Erweiterte Anwendung der Barodesie für Finite Elemente Berechnungen

Manuel Bode, Gertraud Medicus, Wolfgang Fellin

This is the accepted version of the following article:

Bode, M., Medicus, G. and Fellin, W. (2020), *Erweiterte Anwendung der Barodesie für Finite Elemente Berechnungen*. *geotechnik* 43, H. 4, S262–274. , which has been published in final form at <https://doi.org/10.1002/gete.202000014>. This article may be used for non-commercial purposes in accordance with Wiley Terms and Conditions for Use of Self-Archived Versions.

Abstract In diesem Beitrag werden erweiterte Anwendungsmöglichkeiten der Barodesie bei FE-Berechnungen aufgezeigt. Dabei wird zum einen die Anwendung des Konzepts der intergranularen Dehnung zur Berücksichtigung der Steifigkeitserhöhung im Bereich kleiner Verzerrungen mit der dazugehörigen FE-Implementierung vorgestellt. Durch die Verwendung der sog. asymptotischen State Boundary Surface der Barodesie können die Effekte des Überschreitens zulässiger Zustände mit der intergranularen Dehnung reduziert werden, womit eine realistischere Verformungsprognose möglich ist. Zum anderen wird ein verbesserter Ansatz zur Standsicherheitsberechnung mittels Parameterreduktion für die Barodesie präsentiert. Anhand einfacher FE-Anwendungen werden die vorgestellten Erweiterungen verifiziert und deren Einfluss auf das Berechnungsergebnis untersucht.

1 Einleitung

Numerische Simulationen geotechnischer Probleme erfordern neben einer passenden Softwarelösung auch Materialmodelle, welche in der Lage sind das Verhalten des Bodens möglichst realitätsnah abzubilden [1]. Das mechanische Verhalten des Bodens ist stark nichtlinear und dabei abhängig vom Spannungsniveau und der Dichte. Beides kann innerhalb des Berechnungsgebietes stark variieren und zudem während der Belastungsgeschichte Änderungen erfahren. Somit muss auch ein Materialmodell, welches für die Berechnung verwendet werden soll, in der Lage sein, unterschiedliche Spannungs- und Dichtezustände mit möglichst einem Parametersatz abzubilden.

Es gibt einige Untersuchungen zum Verhalten unterschiedlicher, höherwertiger Materialmodelle (z.B. [2, 3, 4]). Beispielsweise werden von Bode et al. [4] drei unterschiedliche Materialmodelle, das Hardening Soil Modell [5], die Hypoplastizität von Mašín [6] und die Barodesie für Ton [7], für die gleiche Problemstellung verwendet. Es wird gezeigt, dass hier bei einer vergleichbaren Kalibrierung der Modelle vergleichbare Verformungen auftreten. Deutliche Unterschiede zeigen sich jedoch in den auftretenden Spannungszuständen und den mittels Barodesie und Hardening Soil ermittelten Standsicherheiten.

In diesem Beitrag werden Ansätze zur verbesserten Anwendung der Barodesie für Finite Elemente (FE) Berechnungen vorgestellt. Bei der Barodesie [7, 8] handelt es sich um ein nichtlineares Materialmodell, welches auf dem asymptotischen Verhalten des Bodens beruht.

Ein Fokus in dieser Arbeit liegt auf der FE-Implementierung und der Anwendung des Konzepts der intergranularen Dehnung [9] zur Berücksichtigung der Steifigkeitserhöhung bei kleinen Verzerrungen mit der Barodesie. Das Materialverhalten des Bodens beim Aufbringen kleiner Verformungszyklen unterscheidet sich deutlich vom Verhalten bei monotonen Verformungen. Eine Änderung der Verformungsrichtung führt zu einer deutlichen Erhöhung der Steifigkeit im Boden und in weiterer Folge zu Hysterese in der Spannungs-Verzerrungs Beziehung.

Es gibt bereits eine Vielzahl an Modellen und Ansätzen, welche in der Lage sind diese Prozesse zu berücksichtigen, jedoch wird dies in der praktischen Anwendungen nur selten berücksichtigt [10]. In einigen höherwertigen Materialmodellen wird die Steifigkeit bei kleinen Dehnungen direkt berücksichtigt (z.B. [11, 12]). Es gibt auch Erweiterungen um diese Effekte in vorhandenen Modelle, welche für das Verhalten bei großen Verzerrungen konzipiert sind, zu berücksichtigen. Dies sind u.A. das *Small-strain Overlay*-Modell [13] für elastoplastische Modelle, das ISA-Modell [14] oder das Konzept der intergranularen Dehnung [9], welches ursprünglich für hypoplastische Materialmodelle (z.B. [15, 16]) entwickelt wurde. Das Konzept der intergranularen Dehnung hat sich für die Anwendung verschiedener Problemstellungen (z.B. [2, 17, 18]) bewährt und wurde von mehreren Autoren erweitert, um spezielle Fragestellungen und Bodeneigenschaften zu erfassen [19, 20].

Auf Grund der mathematischen Struktur des Konzepts der intergranularen Dehnung nach Niemunis und Herle [9], welche für eine Anwendung für hypoplastische Materialmodelle konzipiert war, ist dieses nicht direkt auf andere Modelle anwendbar. Ein möglicher Einsatz dieses Konzeptes für elastoplastische Materialmodelle wird von Tsegaye et al. [21] sowie von Shi und Huang

Abbildung 1: Materialparameter der Barodesie für Ton nach [7]. Für axialsymmetrische Zustände gilt $p = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_2)$ und $q = \sigma_1 - \sigma_2$.

[22] vorgestellt. Ein Ansatz zur allgemeineren Anwendbarkeit auf Ratengesetze wird von Bode et al. [23, 24] vorgeschlagen. Dieser Ansatz wird nachfolgend kurz erläutert.

In diesem Artikel wird zusätzlich eine einfache Methode zur Vermeidung des Überschreitens zulässiger Zustände bei sehr kleinen Verformungszyklen vorgestellt. Dies wird durch die Kombination des Konzepts der intergranularen Dehnung mit der sog. asymptotischen State Boundary Surface (ASBS) der Barodesie [25] erreicht.

Ein weiterer Fokus in diesem Artikel liegt auf der Ermittlung der Standsicherheit mittels Parameterreduktion mit der Barodesie in FE Berechnungen. Eine Übersicht über Verfahren zur Standsicherheitsberechnung wird von Tschuchnigg et al. [26] gegeben und Möglichkeiten zur Anwendung bei elastoplastischen Materialmodellen vom AK 1.6 "Numerik in der Geotechnik" [27] vorgestellt. Ein Verfahren zur Parameterreduktion bei der Barodesie wurde von Schneider Muntau et al. [28] eingeführt. In diesem Artikel wird ein erweiterter Ansatz vorgestellt, welcher unter Berücksichtigung der ASBS der Barodesie [25] eine robustere Berechnung und damit eine bessere Interpretation der Ergebnisse ermöglicht. Ein ähnliches Verfahren wurde zeitgleich für die Hypoplastizität von Kadlíček und Mašín [29] entwickelt.

In drei kleinen Anwendungsbeispielen werden die Einflüsse der vorgestellten Erweiterungen aufgezeigt und dabei die Anwendungsmöglichkeiten der Barodesie für FE-Berechnungen präsentiert.

1.1 Verwendete Notation

In diesem Beitrag werden Spannungen in der mechanischen Vorzeichenkonvention angegeben. Dabei wird der effektive Spannungstensor mit σ bezeichnet und der oftmals verwendete Apostroph zur Kennzeichnung effektiver Spannungen wird zur besseren Übersichtlichkeit weggelassen. Ein Tensor 2. Ordnung $\mathbf{X}$ lässt sich darstellen über seine Norm $\|\mathbf{X}\|$ und die Richtung $\mathbf{X}^0 = \frac{\mathbf{X}}{\|\mathbf{X}\|}$. Den mittleren effektiven Druck $p = -\frac{1}{3}\text{tr } \sigma$ erhält man über die Spur $\text{tr } \mathbf{X} = X_{11} + X_{22} + X_{33}$. Tensoren 4. Ordnung werden über fette kalligraphische Buchstaben (z.B. $\mathcal{M}$) dargestellt. Es werden außerdem folgende Tensoroperationen, unter Verwendung der Einstein'schen Summationskonvention benötigt, wobei die Indizes der lexikographischen Ordnung folgen: $\mathbf{X} \otimes \mathbf{Y} = X_{ij}Y_{kl}$, $\mathbf{X} : \mathbf{Y} = X_{ij}Y_{ij}$ und $\mathcal{L} : \mathbf{D} = \mathcal{L}_{ijkl}D_{kl}$. Zusätzlich werden der Einheitstensor 2. Ordnung $\mathbf{I}$ mit $I_{ij} = \delta_{ij}$ und der Tensor 4. Ordnung $\mathcal{I}$ mit $\mathcal{I}_{ijkl} = \delta_{ik}\delta_{jl}$ benötigt, wobei δ_{ij} das Kronecker-Delta (mit $\delta_{ij} = 1$ für $i = j$ und $\delta_{ij} = 0$ für $i \neq j$) bezeichnet.

