

Torsten Wichtmann
Theodoros Triantafyllidis

Prognose der Langzeitverformungen für Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen mit einem Akkumulationsmodell

Die Abschätzung der Langzeitverformungen für Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen (OWEA) stellt ein nach wie vor ungelöstes Problem dar. Für einzelne Gründungstypen (z.B. Monopiles) wurden zwischenzeitlich einfache Rechenmodelle vorgeschlagen, deren Validierung jedoch - wie auch im Fall der in diesem Beitrag beschriebenen Methode - für den Prototyp-Maßstab noch aussteht. Der Beitrag beschreibt die Abschätzung der Langzeitverformungen von OWEA-Gründungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode unter Anwendung eines speziell für hochzyklische Belastungen entwickelten Akkumulationsmodells. Die Vorteile gegenüber den einfachen Ingenieurmodellen liegen u.a. in der Anwendbarkeit auf beliebige Gründungssysteme und -geometrien (für Monopiles *und* Flachgründungen geeignet) sowie in der bodenmechanisch fundierten Beschreibung des Stoffverhaltens auf Basis zahlreicher zyklischer Laborversuche. Im Gegensatz zu Modellen mit entkoppelten Federn werden die Interaktion benachbarter Bodenbereiche sowie Zustandsänderungen im Boden während der zyklischen Belastung berücksichtigt. Nach einer einfachen Darstellung der Rechenprozedur und der Gleichungen werden die Kalibrierung der Materialparameter aus zyklischen Versuchen am Beispiel eines offshore-typischen Feinsandes sowie die vereinfachte Abschätzung der Parameter anhand der Korngrößenverteilungskurve erläutert. Neben einer Diskussion der Vorgehensweise für Zyklenpakete werden exemplarische FE-Berechnungen an Monopile- und Schwergewichtsgründungen gezeigt.

Prediction of long-term deformations for offshore wind power plant foundations using an accumulation model The estimation of long-term deformations for offshore wind power plant foundations (OWPP) is still an unsolved problem. For certain foundation types (e.g. monopiles) simple models have been proposed which still have to be validated for the prototype scale - similar to the method proposed in this paper. The paper describes the estimation of long-term deformations of OWPP foundations by means of the finite element method using an accumulation model specially developed for high-cyclic loading. The advantages, compared to the simple engineering models,

are the applicability to arbitrary foundation systems and geometries (applicable to monopiles *and* shallow foundations) and the sound description of soil behaviour based on numerous cyclic laboratory tests. In contrast to models using decoupled springs, the interaction between adjacent soil zones and changes of the soil state parameters during cyclic loading are considered. After a simple presentation of the calculation strategy and the model equations, the calibration of the material parameters from cyclic tests is shown exemplary for an offshore-typical fine sand. The simplified estimation of the parameters based on the grain size distribution curve is also explained. Beside a discussion of the procedure for packages of cycles, exemplary FE calculations of monopile and gravity foundations are shown.

1 Einführung

Die Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen (OWEA) erfahren eine hochzyklische Belastung aus Wind und Wellen. Die Zyklen verursachen eine Akkumulation der Verformungen im Boden und damit bleibenden Setzungen bzw. Schiefstellungen der Gründungen. Übergroße Schiefstellungen des Turms können zu einem Verlust der Gebrauchstauglichkeit der Anlage führen. Die Quantifizierung dieser bleibenden Verformungen wird in entsprechenden Regelwerken (z.B. [1]) zwar verlangt, an geeigneten Methoden fehlte es bisher jedoch. Rechenmodelle, die für konventionelle Offshore-Bauwerke wie Ölbohrplattformen entwickelt wurden, können aufgrund der im Vergleich zum Eigengewicht sehr großen zyklischen Horizontallasten nicht ohne Weiteres auf OWEA übertragen werden.

In den letzten Jahren wurden einige einfache Rechenmodelle für OWEA-Monopilegründungen, d.h. Gründungen mit einem einzelnen Pfahl großen Durchmessers ($d > 5$ m), entwickelt. So schlugen Achmus et al. [2] FE-Berechnungen mit einem elastoplastischen Stoffmodell vor, wobei der Elastizitätsmodul in Abhängigkeit der Zyklenanzahl N und der Lastamplitude herabgesetzt wird. Einen ähnlichen "Rechentrick" verwendet die Methode nach Dührkop [3]. Dabei werden die bleibenden Verformungen mit Hilfe der p - y -Kurven nach API [4] berechnet, deren Bettungsmodul bis in eine Tiefe von $z = L/2$ (L = Pfahlänge) abgemindert wird. Ähnliche

Abminderungen der Bettungssteifigkeit in Abhängigkeit der Zyklenanzahl wurden früher bereits für kleinere Pfahlabmessungen vorgeschlagen [5–8]. Tatsächlich wurde in Modellversuchen eine Zunahme der Bodensteifigkeit infolge der Zyklen gemessen [9].

Taçan et al. [10] schlugen das Modell eines auf entkoppelten Federn gelagerten Balkens vor, wobei die N -abhängige Entwicklung der bleibenden Verformungen im Boden vor dem Pfahl mit Hilfe eines "Strain Wedge"-Modells [11, 12] abgeschätzt wird. Der Exponent des hierzu verwendeten Potenzgesetzes $\varepsilon(N) = \varepsilon(N = 1) N^a$ wird anhand eines zyklischen Triaxialversuches kalibriert. Großmaßstäbliche Modellversuche [13] konnten mit diesem Modell zum Teil erfolgreich nachgerechnet werden [10]. Eine Vorgehensweise mit einem "Strain Wedge"-Modell, bei dem bleibende Verformungen auf Basis von Mehrstufen-Triaxialversuchen abgeschätzt werden, wurde zuvor bereits von Lesny [14] vorgeschlagen.

Ein Potenzgesetz der Form $\theta^{\text{acc}} \sim N^a$ für die bleibende Verdrehung θ^{acc} eines steifen Pfahls infolge zyklischer Horizontalbelastung wurde von Leblanc et al. [9, 15] aus kleinmaßstäblichen Modellversuchen (Durchmesser 8 cm, Länge 36 cm) abgeleitet. Dabei wird die Übertragbarkeit (Skalierbarkeit) der Ergebnisse vom Modell auf den Prototyp-Maßstab vorausgesetzt, was für zyklische Belastungen nach Meinung der Autoren dieses Beitrags fraglich ist. Modellgesetze für monotone Belastungen können nicht einfach auf Akkumulationseffekte bei zyklischer Belastung übertragen werden, da u.a. die Druckabhängigkeit in beiden Fällen unterschiedlich ist (siehe Druckabhängigkeit der Akkumulationsrate in Abschnitt 5.1).

Die Frage der Skalierbarkeit stellt sich auch für Flachgründungen, für die man in der Literatur einfache Setzungsformeln der Form $s(N) = s(N = 1) N^a$ oder $s(N) = s(N = 1) [1 + t \ln(N)]$ mit den Parametern a bzw. t finden kann [16–19]. Diese Setzungsformeln wurden zumeist aus Modellversuchen mit sehr kleinem Maßstab abgeleitet. Eine direkte Übertragbarkeit auf die Abmessungen von OWEA-Schwergewichtsgründungen ist zweifelhaft.

Inwieweit die unterschiedlichen Ingenieurmodelle mit ihren vereinfachenden Annahmen das tatsächliche Verhalten von OWEA-Gründungen abbilden, wird man erst nach einer Überprüfung am Prototyp-Maßstab beurteilen können. Solch eine Validierung steht auch für die im Folgenden beschriebene, aufwändigere Vorgehensweise noch aus. Dabei werden die Langzeitverformungen von OWEA-Gründungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode in Kombination mit einer speziellen Rechenstrategie und einem Akkumulationsmodell prognostiziert. Anders als bei den meisten Ingenieurmodellen ist die Anwendbarkeit nicht auf einen einzelnen Gründungstyp begrenzt. Es lassen sich sowohl Monopiles als auch Schwergewichtsgründungen oder aufgelöste Flachgründungen mit dieser Methode untersuchen. Weitere Vorteile liegen in der anhand von zahlreichen zyklischen Laborversuchen validierten Beschreibung des

Bodenverhaltens auf Elementebene, der Berücksichtigung von Zustandsänderungen (Relaxation oder Verspannung, Verdichtung oder Auflockerung) im Boden infolge der zyklischen Belastung sowie der Interaktion benachbarter Bodenbereiche (keine Entkopplung wie beim federgebeteten Balken). Im un- oder teildrinierten Fall kann das Modell auch die Entwicklung von Porenwasserdrücken prognostizieren. Die Anwendung der beschriebenen Methode ist nicht auf OWEA begrenzt. Viele andere Randwertprobleme mit zyklischer Belastung (Schleusen, Tanks, Verkehrswege, etc.) können mit dieser Methode untersucht werden.

2 Rechenstrategie

Der Ablauf einer Berechnung ist im Bild 1 schematisch für eine Flachgründung dargestellt. Neben dem im folgenden Abschnitt erläuterten Akkumulationsmodell benötigt man noch ein konventionelles Stoffgesetz, mit dem die monotone Belastung (bis zu den Mittelwerten) sowie die ersten zwei Zyklen berechnet werden. Die konventionell berechneten Abschnitte der Berechnung werden im Folgenden als "implizit" bezeichnet. Eine rein implizite Berechnung ist in der Regel aufgrund des immensen Rechenaufwandes und der Akkumulation von Fehlern des Stoffmodells und der Integrationsroutine auf wenige Zyklen ($N < 50$) begrenzt. Daher wurde die hier beschriebene Kombination von impliziten und expliziten Rechenschritten entwickelt. Für die im Abschnitt 7 präsentierten Berechnungen wurde für die impliziten Rechenschritte die Hypoplastizität mit intergranularer Dehnung [20, 21] verwendet.

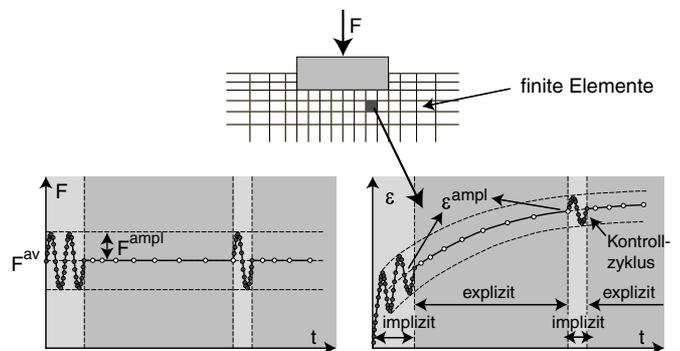


Bild 1. Ablauf einer FE-Berechnung mit dem Akkumulationsmodell

Fig 1. Strategy of FE calculations with the accumulation model

Während der impliziten Berechnung des zweiten Zyklus wird der Verlauf der Dehnung (Dehnungspfad) in jedem Integrationspunkt aufgezeichnet. Aus dem Dehnungspfad wird im Anschluss daran die Dehnungsamplitude $\varepsilon^{\text{ampl}}$ ermittelt. Die hierfür verwendete Prozedur [22] ist auch für mehrdimensionale Pfade geeignet. Im eindimensionalen Fall ergibt sich die konventionelle Definition $\varepsilon^{\text{ampl}} = \frac{1}{2}(\varepsilon^{\text{max}} - \varepsilon^{\text{min}})$. Die Dehnungsamplitude ist ein wichtiger Eingangsparameter für die folgende "explizite" Berechnung mit dem Akkumulationsmodell.

