

MASTERARBEIT

KRIECHDRUCKBERECHNUNG BEI MASSENBEWEGUNGEN

VERGLEICH VON ANALYTISCHEN MODELLEN AN
PRAKTISCHEN BEISPIELEN

GEORG AUSWEGER

Vorgelegt am

Institut für Bodenmechanik und Grundbau
Technische Universität Graz

Betreuer

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Roman Marte
Institut für Bodenmechanik und Grundbau
Technische Universität Graz

Graz, April 2013

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG

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

Graz, am

.....

(Unterschrift)

STATUARY DECLARATION

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources / resources, and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources.

Graz,

.....

date

(signature)

Danksagung

An erster Stelle möchte ich Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Roman Marte, welcher in mir ein großes Interesse an Massenbewegungen geweckt hat, für die Betreuung und Hilfestellungen während dieser Arbeit danken.

Weiters bedanke ich mich bei allen Mitarbeitern des Instituts für Bodenmechanik und Grundbau für die anregenden Diskussionen und die hilfreichen Denkanstöße.

Ich möchte auch meinen Freunden für die schöne und unvergessliche Zeit während meines Studiums danken. Im Besonderen danke ich Andreas Schörghofer, Stefan Falk und Michael Gfrerer für die vielen gemeinsamen Stunden, die wir beim Lernen und in der Freizeit verbracht haben.

Großer Dank gilt meiner Freundin Christiane, die mir mit sehr viel Geduld und Liebe zur Seite gestanden ist und mich in den letzten Jahren in allen Lebenslagen unterstützt hat.

Ganz besonders möchte ich mich bei meiner Familie bedanken. Im Speziellen danke ich meinen Eltern. Sie haben den Grundstein für meine Ausbildung gelegt und mich während der gesamten Zeit mit Rat und Tat unterstützt. Meiner Mutter danke ich für die vielen aufmunternden Worte während meiner Ausbildungszeit. Meinem Vater danke ich für die spannenden Diskussionen und die häufig notwendigen baupraktischen Hilfestellungen bei allzu theoretischen Denkansätzen.

DANKE

Kurzfassung

Die Kernaufgabe der gegenständlichen Masterarbeit ist die Berechnung des Kriechdrucks in Massenbewegungen. Für die Planung einer Stabilisierungsmaßnahme für einen Kriechhang ist die Kenntnis des Kriechdrucks von wesentlicher Bedeutung.

Die Masterarbeit soll einen ersten Überblick über mehr oder weniger einfache analytische Modelle zur Berechnung des Kriechdrucks geben. Hierfür wurden drei verschiedene analytische Modelle ausgewählt:

- Kriechdrucktheorie nach Haefeli (1945)
- Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippmann (1988)
- Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid (2012)

Während der Ausarbeitung der verschiedenen Modelle wurde ein besonderes Augenmerk auf die Vor- und Nachteile der Modelle und auf deren Anwendbarkeit in der Praxis gelegt. Um diese zu bestimmen, wurden die Modelle auf zwei, bereits ausgeführte praktische Beispiele, das Projekt „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ und das Projekt „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“, angewendet. Zuerst wurden hierfür die notwendigen Eingabeparameter aus den Messungen während der Bauausführung zurückgerechnet. Dann wurden die untersuchten Modelle verwendet um den Kriechdruck und die Kriechgeschwindigkeit für die beiden Projekte zu berechnen. Anschließend wurden die berechneten Ergebnisse mit den gemessenen Ergebnissen verglichen. Im letzten Teil der Masterarbeit wurden die Erkenntnisse, welche während der Anwendung der Modelle gewonnen wurden, zusammengefasst. Hierbei hat sich gezeigt, dass die Bestimmung der Eingabeparameter bei allen Modellen mit Schwierigkeiten behaftet ist. Dies ist auf die großen Unsicherheiten bei der Bestimmung der Geometrie, der Kriechraten und der vorherrschenden Spannungszustände zurück zu führen. Gerade wegen dieser großen Unsicherheiten sind jedoch einfache Modelle in den meisten Fällen ausreichend, da die Vorteile höherwertiger Modelle durch diese Unsicherheiten meist relativiert werden. Weiters konnte im Zuge dieser Masterarbeit festgestellt werden, dass im Zusammenhang mit Kriechhängen eine adäquate Sicherheitsdefinition schwierig ist.

Abstract

The central issue of this master thesis is the calculation of the creeping pressure in landslides. To know about the creeping pressure in case of creeping landslides is one of the most important things in order to design measures of stabilization for such landslides. The master thesis should give a first overview of more or less simple analytic models for calculating the creeping pressure. Therefore three different analytical models have been chosen:

- Theory of creeping pressure according to Haefeli (1945)
- Theory of rate dependent shear stress in the sliding surface according to Lippomann (1988)
- Theory of stabilized creeping landslide according to Puzrin & Schmid (2012)

During the elaboration of the models particular attention was given to advantages and disadvantages of the different models and to their applicability in practice. To evaluate these criteria the models were applied to two already existing real-life projects – the project “B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300” and the project “PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung”. First the required input parameters for the models were backcalculated due to the measurements during the construction phase. Then the models were used to calculate the creeping pressure and the creeping rate for the two projects and additionally the results were validated against the measurements of the projects. In the last part of the thesis the results of the application of the models to real-life projects have been discussed. The results importantly demonstrate that the determination of the input parameters is problematic in case of all three models. This is due to the big uncertainties in the determination of geometry, the creeping rates and the stress states. But therefore simple models are fully adequate in most cases of creeping landslides because sophisticated models lose their advantages due to the before mentioned uncertainties. Another outcome of the master thesis is the absence of an adequate definition of the factor of safety for creeping landslides in practice.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
1.1	Definition von Kriechhängen.....	2
1.2	Definition des Begriffs Kriechdruck.....	3
2	Beschreibung der ausgewählten Kriechdrucktheorien.....	4
2.1	Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7].....	4
2.1.1	Annahmen zur Kriechdrucktheorie	7
2.1.2	Berechnung des Gleitdrucks nach der Kriechdrucktheorie.....	8
2.2	Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippomann [11] ..	13
2.2.1	Annahmen zur Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche	13
2.2.2	Berechnung der Bremskraft nach der Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche	14
2.3	Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]	15
2.3.1	Annahmen zur Theorie des blockierten Kriechhangs	16
2.3.2	Berechnung des Kriechdrucks nach der Theorie des blockierten Kriechhangs.....	18
2.3.3	Berechnung der Langzeit-Sicherheitszahl und Bestimmung des Verhaltens nach einem Versagen des Widerstands.....	21
2.3.4	Erddruckberechnung	22
2.4	Zusammenfassung der Grundlagen und Annahmen für die verschiedenen Kriechdrucktheorien	26
3	Projekt B 90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300.....	30
3.1	Projektbeschreibung.....	30
3.2	Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] auf den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre	38
3.2.1	Erforderliche Annahmen.....	38
3.2.2	Berechnung des Kriechdrucks nach der Stabilisierung	39
3.2.3	Berechnung „Faktor für ein Überschieben“ des Kriechhangs	40
3.3	Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] auf den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre	42
3.3.1	Erforderliche Annahmen.....	42
3.3.2	Berechnung der Kriechgeschwindigkeit nach der Stabilisierung	51

3.4	Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] auf den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre	55
3.4.1	Erforderliche Annahmen	55
3.4.2	Ermittlung des Kriechverformungs-Verlaufs	58
3.4.3	Ermittlung des Kriechdruck-Verlaufs und der Langzeit-Sicherheitszahl	60
4	Projekt PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung	63
4.1	Projektbeschreibung	63
4.2	Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] auf den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels	71
4.2.1	Erforderliche Annahmen	71
4.2.2	Berechnung des Kriechdrucks für die verschiedenen Bauzustände	72
4.2.3	Berechnung „Faktor für ein Überschieben“ des Kriechhangs	73
4.3	Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] auf den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels	76
4.3.1	Erforderliche Annahmen	76
4.3.2	Berechnung des Viskositätsindex für verschiedene Bauzustände	77
4.4	Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] auf den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels	81
4.4.1	Erforderliche Annahmen	81
4.4.2	Parameterstudie für die Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] anhand des Kriechhangs im Bereich des Krenngrabentunnels	82
5	Erkenntnisse aus der Anwendung der diskutierten Kriechdrucktheorien auf praktische Beispiele	87
5.1	Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]	87
5.1.1	Modellvorstellung	87
5.1.2	Eingabeparameter	87
5.1.3	Randbedingungen	88
5.1.4	Ergebnisse	88
5.2	Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippomann [11] ..	89
5.2.1	Modellvorstellung	89
5.2.2	Eingabeparameter	90
5.2.3	Randbedingungen	90
5.2.4	Ergebnisse	91

5.3	Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]	91
5.3.1	Modellvorstellung	91
5.3.2	Eingabeparameter	92
5.3.3	Randbedingungen	92
5.3.4	Ergebnisse	93
5.4	Sicherheitsdefinition bei Kriechhängen.....	93
6	Zusammenfassung und Ausblick.....	95
7	Anhang	96

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Übersicht über die behandelten Erddrucktheorien	2
Abbildung 2: Gleitflächenbildung für oben oder seitlich gehaltene Stützkonstruktion [7]	4
Abbildung 3: Gleitflächenbildung für in stabilen Untergrund eingebundene Stützkonstruktion [7]	5
Abbildung 4: Wirkungsweisen des Kriechdrucks [7].....	7
Abbildung 5: Modelldarstellung für Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] mit Vereinfachungen	8
Abbildung 6: Sonderfall $\beta=\omega=\vartheta=\varphi$ und $\delta=0$	10
Abbildung 7: Verhältniszahl $m(\delta_1)$ zur Ermittlung des Gleitdrucks für den Sonderfall $\beta=\omega=\vartheta=\varphi$ und $\delta=0$ [1]..	11
Abbildung 8: Verhältniszahl $m(E)$ zur Ermittlung des Gleitdrucks für den Sonderfall $\beta=\omega=\vartheta=\varphi$ und $\delta=0$ [1]...	12
Abbildung 9: Modelldarstellung für Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche [11].....	14
Abbildung 10: Modelldarstellung für Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16].....	16
Abbildung 11: Materialmodelle: a) viskos-plastisch; b) elasto-plastisch [16].....	17
Abbildung 12: Gleichgewicht eines differentiellen Elements des Kriechhangs [16]	18
Abbildung 13: Ermittlung des aktiven und passiven Erddrucks.....	23
Abbildung 14: Anwendung der Erddrucktheorie nach Rankine: a) darstellbare Geländekonfiguration; b) nicht darstellbare Geländekonfiguration.....	25
Abbildung 15: Rheologisches Modell für die Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippmann [11]	28
Abbildung 16: Rheologisches Modell für die Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16].....	29
Abbildung 17: Ausschnitt geologische Karte von Kärnten.....	31
Abbildung 18: Geometrie des Kriechhangs im Bereich der Doppelkehre	33
Abbildung 19: Längenschnitt zur geplanten Sicherung des Kriechhangs [4]	36
Abbildung 20: Grundriss zur geplanten Sicherung des Kriechhangs [4]	37
Abbildung 21: Wirkungsweise der eingebauten Anker.....	40
Abbildung 22: Abhängigkeit der Kriechdruckkraft vom Reibungswinkel des Gleitkörpers.....	42
Abbildung 23: Gegenüberstellung von Bewegungsraten und Summenlinie des Niederschlags [4]	44
Abbildung 24: Einheitsquader zur Berechnung des zusätzlichen Wasservolumens	48
Abbildung 25: Bewegungsraten des Kriechhangs im Bereich der Doppelkehre nach Fertigstellung der Sicherungsmaßnahmen.....	54

Abbildung 26: Einfluss des Viskositätsparameters l_{va}	55
Abbildung 27: Abgrenzung des Widerstandskörpers vom Kriechhang	56
Abbildung 28: Vergleich der berechneten Kriechverformungen nach Puzrin & Schmid [16] mit den gemessenen Kriechverformungen für Inklinometer I10.....	59
Abbildung 29: Entwicklung des Kriechdrucks und der Sicherheitszahl über die Zeit	62
Abbildung 30: Ausschnitt geologische Karte von Oberösterreich.....	64
Abbildung 31: Geometrie des Kriechhangs im Bereich des Krenngrabentunnels.....	66
Abbildung 32: Querschnitt Profil 42.....	67
Abbildung 33: Querschnitt Profil 46.....	68
Abbildung 34: Zeit-Verschiebungslinie Profil 42.....	69
Abbildung 35: Zeit-Verschiebungslinie Profil 46.....	70
Abbildung 36: Beispielhafte Darstellung des Gleitflächenverlaufs für Profil 42	72
Abbildung 37: Widerstand zufolge des Erdstützkeils	74
Abbildung 38: Darstellung Viskositätsindexe für: a) Profil 42 b) Profil 46.....	81
Abbildung 39: Einfluss des Verformungsmoduls auf den Kriechdruck ($x = 0$ m).....	84
Abbildung 40: Einfluss des Verformungsmoduls auf den Verformungsverlauf ($x = 73$ m)	84
Abbildung 41: Einfluss des Viskositätsparameters auf den Kriechdruck ($x = 0$ m).....	86
Abbildung 42: Einfluss des Viskositätsparameters auf den Verformungsverlauf ($x = 73$ m)	86
Abbildung 43: Ermittlung des aktiven und passiven Erddrucks mit Kohäsion	97
Abbildung 44: Spannungszustand für kohäsionsarmen Schnee [5].....	102

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Notwendige Eingabeparameter.....	26
Tabelle 2: Grundlagen und Annahmen zur Geometrie.....	27
Tabelle 3: Grundlagen und Annahmen zu den Materialparametern.....	27
Tabelle 4: Grundlagen und Annahmen zum rheologischen Modell.....	28
Tabelle 5: Rechnerisch ermittelter Widerstand des Ingenieurbüros GDP ZT GmbH für die Ankerreihen im Bereich der Doppelkehre [4].....	34
Tabelle 6: Bodenparameter für den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre [4].....	35
Tabelle 7: Angenommene Bodenparameter für den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre.....	35
Tabelle 8: Gesamtwiderstand der Anker.....	41
Tabelle 9: Faktor für ein Überschieben des Kriechhangs für Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7].....	41
Tabelle 10: Monatlicher Niederschlag B90 Nassfeldstraße Mai – August 1996.....	46
Tabelle 11: Monatlicher Niederschlag B90 Nassfeldstraße Oktober – November 2000.....	49
Tabelle 12: Kriechgeschwindigkeit nach der Stabilisierung des Kriechhangs nach Lippmann [11].....	53
Tabelle 13: Langzeit-Sicherheitszahl für den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre nach Puzrin & Schmid [16].....	61
Tabelle 14: Bauzustände Profil 42.....	69
Tabelle 15: Bauzustände Profil 46.....	70
Tabelle 16: Bodenparameter für den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels [3].....	70
Tabelle 17: Faktor für ein Überschieben des Kriechhangs für Profil 42.....	75
Tabelle 18: Faktor für ein Überschieben des Kriechhangs für Profil 46.....	75
Tabelle 19: Übersicht Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche für ausgewählte Bauzustände (Profil 42).....	78
Tabelle 20: Berechnung der Viskositätsindexe für Profil 42.....	79
Tabelle 21: Übersicht Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche für ausgewählte Bauzustände (Profil 46).....	80
Tabelle 22: Berechnung der Viskositätsindexe für Profil 46.....	80

Variablenverzeichnis

Kriechdrucktheorie nach Haefeli		
Kürzel	Einheit	Bezeichnung
β	[°]	Neigung der Geländeoberfläche
ω	[°]	Neigung des Felsuntergrunds, der stabilen Schicht
ϑ	[°]	Neigung der Gleitfläche
δ	[°]	Wandreibungswinkel
δ_1	[°]	Neigung der Druckkraft D
h	[m]	Tiefe der Gleitfläche (vertikal gemessen)
V, G	[kN]	Gewicht der Erdkeile
E_g	[kN]	Gleitdruck
Q	[kN]	Reibungskomponente
D	[kN]	Druckkraft auf Erdkeil
γ	[kN/m ³]	Wichte des Gleitkörpers
φ	[°]	Reibungswinkel in der Gleitfläche
φ_1	[°]	Reibungswinkel im Gleitkörper
$m(\delta_1)$	[-]	Verhältniszahl
$m(E)$	[-]	Verhältniszahl

Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippmann		
Kürzel	Einheit	Bezeichnung
β	[°]	Neigung der Geländeoberfläche und der Gleitfläche
h	[m]	Tiefe der Gleitfläche (vertikal gemessen)
L	[m]	Länge des Gleitkörpers
b	[m]	Breite des Gleitkörpers
τ_0	[kPa]	Scherspannung in der Gleitfläche bei Geschwindigkeit v_0
τ_1	[kPa]	Scherspannung in der Gleitfläche bei Geschwindigkeit v_1
B	[kN]	Bremskraft
γ	[kN/m ³]	Wichte des Gleitkörpers
v_0	[m/sec]	Kriechgeschwindigkeit zum Zeitpunkt t_0
v_1	[m/sec]	Kriechgeschwindigkeit zum Zeitpunkt t_1
l_{va}	[-]	Viskositätsindex

Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid		
Kürzel	Einheit	Bezeichnung
β	[°]	Neigung der Geländeoberfläche und der Gleitfläche
h	[m]	Tiefe der Gleitfläche (rechtwinkelig zur Gleitfläche gemessen)
L	[m]	Länge des Gleitkörpers
x	[m]	Distanz vom Hangfuß
t	[sec]	Zeit seit der Stabilisierung
τ_r	[kPa]	Geschwindigkeitsunabhängiger Teil der Restscherfestigkeit in der Gleitfläche
τ_g	[kPa]	Scherspannung in der Gleitfläche zufolge Eigengewicht und Wasser

τ^*	[kPa]	Geschwindigkeitsabhängige Restscherfestigkeit in der Gleitfläche
p	[kPa]	Erddruck im Gleitkörper (über die Höhe gemittelt)
p_0	[kPa]	Erddruck im Gleitkörper vor der Stabilisierung (über die Höhe gemittelt)
p_a	[kPa]	Aktiver Erddruck (über die Höhe gemittelt)
p_p	[kPa]	Passiver Erddruck (über die Höhe gemittelt) bzw. Widerstand aufgrund der Stützkonstruktion am Hangfuß
γ	[kN/m ³]	Wichte des Gleitkörpers
φ_{res}	[°]	Restreibungswinkel in der Gleitfläche
φ'	[°]	Reibungswinkel im Gleitkörper
c	[kPa]	Kohäsion im Gleitkörper
E	[kPa]	Verformungsmodul
$K_{a,p}$	[-]	Aktiver, passiver Erddruckbeiwert
δ	[m]	Verschiebungen
$\dot{\delta}$	[m/sec]	Kriechgeschwindigkeit
v_0	[m/sec]	Kriechgeschwindigkeit vor der Stabilisierung
η	[kPa s/m]	Viskositätskoeffizient
FOS	[-]	Sicherheitszahl

Verwendete Kürzel für Berechnungen¹

Kürzel	Einheit	Bezeichnung
β	[°]	Neigung der Geländeoberfläche und der Gleitfläche
h	[m]	Tiefe der Gleitfläche (vertikal gemessen)
h'	[m]	Tiefe der Gleitfläche (rechtwinkelig zur Gleitfläche gemessen)
h_w	[m]	Tiefe des Grundwasserspiegels von der Geländeoberfläche vertikal gemessen
L	[m]	Länge des Gleitkörpers
B	[m]	Breite des Gleitkörpers
x	[m]	Distanz vom Hangfuß
t	[-]	Zeit seit der Stabilisierung
δ_1	[°]	Neigung der Druckkraft D
E_k	[kN]	Kriechdruckkraft – ersetzt den Gleitdruck E_k , Bremskraft B und Kriechdruck p
e_k	[kPa]	Kriechdruck
τ_{res}	[kPa]	Geschwindigkeitsunabhängiger Teil der Restscherfestigkeit in der Gleitfläche
τ^*_{res}	[kPa]	Geschwindigkeitsabhängige Restscherfestigkeit in der Gleitfläche
τ	[kPa]	Scherspannung in der Gleitfläche
τ_g	[kPa]	Scherspannung in der Gleitfläche zufolge Eigengewicht und Wasser
p_0	[kPa]	Erddruck im Gleitkörper vor der Stabilisierung (über die Höhe gemittelt)
p_a	[kPa]	Aktiver Erddruck (über die Höhe gemittelt)
p_p	[kPa]	Passiver Erddruck (über die Höhe gemittelt) bzw. Widerstand aufgrund der Stützkonstruktion am Hangfuß

¹ Für die Berechnungen wurden die unterschiedlichen Kürzel der drei Kriechdrucktheorien zur besseren Vergleichbarkeit zusammengefasst.

T	[kN/m]	Scherkraft (Scherspannung in der Gleitfläche über die Länge aufintegriert)
A	[kN]	Rechnerische Ankerkraft
A _R	[kN]	Gesamtwiderstand der Anker
A _T	[kN]	Ankerkraft parallel zur Gleitfläche
A _N	[kN]	Ankerkraft normal zur Gleitfläche
A _{T,φ}	[kN]	Ankerkraft parallel zur Gleitfläche aufgrund zusätzlicher Reibung in Gleitfläche
G	[kN/m]	Gewicht des Erdstützkeils
G _R	[kN/m]	Gesamtwiderstand des Erdstützkeils parallel zur Gleitfläche
G _{hor}	[kN/m]	Reibungskomponente in der horizontalen Gleitfläche aus dem Erdstützkeil
G _{hor,T}	[kN/m]	Widerstand des Erdstützkeils parallel zur Gleitfläche
G _{hor,N}	[kN/m]	Widerstand des Erdstützkeils normal zur Gleitfläche
G _{hor,T,φ}	[kN/m]	Widerstand des Erdstützkeils parallel zur Gleitfläche aufgrund zusätzlicher Reibung in der Gleitfläche
S	[kN]	Strömungskraft parallel zur Gleitfläche
γ _f	[kN/m ³]	Feuchtwichte des Gleitkörpers
γ _{sat}	[kN/m ³]	Gesättigte Wichte des Gleitkörpers
γ'	[kN/m ³]	Wichte unter Auftrieb des Gleitkörpers
γ _s	[kN/m ³]	Wichte des Korns
γ _d	[kN/m ³]	Trockenwichte des Gleitkörpers
γ _w	[kN/m ³]	Wichte des Wassers
n	[-]	Porenanteil
w	[-]	Wassergehalt des Gleitkörpers
S _r	[-]	Sättigungsgrad des Gleitkörpers
φ _{res}	[°]	Restreibungswinkel in der Gleitfläche
φ _{GF}	[°]	Reibungswinkel in der Gleitfläche
φ	[°]	Reibungswinkel im Gleitkörper
c	[kPa]	Kohäsion im Gleitkörper
E	[kPa]	Verformungsmodul
K _{a,p}	[-]	Aktiver, passiver Erddruckbeiwert
δ	[m]	Verschiebungen
v	[m/sec]	Kriechgeschwindigkeit
v ₀	[m/sec]	Kriechgeschwindigkeit vor der Stabilisierung
I _{va}	[-]	Viskositätsindex für Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherfestigkeit in der Gleitfläche
η	[kPa s/m]	Viskositätsparameter für Theorie des blockierten Kriechhangs
FOS	[-]	Factor of Safety – „Sicherheitszahl des Kriechhangs“
FÜ	[-]	Faktor für ein Überschieben der Stützkonstruktion (FÜ > 1,0 entspricht Überschieben)
N	[mm/Zeit]	Niederschlagsmenge
ΔN	[mm]	Differenz aus mittlerer Niederschlagsmenge und tatsächlicher Niederschlagsmenge über die Zeit aufsummiert

1 Einleitung

Massenbewegungen, insbesondere auch Kriechhänge, können einen wesentlichen Einfluss für den Wirtschafts- bzw. Lebensraum großer Gebiete darstellen. Zur Sicherung solcher Kriechhänge und somit zur Erhöhung der Sicherheit für die Bewohner und der Nutzbarkeit derartiger Lebensräume ist es unter anderem notwendig die Belastung zu kennen, welche solche Kriechhänge auf die konstruktiven Sicherungsmaßnahmen ausüben. Diese Masterarbeit gibt einen ersten Überblick über mögliche Modelle zur Berechnung dieser Belastung und legt somit den Grundstein für weitere Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet.

Die Aufgabenstellung dieser Masterarbeit sieht die Aufarbeitung von drei analytischen Modellen zur Berechnung des Kriechdrucks in Massenbewegungen vor. Hierbei soll ein besonderes Augenmerk auf die Ausarbeitung der Vor- und Nachteile der verschiedenen Modelle hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit in der Praxis gegeben werden. Diese Beurteilung soll im Zuge der Nachrechnung von zwei bereits ausgeführten Projekten erfolgen, indem die Berechnungsergebnisse mit den Messergebnissen verglichen werden.

Folgende analytische Modelle zur Kriechdruckberechnung werden im Zuge dieser Masterarbeit behandelt:

- Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]
- Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung nach Lippomann [11]
- Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]

Abbildung 1 stellt einen Überblick über die behandelten Kriechdrucktheorien und die zeitliche Entwicklung der Kriechdrucktheorien dar.

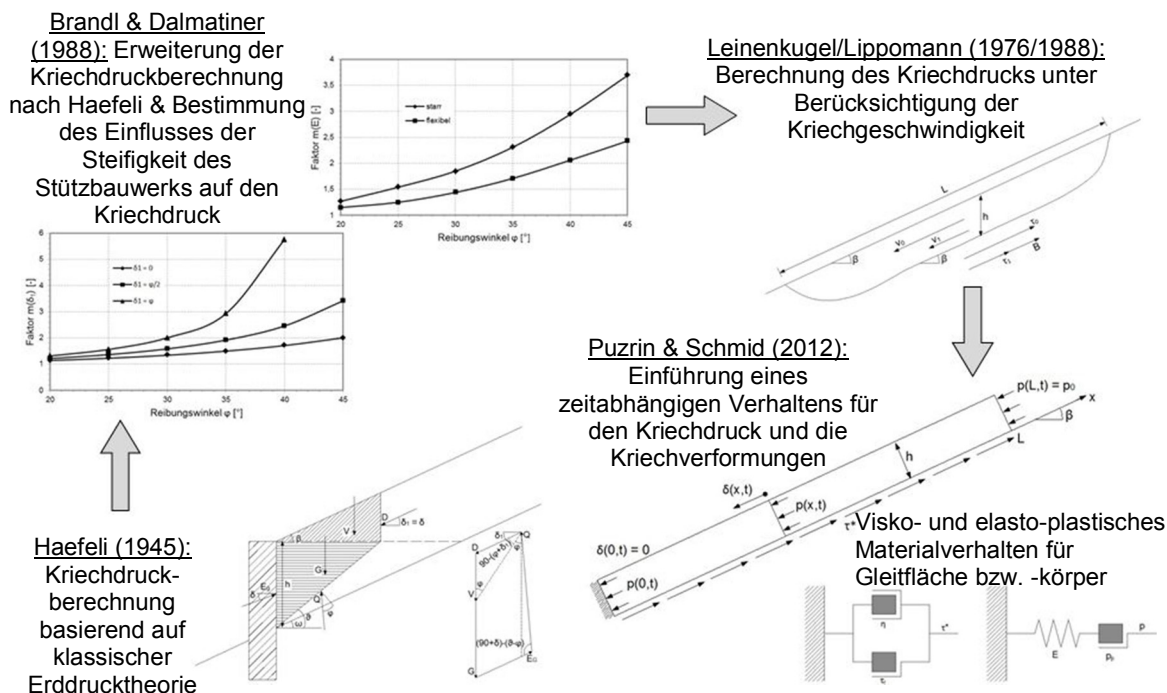


Abbildung 1: Übersicht über die behandelten Erddrucktheorien

Zur Nachrechnung wurden folgende Projekte ausgewählt:

- B 90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300
- PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung

1.1 Definition von Kriechhängen

Unter dem Begriff Kriechhänge versteht man Hänge, welche sich in ihrem natürlichen Zustand nahe dem Grenzgleichgewicht befinden. Dies bedeutet, dass sie i.d.R. im natürlichen Zustand globale Sicherheitszahlen von etwas über 1,00 bis ca. 1,10 aufweisen. Diese Hänge reagieren in den meisten Fällen besonders empfindlich auf anthropogene Eingriffe, Niederschläge und sonstige Veränderungen von außen.

Kriechhänge weisen bereits vor einem anthropogenen Eingriff zeitlich veränderliche Bewegungsraten auf, welche jedoch – über einen längeren Zeitraum gemittelt – als „konstantes“ Kriechen definiert werden können. Dabei kann die durchschnittliche Bewegungsrate von wenigen mm/Jahr bis zu m/Jahr reichen.

Des Weiteren werden in dieser Arbeit nur Hänge betrachtet, deren potentielles Kriechvolumen bei mehreren 10.000 m³ beginnt.

1.2 Definition des Begriffs Kriechdruck

Der Kriechdruck stellt eine Spezialform des Erddrucks dar. Dabei berücksichtigt der Kriechdruck eine Erhöhung des aktiven Erddrucks aufgrund der kriechenden Bewegung. Im Extremfall kann der Kriechdruck den Wert des passiven Erddrucks erreichen.

In den nachfolgend behandelten analytischen Modellen wird der Erddruck auf die Stützkonstruktion eines kriechenden Hangs jeweils unterschiedlich bezeichnet. Dabei versteht man jedoch immer jene Belastung, welche ein kriechender Hang auf eine Stützkonstruktion ausübt. Um mit der Originalliteratur konsistent zu sein, wurde bei der Beschreibung der analytischen Modelle in Kap. 2 die Originalbezeichnung beibehalten. Zur besseren Verständlichkeit wurden die Begriffe für die Berechnungen jedoch zusammengefasst und es wurde in weiterer Folge nur mehr die Bezeichnung Kriechdruck verwendet.

2 Beschreibung der ausgewählten Kriechdrucktheorien

2.1 Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]

Die Berechnung des Kriechdrucks auf eine Stützkonstruktion erfolgt nach Haefeli [7] basierend auf der klassischen Erddrucktheorie. Dabei steigt der Erddruck auf die Stützkonstruktion durch die kriechende Bewegung der Bodenmasse über den aktiven Erddruck an und kann im Extremfall den Wert für den passiven Erddruck erreichen.

Haefeli [7] unterscheidet grundsätzlich zwei verschiedene Arten von Stützkonstruktionen:

- Im ersten Grenzfall ist die Stützkonstruktion seitlich oder am Kopf der Stützkonstruktion gehalten – dies bedeutet, dass die Stützkonstruktion nicht in eine stabile, ruhende Bodenschicht eingebunden ist. Aufgrund dieser Randbedingung ist es möglich, dass die Bodenmasse unter dem Bauwerk durchkriecht und sich somit eine Gleitfläche entsprechend dem passiven Erddruck ausbildet. Dabei ist es nicht maßgebend, ob sich die Stützkonstruktion gegen den Hang oder der Kriechhang gegen die stabile Stützkonstruktion verschiebt, da alleine die Relativbewegung ausschlaggebend ist. Ein Durchkriechen der Bodenmasse unter der Stützkonstruktion ist nur möglich, wenn es zu einer Hebung der Stützkonstruktion oder zu plastischen Verformungen unter der Stützkonstruktion kommt. Ist ein Durchkriechen unter der Stützkonstruktion nicht möglich, bildet sich der nachfolgende, in Abbildung 3 dargestellte Fall aus.

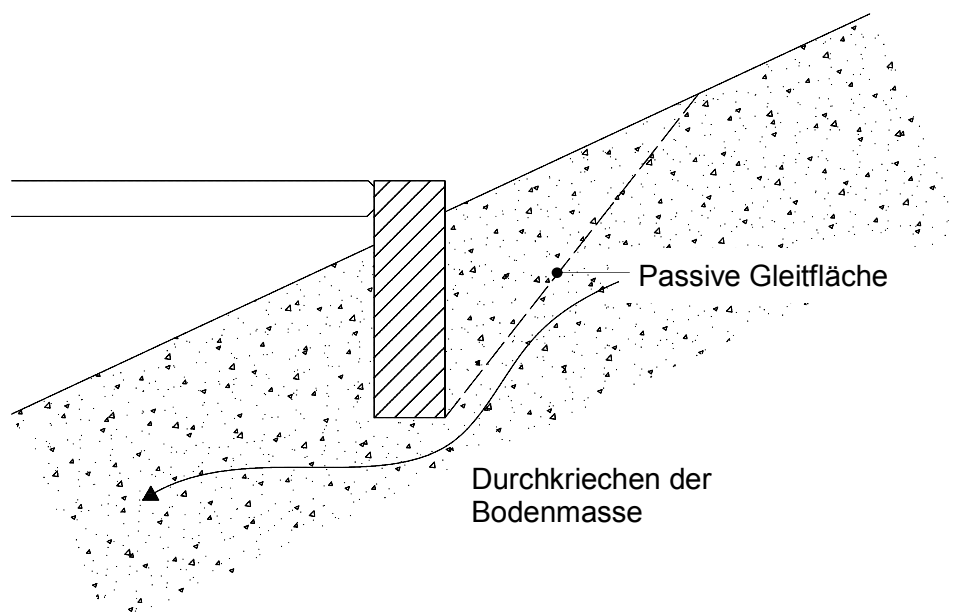


Abbildung 2: Gleitflächenbildung für oben oder seitlich gehaltene Stützkonstruktion [7]

- Im zweiten Grenzfall wird die Stützkonstruktion in eine tiefere, stabile Schicht eingebunden. Dadurch wird die Ausbildung einer passiven Gleitfuge unterbunden und es kommt nach Haefeli [7] zu einem Überschieben der Stützkonstruktion, sofern die Stützkonstruktion ausreichend stabil ist bzw. entsprechend dimensioniert wurde. Aufgrund dieser Überschiebung bildet sich eine sekundäre Gleitfläche aus. Diese sekundäre Gleitfläche ermöglicht es die Berechnung des Kriechdruckes auf die Berechnung des „aktiven Erddruckes“ zurückzuführen. Bei der Berechnung werden die Spannungen in der sekundären Gleitfläche als Auflast berücksichtigt.

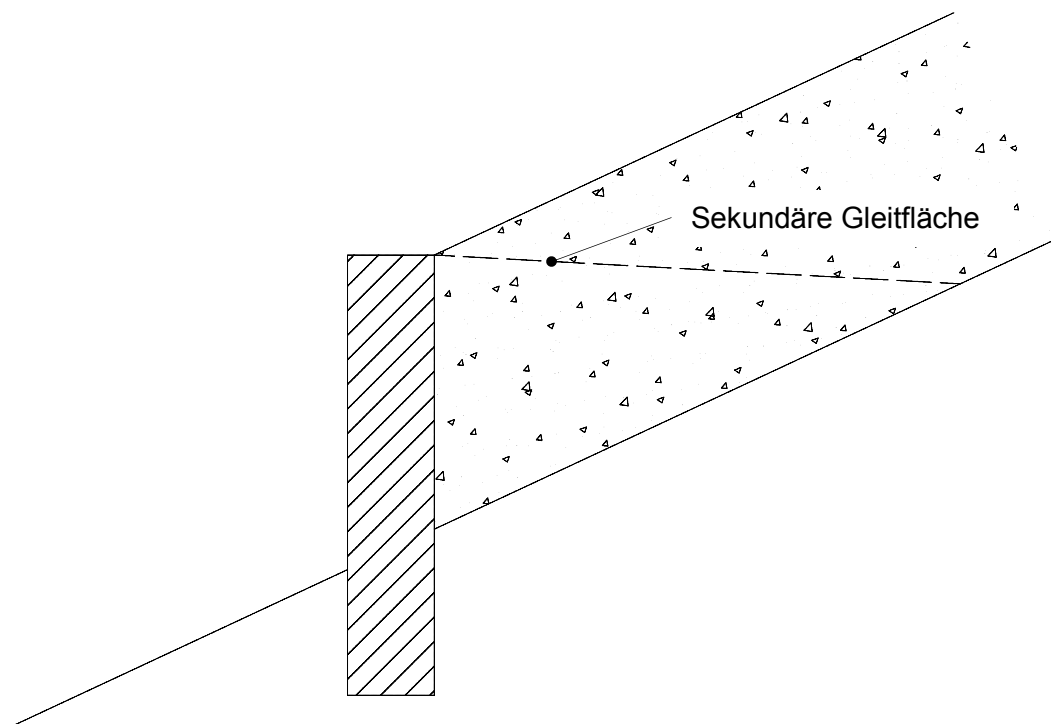


Abbildung 3: Gleitflächenbildung für in stabilen Untergrund eingebundene Stützkonstruktion [7]

Die nachfolgende Beschreibung der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] beschäftigt sich ausschließlich mit dem zweiten Fall, in welchem die Stützkonstruktion in eine tiefere, stabile Schicht eingebunden ist, da der erste Fall im Allgemeinen auf ein Problem des passiven Erddruckes zurückgeführt werden kann. Weiters beschränken sich die Kriechdruckansätze auf eine horizontale, durchgehende Stützkonstruktion.

Grundsätzlich können nach Haefeli [7] je nach Intensität der Kriechbewegung und Beschaffenheit des Materials drei Fälle der Wirkungsweise des Kriechdrucks unterschieden werden. Es ist auch möglich, dass alle drei Fälle zeitlich aufeinanderfolgend innerhalb eines Materials auftreten. Am Beginn bildet sich ein Staubereich, innerhalb welchem die Kriechbewegung durch Einbau einer Stützkonstruktion gestört wird. Dieser Staubereich

breitet sich mit der Zeit bergseitig aus und belastet die Stützkonstruktion durch einen statischen Druck am oberen Ende des Staubereichs und einen Staudruck am unteren Ende des Staubereichs. Haefeli [5], [6], [7] hat dieses Phänomen vor allem in der Schneemechanik untersucht und festgestellt, dass eine Belastung der Stützkonstruktion in Form eines Staudrucks vor allem bei Materialien mit ausreichender Kohäsion und Plastizität stattfindet. Bei einer Übertragung dieser Theorie auf bodenmechanische Probleme muss berücksichtigt werden, dass im Lockergestein, im Vergleich zu Schnee, kein ideal-plastisches Materialverhalten vorliegt. Treten innerhalb des Staubereichs plastische Zonen auf, so entwickelt sich der Staudruck nach Haefeli [7] zu einem Fließdruck. Hierfür hat Haefeli [7] keine analytische Lösung angegeben, da der Zustand des Fließdrucks als Übergang von Staudruck zu Gleitdruck angesehen werden kann und daher an Bedeutung verliert. Letztlich bildet sich eine Gleitfläche aus, welche es der Bodenmasse erlaubt die Kriechbewegung fortzusetzen. In diesem Stadium wird die Stützkonstruktion mit dem Gleitdruck belastet. Der Fall des Gleitdrucks tritt vor allem bei schnellen Kriechgeschwindigkeiten und gering plastischen Materialien auf. Betrachtet man nun die drei Fälle als zeitlich aufeinanderfolgend, so erkennt man, dass die ersten beiden Fälle schlussendlich im dritten Fall – dem Gleitdruck enden. Nach Haefeli [7] stellt der Gleitdruck somit einen konstanten oberen Grenzwert dar, welcher als Belastung für die Stützkonstruktion berücksichtigt werden sollte. Stellt sich im Kriechhang jedoch bereits vor dem Erreichen dieses oberen Grenzwerts ein Gleichgewichtszustand ein, so ist der wirkende Kriechdruck geringer als der Gleitdruck, welcher den oberen Grenzwert repräsentiert.

