

Bestimmung der Böschungsstandsicherheit mit einem dehnungsabhängigen Ansatz

Dr.-Ing. Kornelia Nitzsche, Prof. Dr.-Ing. habil. Ivo Herle (Technische Universität Dresden)

Absatz

Der Gleichgewichtszustand einer Böschung wird in der Praxis im Allgemeinen mit Hilfe von Grenzgleichgewichtsmethoden bewertet. Verschiedene Spannungszustände, hydraulische Bedingungen und Versagensmechanismen entlang einer Scherzone beeinflussen jedoch die Entwicklung der Scherspannung während der Böschungsbewegungen. Folglich ist die Mobilisierung der Scherfestigkeit in der Gleitfläche nicht homogen und die Böschungsstandsicherheit kann unterschätzt werden. Im Aufsatz wird ein Algorithmus vorgestellt, welcher die Entwicklung der Standsicherheit mit der Verschiebung in der Gleitfläche koppelt. Zur Veranschaulichung werden zwei Rechenbeispiele für eine Böschung mit ebener Gleitfläche vorgestellt.

Einleitung

Die Bestimmung der Böschungsstandsicherheit ist eine wesentliche Aufgabe in der Geotechnik. Weit verbreitet sind die Grenzgleichgewichtsmethoden (LEM). Dazu gehört z. B. das Lamellenverfahren, bei welchem die einwirkenden und widerstehenden Kräfte infolge Bodengewicht, Auflasten, Porenwasserdrücken, Ankerkräften usw. mittels Kraft- und/oder Momentengleichgewicht berücksichtigt werden. Die Widerstände werden üblicherweise mit dem Mohr-Coulomb-Kriterium bestimmt. Zur Berechnung des Scherwiderstandes müssen Werte für den Reibungswinkel und die Kohäsion festgelegt werden. Aus dem Verhältnis von Widerständen und Einwirkungen ergibt sich ein Standsicherheitsbeiwert (FOS), welcher für die Interpretation des Böschungsgleichgewichtes hilfreich ist. Auf die normativen Regelungen, welche statt eines Standsicherheitsbeiwertes den Ausnutzungsgrad vorgeben, wird hier nicht eingegangen. Diese Unterscheidung ist für die vorgestellte Methode belanglos.

Um den Aspekt der Spannungsverteilung und Belastungshistorie im Boden in die Berechnung einfließen zu lassen, wurden Verfahren zur Kombination der Finite-Elemente-Methode (FEM) sowie der LEM entwickelt [1, 2]. Dem folgten die Methoden der φ -c-Reduktion, z. B. [3, 4, 5]. Die φ -c-Reduktion hat den Vorteil, dass die kritische Gleitfläche im betrachteten Böschungssystem automatisch entsteht, wenn mit Hilfe einer numerischen Simulation die Scherfestigkeit verringert wird. Der FOS geht ebenfalls automatisch hervor. Die LEM und φ -c-Reduktion vernachlässigen jedoch das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Bodens sowie die Verformungen, die innerhalb der Scherzone bis zur Mobilisierung der Peak- oder Restscherfestigkeit auftreten.

In Abhängigkeit vom Spannungszustand und der Bodendichte variiert das Spannungs-Dehnungs-Verhalten bei Scherbeanspruchung. Während bei der Scherung weicher/locker gelagerter Böden bis zum Erreichen des kritischen Zustands eine allmähliche Zunahme der Scherspannung zu beobachten ist, sinkt für steife/dicht gelagerte Böden die Scherspannung nach Überschreiten einer Peakscherfestigkeit auf einen Restwert ab, u. a. [6]. Zudem neigen weiche/locker gelagerte Böden beim Scheren zur

