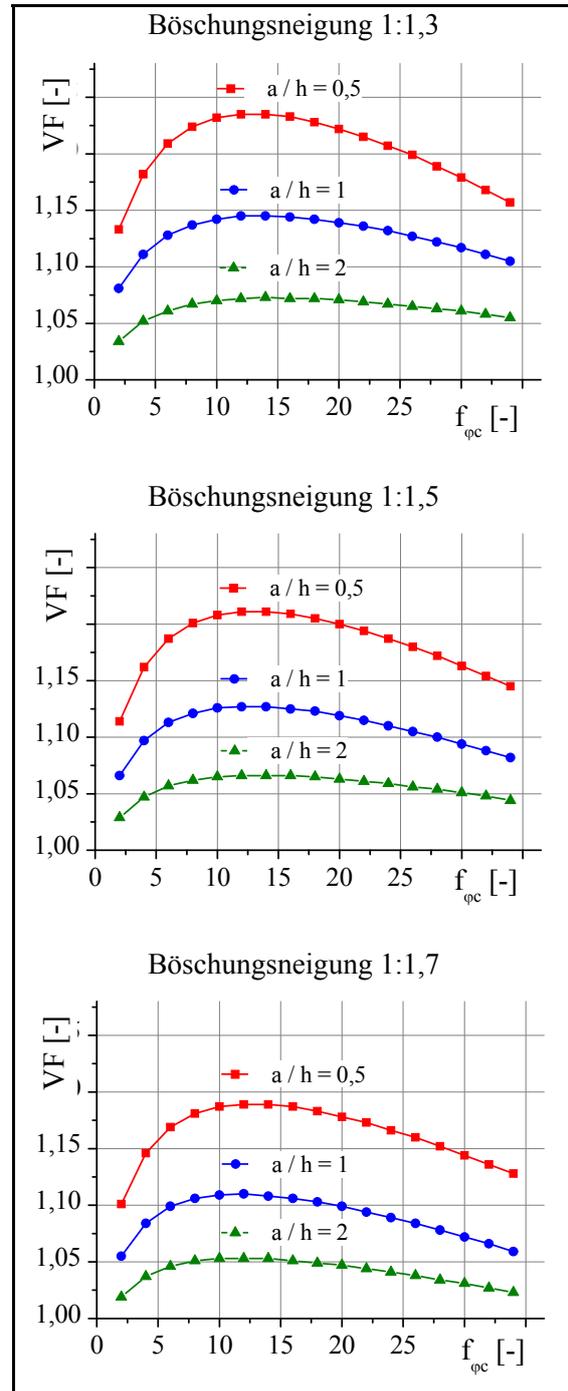


Abbildung 121 Scheibentyp S6 – Verbesserungsfaktor in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$

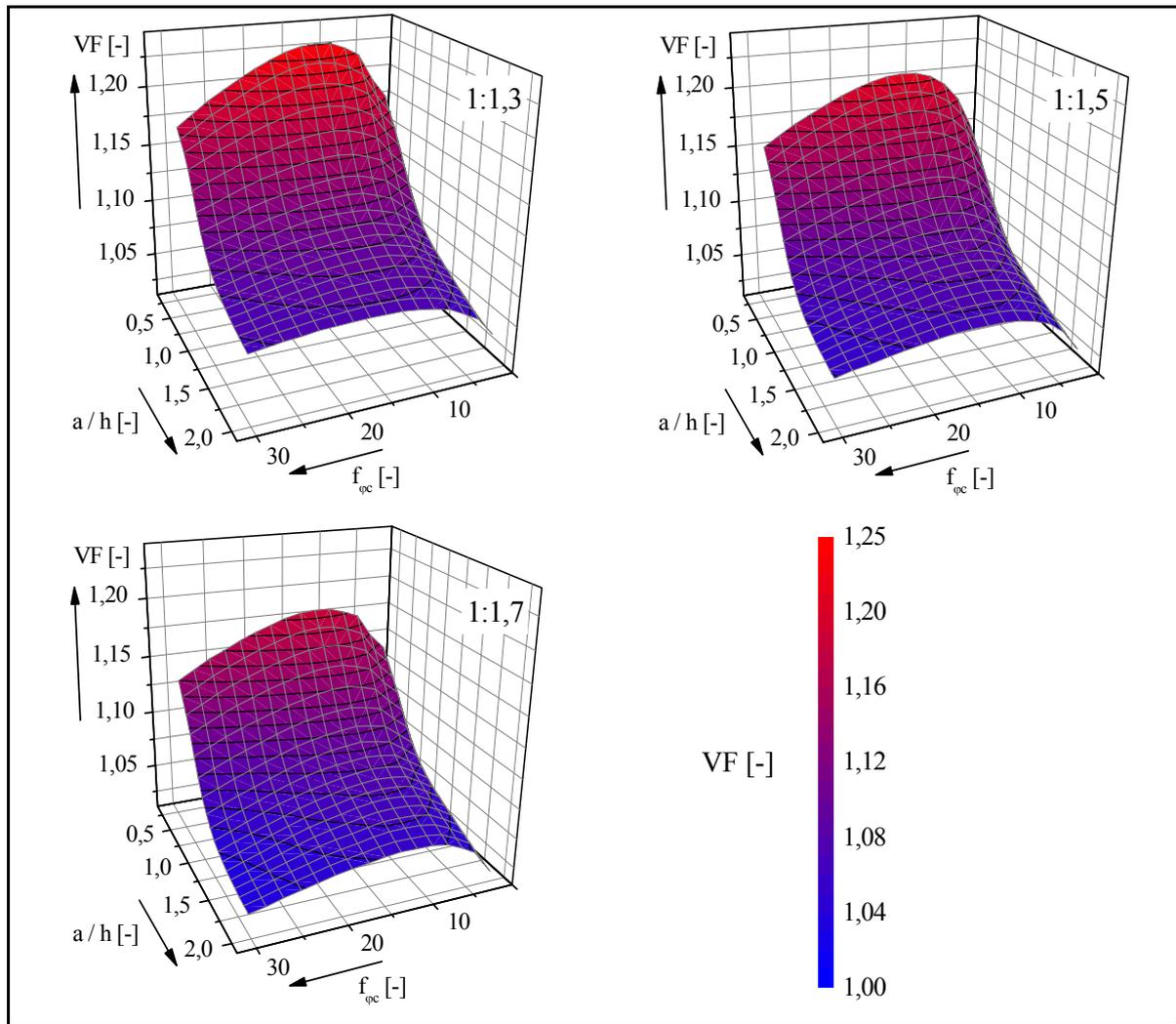


Abbildung 122 Scheibentyp S6 – Verbesserungsfaktor in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h

Aus den Diagrammen in Abbildung 120 bis Abbildung 122 können folgende Schlussfolgerungen bezüglich des Einflusses des Scheibenabstandes a , ausgedrückt durch das Abstandsverhältnis a/h bzw. des Einflusses des Faktors $f_{\phi c}$ auf die erreichbare Stabilisierungswirkung bzw. den Verbesserungsfaktor VF getroffen werden:

1. Mit abnehmendem Abstandsverhältnis bzw. Scheibenabstand nimmt die Stabilisierungswirkung der Scheiben vom Typ S6 zu. Da in den Diagrammen in Abbildung 120 die Böschungshöhe für die Linien gleicher $f_{\phi c}$ -Werte konstant ist, kann über das Abstandsverhältnis direkt auf den Scheibenabstand geschlossen werden.
 $a \downarrow \Rightarrow VF \uparrow$
2. Die Zunahme des Verbesserungsfaktors mit abnehmendem Scheibenabstand ist überproportional und im Bereich der Abstandsverhältnisse kleiner 1,5 besonders stark ausgeprägt.

3. Mit flacher werdender Böschung schwächt sich die überproportionale Zunahme von VF mit abnehmendem Scheibenabstand etwas ab.
4. Der Verbesserungsfaktor nimmt in Abhängigkeit vom Parameter $f_{\varphi c}$ im Bereich kleiner $f_{\varphi c}$ -Werte ($f_{\varphi c} < 10$) zunächst zu. Anschließend nimmt VF mit zunehmenden $f_{\varphi c}$ -Werten langsam ab. Dieser Zusammenhang entspricht einer unsymmetrischen Glockenkurve.
5. Die Krümmung der Glockenkurve nimmt mit steigendem Abstandsverhältnis und flacher werdender Böschung ab.

Führt man eine Extremwertbetrachtung des Einflusses des Faktors $f_{\varphi c}$ auf den Verbesserungsfaktor VF (siehe Abbildung 121) durch, werden die oben genannten Abhängigkeiten untermauert und anschaulicher darstellbar.

Fall 1: $f_{\varphi c} \rightarrow 0$: VF $\rightarrow 1,0$

Für den Fall, dass der Faktor $f_{\varphi c}$ gegen Null strebt, streben die Kurven gleicher Abstandsverhältnisse gegen den Verbesserungsfaktor 1,0. Dieser Trend verstärkt sich mit kleiner werdenden Abstandsverhältnissen. Um diesen Trend analysieren zu können, müssen die Eigenschaften des Faktors $f_{\varphi c}$ betrachtet werden:

$$f_{\varphi c} \downarrow \Rightarrow \tan \varphi \downarrow / h \downarrow / \gamma \downarrow / c \uparrow$$

Der Einfluss der Eingangsparameter auf den Faktor $f_{\varphi c}$ in der ebenen Berechnung ist bekannt und wurde bei der Herleitung des Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 schon ausführlich betrachtet. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ sinkt die ungünstigste Gleitfläche tiefer in die Böschung. Für den Fall der Böschung, die mit Stützscheiben vom Typ S6 ertüchtigt wurde, bedeutet dies: Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ sinkt die Gleitfläche ab einem bestimmten Punkt bereits im ebenen Zustand so tief in die Böschung, dass die Scheibe durch den tiefliegenden Gleitkreis im Grenzzustand komplett eingeschlossen wird (Fall A2 – tiefliegende Gleitfläche). Damit hat die Scheibe keinen Einfluss mehr auf den Bruchmechanismus. Da für diesen Fall der Bruchmechanismus der mit Stützscheiben vom Typ S6 ertüchtigten Böschung dem Bruchmechanismus der nicht ertüchtigten Böschung entspricht, tritt keine Stabilisierungswirkung mehr auf.

Ein Beispiel für diesen Fall ist in Abbildung 123 dargestellt. Das Beispiel ist dabei als rein theoretischer Nachweis der vor genannten Punkte anzusehen. Da die dargestellte Böschung bereits im nicht ertüchtigten Zustand eine ausreichende Standsicherheit aufweist, wäre eine Ertüchtigung nicht erforderlich. Die dargestellte Böschung hat eine Höhe von 4 m und eine Neigung von 1:2,0. Die Scherparameter des Bodens betragen 10° für den Reibungswinkel und 30 kN/m^2 für die Kohäsion. Unter Ansatz der Bodenwichte von 19 kN/m^3 ist der Faktor $f_{\varphi c} = 0,45$. Aus den Darstellungen des Bruchzustandes vor und nach der Ertüchtigung ist zu erkennen, dass sich die Lage der kritischen Gleitfläche (des Bruchmechanismus) durch den

Einbau der Stützscheiben nicht ändert. Die kritische Gleitfläche liegt bereits im nicht ertüchtigten Zustand so tief, dass die Stützscheiben keinen Einfluss auf die kritische Gleitfläche ausüben. Die Standsicherheit nach Einbau der Stützscheiben entspricht deshalb der Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung.

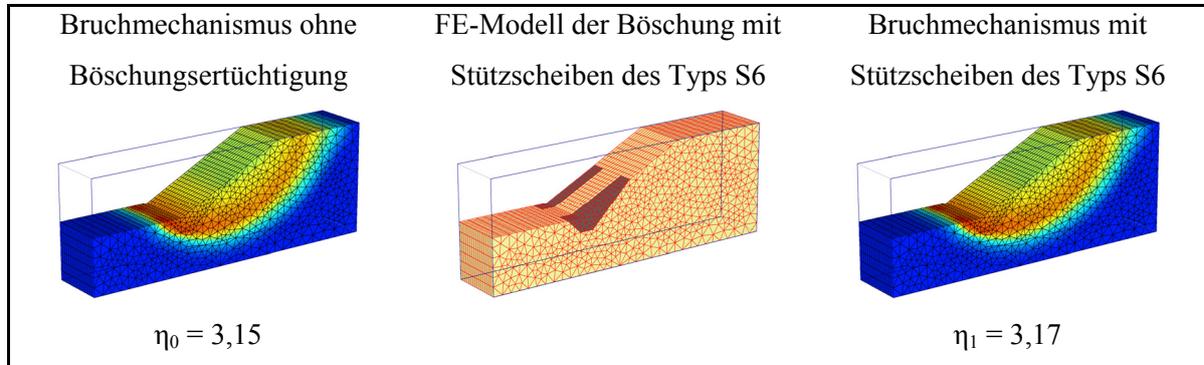


Abbildung 123 Scheibentyp S6 – Einfluss des Faktors $f_{\varphi c}$ – Extremwertbetrachtung $f_{\varphi c} \rightarrow 0$; Ergebnisse der FE Standsicherheitsberechnung

Fall 2: $f_{\varphi c} \rightarrow \infty$: $VF \rightarrow 1,0$

Für den Fall, dass der Faktor $f_{\varphi c}$ gegen sehr große Werte strebt, streben die Kurven gleicher Abstandsverhältnisse gegen den Verbesserungsfaktor 1,0.

Mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nähert sich die kritische Gleitfläche zunehmend an eine oberflächennahe Rutschung an. Des Weiteren ist bei nicht ertüchtigten Böschungen zu beobachten, dass sich der Austrittspunkt der kritischen Gleitfläche mit zunehmenden $f_{\varphi c}$ -Werten zunehmend vom Böschungsfußpunkt weg, nach oben, verlagert. Für den Fall der Böschung, die mit Stützscheiben vom Typ S6 ertüchtigt wurde, bedeutet dies: Mit zunehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nähert sich die ungünstigste Gleitfläche zunehmend einer „hochliegenden“ Gleitfläche an. An einem bestimmten Punkt liegt die Gleitfläche im nicht ertüchtigten Zustand bereits so hoch, dass der Einbau der Scheiben keinen Einfluss mehr auf den Bruchmechanismus hat. Im Grenzzustand bildet sich die ungünstigste Gleitfläche vollständig über den Scheiben aus (Fall A2 des Tragverhaltens – hochliegende Gleitfläche). Damit hat die Scheibe keinen Einfluss mehr auf den Bruchmechanismus bzw. auf die Lage der kritischen Gleitfläche, da für diesen Fall der Bruchmechanismus der mit Stützscheiben vom Typ S6 ertüchtigten Böschung dem Bruchmechanismus der nicht ertüchtigten Böschung entspricht, tritt keine Stabilisierungswirkung mehr auf.

7.3.2.2 Bruchmechanismus und Tragverhalten bei Scheiben des Typs S6

Eine Analyse des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens bei Scheiben vom Typ S6 kann nicht in der Art und Weise wie beim Scheibentyp S0 erfolgen. Eine Analyse stellt sich sehr schwierig dar und soll deshalb im Folgenden nur qualitativ erfolgen. Zur Veranschaulichung des Bruchmechanis-

mus sind in Anlage 4 für die Böschungsneigung 1:1,3 und für das Abstandsverhältnis $a/h = 1,0$ die Versagensbilder nach φ -c-Reduktion in Form von Verformungsdarstellungen für verschiedene Parameterkombinationen bzw. verschiedene $f_{\varphi c}$ -Werte dargestellt. Diese Darstellungen können bezüglich des Bruchmechanismus als repräsentativ für weitere im relevanten Parameterspektrum liegende Böschungsneigungen und Abstandsverhältnisse angesehen werden.

Bruchmechanismus und Tragverhalten lassen sich beim Scheibentyp S6 wie folgt beschreiben:

Das Tragverhalten bzw. der Bruchmechanismus bei Scheiben vom Typ S6 entspricht im betrachteten Parameterspektrum dem Fall A3. Dieser Fall stellt eine Kombination aus den Fällen A1 und A2 des Tragverhaltens dar. Im Grenzzustand versagt der Boden zwischen den Scheiben und überträgt über Gewölbetragwirkung Spannungen in die Scheiben. Da die Scheiben jedoch nicht in der Lage sind, diese Gewölbekräfte aufzunehmen, da sie nicht wie beim Scheibentyp S0 auf diese Kräfte dimensioniert sind, werden die Scheiben im Grenzzustand aus der Böschung gekippt.

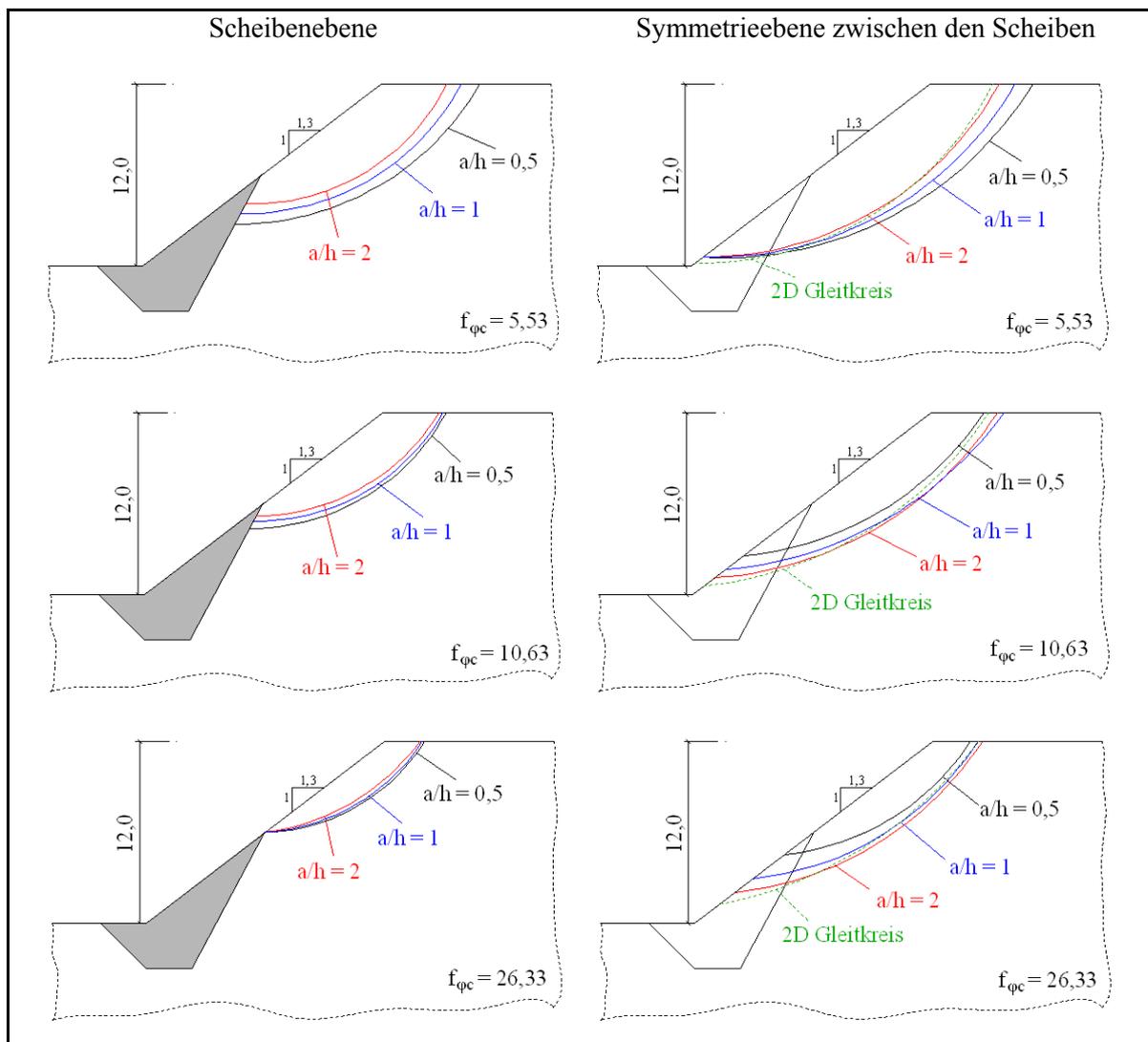


Abbildung 124 Vergleich der Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben und in der Scheibenebene in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis

Zur genaueren Analyse des Bruchmechanismus wurden für drei Scherparameterkombinationen und drei Abstandsverhältnisse die Versagensbilder nach ϕ -c-Reduktion ausgewertet. Die Lage der Gleitflächen im Bruchzustand in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis, jeweils in Scheibenebene und in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben, ist in Abbildung 124 dargestellt. Abbildung 125 zeigt die Lage der Gleitflächen im Bruchzustand in Abhängigkeit vom Parameter $f_{\phi c}$, ebenfalls jeweils in Scheibenebene und in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben. Da für die dargestellten Böschungen die Böschungshöhe mit 12 m konstant ist und die Wichte in allen Berechnungen mit 19 kN/m^3 angesetzt wurde, kann aus dem Abstandsverhältnis direkt auf den Scheibenabstand und aus dem Parameter $f_{\phi c}$ auf die Scherparameter geschlossen werden.