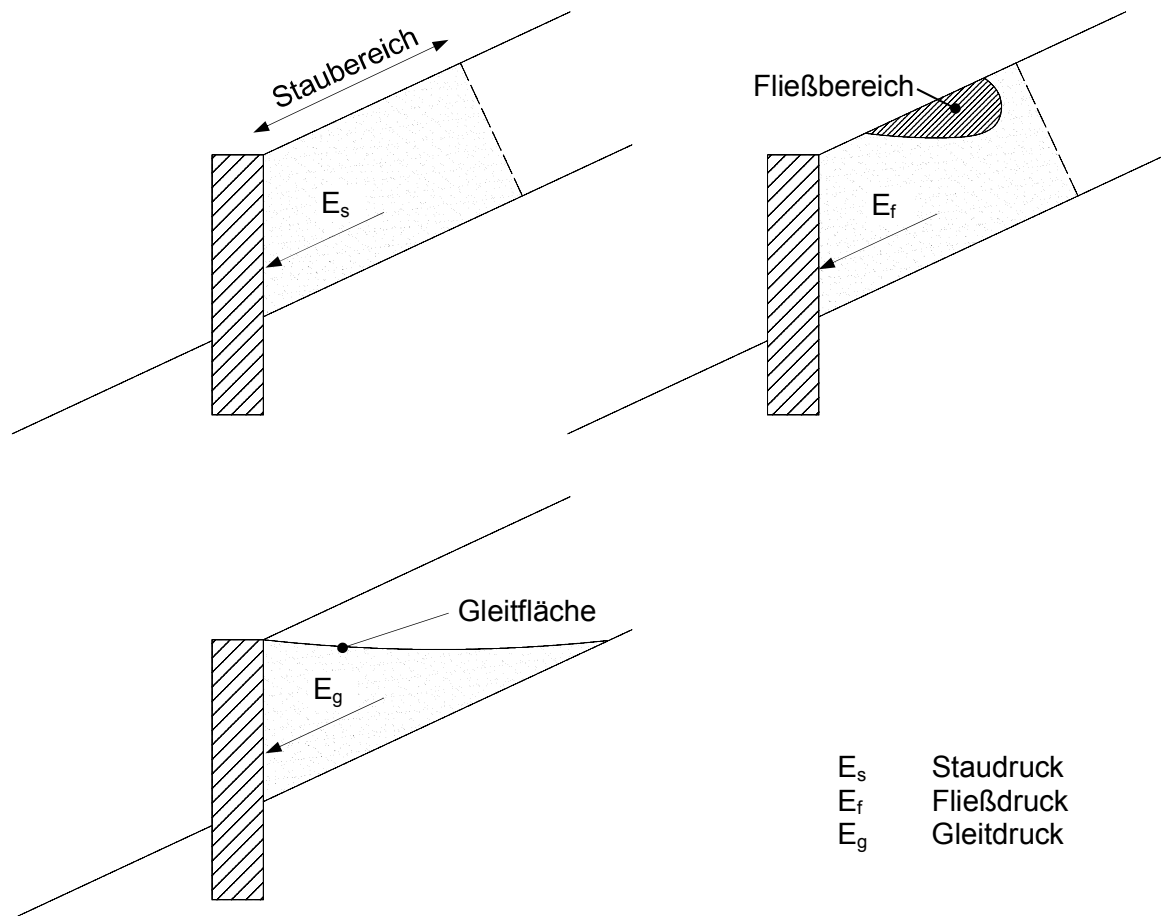


Abbildung 4: Wirkungsweisen des Kriechdrucks [7]

2.1.1 Annahmen zur Kriechdrucktheorie

Um den Gleitdruck berechnen zu können sind einige Vereinfachungen notwendig:

- Die sekundäre Gleitfläche wird horizontal angenommen.
- Die Stützkonstruktion ist vertikal.
- Der Winkel δ_1 , den die Druckkraft D mit der Horizontalen einschließt, wird gleich dem Wandreibungswinkel δ gesetzt – siehe Abbildung 5.

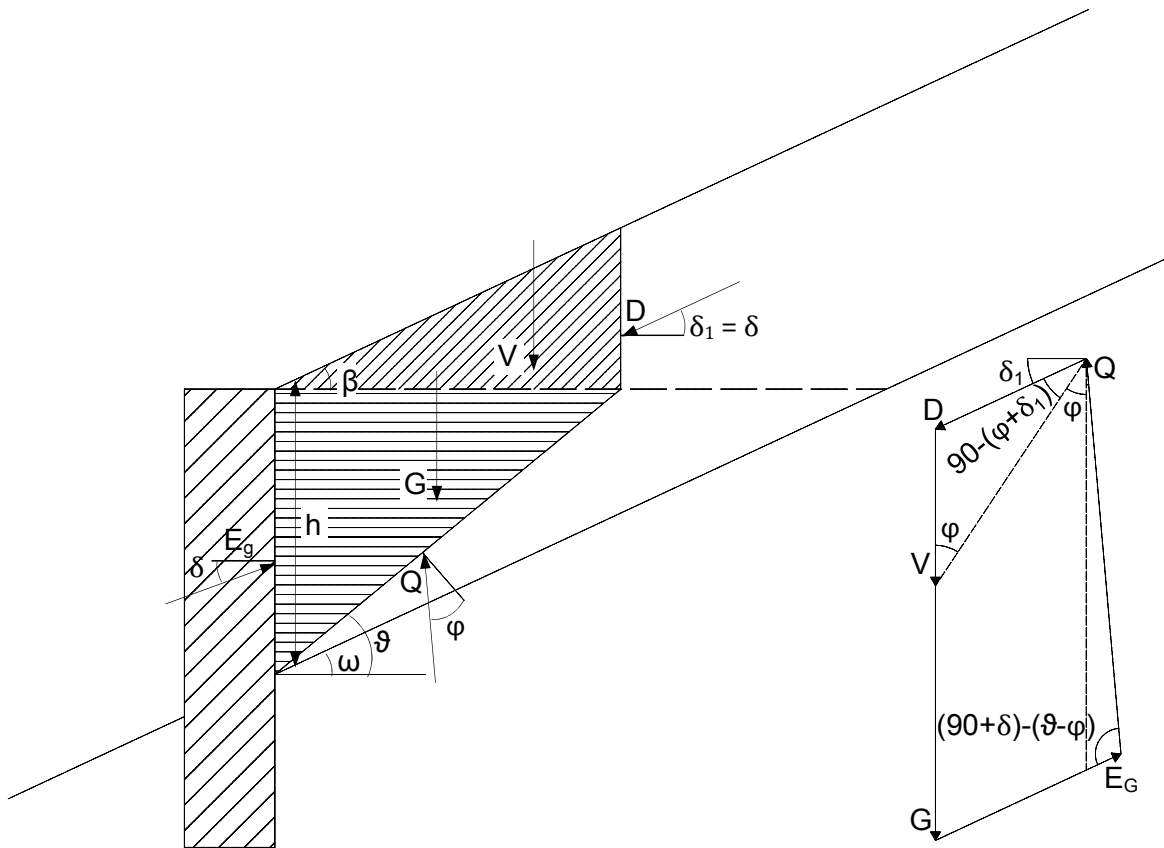


Abbildung 5: Modelldarstellung für Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] mit Vereinfachungen

Diese Annahmen gelten ausschließlich für die analytische Lösung. Haefeli [7] empfiehlt jedoch eine graphische Lösung am Kräfteck, welche keineswegs an die obigen Vereinfachungen gebunden ist. Des Weiteren ist anzumerken, dass der Gleitdruck graphisch immer nur für eine unter dem Winkel ϑ geneigte Gleitfläche ermittelt werden kann.

Eine Kohäsion im Gleitkörper wird bei der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] nicht berücksichtigt.

2.1.2 Berechnung des Gleitdrucks nach der Kriechdrucktheorie

Mit Hilfe des Eigengewichts der Erdkörper und durch Lösen des Kräftecks erhält man folgende Formeln zur Berechnung des Gleitdrucks auf eine Stützkonstruktion

$$V = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{\tan(\beta)}{\tan^2(\vartheta)} \quad \text{Equ. 1}$$

$$G = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(\vartheta)} \quad \text{Equ. 2}$$

$$E_g = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{\tan(\beta)}{\tan^2(\vartheta) \cdot \cos(\delta)} \cdot \left[\frac{1}{\cot(\varphi) - \tan(\delta)} + \frac{1 + \frac{\tan(\vartheta)}{\tan(\beta)}}{\tan(\delta) + \cot(\vartheta - \varphi)} \right] \quad \text{Equ. 3}$$

Der Gleitdruck steigt bei gleichbleibender Neigung der Geländeoberfläche β mit abnehmender Neigung der Gleitfläche ϑ an. Einen Maximalwert für den Gleitdruck erhält man somit, wenn die Neigung der Gleitfläche ϑ der Neigung des Felsuntergrunds bzw. der Neigung des stabilen Untergrunds ω entspricht. Diese Annahme ist jedoch bei sehr flachen Neigungen des Felsuntergrunds nicht gültig, da dann die Annahme der horizontalen Sekundärgleitfläche nicht mehr gerechtfertigt ist. Betrachtet man den Fall einer horizontalen Geländeoberfläche, so reduziert sich der Gleitdruck auf den aktiven Erddruck, wenn die Wandreibung mit $\delta = 0^\circ$ angenommen wird. Somit kann der aktive Erddruck als Sonderfall des Gleitdrucks angesehen werden.

$$E_{g(\beta=0; \delta=0)} = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \tan^2\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2}\right) \quad \text{Equ. 4}$$

Im Folgenden wird die Formel zur Berechnung des Gleitdrucks unter bestimmten geometrischen Voraussetzungen betrachtet. Die bisherigen Einschränkungen bezüglich der Anordnung der sekundären Gleitfläche und der Neigung der Stützkonstruktion bleiben weiterhin aufrecht. Die Darstellung des folgenden Spezialfalls ist nötig um im Weiteren die Diagramme nach Brandl & Dalmatiner [1] zur einfacheren Berechnung des Gleitdrucks darstellen zu können. Diese Diagramme sollen den Einfluss des Winkels δ_1 zeigen und ermöglichen eine grobe Abschätzung des Erddrucks auf eine Stützkonstruktion.

Bei den meisten praktischen Problemen kann in einer ersten Näherung die Neigung der Geländeoberfläche β gleich dem Reibungswinkel φ gesetzt werden. Unter dieser Voraussetzung erhält man folgende Gleichung zur Bestimmung des Gleitdrucks

$$E_{g(\beta=\varphi)} = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{\tan(\beta)}{\tan^2(\vartheta) \cdot \cos(\delta)} \cdot \left[\frac{1}{\cot(\varphi) - \tan(\delta)} + \frac{1 + \frac{\tan(\vartheta)}{\tan(\varphi)}}{\tan(\delta) + \cot(\vartheta - \varphi)} \right] \quad \text{Equ. 5}$$

Grenzt man die Berechnung des Gleitdrucks auf den Maximalwert ($\vartheta=\omega$) ein und nimmt man an, dass die Geländeoberfläche und die Felslinie bzw. die Oberkante des stabilen Untergrunds die gleiche Neigung haben, so lässt sich der Gleitdruck folgendermaßen ausdrücken

$$E_{g(\beta=\omega=\vartheta=\varphi)} = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{1}{\cos(\delta) - \tan(\varphi) \cdot \sin(\delta)} \quad \text{Equ. 6}$$

Nimmt man weiters für die Wandreibung $\delta=0$ an, so geht der Gleitdruck in einen hydrostatischen Druck über.

$$E_{g(\beta=\omega=\vartheta=\varphi, \delta=0)} = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \quad \text{Equ. 7}$$

Alle bisherigen Ausführungen wurden unter der Annahme $\delta_1=\delta$ hergeleitet. Um den Einfluss der Neigung der Druckkraft D aufzuzeigen, wird der oben vorgestellte Fall betrachtet ($\beta=\omega=\vartheta=\varphi$; $\delta=0$). Man erhält unter diesen geometrischen Randbedingungen folgende Gleichung zur Berechnung des Gleitdrucks in Abhängigkeit von der Neigung der Druckkraft D .

$$E_{g(\beta=\omega=\vartheta=\varphi, \delta=0)} = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{1}{1 - \tan(\varphi) \cdot \tan(\delta_1)} \quad \text{Equ. 8}$$

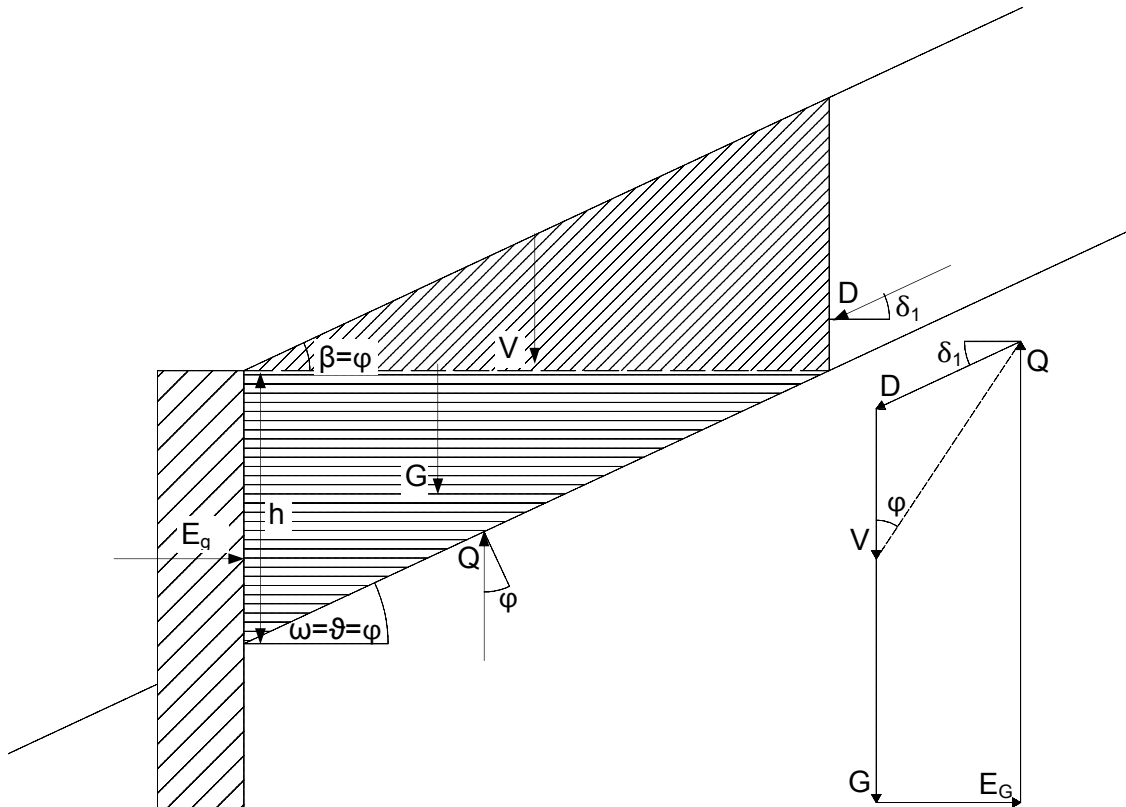


Abbildung 6: Sonderfall $\beta=\omega=\vartheta=\varphi$ und $\delta=0$

Sowohl Haefeli [7] als auch Brandl & Dalmatiner [1] haben diesen Sonderfall verwendet um den Einfluss der Neigung der Druckkraft D zu quantifizieren. Hierfür haben Brandl & Dalmatiner [1] folgendes Diagramm erstellt.

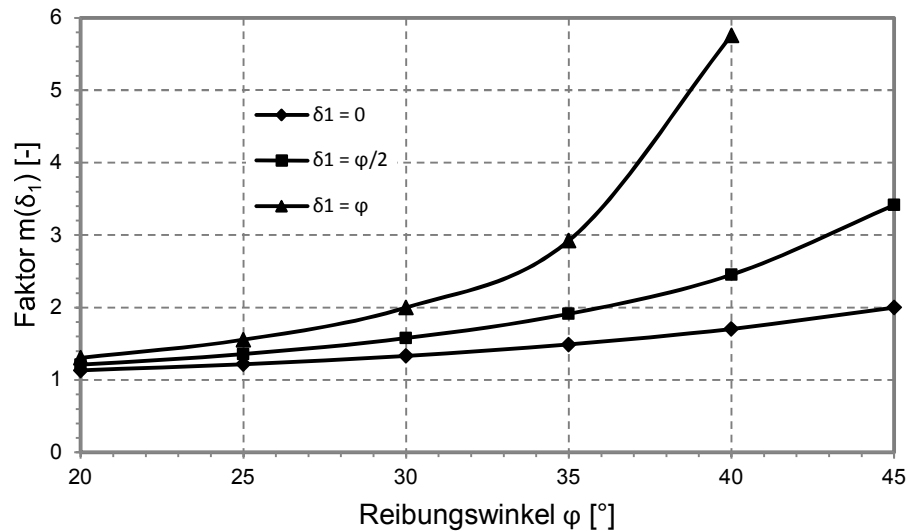


Abbildung 7: Verhältniszahl $m(\delta_1)$ zur Ermittlung des Gleitdrucks für den Sonderfall $\beta=\omega=\vartheta=\varphi$ und $\delta=0$ [1]

Der Wert $m(\delta_1)$ stellt das Verhältnis zwischen Gleitdruck und aktiven Erddruck² dar. Der Gleitdruck kann dementsprechend mit Equ. 9 berechnet werden.

$$E_{g(\beta=\omega=\vartheta=\varphi,\delta=0)} = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \cos^2(\varphi) \cdot m(\delta_1) \quad \text{Equ. 9}$$

Da die Geländeneigung gleich dem Reibungswinkel gesetzt wurde, kann man aus Abbildung 7 erkennen, dass das Verhältnis zwischen Gleitdruck und aktiven Erddruck mit zunehmender Neigung der Geländeoberfläche zunimmt. Weiters ist zu erkennen, dass der Einfluss des Winkels δ_1 bei steilen Hängen erheblich größer ist als bei flachen Hängen. Haefeli [7] empfiehlt den Wert $\delta_1=\varphi/2$. Dies bestätigen auch Baustellenmessungen nach Brandl & Dalmatiner [1]. Durch eine Vielzahl von Messungen haben Brandl & Dalmatiner [1] außerdem festgestellt, dass der Gleitdruck auch von der Steifigkeit des Stützbauwerks abhängt. Mit zunehmender Steifigkeit nimmt auch der Gleitdruck zu – dies ist in Abbildung 8 ersichtlich.

² Der aktive Erddruck wurde für den angegebenen Sonderfall nach Krey [8] bzw. ÖNORM B4434 [14] berechnet.

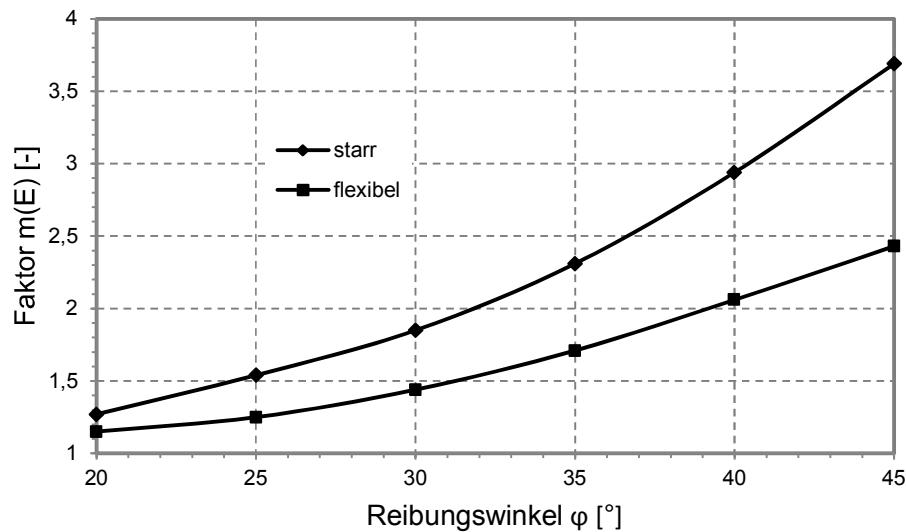


Abbildung 8: Verhältniszahl $m(E)$ zur Ermittlung des Gleitdrucks für den Sonderfall $\beta=\omega=\vartheta=\varphi$ und $\delta=0$ [1]

Die Messungen von Brandl & Dalmatiner [1] haben gezeigt, dass der Gleitdruck mit der Zeit auf den Maximalwert für starre Stützbauwerke ansteigt, wenn es zu Beginn nicht gelingt den Kriechhang vollkommen zu stoppen. Dies ist darauf zurück zu führen, dass mit zunehmenden Verformungen die Flexibilität von flexiblen Stützkonstruktionen verloren geht.

Von baupraktischer Bedeutung ist auch die Annahme, dass der Reibungswinkel des Hangmaterials φ_1 im Allgemeinen größer ist als der Reibungswinkel der Gleitfläche φ , welcher oftmals durch die Restscherfestigkeit bestimmt ist. Für den bereits vorher diskutierten Sonderfall ($\beta=\omega=\vartheta=\varphi$; $\delta=0$) ergibt sich der Gleitdruck in Abhängigkeit von den verschiedenen Reibungswinkeln und der Neigung der Druckkraft D mit folgender Formel

$$E_{g(\beta=\omega=\vartheta=\varphi,\delta=0)} = \gamma \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(\varphi) \cdot \cot(\varphi_1) - \tan(\varphi) \cdot \tan(\delta_1)} \quad \text{Equ. 10}$$

Die Berechnung des Kriechdrucks nach ÖNORM B4434 ist ident zur Berechnung des Gleitdrucks nach Haefeli [7] wie sie in Abbildung 7 und Equ. 9 dargestellt ist. Dabei ist es jedoch nicht möglich den Reibungswinkel für die Gleitfläche und den Reibungswinkel für den Gleitkörper zu unterscheiden, womit es schwierig wird, diese Formeln für die Kriechdruckberechnung bei Kriechhängen anzuwenden, da der Reibungswinkel der Gleitfläche selten dem Reibungswinkel des Gleitkörpers entspricht.

Aus den bisherigen Erläuterungen und Herleitungen ist ersichtlich, dass die Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] immer auf die Berechnung des Gleitdrucks, welcher

einen oberen Grenzwert für die Belastung darstellt, abzielt. Der Gleitdruck entsteht bei einem Überschieben der Stützkonstruktion, d.h. dass die Stützkonstruktion ausreichend stabil sein muss und es zu einem Versagen im Gleitkörper kommt. Möchte man nun im Zuge der Stabilisierung eines Kriechhangs einen Sicherheitsfaktor definieren, stellt dies ein Problem dar, da der Gleitdruck nur einen oberen Grenzwert darstellt und dieser „Sicherheitsfaktor“ nur das Verhältnis zwischen Widerstand der Stützkonstruktion und maximal möglichem Kriechdruck repräsentiert.

2.2 Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippmann [11]

Aus einer Vielzahl an experimentellen Versuchen ist bekannt, dass feinkörnige Böden ein viskoses Verhalten aufweisen. Dies bedeutet, dass die Schergeschwindigkeit mit der Scherspannung zunimmt. Für Kriechhänge müssen daher Zustände für unterschiedliche Kriechgeschwindigkeiten unterschieden werden [11].

Nach Lippmann [11] gilt, nach einer Verallgemeinerung der experimentellen Ergebnisse nach Leinenkugel [10], für die geschwindigkeitsabhängige Scherspannung von feinkörnigen Böden folgende Beziehung

$$\tau = \tau_{\alpha} \cdot \left(1 + I_{v\alpha} \cdot \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{\alpha}} \right) \quad \text{Equ. 11}$$

2.2.1 Annahmen zur Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche

Grundsätzlich wird der Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung ein böschungsparalleles Gleiten zugrunde gelegt. Eine zur Gleitfläche parallel verlaufende Geländeneigung ist daher eine wesentliche Voraussetzung zur Anwendung des Modells der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung.

Unter der Voraussetzung, dass die Dehnungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ proportional zur Kriechgeschwindigkeit v ist, erhält man für die übertragbare Scherspannung in der Gleitfläche folgende Abhängigkeit von der Geschwindigkeit

$$\tau_1 = \tau_0 \cdot \left(1 + I_{v\alpha} \cdot \ln \frac{v_1}{v_0} \right) \quad \text{Equ. 12}$$

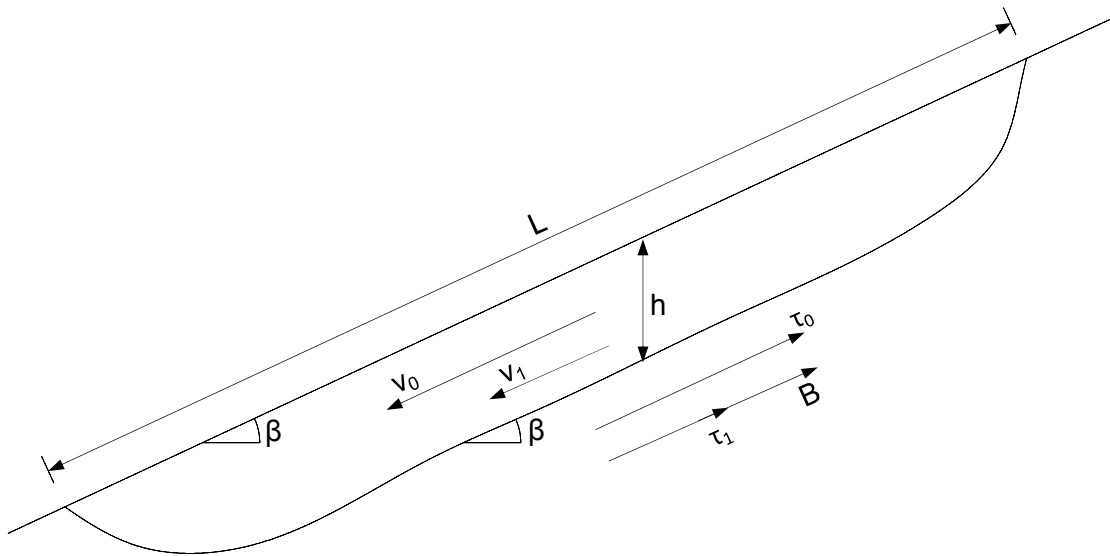


Abbildung 9: Modelldarstellung für Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche [11]

2.2.2 Berechnung der Bremskraft nach der Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche

Aus Equ. 12 ist ersichtlich, dass eine Reduzierung der Geschwindigkeit zu einer Reduzierung der übertragbaren Scherspannung in der Gleitfläche führt. Es ist daher mit der Beziehung in Equ. 12 möglich den Kriechdruck auf eine Stützkonstruktion zufolge einer Geschwindigkeitsreduzierung zu ermitteln. Hierfür erhält man aus der Differenz der übertragbaren Scherspannungen in der Gleitfläche die erforderliche Bremskraft B. Diese Bremskraft spiegelt die Belastung für die Stützkonstruktion, den Kriechdruck, wider.

$$B = (\tau_0 - \tau_1) \cdot b \cdot L = \tau_0 \cdot I_{v\alpha} \cdot \ln \frac{v_0}{v_1} \cdot b \cdot L \quad \text{Equ. 13}$$

Dabei stellt τ_0 die Scherspannung in der Gleitfläche vor Errichtung eines Stützbauwerks dar und kann für einen homogenen Bodenaufbau exemplarisch mit Equ. 14 ermittelt werden.

$$\tau_0 = \gamma \cdot h \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 14}$$

Wie sich aus der Herleitung der Bremskraft erkennen lässt, wird beim Modell der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung kein Wert für den Reibungswinkel in der Gleitfläche benötigt. Dies stellt einen wesentlichen Vorteil dar, da es sich in der Natur durchaus als schwierig darstellt den Reibungswinkel in der Gleitfläche zu ermitteln. Anstelle

des Reibungswinkels wird jedoch ein Wert für den Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ benötigt. Dieser lässt sich nach Lippomann [11] im Wesentlichen mit zwei verschiedenen Verfahren bestimmen:

- Triaxialversuch mit sprunghafter Änderung der Kompressionsgeschwindigkeit
- Korrelation des Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ mit der Fließgrenze

Wird der Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ mit den genannten Verfahren bestimmt, sind, gleich der Bestimmung des Reibungswinkels in der Gleitfläche, wiederum Laborversuche notwendig, welche von Leinenkugel [10] und Lippomann [11] ausschließlich für feinkörnige Böden validiert wurden. Projekte [4], [12] aus den vergangenen Jahren haben jedoch gezeigt, dass der Ansatz nach Leinenkugel [10] für die geschwindigkeitsabhängige Scherspannung auch für gemischtkörnige Böden angewendet werden kann. Für die gemischtkörnigen Böden ergibt sich jedoch ein geringerer Viskositätsindex als Lippomann [11] für feinkörnige Böden (3-6 %) präsentiert. Im Fall der gemischtkörnigen Böden wurde der Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ immer durch Rückrechnung ermittelt. Hierfür wurden Zustände mit unterschiedlichen Scherspannungen in der Gleitfläche und mit unterschiedlichen Kriechgeschwindigkeiten berücksichtigt und somit aus den gegebenen Randbedingungen der Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ rückgerechnet.

2.3 Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]

Die Theorie des blockierten Kriechhangs stellt einen analytischen Ansatz zur Beschreibung eines am Hangfuß blockierten Kriechhangs dar. Dieser Widerstand am Hangfuß kann natürlich (Erdwiderlager) oder künstlich (Stützkonstruktion) angelegt sein. Es ist mit dem analytischen Ansatz möglich einen Langzeit-Sicherheitsfaktor zu bestimmen. Dieser Sicherheitsfaktor bezieht sich auf das Verhältnis zwischen einem Grenzerddruck ab welchem ein Überschieben der Stützkonstruktion (passives Versagen) stattfindet und dem sich mit der Zeit aufbauenden Kriechdruck. Ähnlich der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] stellt diese Formulierung wiederum keine Sicherheitsdefinition für die Gesamtstandsicherheit des Kriechhangs dar (siehe Kap. 2.1.2). Außerdem kann eine Aussage über die zeitliche Entwicklung des Kriechhangs gemacht werden. Abhängig von der Langzeitsicherheit verlangsamt sich der Kriechhang und erreicht seine endgültigen Verschiebungen oder es kommt zu einem Versagen bzw. zu einem „Überfahren“ der Stützkonstruktion und somit lediglich zu einer Verlangsamung des Kriechhangs.

2.3.1 Annahmen zur Theorie des blockierten Kriechhangs

Grundsätzlich gehen Puzrin & Schmid [16] davon aus, dass jeder Zustand innerhalb des Kriechhangs mit folgenden Parametern beschrieben werden kann

- Verschiebungen in Abhängigkeit von Ort und Zeit $\delta_{(x,t)}$
- Geschwindigkeit in Abhängigkeit von Ort und Zeit $\dot{\delta}_{(x,t)}$
- Effektive Spannungen³ in Abhängigkeit von Ort und Zeit $p_{(x,t)}$

Es werden alle Parameter über die Höhe des Kriechhangs gemittelt und parallel zur Gleitfläche berechnet.

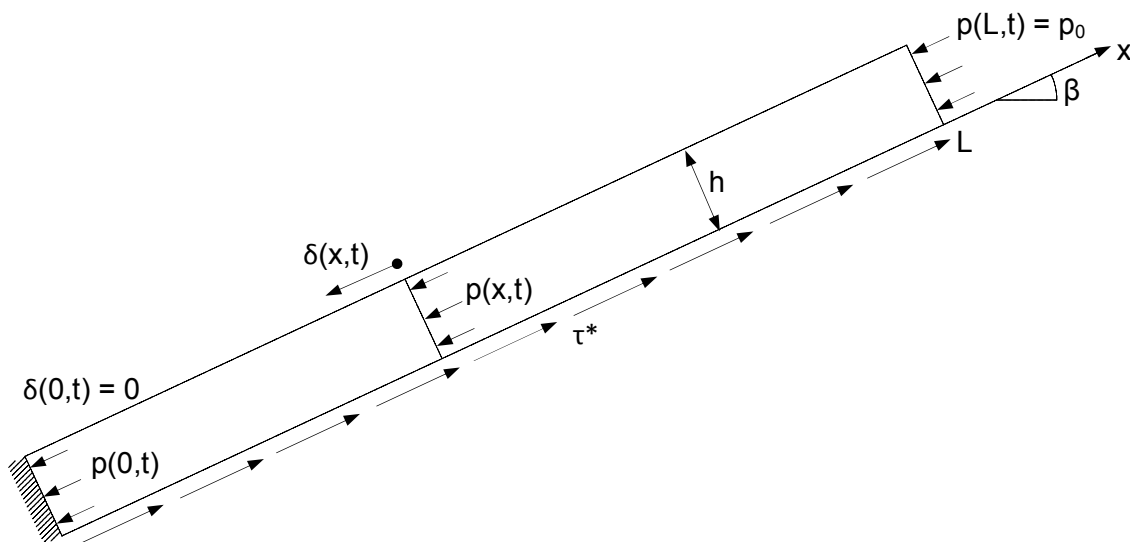


Abbildung 10: Modelldarstellung für Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]

Abbildung 10 stellt das Modell zur Berechnung eines blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16] dar. Auch hier ist aus der Modelldarstellung zu erkennen, dass eine zur Gleitfläche parallel verlaufende Geländeoberfläche eine wesentliche Voraussetzung für die Anwendung dieses analytischen Ansatzes ist.

Puzrin & Schmid [16] gehen davon aus, dass der Kriechhang vor der Stabilisierung eine konstante Geschwindigkeit besitzt und im Bereich des Kriechhangs ein konstanter Erddruck parallel zur Gleitfläche wirkt. Durch die Annahme, dass sich der Kriechhang vor der Stabilisierung ausreichend weit verschoben hat, kann man davon ausgehen, dass

³ Die effektiven Spannungen werden im Folgenden als Erddrücke bezeichnet.

dieser Erddruck vor der Stabilisierung p_0 ungefähr dem gemittelten aktiven Erddruck p_a entspricht und auf der gesamten Scherfläche eine geschwindigkeitsabhängige Restscherfestigkeit τ^* gegeben ist.

Die Verschiebungen zum Zeitpunkt der Stabilisierung werden als Referenz verwendet $\delta(x,0)=0$. Am Hangfuß wird die Geschwindigkeit ab dem Zeitpunkt der Stabilisierung konstant mit $\dot{\delta}(0,t)=0$ angenommen. Es kommt somit zu einer Abnahme der Geschwindigkeiten im Kriechhang und gleichzeitig zu einer Zunahme der Erddrücke aufgrund der geschwindigkeitsabhängigen Scherfestigkeit τ^* in der Gleitfläche. Um diese Vorgänge mit der Theorie des blockierten Kriechhangs beschreiben zu können, haben Puzrin & Schmid [16] für die Scherfestigkeit in der Gleitfläche ein viskos-plastisches Materialmodell und für den Gleitkörper selbst ein elasto-plastisches Materialmodell angenommen.

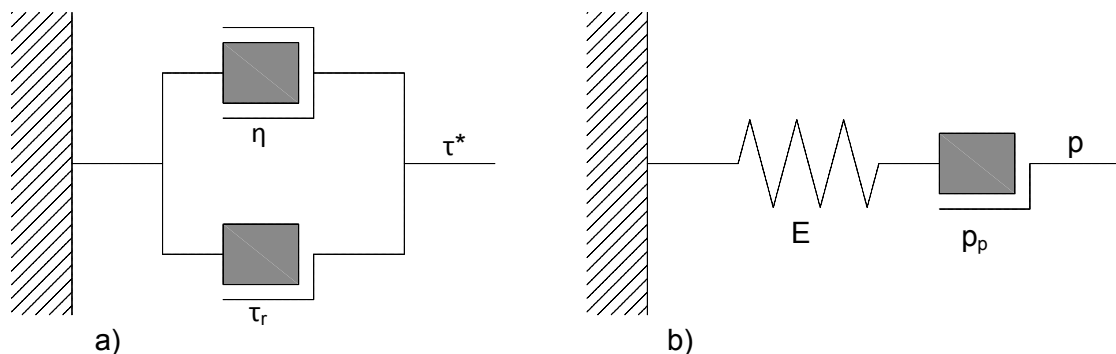


Abbildung 11: Materialmodelle: a) viskos-plastisch; b) elasto-plastisch [16]

Mit den in Abbildung 11 dargestellten Materialmodellen ergeben sich folgende Formeln zur Beschreibung des Materialverhaltens

$$\tau^* = \tau_r + \eta \cdot \dot{\delta} \quad \text{Equ. 15}$$

$$p = p_0 + E \cdot \frac{\partial \delta}{\partial x} \quad \text{Equ. 16}$$

Aus Equ. 15 lässt sich erkennen, dass Puzrin & Schmid [16] für die Scherfestigkeit eine lineare Abhängigkeit von der Geschwindigkeit annehmen. Bei der Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung dagegen korreliert Lippomann [11], bezugnehmend auf die experimentellen Versuche von Leinenkugel [10], die Scherspannung in der Gleitfläche mit der Geschwindigkeit über den natürlichen Logarithmus. Diese Vereinfachung der linearen Abhängigkeit nach Puzrin & Schmid [16] ist

darauf zurückzuführen, dass eine logarithmische Abhängigkeit die Lösung der Differentialgleichung erschweren würde.