2 Barodesie

2.1 Grundmodell

Die Barodesie (z.B. [7], [8]) ist ein Materialmodell, das sich von elastoplastischen Modellen dadurch unterscheidet, dass keine Unterteilung der Verzerrungen in einen elastischen und plastischen Bereich getroffen wird. Die objektive Spannungsrate $\dot{\sigma}$ ist eine tensorielle Funktion der aktuellen effektiven Spannung σ , der Deformationsrate $\mathbf{D}$ und der Porenzahl e . Die Barodesie hat damit Ähnlichkeiten zu hypoplastischen Modellen und beinhaltet gängige Konzepte der Critical State Soil Mechanics, vgl. [30]. Eine Übersicht über die Entwicklung hypoplastischer Modelle und eine Einordnung der Barodesie in diese Entwicklung wird in [31] aufgeführt. Die hier verwendete Version der Barodesie für Ton [7] beinhaltet in der Grundversion vier Materialparameter φ_c , N , λ^* und κ^* . Diese lassen sich anhand konventioneller Laborversuche bestimmen, siehe Abb. 1. Aus einer isotropen Be- und Entlastung erhält man die Größen λ^* und κ^* . Der Parameter N beschreibt den Ordinatenwert der isotropen *normal compression line* (isoNCL) bei $\sigma^* = 1$ kPa im doppellogarithmischen $\ln p - \ln(1 + e)$ Diagramm. Der kritische Reibungswinkel wird anhand der Steigung der Critical State Line im Spannungsraum ermittelt. Die FE-Implementierung des Materialmodells basiert auf Ideen von Fellin und Ostermann [32] und konnte bereits für mehrere Untersuchungen (z.B. [33], [4], [24]) erfolgreich angewandt werden.

Tabelle 1: Verwendete Materialparameter für London Ton (links) und Parameter für die Erweiterung der intergranularen Dehnung nach [23]

φ_c	N	λ^*	κ^*	m_R	m_T	R	β_r	χ
22,6°	1,375	0,11	0,016	4,5	2,25	10 ⁻⁴	0,2	6

Abbildung 2: Darstellung asymptotischer Zustände: i isotrope Kompression, o ödometrische Kompression, c undrainierte triaxiale Kompression und $-c$ Extension. (a) Proportionale Verformungspfade, (b) dazugehörige proportionale Spannungspfade und (c) dazugehörige asymptotische Zustände im $\ln p - \ln(1+e)$ Diagramm. Abbildung abgeändert aus [34].

2.2 Zustandsgrenzen

Ein Grundprinzip der Barodesie ist die Berücksichtigung asymptotischer Zustände des Bodens. Wird Boden mit einem sogenannten proportionalen Verzerrungspfad verformt, nähert sich der resultierende Spannungspfad asymptotisch an einen sogenannten proportionalen Spannungspfad an. Die Grundkonzepte der Barodesie werden anschaulich von Medicus et al. [30] erläutert und die notwendigen Gleichungen zur Ermittlung der Spannungsrate im Anhang A aufgeführt. Die möglichen Zustände des Bodens sind in Bezug auf die Spannungen σ und die Porenzahl e begrenzt. So ist z.B. die isoNCL eine druckabhängige Begrenzung für die Porenzahl. Abb. 2(a) zeigt verschiedene Richtungen proportionaler Verzerrungspfade. Jedem dieser Pfade lässt sich ein entsprechender proportionaler Spannungspfad in Abb. 2(b) sowie eine dazugehörige Kurve im $\ln p - \ln(1+e)$ Diagramm in Abb. 2(c) zuordnen. Bei einem isotropen Kompressionsversuch (Pfad i) ist das Verhältnis von Deviatorspannung zu mittlerem Druck $q/p = 0$ und die Porenzahl folgt der isoNCL. Im kritischen Zustand ist das Spannungsverhältnis $\frac{q}{p} = M_c = \frac{6 \sin \varphi_c}{3 - \sin \varphi_c}$ und die Porenzahl liegt auf der sogenannten critical state line (CSL), siehe Pfad c in Abb. 2(c). Unter ödometrischer Kompression folgt die Barodesie im asymptotischen Zustand der Beziehung nach Jáky mit $K_0 = \sigma_2/\sigma_1 = 1 - \sin \varphi_c$. Die Kompressionskurve unter ödometrischer Kompression (oedNCL) liegt zwischen der isoNCL und der CSL. Im $\ln p - \ln(1+e)$ Diagramm folgt somit für jeden proportionalen Verzerrungspfad eine entsprechende zur isoNCL parallele Kurve. Unter der Annahme, dass der Boden nur Druckspannungen aufnehmen kann, sind die zulässigen Spannungszustände durch die beiden Linien $\sigma_1 = 0$ und $\sigma_2 = 0$ begrenzt, vgl. Abb. 2(b).

Anhand der parallelen Kurven im $\ln p - \ln(1+e)$ Diagramm in Abb. 2(c) lässt sich auch die Definition der Überkonsolidierung in der Barodesie zeigen. Hierfür wird der äquivalente Druck nach Hvorslev $p_e = \exp\left(\frac{N - \ln(1+e)}{\lambda^*}\right)$ verwendet, welcher dem Druck auf der isoNCL bei der aktuellen Porenzahl entspricht. Die Überkonsolidierungsrate wird über $OCR = \frac{p_e}{p}$ definiert. Damit sind die parallelen Kurven in Abb. 2(c) Linien mit konstanter Überkonsolidierung. Ein Zustand, welcher im Druck-Porenzahl-Raum auf der CSL liegt, hat damit $OCR = 2$. Diese dient auch als Grenze zwischen leicht überkonsolidiertem (lockerem) und stark überkonsolidiertem (dichtem) Bodenverhalten. Aus dem Abstand der oedNCL zur isoNCL ist nach dieser Definition die OCR im ödometrisch normalkonsolidierten Zustand $OCR = \frac{p_e}{p_o} > 1$.

2.3 Asymptotische State Boundary Surface

Werden die möglichen Spannungszustände im asymptotischen Zustand mit p_e normiert, folgt die Form der sog. asymptotischen State Boundary Surface (ASBS) [25, 34], welche in Abb. 3 für axialsymmetrische Zustände dargestellt ist. Die ASBS dient als graphische Darstellung für asymptotische Zustände. Die asymptotischen Pfade in Abb. 2(b) und 2(c) werden in der normierten Darstellung in Abb. 3 als Punkte auf der ASBS abgebildet.

Abbildung 3: Asymptotische State Boundary Surface (ASBS) der Barodesie für Ton für axialsymmetrische Zustände.

Abb. 4 zeigt die ASBS für London Ton als 3D Abbildung im Hauptspannungsraum für eine konstante Porenzahl. Der Schnitt der ASBS mit einer Deviatorebene mit $p = \text{const.}$ im Hauptspannungsraum entspricht den jeweiligen asymptotischen Zuständen. Beispielsweise entspricht die rote Kurve (c) möglichen kritischen Spannungszuständen für die aktuelle Porenzahl.