Dabei wird die Akkumulation bleibender Verformungen infolge zyklischer Belastung ähnlich dem Problem des Kriechens bindiger Böden unter konstanter Last behandelt. Die Belastung der Gründung wird während der expliziten Berechnung auf dem Mittelwert F^{av} konstant gehalten, während das Akkumulationsmodell den Zuwachs der bleibenden Dehnung in den Bodenelementen infolge der zyklischen Belastung prognostiziert. Diese Berechnung erfolgt mit Inkrementen der Zyklenanzahl ΔN , die zu Beginn einer Berechnung klein (z.B. $\Delta N = 1$) und mit zunehmender Zyklenanzahl - aufgrund der abklingenden Akkumulationsraten - größer gewählt werden können (z.B. $\Delta N = 1000$). Die Dehnungsamplitude $\varepsilon^{\text{ampl}}$ wird während der expliziten Berechnung als konstant angenommen. Von Zeit zu Zeit sollte überprüft werden, ob sich das Feld der Dehnungsamplitude infolge von Spannungsumlagerungen oder Verdichtung verändert hat. Dazu wird ein implizit berechneter Kontrollzyklus zwischen die explizite Berechnung geschaltet (siehe Bild 1), in dem das Feld der Dehnungsamplitude aktualisiert wird. Im Anschluss an den Kontrollzyklus wird die explizite Berechnung fortgesetzt. Der Vorteil dieser Vorgehensweise gegenüber einer rein impliziten Berechnung liegt in der wesentlich geringeren Anzahl zu berechnender Inkremente, womit der Rechenaufwand und die Akkumulation numerischer Fehler klein gehalten wird. Diese Vorgehensweise unterliegt prinzipiell keiner Limitierung hinsichtlich der berechenbaren Zyklenanzahl.

3 Akkumulationsmodell

Das Akkumulationsmodell, dessen volle tensorielle Notation z.B. von Niemunis et al. [22] präsentiert wurde, soll hier der Einfachheit halber nur in einer Formulierung für axialsymmetrische Spannungszustände dargestellt werden. Im Folgenden ist σ'_1 die effektive vertikale und σ'_3 die effektive horizontale Spannung. Für den mittleren Druck gilt $p = (\sigma'_1 + 2\sigma'_3)/3$ und für die Deviatorspannung $q = \sigma'_1 - \sigma'_3$. Die vertikale bzw. horizontale Dehnung wird mit ε_1 bzw. ε_3 bezeichnet. Daraus kann die Volumendehnung $\varepsilon_v = \varepsilon_1 + 2\varepsilon_3$ und die Scherdehnung $\varepsilon_q = 2/3(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)$ berechnet werden.

Die folgenden Grundgleichungen des Akkumulationsmodells verknüpfen die durch die zyklische Belastung verursachten Änderungen des mittleren Druckes \dot{p} bzw. der Deviatorspannung \dot{q} mit den Raten der Volumendehnung $\dot{\varepsilon}_v$ bzw. Scherdehnung $\dot{\varepsilon}_q$:

$$\dot{p} = K (\dot{\varepsilon}_v - \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_v) \quad (1)$$

$$\dot{q} = 3G (\dot{\varepsilon}_q - \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_q) \quad (2)$$

Der Punkt über einem Symbol kennzeichnet eine Ableitung nach der Zyklenanzahl (z.B. $\dot{p} = \partial p / \partial N$, d.h. Änderung pro Zyklus). In den Gleichungen (1) und (2) sind der Kompressionsmodul K und der Schubmodul G die Komponenten einer isotropen elastischen Steifigkeit. Die Akkumulationsintensität $\dot{\varepsilon}^{\text{acc}}$ muss durch geeignete Gleichungen vorgegeben werden. Die volumetrische und deviatorische Komponente der Akkumulationsrichtung

m_v bzw. m_q legen fest, wie sich die Akkumulationsintensität auf Volumenverformung (Verdichtung / Auflockerung) und Scherverformung (Gestaltsänderung) aufteilt. Wie im Abschnitt 4 noch an einfachen Beispielen gezeigt wird, erhält man aus den Randbedingungen des betrachteten Problems entweder eine Veränderung der mittleren Spannung und/oder eine Akkumulation der Dehnung.

Die Akkumulationsintensität wird als Produkt von fünf Teilfunktionen berechnet:

$$\dot{\varepsilon}^{\text{acc}} = f_{\text{ampl}} \dot{f}_N f_e f_p f_Y \quad (3)$$

Diese Multiplikatoren, die in der Tabelle 1 zusammengestellt sind, berücksichtigen jeweils separat die Einflussparameter Dehnungsamplitude $\varepsilon^{\text{ampl}}$ (Funktion f_{ampl}), Zyklenanzahl N (Funktion \dot{f}_N), Porenzahl e (Funktion f_e), mittlerer Druck p^{av} (Funktion f_p) und mittleres Spannungsverhältnis $\eta^{\text{av}} = q^{\text{av}}/p^{\text{av}}$ (Funktion f_Y). Der Index "av" kennzeichnet den mittleren Wert einer Variable während eines Zyklus.

Die Funktion

$$f_N = C_{N1} [\ln(1 + C_{N2} N) + C_{N3} N], \quad (4)$$

die die Zunahme der bleibenden Dehnung mit der Anzahl der Zyklen beschreibt, bzw. ihre in der Tabelle 1 angegebene Ableitung \dot{f}_N gilt nur für den Spezialfall einer konstanten Dehnungsamplitude. Die Erweiterung des Gleichungssatzes auf veränderliche Amplituden (Zyklenpakete) wird im Abschnitt 6 diskutiert.

Für Richtungsänderungen der Zyklen, welche für OWEA infolge der sich ändernden Richtung der Belastung aus Wind und Wellen durchaus von Bedeutung sind, wurde ein weiterer Faktor f_π in Gleichung (3) eingeführt [22]. Für die in diesem Beitrag betrachteten zyklischen Belastungen mit gleichbleibender Richtung kann f_π jedoch zu eins gesetzt werden.

Das in der Funktion f_Y verwendete bezogene Spannungsverhältnis \bar{Y} kann folgendermaßen aus $\eta = q/p$ berechnet werden:

$$Y = \frac{27(3 + \eta)}{(3 + 2\eta)(3 - \eta)} \quad (5)$$

$$\bar{Y} = \frac{Y - 9}{Y_c - 9} \quad \text{mit} \quad Y_c = \frac{9 - \sin^2 \varphi_c}{1 - \sin^2 \varphi_c} \quad (6)$$

Versuche zeigen [23], dass die Akkumulationsrichtung im wesentlichen nur vom mittleren Spannungsverhältnis η^{av} abhängt und wie folgt beschrieben werden kann:

$$m_v = f \left[1 - \frac{(\eta^{\text{av}})^2}{M^2} \right] \quad (7)$$

$$m_q = 2 f \frac{\eta^{\text{av}}}{M^2} \quad (8)$$

mit

$$f = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{3} \left[1 - \frac{(\eta^{\text{av}})^2}{M^2} \right]^2 + 6 \left(\frac{\eta^{\text{av}}}{M^2} \right)^2}} \quad (9)$$

Funktion	Parameter
$f_{\text{ampl}} = (\varepsilon^{\text{ampl}}/10^{-4})^{C_{\text{ampl}}}$	C_{ampl}
$f_N = \frac{C_{N1}C_{N2}}{1 + C_{N2}N} + C_{N1}C_{N3}$	C_{N1}, C_{N2}, C_{N3}
$f_p = \exp[-C_p (p^{\text{av}}/(100 \text{ kPa}) - 1)]$	C_p
$f_Y = \exp(C_Y Y^{\text{av}})$	C_Y
$f_e = \frac{(C_e - e)^2}{1 + e} \frac{1 + e_{\text{max}}}{(C_e - e_{\text{max}})^2}$	C_e

Tabelle 1. Funktionen und Parameter für die Akkumulationsintensität ε^{acc} nach Gleichung (3)
Table 1. Functions and parameters for the intensity of accumulation ε^{acc} according to Equation (3)

und

$$M = \begin{cases} (1 + M_e/3) M_c & \text{für } \eta^{\text{av}} \leq M_e \\ (1 + \eta^{\text{av}}/3) M_c & \text{für } M_e < \eta^{\text{av}} < 0 \\ M_c & \text{für } \eta^{\text{av}} \geq 0 \end{cases} \quad (10)$$

Die kritischen Spannungsverhältnisse M_c für Kompression und M_e für Extension können unabhängig voneinander vorgegeben oder folgendermaßen aus dem kritischen Reibungswinkel φ_c berechnet werden:

$$M_c = \frac{6 \sin \varphi_c}{3 - \sin \varphi_c} \quad \text{und} \quad M_e = -\frac{6 \sin \varphi_c}{3 + \sin \varphi_c} \quad (11)$$

4 Prognose des Akkumulationsmodells für einfache Randwertprobleme

Die Grundgleichungen (1) und (2) prognostizieren in Abhängigkeit der Randbedingungen entweder eine Veränderung der mittleren Spannung oder eine Akkumulation der mittleren (bleibenden, akkumulierten) Dehnung. Weiterhin hängt es entsprechend den Gleichungen (7) bis (11) vom mittleren Spannungsverhältnis ab, zu welchen Anteilen Scher- oder Volumendehnungen bzw. isotrope oder deviatorische Spannungsänderungen stattfinden. Dies soll anhand des einfachen axialsymmetrischen Randwertproblems "Triaxialversuch" erläutert werden.

In einem dränierten Triaxialversuch mit Spannungszyklen kann eine Akkumulation der Verformungen unbehindert stattfinden. Die mittlere Spannung ist vorgegeben und ändert sich während der Zyklen nicht, d.h. es gilt $\dot{p} = 0$ und $\dot{q} = 0$. Die Grundgleichungen vereinfachen sich für diesen Fall zu:

$$\dot{\varepsilon}_v = \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_v \quad (12)$$

$$\dot{\varepsilon}_q = \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_q \quad (13)$$

Betrachtet werden im Folgenden die im Bild 2a in der p - q -Ebene dargestellten vier mittleren Spannungszustände. Bei einer axialen zyklischen Belastung ergeben sich in der p - q -Ebene eindimensionale Spannungspfade mit der Neigung 1:3. Im Fall "1" ist der mittlere Spannungszustand isotrop ($\sigma'_1 = \sigma'_3$), d.h. das mittlere Spannungsverhältnis beträgt $\eta^{\text{av}} = 0$. Aus den Gleichungen (7) und (8) erhält man für die Komponenten

der Akkumulationsrichtung

$$m_v = \sqrt{3} \quad (14)$$

$$m_q = 0 \quad (15)$$

und damit aus den Gln. (12) und (13):

$$\dot{\varepsilon}_v = \sqrt{3} \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} \quad (16)$$

$$\dot{\varepsilon}_q = 0 \quad (17)$$

Es wird also eine reine Akkumulation der Volumenverformung prognostiziert, eine Akkumulation der Scherverformung findet nicht statt. Dies ist schematisch im Bild 2b dargestellt. Bei einem mittleren Spannungsverhältnis, das dem kritischen Spannungsverhältnis $M = M_c$ entspricht (Fall "3" im Bild 2a, $\sigma'_1/\sigma'_3 \approx 3,5$), lauten die Komponenten der Akkumulationsrichtung

$$m_v = 0 \quad (18)$$

$$m_q = \sqrt{2/3} \quad (19)$$

womit man folgende Dehnungsraten erhält:

$$\dot{\varepsilon}_v = 0 \quad (20)$$

$$\dot{\varepsilon}_q = \sqrt{2/3} \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} \quad (21)$$

In diesem Fall akkumuliert sich also nur die Scherverformung, es findet keine Volumenänderung statt (siehe Schema in Bild 2d). Für Spannungsverhältnisse $0 < \eta^{\text{av}} < M_c$ (Fall "2") prognostizieren die Gleichungen sowohl eine Volumen- als auch eine Scherverformung (Bild 2c), wobei deren Anteile vom Spannungsverhältnis abhängen. Im überkritischen Bereich $\eta^{\text{av}} > M_c$ (Fall "4") wird der Ausdruck für die Volumendehnung negativ, d.h. es wird eine Auflockerung berechnet. Versuche [23] bestätigen das im Bild 2 schematisch dargestellte Akkumulationsverhalten.