2.3.2 Berechnung des Kriechdrucks nach der Theorie des blockierten Kriechhangs

Für das Gleichgewicht eines, in Abbildung 12 dargestellten, differentiellen Elements des Kriechhangs gilt nach Puzrin & Schmid [16]

$$h \cdot \frac{\partial p}{\partial x} = \tau^* - \tau_g \quad \text{Equ. 17}$$

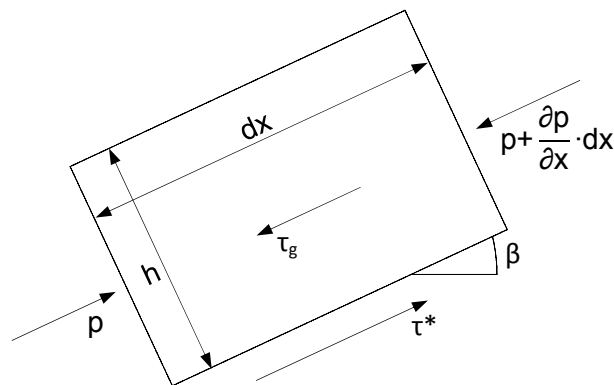


Abbildung 12: Gleichgewicht eines differentiellen Elements des Kriechhangs [16]

Mit der in Kap. 2.3.1 getroffenen Annahme des konstanten Erddrucks vor der Stabilisierung und Equ. 17 kann man feststellen, dass die geschwindigkeitsabhängige Scherspannung in der Gleitfläche τ^* vor der Stabilisierung der Scherspannung zufolge Eigengewicht τ_g entspricht.

$$\tau^* = \tau_g \text{ für } t < 0 \quad \text{Equ. 18}$$

Verwendet man Equ. 18 in Kombination mit dem viskos-plastischen Materialmodell für die Scherfestigkeit in der Gleitfläche, so ist es möglich die Geschwindigkeit vor der Stabilisierung v_0 zu berechnen. Andererseits ist es jedoch auch möglich den Viskositätskoeffizienten η bei bekannter Anfangsgeschwindigkeit v_0 rückzurechnen.

$$\dot{\delta}_{(x,t)} = v_0 = \frac{\tau_g - \tau_r}{\eta} \quad \text{Equ. 19}$$

Kombiniert man nun die beiden zuvor beschriebenen Materialmodelle (Equ. 15, Equ. 16) mit der Gleichung zur Beschreibung des Gleichgewichts (Equ. 17), so erhält man nach

Puzrin & Schmid [16] folgende Differentialgleichung zur Beschreibung der Verformungen innerhalb des Kriechhangs.

$$\frac{\partial \delta}{\partial t} = \left(\frac{h \cdot E}{\eta} \right) \cdot \frac{\partial^2 \delta}{\partial x^2} + \frac{\tau_g - \tau_r}{\eta} \quad \text{Equ. 20}$$

Für diese Differentialgleichung geben Puzrin & Schmid [16] folgende Randbedingungen an

- Am Hangfuß – d.h. an der Stützkonstruktion – kommt es zu keinen Verschiebungen.

$$\delta_{(0,t)} = 0 \quad \text{Equ. 21}$$

- Der Druck am oberen Ende des Kriechhangs ist konstant. Dies lässt sich dadurch darstellen, dass die Veränderung der Verschiebungen Null ist.

$$\left. \frac{\partial \delta}{\partial x} \right|_{x=L} = 0 \quad \text{Equ. 22}$$

Weiters lassen sich nach Puzrin & Schmid [16] für die Differentialgleichung folgende Anfangsbedingungen aufstellen

- Die Verschiebungen zum Zeitpunkt der Stabilisierung werden als Referenzverschiebungen verwendet und daher gleich Null gesetzt

$$\delta_{(x,0)} = 0 \quad \text{Equ. 23}$$

- Die Geschwindigkeit vor der Stabilisierung ist aus Equ. 19 oder aus Messungen bekannt und kann daher als Anfangsbedingung verwendet werden.

$$\left. \frac{\partial \delta}{\partial t} \right|_{t=0} = v_0 \quad \text{Equ. 24}$$

Aus der angegebenen Differentialgleichung und den zugehörigen Rand- und Anfangsbedingungen lässt sich erkennen, dass in diesem Fall ein gemischtes Randwertproblem – d.h. eine inhomogene Differentialgleichung mit Dirichlet- und Neumann-Randbedingungen – vorliegt. Puzrin & Schmid [16] präsentieren für diese Art der Differentialgleichung eine Lösungsmethode, auf die jedoch im Zuge dieser Arbeit nicht näher eingegangen wird. Hierzu sei nur erwähnt, dass eine Lösung dieses gemischten Randwertproblems nach Puzrin & Schmid [16] dann möglich ist, wenn der Kriechhang auf die doppelte Länge in x-Richtung gestreckt wird und bei $x=L$ eine Symmetrieachse eingeführt wird. Dies führt dazu, dass das gemischte Randwertproblem in ein

Randwertproblem erster Art – d.h. eine inhomogene Differentialgleichung nur mit Dirichletrandbedingungen – transformiert wird.

Puzrin & Schmid [16] geben zur Beschreibung der Verschiebungen des Kriechhangs in Abhängigkeit von Ort und Zeit folgende Gleichung an

$$\delta_{(x,t)} = \frac{2 \cdot \eta \cdot v_0}{L \cdot h \cdot E} \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \left[\frac{2 \cdot L}{(2 \cdot k + 1) \cdot \pi} \right]^3 \cdot \sin \left[\frac{(2 \cdot k + 1) \cdot \pi}{2 \cdot L} \cdot x \right] \cdot \left[1 - e^{-\frac{h \cdot E \cdot (2 \cdot k + 1)^2 \cdot \pi^2}{4 \cdot L^2 \cdot \eta} \cdot t} \right] \quad \text{Equ. 25}$$

Das Ergebnis der Differentialgleichung in Equ. 25 kann nach Puzrin & Schmid [16] für $t > 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h)$ mit folgender Gleichung angenähert werden

$$\delta_{(x,t)} \approx \frac{v_0 \cdot \eta}{h \cdot E} \left[x \cdot L - \frac{x^2}{2} - \frac{16 \cdot L^2}{\pi^3} \cdot \sin \left(\frac{\pi}{2 \cdot L} \cdot x \right) \cdot e^{-\frac{h \cdot E \cdot \pi^2}{4 \cdot L^2 \cdot \eta} \cdot t} \right] \quad \text{Equ. 26}$$

Setzt man in Equ. 26 die Zeit $t = \infty$ so erhält man, wenn kein Versagen eintritt, für die Endverschiebungen des Kriechhangs

$$\delta_{(x,\infty)} = \frac{\tau_g - \tau_r}{h \cdot E} \left[x \cdot L - \frac{x^2}{2} \right] \quad \text{Equ. 27}$$

Durch Kombination von Equ. 16 zur Beschreibung des Materialverhaltens des Gleitkörpers und Equ. 25 ist es möglich den Kriechdruck auf den Widerstand am Hangfuß zu berechnen.

$$p_{(0,t)} = p_0 + E \cdot \varepsilon_{(0,t)} = p_0 + E \cdot \left. \frac{\partial \delta}{\partial t} \right|_{x=0} \quad \text{Equ. 28}$$

Puzrin & Schmid [16] haben festgestellt, dass das Ergebnis für die Ableitung der Verschiebungen gleich der Lösung für den mittleren Konsolidierungsgrad nach Terzaghi [18] ist. Dieser Zusammenhang ermöglicht es zur Bestimmung des Kriechdrucks die gleichen Näherungsformeln zu verwenden wie sie Terzaghi [18] für den mittleren Konsolidierungsgrad angegeben hat. Für die Berechnung des Kriechdrucks auf den Widerstand am Hangfuß gilt nach Puzrin & Schmid [16]

- Für $t \leq 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h)$:

$$p_{(0,t)} = p_0 + \frac{\tau_g - \tau_r}{h} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot h \cdot E}{\pi \cdot \eta}} \cdot t \quad \text{Equ. 29}$$

- Für $t > 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h)$:

$$p_{(0,t)} = p_0 + \frac{\tau_g - \tau_r}{h} \cdot L \cdot \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \cdot e^{-\frac{h \cdot E \cdot \pi^2}{4 \cdot L^2 \cdot \eta} t} \right) \quad \text{Equ. 30}$$

2.3.3 Berechnung der Langzeit-Sicherheitszahl und Bestimmung des Verhaltens nach einem Versagen des Widerstands

Ergänzend zur Berechnung der Verschiebungen und des Kriechdrucks ist es mit der Theorie nach Puzrin & Schmid [16] im Gegensatz zu den vorher vorgestellten Theorien auch möglich eine Langzeit-Sicherheitszahl zu berechnen und im Fall eines Versagens des Widerstands am Hangfuß den Versagenszeitpunkt und das Verhalten nach dem Versagen zu bestimmen.

Alle bisherigen Herleitungen gelten für den Fall, dass die Langzeitsicherheit gegeben ist, d.h. dass die Langzeit-Sicherheitszahl größer als Eins ist, der Kriechhang sich verlangsamen wird und asymptotisch seine Endverschiebungen erreicht. Im Folgenden werden die Formeln zur Beschreibung des Verhaltens im Fall einer Langzeit-Sicherheitszahl kleiner als Eins angegeben.

Die Langzeit-Sicherheitszahl FOS berechnet sich nach Puzrin & Schmid [16] mit folgender Formel

$$FOS = \frac{p_p}{p_{(0,\infty)}} = \frac{p_p}{p_0 + \frac{\tau_g - \tau_r}{h} \cdot L} \quad \text{Equ. 31}$$

Dabei kann der Widerstand p_p folgende Parameter darstellen

- Passiver Erddruck

Wird als Widerstand der passive Erddruck angesetzt, so bedeutet dies, dass die Stützkonstruktion bzw. das natürliche Widerlager einen größeren Widerstand bietet als der passive Erddruck des Gleitkörpers. Es findet somit ein passives Versagen bergseitig der Stützkonstruktion im Gleitkörper statt.

- Widerstand der Stützkonstruktion oder des natürlichen Widerlagers

In diesem Fall versagt die Stützkonstruktion bevor es zu einem passiven Versagen des Gleitkörpers oberhalb der Stützkonstruktion kommt.

Ergibt die Berechnung der Langzeit-Sicherheitszahl einen Wert kleiner als Eins, dann ist es mit der Theorie nach Puzrin & Schmid [16] möglich einen „Versagenszeitpunkt“ zu

ermitteln. Hierfür wird in die Formeln zur Berechnung des Kriechdrucks (Equ. 29, Equ. 30) für den Kriechdruck $p_{(0,t)}$ der Widerstand p_p eingesetzt und somit der Zeitpunkt des Versagens ermittelt. Für den Versagenszeitpunkt gilt nach Puzrin & Schmid [16]

- Für $t \leq 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h)$:

$$t_f = \frac{\pi \cdot \eta}{4 \cdot h \cdot E} \cdot \left(\frac{p_p - p_0}{\tau_g - \tau_r} \cdot h \right)^2 \quad \text{Equ. 32}$$

- Für $t > 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h)$:

$$t_f = \frac{4 \cdot \eta \cdot L^2}{h \cdot E \cdot \pi^2} \cdot \ln \left[\frac{\pi^2}{8} \cdot \left(1 - \frac{p_p - p_0}{\tau_g - \tau_r} \cdot \frac{h}{L} \right) \right] \quad \text{Equ. 33}$$

Zur Bestimmung des Verhaltens nach einem Versagen ist es notwendig neue Rand- und Anfangsbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung zu definieren. Mit den neuen Rand- und Anfangsbedingungen wird die Darstellung der Formel zur Bestimmung der Verschiebungen sehr unübersichtlich, weshalb Puzrin & Schmid [16] auf eine ausführliche Beschreibung verzichten. Allerdings ist es möglich eine Endgeschwindigkeit nach dem Versagen zu bestimmen. Für diese gilt nach Puzrin & Schmid [16] folgende Gleichung

$$\dot{\delta}_{(x,\infty)} = \frac{1}{\eta} \cdot \left[\tau_g - \tau_r - \frac{h}{L} \cdot (p_p - p_0) \right] \quad \text{Equ. 34}$$

Unter der Voraussetzung, dass der Widerstand p_p größer ist als der Erddruck vor der Stabilisierung p_0 , verringert sich die Endgeschwindigkeit nach dem Versagen gegenüber der Geschwindigkeit vor der Stabilisierung v_0 .

Hieraus ist noch einmal ersichtlich, dass die von Puzrin & Schmid [16] vorgenommene Sicherheitsdefinition keine allgemeine Aussage über die „Standsicherheit“ des Hangs zulässt.

2.3.4 Erddruckberechnung

Da in der Theorie nach Puzrin & Schmid [16] zur Berechnung des Kriechdrucks und der Langzeitsicherheit die Werte für den aktiven und den passiven Erddruck notwendig sind, wird in diesem Kapitel das, von Puzrin & Schmid [16] verwendete, Verfahren zur Berechnung des Erddrucks beschrieben. Puzrin & Schmid [16] beziehen ihre Erddruckberechnungen auf die Rankine Erddrucktheorie, welche von Chu [2] für trockenen

Sand und geneigte Stützkonstruktionen aufbereitet wurde. Es ist hierbei möglich die Ermittlung des aktiven und passiven Erddrucks auf eine Polkonstruktion am Mohr'schen Spannungskreis zu beschränken.

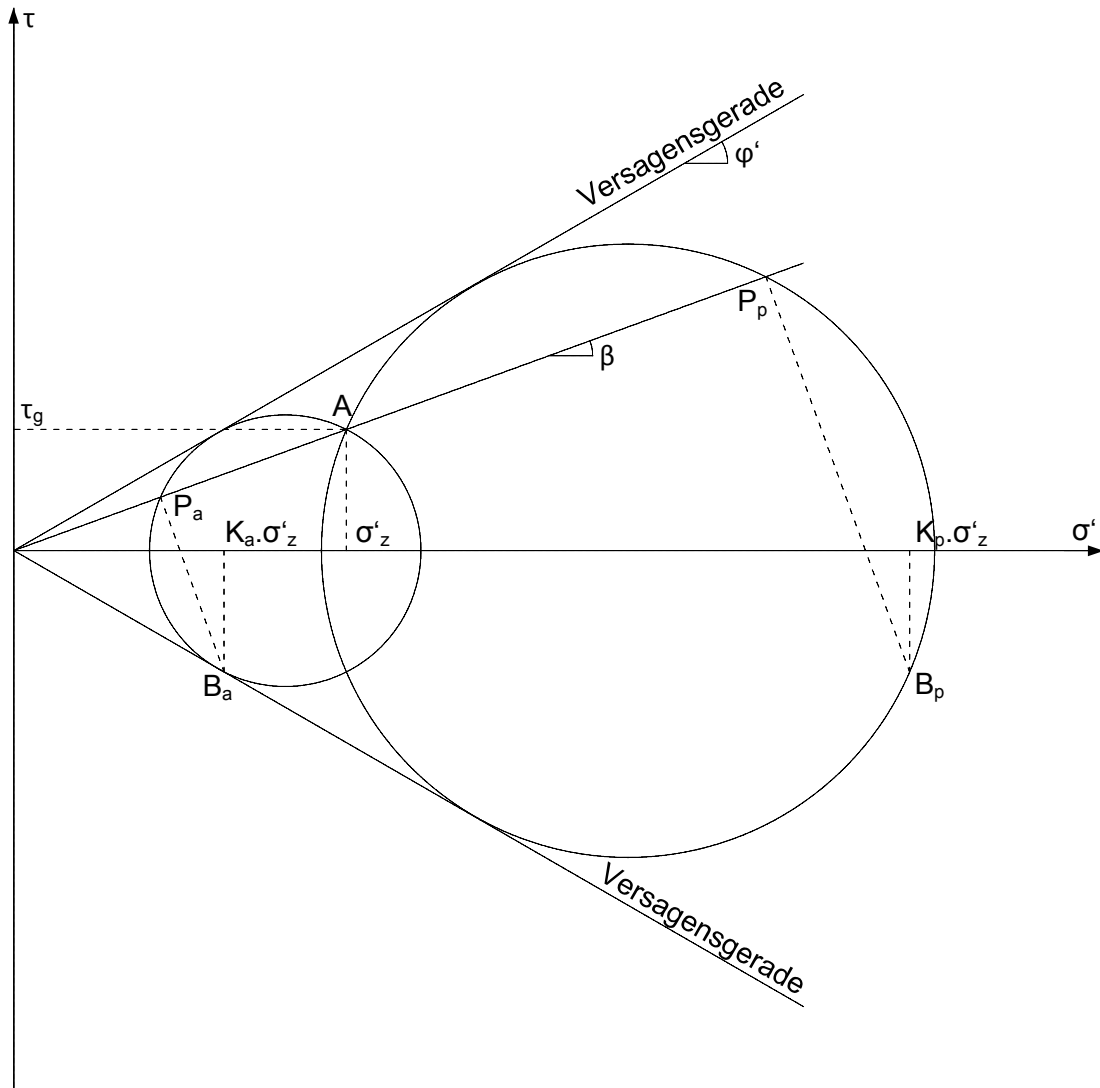


Abbildung 13: Ermittlung des aktiven und passiven Erddrucks

Abbildung 13 stellt die Ermittlung des aktiven und passiven Erddrucks im σ' - τ -Diagramm dar. Dabei wird zuerst der Spannungszustand auf der Gleitfläche mit σ'_z und τ_g im Diagramm aufgetragen. Dieser Spannungszustand wird durch den Punkt A dargestellt. Anschließend wird durch zwei Geraden das Versagenskriterium dargestellt. Diese Versagensgeraden werden über die folgende Bestimmungsgleichung definiert

$$\tau = \sigma' \cdot \tan(\varphi') \quad \text{Equ. 35}$$

Es ist nun möglich zwei Mohr'sche Kreise so zu konstruieren, dass sie den Punkt A enthalten und die Versagensgeraden eine Tangente zu den Kreisen bilden. Diese beiden Kreise repräsentieren ein aktives bzw. ein passives Versagen nach Chu [2]. Die Radien dieser Kreise definieren sich folgendermaßen

$$r_{1,2} = \mp \gamma \cdot h \cdot \frac{\sin \varphi'}{\cos^2 \varphi'} \cdot \left[\sqrt{\cos^2 \beta - \cos^2 \varphi'} \mp \cos \beta \right] \quad \text{Equ. 36}$$

Die Kreismittelpunkte errechnen sich mit

$$MP = \frac{r}{\sin \varphi'} \quad \text{Equ. 37}$$

Nach der Ermittlung der maßgebenden Kreise muss eine Polpunktkonstruktion durchgeführt werden um den aktiven bzw. den passiven Erddruck auf eine rechtwinklig zur Gleitfläche geneigte Fläche zu ermitteln. Hierfür wird eine unter dem Winkel β (Gleitflächenneigung) geneigte Gerade durch den Punkt A gezogen. Der Schnittpunkt dieser Gerade mit den beiden Kreisen stellt die jeweiligen Polpunkte P_a , P_p dar. Ausgehend von diesen Polpunkten wird nun eine Gerade rechtwinklig zur ersten Gerade konstruiert und diese wiederum mit den beiden Mohr'schen Kreisen geschnitten. Die Schnittpunkte dieser Geraden mit den Kreisen B_a und B_p stellen den Spannungszustand auf einer rechtwinklig zur Gleitflächenneigung geneigten Fläche im Fall eines aktiven bzw. passiven Versagens dar. Die folgenden Formeln dienen der Berechnung des aktiven und des passiven Erddruckbeiwerts K_a , K_p bzw. des aktiven und passiven Erddrucks p_a , p_p . Die angegebenen Werte für die Erddrücke stellen über die Gleitkörperhöhe gemittelte Werte dar.

$$K_{a,p} = 1 + 2 \cdot \tan^2 \varphi' \mp 2 \cdot \sqrt{(1 + \tan^2 \varphi') \cdot (\tan^2 \varphi' - \tan^2 \beta)} \quad \text{Equ. 38}$$

$$p_{a,p} = \frac{1}{2} \cdot \gamma \cdot h \left[1 + 2 \cdot \tan^2 \varphi' \mp 2 \cdot \sqrt{(1 + \tan^2 \varphi') \cdot (\tan^2 \varphi' - \tan^2 \beta)} \right] \quad \text{Equ. 39}$$

Eine wesentliche Einschränkung bei diesem Verfahren zur Ermittlung des Erddrucks nach Chu [2] ist die Forderung, dass die behandelten Materialien nur einen Reibungswinkel jedoch keine Kohäsion besitzen. Es wurde im Zuge dieser Arbeit versucht Formeln zur Erddruckermittlung für ein Material mit Kohäsion zu definieren. Hierfür ist die Vorgehensweise ident zur vorher beschriebenen jedoch wird die Versagensgerade durch folgende Bestimmungsgleichung definiert

$$\tau = c + \sigma' \cdot \tan(\varphi') \quad \text{Equ. 40}$$

Bezüglich der Darstellung des Lösungswegs wird aufgrund der aufwendigen Formeln auf Kap. 7A.1 verwiesen und es werden im Folgenden nur die Formeln zur Berechnung des aktiven und des passiven Erddrucks dargestellt.

$$\begin{aligned}
 p_{a,p} & \quad \text{Equ. 41} \\
 &= \mp \frac{1}{2} \cdot \gamma \cdot h \\
 &\cdot \left[2 \cdot \sqrt{(\gamma \cdot h)^2 \cdot (\cos^2 \beta - \cos^2 \varphi') + 2 \cdot \gamma \cdot h \cdot c \cdot \cos \beta \cdot \sin \varphi' \cdot \cos \varphi' + c^2 \cdot \cos^2 \varphi'} \right. \\
 &\cdot \left. \sin \varphi' \mp (\gamma \cdot h \cdot \cos \beta \cdot (\sin^2 \varphi' + 1) + 2 \cdot c \cdot \sin \varphi' \cdot \cos \varphi') \cdot \sin \varphi' \right] \\
 &\cdot \frac{1}{\gamma \cdot h \cdot \cos \beta \cdot \sin \varphi' \cdot \cos^2 \varphi'}
 \end{aligned}$$

Auch hierbei handelt es sich um über die Höhe gemittelte Erddrücke. Weiters ist darauf hinzuweisen, dass im Fall einer Bodenschichtung mit unterschiedlichen Wichten (Grundwasser) anstatt des Ausdrucks $(\gamma \cdot h)$ die Wichten der verschiedenen Bodenschichten und die zugehörigen Bodenschichtdicken einzusetzen sind.

Ein wesentlicher Nachteil dieser Methode zur Berechnung des aktiven und passiven Erddrucks ist, dass bei dieser Methode nur ein maximaler aktiver und ein minimaler passiver Erddruck berechnet werden kann. Dies ist darauf zurückzuführen, dass es nicht möglich ist die Gerade zur Darstellung der Gleitflächenneigung so zu verdrehen, dass für den aktiven Erddruck ein fallendes Gelände und für den passiven Erddruck ein steigendes Gelände dargestellt werden kann. Die Berechnung des aktiven Erddrucks erfolgt immer mit steigendem Gelände und die Berechnung des passiven Erddrucks immer mit fallendem Gelände.

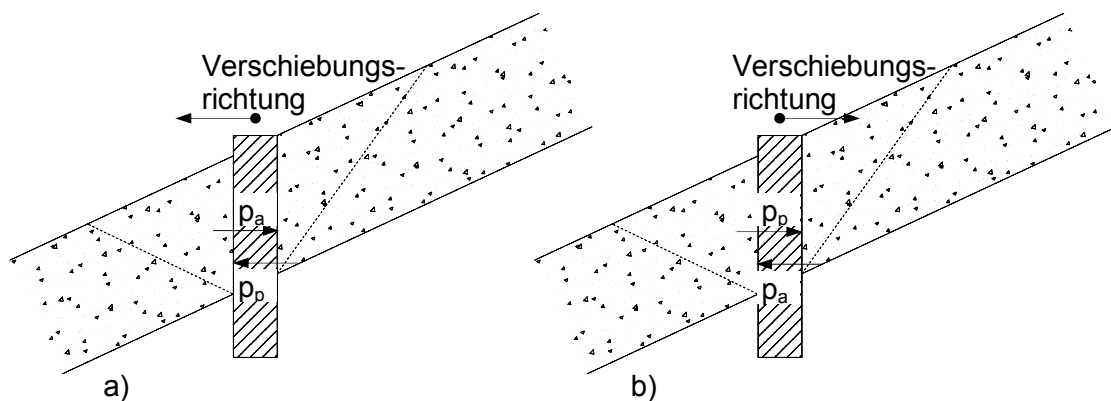


Abbildung 14: Anwendung der Erddrucktheorie nach Rankine: a) darstellbare Geländekonfiguration; b) nicht darstellbare Geländekonfiguration

Auf das Problem, dass bei der Erddrucktheorie nach Rankine nur ein unterer Grenzwert für den passiven Erddruck und ein oberer Grenzwert für den aktiven Erddruck angegeben wird, verweisen auch Lang et al [9].

Bei der Verwendung der Sicherheitsdefinition nach Puzrin & Schmid [16] ist immer darauf zu achten, dass der maßgebende Wert für den Widerstand verwendet wird. Dieser kann abweichend zum oben berechneten Grenzwert p_p auch durch den Widerstand der Stützkonstruktion repräsentiert werden.

2.4 Zusammenfassung der Grundlagen und Annahmen für die verschiedenen Kriechdrucktheorien

Dieses Kapitel stellt eine Zusammenfassung der wichtigsten Grundlagen und Annahmen für die verschiedenen Kriechdrucktheorien dar.

Tabelle 1: Notwendige Eingabeparameter

Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]	Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippomann [11]	Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]
Neigung der Gleitfläche bzw. Neigung der Geländeoberfläche (ω , β)	Neigung der Gleitfläche bzw. Neigung der Geländeoberfläche (β)	Neigung der Gleitfläche bzw. Neigung der Geländeoberfläche (β)
Geometrische Abmessungen des Gleitkörpers – Breite (b), Höhe (h)	Geometrische Abmessungen des Gleitkörpers – Breite (b), Länge (L), Höhe (h)	Geometrische Abmessungen des Gleitkörpers – Breite (b), Länge (L), Höhe (h)
Wichten des Gleitkörpers (γ , γ' , γ_{sat})	Wichten des Gleitkörpers (γ , γ' , γ_{sat})	Wichten des Gleitkörpers (γ , γ' , γ_{sat})
Scherparameter in der Gleitfläche – Reibungswinkel (φ)		Scherparameter in der Gleitfläche – Restreibungswinkel (φ_{res})
Scherparameter im Gleitkörper – Reibungswinkel (φ_1)		Scherparameter im Gleitkörper – Reibungswinkel (φ), Kohäsion (c)
		Verformungsmodul des Gleitkörpers (E)
	Geschwindigkeit vor Stabilisierungsmaßnahme (v_0)	Geschwindigkeit vor Stabilisierungsmaßnahme (v_0)
	Viskositätsindex (l_{v0})	Viskositätskoeffizient (η)

Tabelle 2: Grundlagen und Annahmen zur Geometrie

Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]	Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippomann [11]	Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]
Keine Berücksichtigung von räumlichen Effekten.		
Die Stützkonstruktion ist vertikal.	Keine Einschränkungen bezüglich der Stützkonstruktion.	Die Stützkonstruktion ist rechtwinklig zur Gleitfläche angeordnet.
Der Gleitdruck wirkt horizontal bzw. unter dem Wandreibungswinkel geneigt auf die Stützkonstruktion.	Die Bremskraft wirkt parallel zur Gleitfläche.	Der Kriechdruck wirkt parallel zur Gleitfläche und rechtwinklig auf die Stützkonstruktion.
Gleitfläche und Geländeoberfläche müssen nicht parallel sein – wird für vereinfachte Formeln jedoch angenommen.	Gleitfläche und Geländeoberfläche werden als parallel angenommen.	Gleitfläche und Geländeoberfläche werden als parallel angenommen.
Die Gleitkörperhöhe wird vertikal gemessen.	Die Gleitkörperhöhe wird vertikal gemessen.	Die Gleitkörperhöhe wird rechtwinklig zur Gleitfläche gemessen.
Die sekundäre Gleitfläche wird horizontal angenommen.		

Tabelle 3: Grundlagen und Annahmen zu den Materialparametern

Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]	Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippomann [11]	Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]
Für die Gleitfläche wird als Scherparameter nur ein Reibungswinkel angenommen.	In der Gleitfläche wirkt eine geschwindigkeitsabhängige Scherspannung.	In der Gleitfläche wirkt eine geschwindigkeitsabhängige Scherfestigkeit.
Für den Gleitkörper wird ein kohäsionsloses Material angenommen.	Für den Gleitkörper wird ein Material mit Reibungswinkel und Kohäsion als Scherparameter angenommen.	Für den Gleitkörper wird ein kohäsionsloses Material angenommen – mit der Erweiterung in der Berechnung des aktiven / passiven Erddrucks kann auch eine Kohäsion berücksichtigt werden.
Eine Reibungskomponente zwischen Stützkonstruktion und Gleitkörper wird berücksichtigt – in den vereinfachten Formeln jedoch vernachlässigt.	Eine Reibungskomponente zwischen Stützkonstruktion und Gleitkörper wird vernachlässigt.	Eine Reibungskomponente zwischen Stützkonstruktion und Gleitkörper wird vernachlässigt.

In der Darstellung der Grundlagen und Annahmen zum rheologischen Modell werden nur die Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippomann [11] und die Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16] berücksichtigt, da der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] kein rheologisches Modell zugrunde liegt.

Tabelle 4: Grundlagen und Annahmen zum rheologischen Modell

Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippmann [11]	Theorie des blockierten Kriechgangs nach Puzrin & Schmid [16]
Es besteht ein logarithmischer Zusammenhang zwischen Kriechgeschwindigkeit und Scherspannung in der Gleitfläche.	Es besteht ein linearer Zusammenhang zwischen Kriechgeschwindigkeit und Scherfestigkeit in der Gleitfläche.
Bei einem Stillstand des Kriechgangs versagt das Modell da $\ln(0)$ nicht definiert ist.	Bei einem Stillstand des Kriechgangs wirkt in der Gleitfläche die Restscherfestigkeit.
Vor der Stabilisierung des Kriechgangs durch eine Stützkonstruktion besitzt dieser eine konstante Geschwindigkeit über die gesamte Länge.	Vor der Stabilisierung des Kriechgangs durch eine Stützkonstruktion besitzt dieser eine konstante Geschwindigkeit über die gesamte Länge.
Für den Gleitkörper wird kein rheologisches Modell verwendet.	Der Gleitkörper besitzt ein elasto-plastisches Verhalten.
Den Parameter für die Viskosität erhält man aus Laborversuchen (Änderung der Geschwindigkeit im Versuch), aus Korrelationen (Fließgrenze) oder aus Rückrechnungen.	Den Parameter für die Viskosität erhält man aus Rückrechnungen.

Im Folgenden sind die rheologischen Modelle für die Gleitfläche für die Theorie nach Lippmann [11] und die Theorie nach Puzrin & Schmid [16] exemplarisch dargestellt.

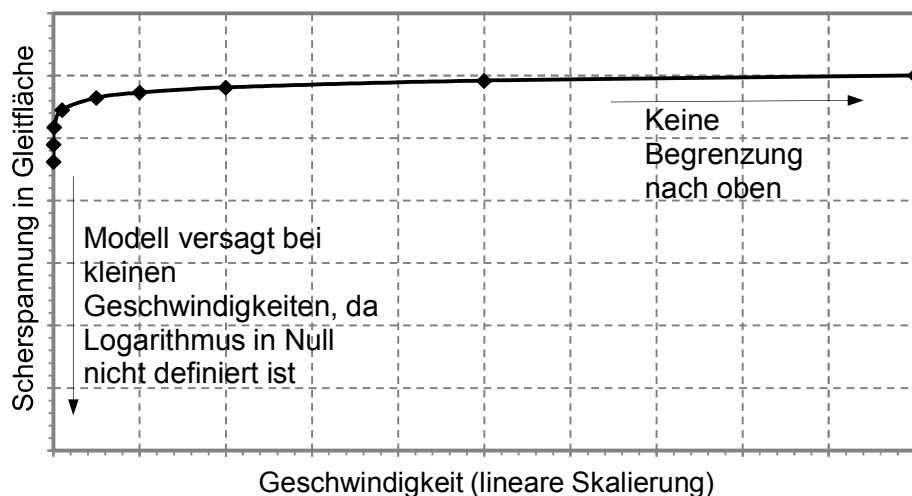


Abbildung 15: Rheologisches Modell für die Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippmann [11]

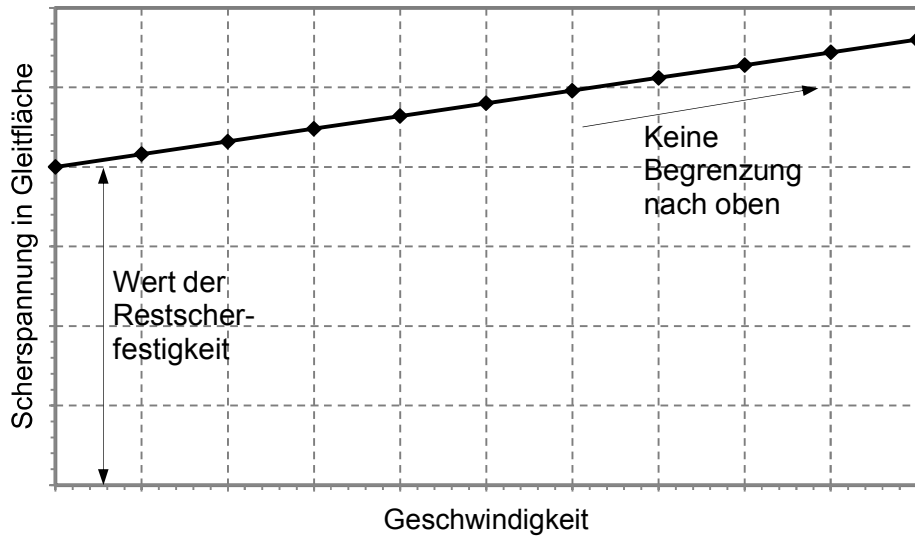


Abbildung 16: Rheologisches Modell für die Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]

3 Projekt B 90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300

3.1 Projektbeschreibung

Die folgende Projektbeschreibung sowie die geometrischen und materialspezifischen Angaben basieren auf den Planungsgrundlagen und der Planung des Sicherungsprojektes „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ des Ingenieurbüros GDP ZT GmbH.

Die Doppelkehre (km 9.300) der B 90 Nassfeldstraße liegt in einem Kriechhang und wird deshalb seit 1994 messtechnisch überwacht. Diese ungünstige Lage der Doppelkehre führte immer wieder zu Anrissen in der Straße, welche ca. jedes zweite Jahr Asphaltierungsarbeiten notwendig machten.

Aus geologischer Sicht liegt die Doppelkehre im Bereich der Karnischen Alpen, welche den Südalpen angehören. Laut Berechnungsbericht [4] ist der Bereich nördlich der Doppelkehre durch die Reppwandgleitung begrenzt, welche im Westen durch die Schlanitzenalmgleitung fortgesetzt wird.

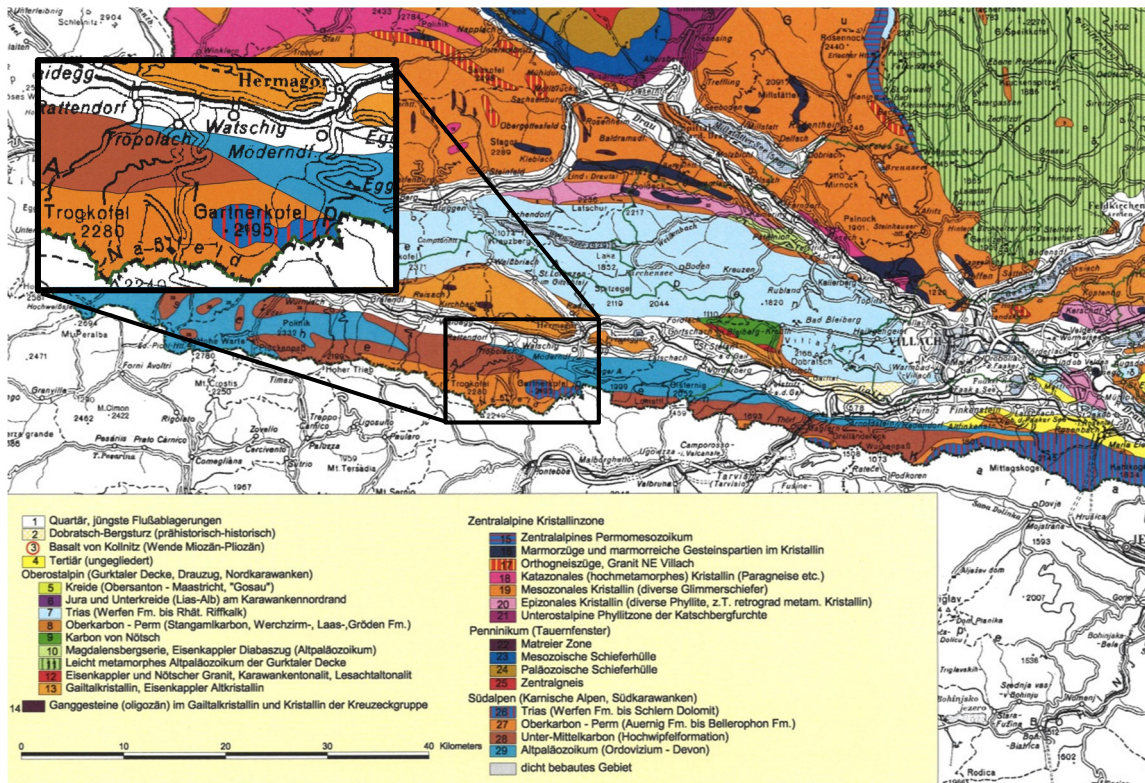


Abbildung 17: Ausschnitt geologische Karte⁴ von Kärnten

Das Untergrundmaterial des Kriechhangs selbst wird im Berechnungsbericht [4] als Hangschutt und Blockwerk bezeichnet, welches im Zuge der Gleitung zerlegt und durchmischt wurde. Dieses grobkörnige Material lagert in einer Tiefe von 6,0-14,0 m auf einem feinkörnigen Material in Form von schluffigen Sand-Kies-Gemischen auf.

Die Begehungen und die messtechnischen Beobachtungen der Doppelkehre haben folgende Abgrenzungen für den Kriechhang ergeben [4]:

- Nördlich wird der Kriechhang durch einen Felsgrat begrenzt, welcher als Ausläufer der Reppwand angesehen werden kann.
- Südlich geht der Kriechhang über die Doppelkehre hinaus. Die Abgrenzung konnte in Begehungen festgestellt werden. Außerdem haben die Inklinometermessungen einen weiteren Kriechhang südlich der Doppelkehre ausgewiesen. Dieser zeigt jedoch wesentlich geringere Bewegungsraten als der Kriechhang im Bereich der Doppelkehre.

⁴ http://www.ktn.gv.at/26912_DE-Karten-UeK-15GB-Kaernten-Geol.pdf Datum des Zugriffs: 17.11.2012

- Die Inklinometermessungen zeigen, dass der Kriechhang im unteren Bereich ca. 10,0-15,0 m oberhalb des Tröglbaches ausbeißt und ca. 150 Höhenmeter oberhalb der Doppelkehre beginnt.
- Weiters ergaben die Inklinometermessungen eine Tiefe der Gleitfläche im nördlichen Bereich von ca. 11,5 m und im südlichen Randbereich von ca. 18,0 m. Im zentralen Bereich der Doppelkehre wurde die Gleitfläche in einer Tiefe von ca. 12,5-15,0 m festgestellt.