Verdichtung. Dies spiegelt sich bei undrainierten Bedingungen in der Entstehung von Porenwasserüberdrücken wider. Hingegen führt die undrainierte Scherung steifer/dicht gelagerter Böden zu Porenwasserunterdrücken, da sich der Boden bei Scherung dilatant verhält [7]. Die Entstehung von Porenwasserüber- oder unterdrücken führt wiederum zu einer Ab- bzw. Zunahme der effektiven Spannungen und beeinflusst daher auch die Stabilität von Böschungen. In der Scherzone einer Böschung kann, in Abhängigkeit von der Entstehungsgeschichte, weiches/lockeres und steifes/dichtes Bodenverhalten vorliegen. Für eine Böschung mit inhomogenem Bodenaufbau und aufgrund des vielseitigen Bodenverhaltens können Hangbewegungen zu einer unterschiedlichen Mobilisierung der Scherfestigkeit in verschiedenen Bereichen der Scherzone führen.

Der hier vorgestellte Ansatz nutzt zur Ermittlung der Böschungsstandsicherheit in Abhängigkeit der Scherdehnung in der Scherzone die FEM zur Bestimmung des Anfangsspannungszustandes sowie das realistische Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Böden bei der Scherung. Anhand von zwei Rechenbeispielen wird die Methode erläutert.

Berechnungsverfahren

Das numerische Verfahren zur Bestimmung der dehnungsabhängigen Standsicherheit untergliedert sich in 4 Schritte:

1. Festlegung einer Gleitfläche
2. Bestimmung des Spannungszustandes in ausgewählten Knoten entlang der gewählten Gleitfläche
3. Durchführung numerischer Elementtestberechnungen (Scherversuche) in den ausgewählten Knoten
4. Vergleich von Anfangsscherspannungen und mobilisierten Scherspannungen während der Elementtestberechnungen in Abhängigkeit von der Scherdehnung

Wie bei jeder numerischen Simulation muss zunächst ein Anfangsspannungszustand im numerischen Modell erzeugt werden. Anschließend wird eine Gleitfläche von beliebiger Form vorgegeben. Bei dem vorgeschlagenen Verfahren kann die Gleitfläche auch variiert werden, um die kritische zu finden. Anschließend wird die ausgewählte Gleitfläche mit mehreren Knoten diskretisiert.

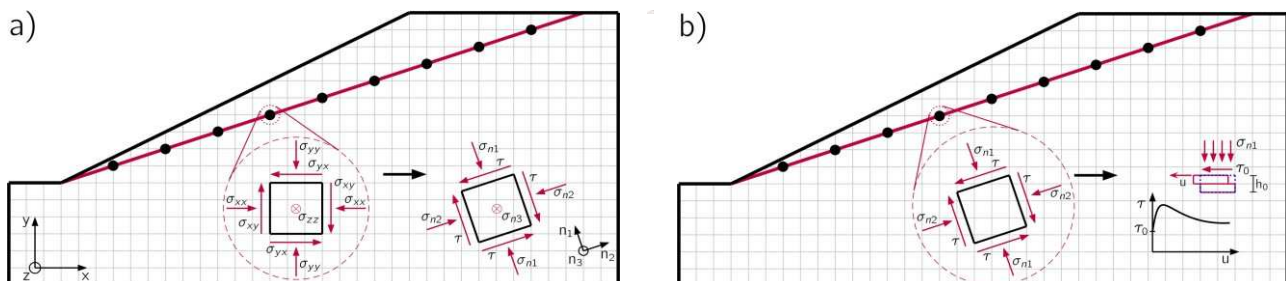


Bild 1: a) Bestimmung des Spannungszustandes in den gewählten Knoten entlang einer Gleitfläche und Drehung des Spannungszustandes in Richtung der Gleitfläche.
 b) Übergabe des gedrehten Spannungszustandes an eine Routine zur Durchführung von Elementtestberechnungen.

Für jeden Knoten sind die vertikalen und horizontalen Spannungen sowie die Scherspannungen als Anfangsspannungszustand bekannt. Diese Spannungen werden entsprechend der Neigung der Gleitfläche im jeweiligen Knoten gedreht, um die Normal- und Tangentialspannungen an der Gleitfläche zu erhalten, Bild 1a). Die Gleitfläche entspricht in Wirklichkeit einer Scherzone, die einem bestimmten Schermechanismus ausgesetzt ist, Bild 2a). Für die Darstellung des Verfahrens wird von einem Blockgleitmechanismus ausgegangen. Somit wird während der Böschungsbewegung jeder Knoten in der Gleitfläche der gleichen Scherverformung ausgesetzt.