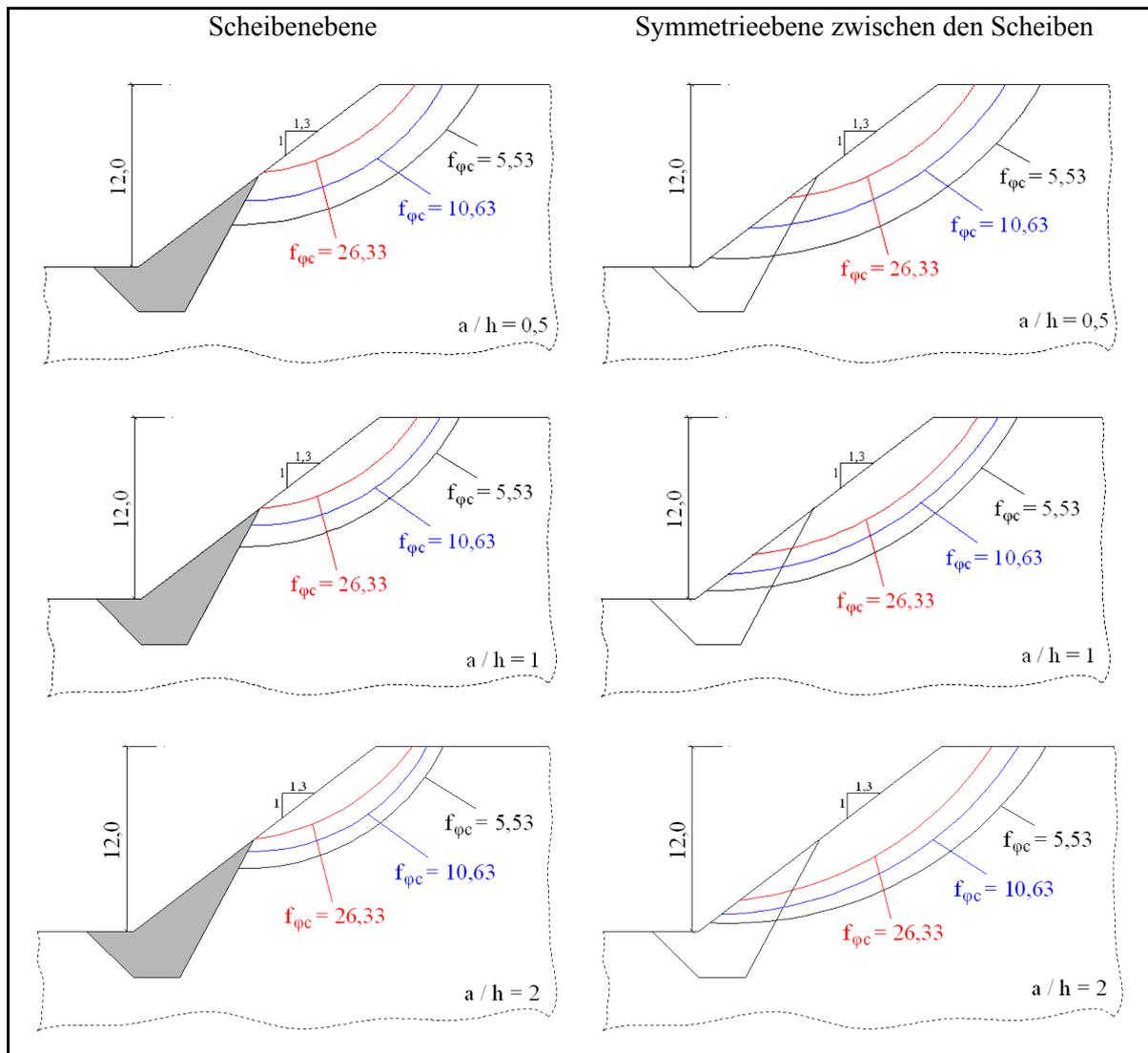


Abbildung 125 Vergleich der Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben und in der Scheibenebene in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$

Aus der Analyse der Versagensbilder können folgende Schlussfolgerungen getroffen werden:

1. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ sinkt die Gleitfläche sowohl im Bereich zwischen den Scheiben, als auch in Scheibenebene tiefer in die Böschung. Dies ist auf die steigende Kohäsion im Boden mit steigenden $f_{\varphi c}$ -Werten zurückzuführen. Bei großen $f_{\varphi c}$ -Werten wird die Scheibe durch den Bruchmechanismus in Scheibenebene kaum noch beeinflusst. Bei sehr großen $f_{\varphi c}$ -Werten tritt die Gleitfläche in Scheibenebene oberhalb der Scheibe aus. D. h. in Scheibenebene steigt die Größe des Bereiches des Bruchkörpers, der unmittelbar auf den oben Sporn der Stützscheibe einwirkt.
2. Bei kleinen $f_{\varphi c}$ -Werten ($f_{\varphi c} = 5,53$ in Abbildung 124) sinkt die Gleitfläche zwischen den Scheiben mit abnehmendem Scheibenabstand tiefer in die Böschung. Bei großen $f_{\varphi c}$ -Werten ($f_{\varphi c} = 26,33$ in Abbildung 124) sinkt die Gleitfläche zwischen den Scheiben mit zunehmendem Scheibenabstand tiefer in die Böschung. Bei $f_{\varphi c}$ -Werten in mittlerer Größenordnung ($f_{\varphi c} = 10,63$ in Abbildung 124) liegt dieses Verhalten zwischen den vor genannten Fällen. Bei Erhöhung des Abstandsverhältnisses von 0,5 auf 1 sinkt die Gleitfläche zunächst tiefer in die Böschung, während bei Erhöhung des Abstandsverhältnisses von 1 auf 2 kaum noch eine Änderung auftritt.
3. Mit steigenden $f_{\varphi c}$ -Werten ändert sich die Lage der Gleitfläche in Scheibenebene bei sich ändernden Scheibenabständen immer weniger.
4. Mit steigenden Scheibenabständen nähert sich die Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben zunehmend an die kritische Gleitfläche der nicht ertüchtigten Böschung an. Dieses Verhalten ist in Abhängigkeit vom Parameter $f_{\varphi c}$ unterschiedlich ausgeprägt.

Aus der Analyse der Versagensbilder lässt sich das Tragverhalten der Scheiben vom Typ S6 erkennen. Ebenso kann eine Erklärung für die Verläufe der Kurven gleicher Abstandsverhältnisse im $f_{\varphi c}$ -VF Diagramm gefunden werden. Die Stabilisierungswirkung der Scheiben vom Typ S6 kann wie folgt gedeutet werden:

Die Stabilisierungswirkung der Scheiben vom Typ S6 ist im mittleren Bereich des relevanten Parameterspektrums (ca. $f_{\varphi c} = 8$ bis 15) für den Parameter $f_{\varphi c}$ am größten. Da bei den untersuchten Böschungen die Böschungshöhe und die Wichte des Bodens jeweils konstant war, kann aus den Parameter $f_{\varphi c}$ direkt auf die Scherparameter geschlossen werden. D. h. bezogen auf die Scherparameter des Bodens, im Bereich von Böden mit ausgewogenem Reibungs- und Kohäsionsanteil ist die erreichbare Stabilisierungswirkung der Scheiben vom Typ S6 am größten. Nimmt der Kohäsionseinfluss zu ($f_{\varphi c}$ nimmt ab) oder der Reibungseinfluss zu ($f_{\varphi c}$ nimmt zu) sinkt die erreichbare Stabilisierungswirkung ab. Zum Verständnis dieses Verhaltens werden idealerweise die folgenden drei Fälle im Einzelnen betrachtet:

Fall 1: kleine $f_{\varphi c}$ -Werte (ca. < 8)

Im Bereich kleiner $f_{\varphi c}$ -Werte wird die Scheibe in Scheibenebene im oberen Bereich von einem, im Vergleich zu größeren $f_{\varphi c}$ -Werten, großen Teil der Gleitfläche in Scheibenebene erfasst. Dementsprechend wird eine große Kraft in den oberen Teil der Scheibe eingetragen und die Scheibe wird aus der Böschung gekippt. Mit abnehmendem Scheibenabstand wird dieser beeinflusste Teil größer. Zwischen den Scheiben sinkt die Gleitfläche mit abnehmendem Scheibenabstand tiefer in die Böschung. Die Gleitfläche nähert sich mit zunehmendem Scheibenabstand weiter an den Gleitkreis der nicht ertüchtigten Böschung an. Da die Scheiben unabhängig vom Parameter $f_{\varphi c}$ den gleichen Widerstand gegen Böschungsversagen gegenüberstellen, wird die Scheibe bei kleinen $f_{\varphi c}$ -Werten am meisten beansprucht. Deshalb ist die erreichbare Stabilisierungswirkung des Scheibentyps S6 bei Böden, deren Scherfestigkeit von der Kohäsion dominiert wird, geringer als bei Böden mit ausgeglichenem Verhältnis von Kohäsion und Reibungswinkel. Bei kleinen $f_{\varphi c}$ -Werten wirkt sich das tiefere Einsinken der Gleitfläche zwischen den Scheiben mit abnehmendem Scheibenabstand positiv auf die haltenden Kräfte aus, da die Fläche, auf der Kohäsionskräfte übertragen werden können, steigt.

Fall 2: große $f_{\varphi c}$ Werte (ca. > 15)

Im Bereich großer $f_{\varphi c}$ -Werte wird die Scheibe in Scheibenebene im oberen Bereich von einem, im Vergleich zu kleineren $f_{\varphi c}$ -Werten, kleinen Teil der Gleitfläche in Scheibenebene erfasst. Bei dem betrachteten Beispiel verläuft die Gleitfläche in Scheibenebene fast vollständig über der Scheibe, so dass nur geringe Kräfte eingetragen werden. Dieser beeinflusste Teil der Scheibe in Scheibenebene ändert sich in Abhängigkeit vom Scheibenabstand kaum. Im Gegensatz zu kleinen $f_{\varphi c}$ -Werten sinkt bei großen $f_{\varphi c}$ -Werten die Gleitfläche zwischen den Scheiben mit zunehmendem Scheibenabstand tiefer in die Böschung. Auch hier nähert sich die Gleitfläche mit zunehmendem Scheibenabstand weiter an den Gleitkreis der nicht ertüchtigten Böschung an. Auch hier gilt wieder: Die Scheiben stellen unabhängig vom Parameter $f_{\varphi c}$ den gleichen Widerstand gegen Böschungsversagen zur Verfügung. Da im Bereich großer $f_{\varphi c}$ -Werte die Beanspruchung der Scheiben im Vergleich zu kleineren Werten am geringsten ist, ist die erreichbare Stabilisierungswirkung bei Böden, deren Scherfestigkeit vom Reibungswinkel dominiert ist, geringer als bei Böden deren Scherfestigkeit von der Kohäsion dominiert ist.

Fall 3: $f_{\varphi c}$ -Werte im mittlerer Größenordnung (ca. 8 bis 15)

Die Beanspruchung der Scheiben in Scheibenebene liegt im Bereich mittlerer $f_{\varphi c}$ -Werte zwischen den beiden vor genannten Fällen. Die Änderung der Gleitflächenlage mit dem Scheibenabstand ist auch hier gering ausgebildet. Zwischen den Scheiben sinkt die Gleitfläche mit zunehmendem Scheibenabstand zunächst tiefer in die Böschung (von $a/h = 0,5$ zu $a/h = 1$), ändert sich aber dann nur noch unwesentlich (von $a/h = 1$ zu $a/h = 2$). Die Gleitfläche zwischen den Scheiben nähert sich mit zunehmendem Scheibenabstand an den Gleitkreis der nicht ertüchtigten Böschung an.

7.3.3 Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“ – Variante 2

Für die Bemessung der Scheiben vom Typ S“x“ – Variante 2 wird ein Bemessungsverfahren vorgeschlagen, welches entgegengesetzt zum Verfahren bei Scheiben vom Typ S0 vorgeht. Während bei Scheiben vom Typ S0 zunächst der Scheibenabstand dimensioniert wird und anschließend die Scheibengeometrie, ist bei Scheiben vom Typ S“x“, die nach Variante 2 bemessen werden, zuerst die Scheibengeometrie zu dimensionieren und anschließend der Scheibenabstand. Die Optimierung der Scheibengeometrie bezieht sich bei Variante 2 für den Scheibentypen S“x“ auf die Scheibenabmessungen in Scheibenebene und die zu erreichende Böschungsstandsicherheit. Zielfunktion für die Optimierung in Scheibenebene ist dabei, mit minimaler Scheibengröße (wirtschaftliche Optimierung) das geforderte Standsicherheitsniveau zu erreichen.

A) Dimensionierung der Scheibengeometrie

Im ersten Bemessungsschritt wird die Scheibengeometrie in Scheibenebene bemessen. Da die geforderte Standsicherheit für unterschiedliche Anwendungsfälle verschieden ist, kann keine einheitliche Scheibengeometrie angegeben werden. Die Dimensionierung der Scheibengeometrie erfolgt durch Anpassung der Scheibengeometrie unter Verwendung ebener Standsicherheitsberechnungsverfahren. Die Scheibengeometrie wird dabei bezüglich der geforderten Böschungsstandsicherheit optimiert. Die Standsicherheit aller in Scheibenebene auftretender Bruchmechanismen muss größer sein als die geforderte Standsicherheit.

B) Dimensionierung des Scheibenabstandes

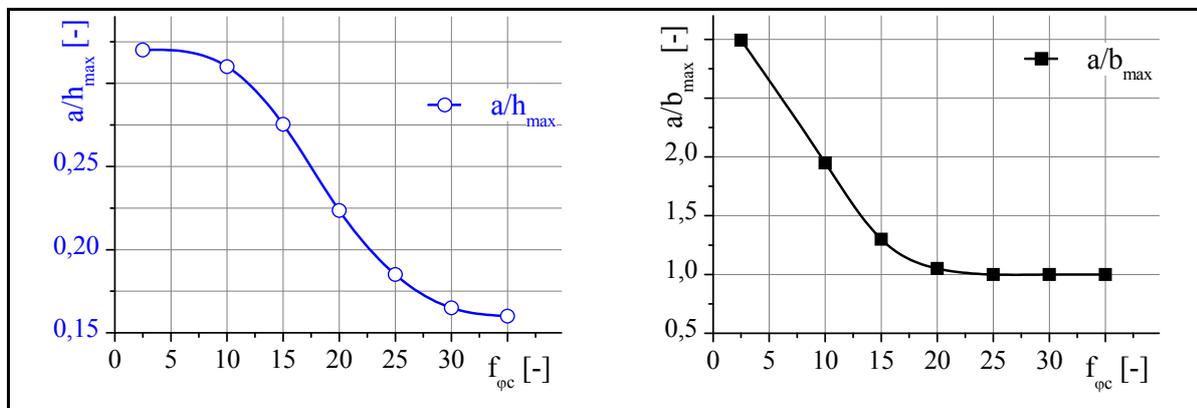


Abbildung 126 Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“ – Variante 2, zulässiges Abstandsverhältnis a/h_{\max} und Abstands-Breiten-Verhältnis a/b_{\max}

Der Scheibenabstand muss so gewählt werden, dass der Fall A2 des Tragverhaltens erzwungen wird. Bei zu großen Scheibenabständen geht der Fall A2 in den Fall A3 über und die Stabilisierungswirkung sinkt stark ab (vgl. Abbildung 110 bis Abbildung 113, S. 198). Da die Scheibengeometrie jedoch im ersten Schritt so dimensioniert wurde, dass das geforderte Standsicherheitsniveau gerade erreicht wird, muss der Scheibenabstand nun so dimensioniert werden, dass der Fall A2 des Tragverhaltens eintritt. Der zulässige Scheibenabstand zur Sicherstellung des Fall A2 des Tragver-

haltens bei Scheiben vom Typ S“x“, ist durch die Verhältnisse Scheibenabstand zu Böschungshöhe a/h (Abstandsverhältnis) und Scheibenabstand zu Scheibenbreite a/b (Abstands-Breiten-Verhältnis) gekennzeichnet. Der zulässige Scheibenabstand kann wieder in Abhängigkeit vom Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ angegeben werden. Im relevanten Parameterspektrum der Böschungsneigung von 1:1,3 bis 1:1,7 kann der zulässige Scheibenabstand unabhängig von der Böschungsneigung angegeben werden. In Abbildung 126 ist das maximale Abstandsverhältnis a/h_{\max} und das maximale Abstands-Breiten-Verhältnis a/b_{\max} in Abhängigkeit vom Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ angegeben. Der zulässige Scheibenabstand ergibt sich aus dem jeweils kleinsten Wert aus dem Abstandsverhältnis und dem Abstands-Breiten-Verhältnis.

Zur Verdeutlichung des Vorgehens beim vorgestellten Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“ – Variante 2, sind in Anlage 6 drei Beispiele ($f_{\varphi c} = 10,63 / 17,72$ und $26,33$) angegeben.

7.3.4 Abschließende Bemerkungen zum Bemessungsverfahren für Scheiben des Typs S“x“

Bei der Bemessung des Scheibentyps S“x“ wird derzeit wie beim Scheibentyp S0 in der Regel von der Faustregel $a_{\text{Achs}} = 2,5 \cdot b$ ausgegangen. Da der Nachweis derzeit üblicherweise mit dem Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ geführt wird, wird implizit zu Grunde gelegt, dass sich der Fall A2 des Tragverhaltens einstellt. Bei einer durchschnittlich ausgeführten Scheibenbreite von 2 m, liegt bei Annahme eines relevanten Böschungshöhenbereichs zwischen 4 und 12 m, das Abstandsverhältnis zwischen $a/h = 0,25$ bis $0,5$ und das Abstands-Breiten-Verhältnis bei $1,5$. Aus Abbildung 126 ist ersichtlich, dass dies nur in bestimmten Bereichen des Eingangsparameters $f_{\varphi c}$ korrekt ist. Wird der Scheibenabstand mit der bekannten Faustregel bemessen, stellt sich nicht im gesamten Spektrum der relevanten Parameter der Fall A2 des Tragverhaltens ein. Da die Scheiben jedoch in Scheibenebene so bemessen werden, dass diese die geforderte Standsicherheit aufweisen, liegt die räumliche Standsicherheit teilweise unter der geforderten Standsicherheit. Auch hier wird wieder ersichtlich, dass mit dem derzeit verwendeten Verfahren zur Berechnung von Böschungen mit Stützscheiben, die Standsicherheit nur unzureichend genau ermittelt werden kann.

8 Vergleich der Scheibentypen S0 und S6

In Anlage 5 sind für die Böschungsneigungen 1:1,3 und 1:1,7 sowie für die Böschungshöhen 6 m und 12 m die Standsicherheitsniveaus in Abhängigkeit von den Scherparametern Reibungswinkel und Kohäsion dargestellt. Die Diagramme sind jeweils für nicht ertüchtigte Böschungen, für Böschungen mit Stützscheiben des Typs S0 und für Böschungen mit Stützscheiben des Typs S6, für die Abstandsverhältnisse 0,5 und 1,0 dargestellt. Aus den Diagrammen ist die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Standsicherheit ersichtlich. In Abbildung 127 ist, für die Böschungsneigung 1:1,3, die erreichbare Stabilisierungswirkung, ausgedrückt durch den Verbesserungsfaktor VF, in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und vom Abstandsverhältnis jeweils für den Scheibentyp S0 und S6 dargestellt.

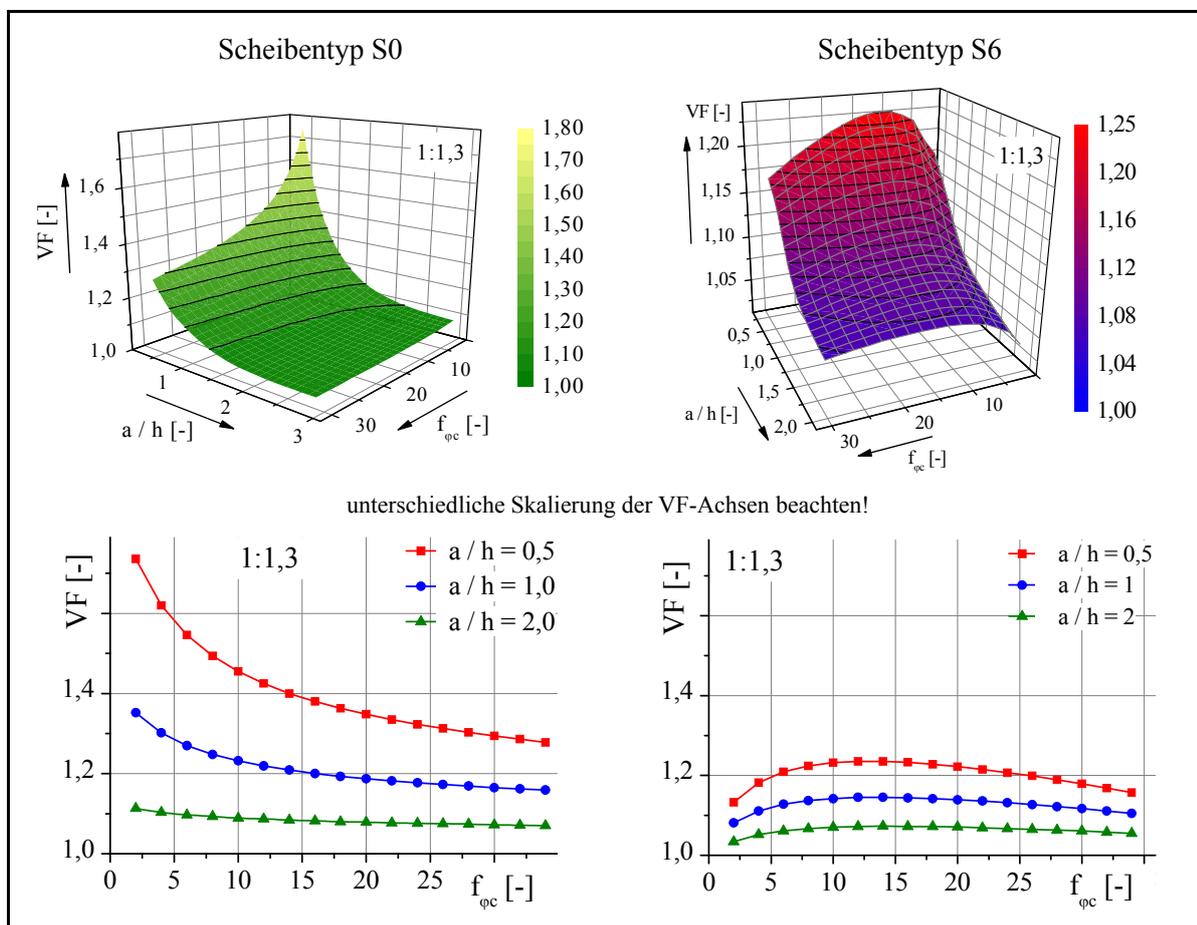


Abbildung 127 Vergleich der Scheibentypen S0 und S6 anhand der erreichbaren Stabilisierungswirkung (Böschungsneigung 1:1,3)

Aus dem Vergleich der Scheibentypen S0 und S6 anhand von Abbildung 127 und Anlage 5 können folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

Bei gleichen Abstandsverhältnissen ist die erreichbare Stabilisierungswirkung bei Scheiben vom Typ S0 wesentlich höher als beim Scheibentyp S6. Stabilisierungswirkungen in der Größenordnung

des Scheibentyps S0 können mit dem Scheibentyp S6 auch bei kleinen Abstandsverhältnissen nicht erreicht werden. Um die Größenordnungen der Stabilisierungswirkung des Typs S0 zu erreichen, muss das Abstandsverhältnis kleiner 0,5 gewählt werden. Damit geht der Fall A3 in den Fall A2 des Tragverhaltens über und die Anwendung der Scheiben vom Typ S6 verlieren ihre Relevanz. Für solche Fälle sollte ein Scheibentyp S^x gewählt werden, der nach der Variante 2 bemessen wird. Mit diesem Bemessungsverfahren ist die erreichbare Stabilisierungswirkung „quasi“ unbegrenzt, da die Scheibengeometrie beliebig variiert werden kann.