Aufgrund der zuvor beschriebenen Abgrenzungen durch die Begehungen und die messtechnischen Beobachtungen wurde im Berechnungsbericht [4] für den Kriechhang folgende Geometrie definiert:

- Rechnerische mittlere Tiefe der Gleitfläche (vertikal gemessen): 14,0 m
- Rechnerische Länge des Gleitkörpers (schräg gemessen): 420,0 m
- Rechnerische Breite des Gleitkörpers: 125,0 m
- Rechnerische mittlere Hangneigung: 23 °

Außerdem war es aufgrund der Inklinometermessungen [4] möglich einen Bereich für die Bewegungsraten des Kriechhangs anzugeben. Diese schwankten während der messtechnischen Beobachtung von 1995 bis 2003 zwischen Minimalwerten von ca. 10 mm/Jahr und Maximalwerten von ca. 250 mm/Jahr.

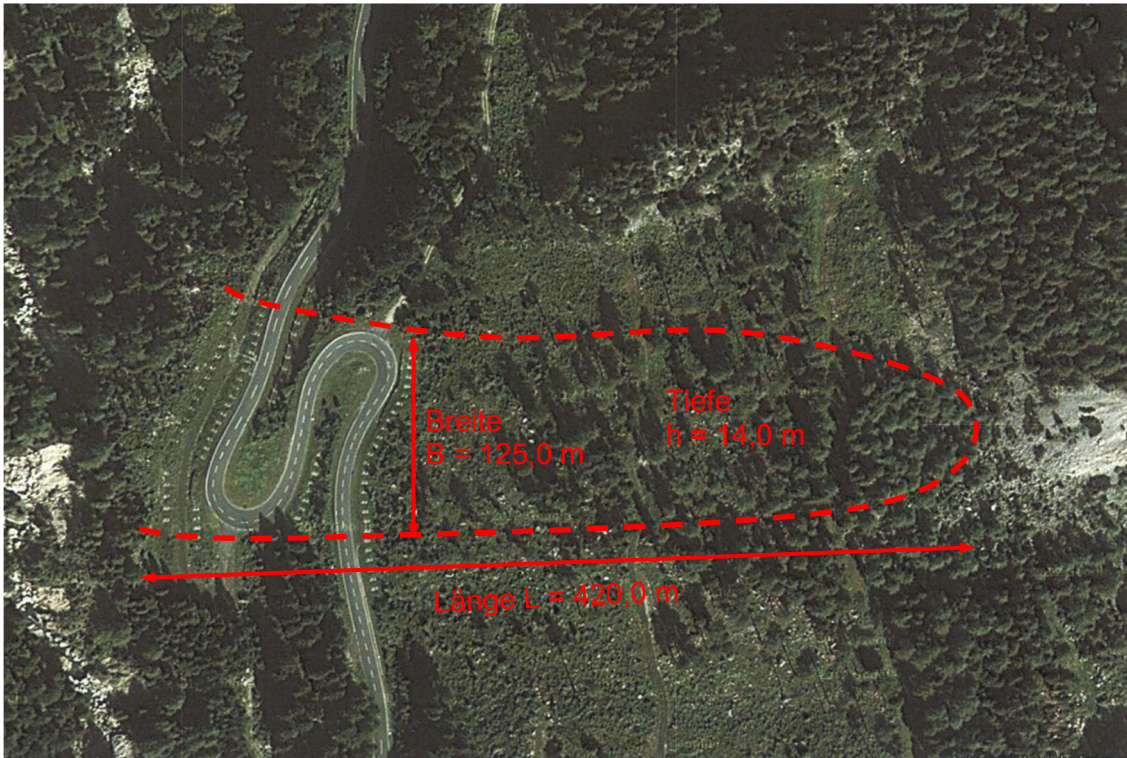


Abbildung 18: Geometrie des Kriechhangs im Bereich der Doppelkehre⁵

Nach ausführlicher Untersuchung der Ursachen, der Auslöser und der Charakteristik des Kriechhangs wurde vom Ingenieurbüro GDP ZT GmbH [4] eine Sicherung des Kriechhangs im Bereich der Doppelkehre mit rückverankerten Betonelementen in Form von mehreren Ankerreihen und Entwässerungsbohrungen geplant. Die Rückverankerung der Betonelemente wurde mit vorgespannten Dauerfreispielankern vorgenommen. Ziel dieser Sicherung war es, das Intervall der Instandhaltungsarbeiten an der Straße auf 10-15 Jahre zu vergrößern bzw. die Bewegungsraten um ein 15- bis 25-faches zu reduzieren. Diese Zielsetzung war nötig, da ein vollkommenes Stoppen des Kriechhangs zu kostenintensiv gewesen wäre. Weiters wurde zur Kostenreduzierung eine zweistufige Sicherung geplant – hierfür wurden in einer ersten Ausbaustufe zwischen 2005 und 2006 sechs Ankerreihen – in Summe 236 Stück Anker mit einer Festlegelast zwischen 875 kN und 1125 kN – eingebaut um die Bewegungsraten auf ein verträgliches Maß zu reduzieren und die Sicherheit des Kriechhangs somit zu erhöhen. In einer eventuell erforderlichen zweiten Ausbaustufe sind weitere Ankerreihen zur Senkung der Bewegungsraten und zur Erhöhung

⁵ <http://maps.google.at/maps?hl=de&tab=wl> Datum des Zugriffs: 18.11.2012

der Sicherheit vorgesehen. Außerdem kann in der zweiten Ausbaustufe eine Entspannung der aufgespannten Anker auf ihre ursprünglichen Festlegelasten vorgenommen werden.

Zur rechnerischen Untersuchung des erforderlichen Widerstands der Ankerreihen wurde vom Ingenieurbüro GDP ZT GmbH [4] damals, in leicht abgewandelter Form, die Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche [11] in Kombination mit bekannten Verfahren zur Berechnung der Böschungssicherheit (Gleitflächenverfahren nach Janbu) angewendet. Im Zuge dieser Berechnung wurden verschiedene Ausbaustufen berücksichtigt

- Ausbaustufe 1

Dieser Zustand beschreibt die Zeit nach der Installation von 236 Ankern.

- Ausbaustufe 1 unmittelbar vor Ausbaustufe 2

Dieser Zustand wurde berücksichtigt, da in der Ausbaustufe 1 keine vollkommene Beruhigung des Kriechhangs zu erwarten war und es somit zu einem Aufspannen der Anker kommt.

- Ausbaustufe 2

Für diesen Zustand wurden die zusätzlichen Ankerreihen der Ausbaustufe 2 und ein Entspannen der aufgespannten Anker auf ihre ursprünglichen Festlegelasten mit berücksichtigt.

Tabelle 5 zeigt die Anzahl der eingebauten Anker, die rechnerisch angenommenen Ankerkräfte und die Gesamtkraft aufgrund der Anker für die verschiedenen Ausbaustufen.

Tabelle 5: Rechnerisch ermittelter Widerstand des Ingenieurbüros GDP ZT GmbH für die Ankerreihen im Bereich der Doppelkehre [4]

Ausbaustufen	Anzahl der Anker [-]	Rechnerische Ankerkraft [kN]	Gesamtkraft [kN]
Ausbaustufe 1	186 / 50	1125 / 875	253.000
Ausbaustufe 1 unmittelbar vor Ausbaustufe 2	236	1425 (im Mittel)	336.300
Ausbaustufe 2	362	1125	407.250

Sämtliche Anker wurden mit einer Neigung von ca. 34 ° gegen die Horizontale eingebaut.

Für die Bodenparameter werden im Berechnungsbericht folgende Werte angegeben

Tabelle 6: Bodenparameter für den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre [4]

Parameter	Wert	Einheit
Feuchtwichte Gleitkörper γ_f	21,0	[kN/m ³]
Reibungswinkel Gleitkörper φ	40,0	[°]
Kohäsion Gleitkörper c	1,0	[kPa]
Reibungswinkel Gleitfläche φ_{GF}	24,0	[°]

Die weiteren Bodenparameter wurden vom Verfasser dieser Arbeit in Rücksprache mit dem Projektanten des Ingenieurbüros GDP ZT GmbH angenommen bzw. berechnet.

Tabelle 7: Angenommene Bodenparameter für den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre

Parameter	Wert	Einheit
Porenanteil des Gleitkörpers n	0,27	[-]
Gesättigte Wichte des Gleitkörpers γ_{sat}	22,0	[kN/m ³]
Wichte unter Auftrieb des Gleitkörpers γ'	12,0	[kN/m ³]
Wichte des Kornes γ_s	26,4	[kN/m ³]
Trockenwichte des Gleitkörpers γ_d	19,3	[kN/m ³]
Wassergehalt w	0,09	[-]
Restreibungswinkel Gleitfläche φ_{res}	22,8	[°]

In Abbildung 19 und Abbildung 20 sind der Längenschnitt bzw. der Grundriss für den Kriechhang mit der geplanten Sicherungsmethode des Ingenieurbüros GDP ZT GmbH dargestellt.

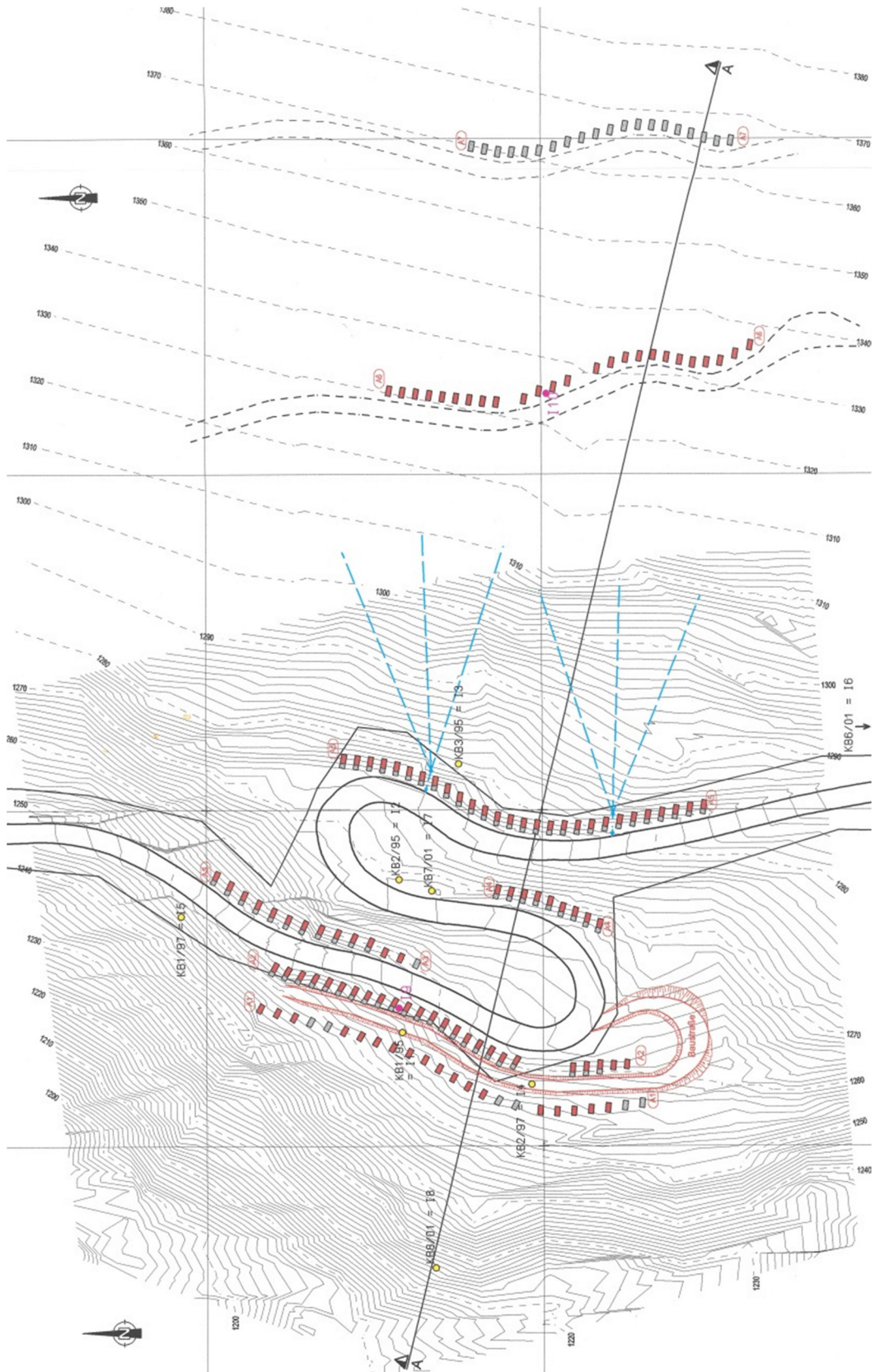


Abbildung 20: Grundriss zur geplanten Sicherung des Kriechhangs [4]

In den folgenden Kapiteln werden die in Kap. 2 vorgestellten Theorien zur Berechnung des Kriechdrucks auf eine Stützkonstruktion auf das Projekt „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ angewendet.

3.2 Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] auf den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre

3.2.1 Erforderliche Annahmen

Wie in Tabelle 3 beschrieben, wird bei der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] der Gleitkörper als kohäsionslos angenommen. Die Kohäsion für den Gleitkörper $c = 1,0 \text{ kPa}$ wird daher in den nachfolgenden Berechnungen vernachlässigt.

Für die Berechnungen wird der Restreibungswinkel der Gleitfläche auf $\varphi_{\text{res}} = 23,0^\circ$ erhöht, da entsprechend der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] der Restreibungswinkel φ_{res} gleich der Böschungsneigung β sein muss. Da sich der Reibungswinkel des Gleitkörpers $\varphi = 40^\circ$ vom Restreibungswinkel in der Gleitfläche $\varphi_{\text{res}} = 23,0^\circ$ unterscheidet, können die Diagramme nach Brandl & Dalmatiner [1] – siehe Abbildung 7 und Abbildung 8 – nicht verwendet werden und es wird daher Equ. 10 zur Berechnung des Kriechdrucks⁶ herangezogen.

Für die Neigung der Druckkraft D wird laut den Empfehlungen von Haefeli [7] und Brandl & Dalmatiner [1] $\delta_1 = \varphi_{\text{res}}/2$ angenommen. Der Wandreibungswinkel wird entsprechend den Voraussetzungen für Equ. 10 vernachlässigt.

Beruhend auf den Annahmen im Berechnungsbericht des Ingenieurbüros GDP ZT GmbH [4] werden zwei unterschiedliche Grundwasserspiegel in den Berechnungen des Kriechdrucks berücksichtigt. Die Beobachtungen der Grundwasserstände ergaben, dass der Grundwasserspiegel größtenteils deutlich unter der Gleitfläche liegt und der maximale Grundwasserspiegel ca. 0,75 m oberhalb der Gleitfläche liegt. Da jedoch zusätzlich zu den Ankerreihen Entwässerungsbohrungen durchgeführt wurden, wurde der Grundwasserspiegel für den *Grundwasserzustand 1* 0,50 m über der Gleitfläche angeordnet und für den *Grundwasserzustand 2* kein Grundwasser berücksichtigt.

⁶ Der Ausdruck „Gleitdruck – E_g “ wird in weiterer Folge für die Berechnungen durch „Kriechdruckkraft – E_k “ ersetzt um eine bessere Vergleichbarkeit mit den anderen Theorien zu ermöglichen.

3.2.2 Berechnung des Kriechdrucks nach der Stabilisierung

Grundwasserzustand 1:

Die horizontale Kriechdruckkraft nach Haefeli [7] für den Grundwasserzustand 1 berechnet sich folgendermaßen:

$$E_{k,hor,1} = [\gamma_f \cdot h_w^2 + \gamma' \cdot (h - h_w)^2] \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\tan(\varphi_{res}) \cdot \cot(\varphi) - \tan(\varphi_{res}) \cdot \tan(\delta_1)} \quad \text{Equ. 42}$$

$$E_{k,hor,1} = [21 \cdot 13,5^2 + 12 \cdot (14 - 13,5)^2] \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\tan(23) \cdot \cot(40) - \tan(23) \cdot \tan\left(\frac{23}{2}\right)} = 4565,16 \text{ kN/m}$$

Die Kriechdruckkraft parallel zur Gleitfläche errechnet sich mit

$$E_{k,1} = E_{k,hor} \cdot \cos(\beta) \quad \text{Equ. 43}$$

$$E_{k,1} = 4565,16 \cdot \cos(23) = 4202,25 \text{ kN/m}$$

Mit Hilfe der mittleren Breite kann die Kriechdruckkraft für den gesamten Kriechhang ermittelt werden.

$$E_{k,ges,1} = E_k \cdot B \quad \text{Equ. 44}$$

$$E_{k,ges,1} = 4202,25 \cdot 125 = 525281 \text{ kN}$$

Im Grundwasserzustand 1 würde zusätzlich noch ein Wasserdruck in der grundwasserführenden Schicht (0,50 m) auf die Stützkonstruktion wirken. Dieser wird jedoch für die Berechnung vernachlässigt.

Grundwasserzustand 2:

Für den Grundwasserzustand 2 wird die Berechnung der Kriechdruckkraft für den Kriechhang wie oben beschrieben durchgeführt. Jedoch wird der Grundwasserspiegel unterhalb der Gleitfläche angenommen.

$$E_{k,hor,2} = \gamma_f \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(\varphi_{res}) \cdot \cot(\varphi) - \tan(\varphi_{res}) \cdot \tan(\delta_1)} \quad \text{Equ. 45}$$

$$E_{k,hor,2} = 21 \cdot \frac{14^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(23) \cdot \cot(40) - \tan(23) \cdot \tan\left(\frac{23}{2}\right)} = 4905,73 \text{ kN/m}$$

$$E_{k,2} = E_{k,hor} \cdot \cos(\beta) \quad \text{Equ. 46}$$

$$E_{k,2} = 4905,73 \cdot \cos(23) = 4515,75 \text{ kN/m}$$

$$E_{k,ges,2} = E_k \cdot B \quad \text{Equ. 47}$$

$$E_{k,ges,2} = 4515,75 \cdot 125 = 564469 \text{ kN}$$

3.2.3 Berechnung „Faktor für ein Überschieben“ des Kriechhangs

Als Widerstand gegen den Kriechdruck wirken die eingebauten Anker und die zusätzliche Reibungskomponente in der Gleitfläche zufolge der Anker. Zur Ermittlung des Widerstands zufolge der Anker wurde das in Abbildung 21 dargestellte Modell verwendet.

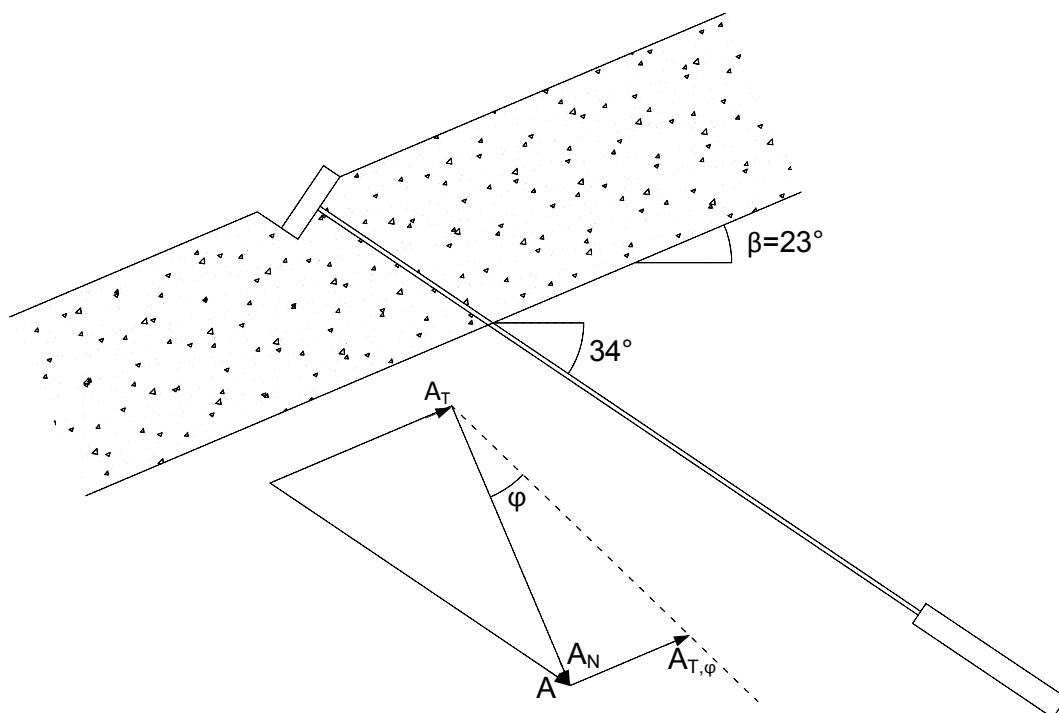


Abbildung 21: Wirkungsweise der eingebauten Anker

Der Widerstand zufolge der Anker A_R errechnet sich mit

$$A_R = A_T + A_{T,\varphi} \quad \text{Equ. 48}$$

$$A_R = A \cdot \cos(34 + 23) + A \cdot \sin(34 + 23) \cdot \tan(23)$$

Mit den Angaben aus Tabelle 5 für die Gesamtkraft der Anker lässt sich der Widerstand zufolge der Anker berechnen.

Tabelle 8: Gesamtwiderstand der Anker

Ausbaustufe	Gesamtkraft [kN]	Gesamtwiderstand A_R [kN]
Ausbaustufe 1	253.000	227.860
Ausbaustufe 1 unmittelbar vor Ausbaustufe 2	336.300	302.883
Ausbaustufe 2	407.250	366.783

Durch Gegenüberstellung der treibenden Kraft (Kriechdruckkraft) und der rückhaltenden Kraft (Widerstand zufolge Anker und Reibungskomponente in der Gleitfläche) im Kriechhang lässt sich das Verhältnis aus Widerstand der Stützkonstruktion zu Kriechdruck nach Haefeli [7] mit folgender Formel berechnen

$$F\ddot{U} = \frac{A_R}{E_k} \quad \text{Equ. 49}$$

Tabelle 9: Faktor für ein Überschieben des Kriechhangs für Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]

Berechnungszustand		Kriechdruckkraft E_k [kN]	Gesamtwiderstand A_R [kN]	$F\ddot{U}$ [-]
Ausbaustufe 1	Grundwasserzustand 1	525.281	227.860	0,43
	Grundwasserzustand 2	564.469	227.860	0,40
Ausbaustufe 1 unmittelbar vor Ausbaustufe 2	Grundwasserzustand 1	525.281	302.883	0,58
	Grundwasserzustand 2	564.469	302.883	0,54
Ausbaustufe 2	Grundwasserzustand 1	525.281	366.783	0,70
	Grundwasserzustand 2	564.469	366.783	0,65

Aus Tabelle 9 lässt sich erkennen, dass das Verhältnis zwischen Gesamtwiderstand und maximal möglichen Kriechdruck für alle Berechnungszustände $F\ddot{U} < 1,0$ ist. Diese Werte spiegeln jedoch wie in Kap. 2.1 bereits beschrieben keine Sicherheitszahl für den Hang selbst wider sondern geben nur an, dass ein Überschieben der Stützkonstruktion nicht möglich ist, da es vorher zu einem Versagen der Stützkonstruktion kommt. Dies ist eine wichtige Erkenntnis, da vom Ingenieurbüro GDP ZT GmbH in der Planungsphase ein Überschieben des Hangs oberhalb des gesicherten Bereichs als mögliches Versagensszenario berücksichtigt wurde, weshalb auch eine höhergelegene Ankerreihe A6 installiert wurde.

Zur besseren Verständlichkeit des Problems der Sicherheitsdefinition nach Haefeli [7] ist in Abbildung 22 die Abhängigkeit der Kriechdruckkraft E_k vom Reibungswinkel des Gleitkörpers φ für den *Grundwasserzustand 2* dargestellt. Man kann hierbei erkennen, dass die Kriechdruckkraft mit steigendem Reibungswinkel zunimmt. Dies bedeutet, dass

bei besser werdenden Bodenverhältnissen die Belastung zunimmt und die Sicherheit abnimmt. Dies widerspricht den klassischen Vorstellungen einer Sicherheitsdefinition weshalb dieser maximale Wert der Kriechdruckkraft nicht zur Sicherheitsdefinition des Hangs selbst herangezogen wird.

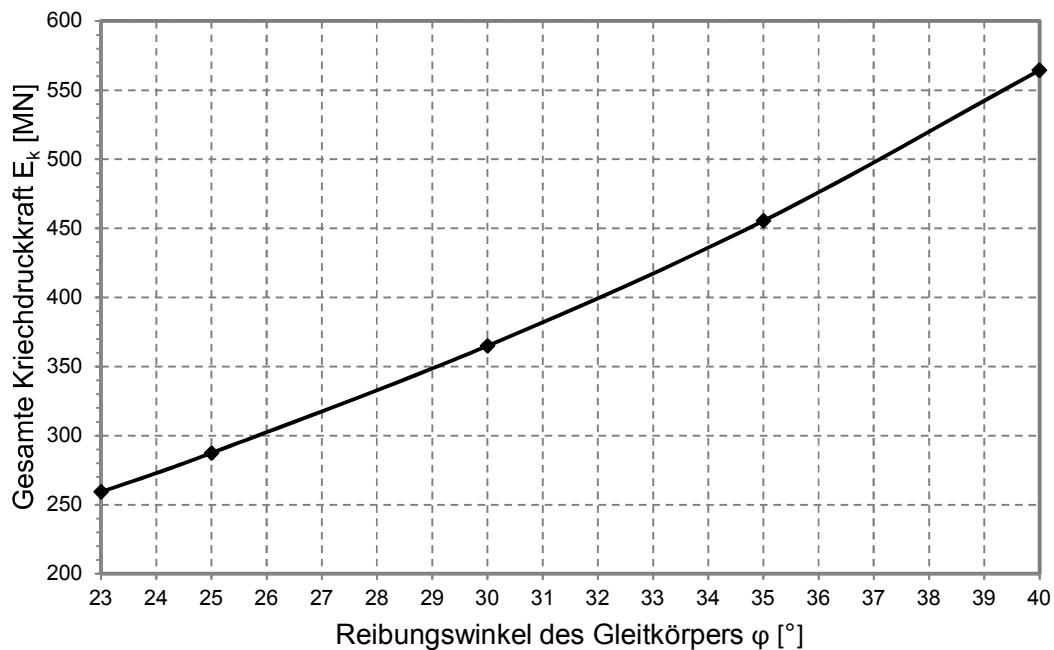


Abbildung 22: Abhängigkeit der Kriechdruckkraft vom Reibungswinkel des Gleitkörpers

3.3 Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] auf den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre

3.3.1 Erforderliche Annahmen

Zuerst ist es notwendig den Viskositätsindex I_{va} für die Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche zu bestimmen. Da für das Material der Gleitfläche keine Laborversuche vorliegen, aus denen der Viskositätsindex bestimmt werden könnte, jedoch eine sehr gute messtechnische Beobachtung für den Kriechhang durchgeführt wurde, empfiehlt es sich den Wert für den Viskositätsindex aus Rückrechnungen zu ermitteln. Es ist daher das Ziel eine Korrelation zwischen den Scherspannungen in der Gleitfläche und den zugehörigen Kriechgeschwindigkeiten aufgrund von Messungen zu finden. Eine Gegenüberstellung der Niederschläge und der Bewegungsraten zeigt einen eindeutigen Zusammenhang zwischen der Kriechgeschwindigkeit und den Hangwasserverhältnissen im Boden. Dies lässt den

Schluss zu, dass die Hangwasserverhältnisse im Boden die wesentliche Ursache für die Veränderung der Kriechgeschwindigkeit sind. Es ist allerdings nicht möglich für die unterschiedlichen Niederschlagsintensitäten eine eindeutige Zuweisung eines Grundwasserspiegels vorzunehmen. Die Grundwasserspiegel zeigen nach einem starken Niederschlagsereignis einen Anstieg (teilweise 0,75 m oberhalb der Gleitfläche), jedoch haben die Beobachtungen des Grundwassers auch vielfach Grundwasserspiegel unterhalb der Gleitfläche ergeben, womit das Grundwasser zu keiner wesentlichen Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche führt. Es wurde daher zusätzlich eine Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche aufgrund einer Zunahme der Feuchtwichte durch einen höheren Sättigungsgrad bei großen Niederschlagsmengen untersucht – hierbei war es möglich eine plausible Korrelation zwischen den Niederschlägen und den Bewegungsraten herzustellen.

In der folgenden Abbildung ist eine Gegenüberstellung der Bewegungsraten der verschiedenen Inklinometer und der Summenlinie des Niederschlags dargestellt. Die Lage der verschiedenen Inklinometer ist in Abbildung 20 ersichtlich.

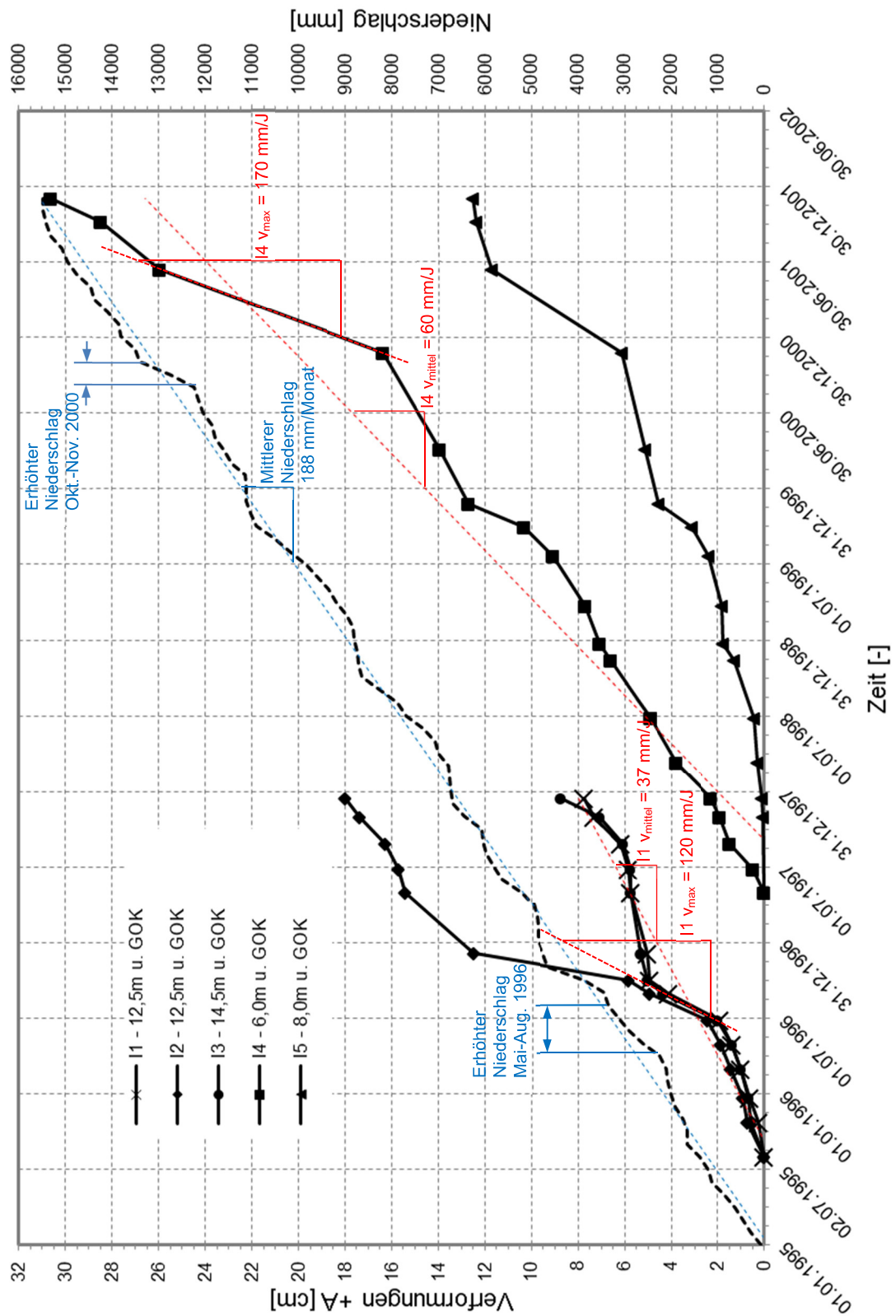


Abbildung 23: Gegenüberstellung von Bewegungsraten und Summenlinie des Niederschlags [4]

Im Folgenden wird die Vorgehensweise zur Ermittlung des Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ beschrieben.

Für die Rückrechnung des Viskositätsindex wurden die Inklinometer I1, I3 und I4 herangezogen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Inklinometer I5 etwas nördlich der Doppelkehre und somit am Rand des Kriechhangs liegt. Eine Beeinflussung durch seitliche, vertikale Scherflächen kann aufgrund dieser Lage nicht ausgeschlossen werden und das Inklinometer I5 wird daher für die Berechnung des Viskositätsindex als nicht repräsentativ angesehen. Das Inklinometer I2 zeigt ab September 1996 ein signifikant anderes Verhalten als die anderen Inklinometer und es wird daher davon ausgegangen, dass im Kernbereich der Doppelkehre das Wasser nicht die einzige Ursache für die Veränderung der Kriechgeschwindigkeit ist bzw. der Rutschkörper sich in diesen Bereichen heterogen verhält. Aus diesem Grund wird für die Ermittlung des Viskositätsindex auch dieses Inklinometer vernachlässigt

Um die mittlere Kriechgeschwindigkeit im Bereich der verschiedenen Inklinometer zu ermitteln, wurden die Messwerte der Inklinometer über den gesamten Messzeitraum durch eine lineare Abhängigkeit von der Zeit angenähert – siehe Abbildung 23. Dabei hat sich für die Inklinometer I1 und I3 eine mittlere Kriechgeschwindigkeit $v_{\text{mittel},1,13} = 37 \text{ mm/J}$ und für das Inklinometer I4 eine mittlere Kriechgeschwindigkeit $v_{\text{mittel},14} = 60 \text{ mm/J}$ ergeben. Diesen mittleren Kriechgeschwindigkeiten werden für die nachfolgenden Berechnungen die Bodenparameter aus Tabelle 6 und Tabelle 7 zugewiesen.

Nach der Festlegung der mittleren Kriechgeschwindigkeiten ist es nötig Zustände zu finden, in denen sich die aktuelle Kriechgeschwindigkeit wesentlich von der mittleren Kriechgeschwindigkeit unterscheidet, und für diese Zustände die Scherspannungen in der Gleitfläche zu ermitteln. In Abbildung 23 ist gut zu erkennen, dass es im Fall der Inklinometer I1 und I3 zwischen Juni und Oktober 1996 zu einer bedeutenden Beschleunigung des Kriechhangs ($v_{\text{max},1,13} = 120 \text{ mm/J}$) gekommen ist. Das Inklinometer I4 zeigt ab November 2000 eine wesentliche Beschleunigung des Kriechhangs ($v_{\text{max},14} = 170 \text{ mm/J}$). Weiters kann man aus Abbildung 23 erkennen, dass vor bzw. während dieser Beschleunigungen des Kriechhangs große Niederschlagsmengen über einen längeren Zeitraum aufgetreten sind. Aus diesen erhöhten Niederschlägen wurde eine Erhöhung des Wassergehalts und somit eine Erhöhung der Feuchtwichte des Gleitkörpers abgeleitet. Diese erhöhte Feuchtwichte führt zu einer Erhöhung der Scherspannung in der Gleitfläche und es ist somit möglich die Veränderung der Kriechgeschwindigkeit mit der Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche zu kombinieren. Da grundsätzlich davon ausgegangen wurde, dass bei einem mittleren Niederschlag $N_{\text{mittel}} = 188 \text{ mm/Monat}$

die Bodenparameter aus Tabelle 6 und Tabelle 7 gelten, darf für eine Erhöhung des Wassergehalts nur jener Niederschlag, welcher den mittleren Niederschlag N_{mittel} überschreitet, berücksichtigt werden. Außerdem kann nicht davon ausgegangen werden, dass der gesamte Niederschlag einer Versickerung zugeführt wird. Zur genauen Berechnung des zur Versickerung gebrachten Anteils des Niederschlags – der Infiltrationsmenge – sind aufwendige Formeln nötig. In der vorliegenden Arbeit wurde jedoch eine einfache Formel zur Abschätzung der Infiltrationsmenge nach dem U.S. Soil Conservation Service [13] verwendet. Bei diesem Infiltrationsmodell wird in Abhängigkeit von der Bodenbeschaffenheit (Feuchtigkeit und Oberfläche) die Infiltrationsmenge für die gegebene Niederschlagsmenge bestimmt.

Nachdem sowohl für die Inklinometer I1 und I3 als auch für das Inklinometer I4 zwei Zustände mit unterschiedlichen Scherspannungen in der Gleitfläche und unterschiedlichen Geschwindigkeiten gefunden werden konnten, ist es möglich durch Umformung von Equ. 12 den Viskositätsparameter $I_{v\alpha}$ zu ermitteln.

Rückrechnung des Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ aus den Inklinometermessungen I1 und I3:

Zur Erhöhung des Wassergehalts im Boden aufgrund von erhöhten Niederschlagsmengen wird der Zeitraum Mai 1996 bis August 1996 berücksichtigt. In Tabelle 10 sind die monatlichen Niederschlagsmengen im Bereich der B90 Nassfeldstraße für den maßgebenden Zeitraum angegeben.

Tabelle 10: Monatlicher Niederschlag B90 Nassfeldstraße Mai – August 1996

Monat	Monatlicher Niederschlag [mm]
Mai 1996	352
Juni 1996	311
Juli 1996	211
August 1996	211
Summe Mai – August 1996	1085

Mit einem mittleren Niederschlag $N_{\text{mittel}} = 188$ mm/Monat ergibt sich die zusätzliche Niederschlagsmenge

$$\Delta N_{I1,I3} = N_{\text{Mai-Aug.}} - 4 \cdot N_{\text{mittel}} \quad \text{Equ. 50}$$

$$\Delta N_{I1,I3} = 1085 - 4 \cdot 188 = 333 \text{ mm}$$

Die eher konservative Abschätzung der Infiltrationsmenge I hat ergeben, dass bei einem monatlichen Niederschlag $N \sim 300 \text{ mm/Monat}$ ca. 47 % der Niederschlagsmenge infiltrieren. Dabei wurde für die Oberfläche ein Waldboden berücksichtigt und für den Feuchtigkeitsparameter aufgrund des blockigen Hangschuttmaterials eine gute Wasseraufnahmefähigkeit angenommen. Es ergibt sich unter den vorher genannten Voraussetzungen eine Infiltrationsmenge von $I_{1,13} = 160 \text{ mm/m}^2$.