Ein Beispiel, bei dem die Akkumulation der Verformungen durch die Randbedingungen teilweise verhindert wird, ist der undrännierte Triaxialversuch an vollständig wassergesättigten Proben mit Spannungszyklen. Bei diesem Versuch ist die Volumendehnung näherungsweise Null ($\dot{\varepsilon}_v = 0$). Der Mittelwert der Deviatorspannung bleibt während der Zyklen konstant, d.h. es gilt $\dot{q} = 0$. Die Grundgleichungen (1) und (2) vereinfachen sich für diesen Fall zu:

$$\dot{p} = -K \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_v = -\dot{u} \quad (22)$$

$$\dot{\varepsilon}_q = \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_q, \quad (23)$$

d.h. sie beschreiben eine Relaxation des mittleren Druckes \dot{p} und eine Akkumulation der Scherdehnung $\dot{\varepsilon}_q$. Die Rate der Porenwasserdruckakkumulation \dot{u} kann aus der Beziehung $\dot{u} = -\dot{p}$ berechnet werden. Die Aufteilung der Akkumulationsrate in Scherverformungen und Porenwasserdruckakkumulation hängt wie im dränierten Fall vom mittleren Spannungsverhältnis ab. Sie entspricht den in Bild 2 dargestellten Fällen mit dem Unterschied, dass an die Stelle der Volumendehnung ε_v

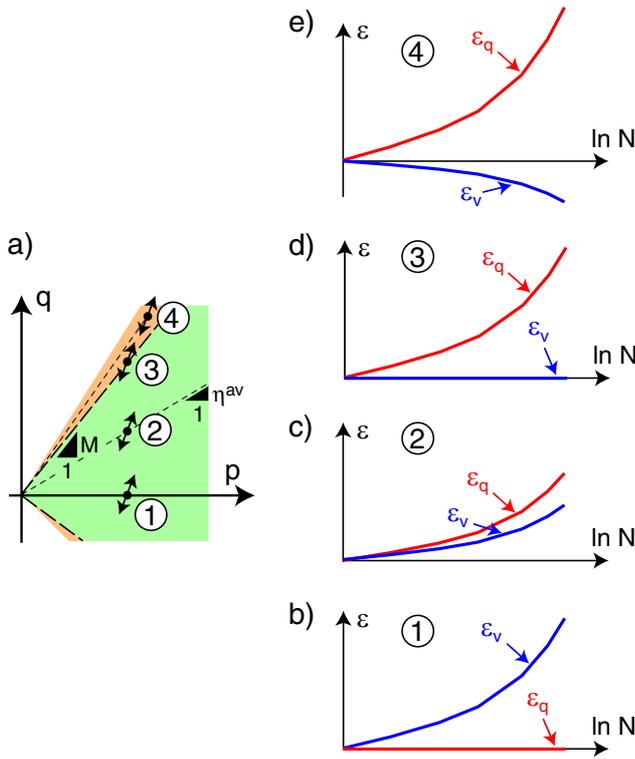


Bild 2. Dehnungsakkumulation für unterschiedliche Spannungsverhältnisse im dränierten zyklischen Triaxialversuch
 Fig 2. Strain accumulation for different stress ratios in drained cyclic triaxial tests

die Akkumulation des Porenwasserdruckes u tritt. Für den Spezialfall *isotroper* Anfangsspannungen (siehe Abschnitt 5.3.1) erhält man:

$$\dot{u} = \sqrt{3} K \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} \quad (24)$$

$$\dot{\varepsilon}_q = 0, \quad (25)$$

was schematisch als Fall "1" im Bild 3a,b dargestellt ist. Während die Volumendehnung im dränierten Fall nur durch das Erreichen der dichtesten Lagerung begrenzt wird, kann der Porenwasserdruck im undränierten Versuch für Spannungsverhältnisse $0 < \eta^{\text{av}} < M_c$ nur bis zu einem Grenzwert ansteigen, bei dem die effektive Spannung ein kritisches Spannungsverhältnis $\eta^{\text{av}} = M_c$ erreicht hat (Fall "2" im Bild 3a). Für $\eta^{\text{av}} = M_c$ (Fall "3") ist keine Porenwasserdruckakkumulation und für überkritische Spannungsverhältnisse (Fall "4") sind Unterdrücke zu erwarten.

Ein weiteres einfaches Randwertproblem, bei dem die Verformungsakkumulation vollständig unterbunden ist, ist der undränierte Triaxialversuch mit Wegzyklen, die in axialer Richtung auf die Probe aufgebracht werden. Hierbei gilt neben $\dot{\varepsilon}_v = 0$ auch $\dot{\varepsilon}_q = 0$ infolge von $\dot{\varepsilon}_1 = 0$. Somit vereinfachen sich die Grundgleichungen zu:

$$\dot{p} = -K \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_v \quad (26)$$

$$\dot{q} = -3G \dot{\varepsilon}^{\text{acc}} m_q \quad (27)$$

In diesem Fall führt die zyklische Belastung sowohl zu

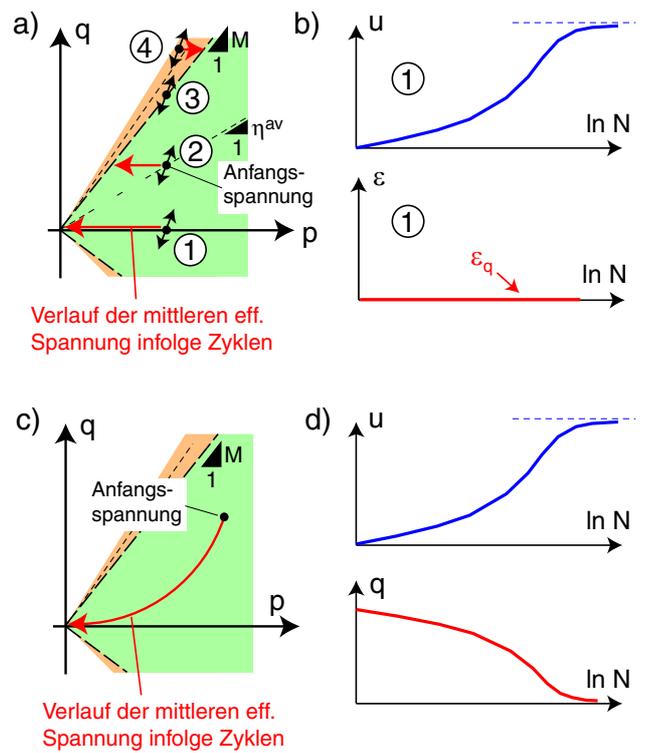


Bild 3. Spannungsänderung und Dehnungsakkumulation für unterschiedlich gesteuerte undränierte Triaxialversuche: a-b) mit Spannungszyklen, c-d) mit Dehnungszyklen
 Fig 3. Change of stress for undrained triaxial tests with different control: a-b) with stress cycles, c-d) with strain cycles

einer Relaxation des mittleren Druckes p , d.h. einer Porenwasserdruckakkumulation, als auch zu einer Abnahme der Deviatorspannung q (Bild 3d). Das Modell prognostiziert die in Bild 3c dargestellte Form des effektiven Spannungspfades, die im Abschnitt 5.3.2 noch durch Versuchsergebnisse belegt wird.

Den vorangegangenen Ausführungen ist zu entnehmen, dass die Parameter K und G der Steifigkeit nur bei behinderter Verformung eine Rolle spielen. Dann beeinflussen Sie jedoch in entscheidender Weise die prognostizierten Akkumulationsraten. Die experimentelle Bestimmung von K und G wird später noch im Abschnitt 5.3 erläutert.

Bei den meisten in-situ-Anwendungen mit zyklischer Belastung handelt es sich um gemischte Randwertprobleme, bei denen sowohl Verformungs- als auch Spannungsrandbedingungen vorgegeben sind. Ein Beispiel hierfür sind zyklisch horizontal belastete Monopiles, bei denen neben einer Verformungsakkumulation auch eine Spannungsänderung in horizontaler Richtung stattfindet.

5 Parameterkalibration

Für Berechnungen mit dem Akkumulationsmodell werden die folgenden Parameter benötigt:

- Die sieben Parameter C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y , C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} für die Akkumulationsintensität ε^{acc} (siehe Tabelle 1). Wenn der Effekt von Polarisationsänderungen (Faktor f_π) berücksichtigt werden soll, sind zwei weitere Parameter notwendig [22].
- Ein Parameter (kritischer Reibungswinkel φ_c) für die Komponenten der Akkumulationsrichtung m_q , m_v .
- Zwei Steifigkeitsparameter (Kompressionsmodul K , Schubmodul G).
- Die Parameter des konventionellen Stoffgesetzes für die impliziten Teile der Berechnung.

Für die Ermittlung der Parameter C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y , C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} für die Akkumulationsintensität ε^{acc} kommen drei unterschiedliche Vorgehensweisen in Betracht, die sich in Aufwand und Genauigkeit unterscheiden:

1. Bestimmung aller Parameter aus mindestens 11 zyklischen Triaxialversuchen mit unterschiedlichen Amplituden, Anfangslagerungsdichten und mittleren Spannungen (siehe Abschnitt 5.1).
2. Abschätzung eines Teils der Parameter aus Korrelationen mit der Korngrößenverteilungskurve (d_{50} , C_u) bzw. Indexgrößen (Porenzahl e_{min} bei dichtester Lagerung) (Abschnitt 5.2). Die restlichen Parameter sind aus zyklischen Triaxialversuchen zu bestimmen. So können z.B. die Parameter C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y aus den Korrelationen abgeschätzt und die Parameter C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} aus einem einzigen Versuch bestimmt werden. Diese Vorgehensweise wird als Mindeststandard empfohlen.
3. Abschätzung aller Parameter mit Hilfe der Korrelationen mit d_{50} , C_u und e_{min} . Da diese Korrelationen die Kornbeschaffenheit (Form, Rauigkeit, Mineralogie) bisher nicht berücksichtigen, ist diese Methode zur Zeit nur für sehr grobe Abschätzungen empfehlenswert. Eine entsprechende Erweiterung der Korrelationen ist in Arbeit.

Der kritische Reibungswinkel φ_c kann aus einem locker aufgeschütteten Kegel als Neigung der Kegel flanken ermittelt werden (Schüttkegelversuch). Für viele Granulate kann näherungsweise $\varphi_c = 33^\circ$ verwendet werden.

Die Bestimmung der Steifigkeitsparameter wird im Abschnitt 5.3 beschrieben.

5.1 Kalibration der Parameter C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y , C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} aus zyklischen Triaxialversuchen

Die Kalibration wird im Folgenden beispielhaft für einen gleichförmigen Feinsand ($d_{50} = 0,14$ mm, $C_u = d_{60}/d_{10} = 1,5$) gezeigt. Der gleiche Sand wird an unserem Institut auch in Modellversuchen [24] verwendet.

Dieser Sand wurde in 16 dränierten zyklischen Triaxialversuchen mit Kraftsteuerung untersucht, d.h. es wurden über die Mindestanzahl hinausgehend einige zusätzliche Versuche durchgeführt. Die Proben (Durchmesser 10 cm, Höhe 10 cm) wurden mittels trockenen Riesels präpariert. In jedem Versuch wurden 10^5 Lastzyklen mit einer Belastungsfrequenz von 0,2 Hz aufgebracht. Diese relativ geringe Belastungsfrequenz wurde gewählt, um eine vollständige Drainage während der Zyklen zu gewährleisten. Versuchsreihen mit Variation der Belastungsfrequenz zeigen, dass die Belastungsfrequenz für die Akkumulationsrate bei zyklischer Belastung von geringer Bedeutung ist [25]. Hinsichtlich der Wellenbelastung von OWEA ist die hier gewählte Frequenz durchaus realistisch.

Es wurden vier Versuchsreihen durchgeführt, in denen jeweils ein Parameter variiert wurde:

1. Spannungsamplitude q^{ampl}
2. Anfangsporenzahl e_0 bzw. relative Dichte $I_{D0} = (e_{\text{max}} - e_0)/(e_{\text{max}} - e_{\text{min}})$
3. Mittlerer Druck p^{av}
4. Mittleres Spannungsverhältnis $\eta^{\text{av}} = q^{\text{av}}/p^{\text{av}}$

Die jeweils anderen Parameter wurden innerhalb der Versuchsreihen konstant gehalten. Die Spannungspfade während der Zyklen sind schematisch im Bild 4 dargestellt.