2.4 Betrachtung der Deviatorebene

In Abb. 4(c) wird die kritische Grenzfläche der Barodesie in der Deviatorebene dargestellt. Diese Kurve entspricht der roten Linie auf der ASBS (c) in Abb. 4(a) und 4(b). Für kritische Zustände liefert die Barodesie praktisch dieselben Spannungsverhältnisse wie Matsuoka-Nakai (MN) [35]. Dem gegenübergestellt ist in Abb. 4(c) das Versagenskriterium nach Mohr-Coulomb (MC). Zur allgemeinen Beschreibung eines Spannungszustandes in der Deviatorebene wird ein äquivalenter Matsuoka-Nakai Reibungswinkel φ_{MN} verwendet, welcher einen Kegel im Hauptspannungsraum und damit eine Kurve in der Deviatorebene beschreibt. Dieser ergibt sich für die Barodesie mit

$$K = \exp \sqrt{\frac{3}{2} \left(\left(\frac{-\sigma_1}{\sqrt[3]{-\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3}} \right)^2 + \left(\frac{-\sigma_2}{\sqrt[3]{-\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3}} \right)^2 + \left(\frac{-\sigma_3}{\sqrt[3]{-\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3}} \right)^2 \right)} \quad (1)$$

zu

$$\varphi_{MN} = \arcsin \frac{1 - K}{1 + K} \quad (2)$$

und definiert damit die Öffnung des MN Kegels unabhängig vom Lodewinkel θ . Für axialsymmetrische Zustände fallen der MC Reibungswinkel $\varphi_{MC} = \arcsin \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3}$ und der äquivalente MN Reibungswinkel zusammen. Ein Spannungszustand lässt sich damit eindeutig über den aktuellen mittleren Druck p , den Lodewinkel θ sowie einen mobilisierten MN Reibungswinkel φ_{mob} beschreiben.

3 Erweiterung des Konzepts der intergranularen Dehnung

Das Konzept der intergranularen Dehnung (ID) [9] wurde zur Berücksichtigung der Steifigkeit bei kleinen Verzerrungen bei hypoplastischen Materialmodellen ([15, 16]) entwickelt. Unmittelbar nach einer Änderung der Verformungsrichtung werden hierbei elastisches Materialverhalten und eine Erhöhung der Steifigkeit angenommen. Zur Berücksichtigung der bisherigen Belastungsgeschichte wird eine zusätzliche tensorielle Zustandsgröße, die sogenannte *intergranulare Dehnung* δ , eingeführt. Das ursprüngliche ID Konzept ist an die mathematische Formulierung hypoplastischer Materialmodelle angepasst, womit eine direkte

Abbildung 4: (a)(b) Darstellung der ASBS der Barodesie im 3D-Hauptspannungsraum, Abgeändert aus [34] (c) Deviatoriebene im kritischen Zustand.

Abbildung 5: Definition des Winkels ω zwischen der Richtung der ID δ^0 und der aktuellen Verformungsrichtung D^0 .

Anwendung auf andere Materialmodelle nicht allgemein möglich ist. Eine Erweiterung für eine größere Klasse an Materialmodellen wird von Bode et al. [23] vorgestellt. Die dort präsentierte Formulierung ist unabhängig von der mathematischen Formulierung des Materialmodells für große Verzerrungen, womit dieses direkt verwendet werden kann. Hier muss zusätzlich noch ein elastisches Materialmodell für das Verhalten im Bereich kleiner Verzerrungen definiert werden. Die objektive Spannungsrate $\dot{\sigma}$ erhält man dabei aus der Interpolation zwischen der Spannungsrate des Materialmodells für große Dehnungen $\dot{\sigma}_m$ und dem elastischen Modell mit einem basierend auf [9] adaptieren Interpolationsschema

$$\dot{\sigma} = f_A \dot{\sigma}_e + \begin{cases} f_{B1} \eta_1 \|\mathbf{D}\| \dot{\sigma}_e^\delta + \rho^\chi \eta_1 \cdot (\dot{\sigma}_m - \dot{\sigma}_e) & \text{für } \delta^0 : \mathbf{D}^0 > 0 \\ f_{B2} \eta_2 \|\mathbf{D}\| \dot{\sigma}_e^\delta & \text{für } \delta^0 : \mathbf{D}^0 \leq 0. \end{cases} \quad (3)$$

Dabei sind $\dot{\sigma}_e$ und $\dot{\sigma}_e^\delta$ die Spannungsraten des elastischen Modells für die aktuelle Deformationsrate $\mathbf{D}$ bzw. in die Richtung der intergranularen Dehnung δ^0 . Die Interpolation zwischen den Spannungsraten sowie die Anpassung der Steifigkeit erfolgt über die Größe $\rho = \frac{\|\delta\|}{R}$ sowie den Richtungsfunktionen η_1 und η_2 in Abhängigkeit des Winkels ω zwischen der aktuellen Verformungsrichtung $\mathbf{D}^0$ und der Richtung der intergranularen Dehnung δ^0 , Abb. 5. Hier sind R und χ Materialparameter. Zur Anpassung der Steifigkeit werden die skalaren Steifigkeitsfaktoren

$$\begin{aligned} f_A &= [\rho^\chi m_T + (1 - \rho^\chi) m_R], \\ f_{B1} &= \rho^\chi (1 - m_T), \\ f_{B2} &= \rho^\chi (m_R - m_T) \end{aligned} \quad (4)$$

verwendet. Die skalaren Größen m_R und m_T erhöhen die Steifigkeit bei einer 180° bzw. einer 90° Änderung der Verformungsrichtung. Im Falle einer vollständig mobilisierten intergranularen Dehnung (d.h. $\rho = 1$), in Richtung der aktuellen Verformung (d.h. $\omega = 0^\circ$ bzw. $\delta^0 : \mathbf{D}^0 = 1$), reduziert sich Gleichung (3) zu $\dot{\sigma} = \dot{\sigma}_m$. Damit wirkt nur das gegebene Materialmodell für große Verzerrungen. Bei einer vollständigen Belastungsumkehr nach einer kontinuierlichen, monotonen Verformung, ist die intergranulare Dehnung voll mobilisiert ($\rho = 1$), zeigt jedoch in die zur Verformung gegensätzliche Richtung ($\omega = 180^\circ$, bzw. $\delta^0 : \mathbf{D}^0 = -1$). Damit erhält man $\dot{\sigma} = m_R \dot{\sigma}_e$ und es wirkt nur die Steifigkeit des elastischen Modells, welche um den skalaren

Faktor m_R erhöht wird. Der Tensor der intergranularen Dehnung δ folgt einer Entwicklungsgleichung nach [9] in welche der zusätzliche Materialparameter β_r einfließt.

Für das Materialverhalten im Bereich kleiner Verzerrungen kann ein beliebiges elastisches Materialmodell gewählt werden, welches in der Lage ist, die gewünschten Effekte abzubilden. Eine vollständige Kalibrierung der fünf Materialparameter für die ID nach [9] ist recht aufwändig, weshalb hierfür häufig Standardwerte verwendet werden. Ein zentraler Wert, der Steifigkeitsfaktor m_R , lässt sich über die Anfangsschubsteifigkeit G_0 ermitteln [23], welche anhand von Laborversuchen (z.B. [36, 9]) oder empirischen Korrelationen (z.B. [37, 38]) abgeschätzt wird. Eine semi empirische Beziehung für m_R wird in [41] vorgeschlagen. Die Parameter R , β_r und χ beschreiben die Größe des Bereichs kleiner Verzerrungen sowie die Abnahme der Steifigkeit mit anhaltender Deformation [40]. Eine Diskussion über die Festlegung und den Einfluss der Parameter findet sich z.B. in [41].

Erweiterungen des Konzepts der intergranularen Dehnung, wie die Möglichkeit zur Steuerung der Verformungsakkumulation [19], eine spannungsabhängige Anfangssteifigkeit [20] sowie Anisotropieeffekte im Bereich kleiner Verzerrungen [42], können mit der hier verwendeten Methode direkt angewandt werden [23].

4 Implementierung der Barodesie

Die Barodesie lässt sich als Unterprogramm in Finite Elemente Berechnungen anwenden. Das Modell ist als FORTRAN-Routine im sog. UMAT-Format der FE-Software ABAQUS implementiert. Mittels einer Interface-Schnittstelle wird eine Anwendung dieses Programms als sog. UDSM (user defined soil material) in der FE-Software PLAXIS ermöglicht. Die hier verwendeten Subroutinen werden über die Plattform *soilmodels.com* [43] zur Verfügung gestellt. Einige Details der FE-Implementierung in Bezug auf die intergranulare Dehnung und die Standsicherheitsberechnung werden nachfolgend präsentiert.

4.1 Implementierung der intergranularen Dehnung

Die hier verwendete Formulierung der ID ermöglicht eine serielle Implementierung, indem sie direkt die Spannungsrate eines Modells, welches als Ratengleichung formuliert ist, verwenden kann. Für die Anwendung dieses Ansatzes benötigt man nur die drei Spannungsrate $\dot{\sigma}_m$, $\dot{\sigma}_e$ und $\dot{\sigma}_e^\delta$. Damit können die Modelle für große und kleine Verzerrungen unabhängig voneinander implementiert werden. Die Spannungsrate $\dot{\sigma}_m$ lässt sich für die Barodesie anhand der Gleichungen in Anhang A ermitteln.