Die neue Feuchtwichte berechnet sich durch Anwendung folgender Formeln

$$\gamma_{f,v_{max}} = (1 - n) \cdot (1 + w) \cdot \gamma_s \quad \text{Equ. 51}$$

$$\gamma_{f,v_{max}} = (1 - 0,27) \cdot (1 + 0,0944) \cdot 26,4 \cong 21,15 \text{ kN/m}^2$$

Mit:

$$w = \frac{s_r \cdot \gamma_w \cdot (\gamma_s - \gamma_d)}{\gamma_s \cdot \gamma_d} \quad \text{Equ. 52}$$

$$w = \frac{0,6756 \cdot 10 \cdot (26,4 - 19,3)}{26,4 \cdot 19,3} = 0,0944$$

$$s_r = \frac{V_w + dV_w}{n \cdot V} \quad \text{Equ. 53}$$

$$s_r = \frac{2,38 + 160/1000 \cdot 1 \cdot 1/\cos 23}{0,27 \cdot 14} = 0,6756$$

Dabei ist V das Volumen eines Einheitsquaders wie in Abbildung 24 dargestellt. V_w ist das Wasservolumen im Boden bei einer Feuchtwichte $\gamma_f = 21 \text{ kN/m}^3$ und wurde mit $2,38 \text{ m}^3$ für den Einheitsquader berechnet und dV_w stellt das zusätzliche Wasservolumen aufgrund des erhöhten Niederschlags dar.

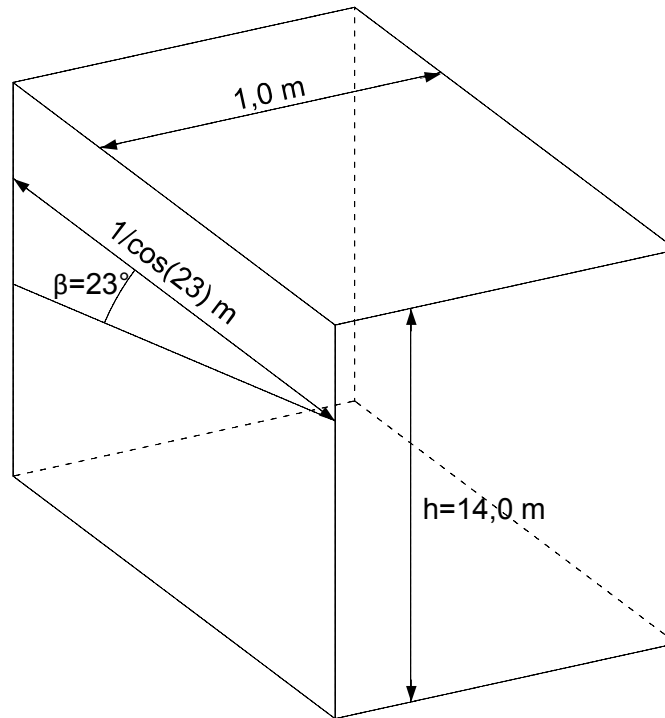


Abbildung 24: Einheitsquader zur Berechnung des zusätzlichen Wasservolumens

Für die Berechnung des Viskositätsindex wird zusätzlich wie in Kap. 3.2.1 beschrieben im Fall eines erhöhten Niederschlags ein Grundwasserspiegel vor den Entwässerungsbohrungen mit 0,75 m über der Gleitfläche berücksichtigt.

Die Scherspannung für den Fall der mittleren Kriechgeschwindigkeit $v_{\text{mittel},1,1,13} = 37 \text{ mm/J}$ berechnet sich mit

$$\tau_{g,v_{\text{mittel}}} = \gamma_{f,v_{\text{mittel}}} \cdot h \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 54}$$

$$\tau_{g,v_{\text{mittel}}} = 21 \cdot 14 \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 = 105,74 \text{ kPa}$$

Für den Fall der maximalen Kriechgeschwindigkeit $v_{\text{max},1,1,13} = 120 \text{ mm/J}$ berechnet sich die Scherspannung mit

$$\tau_{g,v_{\text{max}}} = [\gamma_{f,v_{\text{max}}} \cdot h_w + \gamma' \cdot (h - h_w)] \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta + S \quad \text{Equ. 55}$$

$$\tau_{g,v_{\text{max}}} = [21,15 \cdot 13,25 + 12 \cdot (14 - 13,25)] \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 + 2,7 = 106,73 \text{ kPa}$$

Mit:

$$S = \gamma_w \cdot (h - h_w) \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 56}$$

$$S = 10 \cdot (14 - 13,25) \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 = 2,70 \text{ kPa}$$

Mit Equ. 10 kann nun der Viskositätsindex $I_{v\alpha, I1, I3}$ folgendermaßen berechnet werden

$$I_{v\alpha, I1, I3} = \frac{\frac{\tau_{g, v_{max}}}{\tau_{g, v_{mittel}}} - 1}{\ln\left(\frac{v_{max}}{v_{mittel}}\right)} \quad \text{Equ. 57}$$

$$I_{v\alpha, I1, I3} = \frac{\frac{106,73}{105,74} - 1}{\ln\left(\frac{120}{37}\right)} = 0,0078$$

Rückrechnung des Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ aus der Inklinometermessung I4:

Im Fall des Inklinometer I4 erfolgt die Berechnung des Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ völlig ident zu Inklinometer I1 und I3.

Für die erhöhten Niederschlagsmengen wird der Zeitraum Oktober 2000 bis November 2000 berücksichtigt. In Tabelle 11 sind die monatlichen Niederschlagsmengen für den angegebenen Zeitraum ersichtlich.

Tabelle 11: Monatlicher Niederschlag B90 Nassfeldstraße Oktober – November 2000

Monat	Monatlicher Niederschlag [mm]
Oktober 2000	493
November 2000	681
Summe Mai – August 1996	1174

Mit einem mittleren Niederschlag $N_{mittel} = 188 \text{ mm/Monat}$ ergibt sich die zusätzliche Niederschlagsmenge

$$\Delta N_{I4} = N_{Okt.-Nov.} - 2 \cdot N_{mittel} \quad \text{Equ. 58}$$

$$\Delta N_{I4} = 1174 - 2 \cdot 188 = 798 \text{ mm}$$

Für einen monatlichen Niederschlag von $N \sim 550 \text{ mm/Monat}$ können unter den vorher beschriebenen Randbedingungen 40 % der Niederschlagsmenge in den Boden infiltrieren. Es ergibt sich somit eine Infiltrationsmenge von $I_{I4} = 320 \text{ mm/m}^2$.

Die neue Feuchtwichte berechnet sich durch Anwendung folgender Formeln

$$\gamma_{f,v_{max}} = (1 - n) \cdot (1 + w) \cdot \gamma_s \quad \text{Equ. 59}$$

$$\gamma_{f,v_{max}} = (1 - 0,27) \cdot (1 + 0,1009) \cdot 26,4 \cong 21,25 \text{ kN/m}^2$$

Mit:

$$w = \frac{s_r \cdot \gamma_w \cdot (\gamma_s - \gamma_d)}{\gamma_s \cdot \gamma_d} \quad \text{Equ. 60}$$

$$w = \frac{0,7216 \cdot 10 \cdot (26,4 - 19,3)}{26,4 \cdot 19,3} = 0,1009$$

$$s_r = \frac{V_w + dV_w}{n \cdot V} \quad \text{Equ. 61}$$

$$s_r = \frac{2,38 + 320/1000 \cdot 1 \cdot 1/\cos 23}{0,27 \cdot 14} = 0,7216$$

Die Scherspannung für den Fall der mittleren Kriechgeschwindigkeit $v_{\text{mittel},14} = 60 \text{ mm/J}$ berechnet sich mit

$$\tau_{g,v_{\text{mittel}}} = \gamma_{f,v_{\text{mittel}}} \cdot h \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 62}$$

$$\tau_{g,v_{\text{mittel}}} = 21 \cdot 14 \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 = 105,74 \text{ kPa}$$

Für den Fall der maximalen Kriechgeschwindigkeit $v_{\text{max},14} = 170 \text{ mm/J}$ berechnet sich die Scherspannung mit

$$\tau_{g,v_{\text{max}}} = [\gamma_{f,v_{\text{max}}} \cdot h_w + \gamma' \cdot (h - h_w)] \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta + S \quad \text{Equ. 63}$$

$$\tau_{g,v_{\text{max}}} = [21,25 \cdot 13,25 + 12 \cdot (14 - 13,25)] \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 + 2,7 = 107,21 \text{ kPa}$$

Mit:

$$S = \gamma_w \cdot (h - h_w) \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 64}$$

$$S = 10 \cdot (14 - 13,25) \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 = 2,70 \text{ kPa}$$

Der Viskositätsindex $I_{v\alpha,14}$ berechnet sich wiederum mit

$$I_{v\alpha,14} = \frac{\frac{\tau_{g,v_{max}}}{\tau_{g,v_{mittel}}} - 1}{\ln\left(\frac{v_{max}}{v_{mittel}}\right)} \quad \text{Equ. 65}$$

$$I_{v\alpha,14} = \frac{\frac{107,21}{105,74} - 1}{\ln\left(\frac{170}{60}\right)} = 0,0131$$

Nachdem sowohl für die Inklinometermessungen I1 und I3 als auch für die Inklinometermessung I4 der Viskositätsindex ermittelt wurde, kann für die nachfolgenden Berechnungen ein Mittelwert aus den drei berechneten Werten angegeben werden.

$$I_{v\alpha} = \frac{2 \cdot I_{v\alpha,I1,I3} + I_{v\alpha,I4}}{3} \quad \text{Equ. 66}$$

$$I_{v\alpha} = \frac{2 \cdot 0,0078 + 0,0131}{3} = 0,0096$$

Für die folgende Berechnung der Kriechgeschwindigkeiten nach der Stabilisierung des Kriechhangs werden wiederum wie in Kap. 3.2.1 beschrieben zwei Grundwasserzustände berücksichtigt. Wobei zusätzlich zur Erhöhung des Grundwasserspiegels auch eine Erhöhung der Feuchtwichte auf $\gamma_f = 21,2 \text{ kN/m}^3$ berücksichtigt wird.

3.3.2 Berechnung der Kriechgeschwindigkeit nach der Stabilisierung

Ziel der nachfolgenden Berechnungen soll es sein die Kriechgeschwindigkeit, welche sich nach der Stabilisierung einstellt, zu berechnen. Nach Lippomann kann entsprechend Equ. 12 jedem Scherspannungszustand in der Gleitfläche eine bestimmte Kriechgeschwindigkeit zugewiesen werden, sofern der Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ und ein Ausgangszustand samt Scherspannung und Kriechgeschwindigkeit bekannt ist.

In weiterer Folge wird immer vom selben Ausgangszustand ausgegangen. Die Kriechgeschwindigkeit vor der Stabilisierung v_0 wird gleich dem Mittelwert der mittleren Kriechgeschwindigkeiten $v_{mittel,i}$ der verschiedenen Inklinometermessungen gesetzt. Damit berechnet sich die Kriechgeschwindigkeit vor der Stabilisierung mit

$$v_0 = \frac{2 \cdot v_{mittel,I1,I3} + v_{mittel,I4}}{3} \quad \text{Equ. 67}$$

$$v_0 = \frac{2 \cdot 37 + 60}{3} = 45 \text{ mm/Jahr}$$

Weiters wird für den Ausgangszustand eine Feuchtwichte des Gleitkörpers $\gamma_f = 21,0 \text{ kN/m}^3$ und ein Grundwasserspiegel unterhalb der Gleitfläche angenommen. Die Scherspannung in der Gleitfläche wird für den Ausgangszustand aus dem Eigengewicht des Gleitkörpers mit folgender Formel berechnet.

$$\tau_0 = \tau_{g,0} = \gamma_f \cdot h \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 68}$$

$$\tau_0 = \tau_{g,0} = 21 \cdot 14 \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 = 105,74 \text{ kPa}$$

Diese Scherspannung entspricht einer Kriechgeschwindigkeit $v_0 = 45 \text{ mm/Jahr}$.

Die Scherspannung in der Gleitfläche nach der Stabilisierung berechnet sich einerseits über das Gewicht des Gleitkörpers und eine evt. vorhandene Strömungskraft und wird andererseits durch den Gesamtwiderstand der Anker A_R reduziert. Für die in der Gleitfläche wirkende Scherspannung gilt somit

$$\tau_1 = \tau_{g,1} - \frac{A_R}{B \cdot L} \quad \text{Equ. 69}$$

Mit Hilfe der folgenden Gleichung und dem bekannten Viskositätsparameter $I_{v\alpha} = 0,0096$ ist es nun möglich eine zur Scherspannung τ_1 zugehörige Kriechgeschwindigkeit v_1 (nach der Stabilisierungsmaßnahme) berechnen zu können.

$$\tau_1 = \tau_0 \cdot \left[1 + I_{v\alpha} \cdot \ln \left(\frac{v_1}{v_0} \right) \right] \quad \text{Equ. 70}$$

$$\tau_1 = 105,74 \cdot \left[1 + 0,0096 \cdot \ln \left(\frac{v_1}{45} \right) \right]$$

Dabei berechnet sich die Scherspannung zufolge Gewicht und Strömungskraft in der Gleitfläche für den *Grundwasserzustand 1* (GWSP 0,50 m über Gleitfläche) mit

$$\tau_{g,1,GWZ1} = [\gamma_f \cdot h_w + \gamma' \cdot (h - h_w)] \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta + S \quad \text{Equ. 71}$$

$$\tau_{g,1,GWZ1} = [21,2 \cdot 13,5 + 12 \cdot (14 - 13,5)] \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 + 1,80 = 106,89 \text{ kPa}$$

Mit:

$$S = \gamma_w \cdot (h - h_w) \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 72}$$

$$S = 10 \cdot (14 - 13,5) \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 = 1,80 \text{ kPa}$$

Für den *Grundwasserzustand 2* (GWSP unter der Gleitfläche) berechnet sich die Scherspannung in der Gleitfläche mit

$$\tau_{g,1,GWZ2} = \gamma_f \cdot h \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 73}$$

$$\tau_{g,1,GWZ2} = 21 \cdot 14 \cdot \sin 23 \cdot \cos 23 = 105,74 \text{ kPa}$$

Es ist nun mit Equ. 70 möglich für die verschiedenen Kombinationen aus Ausbaustufen und Grundwasserzuständen die Kriechgeschwindigkeiten nach der Stabilisierung zu ermitteln. Die Ergebnisse hierzu sind in Tabelle 12 dargestellt.

Tabelle 12: Kriechgeschwindigkeit nach der Stabilisierung des Kriechhangs nach Lippomann [11]

Berechnungszustand		Gesamtwiderstand A _R [kN]	τ ₀ [kPa]	v ₀ [mm/Jahr]	τ _{g,1} [kPa]	v ₁ [mm/Jahr]
Ausbaustufe 1	Grundwasserzustand 1	227.860	105,74	45	106,89	1,94
	Grundwasserzustand 2				105,74	0,62
Ausbaustufe 1 unmittelbar vor Ausbaustufe 2	Grundwasserzustand 1	302.883			106,89	0,48
	Grundwasserzustand 2				105,74	0,15
Ausbaustufe 2	Grundwasserzustand 1	366.783			106,89	0,14
	Grundwasserzustand 2				105,74	0,05

Wie in Kap. 3.2.3 beschrieben kann die Gesamtkraft der Anker A in einen böschungparallelen Teil A_T und in einen Reibungsanteil A_{T,φ} umgerechnet werden. Daraus ergibt sich der in Tabelle 12 angegebene Gesamtwiderstand der Anker A_R.

Zur Kontrolle der in Tabelle 12 berechneten Kriechgeschwindigkeiten nach der Stabilisierung v₁ ist es zweckmäßig diese berechneten Werte den bisherigen Messergebnissen seit der Baufertigstellung gegenüber zu stellen. In Abbildung 25 sind die Messergebnisse der Inklinometer I9 und I10 ersichtlich. Diese Inklinometer wurden während der Sicherungsmaßnahmen installiert. Inklinometer I9 ist dabei im zentralen Bereich der Doppelkehre und Inklinometer I10 oberhalb der Doppelkehre im Bereich der Ankerreihe A6 situiert. Die Lage der Inklinometer kann Abbildung 20 entnommen werden.

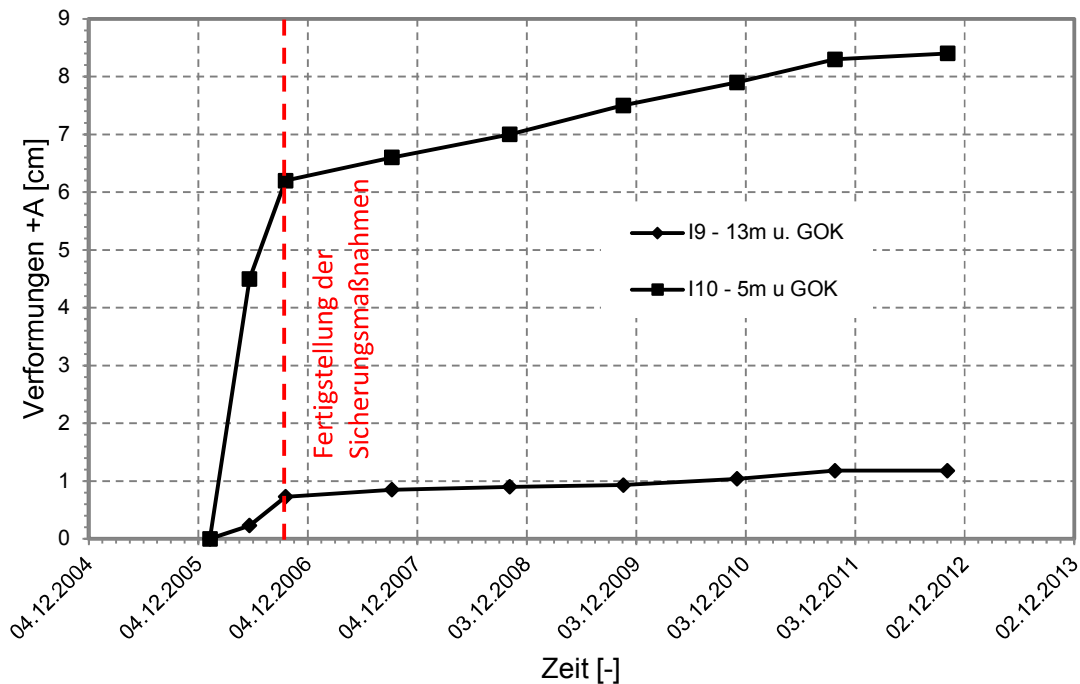


Abbildung 25: Bewegungsraten des Kriechhangs im Bereich der Doppelkehre nach Fertigstellung der Sicherungsmaßnahmen

Aus Abbildung 25 lässt sich erkennen, dass das Inklinometer I9 relativ schnell nach der Fertigstellung Bewegungsraten im Bereich von 1 mm/Jahr erreicht. Dieser Bereich der Bewegungsraten deckt sich mit dem Bereich der prognostizierten Kriechgeschwindigkeit v_1 in Tabelle 12 für den Ausbauzustand 1. Das Inklinometer I10 zeigt im Vergleich zu Inklinometer I9 eine wesentlich geringere Reduktion der Kriechgeschwindigkeit. Mit ca. 4 mm/Jahr ist die Kriechgeschwindigkeit im Bereich des Inklinometers I10 ungefähr doppelt so groß wie in Tabelle 12 dargestellt. Dies ist auf die unterschiedliche Lage der Inklinometer zurückzuführen. Das Inklinometer I9 liegt direkt im Fußbereich des Kriechhangs und somit im direkten Sicherheitsbereich. Das Inklinometer I10 ist dagegen oberhalb der Doppelkehre im Bereich der Ankerreihe A6 situiert. Geht man nun davon aus, dass die Abbremsung des Kriechhangs vom Hangfuß her beginnt, so ist zu erwarten, dass die Verringerung der Kriechgeschwindigkeit im Bereich des Inklinometers I10 verzögert sein muss.

Zusammenfassend kann man sagen, dass die Ergebnisse der bisherigen Messungen gut mit den prognostizierten Werten übereinstimmen. Es ist jedoch darauf hinzuweisen, dass die Ermittlung des Viskositätsindex durch die Rückrechnung der Messergebnisse mit einem großen Interpretationsspielraum behaftet ist und die Erhöhung der Feuchtwichte mit Sicherheit viele weitere Faktoren impliziert. Diese Vorgehensweise darf daher nur als

Näherung angesehen werden und bedarf sicherlich noch weiteren Untersuchungen und Verbesserungen. Der Einfluss des Viskositätsindex I_{va} ist für die Ausbaustufe 1 in Abbildung 26 dargestellt.

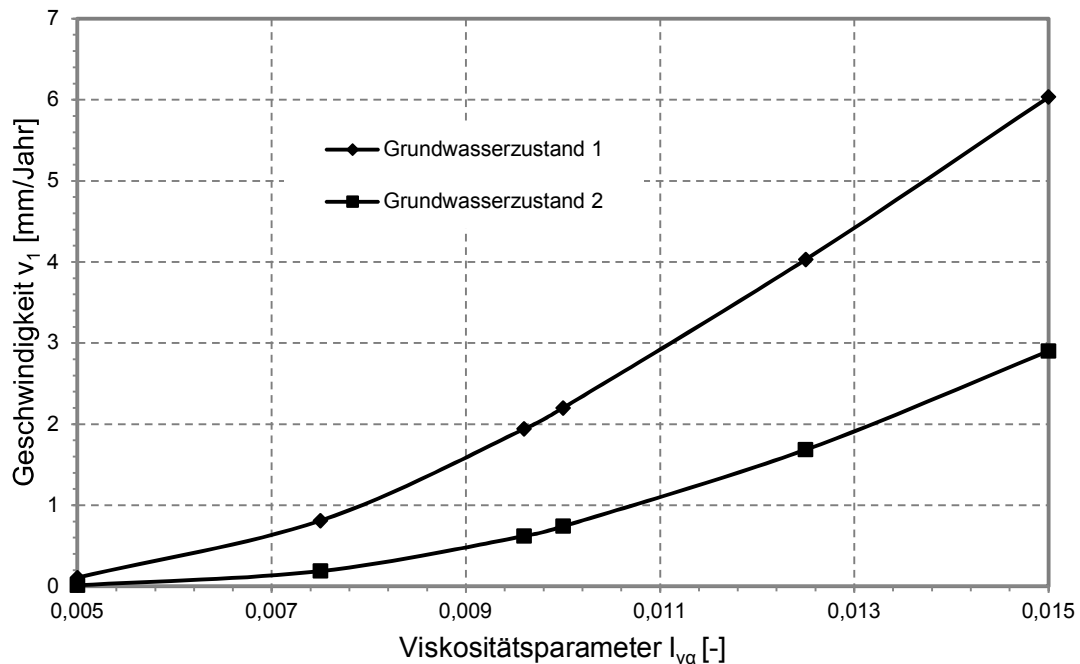


Abbildung 26: Einfluss des Viskositätsparameters I_{va}

Ein wesentlicher Nachteil der Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung ist es, dass die Reduzierung der Kriechgeschwindigkeit unabhängig von Zeit und Ort ermittelt wird und somit keine verzögerte Abbremsung, wie sie zuvor beschrieben wurde, modelliert werden kann.

Die Beurteilung der Standsicherheit des Kriechhangs mit der Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche ist derzeit nicht möglich. Darauf wird in Kap. 5 noch näher eingegangen.

3.4 Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] auf den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre

3.4.1 Erforderliche Annahmen

Für die Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16] wird der gesicherte Bereich des Kriechhangs – Hangfuß bis Ankerreihe A5 – als Widerstandskörper angenommen. Dieser Bereich weist eine Länge von ca. 150 m auf. Aufgrund der bisherigen

Überlegungen und Berechnungen ist klar, dass sich dieser Bereich nach der Stabilisierung nicht vollkommen beruhigen wird. Diese Verformungen des Widerstandskörpers müssen in weiterer Folge beim Vergleich der berechneten Kriechverformungen mit den gemessenen Kriechverformungen mitberücksichtigt werden. Die zusätzlichen Ankerkräfte der Ankerreihe A6 werden in einer ersten Näherung dem Widerstandskörper zugerechnet. Der Bereich bergseitig der Ankerreihe A5 wird als Kriechhang definiert – die Länge des Kriechhangs beträgt somit ca. 270 m. Die Abgrenzung dieser beiden Bereiche ist in Abbildung 27 dargestellt.

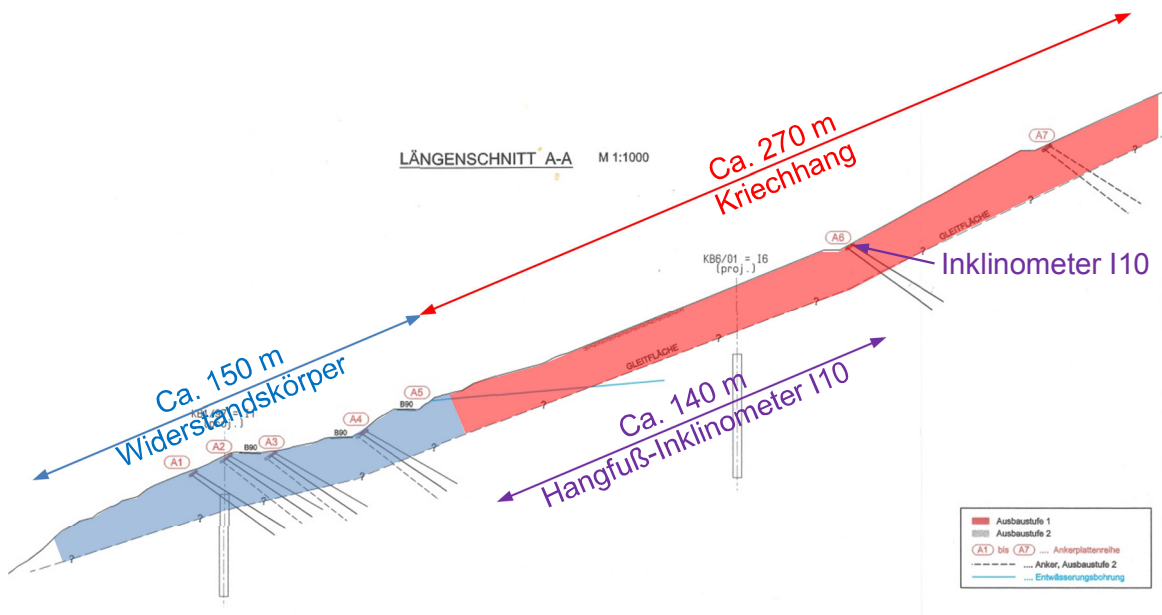


Abbildung 27: Abgrenzung des Widerstandskörpers vom Kriechhang

Bei den Berechnungen nach Puzrin & Schmid [16] wird die Tiefe der Gleitfläche rechtwinklig zur Gleitfläche gemessen. Es ist daher nötig die vertikal gemessene Tiefe umzurechnen.

$$h' = h \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 74}$$

$$h' = 14 \cdot \cos 23 = 12,89 \text{ m}$$

Der Verformungsmodul E wird entsprechend Puzrin & Schmid [16] für Hangschutt mit $E = 30.000 \text{ kPa}$ angenommen.

Ähnlich wie bei der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] muss auch bei der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] zuerst der Viskositätsparameter η ermittelt werden. Hierfür kann nach Puzrin & Schmid der Zusammenhang aus Equ. 19 verwendet werden. Dabei wird ein Zusammenhang zwischen der Kriechgeschwindigkeit vor der Stabilisierung, dem Viskositätsparameter η , den treibenden Scherspannungen und der

geschwindigkeitsunabhängigen Scherfestigkeit hergestellt. Der Viskositätsparameter berechnet sich dann mit

$$\eta = \frac{\tau_g - \tau_{res}}{v_0} \quad \text{Equ. 75}$$

$$\eta = \frac{105,74 - 104,72}{45 \cdot \frac{1}{3,1536 \cdot 10^{10}}} = 7,1814 \cdot 10^8 \text{ kPa} \cdot \text{s/m}$$

Für die Berechnung des Viskositätsparameters η wird vom gleichen Ausgangszustand ausgegangen wie bereits bei der Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Lippmann [11] in Kap. 3.3. Es wird ein Grundwasserspiegel unterhalb der Gleitfläche angenommen, für die Bodenparameter werden die Werte aus Tabelle 6 und Tabelle 7 angenommen. Für die Kriechgeschwindigkeit vor der Stabilisierung v_0 wird wiederum der Mittelwert aus den Inklinometermessungen I1, I3 und I4 verwendet, welcher mit 45 mm/Jahr festgelegt wurde.

Unter diesen Voraussetzungen berechnet sich die Scherspannung in der Gleitfläche zufolge Eigengewicht und Wasser folgendermaßen

$$\tau_g = \gamma_f \cdot h' \cdot \sin\beta \quad \text{Equ. 76}$$

$$\tau_g = 21 \cdot 12,89 \cdot \sin 23 = 105,74 \text{ kPa}$$

Der geschwindigkeitsunabhängige Teil der Restscherfestigkeit berechnet sich mit dem Restreibungswinkel φ_{res} .

$$\tau_{res} = \gamma_f \cdot h' \cdot \cos\beta \cdot \tan\varphi_{res} \quad \text{Equ. 77}$$

$$\tau_{res} = 21 \cdot 12,89 \cdot \cos 23 \cdot \tan 22,8 = 104,72 \text{ kPa}$$

Da die Ergebnisse der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] der Verlauf der Kriechverformungen und des Kriechdrucks über die Zeit und ein „Langzeit-Sicherheitsfaktor“ sind, können bei dieser Theorie nicht mehr unterschiedliche Grundwasserzustände berücksichtigt werden. Dies würde zu einem falschen Ergebnis im Fall des *Grundwasserzustands 1* führen, da man von einem über die Zeit konstanten Einfluss des Wassers ausgehen würde. Es kann daher nur noch ein durchschnittlicher Zustand betrachtet werden, für welchen die Berechnungen anschließend durchgeführt werden. Für diesen repräsentativen Zustand werden die gleichen Randbedingungen wie für den Ausgangszustand berücksichtigt.

3.4.2 Ermittlung des Kriechverformungs-Verlaufs

Die Ermittlung der Kriechverformungen erfolgt für das Inklinometer I10, da dies das Inklinometer ist, welches nicht im Bereich des gesicherten Hangs situiert ist und noch nicht abgeschert wurde. Die Verwendung dieses Inklinometers zum Vergleich der berechneten Kriechverformungen mit den gemessenen Kriechverformungen ist nicht ideal, da es genau im Bereich der Ankerreihe A6 liegt und durch diese stark beeinflusst wird. Diese Beeinflussung durch die Ankerreihe A6 kann im Modell nach Puzrin & Schmid [16] nicht berücksichtigt werden und wird daher zur Verfälschung der Ergebnisse führen. Eine Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] am Kriechhang im Bereich der Doppelkehre wird trotzdem durchgeführt um die Anwendung dieser Kriechdrucktheorie an praktischen Beispielen zu testen.

Für die Berechnung der Kriechverformungen wird der Einfachheit halber die Näherungsformel aus Equ. 26 verwendet. Die Lage des Inklinometers I10 ist ca. 140 m (schräg gemessen) oberhalb der Ankerreihe A5, welche den fiktiven Hangfuß des Kriechhangs darstellt. Die x-Koordinate zur Berechnung der Kriechverformungen kann daher mit $x = 140$ m angenommen werden.

$$\delta_{(x,t)} = \frac{v_0 \cdot \eta}{h' \cdot E} \left[x \cdot L - \frac{x^2}{2} - \frac{16 \cdot L^2}{\pi^3} \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot L} \cdot x\right) \cdot e^{-\frac{h' \cdot E \cdot \pi^2}{4 \cdot L^2 \cdot \eta} \cdot t} \right] \quad \text{Equ. 78}$$

$$\delta_{(x,t)} = \frac{45 \cdot \frac{1}{3,1536 \cdot 10^{10}} \cdot 7,1814 \cdot 10^8}{12,89 \cdot 30000} \left[140 \cdot 270 - \frac{140^2}{2} - \frac{16 \cdot 270^2}{\pi^3} \right]$$

$$\cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot 270} \cdot 140\right) \cdot e^{-\frac{12,89 \cdot 30000 \cdot \pi^2}{4 \cdot 270^2 \cdot 7,1814 \cdot 10^8} \cdot t}$$

$$\delta_{(x,t)} = 2,65 \cdot 10^{-6} [37800 - 9800 - 534,74 \cdot e^{-1,85 \cdot 10^{-9} \cdot t}]$$

Entsprechend den Einschränkungen nach Puzrin & Schmid [16] darf die oben dargestellte Näherungsformel nur für Kriechverformungen, welche zu einem Zeitpunkt $t > 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h)$ aufgetreten sind, angewendet werden. Der Vergleich der gemessenen Kriechverformungen mit den berechneten Kriechverformungen ist daher erst für $t > 0,217 \cdot (270^2 \cdot 7,1814 \cdot 10^8 / 30000 \cdot 12,89) = 340$ Tage nach den Sicherungsmaßnahmen möglich.

In Abbildung 28 sind die mit Equ. 78 berechneten Kriechverformungen den gemessenen Kriechverformungen des Inklinometers I10 gegenübergestellt.

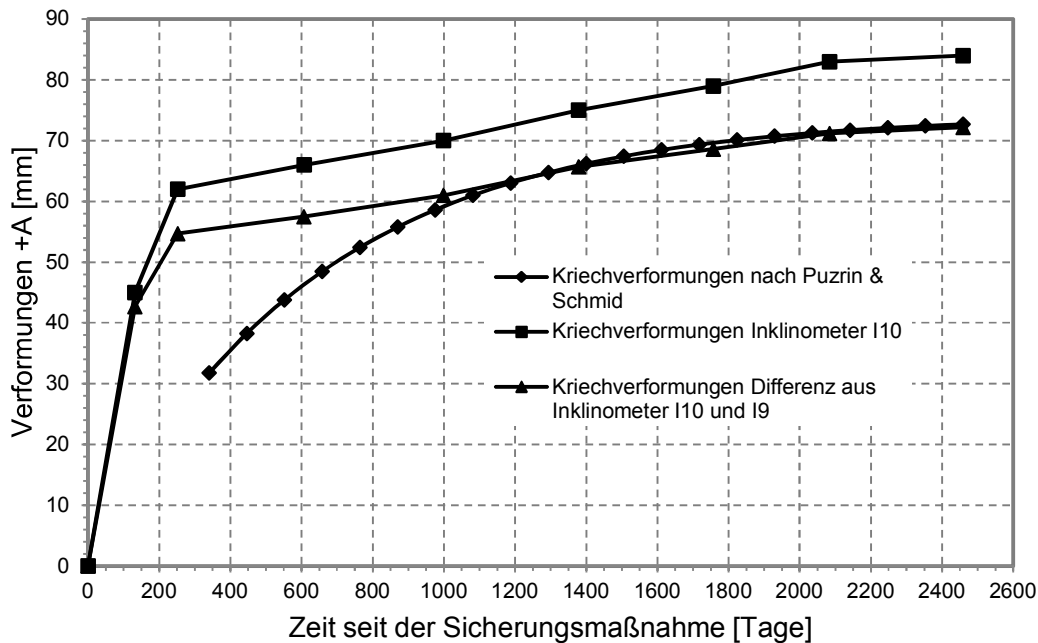


Abbildung 28: Vergleich der berechneten Kriechverformungen nach Puzrin & Schmid [16] mit den gemessenen Kriechverformungen für Inklinometer I10

Aus dem Vergleich der berechneten Kriechverformungen mit den gemessenen Kriechverformungen des Inklinometers I10 kann man erkennen, dass es nur eine grobe Übereinstimmung gibt. Vor allem in der ersten Zeit nach der Stabilisierung weichen die Verläufe der Kriechgeschwindigkeiten wesentlich voneinander ab. Die berechneten Kriechverformungen zeigen ein viel schnelleres Abbremsen als die gemessenen Kriechverformungen des Inklinometers I10. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass der Zeitpunkt $t = 0$, also der Zeitpunkt der Stabilisierung, dem Einbaupunkt des Inklinometers gleich gesetzt wurde. Dies entspricht jedoch nicht vollkommen der Realität, da zum Zeitpunkt des Einbaus des Inklinometers noch nicht die gesamten Sicherungsmaßnahmen fertiggestellt waren. Nach der Fertigstellung der Sicherungsmaßnahmen weisen die gemessenen Kriechverformungen eine schnellere Abbremsung als die berechneten Kriechverformungen auf. Hier ist nun deutlich der Einfluss der Ankerreihe A6 zu erkennen. Bemerkenswert ist jedoch, dass die berechneten Kriechverformungen ca. 1200 Tage nach der Stabilisierungsmaßnahme relativ gut mit den gemessenen Kriechverformungen des Inklinometers I10, welche um die Kriechverformungen des Inklinometers I9 reduziert wurden, zusammenpassen. Diese Reduktion der gemessenen Kriechverformungen wurde vorgenommen um den Einfluss der Bewegung des Widerstandskörpers zu berücksichtigen. Es lässt sich somit feststellen, dass eine relativ gute Übereinstimmung der gemessenen Kriechverformungen mit den

berechneten Kriechverformungen gegeben ist, die Veränderung der Randbedingungen (Bewegter Widerstandskörper und Ankerreihe A6) jedoch einen zu großen Einfluss auf das Verhalten haben um eine sichere Aussage über die Kriechverformungen machen zu können.

3.4.3 Ermittlung des Kriechdruck-Verlaufs und der Langzeit-Sicherheitszahl

Entsprechend den Erläuterungen zur Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16] in Kap. 2.3 ist es auch möglich den Verlauf des Kriechdrucks am Hangfuß sowie eine Sicherheitszahl zu bestimmen.

Zur Berechnung des Kriechdruck-Verlaufs werden die von Puzrin & Schmid [16] empfohlen Näherungsformeln aus Equ. 29 und Equ. 30 verwendet. Zur Anwendung dieser Formeln und in weiterer Folge zur Berechnung der Sicherheitszahl ist es jedoch nötig zuvor den aktiven Erddruck auf eine Fläche rechtwinkelig zur Gleitfläche zu kennen. Für die Berechnung dieses aktiven Erddrucks können die Formeln aus Kap. 2.3.4 verwendet werden. Da der Gleitkörper auch eine Kohäsion aufweist, empfiehlt sich die Anwendung der, in dieser Arbeit ausgearbeiteten, Formel zur Berechnung des Erddrucks. Mit Equ. 41 ergibt sich ein mittlerer aktiver Erddruck von $p_a = 63,90$ kPa. In Abhängigkeit von der Zeit seit der Stabilisierung kann nun der Verlauf des Kriechdrucks ermittelt werden.