9 Empfehlungen zur Wahl des Scheibentyps

Die Wahl des optimalen Scheibentyps wird immer durch die örtlichen Verhältnisse beeinflusst. In der Regel wird es auch nicht erforderlich sein, einen Scheibentyp vorzuschreiben. Mit unterschiedlichen Scheibentypen kann dieselbe Wirkung (Standicherheitserhöhung) erzielt werden. Einzig das Prinzip (Tragverhalten), wie diese Wirkung erreicht wird, differenziert bei den verschiedenen Scheibentypen. Die Auswahl des Scheibentyps wird unter anderem durch folgende Punkte beeinflusst:

- A) Erforderlicher Grad an Stabilisierungswirkung, erforderlicher Verbesserungsfaktor
Grundsätzlich kann sowohl mit Scheiben vom Typ S0 als auch mit Scheiben vom Typ S“x“, die den Fall A2 des Tragverhaltens erzwingen, ein sehr hoher Grad an Stabilisierungswirkung erreicht werden. Mit Scheiben vom Typ S“x“, bei denen der Fall A3 des Tragverhaltens auftritt, ist die erreichbare Stabilisierungswirkung wesentlich geringer.
- B) Örtliche Verhältnisse zur Herstellung der Scheiben
Die Auswahl des zu verwendenden Scheibentyps wird maßgeblich durch die örtlichen Verhältnisse bestimmt. Für die geometrische Dimensionierung der Scheiben vom Typ S0 ist ein Eingriff in die Böschungsoberkante erforderlich. Bei Böschungen an Bahndämmen muss die Scheibe demzufolge bis unter die Gleise geführt werden. Damit ist im Bauzustand ein Ausbau der Gleise erforderlich. Ist dies im Zuge der Baumassnahme nicht vorgesehen bzw. nicht möglich, ist die Anwendung der Scheiben vom Typ S0 nicht möglich. In solchen Fällen muss der Scheibentyp S“x“ zur Anwendung kommen.
- C) Herstellungs- / Verfahrensbedingte Grenzen
Insbesondere bei Scheiben vom Typ S0 können sehr massive, tief in die Böschung einbindende Scheibengeometrien erforderlich sein. Diese Scheibengeometrien können zum Teil verfahrenstechnisch nicht oder nur sehr schwer herstellbar sein, bzw. ist die Standicherheit des Böschungssystems im Bauzustand in Frage zu stellen. In solchen Fällen sollte eine Scheibe vom Typ S“x“ verwendet werden.
- D) Bodenmechanische Einflüsse
Die Anwendung von Scheiben des Typs S0 ist nur sinnvoll, wenn der Boden eine Mindestkohäsion aufweist. In Böden ohne Kohäsion bzw. mit nur sehr geringer Kohäsion ist die Anwendung des Scheibentyps S0 nicht sinnvoll, da zum einen sehr geringe Scheibenabstände erforderlich sind, um eine Gewölbetragswirkung aktivieren zu können und zum anderen die Gefahr von oberflächennahen Rutschungen zwischen den Scheiben besteht. In solchen Fällen ist die Anwendung des Scheibentyps S“x“ zur Erzeugung von hoch- oder tiefliegenden Gleitflächen sinnvoller.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit behandelt die Bemessung von Böschungen mit Erdbetonstützscheiben. Das Verfahren der Böschungsertüchtigung durch den Einbau von Erdbetonstützkörpern ist in der Baupraxis etabliert. In einer ausführlichen Literaturanalyse wurden unterschiedliche Anwendungsfälle dieser Technologie aufgezeigt. Obwohl das Verfahren vielfach zur Anwendung kommt, herrscht weitgehend Unklarheit über die Bemessung des Abstandes der Stützelemente und der geometrischen Ausbildung dieser vor. In der Vergangenheit wurden bereits sowohl Untersuchungen anhand von Zentrifugenversuchen, als auch theoretische Untersuchungen durchgeführt. Von verschiedenen Autoren wurden Vorschläge für Berechnungsverfahren für Böschungen mit Stützscheiben vorgestellt. Aus unterschiedlichen Gründen finden diese Verfahren jedoch in der Bemessungspraxis keine Anwendung. Der rechnerische Standsicherheitsnachweis für Böschungen mit Erdbetonstützscheiben erfolgt stattdessen mit einem Verfahren, welches allgemein mit „Verschmierung der Bodenparameter“ beschrieben werden kann. Dieses Verfahren verwendet bodenmechanisch nicht begründbare Ansätze. Dabei wird die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung teilweise signifikant überschätzt. Für den Scheibenabstand wird relativ unsystematisch von Erfahrungswerten ausgegangen.

Aus den durchgeführten Untersuchungen hat sich ergeben, dass gegenwärtig für Böschungen mit Stützscheiben kein allgemein gültiges Bemessungsverfahren angegeben werden kann. Die Erdbetonstützscheiben zur Böschungsertüchtigung werden in unterschiedlichen geometrischen Ausbildungen und bei unterschiedlichen Baugrundverhältnissen eingesetzt. Eine Klassifizierung der Scheiben bezüglich ihrer Anwendung erfolgt dabei derzeit nicht. Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass eine Unterteilung der Stützscheiben bezüglich der geometrischen Ausbildung, des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens erforderlich ist. Die Stützscheiben wurden deshalb in der vorliegenden Arbeit zunächst typisiert. Die Unterteilung erfolgte dabei in den Scheibentyp S0 und die Scheibentypen S“x“. Beim Scheibentyp S0 ändern die Scheiben im Bruchzustand ihre Lage nicht und die kritische Gleitfläche bildet sich ausschließlich zwischen den Scheiben aus. Beim Scheibentyp S“x“ müssen verschiedene Bruchmechanismen unterschieden werden, bei denen die Scheiben im Grenzzustand voll vom Bruchkörper eingeschlossen sein können oder nur teilweise beeinflusst werden. In der Regel ändern die Scheiben vom Typ S“x“ ihre Lage im Bruchzustand.

Mit analytischen Verfahren zur Standsicherheitsanalyse von Böschungen kann die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen nur unzureichend ermittelt werden. Insbesondere die tatsächliche geometrische Ausbildung des Bruchkörpers zwischen den Scheiben beim Scheibentyp S0 sowie die Spannungumlagerung im Grenzzustand sind mit konventionellen analy-

tischen Verfahren nicht erfassbar. Die Berechnungen wurden deshalb dreidimensional nach der Methode der Finiten Elemente durchgeführt.

Der Hauptteil der Arbeit befasst sich mit der Entwicklung eines Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0. Dazu wurden zunächst die Einflüsse aller Eingangsparameter auf die Standsicherheit der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschungen untersucht. Die Eingangsparameter sind der Scheibenabstand, die Böschungsparameter Böschungsneigung und Böschungshöhe sowie die Bodenparameter Wichte, Reibungswinkel und Kohäsion. Es hat sich gezeigt, dass die Eingangsparameter nicht einzeln in das Bemessungsverfahren eingehen können, da sich größtenteils keine geeigneten mathematischen Zusammenhänge zwischen den Eingangsparametern und der Böschungsstandsicherheit angeben lassen. Die Eingangsparameter wurden deshalb teilweise zu aussagekräftigen Faktoren zusammengefasst. Es wurden unter anderem die Standsicherheitszahl N^* und der Faktor $f_{\varphi c}$ ($f_{\varphi c} = \gamma \cdot h \cdot \tan\varphi / c$) vereint die Eingangsparameter Böschungshöhe h , Bodenwichte γ , Reibungswinkel φ und Kohäsion c des Bodens in sich. Die Standsicherheitszahl N^* ($N^* = \eta \cdot \gamma \cdot h / c$) enthält die Bodenwichte γ , die Böschungshöhe h , die Kohäsion c des Bodens und die Standsicherheit η der Böschung. Durch Einführung dieser beiden Parameter lassen sich geeignete mathematische Zusammenhänge zwischen den Eingangsparametern und der Böschungsstandsicherheit angeben. Weiterhin wurde das Abstandsverhältnis a/h , welches den Scheibenabstand mit der Böschungshöhe verknüpft, definiert. Der weiterhin eingeführte Verbesserungsfaktor, definiert als das Verhältnis der Standsicherheit der Böschung mit Stützscheiben zur Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung, ist ein Maß für die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung.

Der Scheibenabstand hat maßgebenden Einfluss auf die durch den Einbau der Stützscheiben erreichbare Stabilisierungswirkung. Mit abnehmendem Scheibenabstand steigt die erreichbare Stabilisierungswirkung überproportional an. Im Bereich der Abstandsverhältnisse a/h kleiner 1,5 ist die überproportionale Zunahme besonders stark ausgeprägt. Der Grenzscheibenabstand, definiert als der Scheibenabstand, ab dem keine signifikante Stabilisierungswirkung durch die Stützscheiben mehr auftritt, liegt in Abhängigkeit von den Böschungs- und den Bodenparametern zwischen dem zwei- bis dreifachen der Böschungshöhe. Des Weiteren steigt die erreichbare Stabilisierungswirkung mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ überproportional an. Daraus lässt sich der Einfluss der Eingangsparameter erkennen. Die Stabilisierungswirkung der Scheiben vom Typ S0 steigt mit abnehmendem Reibungswinkel, zunehmender Kohäsion, abnehmender Böschungshöhe und abnehmender Bodenwichte an. Der Einfluss der Böschungsneigung ist im betrachteten Bereich von 1:1,3 bis 1:2,0 vergleichsweise gering. Die Einflüsse aller Eingangsparameter wurden in einer Formel, mit der die Standsicherheit der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung erfasst wird, zusammengefasst:

$$\eta_{1,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$$

Die Parameter $m_{S0,1}$, $n_{S0,1}$ und $l_{S0,1}$ berücksichtigen das Abstandsverhältnis, die Böschungsneigung und die Auflastsituation auf der Böschungsoberkante und können Diagrammen oder Tabellen entnommen werden.

Weiterhin wurden der Bruchmechanismus und das Tragverhalten analysiert. Bei Scheiben vom Typ S0 stellt sich im Bruchzustand die kritische Gleitfläche ausschließlich zwischen den Stützscheiben ein. Die Scheibengeometrie muss dabei so bemessen werden, dass die Lage der Stützscheiben im Bruchzustand unbeeinflusst bleibt. Bei Scheiben vom Typ S0 basiert das Tragverhalten auf zwei Effekten. Zum einen bildet sich im Grenzzustand ein Traggewölbe zwischen den Scheiben aus. Durch dieses Gewölbe kommt es zu einer Traglaststeigerung durch Spannungumlagerung in noch nicht bis zum Grenzzustand ausgenutzte Bodenbereiche. Diese Bereiche sind im Fall der mit Stützscheiben ertüchtigten Böschung die Stützscheiben, die eine wesentlich höhere Steifigkeit und Scherfestigkeit als der Boden aufweisen. Die Spannweite wird dabei durch den lichten Scheibenabstand bestimmt. Die Größe und Wirkung des Traggewölbes nehmen mit abnehmendem Scheibenabstand und mit abnehmender Größe des Faktors $f_{\varphi c}$ zu. Zum anderen basiert die Stabilisierungswirkung bei Scheiben vom Typ S0 auf der Übertragung von seitlichen Stützkräften auf den Bruchkörper. Der sich zwischen den Stützscheiben ausbildende räumliche Bruchkörper hängt sich auf einer definierten Kontaktfläche an den Scheiben auf. Auf dieser Fläche werden Scherkräfte aktiviert und über die Stützscheiben in den Untergrund übertragen. Dies führt zu einer Erhöhung der Böschungsstandsicherheit. Nimmt der Scheibenabstand ab, steigt die Größe dieser Kontaktfläche an. Bezogen auf den Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ nimmt die Größe der Kontaktfläche mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ zu.

Anschließend wurden die Ergebnisse der Analysen der Eingangsparameter mit den Ergebnissen der Analysen des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens kombiniert. Die beiden Elemente der Tragwirkung spiegeln sich deutlich im Einfluss des Faktors $f_{\varphi c}$ wieder. Mit abnehmender Größe des Faktors $f_{\varphi c}$ leisten beide Elemente des Tragverhaltens einen zunehmenden Beitrag zur Erhöhung der Böschungsstandsicherheit. Damit lassen sich die Ergebnisse der Analysen der Eingangsparameter, insbesondere des Faktors $f_{\varphi c}$, begründen. Mit abnehmendem Faktor $f_{\varphi c}$ nimmt die erreichbare Stabilisierungswirkung überproportional zu. Dies ist der Zunahme der Größe und Wirkung des Traggewölbes einerseits und der Zunahme der Größe der Kontaktfläche andererseits zuzuschreiben.

Aus den Ergebnissen der Analysen der Eingangsparameter, des Bruchmechanismus und des Tragverhaltens, wurde schlussendlich ein Bemessungsverfahren für Scheiben vom Typ S0 hergeleitet. Das Bemessungsverfahren gliedert sich in zwei Hauptschritte. Im ersten Schritt erfolgt die Bemess-

sung des Scheibenabstandes und im zweiten Schritt die geometrische Ausbildung der Stützscheiben. Das Bemessungsverfahren für den Scheibenabstand wurde in Form von Bemessungsdiagrammen und Bemessungsformeln aufgestellt. Mit dem vorgestellten Verfahren ist es möglich, aus den Eingangsparametern und einem vorab geschätzten Scheibenabstand die Standsicherheit sowie die Stabilisierungswirkung der mit Stützscheiben vom Typ S0 ertüchtigten Böschung zu ermitteln. Der optimale Scheibenabstand muss dabei iterativ angepasst werden. Das vorgestellte Bemessungsverfahren berücksichtigt und vereint die Einflüsse und Wirkungen aller Einflussparameter in sich. Der Einfluss aller Eingangsparameter ist dabei aus dem Bemessungsverfahren klar ersichtlich. Damit können bei Variationen der Eingangsparameter unmittelbar Rückschlüsse auf die stabilisierende Wirkung der Stützscheiben gezogen werden. Im zweiten Bemessungsschritt, erfolgt die geometrische Ausbildung der Scheiben. Dazu wurden zunächst Empfehlungen für die Vordimensionierung der Scheiben verfasst. Durch die geometrische Ausbildung der Scheiben muss sichergestellt werden, dass sich die kritische Gleitfläche im Bruchzustand ausschließlich zwischen den Scheiben ausbildet. Dazu wird ein Verfahren vorgeschlagen, bei dem über ebene Standsicherheitsberechnungen die Scheibengeometrie so lange angepasst wird, bis alle in Scheibenebene auftretenden Bruchmechanismen eine Standsicherheit aufweisen, die größer ist als die aus der Bemessung des Scheibenabstandes zuzüglich eines Erhöhungsfaktors. Der Erhöhungsfaktor berücksichtigt die Gewölbekräfte, die im Grenzzustand vom Traggewölbe zwischen den Scheiben über die Kontaktfläche seitlich auf die Scheiben übertragen werden. Der Erhöhungsfaktor wird in Abhängigkeit vom Eingangsparameter $f_{\varphi c}$ und vom im ersten Bemessungsschritt ermittelten Scheibenabstand aus Diagrammen abgelesen oder über Formeln berechnet.

Für den Scheibentyp S“x“ kann kein allgemein gültiges Bemessungsverfahren wie für den Scheibentyp S0 angegeben werden. Eine ausführliche Behandlung des Scheibentyps S“x“ wie beim Scheibentyp S0 erfolgte im Rahmen dieser Arbeit nicht. Die Entwicklung eines Bemessungsverfahrens für diesen Scheibentyp muss deshalb weiteren Arbeiten vorbehalten bleiben. Es wurden jedoch zwei Vorschläge für mögliche Bemessungsverfahren für den Scheibentyp S“x“ erarbeitet. Beim Scheibentyp S“x“ ändert sich der Bruchmechanismus mit den Böschungs-, den Bodenparametern, dem Scheibenabstand und der geometrischen Ausbildung der Scheiben. Beim Scheibentyp S“x“ treten im Wesentlichen zwei Bruchmechanismen auf. Beim Fall A2 basiert die Stabilisierungswirkung der Stützscheiben auf einer zweidimensionalen Gleitkreisbeeinflussung. Durch die Stützscheiben wird die kritische Gleitfläche so beeinflusst, dass diese das geforderte Standsicherheitsniveau aufweist. Durch die Stützscheiben werden, in Abhängigkeit von den Eingangsparametern, hoch- oder tiefliegende Gleitflächen erzwungen. Der Scheibenabstand muss dementsprechend so festgelegt werden, dass dieser Fall sichergestellt wird. Dazu sind in der Arbeit Diagramme angegeben, mit denen der erforderliche Scheibenabstand in Abhängigkeit von den Eingangsparametern ermittelt werden kann.

Beim Fall A3 des Tragverhaltens entsteht ein kombinierter Bruchmechanismus. Die Stützscheiben werden im Bruchzustand aus der Böschung gedrückt oder gekippt. Um ein Bemessungsverfahren für diesen Fall aufstellen zu können, muss eine Scheibengeometrie definiert werden. Dazu wurde eine Scheibengeometrie entwickelt, die im relevanten Parameterspektrum ein sehr günstiges Verhältnis aus Scheibengröße und erreichbarer Stabilisierungswirkung aufweist. Für diesen Scheibentyp wurde schließlich ein Bemessungsverfahren in der Form wie beim Scheibentyp S0 aufgestellt.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass mit der vorliegenden Arbeit eine Grundlage zur Bemessung des Scheibenabstandes und der geometrischen Ausbildung der Stützscheiben zur Böschungsertüchtigung gelegt wird. Während bislang nur unsystematisch von Erfahrungswerten für die Bemessung des Scheibenabstandes ausgegangen wird, besteht nun die Möglichkeit, diesen über das vorgeschlagene Bemessungsverfahren zu optimieren. Es konnte gezeigt werden, dass mit dem bislang angewendeten Verfahren die Standsicherheit der Böschung mit Stützscheiben nur unzureichend erfasst werden kann. Aus den Untersuchungen wird zudem deutlich, dass bei Anwendung der Stützscheibentechnologie die Böschungsstandsicherheit nur mit räumlichen Berechnungsverfahren ausreichend genau ermittelt werden kann. Die vorliegende Arbeit leistet damit einen Beitrag zum besseren Verständnis des Tragverhaltens von Böschungen mit Erdbetonstützscheiben.

Dennoch besteht weiterer Untersuchungsbedarf zur Thematik der Berechnung von Böschungen mit Stützscheiben. Dieser wird in den folgenden Punkten zusammengefasst:

1. Berechnungsverfahren

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden ausschließlich mit dem Berechnungsverfahren der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Interessant wäre ein Vergleich der Ergebnisse mit anderen Berechnungsverfahren. Insbesondere beim Scheibentyp S0 wäre ein Nachweis der Gewölbetragswirkung, beispielsweise mit Verfahren nach der Diskreten Elemente Methode, sinnvoll. Des Weiteren sollten Berechnungen mit ausgereiften räumlichen analytischen Verfahren, wie dem GLE-Verfahren, durchgeführt werden.

2. Inhomogene Bodenverhältnisse

Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurden auf Böschungen mit homogenen Untergrundverhältnissen (keine Schichtung) beschränkt. Diese Voraussetzung erwies sich als sinnvoll, da so das Tragverhalten der Böschung mit Stützscheiben sehr gut geklärt werden konnte. Eine Ausweitung der Berechnungen auf Böschungen mit inhomogenen Bodenverhältnissen wäre sinnvoll.

3. Kopfbalken

Bei Bahnböschungen werden die Erdbetonstützscheiben oftmals mit einem Kopfbalken auf der Böschungskrone verbunden (vgl. Abbildung 8, S.15). Dieser wird jedoch als rein konstruktiv angesehen und in Standsicherheitsbetrachtungen nicht berücksichtigt. Untersuchungen zur Wirkung der Kopfbalken auf die Böschungsstandsicherheit erscheinen jedoch sinnvoll, da die Kopfbalken Einfluss auf die Standsicherheit der Bahnböschungen haben können.

4. Laborversuche

Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit beschränkten sich auf den rechnerischen Nachweis der Böschung mit Stützscheiben. Zukünftig sollten auch versuchstechnische Nachweise angestrebt werden. Im Fall von Standsicherheitsuntersuchungen an Böschungen können diese Nachweise nur über Großzentrifugenversuche geführt werden. In der Vergangenheit wurden bereits Untersuchungen zur Standsicherheit von Böschungen mit Stützscheiben mit Hilfe der Großzentrifugentechnik durchgeführt. Zu diesem Zeitpunkt lag aber nur unzureichendes Verständnis für das Tragverhalten der Stützscheiben vor. Durch die vorliegende Arbeit wurde nun eine Grundlage für dieses Verständnis geschaffen. Auf dieser Grundlage sollten weitere Zentrifugenversuche konzipiert werden. Insbesondere der Nachweis der Tragwirkung beim Scheibentyp S0 wäre hier interessant.

Literaturverzeichnis

ABRAMSON, L.W.; LEE, T.S.; SHARMA, S.; BOYCE, G.M. (2002):

Slope Stability and Stabilization Methods. 2.Auflage, John Wiley & Sons, New York, 2002, ISBN 0-471-38493-3

AKSOY, M.; ONCE, G. (2003):

A parametric study of slope stability under circular failure condition by a numerical method. In: Flac and numerical modeling in geomechanics, A.A. Balkema Rotterdam, Edited by: Richard Brummer - Proceedings of the Third International FLAC Symposium, 21.-24. October, Sudbury, Canada; S.83-89

ANAGNOSTI, P. (1969):

Three-dimensional stability of fill dams. In: Proceedings of the 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Mexico City; S.275-280

ARELLANO, D.; STARK, D. (2000):

Importance of Three-Dimensional Slope Stability Analyses in Practice. In: Geotechnical Special Publication No. 101 - Slope Stability 2000; Hrsg.: Griffiths, D.V., Fenton, A.G., Martin, T.R.; ASCE – American Society of Civil Engineers; Denver; 2000; S. 18-32; ISBN 0-7844 0512-3

AYSEN, A. (2002):

Soil Mechanics; A.A.Balkema; Lisse (NL); 2002; ISBN 90 5809 358 1

BAKER, R. (2003):

Inter-relations between experimental and computational aspects of slope stability analysis. In: International journal for numerical and analytical methods in geomechanics. 27 (2003); S.379-401

BALIGH, M.M.; AZZOUZ, A.S. (1975):

End effects on stability of cohesive slopes. In: Journal of the Geotechnical Engineering Division / ASCE, Heft 11, 101 (1975), S.1105-1117

BAUSE, M. (1997):

Anwendung des Fräs-Misch-Injektionsverfahrens (FMI) bei der Sanierung von Eisenbahndämmen. In: Eisenbahningenieur; Heft 7; 48 (1997); S.21-26

BELL, J.M. (1966):

Dimensionless Parameters for Homogeneous Earth Slopes. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division (ASCE); Heft SM5; 92 (1966); S.51-65

BISHOP, A.W. (1955):

The use of the slip circle in the stability analysis of slopes. Geotechnique; Heft 1; (5) 1955; S.7-17

BISHOP, A.W.; MORGENSTERN, N.R. (1960):

Stability Coefficients of Earth Slopes; Geotechnique; Heft 4; 10 (1960); 129-150

BOBE, R.; HUBACEK, H. (1984):

Bodenmechanik; Bauverlag; Wiesbaden Berlin; 1984; ISBN 3-7625-2221-9

BRINKGREVE, R.B.J.; BAKER, H.L. (1991):

Non-linear finite element analysis of safety factors. Proceedings of the 7th International Conference on Computational Methods and Advances in Geomechanics; Cairns, Australia; 1991; S.1117-1122

BROMHEAD, E.N. (1992):

The stability of slopes. 2nd edition. Verlag Blackie Academic & Professional (Chapman & Hall); Glasgow; 1992; ISBN 0-216-93175-4

CALA, M.; FLISIAK, J. (2001):

Slope stability analysis with Flac and limit equilibrium methods. In: Flac and numerical modeling in geomechanics, A.A. Balkema Rotterdam, Edited by: Daniel Billiaux - Proceedings of the Third International FLAC Symposium, 29.-31. October, Lyon, France; S.117-123

CALA, M.; FLISIAK, J. (2003):

Complex geology slope stability analysis by shear strength reduction. In: Flac and numerical modeling in geomechanics, A.A. Balkema Rotterdam, Edited by: Richard Brummer - Proceedings of the Third International FLAC Symposium, 21.-24. October, Sudbury, Canada. S.99-102

CAO, J.; ZAMAN, M.M. (1999):

Analytical method for analysis of slope stability. In: International journal for numerical and analytical methods in geomechanics. Heft: 23; 1999; S.439-449

CAQUOT, A.; KERISEL, J. (1967):

Grundlagen der Bodenmechanik; Springer-Verlag; Berlin Heidelberg New York; 1967

CHEN, Z. (1999):

The limit analysis for slopes: Theory, methods and applications. Proceedings of the International Symposium on Slope Stability Engineering. Yagi, Yamagami & Jiang; Matsuyama / Japan; 8.-11.11.1999; S.15-29; ISBN 90-5809-080-9

CHEN, Z.; MI, H.; THANG, F.; WANG, X. (2003):

A simplified method for 3D slope stability analysis. In: Canadian Geotechnical Journal; Heft 8; 80 (2003); S.675-683

CHENG, Y.M.; WEI, W.B.; LÄNSIVAARA, T. (2006):

Factors of safety by limit equilibrium and strength reduction methods. In: Numerical Methods in Geotechnical Engineering. Edited by Schweiger, H.; Verlag Taylor & Francis Group; London; 2006; ISBN 0-415-40822-9

CHUGH, A.K. (2003):

On the boundary conditions in slope stability analysis. International journal for numerical and analytical methods in geomechanics; Heft 27; 2003; S.905-926

COUSINS, B.F. (1978):

Stability charts for simple earth slopes. In: Journal of Geotechnical Engineering / ASCE; Heft 104; 1978; S.267-279

DAWSON, E.; MOTAMED, F.; NESARAJAH, S.; ROTH, W. (2000):

Geotechnical Stability Analysis by Strength Reduction.