In der hier verwendeten Subroutine wird im Bereich kleiner Verzerrungen ein hypoelastisches Materialverhalten mit der Steifigkeitsmatrix

$$\mathcal{M}_e = 2Gp \left(\mathcal{I} + \frac{\nu}{1-2\nu} \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} \right) \quad (5)$$

verwendet. Die hierfür benötigten Materialparameter G und ν lassen sich direkt aus den Materialparametern der Barodesie berechnen, womit keine zusätzlichen Materialparameter kalibriert werden müssen [23]. Für eine Anwendung der ID nach Gleichung (3) werden zum einen die Spannungsrate für die elastische Verformung $\dot{\sigma}_e = \mathcal{M}_e : \mathbf{D}$ und zum anderen die Spannungsrate in Richtung der intergranularen Dehnung $\dot{\sigma}_e^\delta = \mathcal{M}_e : \delta^0$ ermittelt. Die Spannungsrate für den aktuellen Zeitschritt erhält man aus Gleichung (3). Die Entwicklungsgleichung der ID wird zusammen mit der Spannungsrate und der Entwicklungsgleichung der Porenzahl $\dot{e} = (1 + e)\text{tr } \mathbf{D}$ integriert.

4.2 Überschreiten zulässiger Zustände mit der intergranularen Dehnung

Eine Schwäche der ID in der Version nach [9] ist das mögliche *Überschreiten* (overshooting) zulässiger Zustände für sehr kleine Verformungszyklen [44]. Dieser Effekt tritt auf, da der Bereich kleiner Verzerrungen direkt über die Materialparameter im Modell definiert ist und das elastische Modell, welches in diesem Bereich wirkt, keine Information über die Zustandsgrenzen des Bodens enthält. Somit kommt es zu einem Überschreiten dieser Grenzen, wenn die intergranulare Dehnung δ dort noch nicht voll mobilisiert ist. Diese Problematik wird für jeweils einen Lastzyklus eines Ödometersversuchs in Abb. 6(a) bzw. eines undrainierten Triaxialversuchs in Abb. 6(b) dargestellt. Dabei kommt es nach einem kleinen Lastzyklus zu einem Überschreiten der oedNCL bzw. der CSL.

Eine Reduktion dieser Effekte ist durch die Kombination der Barodesie mit der ID möglich [24]. Die Information, wann ein Spannungszustand einen für die Barodesie zulässigen Zustand verletzt, lässt sich über die Verwendung der ASBS erhalten. In Abb. 6(c) ist zu erkennen, dass bei beiden Versuchen die ASBS überschritten wird. Um das Überschreiten der ASBS zu erkennen, wird der aktuelle mobilisierte Reibungswinkel φ_{mob} mit dem im aktuellen Zustand maximal mobilisierbaren Reibungswinkel verglichen. Es wird die Annahme getroffen, dass die ID bei Erreichen der ASBS voll mobilisiert sein muss und der Boden nun alle bisherigen Deformationen *vergessen* hat. Hierfür wird unmittelbar bei Erreichen der ASBS $\rho = 1$ und $\delta^0 = \mathbf{D}^0$ gesetzt, womit sich die ASBS als Grenzbedingung für die ID verwenden lässt.

Die Kombination der ID mit der ASBS der Barodesie wird für die Simulationen der in Abb. 6 gezeigten Versuchen angewandt. Dabei wird nun das Überschreiten der ASBS verhindert und unzulässige Zustände werden abgefangen.

Abbildung 6: Simulation eines (a) Ödometersversuchs (oed) und eines (b) undrainierten Triaxialversuchs (CU) mit jeweils einem kleinen Lastzyklus unter Verwendung der Barodesie mit der intergranularen Dehnung (ID). Ergebnisse mit und ohne Berücksichtigung der ASBS. (c) Normierte Spannungspfade in Kombination mit der ASBS der Barodesie.

Ein möglicher Fall des Überschreitens in einer FE-Berechnung zeigt sich bereits bei der Initialisierung der notwendigen Zustandsgrößen. Neben dem Ausgangsspannungszustand σ_0 und der Ausgangsporenzahl e_0 ist die Belastungsgeschichte in Form der intergranularen Dehnung δ_0 vorzugeben. Eine übliche Vorgehensweise für die Initialisierung der ID ist diese *neutral* ($\rho = 0$) anzusetzen. Dies beruht auf der Annahme, dass sich die Einflüsse bisheriger Verformungen durch Ruheperioden und Relaxationsprozesse abgebaut haben (z.B. [45, 46]). Eine neutrale Initialisierung führt dazu, dass jede weitere Verformung als Belastungsänderung gilt und mit einer leichten Erhöhung der Steifigkeit verbunden ist.

4.3 Standsicherheitsberechnung

Eine Möglichkeit zur Abschätzung der globalen Standsicherheit mittels FEM bietet die eine sogenannte Parameterreduktion. Für elastoplastische Materialmodelle wird hier im Allgemeinen eine φ - c -Reduktion angewandt. Es ist auch bei der Barodesie möglich die globale Standsicherheit durch Reduktion der Materialparameter zu ermitteln [28]. Dabei wird der kritische Reibungswinkel φ_c inkrementell reduziert, bis das Versagen auftritt. Der Sicherheitsfaktor η ergibt sich in Anlehnung an die Definition von Fellenius zu

$$\eta = \frac{\tan \varphi_c}{\tan \varphi_{c,\text{red}}}. \quad (6)$$

Die Reduktion der Scherparameter kann zu Spannungszuständen führen, welche außerhalb der zulässigen Zustände liegen. Bei elastoplastischen Materialmodellen bedeutet dies ein Überschreiten der Fließgrenze. In diesem Fall findet eine Projektion des Spannungszustandes auf die Bruchbedingung statt. Um die Gleichgewichtsbedingungen zu erfüllen, führt die Anpassung des Spannungszustandes zu einer Spannungsumlagerung im System. Hierbei treten Verformungen auf. Bei hinreichend großer Parameterreduktion konzentrieren sich die Verformungen in einer Scherfuge und es bildet sich ein Versagensmechanismus aus.

Bei Materialmodellen, welche als Ratengesetze formuliert sind und bei welchen die Spannungszustände nicht explizit über Fließflächen begrenzt sind, führt die Reduktion der Materialparameter nicht zwangsweise zu einer Änderung des Spannungszustandes. Somit kommt es auch während der Parameterreduktion nicht direkt zu Verformungen. Damit Spannungsumlagerungen stattfinden können, muss eine Verformung aufgebracht werden. Hier kann bereits eine numerische Ungenauigkeit ausreichend sein. Es kann jedoch passieren, dass das System entweder bereits weit vor Erreichen des Versagenszustandes nicht mehr konvergiert, oder dass sich in einigen Fällen der Versagenszustand zu spät einstellt, womit die Interpretation der Standsicherheit erschwert wird.

Für eine robustere Implementierung der Festigkeitsreduktion mit der Barodesie wird hier ein Projektionsverfahren verwendet [24]. Für Modelle ohne Berücksichtigung von Peakzuständen wie dem Hardening Soil Modell [5] entspricht die Fließgrenze auf welche projiziert wird, dem Kegel, welcher durch die Scherparameter φ und c vorgegeben wird. Aus diesem Grund wird z.B. in der FE-Software PLAXIS unabhängig vom ursprünglichen Materialmodell, während der Parameterreduktion, ein linear elastisch-ideal plastisches Materialverhalten mit einem MC Versagenskriterium vorgegeben [47]. In der Barodesie erhält man jedoch für dilatante Verformungspfade mobilisierte Reibungswinkel, welche über dem kritischen Reibungswinkel liegen, z.B. Peakzustände bei dichten Böden. Eine Umhüllende der möglichen Spannungszustände liefert hier die ASBS.