- Für $t \leq 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h') = 340$ Tage :

$$e_{k(0,t)} = p_a + \frac{\tau_g - \tau_{res}}{h'} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot h' \cdot E}{\pi \cdot \eta} \cdot t} \quad \text{Equ. 79}$$

$$e_{k(0,t)} = 63,90 + \frac{105,74 - 104,72}{12,89} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot 12,89 \cdot 30000}{\pi \cdot 7,1814 \cdot 10^8} \cdot t}$$

$$e_{k(0,t)} = 63,90 + 0,0021 \cdot \sqrt{t}$$

- Für $t > 340$ Tage :

$$e_{k(0,t)} = p_a + \frac{\tau_g - \tau_{res}}{h'} \cdot L \cdot \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \cdot e^{-\frac{h' \cdot E \cdot \pi^2}{4 \cdot L^2 \cdot \eta} \cdot t} \right) \quad \text{Equ. 80}$$

$$e_{k(0,t)} = 63,90 + \frac{105,74 - 104,72}{12,89} \cdot 270 \cdot \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \cdot e^{-\frac{12,89 \cdot 30000 \cdot \pi^2}{4 \cdot 270^2 \cdot 7,1814 \cdot 10^8} \cdot t} \right)$$

$$e_{k(0,t)} = 63,90 + 21,37 \cdot \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \cdot e^{-1,82254 \cdot 10^{-8} \cdot t} \right)$$

Der maximale Kriechdruck zum Zeitpunkt $t = \infty$ errechnet sich mit

$$e_{k(\infty,t)} = p_a + \frac{\tau_g - \tau_{res}}{h'} \cdot L \quad \text{Equ. 81}$$

$$e_{k(0,t)} = 63,90 + \frac{105,74 - 104,72}{12,89} \cdot 270 = 85,30 \text{ kPa}$$

Der Verlauf der Sicherheitszahl nach Puzrin & Schmid [16] ist durch die rückhaltenden Kräfte und den Kriechdruck in Abhängigkeit von der Zeit definiert. Dabei werden die rückhaltenden Kräfte zufolge der Anker wie in Kap. 3.2 beschrieben aus einer tangentialen Komponente der Ankerkräfte und einem Reibungsanteil in der Gleitfläche berechnet. Die Sicherheitszahl berechnet sich mit

$$FOS = \frac{A_R / h' \cdot B}{e_{k(0,t)}} \quad \text{Equ. 82}$$

Die Langzeit-Sicherheitszahl berechnet sich mit Hilfe des maximalen Kriechdrucks zum Zeitpunkt $t = \infty$ mit

$$FOS = \frac{A_R / h' \cdot B}{e_{k(0,\infty)}} \quad \text{Equ. 83}$$

In Tabelle 13 sind für die verschiedenen Ausbaustufen die Langzeit-Sicherheitszahlen dargestellt.

Tabelle 13: Langzeit-Sicherheitszahl für den Kriechhang im Bereich der Doppelkehre nach Puzrin & Schmid [16]

Ausbaustufe	Gesamtwiderstand A_R [kN]	Langzeit-Sicherheitszahl FOS [-]
Ausbaustufe 1	227.860	1,66
Ausbaustufe 1 unmittelbar vor Ausbaustufe 2	302.883	2,20
Ausbaustufe 2	366.783	2,67

In Abbildung 29 ist die Entwicklung des Kriechdrucks und die Abnahme der Sicherheit mit der Zeit bis zu einem konstanten Wert, der Langzeit-Sicherheitszahl, dargestellt.

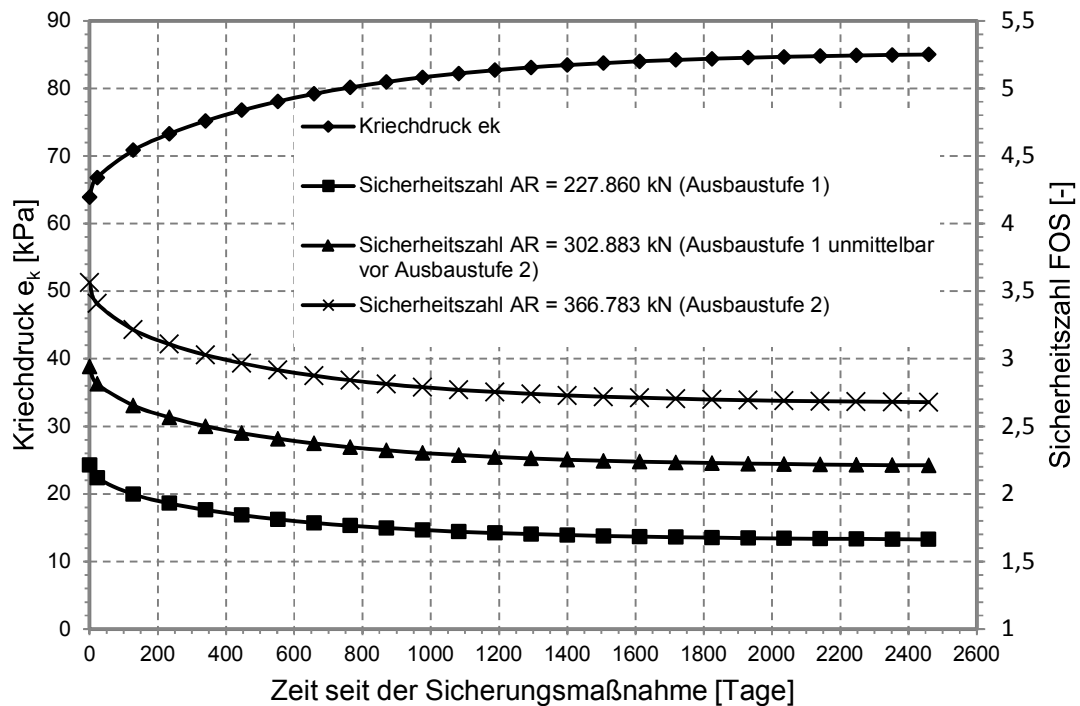


Abbildung 29: Entwicklung des Kriechdrucks und der Sicherheitszahl über die Zeit

Wie schon die Berechnung der Kriechverformung zeigt auch der Verlauf des Kriechdrucks, dass es nach der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] zu einer Verlangsamung des Kriechhangs bis hin zu einem Stillstand kommen müsste. Dieser Stillstand sollte sich nach den Berechnungen ungefähr zum gegenwärtigen Zeitpunkt einstellen. Im Zuge der Sicherung des Kriechhangs wurde wie bereits bei der Projektbeschreibung angemerkt nicht von einer vollkommenen Beruhigung des Kriechhangs ausgegangen. Die Ergebnisse nach Puzrin & Schmid [16] zeigen ein diesbezüglich anderes Verhalten und es müssen weitere Messungen abgewartet werden um eine Aussage über die Richtigkeit dieser Ergebnisse treffen zu können. Außerdem erscheinen die berechneten Sicherheitszahlen sehr hoch für einen Kriechhang, welcher noch immer in Bewegung ist. Bezüglich einer eingehenderen Diskussion der Sicherheitsdefinition nach Puzrin & Schmid [16] wird auf Kap. 5 verwiesen.

4 Projekt PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung

4.1 Projektbeschreibung

Als Grundlage für die Nachrechnung des Projekts „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“ dient die Planung der Hangsicherung des Ingenieurbüros GDP ZT GmbH, welches im November 2001 zur Planung der Sicherung des angeschnittenen Hangbereichs hinzugezogen wurde. Die Angaben bezüglich der Geometrie, des Materials und der Verformungen sind dem geotechnischen Gutachten [3] entnommen.

Das Tunnelbauwerk PY 65 Krenngrabentunnel ist ein Teil der Tunnelkette St. Pankratz, welche sich auf der A9 – Pyhrnautobahn im Abschnitt Schön-Lainberg Nord befindet. Der Tunnel wurde in offener Bauweise mit zwei Röhren und einer Länge von 325 m hergestellt. Für die Herstellung des Tunnelbauwerks war ein Böschungsanschnitt mit ca. 22 m Höhe notwendig. Dieser Böschungsanschnitt hat zu einer Reaktivierung eines im Vorhinein nicht erkannten Kriechhangs oberhalb des Böschungsanschnittes auf einer Länge von ca. 145 m geführt.

Im baugelologischen Bericht [15] wird der Bereich oberhalb des Böschungsanschnitts als Hangschutt beschrieben, welcher mehr oder weniger stark verlehmt ist. Inhomogenitäten wie zum Beispiel Paläoböden⁷ oder stärker verlehnte Schichten können auftreten. Diese Inhomogenitäten weisen meist geringere Reibungsbeiwerte auf, wodurch diese bevorzugt als Gleithorizonte auftreten können.

⁷ Böden, die in einem früheren geologischen Zeitraum, zum Teil unter anderen Umweltbedingungen, entstanden sind.

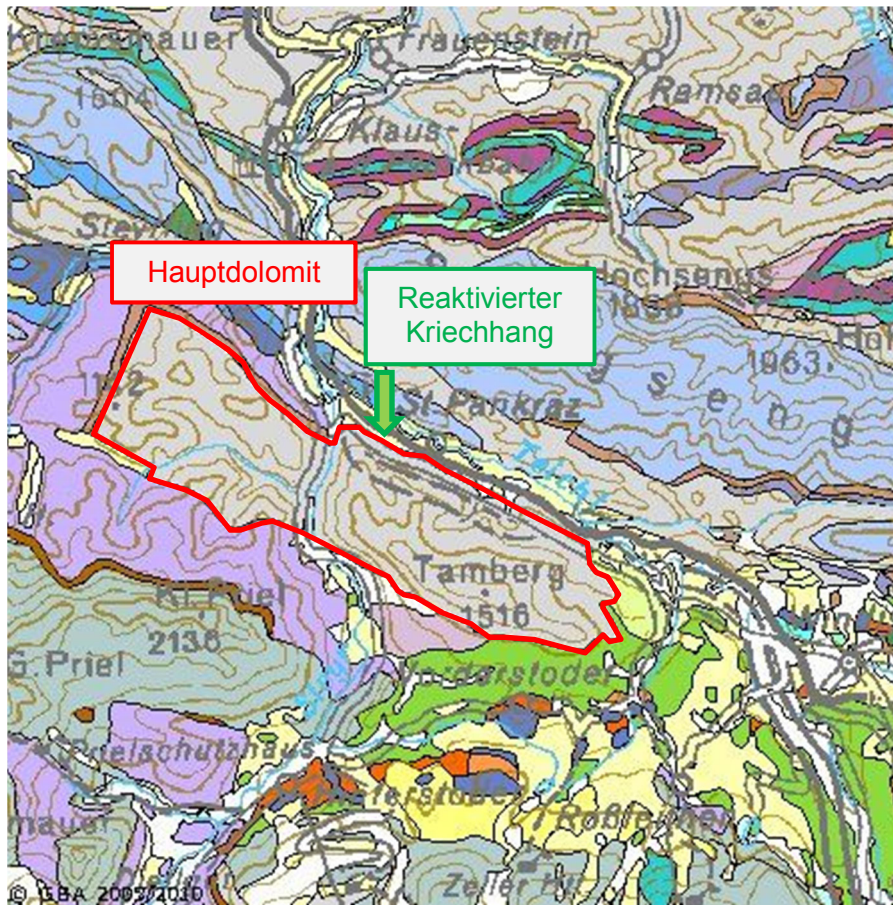


Abbildung 30: Ausschnitt geologische Karte von Oberösterreich

Der Böschungsanschnitt wurde durch etagenweises Abtragen hergestellt und schrittweise mit vorgespannten Freispielankern, welche im Fels verankert wurden, gesichert. Bereits nach dem Abtragen von ca. einem Drittel der Höhe des Böschungsanschnitts kam es zu Bewegungen von ca. 1,0 cm/Woche. Aufgrund dieser zunehmenden Bewegungen wurden eine Erhöhung der Stützmittel, Entwässerungsmaßnahmen, zusätzliche Untersuchungsmaßnahmen und eine Reduzierung der Vorspannung auf 80% der Gebrauchslast vorgenommen. Die Reduzierung der Vorspannkraft wurde durchgeführt um ein Aufspannen der Anker zuzulassen. Diese Maßnahmen führten zu einer Reduzierung der Bewegungsraten. Außerdem wurden basierend auf den neuen Untersuchungen Berechnungen durchgeführt, welche eine Erhöhung der Gebrauchslast der Anker ergaben. Zusätzlich zu den bisher genannten Maßnahmen wurden zwei Inclinometerrohre im Hauptbereich des Böschungsanschnittes eingebaut um die Tiefe der Gleitfuge und die Bewegungsraten zu ermitteln. Das Fortsetzen der Abtragungsarbeiten führte zu einem erneuten Anstieg der Bewegungsraten. Zu diesem Zeitpunkt wurde die Situation mit

„Gefahr im Verzug“ beurteilt, es wurde eine Aufschüttung vorgenommen und die Stützmittel entsprechend einem Kriechhang neu ausgelegt.

Die beiden Inklinometermessungen haben ergeben, dass die Gleitfläche von ca. 0,5-1,0 m (Profil 42) auf ca. 7,0-8,0 m (Profil 46) unterhalb des endgültigen Aushubniveaus abfällt. Es wurden daher diese beiden Querschnitte (Profil 42 und Profil 46) als repräsentative Querschnitte zur Planung der Sicherungsmaßnahme herangezogen. Die Abschätzung der Länge des Kriechhangs bergwärts konnte nur durch Rückrechnung aus den verschiedenen Bauzuständen, durch Geländebegehungen und durch Plausibilitätsüberlegungen erfolgen. Basierend auf den oben erörterten Überlegungen, dem geologischen Gutachten und den durchgeführten Messungen wurde im geotechnischen Bericht [3] folgende Geometrie für den Kriechhang festgelegt:

- Rechnerische Tiefe der Gleitfläche – Profil 42 (vertikal gemessen): 18,0 m
- Rechnerische Tiefe der Gleitfläche – Profil 46 (vertikal gemessen): 23,0 m
- Rechnerische Länge des Gleitkörpers (schräg gemessen): 145,0 m
- Rechnerische Hangneigung: 30 °

Die Neigung der Gleitfläche wurde parallel zur Böschungsneigung mit 30° angenommen.

Im Zuge der Bodenaufschlüsse und der Drainagebohrungen konnten lediglich Schichtwässer, jedoch kein Grundwasser oberhalb der Gleitfläche festgestellt werden.

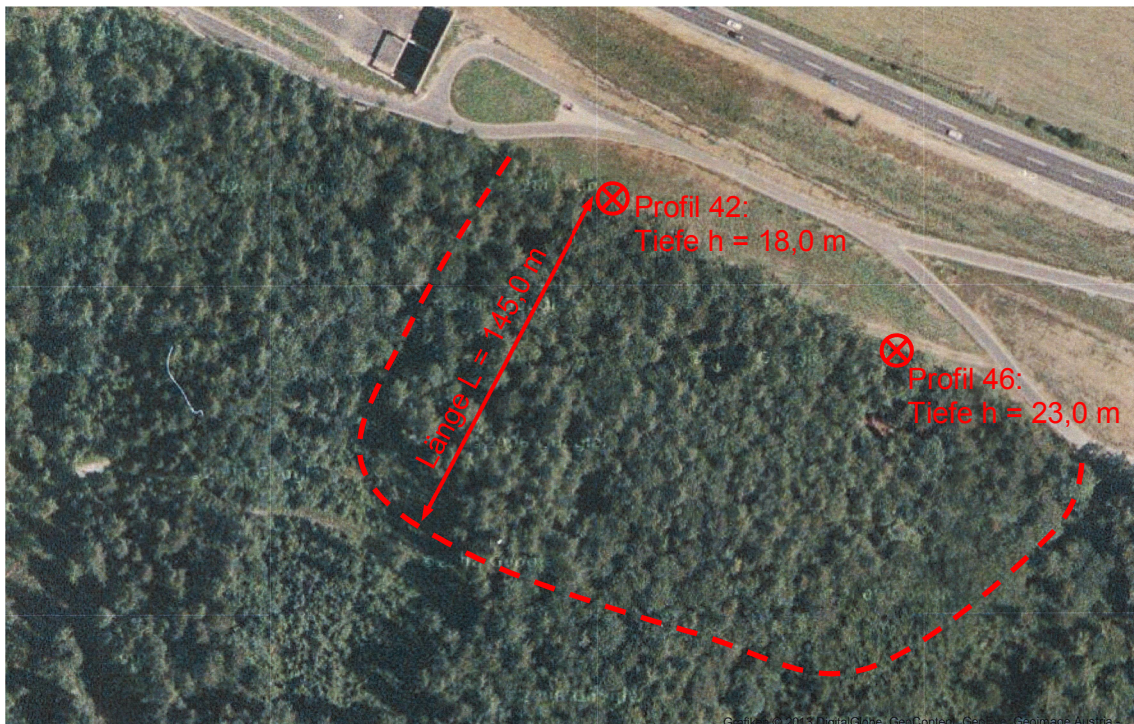


Abbildung 31: Geometrie des Kriechhangs im Bereich des Krenngrabentunnels⁸

In Abbildung 32 und Abbildung 33 sind die Querschnitte in Profil 42 und Profil 46 dargestellt.

⁸ <http://maps.google.at/maps?hl=de&q=Krenngrabentunnel> Datum des Zugriffs: 11.01.2012

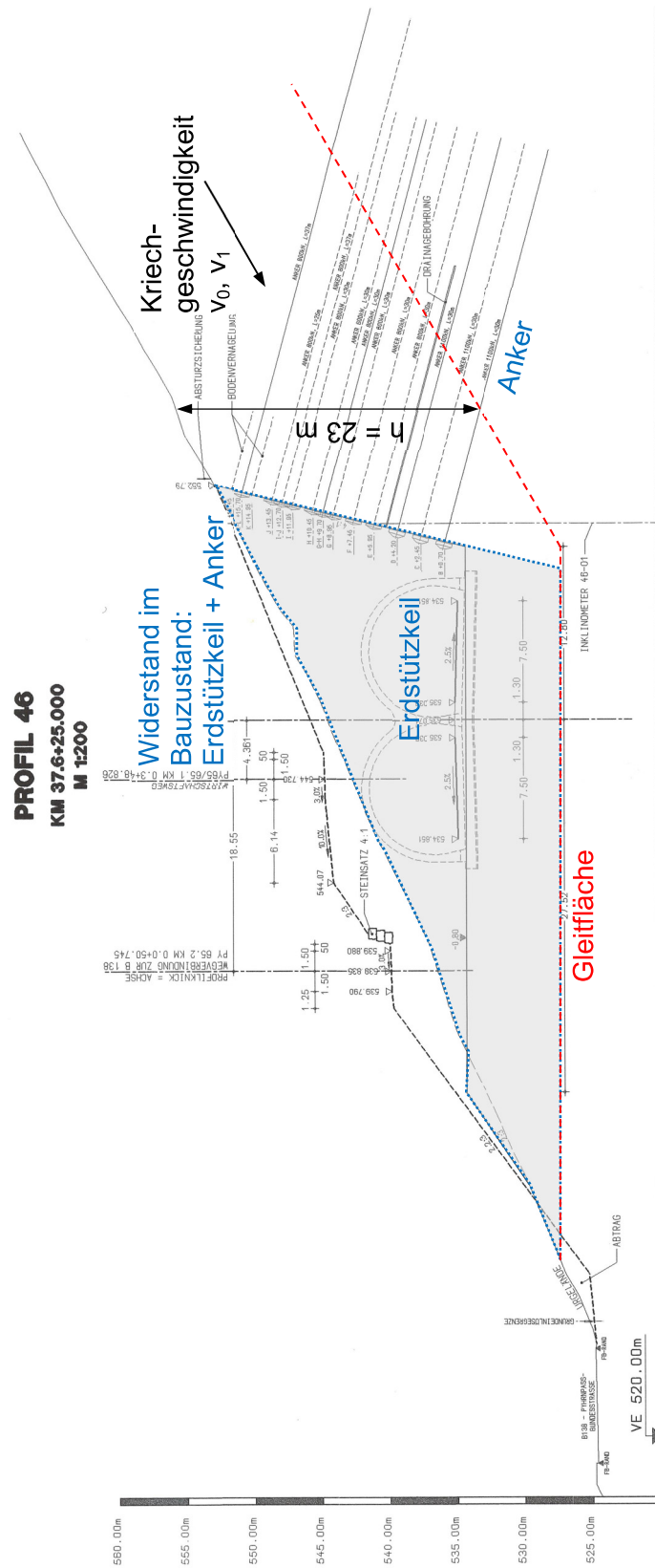


Abbildung 33: Querschnitt Profil 46

Basierend auf den geodätischen Messungen und den Inclinometermessungen sowie auf den Aufzeichnungen während der Bauarbeiten war es möglich die unterschiedlichen Bewegungsraten mit Aushubzuständen und Ankerkräften zu verknüpfen. Dies war vor allem für die Planung der Sicherung des Kriechhangs nötig.

Tabelle 14: Bauzustände Profil 42

Bauzustand	Aushub bez. auf ± 0,00 [m]	Ankerkraft A [kN/m]	Bewegungsrate v [mm/d]
Ursprungszustand py420	+20,3	0	-
py423	+11,8	0	2,0
py424	+7,4	540	2,0
py425	+11,9*	750	0,1
py426	+4,4	1400	1,0-1,5
py427	-0,8	3100	1,0-1,5
py427b	-0,8	3650	0,1

* Aufschüttung zur Erhöhung des Widerstands

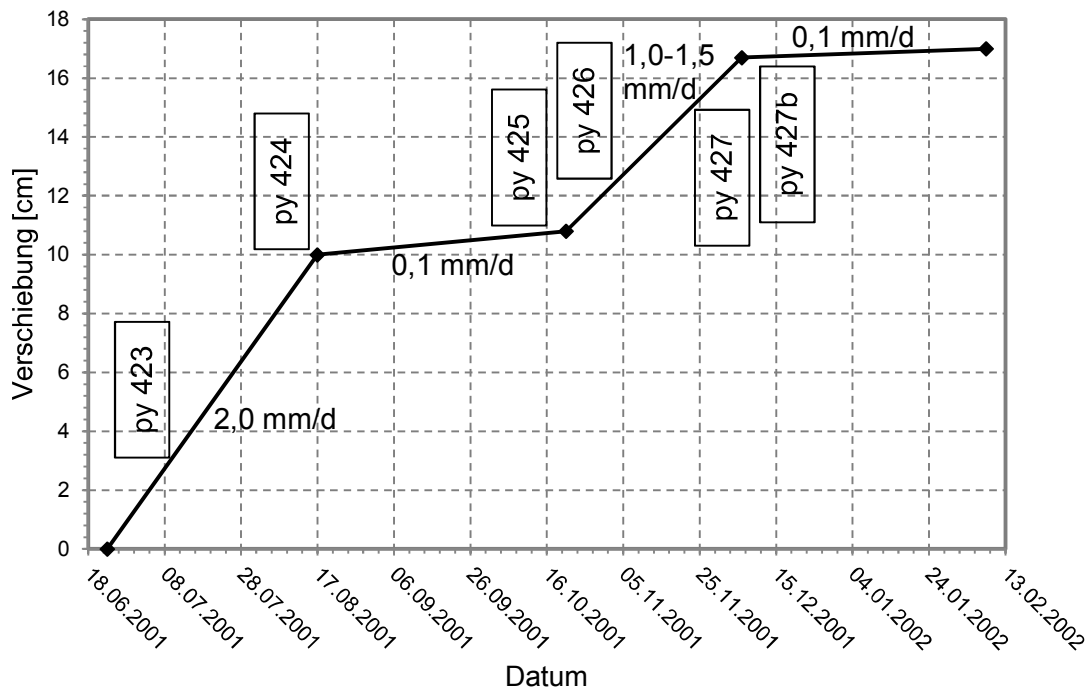


Abbildung 34: Zeit-Verschiebungslinie Profil 42

Tabelle 15: Bauzustände Profil 46

Bauzustand	Aushub bez. auf ± 0,00 [m]	Ankerkraft A [kN/m]	Bewegungsrate v [mm/d]
Ursprungszustand py460	+19,5	0	-
py463	+11,8	0	0,5
py464	+6,0	570	2,0-3,0
py464a	+4,5	720	2,0-3,0
py465	+11,0*	900	0,1-0,2
py466	+2,9	1420	2,0
py467	-0,8	2900	2,0
py467a	+3,2	3200	0,1

* Aufschüttung zur Erhöhung des Widerstands

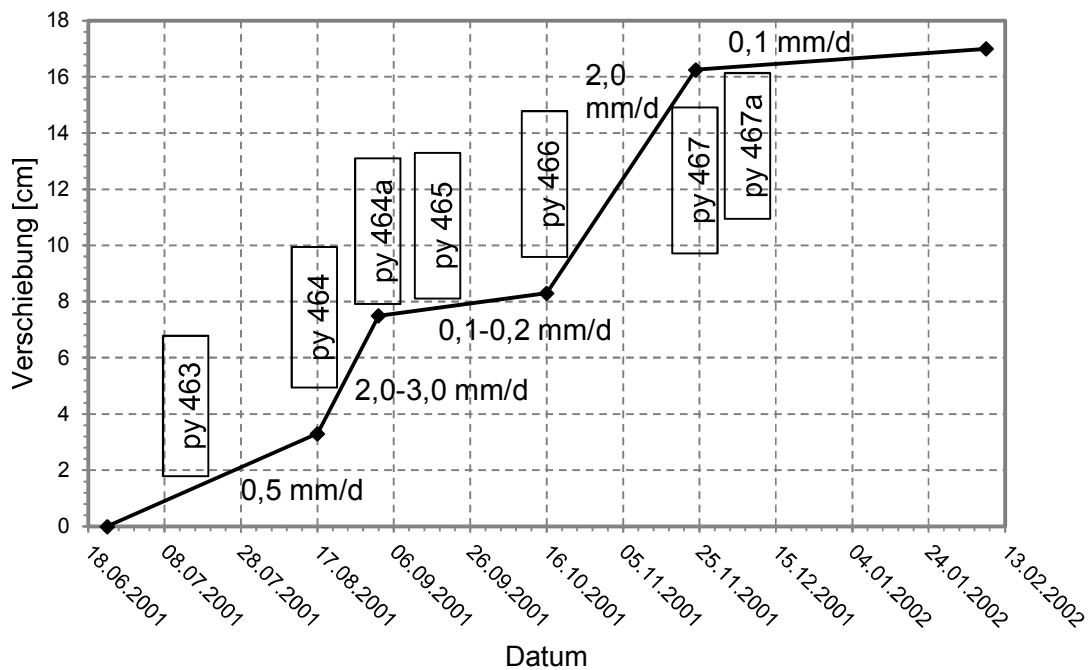


Abbildung 35: Zeit-Verschiebungslinie Profil 46

Die Bodenparameter sind entsprechend dem geotechnischen Bericht [3] in Tabelle 16 dargestellt.

Tabelle 16: Bodenparameter für den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels [3]

Parameter	Wert	Einheit
Feuchtwichte Gleitkörper γ_f	23,0	[kN/m³]
Reibungswinkel Gleitkörper φ	36,0	[°]
Reibungswinkel Gleitfläche φ_{GF}	27,5	[°]

In den folgenden Kapiteln werden nun die in Kapitel 2 vorgestellten Theorien zur Berechnung des Kriechdrucks auf eine Stützkonstruktion auf das Projekt „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“ angewendet.

4.2 Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] auf den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels

4.2.1 Erforderliche Annahmen

Um die Reduzierung und die Erhöhung des Widerstands gegen den Kriechhang durch den Aushub bzw. die Aufschüttung von Erdmaterial zu berücksichtigen, wurde ein Modell zur Berücksichtigung eines Erdstützkeils verwendet – siehe Abbildung 32 und Abbildung 33. Dabei wurde das Eigengewicht des Erdstützkeils vor der herzustellenden Ankerwand für die verschiedenen Bauzustände ermittelt. Es wurde angenommen, dass die Gleitfläche unterhalb des Böschungsanschnitts ausbeißt. Mithilfe des Eigengewichts des Erdstützkeils wurde eine Reibungskomponente in der Gleitfläche ermittelt und diese als Widerstand für den Kriechhang verwendet. Dabei wurde der Reibungswinkel in der Gleitfläche unterhalb des Böschungsanschnitts mit $\varphi_{GF} = 27,5^\circ$ gleich der Gleitfläche des Kriechhangs angenommen. Als weiteres Modell zur Berücksichtigung der verschiedenen Bauzustände wäre die Anwendung der Erddrucktheorie samt passivem Erddruck möglich. Hierfür ist in analytischen Berechnungen jedoch eine Vielzahl an Annahmen zu treffen. Dieses Modell wurde für die folgenden Rückrechnungen untersucht, aufgrund der Unsicherheiten bei den Annahmen und den Unstimmigkeiten in den Ergebnissen jedoch nicht weiter berücksichtigt.

Da der Verlauf der Gleitfläche im Bereich des Böschungsanschnitts nicht vollständig bekannt ist, wurden für die Theorie nach Haefeli [7] und für die Theorie nach Lippomann [11] sowohl der Fall einer horizontalen Gleitfläche als auch der Fall einer schräg verlaufenden Gleitfläche unterhalb des Böschungsanschnitts berücksichtigt. Aus den Rückrechnungen hat sich ergeben, dass sich die Ergebnisse unter Berücksichtigung einer horizontalen Gleitfläche wenig von jenen mit einer schräg verlaufenden Gleitfläche unterscheiden. Ersterer Fall liefert allerdings bessere Ergebnisse. Es werden daher in den nachfolgenden Kapiteln nur die Ergebnisse mit einer horizontalen Gleitfläche unterhalb des Böschungsanschnitts vorgestellt.

Wie bereits in Kapitel 4.1 erwähnt, wird der Grundwasserstand für das vorliegende Projekt unterhalb der Gleitfläche angenommen, womit dieser keinen wesentlichen, erkennbaren Einfluss auf das Verhalten des Kriechhangs hat.

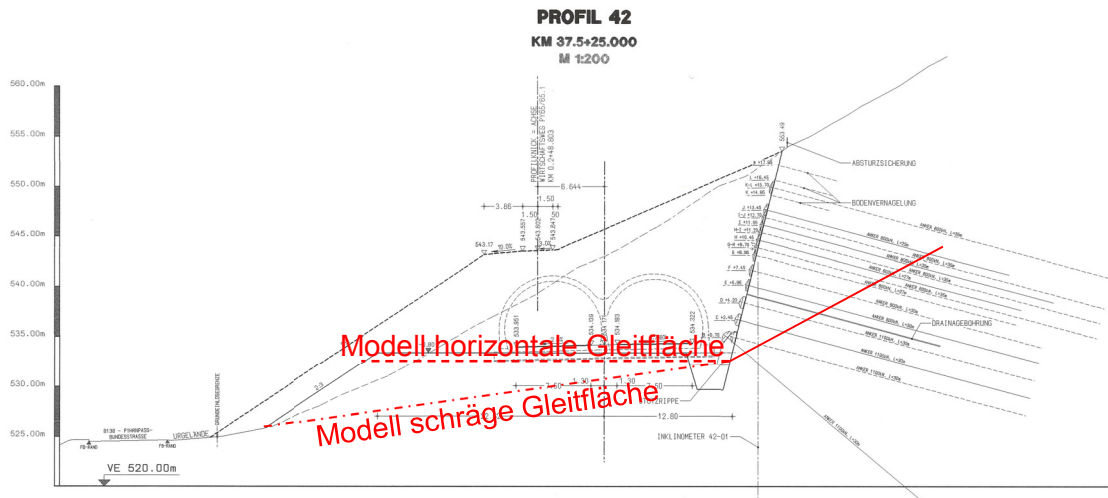


Abbildung 36: Beispielhafte Darstellung des Gleitflächenverlaufs für Profil 42

Da die Gleitfläche parallel zur Böschungsneigung angenommen wurde und der Gleitkörper mit $\varphi = 36^\circ$ einen anderen Reibungswinkel als die Gleitfläche mit $\varphi_{GF} = 27,5^\circ$ aufweist, empfiehlt es sich Equ. 10 zur Berechnung des Kriechdrucks nach Haefeli [7] zu verwenden.

4.2.2 Berechnung des Kriechdrucks für die verschiedenen Bauzustände

Die horizontale Kriechdruckkraft berechnet sich für Profil 42 mit einer Gleitflächentiefe $h = 18$ m mit folgender Formel.

$$E_{k,hor,42} = \gamma_f \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(\varphi_{GF}) \cdot \cot(\varphi) - \tan(\varphi) \cdot \tan(\delta_1)} \tag{Equ. 84}$$

$$E_{k,hor,42} = 23 \cdot \frac{18^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(27,5) \cdot \cot(36) - \tan(27,5) \cdot \tan\left(\frac{27,5}{2}\right)} = 6324,72 \text{ kN/m}$$

Für Profil 46 mit einer Gleitflächentiefe $h = 23$ m ergibt sich die horizontale Kriechdruckkraft mit

$$E_{k,hor,46} = \gamma_f \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(\varphi_{GF}) \cdot \cot(\varphi) - \tan(\varphi) \cdot \tan(\delta_1)} \tag{Equ. 85}$$

$$E_{k,hor,46} = 23 \cdot \frac{23^2}{2} \cdot \frac{1}{\tan(27,5) \cdot \cot(36) - \tan(27,5) \cdot \tan\left(\frac{27,5}{2}\right)} = 10326,47 \text{ kN/m}$$

Der hangparallele Teil der Kriechdruckkraft ergibt sich folgendermaßen:

$$E_{k,42} = E_{k,hor,42} \cdot \cos(\beta) \quad \text{Equ. 86}$$

$$E_{k,42} = 6324,72 \cdot \cos(30) = 5477,37 \text{ kN/m}$$

$$E_{k,46} = E_{k,hor,46} \cdot \cos(\beta) \quad \text{Equ. 87}$$

$$E_{k,46} = 10326,47 \cdot \cos(30) = 8942,98 \text{ kN/m}$$

4.2.3 Berechnung „Faktor für ein Überschieben“ des Kriechhangs

Als Widerstand gegen den Kriechdruck wirken einerseits die eingebauten Anker und andererseits der vorhandene Erdstützkeil vor dem Böschungseinschnitt. Dieser wurde wie in Kap. 4.2.1 beschrieben basierend auf einem Modell mit einer horizontalen Gleitfläche berücksichtigt. Der Widerstand zufolge der Anker wurde entsprechend dem in Abbildung 21 dargestellten Modell berücksichtigt. Es wirkt eine hangparallele Komponente und eine Reibungskomponente aufgrund der Anker.

Der Widerstand aufgrund der Anker berechnet sich mit folgender Formel.

$$A_R = A_T + A_{T,\varphi} \quad \text{Equ. 88}$$

$$A_R = A \cdot \cos(15 + 30) + A \cdot \sin(15 + 30) \cdot \tan(27,5)$$

Der Widerstand zufolge des Erdstützkeils berechnet sich wie in Kap. 4.2.1 beschrieben aufgrund des Eigengewichts G^9 des Erdstützkeils für die verschiedenen Bauzustände bzw. Aushubtiefen. Das Eigengewicht G wird mit dem Reibungswinkel in der Gleitfläche unterhalb des Böschungsanschnitts $\varphi_{GF} = 27,5^\circ$ in eine Reibungskomponente G_{hor} umgerechnet. Diese Reibungskomponente G_{hor} wird anschließend in einen hangparallelen und einen senkrecht zur Gleitfläche wirkenden Teil aufgeteilt. Als Widerstand wird der hangparallele Teil $G_{hor,T}$ und eine Reibungskomponente in der Gleitfläche zufolge des senkrecht auf die Gleitfläche wirkenden Teils $G_{hor,T,\varphi}$ berücksichtigt. Diese Vorgehensweise ist zum besseren Verständnis noch einmal in Abbildung 37 dargestellt.

⁹ Das Eigengewicht G wurde über die Größe des Erdstützkeils und die Wichte des Erdmaterials berechnet.

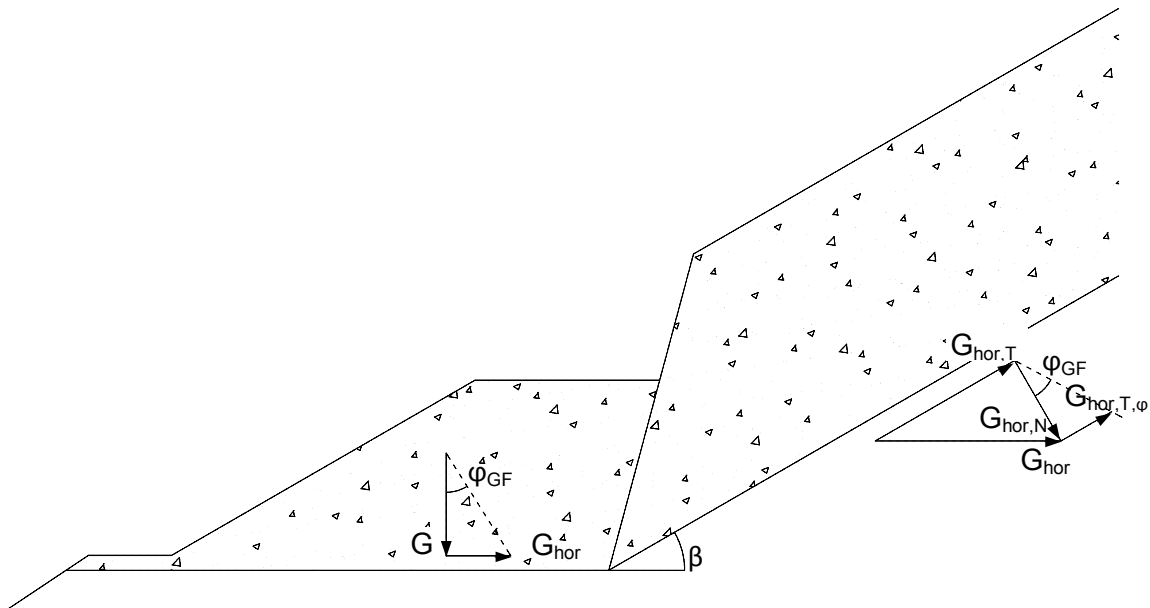


Abbildung 37: Widerstand zufolge des Erdstützkeils

Die Reibungskomponente in der horizontalen Gleitfläche berechnet sich mit

$$G_{hor} = G \cdot \tan(\varphi_{GF}) \quad \text{Equ. 89}$$

$$G_{hor} = G \cdot \tan(27,5)$$

Mithilfe der Reibungskomponente in der horizontalen Gleitfläche kann der Widerstand zufolge des Erdstützkeils folgendermaßen berechnet werden:

$$G_R = G_{hor} \cdot [\cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot \tan(\varphi_{GF})] \quad \text{Equ. 90}$$

$$G_R = G_{hor} \cdot [\cos(30) + \sin(30) \cdot \tan(27,5)]$$

Das Verhältnis aus Gesamtwiderstand und maximal möglicher Kriechdruckkraft berechnet sich mit

$$F\ddot{U} = \frac{A_R + G_R}{E_k} \quad \text{Equ. 91}$$

In Tabelle 17 und Tabelle 18 sind die Ergebnisse der Berechnungen für die verschiedenen Bauzustände für Profil 42 bzw. Profil 46 dargestellt.