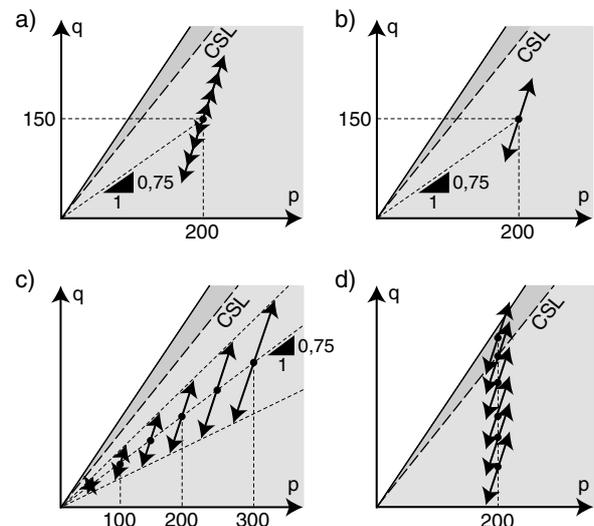


Bild 4. Spannungspfade in den zyklischen Triaxialversuchen zur Parameterkalibration. Versuchsreihen mit unterschiedlichen a) Spannungsamplituden, b) Lagerungsdichten, c) mittleren Drücken und d) mittleren Spannungsverhältnissen.

Fig 4. Stress paths in the cyclic triaxial tests for parameter calibration. Test series with different a) stress amplitudes, b) relative densities, c) average mean pressures and d) average stress ratios.

In den FE-Berechnungen wird die Verformung infolge des ersten "irregulären" Zyklus, die wesentlich größer

sein kann als in den folgenden "regulären" Zyklen, implizit mit dem konventionellen Stoffmodell berechnet. Die Gleichungen des Akkumulationsmodells beschreiben nur die Akkumulation infolge der regulären Zyklen. Für die Kalibration der Parameter des Akkumulationsmodells werden im Folgenden daher nur die Verformungen während der regulären Zyklen verwendet. Die regulären Zyklen werden mit dem Zyklenzahlzähler N gezählt, d.h. $N = 0$ kennzeichnet den Zeitpunkt zu Beginn des ersten regulären Zyklus.

Im Bild 5 sind typische Daten für die vertikale Dehnung ε_1 dargestellt, gemessen während der ersten 24 Zyklen sowie während jeweils fünf Zyklen bei $N = 50, 100, 200, \dots, 10^5$.

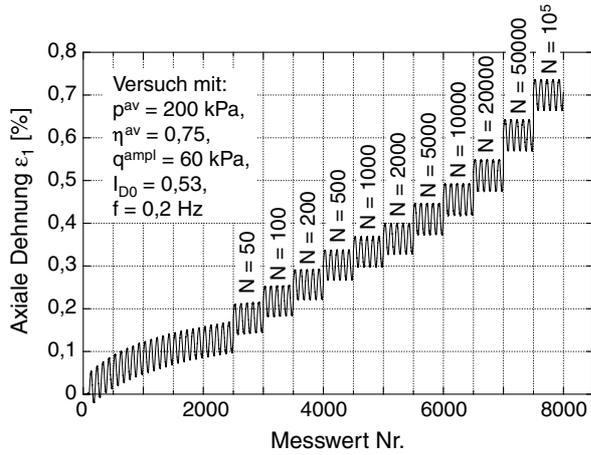


Bild 5. Vertikale Dehnung $\varepsilon_1(t)$ in einem dränierten zyklischen Triaxialversuch, gemessen während der ersten 24 Zyklen sowie während jeweils fünf Zyklen bei $N = 50, 100, 200, \dots, 10^5$.

Fig 5. Vertical strain $\varepsilon_1(t)$ measured during the initial phase of a drained cyclic triaxial test and during five cycles at $N = 50, 100, 200, \dots, 10^5$.

Die Zunahme der bleibenden Dehnung ε^{acc} (mit $\varepsilon = \sqrt{(\varepsilon_1)^2 + 2(\varepsilon_3)^3}$) mit der Zyklenanzahl ist in der linken Spalte von Diagrammen im Bild 6 dargestellt. Man sieht, dass die Rate der Dehnungsakkumulation mit zunehmender Spannungsamplitude (Bild 6a), abnehmender Dichte (Bild 6c) und zunehmendem Spannungsverhältnis (Bild 6g) anwächst. Für unterschiedliche mittlere Drücke wird in etwa die gleiche Akkumulationsrate beobachtet, wenn die Versuche mit dem gleichen Amplituden-Druck-Verhältnis $\zeta = q^{\text{ampl}}/p^{\text{av}}$ durchgeführt werden (Bild 6e).

Um den Parameter C_{ampl} zu bestimmen, wurde die in den Versuchen mit unterschiedlichen Spannungsamplituden gemessene bleibende Dehnung ε^{acc} im Bild 6b als Funktion der Dehnungsamplitude aufgetragen. Die unterschiedlichen Symbole kennzeichnen unterschiedliche Zyklenanzahlen. Für die Dehnungsamplitude wird ein über die Zyklenanzahl gemittelter Wert $\bar{\varepsilon}^{\text{ampl}} = 1/N \int \varepsilon^{\text{ampl}}(N)dN$ verwendet, da die Dehnungsamplitude in den kraftgesteuerten Versuchen mit der Zyklenanzahl variiert. In der Regel wird insbesondere während

der ersten 100 Zyklen eine Abnahme von $\varepsilon^{\text{ampl}}$ beobachtet [25]. Auf der Ordinate wurde die bleibende Dehnung durch die Porenzahlfunktion \bar{f}_e dividiert, um die Messdaten vom Einfluss leicht unterschiedlicher Anfangsporenzahlen und Verdichtungsraten zu bereinigen. Die Porenzahlfunktion wurde ebenfalls mit einem Mittelwert $\bar{e} = 1/N \int e(N)dN$ über die Zyklenanzahl berechnet (gekennzeichnet durch den Balken über f_e). An die Daten für eine bestimmte Zyklenanzahl wurde die Funktion $f = k (\bar{\varepsilon}^{\text{ampl}})^{C_{\text{ampl}}}$ mit einer nicht weiter verwendeten Konstante k angepasst (siehe durchgezogene Kurven in Bild 6b), woraus der Parameter C_{ampl} gewonnen wurde. Die für unterschiedliche Zyklenanzahlen erhaltenen C_{ampl} -Werte können gemittelt werden. Für den Feinsand ergab sich der Mittelwert zu $C_{\text{ampl}} = 1,32$ (Tabelle 2, Kalibrationsmethode "von Hand").

Zur Ermittlung des Parameters C_e wurden die Versuche mit unterschiedlichen Anfangslagerungsdichten herangezogen. Die gemessene bleibende Dehnung ist im Bild 6d in Abhängigkeit der Porenzahl dargestellt, wobei wieder der über N Zyklen gemittelte Wert \bar{e} verwendet wurde. Auf der Ordinate wurde die bleibende Dehnung durch die Amplitudenfunktion \bar{f}_{ampl} dividiert, um die Daten vom Einfluss leicht unterschiedlicher Dehnungsamplituden (infolge der porenzahlabhängigen Sekantensteifigkeit) zu bereinigen. Die Amplitudenfunktion wurde mit einem Mittelwert der Dehnungsamplitude $\bar{\varepsilon}^{\text{ampl}}$ berechnet. An die Daten wurde die Funktion $f = k (C_e - e)^2 / (1 + e)$ angepasst, woraus sich der Parameter C_e ergab. Der Mittelwert wurde für diesen Sand zu $C_e = 0,60$ bestimmt (Tabelle 2).

Da für das Diagramm in Bild 6b die Funktion \bar{f}_e mit dem Parameter C_e und für das Diagramm in Bild 6d die Funktion \bar{f}_{ampl} mit dem Parameter C_{ampl} benötigt wird, muss die Auswertung dieser beiden Parameter iterativ erfolgen. Als erste Schätzung für den Parameter C_e verwendet man am besten $C_e = 0,95e_{\text{min}}$ (siehe Abschnitt 5.2).

Anhand der Daten der Versuche mit unterschiedlichen mittleren Drücken wurde der Parameter C_p ermittelt. Dazu wurde die bleibende Dehnung durch die Porenzahl- und Amplitudenfunktion dividiert und im Bild 6f über dem Druck p^{av} aufgetragen. Die Bereinigung der Daten vom Einfluss der Amplitude offenbart, dass die Akkumulationsrate stark mit dem Druck abnimmt. Im Bild 6e ergeben sich dennoch ähnliche Akkumulationsverläufe, da eine Zunahme des Druckes (= Abnahme der Akkumulationsrate) bei einem konstant gehaltenem Amplitudenverhältnis $\zeta = q^{\text{ampl}}/p^{\text{av}}$ auch gleichzeitig eine Zunahme der Dehnungsamplitude (= Zunahme der Akkumulationsrate) bedeutet. Beide Effekte kompensieren sich in etwa. Passt man die Funktion $f = k \exp[-C_p (p^{\text{av}}/(100 \text{ kPa}) - 1)]$ an die Daten im Bild 6f an, so erhält man den Parameter C_p . Für den Feinsand ergab sich ein Mittelwert von $C_p = 0,24$ (Tabelle 2).

Der Parameter C_Y wurde aus den Versuchen mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen kalibriert. Dazu ist im Bild 6h die mit der Amplituden- und Porenzahl-

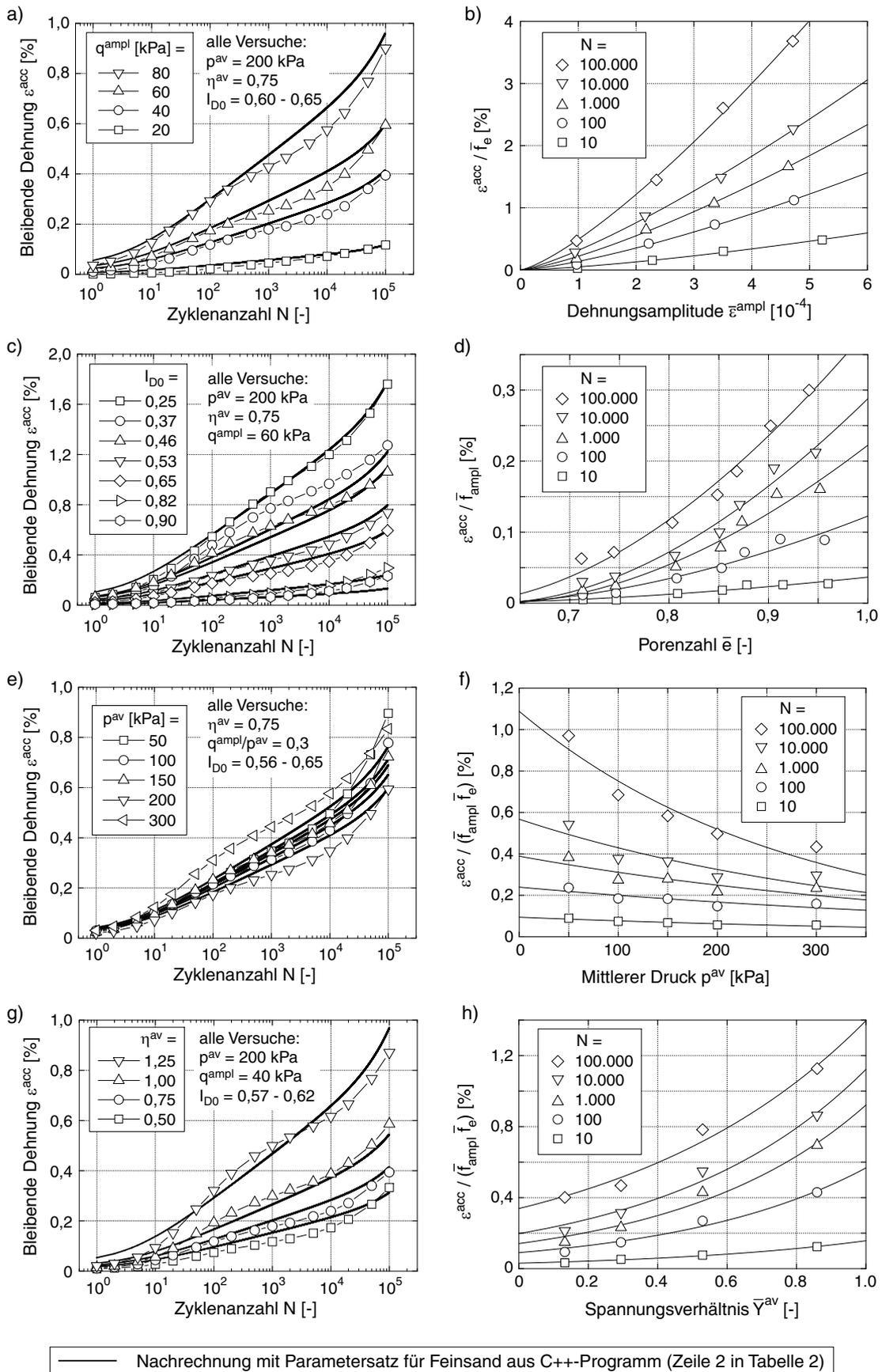


Bild 6. Ergebnisse dränierte zyklischer Triaxialversuche mit unterschiedlichen a,b) Amplituden, c,d) Anfangslagedichten I_{D0} , e,f) mittleren Drücken p^{av} und g,h) mittleren Spannungsverhältnissen η^{av} .
 Fig 6. Results of drained cyclic tests with different a,b) amplitudes, c,d) initial relative densities I_{D0} , e,f) average mean pressures p^{av} and g,h) average stress ratios η^{av} .