Die Reduktion des kritischen Reibungswinkels im Zuge der Standsicherheitsberechnung führt zu einer Verkleinerung der ASBS' zur ASBS in Abb. 7(a). Dabei entstehen Spannungszustände σ^* , welche außerhalb der ASBS liegen. Für diese wird

Abbildung 7: (a) Reduktion der ASBS' zur ASBS bei der Reduktion von φ_c und Projektion des Spannungszustandes mit $p = \text{const.}$ (b) Äquivalenter Matsuoka-Nakai Reibungswinkel in der Deviatorebene im aktuellen Druck p für den aktuellen Zustand σ^*_{mob} sowie für die ASBS φ_{ASBS} .

eine radiale Projektion auf die ASBS durchgeführt, womit eine Spannungsumlagerung im FE-Modell herbeigeführt wird. Dabei werden der mittlere Druck p sowie der Lodewinkel θ konstant gehalten. Für eine radiale Projektion muss somit nur die Deviatorspannung $s = \sigma + p\mathbf{I}$ angepasst werden, damit der mobilisierte Reibungswinkel φ^*_{mob} mit dem Reibungswinkel im asymptotischen Zustand φ_{ASBS} übereinstimmt, Abb. 7(b). Eine Beziehung zwischen dem ursprünglichen Spannungszustand σ^* und dem korrigierten Spannungszustand σ lässt sich zu

$$\sigma = -p\mathbf{I} + \mu s^* = (\mu - 1)p\mathbf{I} + \mu\sigma^* \quad (7)$$

herstellen. Dabei ist μ ein Skalierfaktor, welcher sich mittels eindimensionaler Newton-Iteration ermitteln lässt, sodass $\varphi_{mob} = \varphi_{ASBS}$ gilt.

Die Reduktion der Festigkeit mit PLAXIS wird über den internen Algorithmus zur Standsicherheitsberechnung durchgeführt. Dabei wird der Reduktionsfaktor M_{SF} vom Programm vorgegeben und an die Subroutine des Materialmodells übergeben, in welcher der kritische Reibungswinkel nach Gleichung (6) mit $\eta = M_{SF}$ reduziert wird.

Während der Festigkeitsreduktion können Verformungen bis zum Einstellen des Versagenszustandes auftreten, welche keine physikalische Bedeutung haben. Damit ergibt auch die Verwendung der ID hier keinen Mehrwert und wird während der Parameterreduktion deaktiviert. Die ID hat jedoch einen Einfluss auf den Spannungszustand und die Porenzahl, welche vor Beginn der Parameterreduktion auftreten.

5 Anwendungsbeispiele

In diesem Abschnitt werden Finite Elemente Berechnungen unterschiedlicher Problemstellungen unter Verwendung der Barodesie durchgeführt. Hierfür wird das Programm PLAXIS verwendet, in welchem die Barodesie als sog. UDSM (user defined soil model) implementiert ist.

FE-Anwendungen mit der Barodesie simuliert. Dabei werden die Einflüsse der im vorherigen Abschnitt vorgestellten Implementierung anhand einfacher, anschaulicher Beispiele untersucht. Zuerst werden die Erweiterung zur Reduktion des Überschreitens sowie der verbesserte Ablauf der Standsicherheitsberechnung betrachtet. Im dritten Beispiel wird der Einfluss der Berücksichtigung der intergranularen Dehnung auf die Verformungs- und Standsicherheitsberechnung untersucht.

5.1 Einfluss des Überschreitens zulässiger Zustände

Typische Fälle bei welchen die Problematik des Überschreitens zulässiger Zustände auftritt, sind Konstruktionen in normal-konsolidierten Böden. Ein offensichtlicher Fall ist hier die Setzung eines Fundamentes. Die Belastung der Geländeoberfläche führt unterhalb des Fundaments anfangs zu annähernd ödometrischen Verhältnissen. Im normalkonsolidierten Fall sollte die Spannungs-Verformungs-Beziehung hier der oedNCL (vgl. Abb. 6(a)) folgen. Durch die Anwendung der ID kommt es jedoch zu einer Steifigkeitserhöhung und damit zu einem Überschreiten der oedNCL. Somit kann es in diesem Fall zu einer deutlichen Überschätzung der Steifigkeit und damit zu einer zu geringen Setzungsprognose kommen.

Auch in anderen, nicht so offensichtlichen, Problemstellungen kann es deutliche Einflüsse in der Verformungsprognose zufolge des Überschreitens geben. Dies lässt sich an dem einfachen Beispiel des Aushubs einer, mittels im Boden eingespannter Spundwand gesicherten, Baugrube zeigen. Für die Berechnung werden die Materialparameter aus Tabelle 1 und $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$

Abbildung 8: (a) Systemskizze der unverankerten, voll eingespannten Spundwand. (b) Horizontalverformung u_h der Spundwand zum Ende des Aushubs.

verwendet. Es handelt sich um einen lockeren Boden im ödometrisch normalkonsolidierten Ausgangszustand mit $OCR_0 = 1,26$ und $K_0 = 1 - \sin \varphi_c$. Die ID wird als neutral initialisiert mit $\delta = 0$. Die Systemskizze sowie die Ergebnisse der Berechnung werden in Abb. 8 dargestellt. Bei Verwendung der intergranularen Dehnung unter Berücksichtigung der ASBS kommt es zu Verformungen, welche zwischen den Ergebnissen der Berechnungen ohne Berücksichtigung der ASBS und der Berechnungen ohne ID liegen. Die Effekte des Überschreitens reduzieren maximale horizontale Wandverformung u_h in diesem Fall um etwa 20 %.

5.2 Standsicherheitsberechnung

Die Wirkungsweise des verbesserten Ablaufs der Parameterreduktion wird anhand der Standsicherheitsberechnung einer 6,6 m hohen Böschung mit einer Neigung von 25° aufgezeigt. Das verwendete FE-Modell wird in Abb. 9 gezeigt und besteht aus 4130 15-Knotigen Elementen.

Die Berechnung erfolgt mit den Materialparametern für Dortmund Ton aus Tab. 2 und der Wichte $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$. Zum Aufbringen des Ausgangsspannungszustandes auf die Böschung wird, ausgehend von einem horizontalen Gelände mit $K_0 = 1 - \sin \varphi_c$, der Aushub der Böschung unter Verwendung der Barodesie berechnet. Die auftretenden Verformungen werden anschließend zurückgesetzt. Die Ausgangsporenzahl wird über eine vorgegebene Überkonsolidierung von $OCR_0 = 1,5$ ermittelt, womit es sich um einen leicht überkonsolidierten Boden handelt. Um numerischen Schwierigkeiten bei der freien Geländeoberfläche vorzubeugen, wird eine geringe Auflast von 2 kPa aufgebracht. Da die Verformungen zufolge des Aushubs hier nicht betrachtet werden, wird die Berechnung des Ausgangsspannungszustandes ohne Verwendung der ID durchgeführt.

Es ist eine Parameterreduktion bis $\eta = 1,76$ mit Verwendung der ASBS und bis $\eta = 1,75$ ohne Verwendung der ASBS möglich, bis sich ein Versagenszustand in der Böschung einstellt. In beiden Fällen bildet sich die gleiche Scherfuge aus, welche in Abb. 10 mittels deviatorischer Verzerrungen dargestellt wird. Die Größe der Verzerrungen ist hier nach Eintreten des Versagens ohne Bedeutung.

Abbildung 9: Systemskizze des FE-Modells zur Berechnung der Böschungsstabilität.

Tabelle 2: Materialparameter für Dortmund Ton bei $\sigma^* = 1$ kPa nach [6].

φ_c	N	λ^*	κ^*
27,9°	0,749	0,057	0,008

Abbildung 10: Ausschnitt des FE-Modells und Scherfuge zum Zeitpunkt des Versagens für eine Berechnung mit Verwendung des Projektionsverfahrens; dargestellt mittels deviatorischer Verzerrungen.

Die Unterschiede in den beiden Berechnungen zeigen sich jedoch bei Betrachtung des Ablaufs der Parameterreduktion. Dieser wird für die in Abb. 10 gezeigten Punkte dargestellt.

Abbildung 11: Entwicklung des mobilisierten Reibungswinkels in den Punkten A bis E (Abb. 10) über die Reduktion des kritischen Reibungswinkels mit und ohne Projektionsverfahren.

In Abb. 11 wird der im jeweiligen Punkt mobilisierte Reibungswinkel über den Reduktionsfaktor η aufgetragen. Punkte, welche näher am Böschungsfuß liegen weisen zu Beginn der Parameterreduktion einen höheren mobilisierten Reibungswinkel auf. Es handelt sich um einen anfangs normal- bis leicht überkonsolidierten Boden. Daher entspricht der jeweils maximal mobilisierbare Reibungswinkel dem kritischen Reibungswinkel φ_c , welcher während der Berechnung mit η über Gl. (6) abnimmt. Sobald der maximal mobilisierbare Reibungswinkel überschritten wird, wird durch die Berücksichtigung der ASBS der Spannungszustand auf diese projiziert, wobei Spannungen auf die Nachbarelemente umgelagert werden und dadurch Verformungen ausgelöst werden. Diese Spannungsumlagerungen treten während des gesamten Reduktionsvorgangs auf, wobei immer mehr Punkte den maximal mobilisierbaren Reibungswinkel erreichen. Sobald die Scherfestigkeit in allen Punkten maximal mobilisiert ist, tritt Versagen auf und es bildet sich die in Abb. 10 gezeigte, durchgängige Scherfuge aus. Auf Grund der Spannungsänderungen ändert sich während des Reduktionsprozesses auch die Überkonsolidierungsrate. In den Punkten A und B ist diese zeitweise größer als zwei, was das leichte Überschreiten des kritischen Reibungswinkels erklärt.