Tabelle 17: Faktor für ein Überschieben des Kriechhangs für Profil 42

Bauzustand	Ankerkraft A [kN/m]	Ankerwiderstand A _R [kN/m]	Erdstützkeil G [kN/m]	Erdstützkeilwiderstand G _R [kN/m]	FÜ [-]
py420	0	0,00	7631,63	4474,57	0,82
py423	0	0,00	6418,15	3763,09	0,69
py424	540	763,68	4834,14	2834,35	0,66
py425	750	1060,66	6446,44	3779,67	0,88
py426	1400	1979,90	3376,17	1979,51	0,72
py427	3100	4384,06	700,12	410,49	0,88
py427b	3650	5161,88	700,12	410,49	1,02

Tabelle 18: Faktor für ein Überschieben des Kriechhangs für Profil 46

Bauzustand	Ankerkraft A [kN/m]	Ankerwiderstand A _R [kN/m]	Erdstützkeil G [kN/m]	Erdstützkeilwiderstand G _R [kN/m]	FÜ [-]
py460	0	0,00	16561,14	9710,12	1,09
py463	0	0,00	15506,83	9091,95	1,02
py464	570	806,10	13030,88	7640,26	0,94
py464a	720	1018,23	12154,35	7126,33	0,91
py465	900	1272,79	15251,53	8942,27	1,14
py466	1420	2008,18	11112,22	6515,31	0,95
py467	2900	4101,22	8279,31	4854,32	1,00
py467a	3200	4525,48	8279,31	6634,79	1,25

Man kann aus den vorigen Tabellen erkennen, dass bei Profil 42 keine Gefahr des Überschiebens, mit Ausnahme von Bauzustand py427b, während der Ausführung vorlag. Die Berechnungen nach Haefeli [7] zeigen, dass bei Profil 46 bei den meisten Bauzuständen eine Gefahr des Überschiebens ($FÜ > 1,00$) vorlag. Das bedeutet, dass, bevor es zu einem Versagen der Stützkonstruktion gekommen wäre, der Gleitkörper versagt hätte und ein Überschieben eingetreten wäre. Dies ist auf den geringen Unterschied zwischen dem Reibungswinkel der Gleitfläche $\varphi_{GF} = 27,5^\circ$ und dem Reibungswinkel des Gleitkörpers $\varphi = 36^\circ$ zurückzuführen.

Es ist aus dem Vergleich der Berechnungen für das Projekt „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“ und für das Projekt „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ zu erkennen, dass die Werte für den Kriechdruck nach Haefeli [7] durchaus plausible Werte darstellen, wenn sich der Reibungswinkel der Gleitfläche vom Reibungswinkel des Gleitkörpers nicht wesentlich unterscheidet.

4.3 Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] auf den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels

4.3.1 Erforderliche Annahmen

Im Zuge des vorliegenden Projekts soll die Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] nicht direkt dazu verwendet werden um für die verschiedenen Bauzustände die nötigen Widerstände zu ermitteln. Es wird anhand der gegebenen Bauzustände und der bekannten Widerstände bzw. Kriechgeschwindigkeiten untersucht ob der Viskositätsindex für die Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] tatsächlich als Bodenparameter angesehen werden kann. Dafür werden zwischen verschiedenen Bauzuständen sowohl für Profil 42 als auch für Profil 46 die passenden Viskositätsindexe ermittelt und diese miteinander verglichen. Stimmen sie überein, so kann mit großer Wahrscheinlichkeit davon ausgegangen werden, dass der Viskositätsindex als Bodenparameter angesehen werden kann. Andernfalls ist ersichtlich, dass eine Bestimmung des Viskositätsindex im Labor nicht möglich wäre, da dieser dann auch von der Geometrie etc. beeinflusst würde.

Für die Berechnung des Viskositätsindex zwischen zwei Bauzuständen wurde davon ausgegangen, dass der Spannungszustand in der Gleitfläche vor Inangriffnahme der Bauarbeiten jenem Spannungszustand entsprochen hat, welcher bei einer unendlich langen Böschung mit böschungspareller Gleitfläche vorliegt. Es wurde weiters davon ausgegangen, dass sich jede Veränderung am Hangfuß direkt auf den Spannungszustand in der Gleitfläche auswirkt, d.h. dass die Entfernung von Erdmaterial am Hangfuß zu einer Erhöhung der Scherspannung in der Gleitfläche und die Erhöhung des Widerstands am Hangfuß zu einer Verringerung der Scherspannung in der Gleitfläche führen. Mithilfe der unterschiedlichen Scherspannungen für zwei verschiedene Bauzustände ist es, basierend auf der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11], möglich den Viskositätsparameter $I_{v\alpha}$ zu berechnen, wenn man die zugehörigen Geschwindigkeiten kennt.

Zur Berechnung des Widerstands aus dem Erdstützkeil wurde für die Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] das gleiche Modell wie in Kap. 4.2.1 beschrieben, mit einer horizontalen Gleitfläche unterhalb des Böschungsanschnitts, verwendet.

Die Viskositätsindexe wurden zwischen den folgenden Bauzuständen ermittelt

- Profil 42
 - ♦ py 424 – py 425
 - ♦ py 425 – py 426
 - ♦ py 426 – py 427b
- Profil 46
 - ♦ py 464 – py 464a
 - ♦ py 464a – py 465
 - ♦ py465 – py 466
 - ♦ py467 – py 467a

Die vorgenannten Bauzustände wurden ausgewählt, da sich zwischen diesen die Geschwindigkeit maßgeblich verändert hat.

4.3.2 Berechnung des Viskositätsindex für verschiedene Bauzustände

Berechnung der Viskositätsindexe für Profil 42:

Der Spannungszustand in der Gleitfläche im natürlichen Zustand wird entsprechend den Ausführungen in Kap. 4.3.1 mit folgender Formel berechnet.

$$\tau_{g,py420} = \gamma \cdot h \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\beta) \quad \text{Equ. 92}$$

$$\tau_{g,py420} = 23 \cdot 18 \cdot \sin(30) \cdot \cos(30) = 179,27 \text{ kPa}$$

Diese Scherspannung in der Gleitfläche ergibt durch Aufintegrieren über die Gleitflächenlänge folgende Scherkraft in der Gleitfläche pro Meter Breite.

$$T_{py420} = \tau_{g,py420} \cdot L \quad \text{Equ. 93}$$

$$T_{py420} = 179,27 \cdot 145 = 25993,75 \text{ kN/m}$$

Gleich wie in Kap. 4.2.3 beschrieben berechnet sich der Widerstand zufolge des Erdstützkeils mit Equ. 94. Dabei ergibt sich für den Ursprungszustand in Profil 42 folgender Widerstand aufgrund des Eigengewichts G des Erdstützkeils:

$$G_{R,py420} = G \cdot \tan(\varphi_{GF}) \cdot [\cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot \tan(\varphi_{GF})] \quad \text{Equ. 94}$$

$$G_{R,py420} = 7631,63 \cdot \tan(27,5) \cdot [\cos(30) + \sin(30) \cdot \tan(27,5)] = 4474,57 \text{ kN/m}$$

Die weiteren Widerstände zufolge der Erdstützkeile sowie die Ankerwiderstände für die maßgebenden Bauzustände sind in Tabelle 19 dargestellt. Weiters ist in Tabelle 19 die Summe aus entferntem Widerstand und neu aufgebrachtem Widerstand dargestellt. Dabei entspricht der entfernte Widerstand einem Aushub, d.h. ein Teil des Erdstützkeils wird entfernt. Das Aufbringen eines neuen Widerstands beschreibt das Einbringen von Ankerkräften in den Untergrund und das Durchführen einer Aufschüttung. Die Summe der Widerstände berechnet sich folgendermaßen:

$$R_i = G_{R,i} - G_{R,py420} + A_{R,i} \quad \text{Equ. 95}$$

Außerdem sind in Tabelle 19 auch die den Bauzuständen zugehörigen Scherkräfte in der Gleitfläche dargestellt. Diese berechnen sich, wie in Kap. 4.3.1 beschrieben, entsprechend der Summe des entfernten bzw. neu aufgetragenen Widerstands.

Tabelle 19: Übersicht Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche für ausgewählte Bauzustände (Profil 42)

Bauzustand	Ankerwiderstand A_R [kN/m]	Erdstützkeilwiderstand G_R [kN/m]	Summe Widerstand bez. auf Ausgangszustand R_i [kN/m]	Scherkraft in der Gleitfläche T_i [kN/m]
py424	763,68	2834,35	-876,54	26870,30
py425	1060,66	3779,67	+365,76	25628,00
py426	1979,90	1979,51	-515,16	26508,91
py427b	5161,88	410,49	+1097,80	24698,95

Mit den Informationen aus Tabelle 19 und der Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Lippmann [11] ist es nun möglich die Viskositätsindexe zu bestimmen. Dabei wird folgende Formel verwendet.

$$T_1 = T_0 \cdot \left(1 + I_{v\alpha} \cdot \ln \frac{v_1}{v_0}\right) \quad \text{Equ. 96}$$

$$I_{v\alpha} = \left(\frac{T_1}{T_0} - 1\right) \cdot \frac{1}{\ln \left(\frac{v_1}{v_0}\right)}$$

In folgender Tabelle sind die Ergebnisse der Berechnungen der Viskositätsindexe dargestellt.

Tabelle 20: Berechnung der Viskositätsindexe für Profil 42

Bauzustand	Scherkraft in der Gleitfläche T_i [kN/m]	Kriechgeschwindigkeit v_i [mm/d]	Viskositätsindex I_{va} [%]
py424	26870,30	2,00	1,5
py425	25628,00	0,10	
py425	25628,00	0,10	1,4
py426	26508,91	1,25	
py426	26508,91	1,25	1,2
py427b	24698,95	0,10	

Berechnung der Viskositätsindexe für Profil 46:

Die Berechnung der Viskositätsindexe für Profil 46 ist ident zu jener für Profil 42.

Die Scherspannung in der Gleitfläche im natürlichen Zustand berechnet sich mit

$$\tau_{g,py460} = \gamma \cdot h \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\beta) \quad \text{Equ. 97}$$

$$\tau_{g,py420} = 23 \cdot 23 \cdot \sin(30) \cdot \cos(30) = 229,06 \text{ kPa}$$

Die Scherkraft in der Gleitfläche ergibt sich somit zu

$$T_{py460} = \tau_{g,py460} \cdot L \quad \text{Equ. 98}$$

$$T_{py460} = 229,06 \cdot 145 = 33214,24 \text{ kN/m}$$

Die Berechnung des Widerstands zufolge des Erdstützkeils erfolgt mit folgender Formel

$$G_{R,py460} = G \cdot \tan(\varphi_{GF}) \cdot [\cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot \tan(\varphi_{GF})] \quad \text{Equ. 99}$$

$$\begin{aligned} G_{R,py420} &= 16561,15 \cdot \tan(27,5) \cdot [\cos(30) + \sin(30) \cdot \tan(27,5)] \\ &= 9710,12 \text{ kN/m} \end{aligned}$$

In Tabelle 21 und Tabelle 22 sind die Ergebnisse für die oben beschriebenen Berechnungen für Profil 46 dargestellt.

Tabelle 21: Übersicht Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche für ausgewählte Bauzustände (Profil 46)

Bauzustand	Ankerwiderstand A_R [kN/m]	Erdstützkeilwiderstand G_R [kN/m]	Summe Widerstand bez. auf Ausgangszustand R_i [kN/m]	Scherkraft in der Gleitfläche T_i [kN/m]
py464	806,10	7640,26	-1263,76	34478,00
py464a	1018,23	7126,33	-1565,56	34779,80
py465	1272,79	8942,27	+504,94	32709,30
py466	2008,18	6515,31	-1186,63	34400,87
py467	4101,22	4854,32	-754,58	33968,82
py467a	4525,48	6634,79	1450,15	31764,09

Tabelle 22: Berechnung der Viskositätsindexe für Profil 46

Bauzustand	Scherkraft in der Gleitfläche T_i [kN/m]	Kriechgeschwindigkeit v_i [mm/d]	Viskositätsindex I_{va} [%]
py464	34478,00	0,50	1,7
py464a	34779,80	2,50	
py464a	34779,80	2,50	2,1
py465	32709,30	0,15	
py465	32709,30	0,15	2,0
py466	34400,87	2,00	
py467	33968,82	2,00	2,1
py467a	31764,09	0,10	

Auswertung der Ergebnisse:

Aus den Ergebnissen der Berechnungen für Profil 42 und Profil 46 ist ersichtlich, dass die berechneten Viskositätsindexe innerhalb eines Profils sehr gut übereinstimmen – siehe Abbildung 38. Profil 42 zeigt eine Schwankung des Viskositätsindex von 0,3 % und Profil 46 weist für den Viskositätsindex eine Schwankung von 0,4 % auf. Jedoch kann man einen geringen Unterschied (ca. 0,7 %) in den Mittelwerten der Viskositätsindexe für Profil 42 und Profil 46 erkennen. Betrachtet man die für das Projekt „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ über Inklinometermessungen ermittelten Viskositätsindexe für einen relativ homogenen Bereich, so zeigen diese eine Differenz von ca. 0,7 %. Man kann daher davon ausgehen, dass die Schwankung der Mittelwerte (0,7 %) in einem verträglichen Bereich liegt und der Viskositätsindex I_{va} durchaus als Bodenparameter betrachtet werden kann.

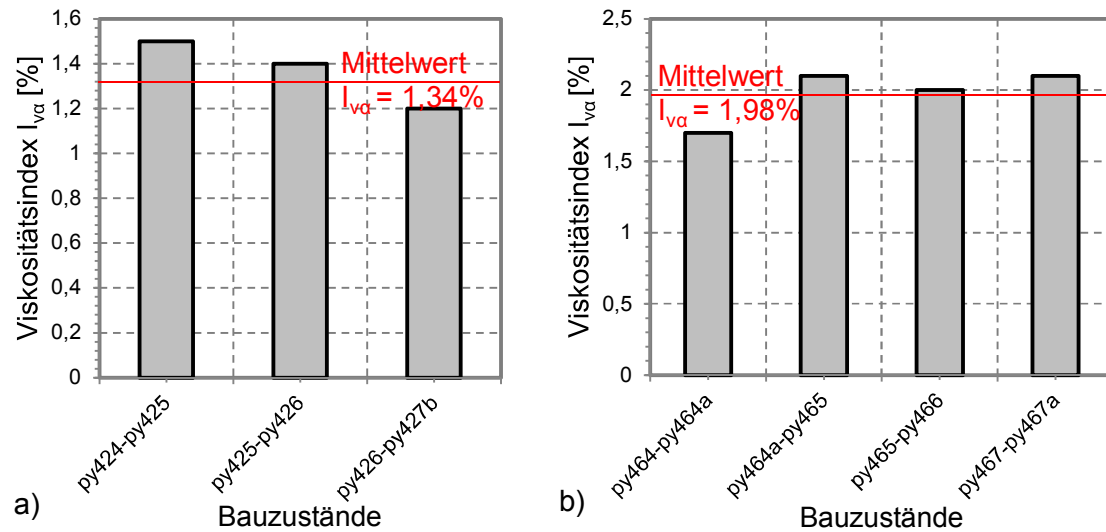


Abbildung 38: Darstellung Viskositätsindexe für: a) Profil 42 b) Profil 46

Gleich dem Projekt „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ zeigt auch das vorliegende Projekt, dass für den Viskositätsindex $I_{v\alpha}$ kein exakter Einzelwert, sondern nur ein möglicher Bereich angegeben werden kann. Im Zuge der Berechnungen sind deshalb Sensitivitätsanalysen innerhalb des möglichen Bereichs des Viskositätsindex durchzuführen um dessen Einfluss quantifizieren zu können.

4.4 Anwendung der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] auf den Kriechhang im Bereich des Krenngrabentunnels

4.4.1 Erforderliche Annahmen

Da die Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] auf einen Kriechhang beschränkt ist, welcher im natürlichen Zustand kriecht und anschließend stabilisiert wird, kann diese Kriechdrucktheorie nicht auf das vorliegende Projekt angewendet werden. Im vorliegenden Projekt wird der Widerstand entfernt und es kommt somit zu einer Beschleunigung des Kriechhangs. Dieses Verhalten kann durch die in der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] vorgegebenen Randbedingungen nicht abgebildet werden.

Allerdings soll dieses Kapitel dazu genutzt werden eine Parameterstudie für die Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] durchzuführen. Hierfür wird in Profil 42 der Übergang von Bauzustand py426 zu py427b betrachtet. Für den Bauzustand py426 wurde eine mittlere Kriechgeschwindigkeit von 1,25 mm/d gemessen. Dieser Wert wurde als Kriechgeschwindigkeit vor der Stabilisierung $v_0 = 426,25$ mm/J herangezogen. Es soll im

Weiteren der Verformungsmodul E und der Viskositätsparameter η variiert werden und deren Einfluss auf die Entwicklung des Kriechdrucks am Hangfuß und die Verschiebung in der Mitte des Hangs ($x = 73,00$ m) aufgezeigt werden. Der Verformungsmodul wird dabei von $E = 30.000$ kPa bis $E = 90.000$ kPa und der Viskositätsparameter von $\eta = 10^7$ kPa.s/m bis $\eta = 10^9$ kPa.s/m variiert.

4.4.2 Parameterstudie für die Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] anhand des Kriechhangs im Bereich des Krenngrabentunnels

Parameterstudie Verformungsmodul E :

Aus den folgenden Formeln zur Beschreibung des Kriechdrucks am Hangfuß sowie zur Beschreibung der Verformungen an der Stelle $x = 73$ m ist ersichtlich, dass der Verformungsmodul sowohl einen Einfluss auf den Kriechdruck als auch auf die Verformungen hat.

Berechnung des Kriechdrucks

- Für $t \leq 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h')$:

$$e_{k(0,t)} = p_a + \frac{\tau_g - \tau_{res}}{h'} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot h' \cdot E}{\pi \cdot \eta} \cdot t} \quad \text{Equ. 100}$$

- Für $t > 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h')$:

$$e_{k(0,t)} = p_a + \frac{\tau_g - \tau_{res}}{h'} \cdot L \cdot \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \cdot e^{-\frac{h' \cdot E \cdot \pi^2}{4 \cdot L^2 \cdot \eta} t} \right) \quad \text{Equ. 101}$$

Berechnung der Verformungen für $t > 0,217 \cdot (L^2 \cdot \eta / E \cdot h)$

$$\delta_{(x,t)} = \frac{v_0 \cdot \eta}{h' \cdot E} \left[x \cdot L - \frac{x^2}{2} - \frac{16 \cdot L^2}{\pi^3} \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot L} \cdot x\right) \cdot e^{-\frac{h' \cdot E \cdot \pi^2}{4 \cdot L^2 \cdot \eta} t} \right] \quad \text{Equ. 102}$$

In Abbildung 39 und Abbildung 40 sind der Einfluss des Verformungsmoduls auf den Kriechdruck am Hangfuß bzw. auf die Verformungen in der Mitte des Hangs dargestellt. Aus den dargestellten Abbildungen kann folgendes abgelesen werden:

- Unabhängig vom Verformungsmodul entspricht der Kriechdruck vor der Stabilisierung dem aktiven Erddruck. Dies war eine der Anfangsbedingungen zur Lösung der Differentialgleichung in der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16].

- Der Kriechdruck zum Zeitpunkt $t = \infty$ ist ebenfalls unabhängig vom Verformungsmodul. Dies entspricht der grundsätzlichen Vorstellung, dass es nach einer vollkommenen Beruhigung des Kriechhangs zu einem statischen Zustand kommt und der Druck auf die Stützkonstruktion konstant ist.
- Der Verformungsmodul hat einen wesentlichen Einfluss auf die Verformungen. Es ist ersichtlich, dass sich der Gleitkörper bei einem geringen Verformungsmodul relativ weich verhält. D.h., es sind viel mehr Verformungen nötig bis es zu einem Stillstand kommt bzw. kann der Gleitkörper um ein Vielfaches zusammengedrückt werden.
- Ebenso hat der Verformungsmodul auch einen maßgebenden Einfluss auf die Entwicklung des Kriechdrucks. Wie zuvor bereits erwähnt, verhält sich der Gleitkörper bei einem niedrigen Verformungsmodul weicher. Dies führt ebenfalls zu einem langsameren Ansteigen des Kriechdrucks. Im Wesentlichen ist dies durch das von Puzrin & Schmid [16] verwendete Materialmodell für den Gleitkörper vorgegeben.

$$e_{k(0,t)} = p_a + E \cdot \frac{\partial \delta}{\partial x} \quad \text{Equ. 103}$$

Dabei ist ersichtlich, dass im Vergleich zu einem großen Verformungsmodul bei einem geringen Verformungsmodul E größere Dehnungen nötig sind um den gleichen Kriechdruck zu erhalten.

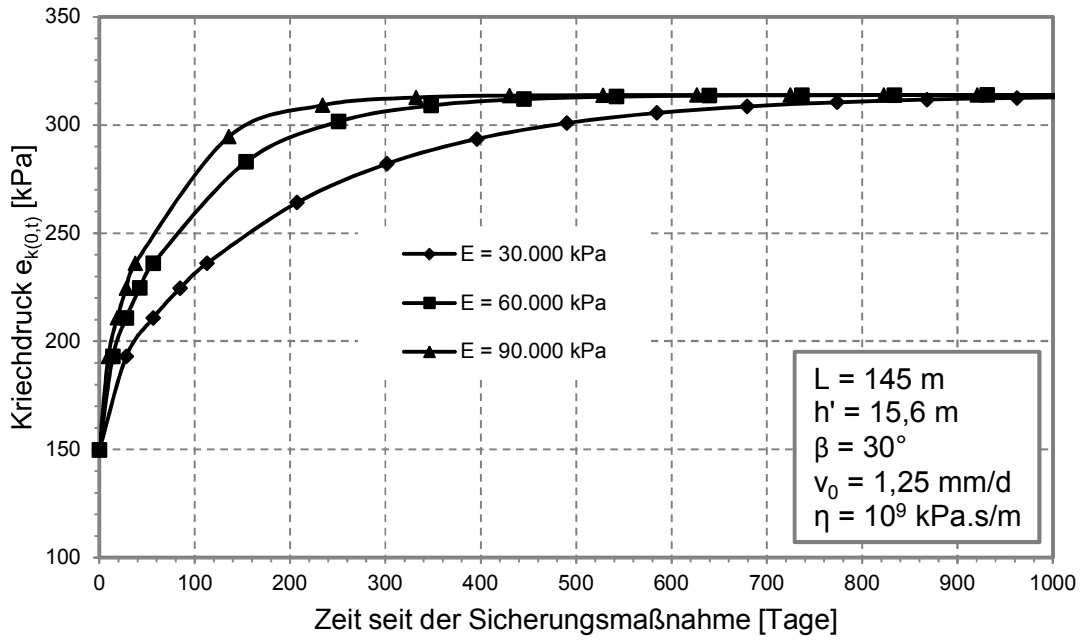


Abbildung 39: Einfluss des Verformungsmoduls auf den Kriechdruck (x = 0 m)

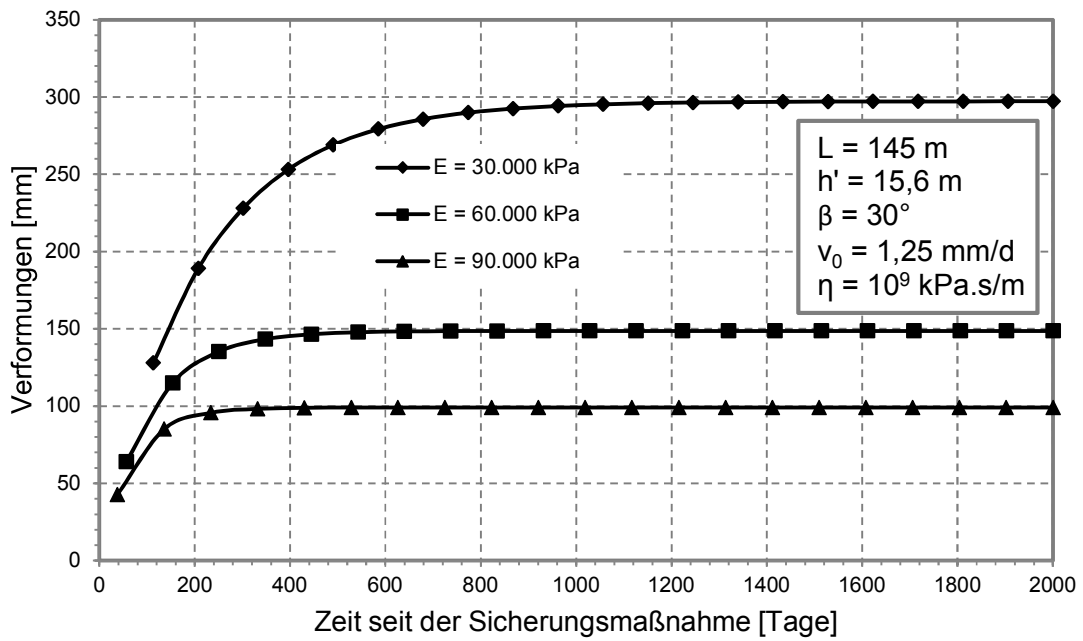


Abbildung 40: Einfluss des Verformungsmoduls auf den Verformungsverlauf (x = 73 m)

Parameterstudie Viskositätsparameter η :

Aus Equ. 100 bis Equ. 102 ist ebenfalls ersichtlich, dass auch der Viskositätsparameter den Kriechdruck und den Verlauf der Verformungen beeinflusst.

Abbildung 41 und Abbildung 42 zeigen den Einfluss des Viskositätsparameters auf den Kriechdruck am Hangfuß bzw. auf den Verlauf der Verformungen in der Mitte des Hangs. Diese beiden Abbildungen zeigen folgende Reaktionen auf die Veränderung des Viskositätsparameters:

- Wie bereits bei der Variation des Verformungsmoduls sieht man auch bei der Variation des Viskositätsparameters, dass dieser keinen Einfluss auf den Kriechdruck vor der Stabilisierung und auf den Kriechdruck zum Zeitpunkt $t = \infty$ hat. Das ist wie bereits vorher erwähnt darauf zurück zu führen, dass der Kriechdruck vor der Stabilisierung mit dem aktiven Erddruck als Anfangsbedingung angenommen wurde und der Kriechdruck nach der vollkommenen Beruhigung einen konstanten Wert darstellt.
- Außerdem lässt sich erkennen, dass die endgültige Verschiebung nur vom Verformungsmodul jedoch nicht vom Viskositätsparameter abhängt.
- Der Viskositätsparameter hat allerdings einen wesentlichen Einfluss auf die zeitliche Entwicklung des Kriechdrucks und der Verformungen. Ein hoher Viskositätsparameter führt zu einer verzögerten Reaktion des Gleitkörpers. Somit führt ein hoher Viskositätsparameter dazu, dass der maximale Kriechdruck und die endgültigen Verformungen erst zu einem späteren Zeitpunkt erreicht werden als bei einem niedrigen Viskositätsparameter.

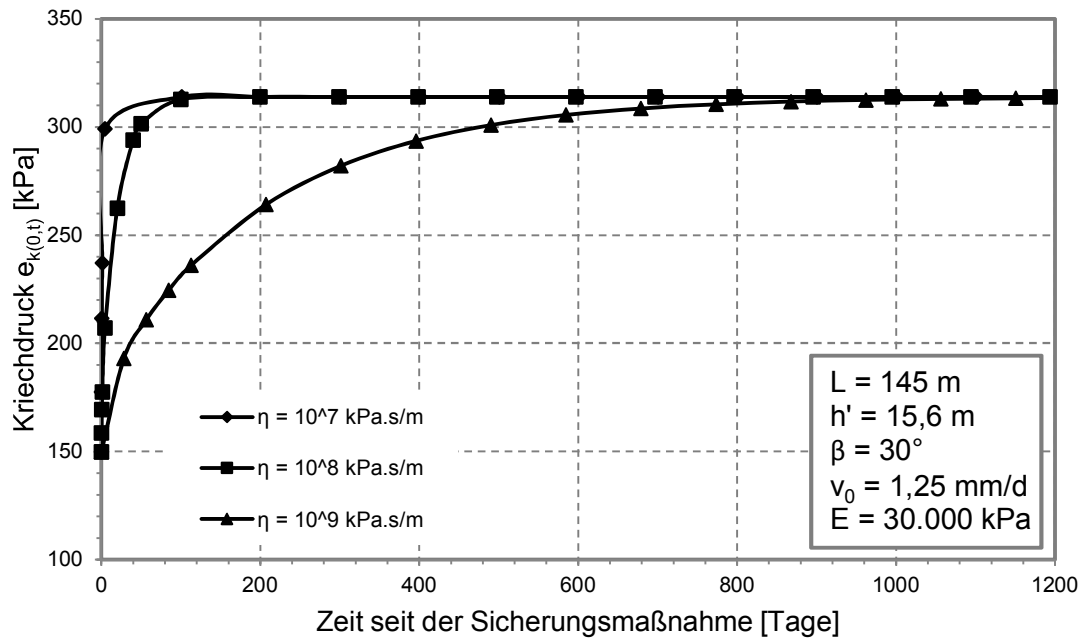


Abbildung 41: Einfluss des Viskositätsparameters auf den Kriechdruck ($x = 0 \text{ m}$)

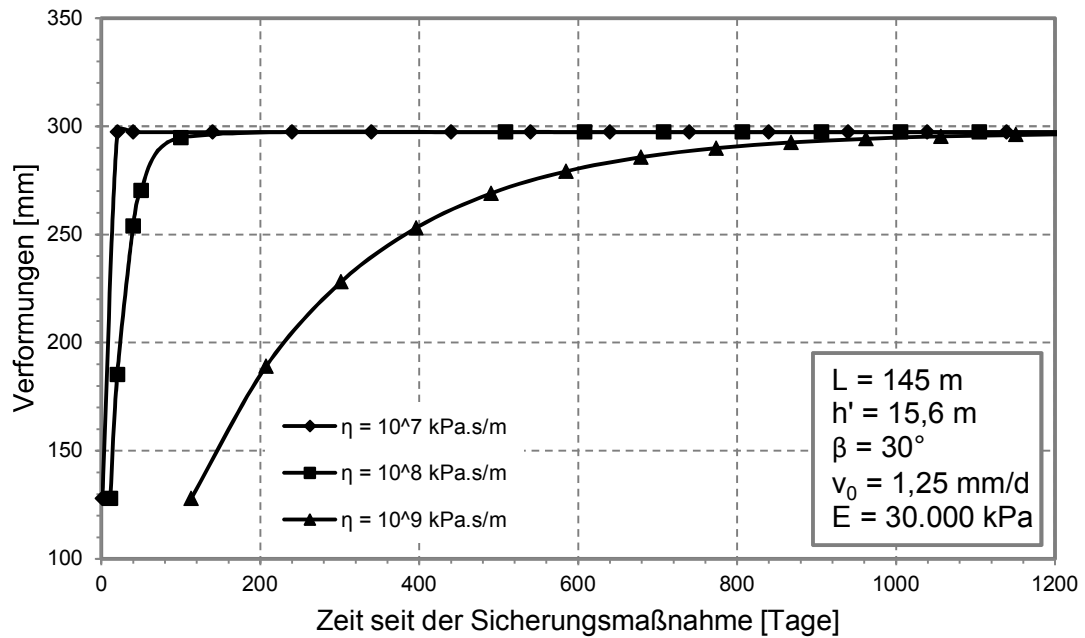


Abbildung 42: Einfluss des Viskositätsparameters auf den Verformungsverlauf ($x = 73 \text{ m}$)

5 Erkenntnisse aus der Anwendung der diskutierten Kriechdrucktheorien auf praktische Beispiele

Die in dieser Arbeit durchgeführte Ausarbeitung der drei vorgestellten analytischen Modelle sowie die Anwendung dieser Modelle auf in der Praxis ausgeführte Projekte sollen es ermöglichen eine erste Einschätzung über die Anwendbarkeit und die Plausibilität dieser Modelle abzugeben. Hierfür sollen in diesem Kapitel die Erkenntnisse, welche während der Erstellung der Arbeit gesammelt wurden, zusammengefasst werden und sowohl die Vor- und Nachteile der einzelnen Modelle als auch die Probleme, welche bei der Anwendung der Modelle aufgetreten sind, erörtert werden.

5.1 Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]

5.1.1 Modellvorstellung

Die Ausarbeitung der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] hat ergeben, dass dieser Kriechdrucktheorie ein Überschieben der Stützkonstruktion zugrunde gelegt wird. Mit dieser Annahme wird der Kriechdruck immer auf Basis eines Versagens im Gleitkörper ermittelt. Dies bedeutet, dass der Kriechdruck auf das Stützbauwerk mit steigender Festigkeit des Gleitkörpers zunimmt und somit die Sicherheit abnimmt. Dazu wurde in Abbildung 22 die Abhängigkeit des Kriechdrucks vom Reibungswinkel im Gleitkörper dargestellt, in welcher die oben beschriebenen Auswirkungen beobachtet werden können.

Aufgrund dieser Annahme stellt der ermittelte Kriechdruck einen oberen Grenzwert dar, welcher sich einstellt, wenn die Stützkonstruktion ausreichend stabil ist und es zu einem Versagen des Gleitkörpers kommt. Ein Gleichgewicht bzw. eine Beruhigung innerhalb des Kriechhangs kann sich allerdings schon vor dem Erreichen dieses Grenzwerts einstellen.

5.1.2 Eingabeparameter

Für die Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] müssen die üblichen Bodenparameter (Wichte, Reibungswinkel, Kohäsion) sowie die Geometrie des Kriechhangs im Bereich der Stützkonstruktion (nicht jedoch die Länge) für die Berechnungen bekannt sein. Diese Parameter lassen sich mit gängigen Methoden bestimmen. Dabei ist jedoch zu erwähnen, dass sowohl die Festlegung der Geometrie von Kriechhängen als auch die Festlegung der Bodenparameter im Fall eines Kriechhangs i.d.R. oft mit Schwierigkeiten verbunden ist. Die

Geometrie lässt sich nur aufgrund von Messergebnissen und geomorphologischen Merkmalen oder durch Rückrechnungen ermitteln. Ähnlich ist es bei den Bodenparametern – da diese in vielen Fällen über die große Fläche eines Kriechhangs durchaus erhebliche Schwankungen aufweisen können, kann nur ein Mittelwert für den jeweiligen Parameter, z.B. aufgrund von Rückrechnungen, ermittelt werden.

5.1.3 Randbedingungen

Die nach Haefeli [7] getroffenen Annahmen dienen nur zur Vereinfachung der Berechnung des Kriechdrucks. Für beliebige geometrische Randbedingungen müssen neue Formeln entwickelt werden oder das Krafeck muss graphisch gelöst werden.

In der ursprünglichen Berechnung des Kriechdrucks nach Haefeli [7] wurde keine Unterscheidung zwischen dem Reibungswinkel des Gleitkörpers und dem Reibungswinkel in der Gleitfläche gemacht. In der Natur weisen diese beiden Reibungswinkel jedoch sehr häufig unterschiedliche Werte auf, weshalb sowohl von Brandl & Dalmatiner [1] als auch in der vorliegenden Arbeit dieser Umstand berücksichtigt wurde. Des Weiteren wird in der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] ein kohäsionsloser Gleitkörper angenommen. Anhand der beiden behandelten Projekte ist jedoch zu erkennen, dass diese Annahme kein größeres Problem darstellt, da der Gleitkörper meist keine bzw. nur eine geringe, zu vernachlässigende Kohäsion aufweist.

Prinzipiell wird bei der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] von einer Stützkonstruktion am Hangfuß in Form von Pfählen, Brunnen oder ähnlichem ausgegangen. Das Projekt „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ hat jedoch gezeigt, dass durchaus auch Systeme wie z.B. Anker samt aufgelegten Betonelementen behandelt werden können. Hierzu kann in einer ersten Näherung der gesamte Hangbereich, welcher mit Stützmitteln (Ankern) gesichert ist, als stabile Stützkonstruktion angesehen werden.

5.1.4 Ergebnisse

Die beiden behandelten Projekte unterscheiden sich in ihrer Aufgabenstellung und den Randbedingungen wesentlich. Während bei dem Projekt „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ die Planung zulässige Bewegungen nach der Sanierung vorsieht und sich die Beruhigung langsam einstellen kann, war es bei dem Projekt „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“ erforderlich eine rasche Wirkung der Sicherungsmaßnahmen zu erzielen. Erhöhte Ankerkräfte waren daher im Fall des zweiten Projekts notwendig. Weiters unterscheiden sich die Reibungswinkel des Gleitkörpers und

der Gleitfläche im ersten Projekt wesentlich ($\varphi = 40^\circ - \varphi_{GF} = 24^\circ$). Im zweiten Projekt weisen diese beiden Reibungswinkel hingegen relativ ähnliche Werte auf ($\varphi = 36^\circ - \varphi_{GF} = 27,5^\circ$).

Diese beiden wesentlichen Unterschiede führen dazu, dass der errechnete erforderliche Widerstand (Kriechdruck) im Fall des Projekts „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ wesentlich größer ist als der Widerstand der eingebauten Stützmittel und im Fall des Projekts „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“ der errechnete Widerstand mit den eingebauten Stützmitteln relativ gut übereinstimmt. Es ist aus den behandelten Projekten ersichtlich, dass die Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] in der Praxis einen oberen Grenzwert für die erforderlichen Stützmittel liefert und dieser obere Grenzwert im Allgemeinen einer vollkommenen Stabilisierung des Kriechhangs gleich kommt. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass während der gesamten Kriechdruckberechnung nach Haefeli [7] die Länge des Kriechhangs nicht in die Berechnungen mit einfließt. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die Werte nach Haefeli [7] bei kurzen Kriechhängen eine deutliche Überschätzung darstellen und bei langen Kriechhängen eher eine Unterschätzung der erforderlichen Stützmittel für eine Gesamtstabilisierung des Hangs vorliegt. Des Weiteren ist zu erkennen, dass diese Theorie vor allem dann gute Werte liefert, wenn sich der Reibungswinkel des Gleitkörpers von jenem der Gleitfläche nur gering unterscheidet. In diesem Zusammenhang soll nochmals darauf hingewiesen werden, dass Haefeli [7] in der ursprünglichen Formulierung des Kriechdrucks auf diese Unterscheidung verzichtet.

5.2 Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung in der Gleitfläche nach Lippomann [11]

5.2.1 Modellvorstellung

Der Zusammenhang zwischen der Scherspannung in der Gleitfläche und der Kriechgeschwindigkeit wird nach Lippomann [11] über den natürlichen Logarithmus hergestellt. Aus der Definition des Logarithmus und aus Abbildung 15 kann man erkennen, dass der natürliche Logarithmus bei 0 nicht definiert ist und knapp über 0 negative Werte annimmt. Es ist daher nicht möglich die Theorie nach Lippomann [11] bei kleinen Kriechgeschwindigkeiten und bei einer vollkommenen Stabilisierung des Kriechhangs anzuwenden. Mit dieser Theorie kann daher nur eine Geschwindigkeitsreduzierung berechnet werden, wobei für praktische Zwecke eine beinahe gegen Null gehende Geschwindigkeit noch „brauchbare“ Ergebnisse liefert – siehe Kap. 3.3.