In: Geotechnical Special Publication No. 101 - Slope Stability 2000;

Hrsg.: Griffiths, D.V., Fenton, A.G., Martin, T.R.; ASCE – American Society of Civil Engineers; Denver; 2000; S.99-113; ISBN 0-7844 0512-3

DAWSON, E.M.; ROTH, W.H.; DRESCHER, A. (1999):

Slope stability analysis by strength reduction. In: Geotechnique; Heft 6; 49 (1999); S.835-840

DIETRICH, M. (2002):

Sanierung einer Rutschung im Einschnitt Reichersdorf an der BAB A3 Regensburg - Passau.

In: Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen; Heft 33: 38. Erfahrungsaustausch über Erdarbeiten im Straßenbau; Dresden; (2002); S.103-108; Bundesanstalt für Straßenwesen (BAST)

DOLEZALOVA, M. (2001):

Stability analysis of a motorway embankment on soft soil subsoil using FEM, FLAC and limit equilibrium methods. In: Flac and numerical modeling in geomechanics, A.A. Balkema Rotterdam, Edited by: Daniel Billiaux - Proceedings of the Third International FLAC Symposium, 29.-31. October, Lyon, France. S.125-132

DUNCAN, J.M. (1996):

State of the Art: Limit Equilibrium and Finite-Element Analysis of Slopes. Journal of Geotechnical Engineering / ASCE; Heft 7; 122 (1996); 577-596

DUNCAN, J.M. (2000):

Factors of Safety and Reliability in Geotechnical Engineering. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering / ASCE; Heft 4; 126 (2000); S.307-316

DUNCAN, J.M.; WRIGHT, S.G. (2005):

Soil strength and slope stability. John Wiley & Sons; New Jersey; 2005; ISBN 0-47169163-1

ESSER, K. R. (1994):

Hangsanierung mit dem Hydro-Zementationsverfahren. In: Baumaschinentechnik; April 1994; S.96

FARIAS, M.M.; NAYLOR, D.J. (1998):

Safety analysis using finite element. In: Computers and Geotechnics; Heft 2; 22 (1998); S.165-181

FEUERBACH, J. (1996):

Bodenverbesserung mit dem Hydro-Zementations- und mit dem Fräß-Misch-Injektionsverfahren. In: Beton-Informationen; 1996; Heft 4; S.51-56

FREDLUND, D.G.; KRAHN, J. (1977):

Comparison of slope stability methods of analysis. Canadian Geotechnical Journal; Heft 3; (14) 1977; S.429-439

FREDLUND, D.G.; SCOULAR, R.E.G. (1999):

Using limit equilibrium concepts in finite element slope stability analysis. Proceedings of the International Symposium on Slope Stability Engineering. Yagi, Yamagami & Jiang; Matsuyama / Japan; 8.-11.11.1999; S.31-47; ISBN 90-5809-080-9

G. GÄBLER, E. KRAUTER, J. POLLOCZEK (1989):

Praktisches Beispiel einer Hangstabilisierung mit Zement-Boden-Stützkörpern. In: Geotechnik 12 (1989) S.202-210

GOLDSCHIEDER, M.; LIZCANO-PELAEZ, A. (2003):

Standsicherheitsuntersuchung für ein räumliches Böschungssystem - Berechnung mit einem zusammengesetzten dreidimensionalen Bruchmechanismus und Modellversuch im Gelände - Teil 1: Grundlagen. In: Bautechnik; Heft 12; 80 (2003); S.875-884

GRIFFITHS, D.V.; LANE, P.A. (1999):

Slope stability analysis by finite elements. Geotechnique; Heft 3; 49 (1999); 387-403

GROSS, D.; HAUGER, W.; SCHNELL, W.; WRIGGERS, P. (2004):

Technische Mechanik 4. 5. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg 2004, ISBN 3-540-22099-2

GUDEHUS, G. (1981):

Bodenmechanik; Enke Verlag; Stuttgart; 1981; ISBN 3-432-92181-0

- HAMMAH, R.E.; YACOU, T.E.; CORKUM, B.; CURRAN, J.H. (2004):
Stability Analysis of Rock Slopes using the Finite Element Method. Proceedings of the ISRM Regional Symposium EUROCK 2004 and the 53rd Geomechanics Colloquy. Salzburg / Austria; 2004
- HAMMAH, R.E.; YACOU, T.E.; CORKUM, B.; CURRAN, J.H. (2005):
A Comparison of Finite Element Slope Stability Analysis with conventional Limit-Equilibrium Investigation. Proceedings of the 58th Canadian Geotechnical and 6th Joint IAHCNC and CGS Groundwater Specialty Conferences; Saskatoon / Canada; 09 / 2005
- HEWLETT, W.J.; RANDOLPH, M.F. (1988):
Analysis of piled embankments. In: Ground Engineering; Heft 3; 21 (1988); S.12-18
- HOEK, E; BRAY, J.W. (1999):
Rock slope engineering. 3.Auflage; Spon; London; 1999; ISBN 0-419-16010-8
- HUANG, C.C.; TSAI, C.C. (2000):
New method for 3D and asymmetrical slope stability analysis. In: Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering / ASCE; Heft 10; 126 (2000); S.917-927
- HUDER, J. (1977):
Standstabilitätsfaktor für eine geradlinige Böschung gegen Rutschen. In: Bautechnik; Heft 12; 1977; S.412-417
- HUNGR, O. (1987):
An extension of Bishop's simplified method of slope stability analysis to three dimensions. In: Géotechnique; 37 (1987); S.113-117
- JANBU, N. (1976):
Stability of temporary and permanent slopes. In: Proceedings of the 6th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering; Wien, Austria; 1976; S.11-26
- KARSTEDT, J. (1980):
Beitrag zur räumlichen Gelände- bzw. Böschungsbruchberechnung. Geotechnik; Heft 3; 1980; S.106-110
- KATZENBACH, R.; GUTBERLET, C.; BACHMANN, G. (2007):
Anforderungen an die Anwendung numerischer Standstabilitätsnachweise im Erd- und Grundbau. In: Bauingenieur; Heft 5; 82 (2007); S.199-205
- KEZDI, A. (1970):
Handbuch der Bodenmechanik, Band 2 Bodenmechanik im Erd-, Grund- und Straßenbau. Gemeinschaftsausgabe VEB Verlag für Bauwesen, Verlag der Ungarischen Akademie der Wissenschaften Budapest; 1970

KOLYMBAS, D. (1998):

Geotechnik - Bodenmechanik und Grundbau; Springer-Verlag; Berlin Heidelberg; 1998;
ISBN 3-540-62806-1

KONIETZKY, H. (2005):

Slopes - how to determine safety, stability and deformations. Proceedings of the International Conference ECOMINING-Europe in the 21st Century. Sovata & Praid Salt Mine, Romania, (2005), S.111-118

KRAUTER, E.; KNOCHE, N. (1992):

Stabilisierung von Böschungen mit streifenförmigen Stützkörpern. In: Vorträge der Baugrundtagung 1992 in Dresden. Deutsche Gesellschaft für Erd- und Grundbau e.V.

LAM, L.; FREDLUND, D.G. (1993):

A general limit equilibrium model for three-dimensional slope stability analysis. In: Canadian Geotechnical Journal; 30 (1993); S.905-919

LANG, H.-J.; HUDER, J.; AMANN, P. (1996):

Bodenmechanik und Grundbau, Das Verhalten von Böden und Fels und die wichtigsten grundbaulichen Konzepte; 6. Auflage ; Springer-Verlag; Berlin Heidelberg; 1996;
ISBN 3-540-61176-2

LECHMAN, J.B.; GRIFFITHS, D.V. (2000):

Analysis of the Progression of Failure of Earth Slopes by Finite Elements.

In: Geotechnical Special Publication No. 101 - Slope Stability 2000;

Hrsg.: Griffiths, D.V., Fenton, A.G., Martin, T.R.; ASCE – American Society of Civil Engineers; Denver; 2000; S.250-265; ISBN 0-7844 0512-3

LEFEBVRE, G.; DUNCAN, J.M.; WILSON, E.L. (1973):

Three-Dimensional Finite Element Analyses of Dams. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division (ASCE); Heft SM7; 99 (1973); S.495-507

LESHCHINSKY, D. (1990)

Slope stability analysis: Generalized approach. Journal of Geotechnical Engineering (ASCE); Heft 5; 1990; S.851-867

MA, JIANLIN (1994):

Untersuchungen zur Standsicherheit der durch Stützscheiben stabilisierten Böschungen. Heft 38 der Mitteilungen des Institutes für Geotechnik, Universität Stuttgart; 1994; ISBN 3-921837-38-3

MICHALOWSKI, L.R. (1997):

Stability of Uniformly Reinforced Slopes. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering / ASCE; Heft 6; 123 (1997); S.546-556

MICHALOWSKI, L.R. (2002):

Stability Charts for Uniform Slopes. In: Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering / ASCE; Heft 4; 2002; S.351-355

MORGENSTERN, N.R.; PRICE, V.E. (1965):

The Analysis of the Stability of General slip surfaces. Geotechnique; Heft 15; 1965; S.79-93

NAYLOR, D.; J. PANDE, G. N. (1981):

Finite Elements in Geotechnical Engineering. Pineridge Press; Swansea; 1981; ISBN 0-906674-11-5

ORTIGAO, J.A.R.; SAYAO, A.S.F.J. (2004):

Handbook of Slope Stabilisation. Springer-Verlag; Berlin Heidelberg New York; 2004; ISBN 3-540-41646-3

PAMPEL, A.; POLLOCZEK, J. (1999):

Einsatz des FMI- und HZ- Verfahrens bei der DB AG. In: Der Eisenbahningenieur 50; 1999; Nr.3; S.16-21

POTTS, D.; ZDRAVKOVIC, L.: (1999):

Finite Element Analysis in Geotechnical Engineering. Telford Publishing; London; 1999; ISBN 0-7277-2753-2 (Bd. 1) / 0-7277-2783-4 (Bd. 2)

POTTS, D.M. (2003):

Problems of numerical modelling in Geotechnical Engineering. In: Schriftenreihe Geotechnik Heft 11, Bauhaus-Universität Weimar; Weimar, 2003; S.3-18

PREGL, O. (1988):

Handbuch der Geotechnik Band 10 – Böschungen. Selbstverlag des Institutes für Geotechnik und Verkehrswesen; Universität für Bodenkultur; Wien; 1988; ISSN 0379-1475

SCHANZ, T. (Hg.): DGGT, AK 1.6 „Numerik in der Geotechnik“

Workshop: Nachweise für Böschungen und Baugruben mit numerischen Methoden. Bauhaus-Universität Weimar; Schriftenreihe Geotechnik; Heft 11; 2003; ISBN 3-86068-200-8

SCHWEIGER, H. F. (2003):

Standortsicherheitsnachweise für Böschungen und Baugruben mittels FE-Methode durch Abminderung der Scherfestigkeit. In: Schriftenreihe Geotechnik Heft 11; Bauhaus-Universität Weimar; Weimar; 2003; S.19-36

SCHWEIGER, H. F. (2005):

Application of FEM to ULS design (Eurocodes) in surface and near surface geotechnical structures. In: Proceedings of the 11th International Conference on Computer Methods and Advances in Geomechanics. Bologna; 2005; S.419-430

SHUKHA, R.; BAKER, R. (2003):

Mesh geometry effects on slope stability calculation by FLAC strength reduction technique - linear and non-linear failure criteria. In: Flac and numerical modeling in geomechanics, A.A. Balkema Rotterdam, Edited by: Richard Brummer - Proceedings of the Third International FLAC Symposium, 21.-24. October, Sudbury, Canada. S.109-116

SINGH, A. (1970):

Shear Strength and Stability of Manmade Slopes. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division (ASCE); Heft 6; 96 (1970); S.1879-1892

SMOLTZYK, U.; MA, J. (1991):

Hangstabilisierung durch Stützscheiben, Ermittlung des erforderlichen Abstandes durch Zentrifugen-Modellversuche, Abschlussbericht. Institut für Geotechnik, Universität Stuttgart; 1991

SPENCER, E. (1967):

A Method of Analysis of the Stability of Embankments Assuming Parallel Inter-Slice Forces. Geotechnique; Heft 1; 17 (1967); S.11-26

STARK, T.D.; EID, H.T. (1998):

Performance of three-dimensional slope stability methods in practice. In: Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering / ASCE; Heft 11; 124 (1998); S.1049-1060

TAMOTSU, M; SAN, K-C. (1992):

Finite Element Slope Stability Analysis by Shear Strength Reduction Technique. Soils and Foundations; Heft 1; 32 (1992); S.59-70

TAYLOR, D.W. (1937):

Stability of Earth Slopes. Journal of the Boston Society of Civil Engineers; Heft 3 ; 24 (1937); S.337-386

TAYLOR, D.W. (1948):

Fundamentals of Soil Mechanics.; John Wiley & Sons; New York London; 1948

UGAI, K.; LESHCHINSKY, D. (1995):

Three-Dimensional Limit Equilibrium and Finite Element Analyses: A Comparison of Results. Soils and Foundations; Heft 4; 35 (1995); S.1-7

WEBER, K. (1992):

Vergleichende Untersuchungen zu Bruchzuständen in Böden nach den Verfahren FEM und KEM. Bautechnik; Heft 11; 69 (1992); S.625-631

WHITMAN, R.V.; BAILEY, W.A. (1967):

Use of Computers for Slope Stability Analysis. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division; 1967; S.475-498

WONG, F.S. (1984):

Uncertainties in FE Modeling of Slope Stability. In: Computers & Structures, Heft 5, 19 (1984), S.777-791

WRIGHT, S.; KULHAWY, F.H.; DUNCAN, J.M. (1973):

Accuracy of Equilibrium Slope Stability Analysis. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division (ASCE); Heft SM10; 99 (1973); S.783-791

ZHENG, H.; LIU, D.F.; LI, C.G. (2005):

Slope stability analysis based on elasto-plastic finite element method. In: International journal for numerical and analytical methods in engineering. 64 (2005); S.1871-1888

ZHENG, H.; THAM, L.G.; LIU, D. (2006):

On two definitions of the factor of safety commonly used in the finite element slope stability analysis. In: Computers & Geotechnics; 33 (2006); S.188-195

Normen / Richtlinien:

DGGT –AK 1.6 - Numerik in der Geotechnik:

Empfehlungen des Arbeitskreises 1.6 "Numerik in der Geotechnik" Abschnitt 4 - Aktuelle Entwicklungen bei Standsicherheits- und Verformungsberechnungen in der Geotechnik. In: Geotechnik; Heft 01; 2006; S. 13-27

DIN 1054: Baugrund - Sicherheitsnachweise im Erd- und Grundbau

DIN - Deutsches Institut für Normung e.V.; Berlin; 01/2005

DIN 4084 Entwurf: Baugrund – Geländebruchberechnungen

DIN - Deutsches Institut für Normung e.V.; Berlin; 11/2002

Eisenbahn-Bundesamt (EBA) – Zulassung des Hydro-Zementations-Verfahrens (HZ-Verfahren) für den Einsatz bei den Eisenbahnen des Bundes. 2002

Guidelines for the use of advanced numerical analysis.

Co-operation in Science and Technology (COST) Action C7 "Soil-Structure Interaction in Urban Civil Engineering", Working Group A "Advanced Numerical Analysis" (Hrsg.: POTTS, D.; AXELSSON, K.; GRANDE, L.; SCHWEIGER, H.; LONG, M.); Thomas Telford; London; 2002

GeoTechNet: The use of finite element and finite difference methods in geotechnical engineering.

Final Report of Workpackage "Innovative Design Tools in Geotechnics", Part 2; 11 / 2005; www.geotechnet.org

Richtlinie 836

Erdbauwerke planen, bauen und instand halten. Deutsche Bahn; Fassung vom 20.12.1999

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1	Beispiele für Verfahren zur Ertüchtigung / Stabilisierung von Böschungen	1
Abbildung 2	Stand sicherheitsniveau in Abhängigkeit von den Scherparametern Reibungswinkel φ und Kohäsion c des Bodens; homogene Untergrundverhältnisse, Böschung mit Bahnauflast, Böschungseigung 1:1,3; Böschungshöhe 6 m und 12 m	3
Abbildung 3	Herstellung der Erdbetonstützscheiben mit dem Schreitbagger (Fotos: Firma SIDLA & SCHÖNBERGER)	6
Abbildung 4	Beispiel für den Scheibentyp S0 – Böschungs- und Scheibengeometrie, FE-Berechnungsmodell; Relativverschiebungen nach φ - c -Reduktion im 3D Modell und Schnittdarstellungen	11
Abbildung 5	Beispiele für den Scheibentyp S“x“ – Tragverhalten Fall A2 FE-Berechnungsmodell und Relativverschiebungen nach φ - c -Reduktion	12
Abbildung 6	Beispiele für den Scheibentyp S“x“ – Tragverhalten Fall A3 FE-Berechnungsmodell und Relativverschiebungen nach φ - c -Reduktion	12
Abbildung 7	Beispiel für eine Hangstabilisierung mit Erdbetonstützkörpern, nach FEUERBACH (1996)	14
Abbildung 8	Kombination des HZ-Verfahrens mit dem FMI-Verfahren am Beispiel der Ertüchtigung eines Bahndammes (abgeändert aus BAUSE (1997))	15
Abbildung 9	Prinzip des Nachweisverfahrens für Böschungen mit Stützscheiben nach KEZDI (1970)	20
Abbildung 10	Scheibengeometrie in den Zentrifugen Modellversuchen (Angaben in cm)	21
Abbildung 11	Bruchkörper beim 2D-Verfahren nach MA (1994)	23
Abbildung 12	Bruchkörper beim 3D-Verfahren nach MA (1994)	24
Abbildung 13	Bruchkörper beim 3DS-Verfahren nach MA (1994)	25
Abbildung 14	Verfahrensprinzip und relevante Abmessungen beim Verfahren „Ver- schmierung der Bodenparameter“	28
Abbildung 15	Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1 Geologie, kritische Gleitlinie und Stand sicherheit nach KREY / BISHOP im Urzustand	29

Abbildung 16	Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1 Scheibengeometrie, kritische Gleitlinie und Standsicherheit in Scheibenebene nach KREY / BISHOP und nach der Methode der Finiten Elemente	30
Abbildung 17	Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 1 räumliches FE-Modell und Relativverschiebungen nach ϕ -c-Reduktion im 3D Modell sowie Schnittdarstellungen	30
Abbildung 18	Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2 Geologie, kritische Gleitlinie und Standsicherheit nach GLE im Urzustand	31
Abbildung 19	Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2 Scheibengeometrie, kritische Gleitlinie und Standsicherheit in Scheibenebene mit kreisförmigen Gleitlinien nach KREY / BISHOP und zusammengesetzten Gleitlinien nach GLE	32
Abbildung 20	Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“ - Beispiel 2 räumliches FE-Modell und Relativverschiebungen nach ϕ -c-Reduktion	32
Abbildung 21	Aufbau und Elementansatz des 15-Knoten-Dreieckelementes	35
Abbildung 22	Linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten nach MOHR- COULOMB im Spannungs-Dehnungs-Diagramm	42
Abbildung 23	Segment einer Fließfläche im dreidimensionalen Hauptspannungsraum und Fließkurve im zweidimensionalen Hauptspannungsraum	44
Abbildung 24	Visualisierung des plastischen Potentials im dreidimensionalen Haupt- spannungsraum und im zweidimensionalen Hauptspannungsraum	45
Abbildung 25	MOHR-COULOMB Kriterium mit plastischen Dehnungsvektoren bei assoziierter und nichtassoziierter Fließregel im τ - σ -Diagramm	46
Abbildung 26	Bruchkriterium nach MOHR-COULOMB im τ - σ -Diagramm	47
Abbildung 27	MOHR-COULOMB Kriterium im zweidimensionalen Hauptspannungsraum	48
Abbildung 28	Fließfläche nach MOHR-COULOMB im dreidimensionalen Hauptspannungsraum	49
Abbildung 29	Prinzip der ϕ -c-Reduktion dargestellt im $\tau - \sigma$ - Diagramm	53
Abbildung 30	Verfahren Reduktion der Scherparameter (ϕ -c-Reduktion) – Darstellung des Sicherheitsfaktor über die Knotenverformungen und über die Anzahl der Berechnungsschritte	54