Ohne Verwendung des Projektionsverfahrens ist eine deutliche Überschreitung des kritischen Reibungswinkels zu erkennen. Erst zu einem späteren Zeitpunkt, ab $\eta > 1,5$, treten deutliche Verformungen im System auf. Daraus resultieren Spannungsumlagerungen und eine Annäherung an die zulässigen Zustände. Bei einer Reduktion von $\eta = 1,54$ kommt es innerhalb eines Zeitschrittes zu sehr großen Spannungsumlagerungen welche in allen Elementen auf der Scherfuge zu erkennen ist. Dieser Schritt ist jedoch nur möglich, da PLAXIS bei Überschreiten der zulässigen Anzahl an Konvergenziterationen die zulässige Toleranz erhöht und den letzten Iterationsschritt verwendet, um die Lösung anzunähern. Diese relative Robustheit von PLAXIS gegen lokale

Tabelle 3: Vergleich der Berechnungsergebnisse zum Ende des Baugrubenaushubs sowie errechnete Standsicherheit mit und ohne ID.

	$\ u_{h,\max}\ $	A	$\ M_{\max}\ $	$E_{a,h}$	$E_{p,h}$	η
Baro	0,028 m	317,0 kN	187,7 kN m/m	706,1 kN/m	505,0 kN/m	1,99
Baro + ID	0,016 m	290,3 kN	169,5 kN m/m	659,8 kN/m	475,9 kN/m	1,98

Instabilitäten wurde bereits in [48] beobachtet. Bei strengen, nicht adaptiven, Konvergenzkriterien unter Einhaltung der vorgegebenen Toleranzen, wie es in anderen FE-Programmen (z.B. ABAQUS) oft üblich ist, wird die Berechnung abgebrochen, da hier keine Lösung gefunden wird. Man könnte dabei fälschlicherweise diesen Schritt bereits als Versagen der Böschung interpretieren und würde eine zu geringe Standsicherheit ermitteln. Durch die auftretenden Verformungen und die Spannungumlagerung nähert sich anschließend der Spannungszustand im System demjenigen mit Verwendung des Projektionsverfahrens an und die Verformungen konzentrieren sich innerhalb der auftretenden Scherfuge.

Zusätzlich wird eine Berechnung des Aushubs unter Verwendung der ID mit $\delta = 0$ durchgeführt, womit sich ein leicht unterschiedlicher Ausgangsspannungszustand einstellt. Eine Parameterreduktion unter Verwendung des Projektionsverfahrens führt zu einer globalen Standsicherheit von $\eta = 1,78$, womit hier kein maßgeblicher Einfluss der ID auf die Standsicherheitsberechnung ersichtlich ist.

Zur einfacheren Veranschaulichung wurde die Berechnung an leicht überkonsolidiertem Boden durchgeführt, da hier der maximal mobilisierbare Reibungswinkel dem reduzierten kritischen Reibungswinkel $\varphi_{c,\text{red}}$ entspricht. Bei einer Berechnung der gleichen Böschung mit einer anfänglichen Überkonsolidierung von $\text{OCR}_0 = 4$ und $K_0 = 1,0$ zeigen sich die gleichen Effekte und es wird in beiden Fällen eine Reduktion um $\eta = 2,53$ bis zum Versagen erreicht. Auch hier kann kein Unterschied in der ermittelten Standsicherheit bei einer Verwendung der ID festgestellt werden.

5.3 Kombinierte Verformungs- und Standsicherheitsberechnung

In einem weiteren Beispiel soll der Aushub der, in Abb. 12 dargestellten, mittels einer einfach rückverankerten Schlitzwand gesicherten, Baugrube simuliert werden [24]. Es werden Berechnungen mit und ohne Verwendung der ID durchgeführt. Es handelt sich um eine Baugrube mit 7 m Tiefe, welche von einer 0,3 m dicken und 12 m tiefen Betonschlitzwand gesichert wird. Die Wand wird alle 1,5 m mittels 11,5 m langen und um $16,7^\circ$ geneigten, vorgespannten Ankern gesichert. Diese werden nach dem ersten Aushubschritt auf 3 m Tiefe installiert. Nach dem Endaushub wird die globale Standsicherheit mittels Parameterreduktion ermittelt. Die Berechnung wird an einem FE-Modell im ebenen Verzerrungszustand durchgeführt. Dieses weist eine Breite von 50 m und eine Tiefe von 30 m auf und besteht aus 5928 15-knotigen Elementen. Auf die freien Oberflächen wird eine Auflast von 1 kPa aufgebracht. Für die Barodesie werden die Materialparameter für Dortmund Ton nach Tab. 2, für die ID die Parameter nach Tab. 1 und eine Wichte $\gamma = 18 \text{ kPa}$ verwendet. Die Berechnung beginnt mit einem nahezu ödometrisch normalkonsolidiertem Boden ($\text{OCR} = 1,3$) und einem Ausgangsspannungszustand mit $K_0 = 1 - \sin \varphi_c$. Die ID wird als neutral initialisiert mit $\delta = 0$. Es werden sowohl der Abbruch der ID an der ASBS zur Reduktion des Überschreitens, als auch das vorgeschlagene Projektionsverfahren bei der Standsicherheitsberechnung verwendet.

Die Ergebnisse der Berechnung sind in Tab. 3 zusammengefasst. Bei der Berechnung mit ID treten sowohl geringere Spundwandverformungen als auch geringere Biegemomente in der Spundwand auf, Abb. 13. Der zweite Aushubschritt, nach Einbau der Ankerlage, führt zu einer Änderung des Verformungsverhaltens der Stützwand. Daraus resultiert eine deutliche Änderung der Verformungsrichtung im Boden, womit hier der Einfluss der ID auf die Ergebnisse ersichtlich wird. Die maximale horizontale Verformung u_h der Spundwand fällt deutlich geringer aus, verglichen mit der Berechnung ohne ID, Abb. 13. Daraus resultieren auch die geringere Ankerkräfte A und ein etwas geringeres maximales Biegemoment $M_{\max}$ in Tab. 3. Zur Verdeutlichung des Einflusses des Überschreitens zulässiger Zustände bei Verwendung der ID, sind in Abb. 13 zusätzlich die Verformungen und das auftretende Biegemoment ohne Verwendung der ASBS dargestellt. Die Unterschiede in den Verformungen sind vergleichbar mit den Ergebnissen der ungestützten Spundwand in Abb. 8. Es ist hier zusätzlich ein maßgeblicher Unterschied in dem auftretenden maximalen Biegemoment ersichtlich, welches nach dem Endaushub, ohne Berücksichtigung der ASBS etwa 50 % geringer ausfällt.

Abbildung 12: Ausschnitt des FE-Modells der berechneten Baugrube. Auftretende Scherfuge im Zuge der Standsicherheitsberechnung bei einer Berechnung mit ID, dargestellt über die deviatorischen Verzerrungen zum Zeitpunkt des Versagens.

Abbildung 13: Horizontale Verformung u_h und Biegemoment M der Spundwand zum ersten Aushubschritt (strichlierte Linie) und zum Zeitpunkt des Endaushubs (durchgehende Linie).

Zum Ende des Aushubs, vor Beginn der Standsicherheitsberechnung, wirken in beiden Berechnungen unterschiedliche innere Kräfte in den Strukturen und unterschiedliche Ausgangsspannungszustände, welche hier über die in Tab. 3 gezeigten, resultierenden horizontalen aktiven und passiven Erddrücke $E_{a,h}$ und $E_{p,h}$ dargestellt werden. Die Reduktion des kritischen Reibungswinkels führt zu einer Lokalisierung der deviatorischen Verzerrungen, bis sich der in Abb. 12 dargestellte Versagensmechanismus einer tiefen Gleitfuge einstellt. In beiden Fällen wird eine nahezu gleiche Standsicherheit ermittelt, womit hier kein Einfluss der ID auf die mittels Parameterreduktion ermittelte globale Standsicherheit zu erkennen ist. Die Berücksichtigung der Belastungsgeschichte und damit der realistischeren Steifigkeitsentwicklung des Bodens hat jedoch einen Einfluss auf den Ausnutzungsgrad des Baugrubenverbau und damit auf die Bemessung der entsprechenden Bauteile. Eine realistische Einschätzung der auftretenden Verformungen ist ebenfalls sehr wichtig für das baubegleitende Monitoring unter Verwendung der Beobachtungsmethode.