Die Theorie nach Lippomann [11] beruht auf den experimentellen Versuchen nach Leinenkugel [10]. Dieser hat in der ursprünglichen Definition des Zusammenhangs zwischen Scherspannung in der Gleitfläche und Kriechgeschwindigkeit eine arcsinh-Funktion verwendet. Diese wäre in 0 definiert und verläuft für höhere Werte annähernd parallel zur ln-Funktion. Es könnte daher sinnvoll sein, auf die ursprüngliche Definition nach Leinenkugel [10] zurückzugreifen um die Probleme, welche sich bei der Anwendung der ln-Funktion ergeben, zu vermeiden.

5.2.2 Eingabeparameter

Für die Theorie nach Lippomann [11] muss einerseits die Geometrie (Länge, Tiefe und Neigung der Gleitfläche) und andererseits die Wichte des Bodens und der Viskositätsindex bekannt sein. Weiters muss die (mittlere) Geschwindigkeit vor der Stabilisierung bekannt sein. Die große Schwierigkeit liegt in der möglichst zutreffenden Bestimmung des Viskositätsindex. Leinenkugel [10] und Lippomann [11] präsentieren einerseits aufwendige Laborversuche zur Bestimmung des Viskositätsindex und andererseits eine Korrelation des Index mit der Fließgrenze für feinkörnige Böden. In der vorliegenden Arbeit wurde versucht den Viskositätsindex durch Rückrechnungen zu bestimmen. Dabei war es allerdings bei beiden Projekten nötig eine Vielzahl an Annahmen zu treffen. Es ist fraglich, ob diese Annahmen auch richtig getroffen werden können, wenn es sich um ein noch nicht ausgeführtes Projekt, also um keine Nachrechnung, handelt. Außerdem konnte im Zuge beider Projekte festgestellt werden, dass die Werte für den Viskositätsindex ca. mit $\pm 0,4\%$ um den Mittelwert schwanken. In Abbildung 26 wurde dargestellt, dass diese Schwankungen zu einer durchaus signifikanten Veränderung der Ergebnisse führen können und somit für die berechnete Geschwindigkeit nach der Stabilisierung immer nur eine gewisse Bandbreite, jedoch nie ein exakter Wert, angegeben werden kann.

5.2.3 Randbedingungen

Bezüglich der einzuhaltenden Randbedingungen ist die Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherspannung den beiden anderen Theorien sehr ähnlich. Es wird eine parallel zur Geländeoberfläche verlaufende Gleitfläche zugrunde gelegt. Es ist im Vergleich zu den anderen vorgestellten Theorien die Behandlung eines kohäsiven Gleitkörpers möglich. Diese Kohäsion hat jedoch keinen Einfluss auf den Kriechdruck. Für die Gleitfläche wird nur ein Reibungswinkel berücksichtigt. Grundsätzlich wurde die Theorie von Lippomann [11] für Kriechhänge, welche mit Dübeln gesichert werden, entwickelt. In der vorliegenden Arbeit wurde die Theorie der geschwindigkeitsabhängigen Scherfestigkeit

auch für Kriechhänge mit einer Stützkonstruktion am Hangfuß und für, mit Anker gesicherte, Kriechhänge verwendet. Es konnten dabei plausible Ergebnisse erzielt werden, sodass man daraus schließen kann, dass die Theorie nach Lippomann [11] nicht nur auf Kriechhänge mit Dübeln beschränkt ist.

5.2.4 Ergebnisse

Im Zuge der Nachrechnung der beiden Projekte konnten vor allem bei dem Projekt „B90 – Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ mit der Theorie nach Lippomann [11] gute Ergebnisse erzielt werden. Die berechneten Kriechgeschwindigkeiten stimmen dabei gut mit den gemessenen Kriechgeschwindigkeiten nach der Stabilisierung des Kriechhangs überein. Auch bei der Nachrechnung des Projekts „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“ konnten plausible Ergebnisse erzielt werden. Es konnten sehr ähnliche Viskositätsindexe für zwei geometrisch unterschiedliche Situationen im gleichen Baugrund mit unterschiedlichen Kriechgeschwindigkeiten ermittelt werden. Der Unterschied der ermittelten Viskositätsindexe lag im vorher genannten Bereich von ca. $\pm 0,4\%$. Dies lässt darauf schließen, dass der Viskositätsindex durchaus als Bodenparameter betrachtet werden kann. Alle diese Ergebnisse konnten allerdings nur, wie vorher erwähnt, unter der Zugrundelegung einer Mehrzahl von Annahmen aus Rückrechnungen erlangt werden. Die Gültigkeit der Ergebnisse ist daher durchaus zu hinterfragen.

Problematisch ist, dass die errechneten Ergebnisse, d.h. die Reduktion der Kriechgeschwindigkeit nach dem Einbau von Stützmitteln, zeit- und ortsunabhängig sind. D.h. die Veränderung der Kriechgeschwindigkeit würde, entsprechend der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] immer sofort nach der Stabilisierung am gesamten Hang stattfinden. Es ist jedoch aus den Messungen ersichtlich, dass dies nicht der Fall ist. Selbst dann nicht, wenn die Stützmittel wie im Fall des ersten behandelten Projekts über eine große Fläche des Kriechhangs verteilt sind.

5.3 Theorie des blockierten Kriechhangs nach Puzrin & Schmid [16]

5.3.1 Modellvorstellung

Die Theorie nach Puzrin & Schmid [16] stellt ein mathematisch hochwertiges Modell dar. Ein wesentliches Problem ist jedoch, dass zugunsten der geschlossenen, analytischen Lösung gewisse Abstriche bezüglich der Materialmodelle und der Anfangs- und Randbedingungen gemacht werden müssen. Es wird ein linearer Zusammenhang

zwischen Kriechgeschwindigkeit und Scherfestigkeit hergestellt um eine analytische Lösung finden zu können. Dies entspricht jedoch nicht den Ergebnissen aus Laborversuchen. Es könnte daher zweckdienlicher sein, eine numerische Lösung basierend auf dem Modell nach Puzrin & Schmid [16] anzustreben um dadurch höherwertige Materialgesetze verwenden zu können.

5.3.2 Eingabeparameter

Einige erforderlichen Eingabeparameter für die Theorie des blockierten Kriechhangs sind durchwegs schwer zu bestimmen. Neben den Geometrieparametern (Länge, Neigung und Tiefe der Gleitfläche) und den grundsätzlichen Bodenparametern (Wichte, Reibungswinkel) werden auch ein Viskositätsparameter und ein Verformungsmodul als Eingabeparameter benötigt. Der Viskositätsparameter kann nach Puzrin & Schmid [16] im Bereich von Zehnerpotenzen schwanken und wird nur durch Rückrechnungen bestimmt. Dieser Parameter kann daher bereits mit einer großen Unschärfe behaftet sein. Die Bestimmung des Verformungsmoduls ist ebenfalls mit Schwierigkeiten behaftet. Vorteilhaft ist, dass diese beiden Parameter keinen Einfluss auf den endgültigen Kriechdruck haben. Sie beeinflussen lediglich die zeitliche Entwicklung des Kriechdrucks. Dies ist aus der Parameterstudie in Kap. 4.4.2 ersichtlich. Die endgültigen Verformungen bis zu einem möglichen bewegungsfreien Zustand werden jedoch durch den Verformungsmodul wesentlich beeinflusst.

5.3.3 Randbedingungen

Wie bereits in Kap. 5.3.1 erwähnt müssen zugunsten der analytisch, geschlossenen Lösung auch Abstriche hinsichtlich der einzuhaltenden Anfangs- und Randbedingungen gemacht werden. Die Anwendung der Theorie nach Puzrin & Schmid [16] auf reale Projekte hat gezeigt, dass es kaum möglich ist die Anfangs- bzw. Randbedingungen einzuhalten. Im Fall des Projekts „B90 Nassfeldstraße – Rutschung Doppelkehre km 9.300“ konnte nicht gewährleistet werden, dass am Hangfuß keine Bewegungen auftreten und im Fall des Projekts „PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung“ konnte die Theorie nicht angewendet werden, da hier eine Reaktivierung eines Kriechhangs vorlag und die Anfangsbedingungen nicht bestimmt werden konnten. Außerdem ist es nicht möglich eine Reduzierung der Stützmittel (Aushub) zu berücksichtigen. Die Anwendung der Theorie nach Puzrin & Schmid [16] ist daher derzeit auf sehr bestimmte Spezialfälle beschränkt.

5.3.4 Ergebnisse

Aufgrund der vorgenannten Probleme bezüglich der Eingabeparameter und der Anfangs- und Randbedingungen war es nicht möglich zufriedenstellende und aussagekräftige Ergebnisse mit der Theorie des blockierten Kriechhangs zu erzielen.

5.4 Sicherheitsdefinition bei Kriechhängen

Während der Ausarbeitung der verschiedenen Theorien zur Berechnung des Kriechdrucks und bei deren Anwendung konnte festgestellt werden, dass die Definition einer Sicherheitszahl für einen Kriechhang durchaus eine Schwierigkeit darstellt.

Von den ausgewählten Theorien zur Kriechdruckberechnung lässt sich nur mit der Kriechdrucktheorie nach Puzrin & Schmid [16] eine Sicherheitszahl berechnen. Puzrin & Schmid [16] verwenden für ihre Sicherheitsdefinition als Widerstand immer den passiven Erddruck. Dies bedeutet, dass der Definition der Sicherheitszahl ebenfalls ein Überschieben der Stützkonstruktion (ähnlich der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7]) als Versagensmechanismus zugrunde liegt. Wird der Kriechdruck zu hoch, so kommt es hinter dem Stützbauwerk zu einem passiven Versagen des Bodens und der Kriechhang wird mit zunehmender Zeit das Stützbauwerk überschieben. Betrachtet man die Definition dieser Sicherheitszahl genauer, so kann man außerdem feststellen, dass mit zunehmender Zeit nach Durchführung der Stabilisierung die Sicherheitszahl aufgrund der Zunahme des Kriechdrucks abnimmt. Diese nähert sich somit immer mehr der Sicherheitszahl des Kriechhangs vor der Stabilisierung an. Außerdem bezieht sich die Sicherheitsdefinition auf ein Verhältnis zwischen auftretendem Kriechdruck und Widerstand (passiver Erddruck oder Widerstand einer Stützmaßnahme). Eine solche Sicherheitsdefinition drückt nicht die „Gesamtstandsicherheit“ eines Hangs aus, da nach Puzrin & Schmid [16] bei Sicherheitszahlen $FOS < 1,00$ noch immer eine Reduzierung der Kriechgeschwindigkeit und somit eine deutliche Erhöhung der „Gesamtstandsicherheit“ des Hangs gegenüber dem natürlichen Zustand vorhanden sein kann bzw. wird. Dies stellt eine ähnliche „Problematik“ der Sicherheitsdefinition wie bei Haefeli [7] dar. Somit ist durch diese Definition keine Sicherheitszahl des Gesamthangs gegeben.

Im Zuge der Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] ist es aus den diskutierten Gründen ebenfalls nicht möglich eine aussagekräftige Sicherheitszahl zu definieren. Der ermittelte Kriechdruck basiert, wie bereits mehrmals angemerkt, auf einem Überschieben der Stützkonstruktion, womit dieser nicht zur Sicherheitsdefinition des gesamten Kriechhangs herangezogen werden kann.

Mit der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] ist es ebenfalls nicht möglich eine Sicherheitszahl für den Kriechhang zu definieren, da jede Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche direkt zur gleichen Veränderung der Stützmittel führt und es somit theoretisch nicht möglich ist ein anderes Sicherheitsniveau als im natürlichen Zustand zu erreichen. Dies ist praktisch jedoch nicht richtig, da gegenüber dem natürlichen Zustand (ohne Sicherungsmittel) eine Erhöhung des „Sicherheitsniveaus“ gegenüber einem Bruchzustand durch den Einbau der Sicherungsmittel erreicht wird.

Außerdem stellt sich im Zusammenhang mit der Definition einer Sicherheitszahl auch die Frage, ob die Veränderung der Kriechgeschwindigkeit mit der Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche im Zusammenhang steht oder ob die Veränderung der Kriechgeschwindigkeit mit einer Veränderung der Scherfestigkeit verknüpft ist. Bei Puzrin & Schmid [16] kommt es entsprechend dem Materialmodell ganz eindeutig zu einer Veränderung der Scherfestigkeit in der Gleitfläche mit der Kriechgeschwindigkeit. Bei der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] konnte diese Frage nicht eindeutig geklärt werden. In der vorliegenden Arbeit wurde immer eine Veränderung der vorherrschenden Scherspannung in der Gleitfläche mit der Veränderung der Kriechgeschwindigkeit in Beziehung gesetzt, da diese Vorgehensweise von Lippomann im Zuge von beispielhaften Berechnungen praktiziert wurde.

Die Sicherheitsdefinition von natürlichen und stabilisierten Kriechhängen stellt somit eine noch zu klärende Aufgabe dar und es ist zu überlegen, inwiefern eine Definition der Sicherheit im Zuge einer Gegenüberstellung der rückhaltenden und treibenden Kräfte Sinn macht. Es könnte durchaus zielführender bzw. zweckmäßiger sein eine bestimmte kritische Bewegungsrate oder einen kritischen Verschiebungsbetrag zur Sicherheitsdefinition heranzuziehen. Dieser kritische Wert müsste dann vor Beginn eines Projektes definiert und von allen Projektbeteiligten akzeptiert werden.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass alle untersuchten Kriechdrucktheorien lediglich mit einer Mehrzahl an Annahmen angewendet werden können. Diese Mehrzahl an Annahmen wird sich allerdings im Zusammenhang mit Kriechhängen nur wenig reduzieren lassen, da kein Kriechhang dem anderem gleicht und jeder Kriechhang aufgrund der meist großen, flächenhaften Ausdehnungen und der oftmals tiefen Gleitflächen mit Unsicherheiten behaftet ist bzw. Unschärfen hinsichtlich der maßgebenden Eingangsgrößen gegeben sind.

Die Kriechdrucktheorie nach Haefeli [7] sowie die Berechnungsdiagramme nach Brandl & Dalmatiner [1] können zur Abschätzung eines zumeist oberen Grenzwertes des Kriechdrucks durchaus empfohlen werden.

Der Ansatz nach Lippomann [11] sollte für weitere Untersuchungen an Kriechhängen und im Speziellen für weitere Forschungsarbeiten im Zusammenhang mit der Kriechdruckberechnung berücksichtigt werden, da dieser Ansatz basierend auf experimentellen Versuchen erstellt wurde und in seiner Definition relativ einfach gestaltet ist. Allerdings ist im Zusammenhang mit der Kriechdrucktheorie nach Lippomann [11] noch wesentlicher Klärungsbedarf bezüglich des Zusammenhangs zwischen Scherspannung bzw. -festigkeit und Kriechgeschwindigkeit gegeben. Hierzu müsste in künftigen Forschungsarbeiten festgestellt werden, ob die Veränderung der Kriechgeschwindigkeit nur mit einer Veränderung der Scherspannung in der Gleitfläche verknüpft ist oder ob die Veränderung der Spannung zu einer Veränderung der Scherfestigkeit führt. Weiters ist zu klären woher diese „Veränderung der Scherfestigkeit“ kommt. Diese kann einerseits darauf zurückgeführt werden, dass es bei einer niedrigeren Kriechgeschwindigkeit zu höheren Porenwasserdrücken bei gleicher Dehnung kommt und sich somit lediglich der Spannungspfad hin zur Versagensgerade ändert oder andererseits auf eine tatsächliche Veränderung der Scherfestigkeit (Veränderung des Reibungswinkels φ) zurückgeführt werden.

Die Theorie nach Puzrin & Schmid [16] sollte ebenfalls für weitere Untersuchungen nicht vernachlässigt werden, da dieser Ansatz unter Anwendung einer numerischen Integration z.B. in Kombination mit dem Ansatz nach Lippomann [11] unter Umständen gute Ergebnisse liefern könnte und die Handhabung der Kriechdrucktheorie im Vergleich zur bisherigen Definition vereinfacht und verallgemeinert werden könnte.

Wie bereits erwähnt, stellt auch die Definition einer adäquaten Sicherheitsdefinition für Kriechhänge eine Grundlage für weitere Forschungsarbeit dar.

7 Anhang

A.1 Erddruckberechnung für Böden mit Kohäsion

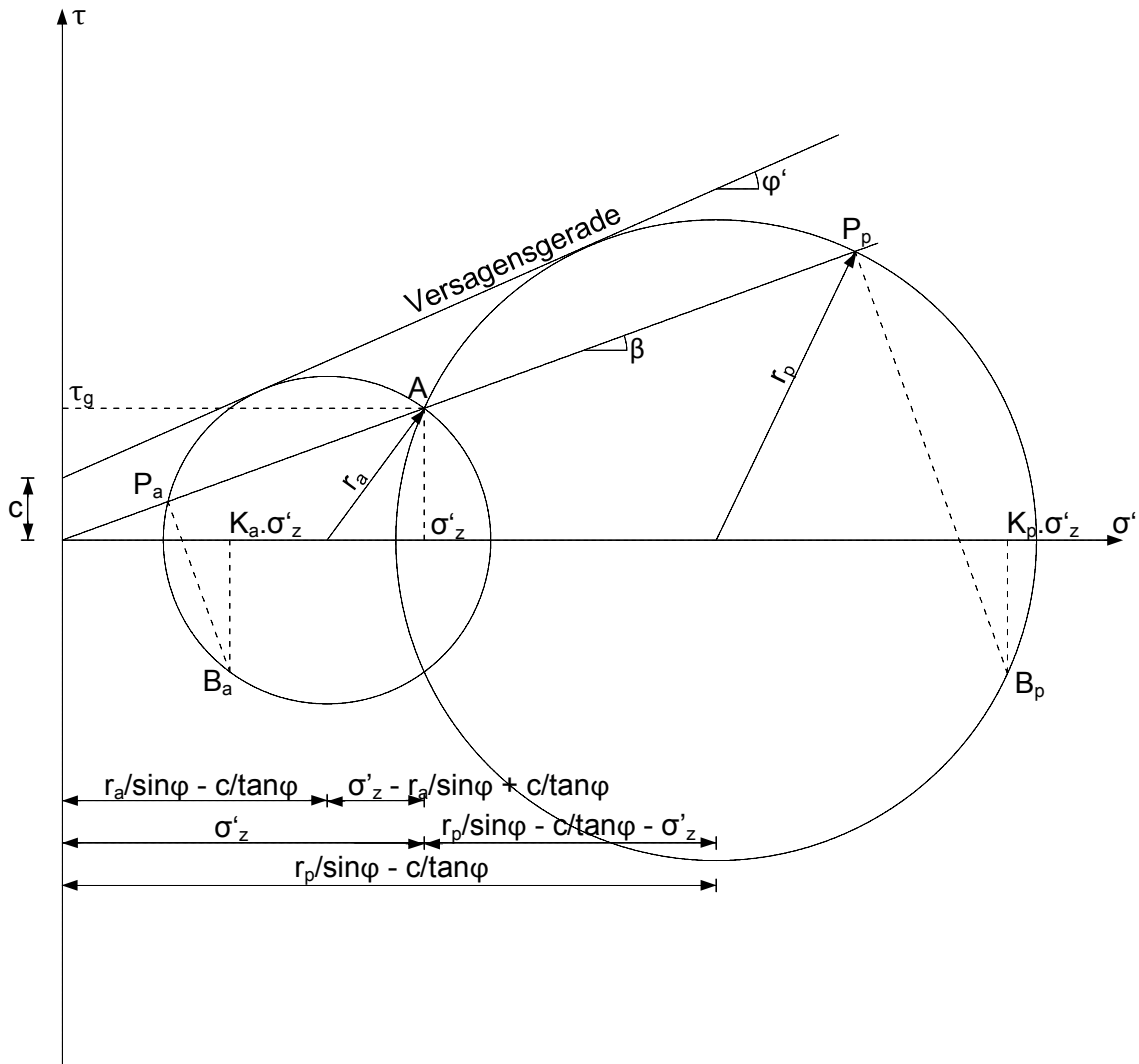


Abbildung 43: Ermittlung des aktiven und passiven Erddrucks mit Kohäsion

Bezugnehmend auf Kap. 2.3.4 wird im Folgenden die Erddruckermittlung für kohäsive Böden erläutert.

Wie bei den kohäsionslosen Böden wird die Ermittlung des Erddrucks im σ' - τ -Diagramm durchgeführt. Punkt A stellt dabei wieder den Spannungszustand auf der Gleitfläche mit σ'_z und τ_g dar. Im Fall der kohäsiven Böden wird das Versagenskriterium jedoch unter Berücksichtigung der Kohäsion definiert.

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

Equ. 104

Aus Abbildung 43 ist ersichtlich, dass sich die Kreisradien für die beiden Mohr'schen Spannungskreise mit der folgenden Formel berechnen lassen.

$$r_{a,p}^2 = \tau_g^2 + \left(\pm \sigma'_z \mp \frac{r_{a,p}}{\sin\varphi} \pm \frac{c}{\tan\varphi} \right) \quad \text{Equ. 105}$$

Mit:

$$\tau_g = \gamma \cdot h \cdot \sin\beta \quad \text{Equ. 106}$$

$$\sigma'_z = \gamma \cdot h \cdot \cos\beta \quad \text{Equ. 107}$$

Löst man Equ. 105 nach $r_{a,p}$ auf so erhält man folgende Formel für die Kreisradien

$$\begin{aligned} r_{a,p} &= \mp \frac{1}{\cos^2\varphi} \\ &\cdot \left(\sqrt{(\gamma \cdot h)^2 \cdot (\cos^2\beta - \cos^2\varphi) + 2 \cdot c \cdot \gamma \cdot h \cdot \cos\beta \cdot \sin\varphi \cdot \cos\varphi + c^2 \cdot \cos^2\varphi} \right. \\ &\left. \cdot \sin\varphi \mp \gamma \cdot h \cdot \cos\beta \cdot \sin\varphi \mp c \cdot \cos\varphi \right) \end{aligned} \quad \text{Equ. 108}$$

Mit Hilfe der Kreisradien ist es nun möglich die Erddruckbeiwerte für kohäsive Böden zu ermitteln. Dies erfolgt wie bei kohäsionslosen Böden mit einer Polpunkt konstruktion. Um den Erddruckbeiwert zu ermitteln wird das Verhältnis aus den Punkten $K_{a,p} \cdot \sigma'_z$ und σ'_z im Mohr'schen Spannungskreis gebildet.

$$K_{a,p} = \frac{\sigma'_z \mp 2 \cdot \left(\pm \sigma'_z \mp \frac{r_{a,p}}{\sin\varphi} \pm \frac{c}{\tan\varphi} \right)}{\sigma'_z} \quad \text{Equ. 109}$$

$$\begin{aligned} K_{a,p} &= \mp \frac{1}{\gamma \cdot h \cdot \cos\beta \cdot \cos^2\varphi} \\ &\cdot \left(2 \cdot \sqrt{(\gamma \cdot h)^2 \cdot (\cos^2\beta - \cos^2\varphi) + 2 \cdot c \cdot \gamma \cdot h \cdot \cos\beta \cdot \sin\varphi \cdot \cos\varphi + c^2 \cdot \cos^2\varphi} \right. \\ &\left. \cdot \sin\varphi \mp \gamma \cdot h \cdot \cos\beta \cdot (1 + \sin^2\varphi) \mp 2 \cdot c \cdot \cos\varphi \cdot \sin\varphi \right) \end{aligned}$$

Die über die Gleitkörperhöhe gemittelten Erddrücke berechnen sich mit folgender Formel

$$p_{a,p} = \frac{1}{2} \cdot \gamma \cdot h \cdot K_{a,p} \quad \text{Equ. 110}$$

A.2 Eigengewichtsspannungen der geneigten Schneedecke nach Haefeli [5]

A.2.1 Einleitung

In diesem Kapitel wird die Bestimmung des Spannungszustands einer geneigten Schneedecke entsprechend den Forschungsergebnissen nach Haefeli [5] präsentiert. Diese Ergebnisse werden im Zuge der vorliegenden Arbeit vorgestellt, da sie für zukünftige Forschungsarbeiten an Kriechhängen unter Umständen eine wichtige Grundlage darstellen können.

Haefeli [5] unterscheidet zwei Fälle für die Bestimmung des Spannungszustands in der Schneedecke

- Spezieller Spannungszustand bei kohäsionsarmen Schnee

Es wird davon ausgegangen, dass das Gewicht eines prismatischen Schneeelements direkt in den Untergrund übertragen wird. Das bedeutet, dass die Reaktionskraft im Untergrund vertikal gerichtet ist und in ihrer Größe dem Eigengewicht des Schneeprismas entspricht.

- Allgemeiner Spannungszustand bei kohärentem Schnee

In diesem Fall wird angenommen, dass die kohärente Schneesicht aufgrund ihrer guten Festigkeitseigenschaften fähig ist, einen großen Anteil der Kräfte parallel zur Gleitfläche abzutragen (Zug- und Druckkräfte).

Der Fall des kohäsionsarmen Schnees entspricht den Spannungszuständen in der böschungparallelen Gleitfläche einer unendlich langen Böschung. Aus diesem Grund wird im Zuge dieser Arbeit der spezielle Spannungszustand beim kohäsionsarmen Schnee präsentiert.

A.2.2 Berechnung der Eigengewichtsspannungen in der geneigten, kohäsionsarmen Schneedecke [5]

Die Reaktionskraft in der Gleitfläche p_1 entspricht aufgrund der vorher genannten Einschränkungen der Gewichtskraft des Schneeprismas. Die Spannungen im Punkt P berechnen sich folgendermaßen

$$\sigma_1 = z_0 \cdot \gamma \cdot \cos^2 \psi \quad \text{Equ. 111}$$

$$\tau_1 = z_0 \cdot \gamma \cdot \cos \psi \cdot \sin \psi \quad \text{Equ. 112}$$

Mit den Spannungen σ_1 und τ_1 ist der Punkt P' definiert. P' stellt einen Punkt des Mohr'schen Spannungskreises zur Beschreibung des vorherrschenden Spannungszustands am Schneeprisma dar.

Zur Beschreibung der wirkenden Spannungen auf die Seitenflächen des Schneeprismas ist nur die Richtung, jedoch nicht die Größe des Drucks p_2 bekannt. Um den Spannungskreis konstruieren zu können ist ein weiteres Element notwendig. Dieses weitere Element stellt ein bekanntes Kriechprofil dar. Für die weiteren Ausführungen wurde das in Abbildung 44 dargestellte Kriechprofil A-C-B verwendet. Weiters wird angenommen, dass die Kriechprofile unabhängig von der Lage des Vertikalschnitts ident sind und die Richtung der Kriechgeschwindigkeit v über die gesamte Höhe gleich ist.

Mit dem angenommenen Kriechprofil ist bekannt, dass sich der Punkt P in Richtung des Vektors v bewegt. Senkrecht zum Kriechvektor v wird eine Gerade konstruiert, deren Schnittpunkt mit der Gleitfläche den Mittelpunkt M eines Kreises D-E-P darstellt. Für diesen Kreis D-E-P stellt der Kriechvektor v eine Tangente dar. Anschließend werden die Geraden P-D und P-E gebildet. Wird der Punkt P nun um einen differentiell kleinen Betrag in Richtung des Kriechvektors verschoben, so bleibt der rechte Winkel des Dreiecks D-E-P erhalten. Da es in diesem Fall zu keinen Verzerrungen kommt, kann davon ausgegangen werden, dass in den Flächen parallel zu den Geraden P-D und P-E keine Schubspannungen auftreten. Die Geraden P-D und P-E stellen daher die Richtungen der Hauptspannungen dar. Der Winkel α (Winkel zwischen erster Hauptspannung und Gleitfläche) repräsentiert somit das fehlende Element zur Konstruktion des Mohr'schen Spannungskreises.

Im Allgemeinen ist das Kriechprofil nicht bekannt. Es ist allerdings mit den zuvor angestellten Überlegungen möglich gewisse Grenzfälle zu untersuchen. Den ersten Grenzfall repräsentiert ein, zur Gleitfläche paralleles, Kriechprofil. Dies bedeutet, dass die Schneedecke keine Setzungen aufweist. Der erste Grenzfall wird in Abbildung 44 b durch den Spannungskreis 1 dargestellt. Dem zweiten Grenzfall liegt die Annahme zugrunde, dass in der Schneedecke keine Zugspannungen auftreten können. Es ergibt sich somit der Spannungskreis 2, bei welchem die Hauptspannung $\sigma_{II} = 0$ ist.

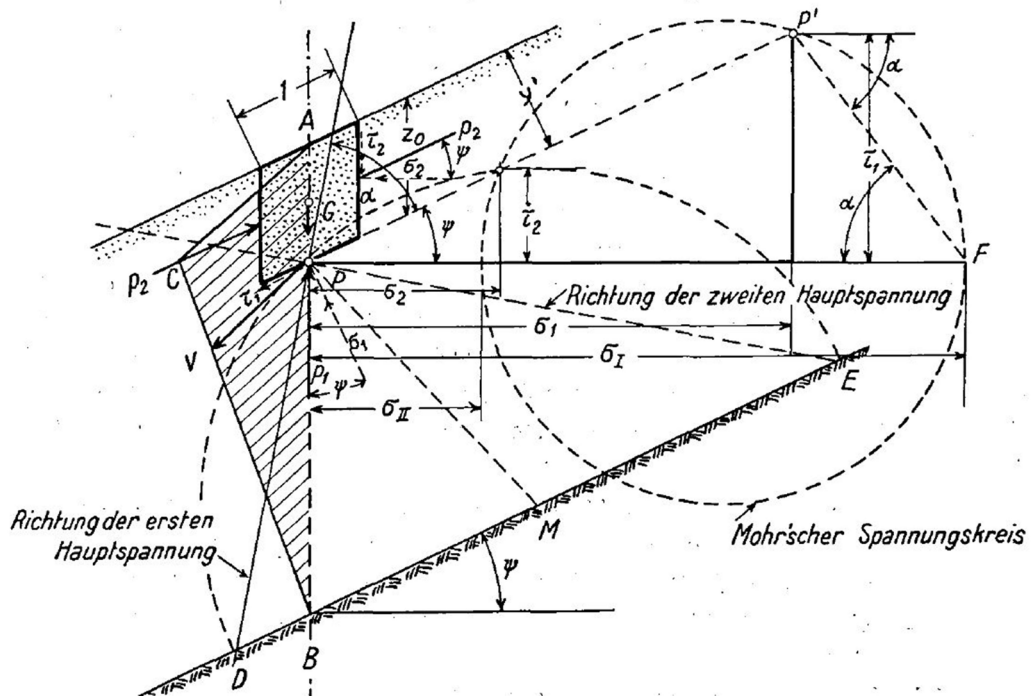
Für den Spannungskreis 1 kann der Seitendruck σ_2 wie folgt berechnet werden:

$$\sigma_2 = \sigma_1 - \tau_1 \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - 2 \cdot \psi\right) = \sigma_1 - \tau_1 \cdot \sin(2 \cdot \psi)$$

Equ. 113

$$\sigma_2 = z_0 \cdot \gamma \cdot (\cos^2\psi - \sin\psi \cdot \cos\psi \cdot \sin 2\psi)$$

a) Beziehung zwischen Spannungskreis & Kriechprofil



b) Grenzfälle des Spannungszustandes bei Ausschluss von Zugspannungen

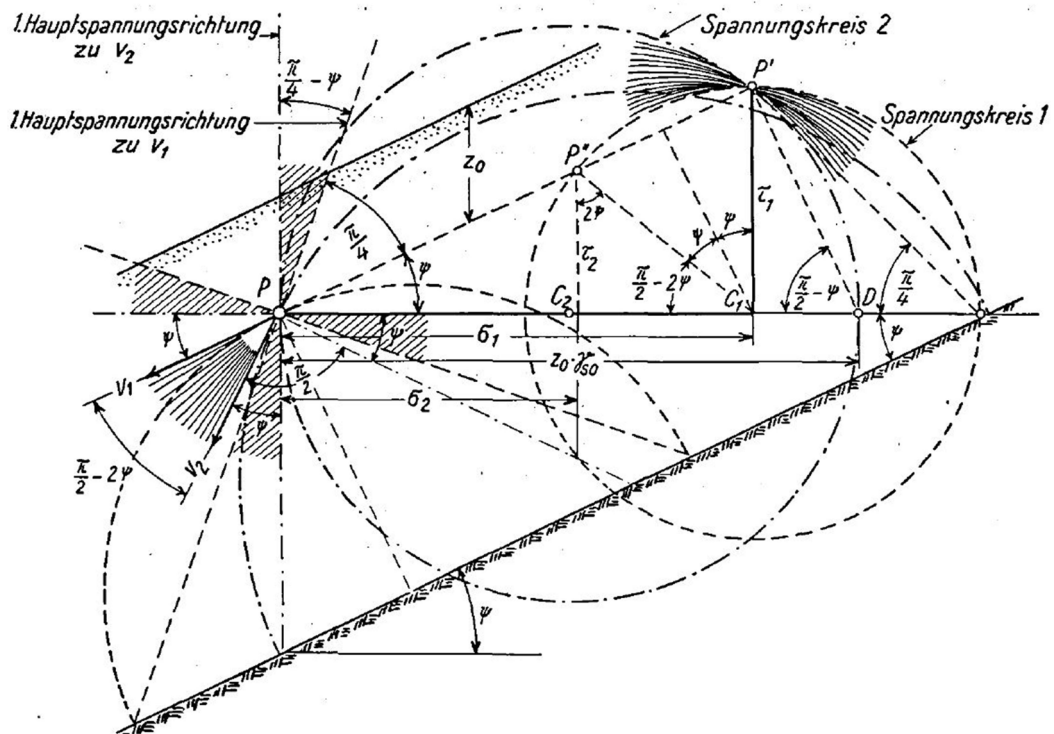


Abbildung 44: Spannungszustand für kohäsionsarmen Schnee [5]

Literaturverzeichnis

- [1] BRANDL, H.; DALMATINER, J.: Brunnenfundierungen von Bauwerken in Hängen (insbesondere Brücken). In: Straßenforschung. Heft 352. Hrsg.: Bundesministerium für wirtschaftliche Angelegenheiten: Wien. Republik Österreich, Bundesministerium für wirtschaftliche Angelegenheiten, Bundesstraßenverwaltung, 1988
- [2] CHU, S.: Rankine analysis of active and passive pressure in dry sands. In: Soils and Foundations 31 (4). Hrsg.: Japanese Geotechnical Society. Elsevier B.V., 1991
- [3] GDP ZT GmbH: A9-Phyrnautobahn, PY 65 Krenngrabentunnel, Hangsicherung. Geotechnisches Gutachten. Graz, 2002
- [4] GDP ZT GmbH: B 90 Naßfeldstraße. Rutschung Doppelkehre km 9.300. Bericht über die Berechnung und Bemessung der Stützmittel zur Hangsicherung. Graz, 2004
- [5] HAEFELI, R.: Schneemechanik. Mit Hinweis auf die Erdbaumechanik. Zürich, 1939
- [6] HAEFELI, R.: Spannungs- und Plastizitätserscheinungen der Schneedecke. Unter besonderer Berücksichtigung der Schneedruckberechnung und verwandter Probleme der Erdbauforschung. In: Mitteilungen aus der Versuchsanstalt für Wasserbau an der Eidgen. Techn. Hochschule. Hrsg.: Meyer-Peter, E.: Zürich. Verlag AG Gebr. Leemann & Co., 1942
- [7] HAEFELI, R.: Zur Erd- und Kriechdrucktheorie. Mit einer Anwendung auf den Castieler Viadukt der Linie Chur-Arosa der Rhätischen Bahn. In: Mitteilungen aus der Versuchsanstalt für Wasserbau an der Eidgen. Techn. Hochschule. Hrsg.: Meyer-Peter, E.: Zürich. Verlag AG Gebr. Leemann & Co., 1945
- [8] KREY, H.: Erddruck, Erdwiderstand und Tragfähigkeit des Baugrundes. Gesichtspunkte für die Berechnung, Praktische Beispiele und 118 Erddrucktabellen. 5. Berichtigte und ergänzte Auflage. Berlin. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, 1936
- [9] LANG, H.J.; HUDER, J.; AMANN, P.; PUZRIN, A.M.: Bodenmechanik und Grundbau. Das Verhalten von Boden und Fels und die wichtigsten grundbaulichen Konzepte. 9. Bearbeitete Auflage. Berlin Heidelberg. Springer Verlag, 2010
- [10] LEINENKUGEL, H.J.: Deformations- und Festigkeitsverhalten bindiger Erdstoffe. Experimentelle Ergebnisse und ihre physikalische Deutung. In: Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe. Heft 66. Hrsg.: BLINDE, A.; GUDEHUS, G.; NATAU, O.: Karlsruhe. 1976
- [11] LIPPOMANN, R.: Ingenieurgeologische Kriechhangsicherung durch Dübel. In: Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe. Heft 111. Hrsg.: GUDEHUS, G.; NATAU, O.: Karlsruhe. 1988
- [12] MARTE, R.; GARBER, E.; EDLMAIR, G.: Errichtung eines Autobahntunnels in offener Bauweise im Fußbereich eines instabilen Hanges. In: Beiträge zum 20. Christian Veder Kolloquium. Tunnel in offener Bauweise. Geotechnische Aspekte. Heft 26. Hrsg.: DIETZEL, M.; SCHUBERT, W.; SCHWEIGER, H.F.; SEMPRICH, S.: Graz. Technische Universität Graz, 2005

- [13] OSTROWSKI, M.W.: Ingenieurhydrologie II. Vorlesungsskript. Darmstadt. Technische Universität Darmstadt, 2011
- [14] ÖSTERREICHISCHES NORMUNGSINSTITUT: ÖNORM B 4434. Erd- und Grundbau. Erddruckberechnung. Wien. Österreichisches Normungsinstitut, Fachnormenausschuß 023. Erd- und Grundbau, 1993
- [15] ÖBA Klaus – ARGE Geoconsult / Fritsch, Chiari & Partner: A9 – Pyhrnautobahn, Abschnitt Teichlbrücke-Lainberg Nord. Salzburg, 2000
- [16] PUZRIN, A.M.; SCHMID, A.: Evolution of stabilised creeping landslides. IN: Géotechnique 62, No. 6. Hrsg.: Institution of Civil Engineers: London. Thomas Telford Publishing, 2012
- [17] SOOS,P.; ENGEL, J.:Eigenschaften von Boden und Fels – ihre Ermittlung im Labor. In: Grundbau Taschenbuch Teil 1: Geotechnische Grundlagen. 7. Auflage. Hrsg.: WITT, K.J.: Berlin. Ernst & Sohn, 2008
- [18] TERZAGHI, K.: Theoretical Soil Mechanics. New York. John Wiley & Sons, 1943