Im dritten Schritt werden die gedrehten Spannungszustände aller Knoten einer Routine für numerische Elementtestberechnungen übergeben, Bild 1b). Jeder Knoten repräsentiert einen numerischen Elementtest, der die Scherung in der Gleitfläche reproduziert. Für die numerischen Elementtests können triaxiale Druck- oder Extensionsversuche oder auch Einzelscherversuche entlang der ausgewählten Gleitfläche berücksichtigt werden [8]. Bei dem betrachteten Beispiel des Blockgleitmechanismus wird ein Rahmenscher-Modus angenommen. Rahmenscherversuche gehören nicht zur Kategorie der Elementversuche, da mit Beginn der Scherung keine homogene Spannungs- und Dehnungsverteilung im Element mehr vorliegt. Für die Demonstration des Berechnungsansatzes wird daher lediglich eine multi-lineare Abhängigkeit zwischen der Scherspannung τ und dem Scherweg u angenommen, Bild 2b).

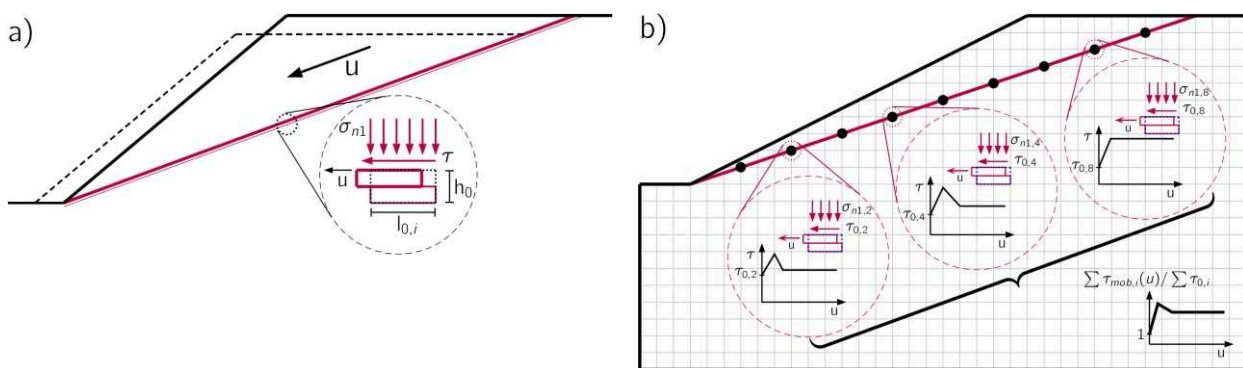


Bild 2: a) Angenommener Schermechanismus in der Gleitfläche als Grundlage für die Elementtestberechnungen. b) Durchführung der numerischen Elementtestberechnungen und Ermittlung des global mobilisierten Scherwiderstandes $\tau(u) = \sum \tau_{mob,i} / \sum \tau_{0,i}$.

In Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit, der Bodenart und der Grundwassersituation lassen sich die numerischen Scherversuche sowohl unter drainierten als auch unter undrainierten Bedingungen durchführen. Weiterhin gibt es keine Einschränkungen bezüglich des angewandten Stoffmodells.