Abbildung 31	Stand sicherheitszahl N_0^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Vergleich Finite-Elemente Berechnung – JANBU Verfahren; Vergleich Finite-Elemente Berechnung – Verfahren nach KREY / BISHOP; Vergleich Finite-Elemente Berechnung – GLE Verfahren	61
Abbildung 32	2D-Standsicherheit in Abhängigkeit von der Elementanzahl (bzw. Netzfeinheit) für drei Scherparameterkombinationen (Böschungshöhe $h = 8$ m / Böschungsneigung 1:1,5)	64
Abbildung 33	3D-Standsicherheit für Böschungen mit Stützscheiben des Tys S0 in Abhängigkeit von der Elementanzahl (bzw. Netzfeinheit) für drei Scherparameterkombinationen; (Böschungshöhe $h = 8$ m / Böschungsneigung 1:1,5 / Scheibenabstand $a = 8$ m)	65
Abbildung 34	Spektrum der relevanten Scherparameter im φ -c-Diagramm	70
Abbildung 35	Böschungsstandsicherheit η_0 in Abhängigkeit von den Scherparametern Reibungswinkel φ und Kohäsion c des Bodens; ermittelt nach dem GLE-Verfahren; Böschungshöhe 6 m und 12 m, Böschungsneigung 1:1,3 und 1:2,0, Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und mit Bahnauflast	71
Abbildung 36	Gesamtbelastung des Planums bei zweigleisigen Fahrbahnen mit Schotteroberbau und Entwurfsgeschwindigkeiten bis 200 km/h	72
Abbildung 37	Einfluss der Querdehnzahl auf die Lage des ungünstigsten Gleitkreises nach FREDLUND und SCOLAR (1999)	77
Abbildung 38	Einfluss der Querdehnzahl auf die Verteilung der lokalen Standsicherheit entlang der Gleitfläche nach FREDLUND und SCOLAR (1999)	77
Abbildung 39	Einfluss der Dilatanz im Spannungs-Dehnungs-Diagramm und Volumendehnungs-Axialdehnungs-Diagramm; linear-elastisches, ideal plastisches Materialverhalten nach MOHR-COULOMB	78
Abbildung 40	Böschungsstandsicherheit η_1 in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 2,0	80
Abbildung 41	Stand sicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 2,0	83
Abbildung 42	Stand sicherheitszahl N_0^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$	83
Abbildung 43	Stand sicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 2,0	84

Abbildung 44	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 1:2,0	87
Abbildung 45	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Scheibenabstand a ; Böschungsneigung 1:1,5 / 1:2,0; Böschungshöhe 8 m / 12 m	88
Abbildung 46	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$; Böschungsneigungen 1:1,3 / 1:1,5 / 1:1,7 / 1:2,0	89
Abbildung 47	Grenzscheibenabstand $(a/h)_{\text{lim}}$ - Standsicherheit η_1 in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h	92
Abbildung 48	Standsicherheit η in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung	95
Abbildung 49	Standsicherheit η in Abhängigkeit vom Reibungswinkel ϕ des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung	96
Abbildung 50	Standsicherheit η in Abhängigkeit von Kohäsion c und Reibungswinkel ϕ	97
Abbildung 51	Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung	100
Abbildung 52	Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Reibungswinkel ϕ ($\tan \phi$) des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ / Böschungen ohne Ertüchtigung	101
Abbildung 53	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$	103
Abbildung 54	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Reibungswinkel ϕ ($\tan \phi$) des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$	104
Abbildung 55	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c und dem Reibungswinkel ϕ ($\tan \phi$) des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Böschungshöhe 8 m; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$	104
Abbildung 56	Zusammenhang zwischen der Böschungsstandsicherheit η und dem Ver- besserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c und vom	107

	Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens	
Abbildung 57	Böschungsstandsicherheit η in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens im erweiterten Parameterspektrum	109
Abbildung 58	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Kohäsion c des Bodens im erweiterten Parameterspektrum	109
Abbildung 59	Böschungsstandsicherheit η in Abhängigkeit vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens im erweiterten Parameterspektrum	110
Abbildung 60	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Reibungswinkel φ ($\tan \varphi$) des Bodens im erweiterten Parameterspektrum	111
Abbildung 61	Standsicherheit η_1 in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ($\tan \beta$, $\cot \beta$) für ausgewählte $f_{\varphi c}$ -Werte (Böschungshöhe 8 m / 12 m; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0)	113
Abbildung 62	Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β für ausgewählte $f_{\varphi c}$ -Werte; Abstandsverhältnis 0,5 und 1,0 sowie Böschungen ohne Ertüchtigung	114
Abbildung 63	Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ; Isoliniendarstellung gleicher $f_{\varphi c}$ -Werte; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0 und 2,0 sowie Böschungen ohne Ertüchtigung	115
Abbildung 64	Standsicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0 und 2,0 sowie Böschungen ohne Ertüchtigung	116
Abbildung 65	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ($\tan \beta$, $\cot \beta$) für ausgewählte $f_{\varphi c}$ -Werte (Böschungshöhe 8 m / 12 m; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0)	117
Abbildung 66	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Böschungsneigung β ($\tan \beta$, $\cot \beta$) Isoliniendarstellung gleicher $f_{\varphi c}$ -Werte; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0	118
Abbildung 67	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0	118
Abbildung 68	Böschungsstandsicherheit η_1 in Abhängigkeit von der Böschungshöhe; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$	121
Abbildung 69	Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Böschungshöhe h ; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Abstandsverhältnis $a/h = 0,5 / 1,0$ und	122

Böschungen ohne Ertüchtigung		
Abbildung 70	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Böschungshöhe h; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7; Abstandsverhältnis a/h = 0,5 / 1,0	124
Abbildung 71	Standicherheit η in Abhängigkeit von der Wichte γ des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7 / 1:2,0; Abstandsverhältnis a/h = 0,5 / 1,0 und Böschungen ohne Ertüchtigung; Scherparameter des Bodens $\varphi = 20^\circ$ / $c = 20 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi = 35^\circ$ / $c = 5 \text{ kN/m}^2$	126
Abbildung 72	Stand sicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Wichte γ des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7 / 1:2,0; Abstandsverhältnis a/h = 0,5 / 1,0 und Böschungen ohne Ertüchtigung; Scherparameter des Bodens $\varphi = 20^\circ$ / $c = 20 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi = 35^\circ$ / $c = 5 \text{ kN/m}^2$	127
Abbildung 73	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit von der Wichte γ des Bodens; Böschungsneigung 1:1,3 / 1:1,7 / 1:2,0; Abstandsverhältnis a/h = 0,5 / 1,0 und Böschungen ohne Ertüchtigung; Scherparameter des Bodens $\varphi = 20^\circ$ / $c = 20 \text{ kN/m}^2$ und $\varphi = 35^\circ$ / $c = 5 \text{ kN/m}^2$	129
Abbildung 74	Einfluss der Wichte des Bodens auf die Lage des kritischen Gleitkreises für zwei Scherparameterkombinationen (Berechnungsverfahren: kreisförmige Gleitlinien nach KREY / BISHOP)	130
Abbildung 75	Stand sicherheitszahl N^* und Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Bö- schungen mit Bahnauflast; Böschungsneigung 1:1,3; Abstandsverhältnis 0,5 / 1,0 / 2,0	131
Abbildung 76	Stand sicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h für Scheiben vom Typ S0	138
Abbildung 77	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h für Scheiben vom Typ S0	138
Abbildung 78	Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$; Abstandsverhältnis a/h = 1; Böschungshöhe 8 m und 12 m	142

Abbildung 79	Lage der Gleitfläche am Eintrittspunkt auf der Böschungsoberkante in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$; Abstandsverhältnis $a/h = 1$; Böschungshöhe 8 m und 12 m	142
Abbildung 80	Lage der Gleitlinien (kreisförmige Gleitlinien nach GLE) für den ebenen Fall in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$; Böschungshöhe 8 m und 12 m	143
Abbildung 81	Kontaktflächen zwischen Bruchkörper und Scheibe in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$; Abstandsverhältnis $a/h = 1$; Böschungshöhe 8 m und 12 m	143
Abbildung 82	Gleitflächenform und -lage in Abhängigkeit vom Scheibenabstand in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben und am Übergang Scheibe-Boden für drei Scherparameterkombinationen	145
Abbildung 83	Einzellamelle, Abmessungen und angreifende Kräfte	149
Abbildung 84	Verformungen, Hauptdehnungsrichtungen und Richtungen der effektiven Hauptspannungen in einem horizontalem Schnitt (2 m unter Böschungsoberkante) durch die mit Stützscheiben stabilisierte Böschung im Bruchzustand für 4 Scherparameterkombinationen	152
Abbildung 85	Definition der Gewölbeabmessungen – Allgemein und Böschung mit Stützscheiben Typ S0 (Draufsicht auf die Böschung)	153
Abbildung 86	Vergleich der Spannungsverteilungen in der Gleitfuge für zwei Scherparameterkombinationen	154
Abbildung 87	Einfluss der Kohäsion auf die möglichen Scherspannungen aus Reibung - Spannungen auf der Gleitfläche für drei Scherparameterkombinationen für den ebenen Fall ohne Böschungsertüchtigung	158
Abbildung 88	Kontaktflächen zwischen Bruchkörper und Scheibe; Vergleich für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast für zwei Scherparameterkombinationen	162
Abbildung 89	Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Stützscheiben; Vergleich für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten und Böschungen mit Bahnauflast für zwei Scherparameterkombinationen	162
Abbildung 90	Aufspaltung des $a/h-f_{\phi c}-N_1^*$ -Diagramms in zwei Einzeldiagramme	165
Abbildung 91	Stand sicherheitszahl N_0^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\phi c}$ und von der Böschungsneigung für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	165

Abbildung 92	Stand sicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	166
Abbildung 93	Stand sicherheitszahl N_1^* in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	167
Abbildung 94	Stand sicherheitszahl N^* in Abhängigkeit von der Böschungsneigung für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten; Abstandsverhältnis: 0,5 / 0,75 / 1,0 / 1,5 / 2,0 / ohne Ertüchtigung	168
Abbildung 95	Aufspaltung des $a/h-f_{\varphi c}-VF^*$ -Diagramms in zwei Einzeldiagramme	170
Abbildung 96	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	171
Abbildung 97	Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	172
Abbildung 98	Bemessungsdiagramm für Böschungen mit homogenen Bodenverhältnissen ohne zusätzliche Auflasten; Böschungsneigung 1:2,0	173
Abbildung 99	Interpolationsfunktionen für die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	177
Abbildung 100	Interpolationsfunktionen für die Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} für Böschungen mit Bahnauflast	177
Abbildung 101	Interpolationsfunktionen für die Parameter l_{S0} , l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' und n_{S0}'' für Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	180
Abbildung 102	Interpolationsfunktionen für die Parameter l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' , n_{S0}'' , m_{S0}''' und n_{S0}''' für Böschungen mit Bahnauflast	181
Abbildung 103	Dimensionierung der Scheiben vom Typ S0 – prinzipielles Vorgehen	184
Abbildung 104	Erhöhungsfaktor f_1 für die Dimensionierung der Scheibengeometrie in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis; Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	186
Abbildung 105	Erhöhungsfaktor f_1 für die Dimensionierung der Scheibengeometrie in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis; Böschungen mit Bahnauflast	187
Abbildung 106	Definition der Abmessungen der Scheiben des Typs S“x“ und geometrische Optimierungsfreiheitsgrade in Scheibenebene	193

Abbildung 107	Vergleich der Scherspannungsverteilungen auf der Gleitlinie – Böschung ohne Stützscheiben und Böschung mit Stützscheiben Typ S“x“ Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 - hochliegende Gleitlinie	195
Abbildung 108	Prinzip der tiefliegenden Gleitlinie im Fall A2 des Tragverhaltens	196
Abbildung 109	Vergleich der Scherspannungsverteilungen auf der Gleitlinie – Böschung ohne Stützscheiben und Böschung mit Stützscheiben Typ S“x“ Tragverhalten / Bruchmechanismus Fall A2 - tiefliegende Gleitlinie	196
Abbildung 110	Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 12 m; Reibungswinkel 25°; Kohäsion 10 kN/m ²	197
Abbildung 111	Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 12 m; Reibungswinkel 30°; Kohäsion 5 kN/m ²	198
Abbildung 112	Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 8 m; Reibungswinkel 25°; Kohäsion 10 kN/m ²	198
Abbildung 113	Scheibentyp S“x“ - Standsicherheit in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis und vom Abstands-Breitenverhältnis, Böschungsneigung 1:1,3; Böschungshöhe 8 m; Reibungswinkel 30°; Kohäsion 5 kN/m ²	198
Abbildung 114	Durchgeführte Variationsberechnungen zur Optimierung des Scheibentyps S“x“	201
Abbildung 115	Scheibentyp S6; Abmessungen	202
Abbildung 116	Scheibentyp S6 – Standsicherheit η und Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h	203
Abbildung 117	Scheibentyp S6 – Standsicherheitszahl N^* in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$	204
Abbildung 118	Scheibentyp S6 – Standsicherheitszahl in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h	204
Abbildung 119	Interpolationsfunktion für die Parameter n_{S6} , m_{S6} und l_{S6} in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h und der Böschungsneigung $\tan \beta / \cot \beta$ für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten	207
Abbildung 120	Scheibentyp S6 – Verbesserungsfaktor VF in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis a/h	208

Abbildung 121	Scheibentyp S6 – Verbesserungsfaktor in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$	208
Abbildung 122	Scheibentyp S6 – Verbesserungsfaktor in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$ und dem Abstandsverhältnis a/h	209
Abbildung 123	Scheibentyp S6 – Einfluss des Faktors $f_{\varphi c}$ – Extremwertbetrachtung $f_{\varphi c} \rightarrow 0$; Ergebnisse der FE Standsicherheitsberechnung	211
Abbildung 124	Vergleich der Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben und in der Scheibenebene in Abhängigkeit vom Abstandsverhältnis	212
Abbildung 125	Vergleich der Lage der Gleitfläche in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben und in der Scheibenebene in Abhängigkeit vom Faktor $f_{\varphi c}$	213
Abbildung 126	Bemessungsverfahren Scheibentyp S“x“ – Variante 2, zulässiges Abstandsverhältnis a/h_{\max} und Abstands-Breiten-Verhältnis a/b_{\max}	216
Abbildung 127	Vergleich der Scheibentypen S0 und S6 anhand der erreichbaren Stabilisierungswirkung (Böschungsneigung 1:1,3)	218

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1	Regelböschungsneigung bei Dammböschungen nach RIL 836	2
Tabelle 2	Druckfestigkeiten für Erdbeton-Stützkörper nach Zulassung des EBA	8
Tabelle 3	Publizierte Anwendungen des Hydro-Zementations-Verfahrens zur Böschungsertüchtigung - Abmessungen	15
Tabelle 4	Untersuchte grundlegende Parameterkombinationen für die Erstellung der Bemessungsdiagramme für Scheiben vom Typ S0	74
Tabelle 5	Parameter n_{S0} , m_{S0} und l_{S0} der Funktion $N^* = f(f_{\varphi c})$ für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	86
Tabelle 6	Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Grenzscheibenabstandes $(a/h)_{\lim}$	91
Tabelle 7	Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c im relevanten Parameterbereich	93
Tabelle 8	Parameter $m_{S0,c}$ und $n_{S0,c}$ der Funktion $\eta = f(c)$	99
Tabelle 9	Parameter $m_{S0,\varphi}$ und $n_{S0,\varphi}$ der Funktion $\eta = f(\tan \varphi)$	99
Tabelle 10	Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des erweiterten Einflusses der	108

	Scherparameter Reibungswinkel φ und Kohäsion c	
Tabelle 11	Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Böschungsneigung β	112
Tabelle 12	Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Böschungshöhe h	120
Tabelle 13	Parameter $m_{S0,h}$ und $n_{S0,h}$ der Funktion $\eta = f(h)$	123
Tabelle 14	Zusätzliche Berechnungen zur Analyse des Einflusses der Wichte γ des Bodens	126
Tabelle 15	Parameter l_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	174
Tabelle 16	Parameter n_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	175
Tabelle 17	Parameter m_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	175
Tabelle 18	Parameter l_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast	175
Tabelle 19	Parameter n_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast	176
Tabelle 20	Parameter m_{S0} für homogene Bodenverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast	176
Tabelle 21	Parameter l_{S0} , l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' und n_{S0}'' für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	179
Tabelle 22	Parameter l_{S0}' , m_{S0}' , n_{S0}' , m_{S0}'' , n_{S0}'' , n_{S0}''' und m_{S0}''' für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast	179
Tabelle 23	Parameter a_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	188
Tabelle 24	Parameter b_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	188
Tabelle 25	Parameter c_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten	188
Tabelle 26	Parameter a_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast	188

Tabelle 27	Parameter b_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast	189
Tabelle 28	Parameter c_{f1} für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast	189
Tabelle 29	Parameter n_{S6} für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten	206
Tabelle 30	Parameter m_{S6} für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten	206
Tabelle 31	Parameter l_{S6} für homogene Bodenverhältnisse, Böschungen ohne Auflasten	207

Anlagenverzeichnis

- Anlage 1: Scheibentyp S0 – Lage der kritischen Gleitfläche / Bruchmechanismus nach φ -c-Reduktion
- Anlage 2: Verifizierung des Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten
- Anlage 3: Verifizierung des Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast
- Anlage 4: Scheibentyp S6 – Lage der kritischen Gleitfläche / Bruchmechanismus nach φ -c-Reduktion
- Anlage 5: Vergleich Scheibentyp S0 und S6, Böschungsstandsicherheit in Abhängigkeit von den Scherparametern des Bodens für verschiedene Böschungshöhen und Böschungsneigungen
- Anlage 6: Beispiele zur Dimensionierung des erforderlichen Scheibenabstandes zur Sicherstellung des Fall A2 des Tragverhaltens bei Scheiben des Typs S“x“

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Abkürzungen

EBA	Eisenbahnbundesamt
FEM	Finite Elemente Methode
FMI	Fräs-Misch-Injektionsverfahren
GF	Gleitfläche
KF	Kontaktfläche
GLE	General Limit Equilibrium
HZV	Hydro-Zementations-Verfahren
Lam	Lamelle
PSS	Planumsschutzschicht
RIL	Richtlinie
SK	Stützkörper
SRF	Strength Reduction Factor (Abminderungsfaktor bei $\varphi - c$ – Reduktion)

Indizes

(e)	auf das Element bezogen (Methode der Finiten Elemente)
(g)	global (Methode der Finiten Elemente)
0	Böschung – nicht ertüchtigter Zustand
1	Böschung – ertüchtigter Zustand
2D	zweidimensional, eben
3D	dreidimensional, räumlich
c	Kohäsion
f	failure - Versagenszustand
GF	Gleitfläche
KF	Kontaktfläche
h	horizontal
ha	haltend
Lam	Lamelle (beim Lamellenverfahren)

mob.	mobilisiert
mögl.	möglich
S“x“	Scheibentyp S“x“
S0	Scheibentyp S0
S6	Scheibentyp S6
SK	Stützkörper
tr	treibend
v	vertikal
φ	Reibungswinkel

Symbole

Kapitel 3

Verfahren nach Kezdi:

A_{Scheibe}	Scheibenfläche
E_0	seitlicher Erdruchdruck auf die Stützscheibe
h	mittlere Lamellenhöhe
h_s	Lage des Scheibenschwerpunktes über Scheibensohle
K_0	Erdruchdruckbeiwert
γ	Bodenwichte

Verfahren nach Ma:

a_{Ellip}	große Ellipsenhalbachse
b_{Ellip}	kleine Ellipsenhalbachse
x, y, z	Achsenbezeichnung im globalen Koordinatensystem

Verfahren „Verschmierung der Bodenparameter“:

a_{Achs}	Achsabstand der Scheiben
b_{Scheibe}	Scheibenbreite
\bar{c}	„verschmierte“ Kohäsion
c_{Boden}	Kohäsion des anstehenden Bodens
c_{Scheibe}	Kohäsion der Erdbetonscheibe

Kapitel 4

$[k^e]$	Elementsteifigkeitsmatrix
$\{\hat{u}\}^{(e)}$	Vektor der Knotenverschiebungen für das Element
$\{p^e\}$	Elementlastvektor
$[k^g]$	globale Steifigkeitsmatrix
$\{\hat{u}^g\}$	Vektor der Knotenverschiebungen für das gesamte System
$\{p^g\}$	globaler Lastvektor
$\{u\}^{(e)}$	Funktion der Verschiebungen im Element
$[N]$	Matrix der Ansatzfunktion / Interpolationsfunktion / Formfunktion
η, ξ, ζ	Achsenbezeichnung des lokalen Elementkoordinatensystems
$\{\varepsilon\}$	Vektor der Verzerrungen
$[D]$	Differentialoperator
$\{u\}$	Vektor der Verschiebungen im Element
$\{\sigma\}$	Vektor der Spannungen
$[M]$	Matrix der Parameter des Stoffgesetzes
ω_p	Wichtungsfaktor (Gauß Integration)
ξ_p	Stützstellen / Gaußpunkte (Gauß Integration)
Π_{ges}	gesamte potentielle Energie
Π_i	Potentiale der inneren Kräfte
Π_a	Potential der äußeren Kräfte
$\{F\}$	Vektor der Einzelkräfte
$\{p\}$	Vektor der Volumenkräfte
V	Volumen
$\{q\}$	Vektor der Oberflächenkräfte
O	Oberfläche
$[B]$	B-Matrix
$[J]$	Jacobische Matrix

$[\mathbf{k}^g]^i$	inkrementelle globale Steifigkeitsmatrix
$\{\Delta \hat{\mathbf{u}}^g\}^i$	Vektor der inkrementellen Knotenverschiebungen
$\{\Delta \mathbf{p}^g\}^i$	inkrementeller globaler Lastvektor
i	Inkrementnummer (Step)
E	Elastizitätsmodul
μ	Querdehnzahl
$\{\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{tot}}\}$	Vektor der totalen inkrementellen Dehnungen
$\{\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{el}}\}$	Vektor der elastischen inkrementellen Dehnungen
$\{\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{p}}\}$	Vektor der plastischen inkrementellen Dehnungen
$[\mathbf{D}^{\text{ep}}]$	Elastoplastizitätsmatrix
F	Fließfunktion
$\{\mathbf{k}\}$	Zustandsparameter
Λ	plastischer Proportionalitätsfaktor (skalärer Multiplikator)
P	plastisches Potential
$\{\mathbf{m}\}$	Zustandsparameter
$\{\mathbf{n}\}$	Normalenvektor des aktuellen Spannungszustandes auf der Fläche des plastischen Potentials
ψ	Dilatanzwinkel
τ'	effektive Scherspannung
σ'	effektive Normalspannung

Kapitel 5, 6 und 7

ϑ	Gleitflächenwinkel
a	lichter Abstand der Erdbetonstützscheiben
A	Fläche
a/h	Abstandsverhältnis
a_{fl}, b_{fl}, c_{fl}	Parameter des Bemessungsverfahrens für die geometrische Ausbildung des Scheibentyps S0 zur Berücksichtigung der Böschungsneigung und des Abstandsverhältnisses

a_G	Gewölbespannweite
A_{GF}	Fläche einer Gleitfläche
A_{KF}	Fläche der Kontaktfläche Scheibe-Boden
b_{Lam}	Lamellenbreite beim Lamellenverfahren
$b_{Scheibe}$	Breite der Stützscheiben in Böschungslängsrichtung
c	Kohäsion
f_1	Erhöhungsfaktor der Standsicherheit in Scheibenebene zur Berücksichtigung der Gewölbekräfte bei Böschungen mit Stützscheiben des Typs S0
f_{N^*}	Beiwert zur Standsicherheitszahl
f_{qc}	Eingangsparameter für das Bemessungsverfahren für Stützscheiben
G	Gewichtskraft aus Eigengewicht
h	Böschungshöhe
h_{Lam}'	mittlere Lamellenhöhe beim Lamellenverfahren
l_{Lam}	Länge der Gleitlinie in der Lamellensohle
$l_{S0}', m_{S0}', n_{S0}', m_{S0}'', n_{S0}'', m_{S0}''', n_{S0}'''$	Parameter des Bemessungsverfahrens für den Scheibenabstand für den Scheibentyp S0 zur Berücksichtigung des Abstandsverhältnisses
N	Normalkraft
N^*	Standsicherheitszahl
N_{GF}	Normalkraft auf eine Gleitfläche
N_{KF}	Normalkraft auf die Kontaktfläche Scheibe-Boden
n_{S0}, m_{S0}, l_{S0}	Parameter des Bemessungsverfahrens für den Scheibenabstand für den Scheibentyp S0 zur Berücksichtigung der Böschungsneigung und des Abstandsverhältnisses
T	Schubkraft
t_G	Gewölbestich
T_{ha}	haltend wirkende Schubkraft
$T_{ha,c}$	Anteil der haltend wirkenden Schubkraft aus Kohäsion
$T_{ha,GF}$	haltende Scherkraft in der Gleitfläche
$T_{ha,KF}$	haltende Scherkraft in der Kontaktfläche Scheibe-Boden
$T_{ha,\varphi}$	Anteil der haltend wirkenden Schubkraft aus Reibung

T_{tr}	treibend wirkende Schubkraft
VF	Verbesserungsfaktor
z	Tiefe unter GOK
β	Böschungsneigung
γ	Wichte
δ	Wandreibungswinkel
η	Sicherheitsbeiwert
η_{2D}	Standsicherheitsbeiwert im zweidimensionalen Böschungsschnitt
η_{3D}	räumlicher Standsicherheitsbeiwert
μ	Querdehnzahl
σ	Spannung
σ_h	Horizontalspannung
σ_N	Normalspannung
σ_v	Vertikalspannung
τ	Scherspannung
$\tau_{mob.}$	mobilisierte Scherspannung
$\tau_{mögl.}$	maximal mögliche Scherspannung
φ	Reibungswinkel
ψ	Dilatanzwinkel

Einheiten

Die verwendeten Einheiten orientieren sich am internationalen SI-Einheitensystem.