6 Zusammenfassung

In diesem Beitrag werden erweiterte Ansätze zur Anwendung der Barodesie bei FE-Berechnungen vorgestellt sowie deren Wirksamkeit untersucht. Der Fokus liegt hierbei auf der FE-Implementierung der Steifigkeit bei kleinen Verzerrungen sowie der Berücksichtigung der ASBS der Barodesie. Das Überschreiten zulässiger Zustände, welches bei Verwendung der intergranularen Dehnung auftreten kann, führt zu einer deutlichen Reduktion der prognostizierten Verformungen und der Schnittgrößen in den Bauteilen. Durch die Kombination mit der ASBS der Barodesie können diese Effekte reduziert werden. Die direkte Berücksichtigung der ASBS ermöglicht auch eine robustere Ermittlung der globalen Standsicherheit mittels Parameterreduktion. Hier sorgt ein Projektionsverfahren dafür, die Prozesse der Spannungsumlagerung kontrolliert einzuleiten, damit sich ein Versagensmechanismus ausbilden kann. Die beiden vorgestellten Erweiterungen unter Verwendung der ASBS sollten in vergleichbarer Form auch direkt für hypoplastische Materialmodelle, bei welchen die Form der ASBS bekannt ist, z.B. von Mařín [6], anwendbar sein.

Obwohl es sich bei den präsentierten Beispielen nicht um eine auf den ersten Blick offensichtliche zyklische Problemstellung handelt, ist ein deutlicher Einfluss der Steifigkeitserhöhung zufolge kleiner Verzerrungen ersichtlich. Es ist hierbei ein deutlicher Unterschied bei den ermittelten Verformungen und den Schnittgrößen in Stützkonstruktionen zu erkennen. Diese haben einen Einfluss auf die Dimensionierung der Maßnahmen sowie auf eine begleitende Kontrolle mittels Beobachtungsmethode. Es ist in den hier untersuchten Beispielen kein Einfluss des unterschiedlichen Ausgangsspannungszustandes zufolge der intergranularen Dehnung auf die mittels Parameterreduktion erhaltene Standsicherheit zu erkennen. Berechnungen von Bode et al. [4] haben jedoch gezeigt dass hier die Wahl des Materialmodells mit der jeweiligen Spannungs-Grenzbedingung einen großen Einfluss auf die ermittelte Standsicherheit haben kann. Im Zuge einer kombinierten Verformungs- und Standsicherheitsberechnung ist daher zu empfehlen die Prozesse im Boden möglichst realitätsnah mit einem für die Problemstellung passenden Materialmodell abzubilden.

Danksagung Die Arbeit von M. Bode und G. Medicus wurde durch den Fonds zur Förderung der wissenschaftlichen Forschung (Austrian Science Fund (FWF): P 28934-N32) und den Arbeitskreis 1669 der Universität Innsbruck (P 301517) unterstützt. Wir danken den beiden anonymen Gutachtern für die sorgfältige Durchsicht der Einreichung und der für die Klarheit und Schlüssigkeit der Darstellung wertvollen Kommentare.

A Anhang - Gleichungen der Barodesie für Ton

Im folgenden werden die Gleichungen der Barodesie für Ton [7] zusammengefasst. Die objektive Spannungsrate $\dot{\sigma}$ ist hier eine Funktion des Spannungszustandes σ , der Deformationsrate $\mathbf{D}$ sowie der Porenzahl e .

$$\dot{\sigma} = h \cdot (f\mathbf{R}^0 + g\sigma^0) \|\mathbf{D}\| \quad (8)$$

$$\mathbf{R} = -\exp(\alpha\mathbf{D}^0) \text{ mit } \alpha = \frac{\ln K}{\sqrt{3/2 - (\text{tr } \mathbf{D}^0)^2/2}} \quad (9)$$

$$K = 1 - \frac{1}{1 + c_1(m - c_2)^2} \text{ mit } m = \frac{-3\text{tr } \mathbf{D}^0}{\sqrt{6 - 2(\text{tr } \mathbf{D}^0)^2}} \quad (10)$$

$$h = c_3 \|\sigma\|^{c_4} \quad (11)$$

$$f = c_6 \beta \text{tr } \mathbf{D}^0 - \frac{1}{2} \quad (12)$$

$$g = (1 - c_6) \beta \text{tr } \mathbf{D}^0 + \left(\frac{1 + e}{1 + e_c} \right)^{c_5} - \frac{1}{2} \quad (13)$$

$$e_c = \exp \left(N - \lambda^* \ln \frac{-2 \text{tr } \sigma}{3\sigma^*} \right) - 1 \quad (14)$$

$$\beta = -\frac{1}{c_3 \Lambda} + \frac{1}{\sqrt{3}} 2^{c_5 \lambda^*} - \frac{1}{\sqrt{3}} \quad (15)$$

$$\Lambda = -\frac{\lambda^* - \kappa^*}{2\sqrt{3}} \text{tr } \mathbf{D}^0 + \frac{\lambda^* + \kappa^*}{2} \quad (16)$$

Die Konstanten $c_1 - c_6$ werden anhand der Materialparameter φ_c , N , λ^* und κ^* bestimmt:

$$c_1 = \frac{1 - \sin \varphi_c}{2 c_2^2 \sin \varphi_c} \quad (17)$$

$$c_2 = -\frac{3\sqrt{2} + 3}{2} \quad (18)$$

$$c_3 = \frac{-\sqrt{3}/\lambda^* + \sqrt{3}/\kappa^*}{2^{c_5 \lambda^*} + \left(\frac{1}{500} \right)^{c_5 \lambda^*} - 2} \quad (19)$$

$$c_4 = 1 \quad (20)$$

$$c_5 = \frac{1 + \sin \varphi_c}{1 - \sin \varphi_c} \quad (21)$$

$$c_6 = \frac{1}{2 \left(\frac{-\sqrt{3}}{c_3 \kappa^*} + 2^{c_5 \lambda^*} - 1 \right)} \quad (22)$$