Sand	e_{\min}	e_{\max}	φ_c	C_i -Kalibration	C_{ampl}	C_e	C_p	C_Y	C_{N1}	C_{N2}	C_{N3}
Feinsand	0,677	1,054	33,1	von Hand	1,32	0,60	0,24	1,74	$3,03 \cdot 10^{-4}$	0,37	$2,36 \cdot 10^{-5}$
				C++ Programm	1,33	0,60	0,23	1,68	$2,95 \cdot 10^{-4}$	0,41	$1,90 \cdot 10^{-5}$
L16	0,356	0,673	33,2	C++ Programm	1,53	0,31	0,23	2,45	$7,92 \cdot 10^{-3}$	0,005	$8,0 \cdot 10^{-5}$

Tabelle 2. Indexgrößen und Parameter des Akkumulationsmodells für zwei Sande.
Table 2. Index quantities and parameters of the accumulation model for two sands.

funktion normierte akkumulierte Dehnung in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses \bar{Y}^{av} dargestellt. Eine Kurvenanpassung der Funktion $f = k \exp(C_Y \bar{Y}^{\text{av}})$ an die Messdaten lieferte den Parameter $C_Y = 1,74$ (Tabelle 2).

Nach Kalibration der Parameter C_{ampl} , C_e , C_p und C_Y können abschließend die Parameter C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} anhand der Daten aller durchgeführten Versuche ermittelt werden. Dazu werden die bleibenden Dehnungen durch die Funktionen \bar{f}_{ampl} , \bar{f}_e , \bar{f}_p und \bar{f}_Y dividiert und über der Zyklenanzahl N aufgetragen (Bild 7). An die Daten für den Feinsand wurde die Funktion f_N gemäß Gleichung (4) angepasst (durchgezogene Kurve in Bild 7). Für den Feinsand ergaben sich die Parameter zu $C_{N1} = 3,03 \cdot 10^{-4}$, $C_{N2} = 0,37$ und $C_{N3} = 2,36 \cdot 10^{-5}$.

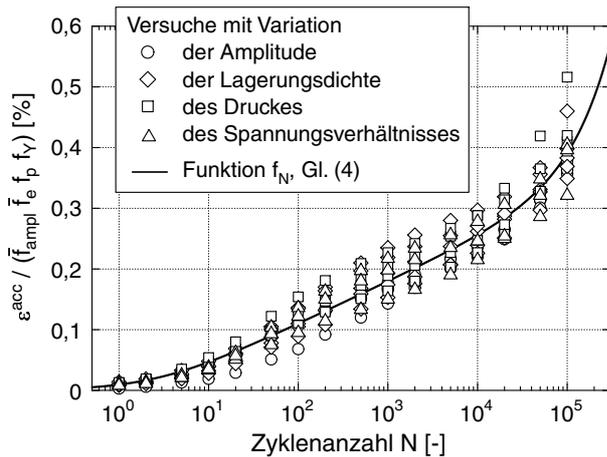


Bild 7. Ermittlung der Parameter C_{Ni} aus einer Anpassung der Funktion f_N an die Daten $\varepsilon^{\text{acc}}(N)/(\bar{f}_{\text{ampl}}\bar{f}_e\bar{f}_p\bar{f}_Y)$

Fig 7. Determination of parameters C_{Ni} from a fitting of the function f_N to the data $\varepsilon^{\text{acc}}(N)/(\bar{f}_{\text{ampl}}\bar{f}_e\bar{f}_p\bar{f}_Y)$

Alternativ können die Parameter auch durch "Ausprobieren" ermittelt werden. Zum Beispiel können die Akkumulationskurven im Bild 6a mit der Gleichung $\varepsilon^{\text{acc}}(N) = f_{\text{ampl}} f_N$ nachgerechnet werden. Die Parameter C_{ampl} und C_{N1} werden solange variiert, bis die gemessenen Akkumulationskurven reproduziert werden. Auf diese Weise wird der gesuchte Parameter C_{ampl} ermittelt. Die Vorgehensweise für die anderen Parameter ist analog. Für die Parameter C_{N2} und C_{N3} werden Schätzwerte angesetzt, z.B. auf Basis der im nächsten Abschnitt beschriebenen Korrelationen. Für die Dehnungsamplitude in der Funktion f_{ampl} wird zweckmäßigerweise ein über die gesamte Versuchsdauer gemittel-

ter Wert verwendet. Solch eine Parameterbestimmung mittels Kurvenanpassung wurde am IBF in Form eines C++ Programms umgesetzt, welches die Parameter solange variiert, bis ein Minimum des Quadrates der Abweichungen zwischen Mess- und Rechenwerten erreicht ist. Die auf diese Weise ermittelten Parameter sind in der zweiten Zeile von Tabelle 2 zusammengestellt. Sie unterscheiden sich nur geringfügig von den "von Hand" kalibrierten Parametern.

Die Qualität der Prognose des Akkumulationsmodells mit den Parametern aus Tabelle 2 kann durch eine Nachrechnung der zyklischen Triaxialversuche kontrolliert werden. Für die Versuche mit konstanter Spannungsamplitude (d.h. einer in etwa gleichbleibenden Dehnungsamplitude) kann dies vereinfacht mit Hilfe der Gleichung

$$\varepsilon^{\text{acc}}(N) = f_{\text{ampl}} f_e f_p f_Y f_N \quad (28)$$

erfolgen, wobei für die Dehnungsamplitude und die Potenzzahl Mittelwerte über den gesamten Versuchsverlauf angesetzt werden. Die im Bild 6 als fette durchgezogene Kurven eingetragenen Akkumulationsverläufe $\varepsilon^{\text{acc}}(N)$ wurden auf diese Weise generiert (mit Parametersatz für Feinsand aus C++ Programm). Beide in der Tabelle 2 angegebenen Parametersätze für den Feinsand liefern eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Nachrechnung. Der in der Tabelle 2 ebenfalls enthaltene Parametersatz für den Sand L16 wurde für die im Abschnitt 7 dokumentierten FE-Berechnungen verwendet.

5.2 Vereinfachte Kalibration anhand der Korngrößenverteilungskurve

Die im vorangegangenen Abschnitt beschriebene Bestimmung der Parameter C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y , C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} aus zyklischen Triaxialversuchen ist sehr aufwändig. Daher wurde eine vereinfachte Kalibrationsprozedur entwickelt, bei der die Parameter auf Basis der Korngrößenverteilungskurve abgeschätzt werden können.

Hierzu wurden die Daten von ca. 350 zyklischen Triaxialversuchen an reinen Quarzsanden mit unterschiedlichen Korngrößenverteilungskurven ausgewertet. 14 der getesteten Sande weisen in der halblogarithmischen Darstellung lineare Korngrößenverteilungskurven auf (Bild 8). Die Sande und Kiese L1 bis L7 (Bild 8a) haben unterschiedliche mittlere Korndurchmesser im Bereich $0,1 \text{ mm} \leq d_{50} \leq 3,5 \text{ mm}$, aber die gleiche Ungleichförmigkeitszahl $C_u = 1,5$. Die Sande L4 und L10 bis L16 (Bild 8b) weisen den gleichen mittleren Korn-

durchmesser $d_{50} = 0,6$ mm, aber unterschiedliche Ungleichförmigkeitszahlen im Bereich $1,5 \leq C_u \leq 8$ auf. Diese Korngrößenverteilungskurven wurden aus einem natürlichen Quarzsand mit rundkantiger Kornform zusammengestellt. Zusätzlich wurden acht Sande mit S-förmiger Korngrößenverteilungskurve getestet [26]. Für jedes Material wurden ähnliche Testserien durchgeführt, wie sie im Abschnitt 5.1 beschrieben wurden.

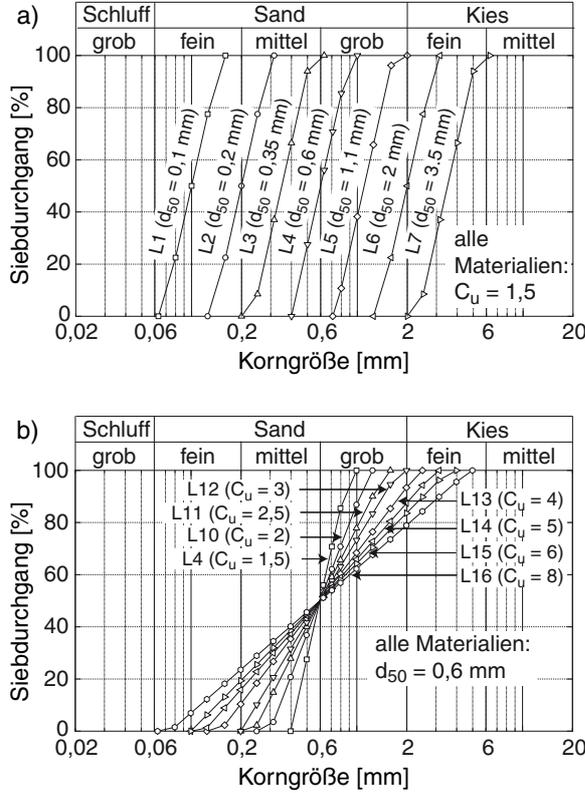


Bild 8. Korngrößenverteilungskurven, die für die vereinfachte Kalibrationsprozedur getestet wurden.
Fig 8. Grain size distribution curves tested for the simplified calibration procedure.

Einige der Akkumulationskurven $\varepsilon^{\text{acc}}(N)$, die in den Versuchen mit unterschiedlicher Amplitude für die verschiedenen Sande gemessen wurden, sind im Bild 9 dargestellt. Weitere Daten sind [26] und [27] zu entnehmen. Ein Vergleich der Diagramme in der ersten Reihe von Bild 9 zeigt, dass mit zunehmendem mittleren Durchmesser d_{50} des Testmaterials kleinere Akkumulationsraten gemessen wurden. Die Diagramme der zweiten Reihe in Bild 9 verdeutlichen, dass die Akkumulationsrate stark mit der Ungleichförmigkeitszahl C_u zunimmt. Diese Abhängigkeiten zeigt das Bild 10 noch deutlicher, in dem die bleibende Dehnung nach 10^4 Zyklen als Funktion von d_{50} bzw. C_u aufgetragen ist.

Für jedes Testmaterial wurden die Parameter C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y , C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} bestimmt. Die als fette durchgezogene Linien im Bild 9 eingetragenen Nachrechnungen mit dem Akkumulationsmodell zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsdaten. Die Parameter des Akkumulationsmodells wurden als Funktion der

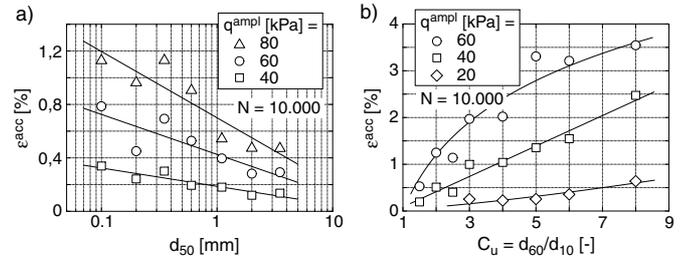


Bild 10. Bleibende Dehnung ε^{acc} nach 10^4 Zyklen als Funktion a) des mittleren Korndurchmessers d_{50} und b) der Ungleichförmigkeitszahl C_u .
Fig 10. Residual strain ε^{acc} after 10^4 cycles as a function of a) mean grain size d_{50} and b) coefficient of uniformity C_u .