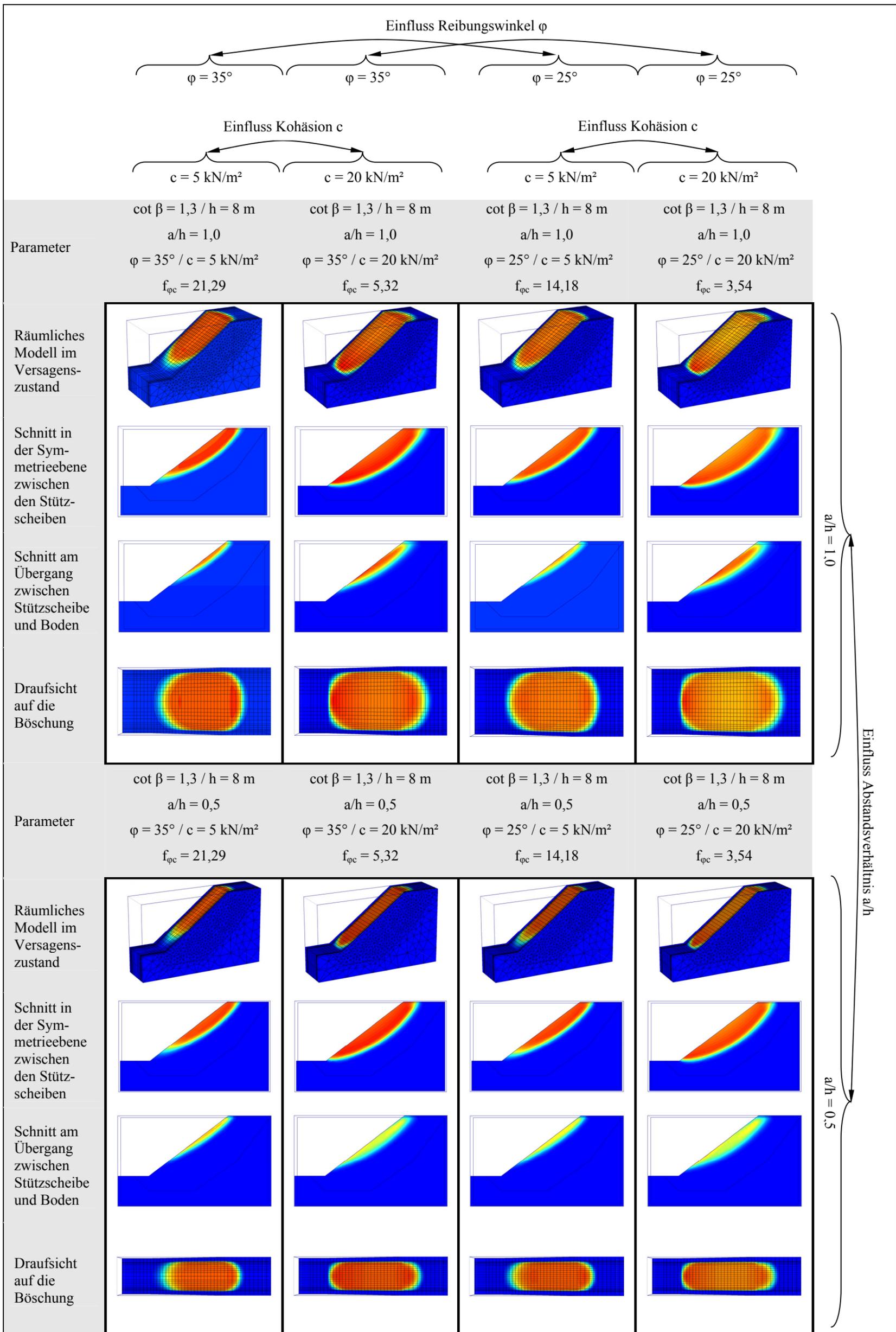
Längen	m, mm, cm
Winkel	°
Flächen	m ² , mm ² , cm ²
Kräfte	N, kN, MN
Wichte	kN/m ³
Spannungen	kN/m ² , MN/m ² , N/mm ²
Festigkeiten	kN/m ² , MN/m ² , N/mm ²

Anlagen

Verzeichnis der Anlagen:

- Anlage 1: Scheibentyp S0 – Lage der kritischen Gleitfläche / Bruchmechanismus nach φ -c-Reduktion
 - Anlage 2: Verifizierung des Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche Auflasten
 - Anlage 3: Verifizierung des Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast
 - Anlage 4: Scheibentyp S6 – Lage der kritischen Gleitfläche / Bruchmechanismus nach φ -c-Reduktion
 - Anlage 5: Vergleich Scheibentyp S0 und S6, Böschungsstandsicherheit in Abhängigkeit von den Scherparametern des Bodens für verschiedene Böschungshöhen und Böschungsneigungen
 - Anlage 6: Beispiele zur Dimensionierung des erforderlichen Scheibenabstandes zur Sicherstellung des Fall A2 des Tragverhaltens bei Scheiben des Typs S“x“
-

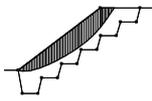
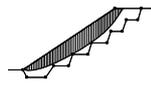
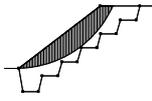
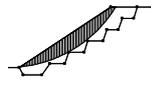
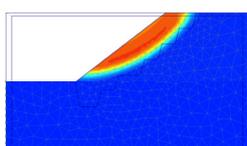
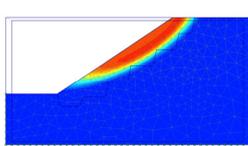
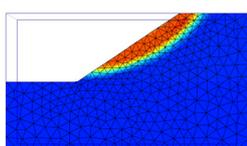
Anlage 1 Scheibentyp S0 – Lage der kritischen Gleitfläche / Bruchmechanismus nach φ -c-Reduktion



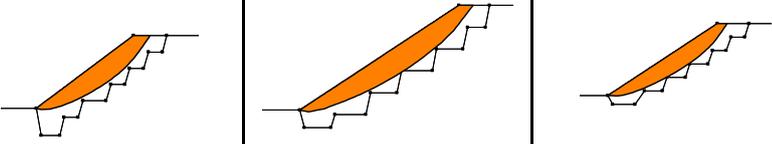
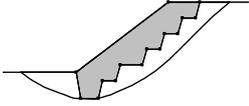
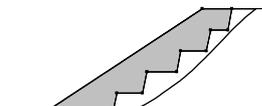
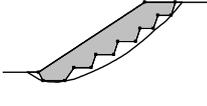
**Anlage 2 Verifizierung des Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 für
homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen ohne zusätzliche
Auflasten**

Bsp. Nr.	1	2	3
----------	---	---	---

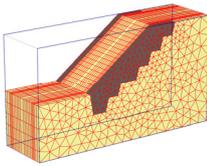
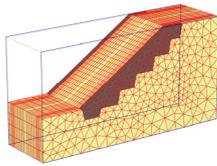
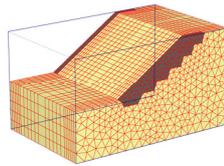
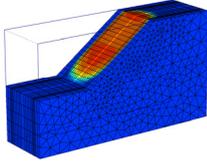
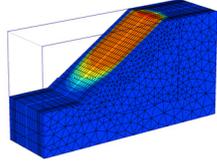
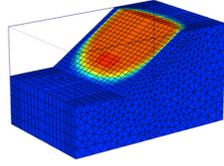
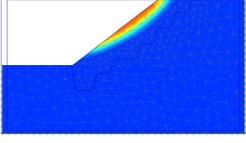
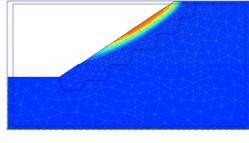
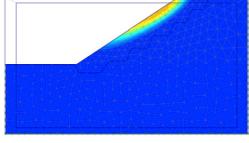
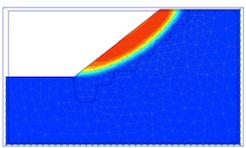
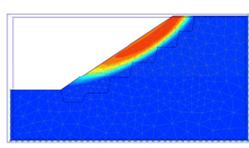
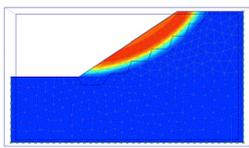
1. Eingangsparameter				
Böschungs- parameter	β	1:1,3	1:1,5	1:1,5
	h	8 m	12 m	8 m
Bodenparameter	γ	20 kN/m ³	20 kN/m ³	18 kN/m ³
	φ	25°	30°	30°
	c	7 kN/m ²	5 kN/m ²	5 kN/m ²
$f_{\varphi c}$		10,66	27,71	16,63

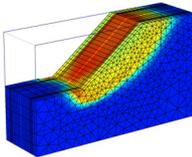
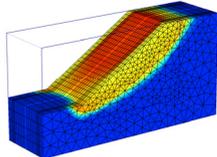
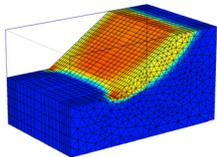
2. Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung			
$\eta_{0,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$			
$m_{S0,0}$	1,653	1,975	1,975
$n_{S0,0}$	8,156	8,401	8,401
$l_{S0,0}$	-0,0065	-0,0065	-0,0065
η_0 (Bemessungsverfahren)	1,10	1,21	1,37
η_0 nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien	1,13 	1,23 	1,38 
η_0 nach Verfahren Krey / Bishop mit kreisförmigen Gleitlinien	1,18 	1,26 	1,41 
η_0 nach φ - c -Reduktion mit FE Berechnung	1,12 	1,21 	1,36 

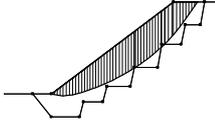
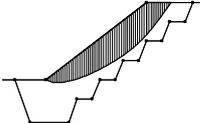
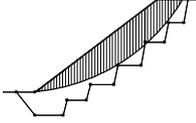
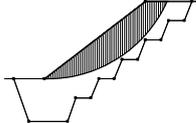
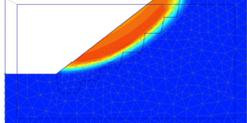
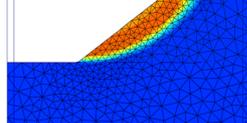
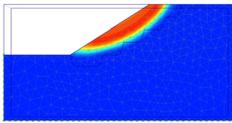
3. Ermittlung des erforderlichen Scheibenabstandes mit dem Bemessungsverfahren			
a / h	0,75	0,75	2
$\eta_{1,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$			
$m_{S0,1}$	1,923	2,255	2,069
$n_{S0,1}$	13,481	14,304	9,845
$l_{S0,1}$	-0,0085	-0,0085	-0,0074
η_1 (Bemessungsverfahren)⁽¹⁾	1,44	1,46	1,46

4. Ermittlung der erforderlichen Scheibengeometrie			
Vordimensionierung: Anpassung der Geometrie, sodass die ungünstigste Gleitlinie im nicht ertüchtigten Zustand von der Scheibe eingeschlossen wird			
			
Erhöhungsfaktor für die Standsicherheit in Scheibenebene: $f_1(f_{qc}) = a_{f1} + b_{f1} \cdot e^{(-f_{qc}/c_{f1})}$			
a_{f1}	1,033	1,039	1,026
b_{f1}	0,393	0,420	0,140
c_{f1}	8,496	8,115	8,115
f_1	1,15	1,05	1,04
Erforderliche Standsicherheit in Scheibenebene : $\eta_{2D(\text{Scheibenebene})} > \eta_{3D} \cdot f_1$			
$\eta_{2D(\text{Scheibenebene})}$	1,64	1,54	1,52
$\eta_{2D(\text{Scheibenebene})}$ ermittelt nach Verfahren GLE mit zusammen- gesetzten Gleitlinien	<u>1.64</u> 	<u>1.55</u> 	<u>1.52</u> 
erforderliche Einbinde- tiefe am Böschungsfuß	3 m	2,4 m	1 m

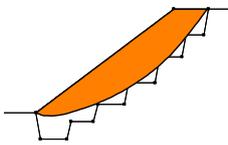
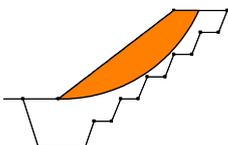
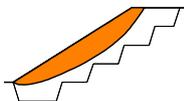
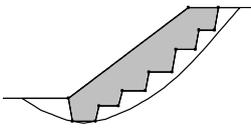
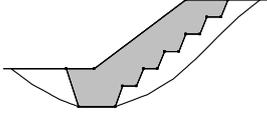
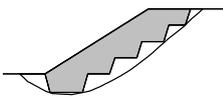
⁽¹⁾ Anmerkung: Die hier dargestellten Beispiele beziehen sich auf die Verifizierung des vorgestellten Bemessungsverfahrens. Die Beispiele wurden so gewählt, dass ein breiter Bereich sowohl des Eingangsparameters f_{qc} als auch des Abstandsverhältnisses abgedeckt wird. Aus diesem Grund wurde hier keine Zielstandsicherheit η_{erf} vorgegeben. Die Zielstandsicherheit η_{erf} entspricht deshalb bei den dargestellten Beispielen der Standsicherheit η_1 .

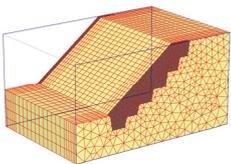
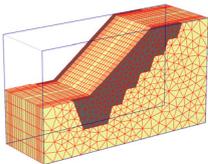
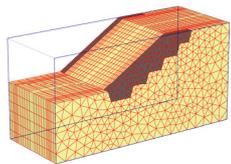
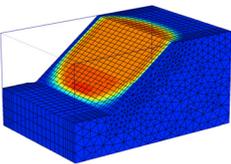
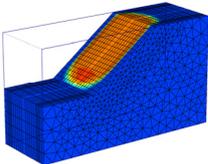
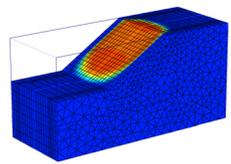
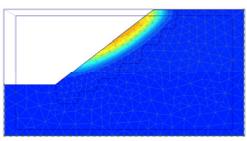
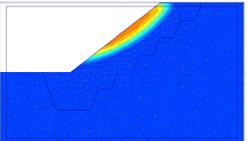
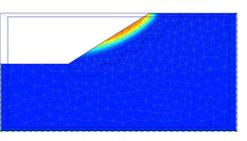
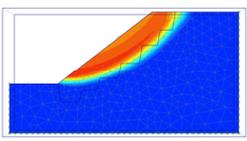
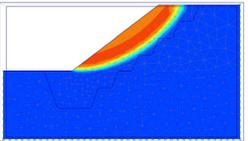
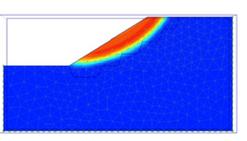
5. Nachweis durch räumliche FE Berechnung			
FE Modell			
räumlicher Versagenszustand			
Vertikaler Schnitt in der Ebene zwischen Scheibe und Boden			
Vertikaler Schnitt in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben			
η_1 (FE Berechnung)	1,44	1,46	1,44

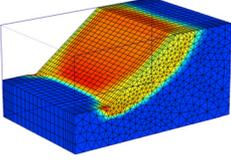
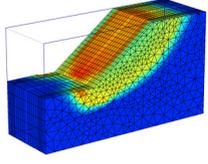
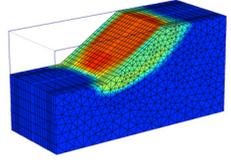
6. Einfluss der Variation der Scheibengeometrie auf den Bruchmechanismus			
Art der Variation	Verringerung der Einbindetiefe um 1 m	Verringerung der Einbindetiefe um 0,6 m	Verringerung der Einbindetiefe um 0,5 m
η_{2D} (Scheibenebene) ermittelt nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien	1,40	1,40	1,40
räumlicher Versagenszustand			
η_1 (FE Berechnung)	1,40	1,40	1,40
	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$

Bsp. Nr.		4	5	6
1. Eingangsparameter				
Böschungsparameter	β	1:1,3	1:1,3	1:1,6
	h	12 m	10 m	6 m
Bodenparameter	γ	19 kN/m ³	18 kN/m ³	19 kN/m ³
	φ	25°	20°	25°
	c	15 kN/m ²	12 kN/m ²	5 kN/m ²
$f_{\varphi c}$		7,09	5,46	10,63
2. Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung				
$\eta_{0,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$				
$m_{S0,0}$		1,653	1,653	2,105
$n_{S0,0}$		8,156	8,156	8,500
$l_{S0,0}$		-0,0065	-0,0065	-0,0065
η_0 (Bemessungsverfahren)		1,30	1,13	1,32
η_0 nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien		1,31 	1,14 	1,32 
η_0 nach Verfahren Krey / Bishop mit kreisförmigen Gleitlinien		1,37 	1,19 	1,36 
η_0 nach φ - c -Reduktion mit FE Berechnung		1,30 	1,15 	1,35 

3. Ermittlung des erforderlichen Scheibenabstandes mit dem Bemessungsverfahren			
a / h	2	1	1,5
$\eta_{1,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$			
$m_{S0,1}$	1,772	1,865	2,226
$n_{S0,1}$	9,212	11,759	10,643
$l_{S0,1}$	-0,0074	-0,0080	-0,0077
η_1 (Bemessungsverfahren)	1,41	1,44	1,47

4. Ermittlung der erforderlichen Scheibengeometrie			
Vordimensionierung: Anpassung der Geometrie, sodass die ungünstigste Gleitlinie im nicht ertüchtigten Zustand von der Scheibe eingeschlossen wird			
			
Erhöhungsfaktor für die Standsicherheit in Scheibenebene: $f_1(f_{\varphi c}) = a_{f1} + b_{f1} \cdot e^{(-f_{\varphi c}/c_{f1})}$			
a_{f1}	1,022	1,029	1,031
b_{f1}	0,132	0,279	0,206
c_{f1}	8,496	8,496	7,960
f_1	1,08	1,18	1,09
Erforderliche Standsicherheit in Scheibenebene : $\eta_{2D(\text{Scheibenebene})} > \eta_{3D} \cdot f_1$			
$\eta_{2D(\text{Scheibenebene})}$	1,53	1,69	1,59
$\eta_{2D(\text{Scheibenebene})}$ ermittelt nach Verfahren GLE mit zusammen- gesetzten Gleitlinien	<u>1.59</u> 	<u>1.69</u> 	<u>1.60</u> 
erforderliche Einbinde- tiefe am Böschungsfuß	3 m	5 m	1,5 m

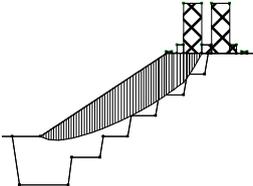
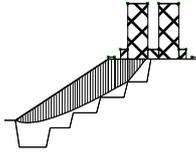
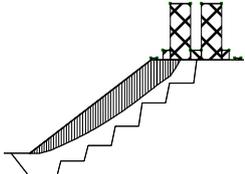
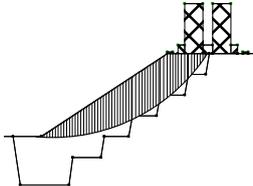
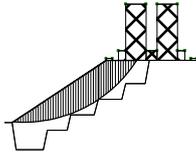
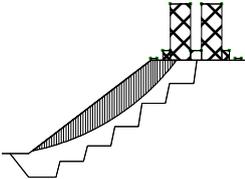
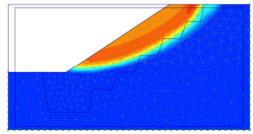
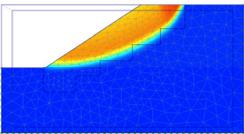
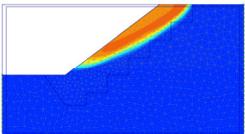
5. Nachweis durch räumliche FE Berechnung			
FE Modell			
räumlicher Versagenszustand			
Vertikaler Schnitt in der Ebene zwischen Scheibe und Boden			
Vertikaler Schnitt in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben			
η_1 (FE Berechnung)	1,44	1,44	1,47

6. Einfluss der Variation der Scheibengeometrie auf den Bruchmechanismus			
Art der Variation	Verringerung der Einbindetiefe um 1 m	Verringerung der Einbindetiefe um 1 m	Verringerung der Einbindetiefe um 0,5 m
η_{2D} (Scheibenebene) ermittelt nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien	<u>1.42</u>	<u>1.45</u>	<u>1.46</u>
räumlicher Versagenszustand			
η_1 (FE Berechnung)	1,41	1,43	1,45
	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$

Anlage 3 Verifizierung des Bemessungsverfahrens für den Scheibentyp S0 für homogene Untergrundverhältnisse und Böschungen mit Bahnauflast

Bsp. Nr.	1	2	3
----------	---	---	---

1. Eingangsparameter				
Böschungsparameter	β	1:1,5	1:1,5	1:1,3
	h	12 m	8 m	12 m
Bodenparameter	γ	19 kN/m ³	20 kN/m ³	20 kN/m ³
	φ	20°	22,5°	30°
	c	15 kN/m ²	12,5 kN/m ²	5 kN/m ²
$f_{\varphi c}$	5,53	5,30	27,70	