Im vierten und letzten Schritt werden die mobilisierten Scherspannungen τ als Funktion der Verformungen bzw. Scherdehnungen ausgewertet, Bild 2b). Ausgehend von der Annahme des starren Blockmechanismus ist die Entwicklung der Scherbeanspruchung in allen Knoten gleich. Für die Auswertung gilt folgender Ausdruck: $\tau(u) = \sum \tau_{mob,i} / \sum \tau_{0,i}$. $\sum \tau_{mob,i}$ ist die Summe der mobilisierten Scherspannungen in allen Knoten i bei einer bestimmten Verformung/Verzerrung. $\sum \tau_{0,i}$ entspricht der Summe der Anfangsscherspannungen in allen Knoten, welche sich mittels einer FE-Berechnung bestimmen lassen. Wie bereits erwähnt, entspricht die Ausrichtung der Scherspannungen der Gleitflächenneigung im jeweiligen Knoten. $\sum \tau_{mob,i} / \sum \tau_{0,i}$ beschreibt einen global mobilisierten Scherwiderstand $\tau(u)$ in Abhängigkeit vom Scherweg u . Vor der Scherung ist $\tau(u) = 1$, da $\sum \tau_{mob,i}$ und $\sum \tau_{0,i}$ gleich sind. Mit zunehmender Scherung vergrößert sich $\tau(u)$, Bild 3.

Für einen weichen/locker gelagerten Boden nähert sich $\tau(u)$ einem stationären Zustand, wenn die maximale Scherfestigkeit in allen betrachteten Knotenpunkten erreicht wird, Bild 3a). Dieser Zustand wird durch $\sum \tau_{max,i} / \sum \tau_{0,i}$ beschrieben. Für steife/dicht gelagerte Böden nimmt $\tau(u)$ zunächst bis zu einem Maximum zu und verringert sich anschließend wieder mit fortschreitender Scherung, Bild 3b). Im Endzustand entspricht die Scherspannung in allen Knoten der Rest- bzw. kritischen Scherfestigkeit. Während der Scherung wird die maximale Scherspannungen $\tau_{max,i}$ nicht in allen Knoten gleichzeitig erreicht. Somit ist das Maximum $\tau_{max}(u)$ niedriger als der Wert von $\sum \tau_{max,i} / \sum \tau_{0,i}$, Bild 3b)

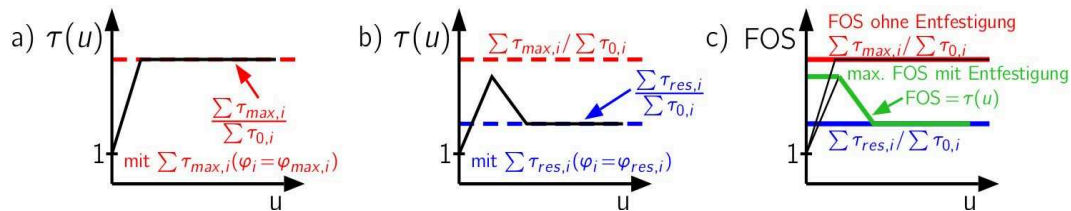


Bild 3: Entwicklung des global mobilisierten Scherwiderstandes $\sum \tau_{mob,i} / \sum \tau_{0,i}$ während einer Rutschung für Böden a) ohne und b) mit Entfestigung. c) Entwicklung der Böschungsstandsicherheit für eine Böschung mit und ohne Entfestigung während einer Rutschung.

In Bild 3b) repräsentiert der Peak von $\tau(u)$ den maximalen Widerstand, welcher während einer Rutschung mobilisiert werden kann und damit dem Standsicherheitsbeiwert einer Böschung, Bild 3c). Werte für $\tau(u) < \tau_{max}(u)$ vor Erreichen des Maximums sind für die Standsicherheitsbetrachtung nicht interessant. Für eine Böschung, bei welcher während einer Rutschung eine Entfestigung in Erscheinung tritt, lässt sich für die Werte $\tau(u) < \tau_{max}(u)$ nach Erreichen des Maximums der FOS direkt ablesen, Bild 3c) grüner Kurvenverlauf.

Berechnungsbeispiele der Böschungsstandsicherheit

Der vorgestellte Berechnungsansatz wird mit Hilfe von zwei Rechenbeispielen veranschaulicht. In beiden Fällen wird von einem Blockgleitmechanismus ausgegangen, bei welchem ein einzelner Gleitkeil auf einer ebenen Oberfläche abrutscht, z. B. entlang einer bestehenden Scherfläche, Bild 4.