Parameter d_{50} und C_u der Korngrößenverteilungskurve bzw. der Indexgröße e_{min} aufgetragen [27]. Einige dieser Diagramme sind im Bild 11 zusammengestellt. Daraus konnten die folgenden Korrelationen abgeleitet werden:

$$C_{\text{ampl}} = 1,70 \quad (29)$$

$$C_e = 0,95 \cdot e_{\text{min}} \quad (30)$$

$$C_p = 0,41 \cdot [1 - 0,34 (d_{50} - 0,6)] \quad (31)$$

$$C_Y = 2,60 \cdot [1 + 0,12 \ln(d_{50}/0,6)] \quad (32)$$

$$C_{N1} = 4,5 \cdot 10^{-4} \cdot [1 - 0,306 \ln(d_{50}/0,6)] \cdot [1 + 3,15 (C_u - 1,5)] \quad (33)$$

$$C_{N2} = 0,31 \cdot \exp[0,39 (d_{50} - 0,6)] \cdot \exp[12,3(\exp(-0,77C_u) - 0,315)] \quad (34)$$

$$C_{N3} = 3,0 \cdot 10^{-5} \cdot \exp[-0,84 (d_{50} - 0,6)] \cdot [1 + 7,85 (C_u - 1,5)]^{0,34} \quad (35)$$

Schätzt man die Materialparameter des Feinsandes, für den Versuchsergebnisse im vorangegangenen Abschnitt präsentiert wurden, mit Hilfe der Gleichungen (29) bis (35) ab, so überschätzt man die tatsächlich gemessenen Akkumulationsraten mit diesem Parametersatz um ca. den Faktor 2. Dies ist vermutlich auf die etwas eckigeren Körner des Feinsandes zurückzuführen, was noch weiter untersucht wird. Schätzt man nur C_{ampl} , C_e , C_p und C_Y aus (29) bis (32) ab und bestimmt C_{N1} , C_{N2} und C_{N3} aus einem einzigen Triaxialversuch, so können mit diesem Parametersatz auch die Akkumulationsverläufe der 15 weiteren zyklischen Triaxialversuche recht gut reproduziert werden. Daher wird empfohlen, für die Parameterbestimmung zumindest einen zyklischen Triaxialversuch durchzuführen.

5.3 Steifigkeitsparameter

5.3.1 Kompressionsmodul K

Den Kompressionsmodul K erhält man aus der Gleichung

$$K = \dot{u} / \dot{\varepsilon}_v^{\text{acc}}, \quad (36)$$

wobei die Rate der Porenwasserdruckakkumulation \dot{u} aus einem undrained und die Rate der Volumen-

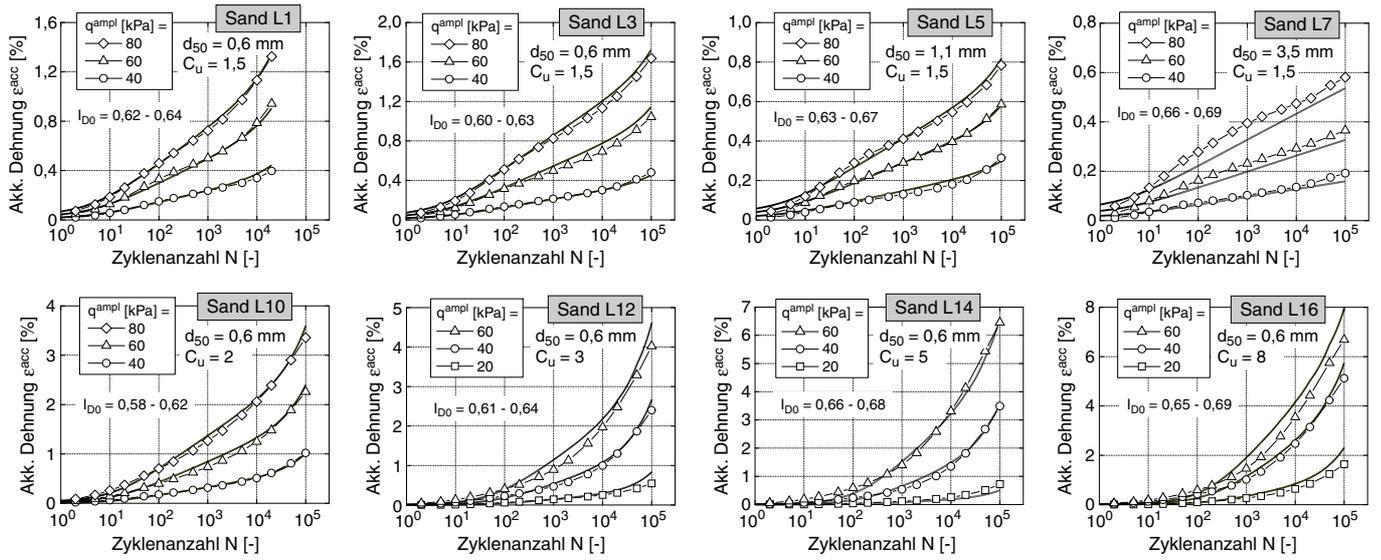


Bild 9. Akkumulationskurven $\varepsilon^{acc}(N)$, die in zyklischen Triaxialversuchen an unterschiedlichen Sanden gemessen wurden. Fette durchgezogene Linien = Nachrechnung mit dem Akkumulationsmodell.
 Fig 9. Accumulation curves $\varepsilon^{acc}(N)$ measured in cyclic triaxial tests on different sands. Thick solid curves = recalculation with accumulation model.

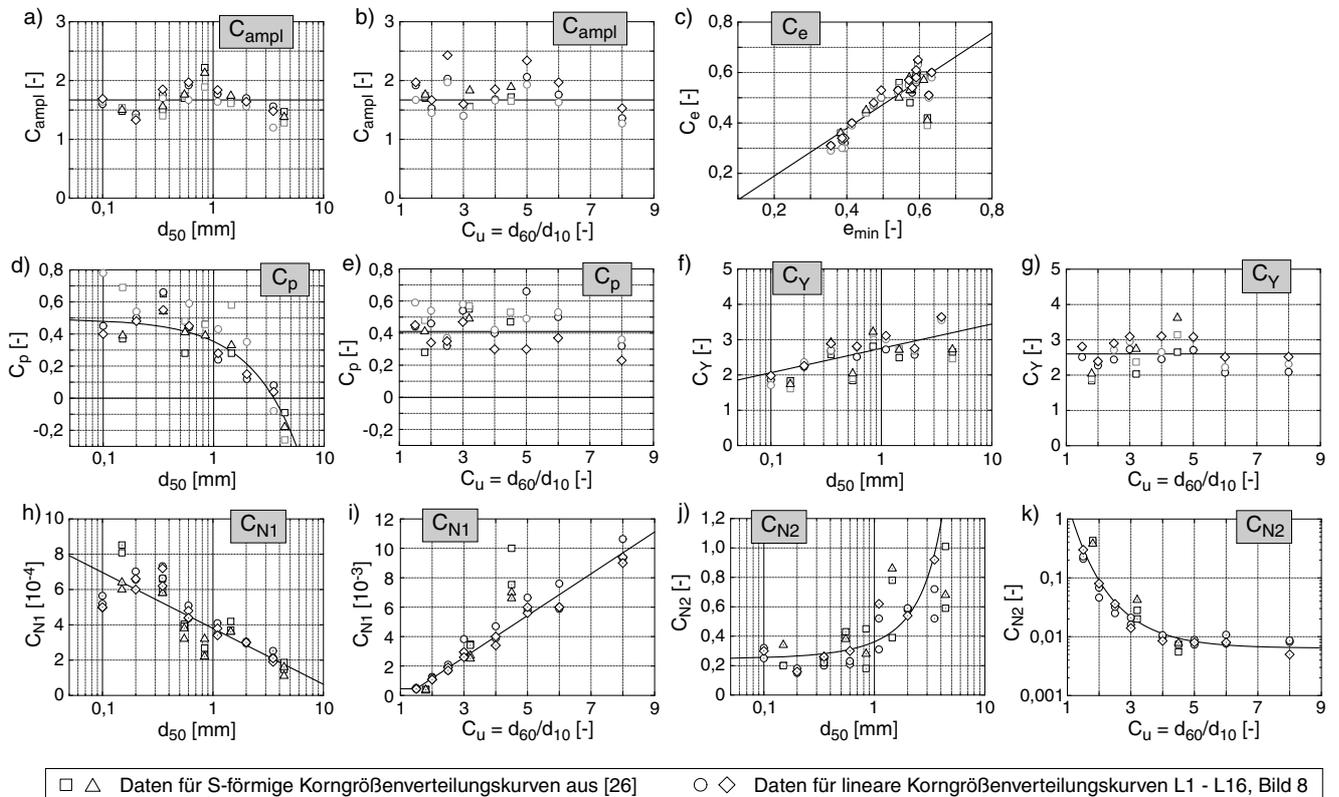


Bild 11. Korrelation der Parameter C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y , C_{N1} und C_{N2} mit d_{50} , C_u und e_{min} .
 Fig 11. Correlation of parameters C_{ampl} , C_e , C_p , C_Y , C_{N1} and C_{N2} with d_{50} , C_u and e_{min} .

dehnungsakkumulation $\dot{\epsilon}_v^{\text{acc}}$ aus einem dränierten zyklischen Versuch mit Kraftsteuerung bestimmt wird. Beide Versuche sollten ähnliche Anfangslagerungsdichten und gleiche Anfangsspannungen aufweisen. Auf beide Proben wird die gleiche Spannungsamplitude aufgebracht.

12 solcher Paare dräniertes und undränniertes Versuche mit Spannungszyklen wurden am Feinsand durchgeführt. Alle Proben wurden mitteldicht präpariert und isotrop konsolidiert. Unterschiedliche effektive Anfangsdrücke im Bereich $50 \text{ kPa} \leq p_0 \leq 300 \text{ kPa}$ wurden getestet. Für jeden Anfangsdruck wurden drei verschiedene Amplituden-Druck-Verhältnisse $\zeta = q^{\text{ampl}}/p_0 = 0,2, 0,25$ und $0,3$ untersucht. Das Bild 12 zeigt typische Ergebnisse eines undrännierten zyklischen Versuches. Bild 12a ist die Akkumulation des Porenwasserdruckes und die damit einhergehende Abnahme der effektiven Spannungskomponenten mit zunehmender Zyklusanzahl zu entnehmen. Das Bild 12b zeigt den zugehörigen effektiven Spannungspfad in der p - q -Ebene. Weitere Ergebnisse wurden in [28] veröffentlicht.

Die Abnahme der effektiven Spannung und Zunahme der Dehnungsamplitude im undrännierten Versuch und die Verdichtung im dränierten Versuch bedeuten eine Divergenz der Versuchsrandbedingungen mit zunehmender Zyklusanzahl, die vor der Auswertung der Gleichung (36) durch geeignete Korrekturfaktoren kompensiert werden muss. Diese Korrektur ist ausführlich in [29] und [28] beschrieben. Das Bild 13 zeigt den aus den 24 Versuchen am Feinsand ermittelten Kompressionsmodul als Funktion des Druckes. Die Zunahme von K mit dem Druck kann durch

$$K = A (p_{\text{atm}})^{1-n} p^n \quad (37)$$

mit $p^{\text{atm}} = 100 \text{ kPa}$ und zwei Konstanten $A = 440$ und $n = 0,50$ beschrieben werden. Für einen Mittelsand wurden zuvor ähnliche Parameter $A = 467$ und $n = 0,46$ erhalten [29]. Es konnte kein wesentlicher Einfluss der Amplitude auf K festgestellt werden. Die Einflüsse der Porenzahl und des Anfangsspannungsverhältnisses auf den Kompressionsmodul werden zur Zeit noch untersucht. Eine Abhängigkeit von der Korngrößenverteilungskurve und Kornform wird ebenfalls getestet. Die Entwicklung einer vereinfachten Kalibrationsprozedur für K ist geplant. Für die praktische Anwendung werden bis auf weiteres die für Fein- und Mittelsand experimentell bestimmten Parameter empfohlen.