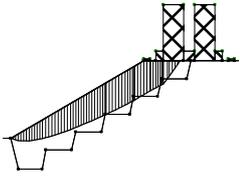
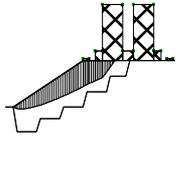
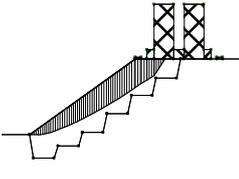
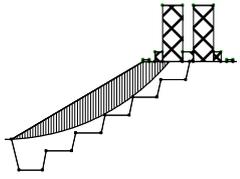
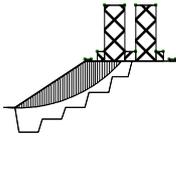
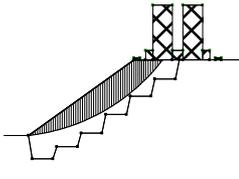
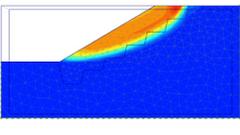
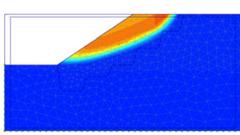
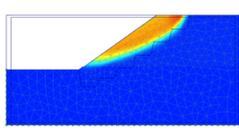
2. Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung			
$\eta_{0,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$			
$m_{S0,0}$	1,951	1,951	1,757
$n_{S0,0}$	6,029	6,029	5,705
$l_{S0,0}$	-0,0059	-0,0059	-0,0066
η_0 (Bemessungsverfahren)	1,10	1,27	1,03
η_0 nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien	1,11 	1,24 	1,06 
η_0 nach Verfahren Krey / Bishop mit kreisförmigen Gleitlinien	1,16 	1,29 	1,10 
η_0 nach φ - c -Reduktion mit FE Berechnung	1,11 	1,25 	1,02 

3. Ermittlung des erforderlichen Scheibenabstandes mit dem Bemessungsverfahren			
a / h	1	2	0,5
$\eta_{1,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$			
$m_{S0,1}$	2,237	2,060	2,280
$n_{S0,1}$	9,341	7,317	12,448
$l_{S0,1}$	-0,0104	-0,0089	-0,0150
η_1 (Bemessungsverfahren)	1,41	1,41	1,34

4. Ermittlung der erforderlichen Scheibengeometrie			
Vordimensionierung: Anpassung der Geometrie, sodass die ungünstigste Gleitlinie im nicht ertüchtigten Zustand von der Scheibe eingeschlossen wird			
Erhöhungsfaktor für die Standsicherheit in Scheibenebene: $f_1(f_{\varphi c}) = a_{f1} + b_{f1} \cdot e^{(-f_{\varphi c}/c_{f1})}$			
a_{f1}	1,040	1,027	1,065
b_{f1}	0,284	0,137	0,554
c_{f1}	11,069	13,626	11,022
f_1	1,21	1,12	1,11
Erforderliche Standsicherheit in Scheibenebene : $\eta_{2D}(\text{Scheibenebene}) > \eta_{3D} \cdot f_1$			
$\eta_{2D}(\text{Scheibenebene})$	1,71	1,57	1,48
$\eta_{2D}(\text{Scheibenebene})$ ermittelt nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien			
erforderliche Einbindetiefe am Böschungsfuß	7 m	2 m	3 m

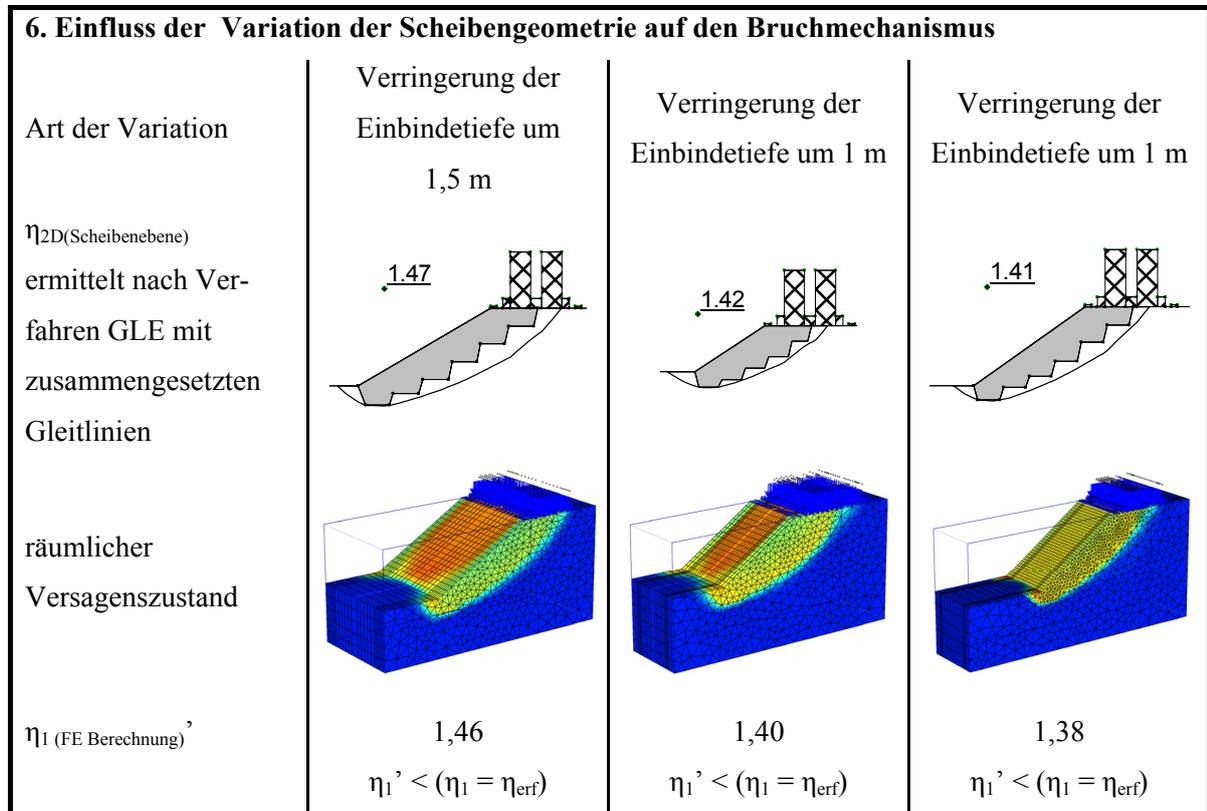
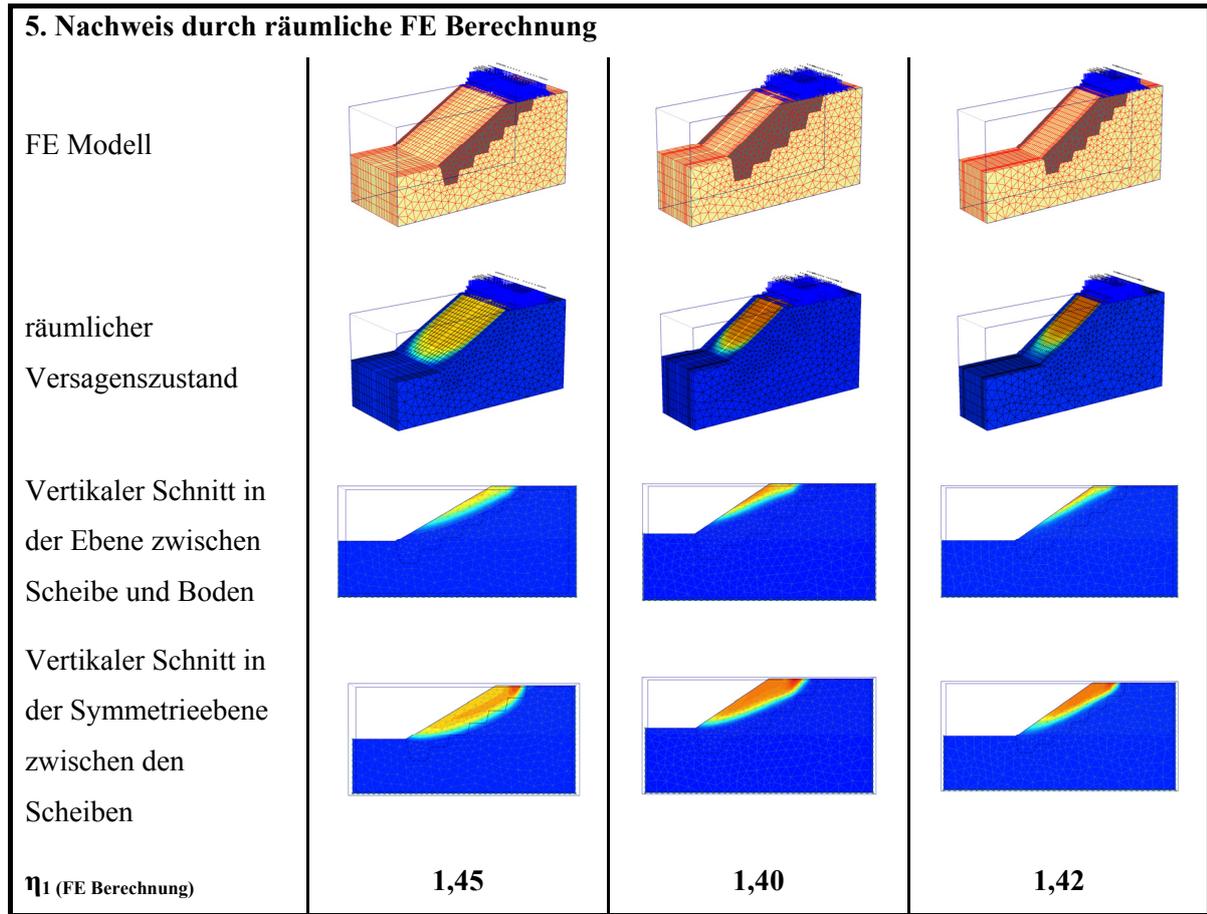
5. Nachweis durch räumliche FE Berechnung			
FE Modell			
räumlicher Versagenszustand			
Vertikaler Schnitt in der Ebene zwischen Scheibe und Boden			
Vertikaler Schnitt in der Symmetrieebene zwischen den Scheiben			
η_1 (FE Berechnung)	1,44	1,42	1,34

6. Einfluss der Variation der Scheibengeometrie auf den Bruchmechanismus			
Art der Variation	Verringerung der Einbindetiefe um 2 m	Verringerung der Einbindetiefe um 1 m	Verringerung der Einbindetiefe um 1 m
η_{2D} (Scheibenebene) ermittelt nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien	1,44	1,45	1,35
räumlicher Versagenszustand			
η_1 (FE Berechnung)	1,42	1,38	1,35
	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$	$\eta_1' < (\eta_1 = \eta_{erf})$

Bsp. Nr.		4	5	6
1. Eingangsparameter				
Böschungsparameter	β	1,7	1,5	1,4
	h	10	6 m	10 m
Bodenparameter	γ	20 kN/m ³	19 kN/m ³	18 kN/m ³
	φ	25°	25°	30°
	c	10 kN/m ²	5 kN/m ²	5 kN/m ²
$f_{\varphi c}$		9,33	10,63	20,78
2. Standsicherheit der nicht ertüchtigten Böschung				
$\eta_{0,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,0(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$				
$m_{S0,0}$		2,009	1,951	1,861
$n_{S0,0}$		6,338	6,029	5,867
$l_{S0,0}$		-0,0055	-0,0059	-0,0062
η_0 (Bemessungsverfahren)		1,27	1,14	1,16
η_0 nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien		1,29 	1,12 	1,16 
η_0 nach Verfahren Krey / Bishop mit kreisförmigen Gleitlinien		1,38 	1,18 	1,20 
η_0 nach φ - c -Reduktion mit FE Berechnung		1,29 	1,13 	1,16 

3. Ermittlung des erforderlichen Scheibenabstandes mit dem Bemessungsverfahren			
a / h	1,5	1	0,75
$\eta_{1,(a/h,\beta=\text{konst.})} = m_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \tan \varphi + n_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{c}{\gamma \cdot h} + l_{S0,1(a/h,\beta)} \cdot \frac{\gamma \cdot h}{c} \cdot (\tan \varphi)^2$			
$m_{S0,1}$	2,273	2,237	2,244
$n_{S0,1}$	8,435	9,341	10,440
$l_{S0,1}$	-0,0098	-0,0104	-0,0125
η_1 (Bemessungsverfahren)	1,44	1,40	1,43

4. Ermittlung der erforderlichen Scheibengeometrie			
Vordimensionierung: Anpassung der Geometrie, sodass die ungünstigste Gleitlinie im nicht ertüchtigten Zustand von der Scheibe eingeschlossen wird			
Erhöhungsfaktor für die Standsicherheit in Scheibenebene: $f_1(f_{\varphi c}) = a_{f1} + b_{f1} \cdot e^{(-f_{\varphi c}/c_{f1})}$			
a_{f1}	1,035	1,040	1,051
b_{f1}	0,198	0,284	0,412
c_{f1}	11,618	11,069	11,009
f_1	1,12	1,15	1,11
Erforderliche Standsicherheit in Scheibenebene : $\eta_{2D(\text{Scheibenebene})} > \eta_{3D} \cdot f_1$			
$\eta_{2D(\text{Scheibenebene})}$	1,63	1,60	1,59
$\eta_{2D(\text{Scheibenebene})}$ ermittelt nach Verfahren GLE mit zusammengesetzten Gleitlinien			
erforderliche Einbinde-tiefe am Böschungsfuß	4 m	3,2 m	3 m



Anlage 4 Scheibentyp S6 – Lage der kritischen Gleitfläche / Bruchmechanismus nach ϕ -c-Reduktion

A) Böschungshöhe 8 m

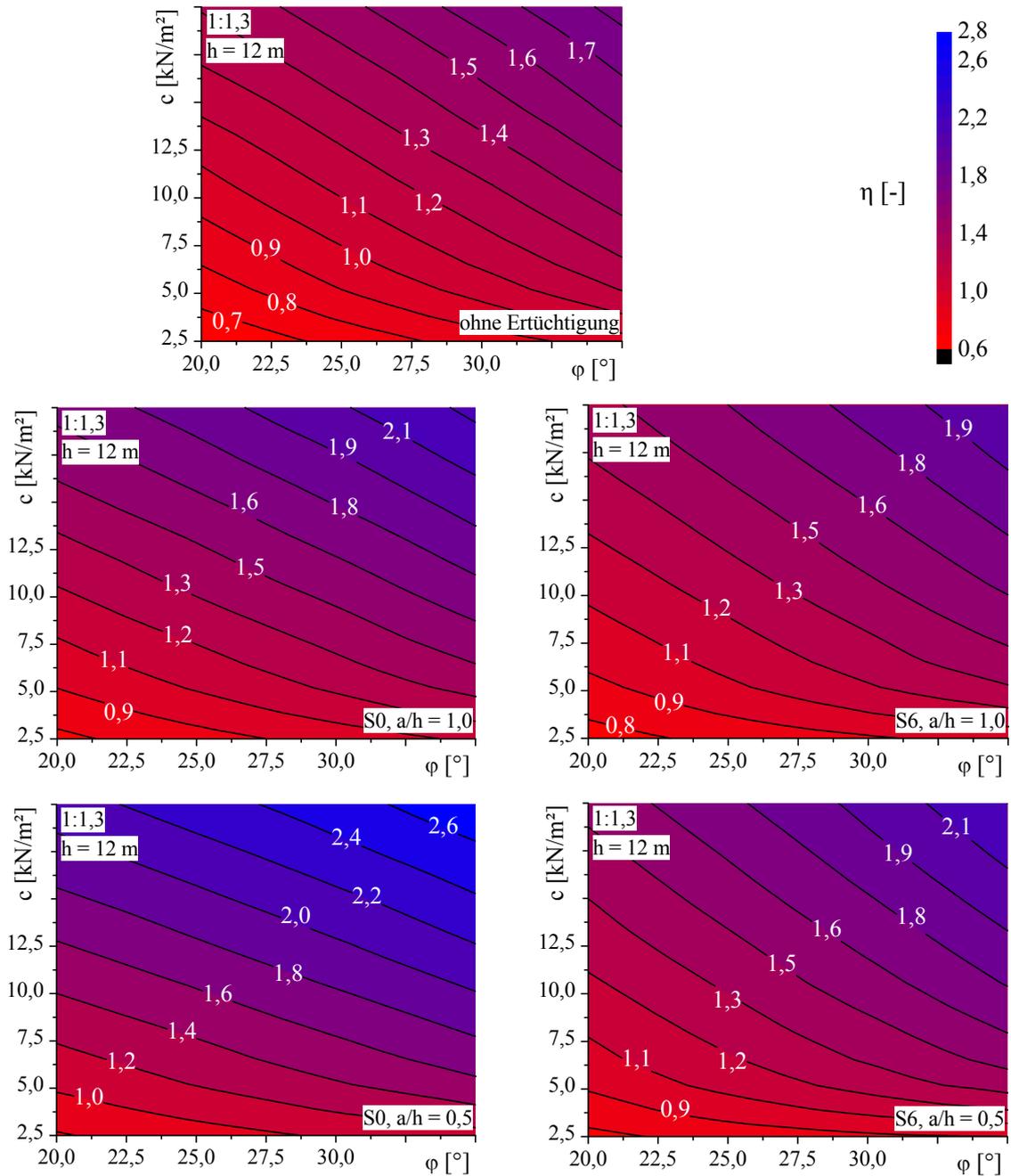
$\cot \beta$	h	ϕ	c	$f_{\phi c}$	a/h	η_0	η_1	VF	Verformungen im Versagenszustand
[-]	[m]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	
1:1,3	8	20	20	2,77	1	1,70	1,88	1,11	
1:1,3	8	20	15	3,69	1	1,43	1,60	1,12	
1:1,3	8	25	15	4,73	1	1,60	1,82	1,14	
1:1,3	8	25	10	7,09	1	1,33	1,53	1,15	
1:1,3	8	30	10	8,78	1	1,51	1,75	1,16	
1:1,3	8	30	5	17,55	1	1,23	1,41	1,15	
1:1,3	8	35	5	21,29	1	1,42	1,62	1,14	

B) Böschungshöhe 12 m

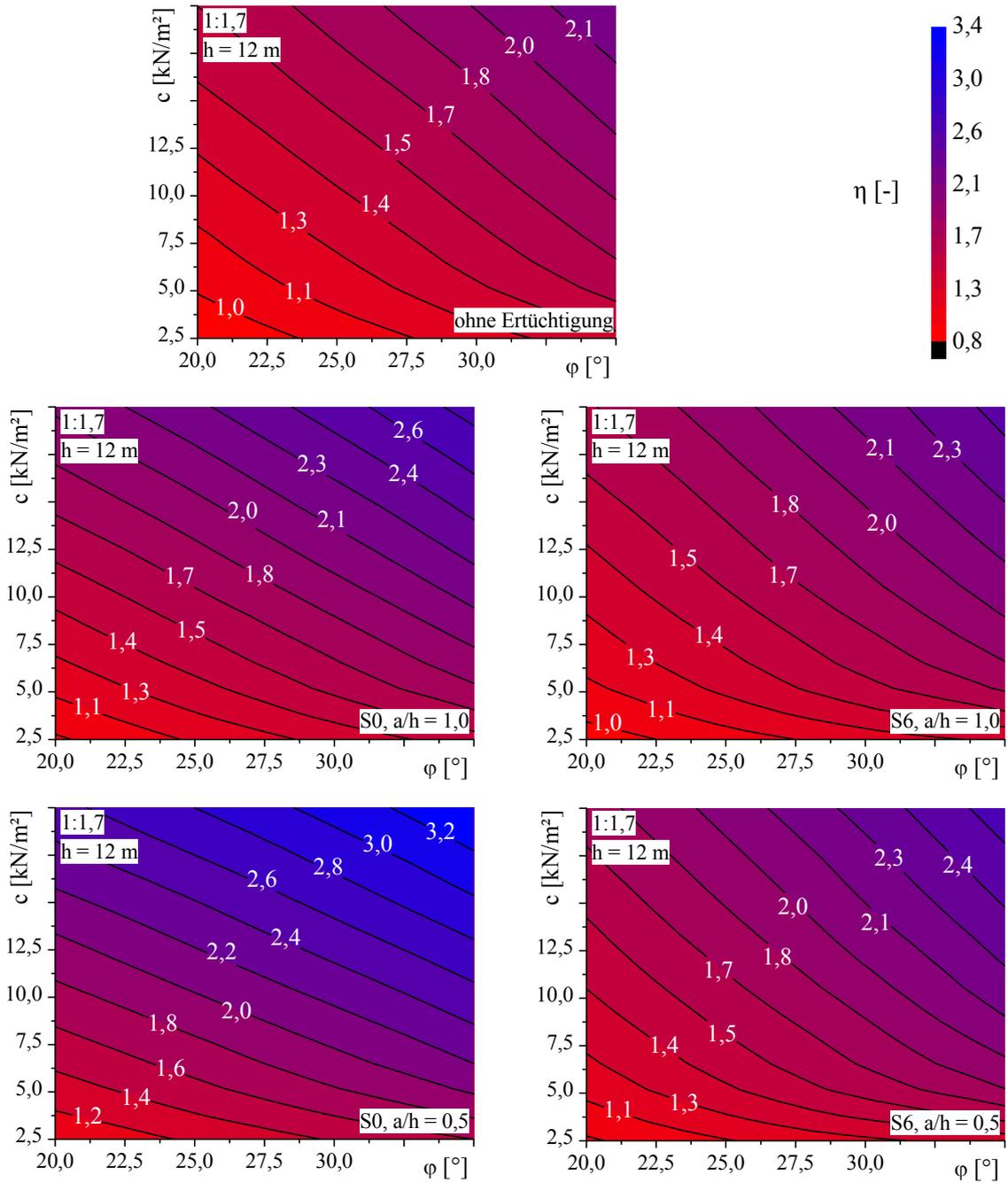
$\cot \beta$	h	φ	c	$f_{\varphi c}$	a/h	η_0	η_1	VF	Verformungen im Versagenszustand
[-]	[m]	[°]	[kN/m ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	
1:1,3	12	20	20	4,15	1	1,34	1,51	1,13	
1:1,3	12	20	15	5,53	1	1,16	1,32	1,14	
1:1,3	12	25	15	7,09	1	1,33	1,53	1,15	
1:1,3	12	25	10	10,63	1	1,14	1,33	1,16	
1:1,3	12	30	10	13,16	1	1,32	1,54	1,16	
1:1,3	12	30	5	26,33	1	1,12	1,25	1,12	
1:1,3	12	35	5	31,93	1	1,31	1,43	1,09	

Anlage 5 Vergleich Scheibentyp S0 und S6, Böschungsstandsicherheit in Abhängigkeit von den Scherparametern des Bodens für verschiedene Böschungshöhen und Böschungsneigungen