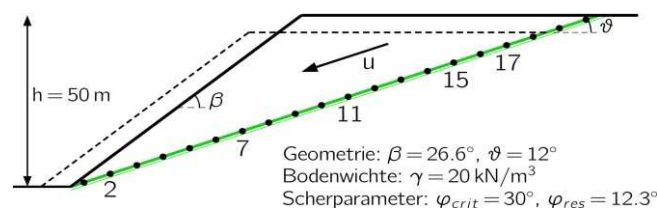


Bild 4: Böschungsgeometrie und Verschiebungsmechanismus des Gleitkeils mit gekennzeichneten Knoten für die Elementtestberechnungen.

Der Bodenkeil gleitet als starrer Körper entlang der Gleitfläche und somit erfahren alle Knoten die gleiche Scherbeanspruchung sowie den gleichen Scherweg. Im ersten Berechnungsbeispiel findet keine Bodenentfestigung statt, im zweiten Beispiel wird eine Bodenentfestigung angenommen. Entlang der Gleitfläche werden 20 Knoten definiert, Bild 4. Für diese Knoten werden die numerischen Elementtestberechnungen durchgeführt und die Entwicklung des global mobilisierten Scherwiderstandes $\tau(u)$ ausgewertet, vgl. Schritt 4 des Berechnungsverfahrens. Die Anzahl der Knoten entspricht der Anzahl der durchgeführten numerischen Elementtestberechnungen. Da eine ebene Gleitfläche an-

genommen wird und das Augenmerk dieses Aufsatzes auf der Vorstellung des Berechnungsverfahrens liegt, werden für die Elementtestberechnungen numerische Rahmenscherversuche durchgeführt. Rahmenscherversuche gehören, wie oben bereits erwähnt, nicht zur Kategorie der Elementversuche. Für die Berechnung von $\sum \tau_{\text{mob},i}$ wird deshalb eine multi-lineare Beziehung zwischen τ und der Verschiebung u angenommen. Im Beispiel ohne Bodenentfestigung bleibt nach Erreichen der maximalen Scherspannung $\tau_{\text{max},i}$ diese bei weiterer Scherung konstant. Für den Fall der Bodenentfestigung nimmt die Scherspannung $\tau_{\text{mob},i}$ nach Erreichen der maximalen Scherspannung bis auf die Restscherspannung $\tau_{\text{min},i}$ ab. Die Bodensteifigkeit im Bereich der Ver- und Entfestigung ist für diese vereinfachte Darstellungsweise gleich. Die Peak- bzw. Restscherspannung ($\tau_{\text{max},i}, \tau_{\text{min},i}$) werden mit Hilfe des Mohr-Coulomb'schen Bruchkriteriums $\tau_{\text{max},i} = \sigma_i \cdot \phi_{\text{max}}$ bzw. $\tau_{\text{min},i} = \sigma_i \cdot \phi_{\text{res}}$ berechnet. Die Normalspannungen σ_i bzw. auch die Anfangsscherspannungen $\tau_{0,i}$ sind die gedrehten Spannungszustände in den ausgewählten Knoten. Diese stammen aus FE-Berechnungen, welche a priori zu den Elementtestberechnungen mit der Software Tochnog durchgeführt wurden. Für die Erzeugung des Anfangsspannungszustandes wurde eine Bodenwichte $\gamma = 20 \text{ kN/m}^3$ angenommen.