In [29] und [28] wird gezeigt, dass sowohl die Akkumulation der Volumendehnung in den dränierten Versuchen als auch die Akkumulation des Porenwasserdruckes in den undrännierten Versuchen unter Ansatz von K nach Gleichung (37) gut nachgerechnet werden können.

5.3.2 Schubmodul G bzw. Querdehnzahl ν

Der Schubmodul G kann via

$$G = \frac{3(1-2\nu)}{2(1+\nu)} K \quad (38)$$

aus dem Kompressionsmodul K und der Querdehnzahl ν berechnet werden. Die Querdehnzahl ν kann aus einem

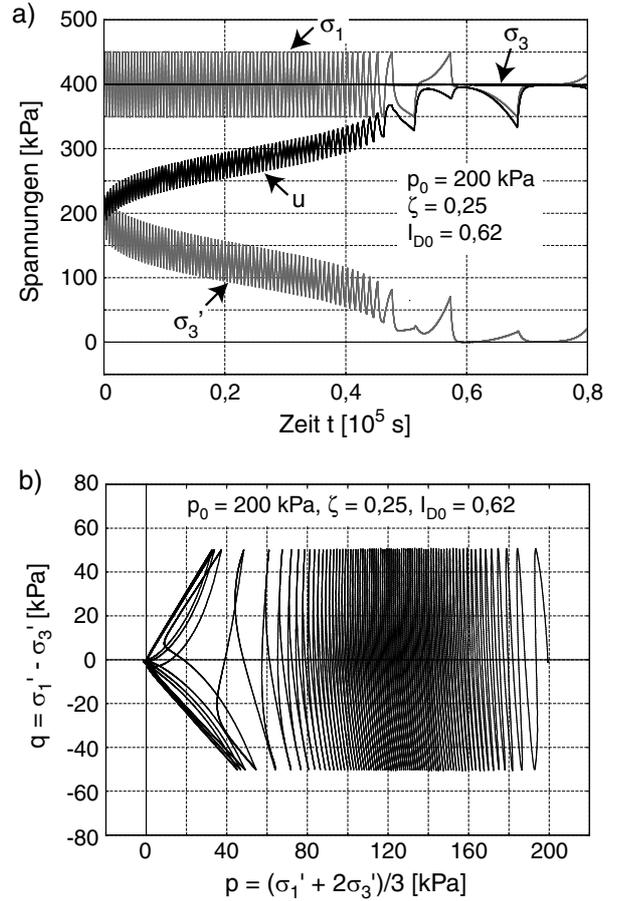


Bild 12. a) Entwicklung der Spannungskomponenten und b) effektiver Spannungspfad in einem spannungsgesteuerten undrännierten zyklischen Triaxialversuch an Feinsand.

Fig 12. a) Development of stress components and b) effective stress path in a stress-controlled undrained cyclic triaxial test on fine sand

undrännierten Triaxialversuch mit anisotropen Anfangsspannungen und Wegzyklen ermittelt werden. Berechnet man für diesen Versuchstyp das Verhältnis der durch die Gleichungen (26) und (27) vorgegebenen Raten \dot{q} und \dot{p} , so erhält man einen von der Querdehnzahl ν abhängigen Ausdruck:

$$\frac{\dot{q}}{\dot{p}} = \frac{3G}{K} \frac{m_q}{m_v} = \frac{9(1-2\nu)}{2(1+\nu)} \frac{2\eta^{\text{av}}}{M^2 - (\eta^{\text{av}})^2} \quad (39)$$

Das Verhältnis \dot{q}/\dot{p} beschreibt die Entwicklung des effektiven Spannungspfades in der p - q -Ebene infolge zyklischer Belastung. Aus dem Verlauf des effektiven Spannungspfades kann somit auf die Querdehnzahl ν zurückgeschlossen werden. Ein Beispiel solch eines Versuches ist im Bild 14 dargestellt. Aus zahlreichen ähnlichen Versuchen mit unterschiedlichen Anfangsspannungszuständen, Amplituden und Lagerungsdichten [30] konnte geschlossen werden, dass eine Querdehnzahl von $\nu = 0,32$ die meisten gemessenen effektiven Spannungspfade gut reproduzieren kann. Für die praktische Anwendung wird daher der Ansatz von $\nu = 0,32$ empfo-

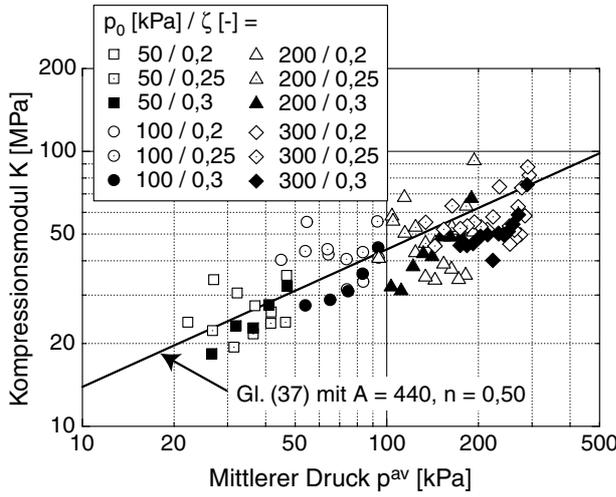


Bild 13. Druckabhängiger Kompressionsmodul $K = \dot{u}/\dot{\varepsilon}_v^{acc}$, abgeleitet aus 12 Paaren dräniertes und undräniertes zyklischer Versuche an Feinsand.

Fig 13. Pressure-dependent bulk modulus $K = \dot{u}/\dot{\varepsilon}_v^{acc}$ derived from 12 pairs of drained and undrained cyclic tests performed on fine sand.

len.

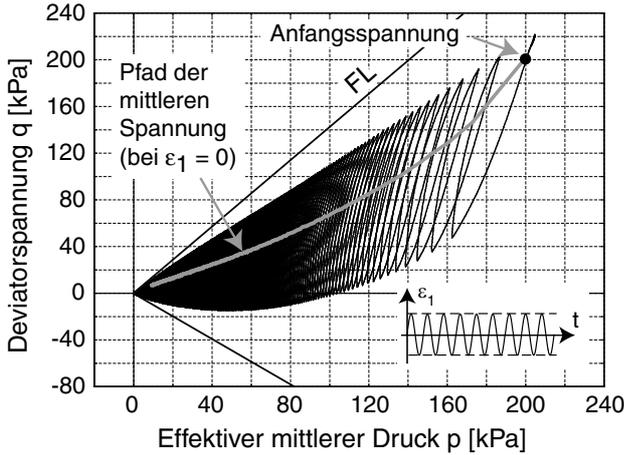


Bild 14. Effektiver Spannungspfad in einem undränierten Triaxialversuch mit anisotropen Anfangsspannungen und Dehnungszyklen.

Fig 14. Effective stress path in an undrained triaxial test with anisotropic consolidation stresses and strain cycles.

6 Anwendung auf Zyklenpakete

Für eine gleichbleibende Dehnungsamplitude kann die Akkumulation der bleibenden Dehnung direkt mit Hilfe der Gleichung (28) berechnet werden. Für Belastungen mit variierender Amplitude ist Gleichung (28) in dieser Form jedoch nicht mehr anwendbar. Die zyklische Vorbelastung kann dann nicht mehr nur durch die Zyklenanzahl N quantifiziert werden. Die Amplitude der Zyklen in der Vergangenheit muss in einer Variable für die zyklische Vorbelastung ebenfalls berücksichtigt werden. Zur Herleitung einer geeigneten Variable wird die

Ableitung der Funktion f_N zunächst in zwei Teile zerlegt:

$$\dot{f}_N = \frac{C_{N1}C_{N2}}{1 + C_{N2}N} + C_{N1}C_{N3} = \dot{f}_N^A + \dot{f}_N^B \quad (40)$$

Das Produkt aus f_{ampl} und \dot{f}_N wird mit \dot{g} bezeichnet:

$$\dot{g} = f_{ampl} \dot{f}_N = f_{ampl} (\dot{f}_N^A + \dot{f}_N^B) = \dot{g}^A + \dot{g}^B \quad (41)$$

Für die Quantifizierung der Vorgeschichte wird nur der Anteil \dot{g}^A benötigt, da nur dieser Anteil von der Zyklenanzahl abhängt. Für eine Belastung mit konstanter Amplitude kann die Vorbelastungsvariable g^A wie folgt ermittelt werden:

$$\begin{aligned} g^A &= \int \dot{g}^A dN = \int f_{ampl} \dot{f}_N^A dN \\ &= f_{ampl} C_{N1} \ln(1 + C_{N2}N) \end{aligned} \quad (42)$$

Stellt man diese Gleichung nach N um, erhält man

$$N = \frac{1}{C_{N2}} \left[\exp\left(\frac{g^A}{f_{ampl} C_{N1}}\right) - 1 \right] \quad (43)$$

Das Einsetzen von Gleichung (43) in \dot{f}_N^A gemäß Gleichung (40) liefert:

$$\dot{f}_N^A = C_{N1}C_{N2} \exp\left(-\frac{g^A}{f_{ampl} C_{N1}}\right) \quad (44)$$

und damit eine Beziehung zwischen der Rate der Vorbelastungsvariable \dot{g}^A und dem aktuellen Wert der Vorbelastungsvariable g^A :

$$\dot{g}^A = f_{ampl} C_{N1}C_{N2} \exp\left(-\frac{g^A}{f_{ampl} C_{N1}}\right) \quad (45)$$

Die Rate der Variable g^B ist unabhängig von der zyklischen Vorbelastung:

$$\dot{g}^B = f_{ampl} C_{N1}C_{N3} \quad (46)$$

Die Vorgehensweise einer inkrementellen Berechnung mit diesen Gleichungen soll im folgenden anhand eines dränierten zyklischen Triaxialversuches mit Kraftzyklen gezeigt werden. Zunächst muss ein Anfangswert der Vorbelastungsvariable g^A gewählt werden. Für eine frisch gerieselte Probe kann man z.B. $g_0^A = 0$ wählen. Für jedes Inkrement ΔN der Zyklenanzahl verläuft die Berechnung dann folgendermaßen:

1. Berechnung von \dot{f}_N^A aus Gleichung (44) mit dem aktuellen Wert der Vorbelastungsvariable g^A , Berechnung von $\dot{f}_N^B = C_{N1}C_{N3}$ und daraus $\dot{f}_N = \dot{f}_N^A + \dot{f}_N^B$
2. Berechnung der Akkumulationsrate $\dot{\varepsilon}^{acc}$ aus Gleichung (3)
3. Berechnung der Rate der Volumendehnung $\dot{\varepsilon}_v$ und der Rate der Scherdehnung $\dot{\varepsilon}_q$ aus den Gleichungen (12) und (13).