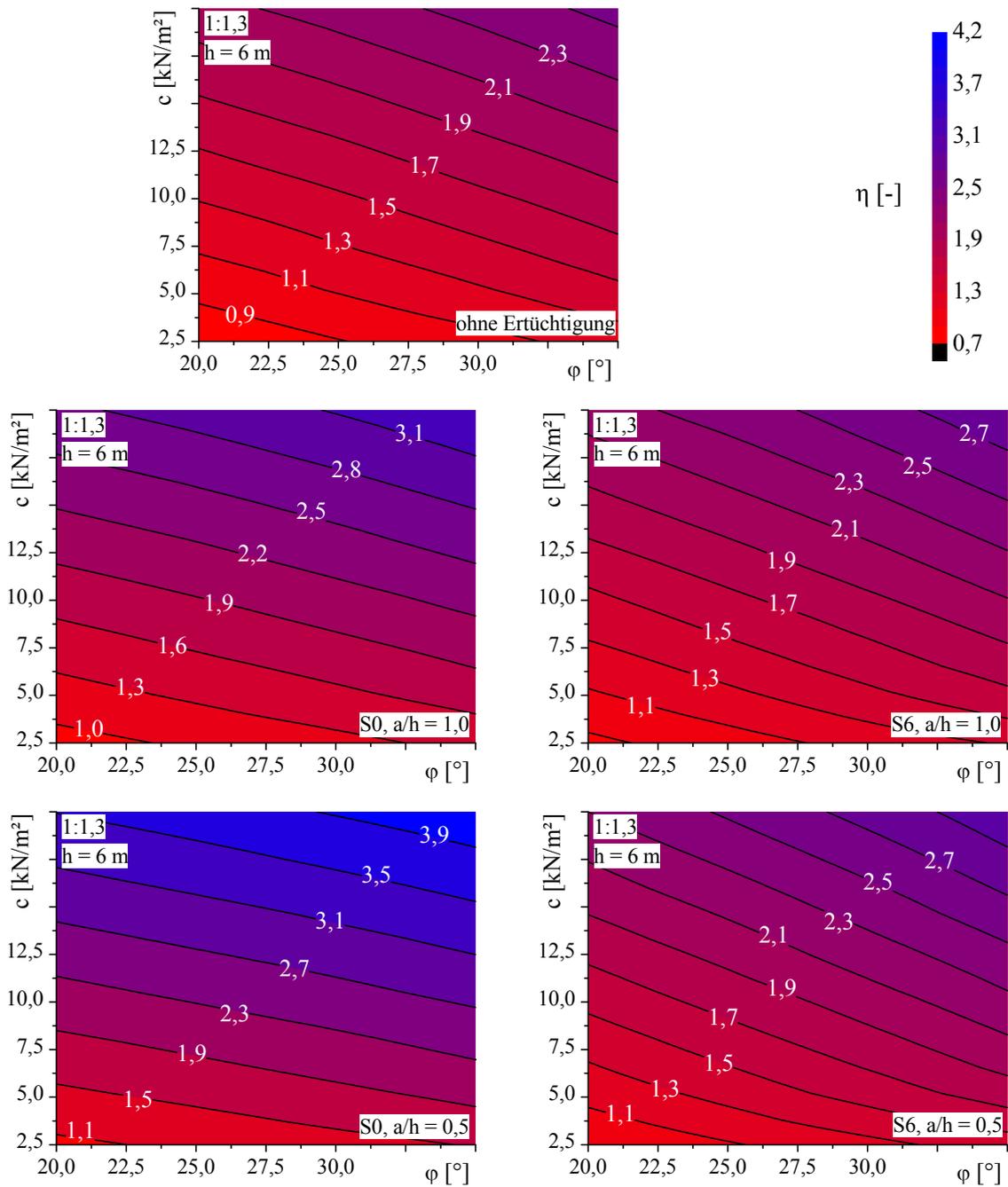
A) Böschungsneigung 1:1,3 / Böschungshöhe 12 m



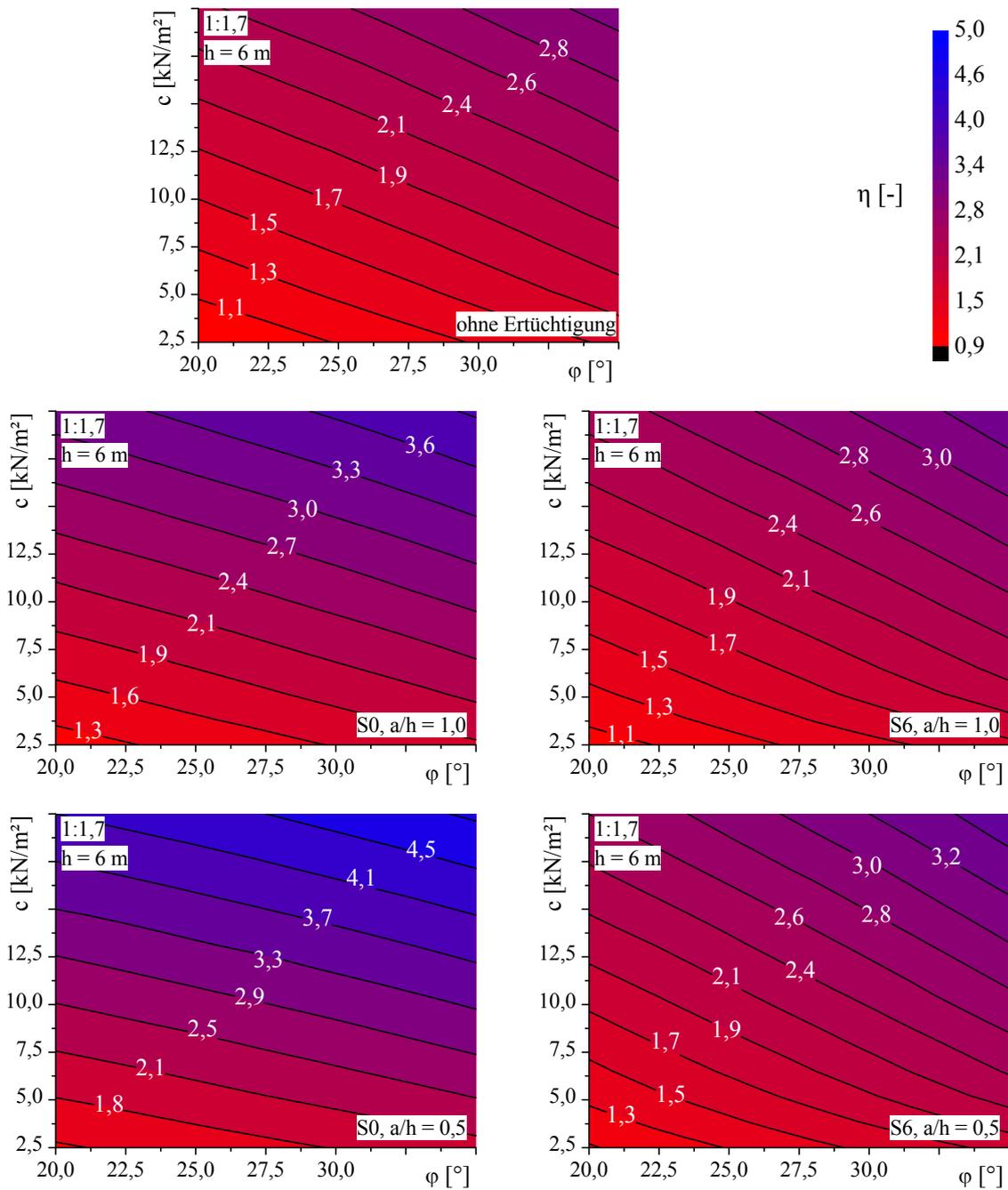
B) Böschungsneigung 1:1,7 / Böschungshöhe 12 m



C) Böschungsneigung 1:1,3 / Böschungshöhe 6 m



D) Böschungsneigung 1:1,7 / Böschungshöhe 6 m



Anlage 6 Beispiele zur Dimensionierung des erforderlichen Scheibenabstandes zur Sicherstellung des Fall A2 des Tragverhaltens bei Scheiben des Typs S“x“

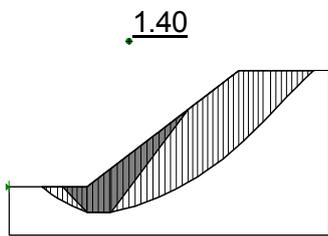
Beispiel 1:

1. Eingangsparemeter:	Böschungshöhe:	$h = 12 \text{ m}$
	Böschungsneigung:	1:1,3
	Wichte des Bodens:	$\gamma = 19 \text{ kN/m}^3$
	Reibungswinkel des Bodens:	$\varphi = 25^\circ$
	Kohäsion des Bodens:	$c = 10 \text{ kN/m}^2$
	Parameter $f_{\varphi c}$:	$f_{\varphi c} = 10,63$
	Standsicherheit im nicht ertüchtigten Zustand:	$\eta_0 = 1,12$
	geforderte Standsicherheit:	$\eta_{\text{erf}} = 1,40$

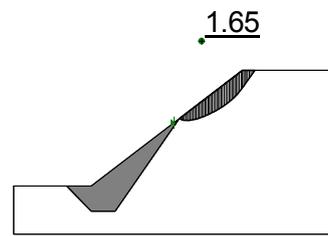
2. Dimensionierung der Scheibengeometrie

Anpassung der Scheibengeometrie unter Verwendung ebener Standsicherheitsberechnungsverfahren (verwendet wurde hier das GLE-Verfahren) und Optimierung bezüglich der geforderten Standsicherheit:

a) Anpassung der tiefliegenden Gleitlinie



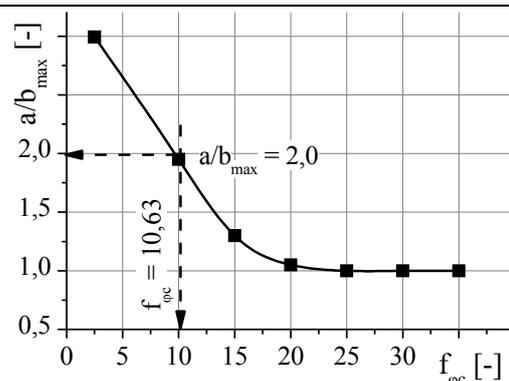
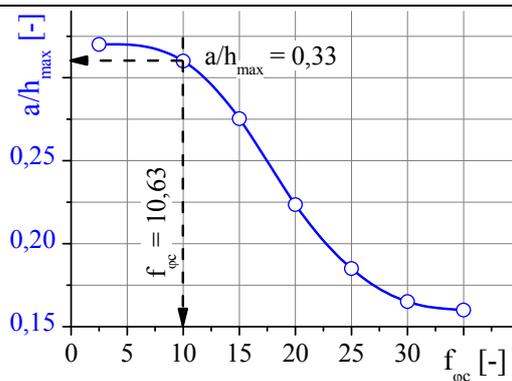
b) Anpassung der hochliegenden Gleitlinie



optimierte Scheibenabmessungen:	Scheibenhöhe über Böschungsfuß:	$h_s = 7,0 \text{ m}$
	Einbindetiefe am Böschungsfuß:	$t_s = 2,5 \text{ m}$
	Einbindelänge hinter Böschungsfuß:	$b_s = 2,5 \text{ m}$

3. Dimensionierung des Scheibenabstandes

Annahme Scheibenbreite: 2 m



erforderliches Abstandsverhältnis:

$$a/h_{\text{erf}} = 0,33 \rightarrow a_{\text{erf}} = 4 \text{ m}$$

erforderliches Abstands-Breiten-Verhältnis:

$$a/b_{\text{erf}} = 2 \rightarrow a_{\text{erf}} = 4 \text{ m}$$

4. Nachweis über räumliche FE Berechnung

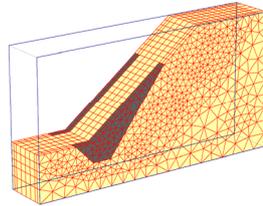
Scheibenabstand:

$$a = 4 \text{ m}$$

$$a / b = 2$$

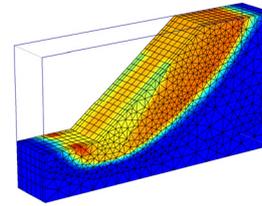
$$a / h = 0,33$$

FE Modell



$$\eta_{1,3D} = 1,42$$

Bruchmechanismus im FE Modell



Tragverhalten: Fall A2

5. Einfluss der Variation des Scheibenabstandes auf den Bruchmechanismus

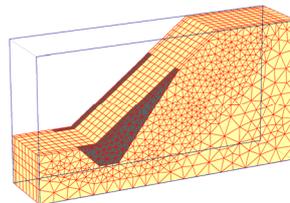
Scheibenabstand:

$$a = 6 \text{ m}$$

$$a / b = 3$$

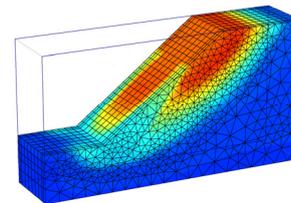
$$a / h = 0,5$$

FE Modell



$$\eta_{1,3D} = 1,38$$

Bruchmechanismus im FE Modell



Tragverhalten: Fall A3

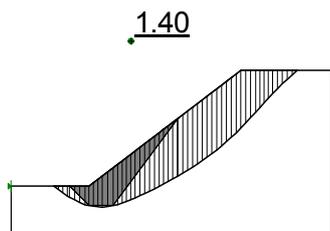
Beispiel 2:

1. Eingangsparameter:	Böschungshöhe:	$h = 12 \text{ m}$
	Böschungsneigung:	$1:1,3$
	Wichte des Bodens:	$\gamma = 19 \text{ kN/m}^3$
	Reibungswinkel des Bodens:	$\varphi = 30^\circ$
	Kohäsion des Bodens:	$c = 5 \text{ kN/m}^2$
	Parameter $f_{\varphi c}$:	$f_{\varphi c} = 26,33$
	Standsicherheit im nicht ertüchtigten Zustand:	$\eta_0 = 1,06$
	geforderte Standsicherheit:	$\eta_{\text{erf}} = 1,40$

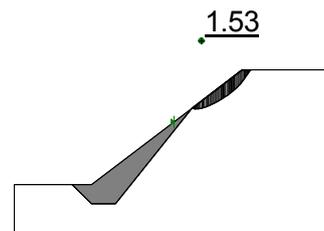
2. Dimensionierung der Scheibengeometrie

Anpassung der Scheibengeometrie unter Verwendung ebener Standsicherheitsberechnungsverfahren (verwendet wurde hier das GLE-Verfahren) und Optimierung bezüglich der geforderten Standsicherheit:

a) Anpassung der tiefliegenden Gleitlinie



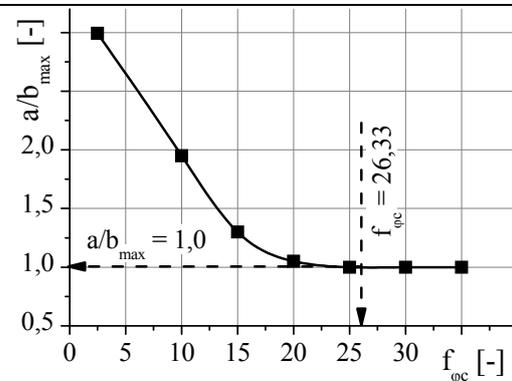
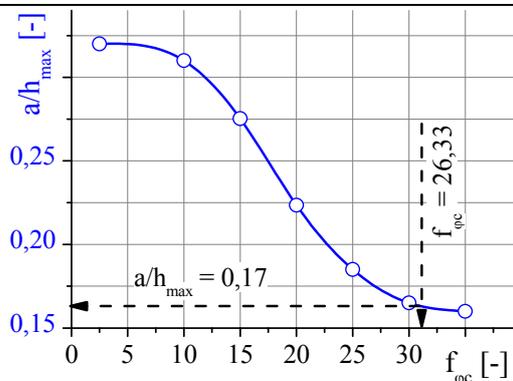
b) Anpassung der hochliegenden Gleitlinie



optimierte Scheibenabmessungen:	Scheibenhöhe über Böschungsfuß:	$h_s = 8,0 \text{ m}$
	Einbindetiefe am Böschungsfuß:	$t_s = 2,0 \text{ m}$
	Einbindelänge hinter Böschungsfuß:	$b_s = 2,0 \text{ m}$

3. Dimensionierung des Scheibenabstandes

Annahme Scheibenbreite: 2 m



erforderliches Abstandsverhältnis:

$$a/h_{\text{erf}} = 0,17 \rightarrow a_{\text{erf}} = 2 \text{ m}$$

erforderliches Abstands-Breiten-Verhältnis:

$$a/b_{\text{erf}} = 1 \rightarrow a_{\text{erf}} = 2 \text{ m}$$

4. Nachweis über räumliche FE Berechnung

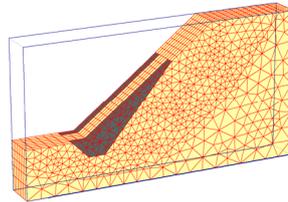
Scheibenabstand:

$$a = 2 \text{ m}$$

$$a / b = 1$$

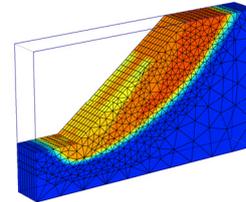
$$a / h = 0,17$$

FE Modell



$$\eta_{1,3D} = 1,43$$

Bruchmechanismus im FE Modell



Tragverhalten: Fall A2

5. Einfluss der Variation des Scheibenabstandes auf den Bruchmechanismus

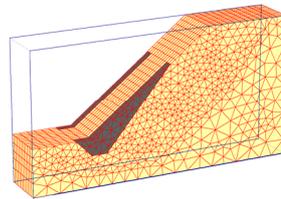
Scheibenabstand:

$$a = 4 \text{ m}$$

$$a / b = 2$$

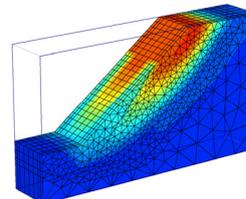
$$a / h = 0,33$$

FE Modell



$$\eta_{1,3D} = 1,37$$

Bruchmechanismus im FE Modell



Tragverhalten: Fall A3

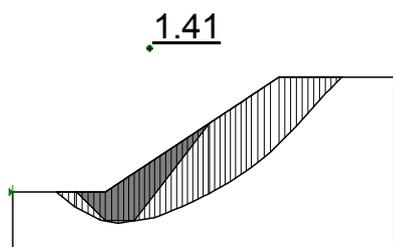
Beispiel 3:

1. Eingangsparameter:	Böschungshöhe:	$h = 10 \text{ m}$
	Böschungsneigung:	$1:1,5$
	Wichte des Bodens:	$\gamma = 19 \text{ kN/m}^3$
	Reibungswinkel des Bodens:	$\varphi = 25^\circ$
	Kohäsion des Bodens:	$c = 5 \text{ kN/m}^2$
	Parameter $f_{\varphi c}$:	$f_{\varphi c} = 17,72$
	Standsicherheit im nicht ertüchtigten Zustand:	$\eta_0 = 1,09$
	geforderte Standsicherheit:	$\eta_{\text{erf}} = 1,40$

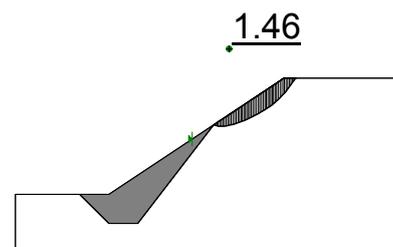
2. Dimensionierung der Scheibengeometrie

Anpassung der Scheibengeometrie unter Verwendung ebener Standsicherheitsberechnungsverfahren (verwendet wurde hier das GLE-Verfahren) und Optimierung bezüglich der geforderten Standsicherheit:

a) Anpassung der tiefliegenden Gleitlinie



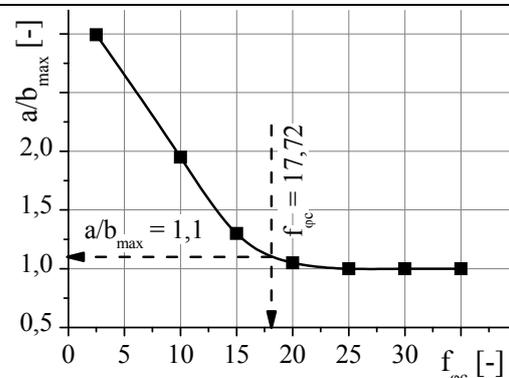
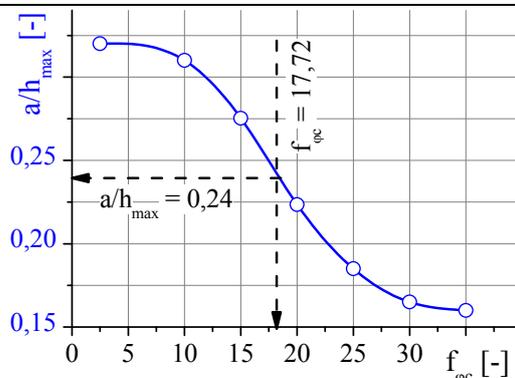
b) Anpassung der hochliegenden Gleitlinie



optimierte Scheibenabmessungen:	Scheibenhöhe über Böschungsfuß:	$h_s = 6,0 \text{ m}$
	Einbindetiefe am Böschungsfuß:	$t_s = 2,5 \text{ m}$
	Einbindelänge hinter Böschungsfuß:	$b_s = 2,5 \text{ m}$

3. Dimensionierung des Scheibenabstandes

Annahme Scheibenbreite: 2 m



erforderliches Abstandsverhältnis:

$$a/h_{\text{eff}} = 0,24 \rightarrow a_{\text{eff}} = 2,4 \text{ m}$$

erforderliches Abstands-Breiten-Verhältnis:

$$a/b_{\text{eff}} = 1,1 \rightarrow a_{\text{eff}} = 2,2 \text{ m}$$

4. Nachweis über räumliche FE Berechnung

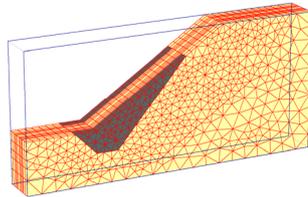
Scheibenabstand:

$$a = 2,2 \text{ m}$$

$$a / b = 1,1$$

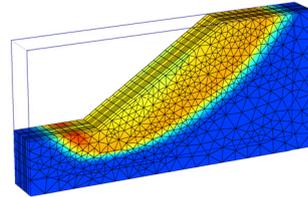
$$a / h = 0,24$$

FE Modell



$$\eta_{1,3D} = 1,43$$

Bruchmechanismus im FE Modell



Tragverhalten: Fall A2

5. Einfluss der Variation des Scheibenabstandes auf den Bruchmechanismus

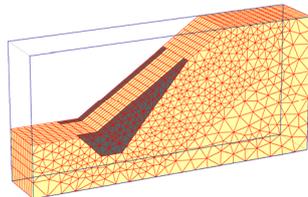
Scheibenabstand:

$$a = 4 \text{ m}$$

$$a / b = 2$$

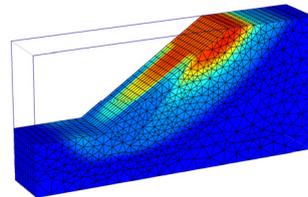
$$a / h = 0,4$$

FE Modell



$$\eta_{1,3D} = 1,38$$

Bruchmechanismus im FE Modell



Tragverhalten: Fall A3