Die erste Beispielberechnung erfolgt ohne Entfestigung. Mit zunehmender Scherung wird in allen Knoten die maximale Scherspannung $\tau_{\text{max},i}$ erreicht, wobei in den Randbereichen (z.B. Knoten 02 und 17, vgl. Bild 4) diese bereits für einen geringen Scherweg mobilisiert wird, Bild 5a). Bild 5b) zeigt die Entwicklung des global mobilisierten Scherwiderstandes $\tau(u) = \sum \tau_{\text{mob},i} / \sum \tau_{0,i}$. Diese nimmt bis zum Erreichen

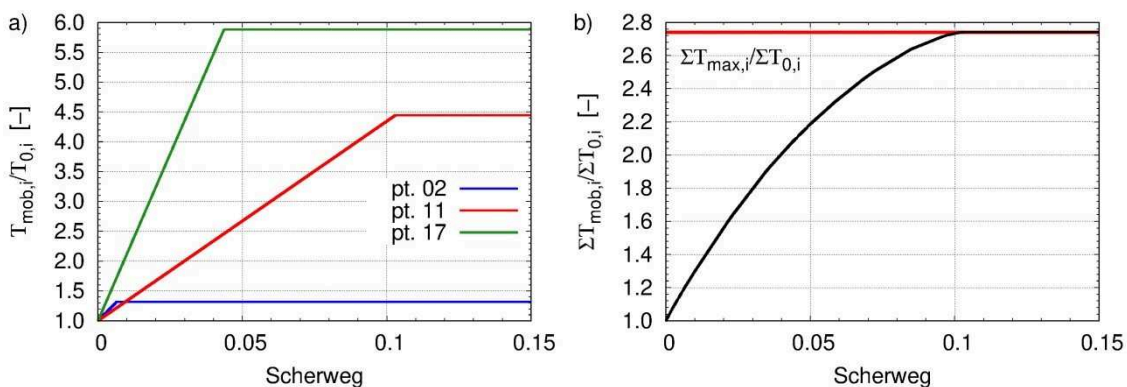


Bild 5: Entwicklung des a) normierten Scherwiderstandes in einzelnen Knoten sowie b) des global mobilisierten Scherwiderstandes.

des Maximums $\sum \tau_{\text{max},i} / \sum \tau_{0,i}$ zu und bleibt bei weiterer Scherung konstant. Das Maximum entspricht dem FOS bzw. dem maximal mobilisierbaren Scherwiderstand, ermittelt auch mit Hilfe der Grenzgleichgewichtsmethode für einen starren Bruchkörper, und beträgt $\text{FOS} = \tan \phi_{\text{max}} / \tan \vartheta = \tan 30^\circ / \tan 12^\circ = 2,72$. Der Verlauf von $\tau(u)$ bis zum Erreichen des Maximums ist für die Standsicherheitsbetrachtung nicht relevant, da dieser der Scherfestigkeitsmobilisierung entspricht.

In Bild 6a) ist für das Rechenbeispiel mit Bodenentfestigung die Entwicklung der normierten mobilisierten Scherspannung für drei Knoten abgebildet. Wie in Bild 5a) wird in den Knoten der Randbereiche die maximale Scherspannung aber auch die Restscherspannung früher mobilisiert. Es zeigt sich zu-

dem, dass für die angesetzte Bodensteifigkeit im Rechenbeispiel, in den Knoten 02 und 17 die Restscherfestigkeit noch vor der Mobilisierung der Peakscherfestigkeit im Knoten 11 erreicht wird. In der Entwicklung von $\sum \tau_{\text{mob},i} / \sum \tau_{0,i}$ ist sichtbar, dass $\sum \tau_{\text{max},i} / \sum \tau_{0,i}$ nicht mobilisiert wird und der Peak bei ca. $\tau(u) = \sum \tau_{\text{mob},i} / \sum \tau_{0,i} = 2,0$ liegt, Bild 6b). Dies entspricht dem Standsicherheitsbeiwert der Böschung aus Bild 4, wenn während der Scherung eine Entfestigung stattfindet. Bei einem Scherweg von ca. 0,2 ist der FOS=1,0. Zum Vergleich sind in Bild 6b) die Entwicklung der Gesamtstandfestigkeit für einen weichen und steiferen Boden gegenübergestellt. Für die Beurteilung der Standsicherheitsentwicklung