Literatur

- [1] KOLYMBAS, D. ; FELLIN, W. ; SCHNEIDER-MUNTAU, B. ; MEDICUS, G. ; SCHRANZ, F.: Zur Rolle der Materialmodelle beim Standsicherheitsnachweis. In: *geotechnik* 39 (2016), Nr. 2, S. 89–97
- [2] MAŠÍN, D. ; HERLE, I.: Numerical analyses of a tunnel in London clay using different constitutive models. In: 5th International Symposium TC28 Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground Bd. 5 (2005), S. 595–600
- [3] HERLE, I. ; NITZSCHE, K.: Prognose von aushubbedingten Baugrundverformungen. In: 16. Dresdner Baustatik-Seminar (2012), S.85–102
- [4] BODE, M. ; SCHRANZ, F. ; MEDICUS, G. ; FELLIN, W.: Vergleich unterschiedlicher Materialmodelle an einer Aushubsimulation. In: *geotechnik* 42 (2019), Nr. 1, S. 11–20
- [5] SCHANZ, T. ; VERMEER, P.A. ; BONNIER, P.G.: The hardening soil model: formulation and verification. In: *Beyond 2000 in Computational Geotechnics* (1999), S. 281–296
- [6] MAŠÍN, D.: Clay hypoplasticity with explicitly defined asymptotic states. In: *Acta Geotechnica* 8 (2013), Nr. 5, S. 481–496
- [7] MEDICUS, G. ; FELLIN, W.: An improved version of barodesy for clay. In: *Acta Geotechnica* 12 (2017), Nr. 2, S. 365–376
- [8] KOLYMBAS, D.: Barodesy as a novel hypoplastic constitutive theory based on the asymptotic behaviour of sand. In: *geotechnik* 35 (2012), Nr. 3, S. 187–197
- [9] NIEMUNIS, A. ; HERLE, I.: Hypoplastic model for cohesionless soils with elastic strain range. In: *Mechanics of Cohesive-frictional Materials* 2 (1997), Nr. 4, S. 279–299
- [10] BENZ, T. ; BERGHOLZ, K.: Geotechnische Materialmodelle im Spannungsfeld zwischen Forschung und Praxis. In: *BAW Mitteilungen Karlsruhe: Bundesanstalt für Wasserbau (BAW)* (2017), Nr. 101, S. 75–87
- [11] SCHÄDLICH, B. ; SCHWEIGER, H.F.: A multilaminate constitutive model accounting for anisotropic small strain stiffness. In: *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 37 (2013), Nr. 10, S. 1337–1362
- [12] DAFALIAS, Y. F. ; MANZARI, M. T.: Simple plasticity sand model accounting for fabric change effects. In: *Journal of Engineering Mechanics* 130 (2004), Nr. 6, S. 622–634
- [13] BENZ, T.: Small-strain stiffness of soils and its numerical consequences. Mitteilung 55 des Insituts für Geotechnik, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2007
- [14] FUENTES, W. ; TRIANTAFYLIDIS, Th.: ISA model: A constitutive model for soils with yield surface in the intergranular strain space. In: *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 39 (2015), Nr. 11, S. 1235–1254
- [15] KOLYMBAS, D.: A generalized hypoelastic constitutive law. In: *Proc. XI Int. Conf. Soil Mechanics and Foundation Engineering Bd. 5*, Balkema, 1985, S. 2626
- [16] WOLFFERSDORFF, P.A. von: A hypoplastic relation for granular materials with a predefined limit state surface. In: *Mechanics of Cohesive-frictional Materials* 1 (1996), Nr. 3, S. 251–271
- [17] WOLFFERSDORFF, P.A. von ; SCHWAB, R.: Schleuse Uelzen I - Hypoplastische Finite-Elemente-Analyse von zyklischen Vorgängen. In: *Bautechnik* 78 (2001), Nr. 11, S. 771–782
- [18] STUTZ, H. H. ; WUTTKE, F.: Hypoplastic modeling of soil-structure interfaces in offshore applications. In: *Journal of Zhejiang University-SCIENCE A* 19 (2018), Nr. 8, S. 624–637
- [19] WEGENER, D. ; HERLE, I.: Zur Steifigkeit bei kleinen Dehnungen im Rahmen der Hypoplastizität. In: *geotechnik* 35 (2012), Nr. 4, S. 229–235
- [20] MAŠÍN, D.: Clay hypoplasticity model including stiffness anisotropy. In: *Géotechnique* 64 (2014), Nr. 3, S. 232–238
- [21] TSEGAYE, A. B. ; YGZAW, B. W. ; BENZ, T.: Stress-dependency of intergranular strain. In: *Constitutive Modeling of Geomaterials*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2013, S. 483–490
- [22] SHI, Z. ; HUANG, M.: Intergranular-strain elastic model for recent stress history effects on clay. In: *Computers and Geotechnics* 118 (2020), 103316, S. 1–13
- [23] BODE, M. ; FELLIN, W. ; MASIN, D. ; MEDICUS, G. ; OSTERMANN, A.: An intergranular strain concept for material models formulated as rate equations. In: *International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 44 (2020), Nr. 7, S. 1003–1018
- [24] BODE, M. ; FELLIN, W. ; MEDICUS, G.: Application of barodesy – extended by the intergranular strain concept. In: *Proceedings of 16th Int. Conf. IACMAG* (accepted to appear)
- [25] MEDICUS, G.: Asymptotic states and peak states in barodesy for clay. In: *Géotechnique Letters* 10 (2020), Nr. 2, S. 262–169
- [26] TSCHUCHNIGG, F. ; SCHWEIGER, H.F. ; SLOAN, S.W. ; LYAMIN, AV ; RAISSAKIS, I.: Comparison of finite-element limit analysis and strength reduction techniques. In: *Géotechnique* 65 (2015), Nr. 4, S. 249–257
- [27] AK 1.6 „Numerik in der Geotechnik“: Informationen und Empfehlungen des Arbeitskreises 1.6 „Numerik in der Geotechnik“. In: *geotechnik* 42 (2019), Nr. 2, S. 88–97
- [28] SCHNEIDER-MUNTAU, B. ; MEDICUS, G. ; FELLIN, W.: Strength reduction method in barodesy. In: *Computers and Geotechnics* 95 (2018), S. 57–67

- [29] KADLÍČEK, T. ; MAŠÍN, D.: The strength reduction method in clay hypoplasticity. In: Computers and Geotechnics 126 (2020), 103687, S. 1–15
- [30] MEDICUS, G. ; FELLIN, W. ; SCHRANZ, F.: Konzepte der Barodesie. In: Bautechnik 95 (2018), Nr. 9, S. 620–638.
- [31] KOLYMBAS, D. ; MEDICUS, G.: Genealogy of hypoplasticity and barodesy. In: International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 40 (2016), Nr. 18, S. 2532–2550
- [32] FELLIN, W. ; OSTERMANN, A.: Consistent tangent operators for constitutive rate equations. In: International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 26 (2002), Nr. 12, S. 1213–1233
- [33] SCHNEIDER-MUNTAU, B. ; CHEN, C.H. ; BATHAEIAN, S. M. I.: Simulation of shear bands with Soft PARTicle Code (SPARC) and FE. In: GEM - International Journal on Geomathematics 8 (2017), Nr. 1, S. 135–151
- [34] MEDICUS, G.: State Boundaries der Barodesie. In: Tagungsband - Fachsektionstage Geotechnik, Würzburg, 29.-30.10.2019
- [35] FELLIN, W. ; OSTERMANN, A.: The critical state behaviour of barodesy compared with the Matsuoka–Nakai failure criterion. In: International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 37 (2013), Nr. 3, S. 299–308
- [36] MAŠÍN, D.: Laboratory and numerical modelling of natural clays. [Dissertation], City University, London, 2004
- [37] HARDIN, B. O. ; BLACK, W. L.: Vibration modulus of normally consolidated clay. In: Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division 94 (1969), Nr. 2, S. 353–370
- [38] BIAREZ, J. ; HICHER, P.-Y. : Elementary mechanics of soil behaviour: saturated remoulded soils. Balkema, 1994
- [39] MAŠÍN, D.: A hypoplastic constitutive model for clays. In: International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 29 (2005), Nr. 4, S. 311–336
- [40] NIEMUNIS, A.: Extended hypoplastic models for soils. Schriftenreihe des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik der Ruhr-Universität Bochum, Heft 34, Bochum, 2003
- [41] TSEGAYE, A.B. ; MOLENKAMP, F. ; BRINKGREVE, R.B.J. ; BONNIER, P.G. ; JAGER, R. ; GALAVI, V.: Modeling liquefaction behaviour of sands by means of hypoplastic model. In: 7th European Conference on Numerical Methods in Geotechnical Engineering, Trondheim, Norway (2010), S. 81–87
- [42] MAŠÍN, D. ; ROTT, J.: Small strain stiffness anisotropy of natural sedimentary clays: review and a model. In: Acta Geotechnica 9 (2013), Nr. 2, S. 299–312.
- [43] GUDEHUS, G. ; AMOROSI, A. ; GENS, A. ; HERLE, I. ; KOLYMBAS, D. ; MAŠÍN, D. ; MUIR WOOD, D. ; NIEMUNIS, A. ; NOVA, R. ; PASTOR, M. ; TAMAGNINI, C. ; VIGGIANI, G.: The soilmodels.info project. In: International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 32 (2008), Nr. 12, S. 1571–1572
- [44] WICHTMANN, T.: Explicit accumulation model for non-cohesive soils under cyclic loading. Schriftenreihe des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik der Ruhr-Universität Bochum, Heft 38, Bochum, 2005
- [45] BÜHLER, M. M.: Experimental and numerical investigation of soil-foundation-structure interaction during monotonic, alternating and dynamic loading. Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana Karlsruhe, Nr. 166, Karlsruhe, 2006
- [46] MAŠÍN, D.: 3D modeling of an NATM tunnel in high K_0 clay using two different constitutive models. In: Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 135 (2009), Nr. 9, S. 1326–1335
- [47] BINKGREVE, R.B.J. ; KUMARSWAMY, S. ; SWOLFS, W.M.: Plaxis 2D 2019 Manual. Delft: PLAXIS BV, 2019
- [48] NORDAL, S.: Can we trust numerical collapse load simulations using non-associated flow rules. In: Proc. 12th Int. Conf. IACMAG, Goa, 2008, S. 755–762