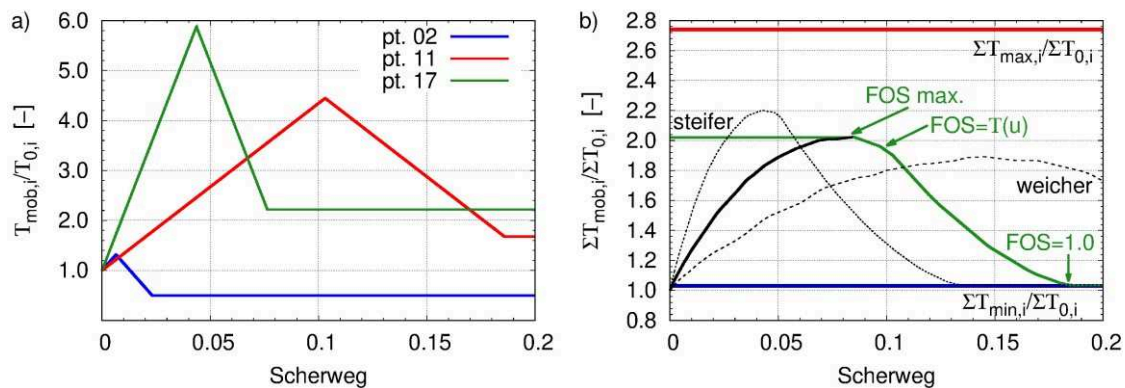


Bild 6: Entwicklung des a) normierten Scherwiderstandes in einzelnen Knoten sowie des b) global mobilisierten Scherwiderstandes unter Berücksichtigung der Bodenentfestigung. Gegenübergestellt in b) ist die Entwicklung der Standsicherheit für Böden mit unterschiedlichen Steifigkeiten.

ist wieder der Bereich vor Erreichen des Peaks nicht von Bedeutung. Nach dem Peak lässt sich jedoch der FOS direkt mit $\tau(u)$ und dem Scherweg korrelieren. Dies kann bei einer Hangüberwachung einbezogen werden, wenn ein bestimmter Wert für den FOS nicht unterschritten werden soll.

Zusammenfassung

Der vorgestellte Ansatz zur Berechnung der Böschungsstandsicherheit verknüpft die FEM zur Bestimmung des Spannungszustandes im Boden sowie Elementtestberechnungen zur Ermittlung des Spannungs-Dehnungs-Verhalten während einer Scherung. Die numerischen Elementtests werden für verschiedene Knoten entlang einer Gleitfläche durchgeführt und deren Scherspannungsentwicklung integriert. Die globale Scherspannungsentwicklung in Abhängigkeit von der Scherverformung gibt Auskunft über die Entwicklung der Standsicherheit. Vor allem bei Böden, die zur Entfestigung neigen, kann die Berechnung des FOS mit Hilfe der LEM zu einer Überschätzung der Böschungsstandsicherheit führen.

Literatur

- [1] Fredlund D., Scoular R. (1999): Using limit equilibrium concepts in finite element slope stability analysis. In: Proc. Int. Symp. on Slope Stability Engineering, pp 31–47.
- [2] Krahn J. (2003): The 2001 R.M. Hardy Lecture: The limits of limit equilibrium analyses. Canadian Geotechnical Journal. 40(3):643–660.

- [3] Farias M., Naylor D. (1998): Safety analysis using finite elements. *Computers and Geotechnics* 22(2):165–181.
- [4] Dawson E., Roth W., Drescher A. (1999): Slope stability analysis by strength reduction method. *Géotechnique* 49(6):835–840.
- [5] Griffiths D., Lane P. (1999): Slope stability analysis by finite elements. *Géotechnique* 49(3):387–403.
- [6] Schofield A., Wroth P. (1968): *Critical State Soil Mechanics*. McGraw-Hill Book Company.
- [7] Wood D.M. (2007): *Soil Behaviour and Critical State Soil Mechanics*. Cambridge University Press.
- [8] Zhu H.H., Wang Z.Y., Shi B., Wong J.W. (2016): Feasibility study of strain based stability evaluation of local load slopes: Insight from physical and numerical modelling. *Engineering Geology* 208: 39-50.