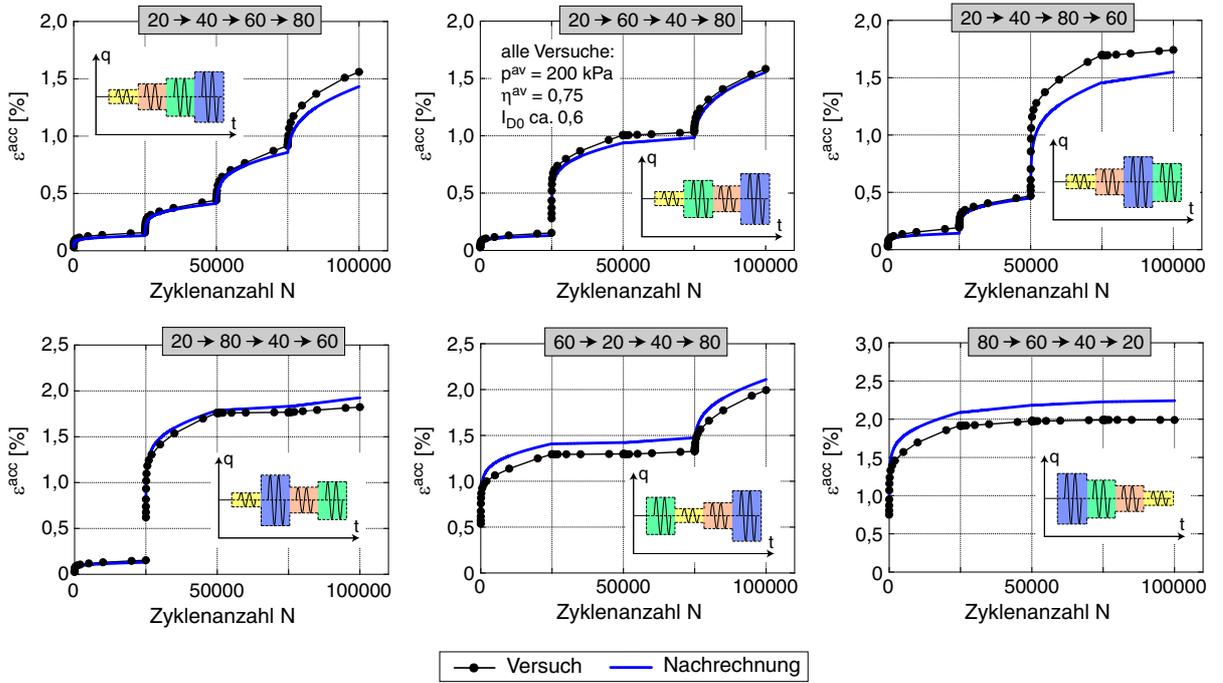


Bild 15. Akkumulation der Dehnung in Triaxialversuchen, in denen Zyklenpakete mit den Amplituden $q^{ampl} = 20, 40, 60$ und 80 kPa in verschiedenen Reihenfolgen aufgebracht wurden: Vergleich der Experimente [31] und der Nachrechnungen mit dem Akkumulationsmodell.

Fig 15. Accumulation of strain in triaxial tests with packages of cycles with amplitudes $q^{ampl} = 20, 40, 60$ and 80 kPa applied in different sequences: Comparison of experiment and recalculation with the accumulation model.

4. Berechnung der Inkremente der Volumen- und der Scherdehnung $\Delta\varepsilon_v = \dot{\varepsilon}_v \Delta N$ und $\Delta\varepsilon_q = \dot{\varepsilon}_q \Delta N$, Aktualisierung der Volumen- und der Scherdehnung $\varepsilon_v(N + \Delta N) = \varepsilon_v(N) + \Delta\varepsilon_v$ und $\varepsilon_q(N + \Delta N) = \varepsilon_q(N) + \Delta\varepsilon_q$
5. Berechnung der Rate der Vorbelastungsvariable \dot{g}^A aus Gleichung (45), unter Verwendung des aktuellen Wertes der Vorbelastungsvariable g^A
6. Berechnung des Inkrementes der Vorbelastungsvariable $\Delta g^A = \dot{g}^A \Delta N$, Aktualisierung der Vorbelastungsvariable $g^A(N + \Delta N) = g^A(N) + \Delta g^A$. Diese aktualisierte Vorbelastungsvariable wird dann als Eingangswert für die Berechnung des nächsten Inkrements ΔN der Zyklenanzahl verwendet.

Mit der Ratenformulierung des Akkumulationsmodells können neben Änderungen der Amplitude auch Änderungen der Porenzahl und der mittleren Spannung berücksichtigt werden. In [32] wurden Gleichungen für eine einfache Handrechnung von Zyklenpaketen mit dem Akkumulationsmodell präsentiert.

Die Prognosequalität kann durch Nachrechnungen von Triaxialversuchen mit Zyklenpaketen überprüft werden. Das Bild 15 zeigt solche Nachrechnungen der in [31] dokumentierten Versuche, in denen Pakete mit jeweils 25000 Zyklen und den Amplituden $q^{ampl} = 20, 40, 60$ und 80 kPa in unterschiedlichen Reihenfolgen appliziert wurden. Die Übereinstimmung von Experiment und Nachrechnung ist zufriedenstellend. Die Ex-

perimente bestätigen näherungsweise die Miner'sche Regel, wonach die Reihenfolge der Zyklen für den Endwert der bleibenden Verformungen eine untergeordnete Rolle spielt. Hinsichtlich einer detaillierten Diskussion der Versuchsergebnisse sei auf [31] verwiesen. Die Gleichungen des Akkumulationsmodells mit der Vorbelastungsvariable g^A setzen die Miner'sche Regel näherungsweise um. In [32] wird gezeigt, dass die Gleichungen auch näherungsweise den in der Literatur zu OWEA-Gründungen häufig zitierten Ansatz von Stewart [33] für Zyklenpakete abbilden. Aus Bild 15 kann - zumindest für die Elementebene - indirekt eine Bestätigung dieses Ansatzes geschlossen werden.

In [32] wird demonstriert, dass die im Entwurf der EA Pfähle (2011) [34] angegebenen Gleichungen (D4.1) und (D4.2) für mehr als zwei Zyklenpakete weder den Ansatz nach Stewart abbilden, noch die Miner'sche Regel erfüllen. Diese auch in den Anwendungshinweisen für den Standard "Konstruktive Ausführung von Offshore-Windenergieanlagen" des BSH enthaltenen Gleichungen sollten nach Meinung der Autoren nicht mehr verwendet werden, sondern gegen die Gleichungen (7) und (8) in [32] ausgetauscht werden.

7 Exemplarische FE-Berechnungen

7.1 Monopile

Exemplarisch wurde ein Monopile mit dem Innendurchmesser $d_i = 5.00$ m, dem Außendurchmesser $d_a = 5.09$ m und einer Einbindetiefe von ca. 30 m berechnet (siehe Schema im Bild 16). Das FE-Programm Abaqus 6.7

Sand	h_s [MPa]	n [-]	α [-]	β [-]	e_{i0} [-]	e_{c0} [-]	e_{d0} [-]
Feinsand	862,6	0,32	0,21	1,5	1,212	1,054	0,677
L16	1284	0,42	0,10	0,77	0,356	0,673	0,774

Tabelle 3. Hypoplastische Parameter für zwei Sande.
Table 3. Hypoplastic parameters for two sands

R [-]	m_T [-]	m_R [-]	β_R [-]	χ [-]
10^{-4}	2,3	4,6	0,2	2,8

Tabelle 4. Parameter der intergranularen Dehnung für beide Sande.
Table 4. Parameters of intergranular strain for both sands

wurde in Kombination mit einer Benutzeroutine Umat verwendet, in der sowohl das hypoplastische Stoffmodell mit intergranularer Dehnung als auch das Akkumulationsmodell implementiert sind. Die relativ grobe FE-Diskretisierung ist im Bild 16 dargestellt. Da bisher nur eine zyklische Belastung mit konstanter Richtung betrachtet wurde, konnte die Symmetrie des Systems ausgenutzt und nur eine Hälfte des Problems modelliert werden. Es wurden 3D-Kontinuumsэлеmente mit reduzierter Integration (C3D8R) verwendet. Der Boden wurde im Umkreis von 20 m um den Pfahl herum und bis in eine Tiefe von 20 m unterhalb der Pfahlspitze modelliert. Das Stahlrohr wurde bis in eine Höhe von 1 m oberhalb des Meeresbodens abgebildet. Der Elastizitätsmodul des Stahlrohres wurde mit Ausnahme des oberen Meters zu $E = 2,1 \cdot 10^8$ kPa angesetzt. Im oberen Randbereich wurde zum Zwecke der Lastverteilung eine größere Steifigkeit $E = 10^{10}$ kPa verwendet. An der inneren und äußeren Kontaktfläche zwischen Boden und Pfahl wurde ein Mohr-Coulomb-Kontakt mit einem Reibungsbeiwert von $\mu = 0,5$ angeordnet. Das Biegemoment M wurde als ein Paar vertikaler Kräfte auf zwei in der Symmetrieachse liegende Knoten aufgebracht (Bild 16). Die Querkraft Q wurde gleichmäßig auf diese beiden Knoten aufgeteilt. Die Vertikallast V infolge des Eigengewichtes der aufgehenden Konstruktion wurde gleichmäßig auf alle Knoten im Bereich des Pfahlkopfes verteilt. Im Boden wurde eine homogene Verteilung der Anfangsporenzahl angenommen. Der Anfangswert des Seitendruckbeiwertes wurde zu $K_0 = 0,5$ gewählt.

Für die im Bild 17a-c dargestellten Berechnungen wurden die in den Tabellen 3 und 4 zusammengestellten Parameter der Hypoplastizität (experimentell bestimmt nach Herle [35]) und der intergranularen Dehnung für den Feinsand verwendet. Die Parameter der intergranularen Dehnung wurden anhand der in den zyklischen Triaxialversuchen gemessenen Dehnungsamplituden kalibriert. Für das Akkumulationsmodell wurden die Parameter aus Tabelle 2, Zeile 2 angesetzt.

Die Belastung wurde in folgenden Schritten aufgebracht:

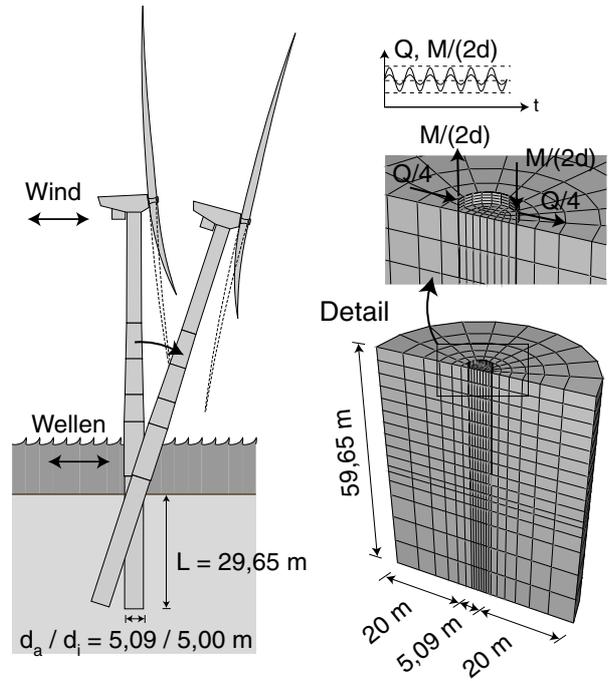


Bild 16. FE-Modell einer Monopilegründung.
Fig 16. FE model of a monopile foundation.

1. Aufbringung des Eigengewichtes des Bodens mit den geostatischen Anfangsspannungen (ohne Generierung von Verformungen). Das Eigengewicht des Pfahls wird teilweise aktiviert (bis Wichte = Bodenwichte).
2. Aufbringen der Vertikalkraft $V \approx 9250$ kN, die den restlichen Anteil des Pfahleigengewichts sowie das Eigengewicht des aufgehenden OWEA-Turms inklusive Generator repräsentiert.
3. Aufbringen der Mittelwerte des Biegemomentes (M^{av}) und der Querkraft (Q^{av}).
4. Berechnung des ersten Zyklus mit dem hypoplastischen Stoffmodell mit intergranularer Dehnung. Die zyklische Belastung mit den Amplituden M^{ampl} und Q^{ampl} wurde den Mittelwerten M^{av} und Q^{av} dabei sinusförmig überlagert.
5. Berechnung des zweiten Zyklus mit dem hypoplastischen Stoffmodell mit intergranularer Dehnung. Während dieses Zyklus wird der Dehnungspfad in jedem Integrationspunkt gespeichert. Aus diesem Dehnungspfad wird die Dehnungsamplitude ε^{ampl} berechnet, welche als Input der Amplitudenfunktion f_{ampl} für die anschließende Berechnung mit dem Akkumulationsmodell dient.
6. Berechnung der bleibenden Verformungen infolge von $N = 10^6$ Zyklen mit dem Akkumulationsmodell. Während dieser Berechnung werden die äußeren Lasten auf ihren Mittelwerten M^{av} und Q^{av} konstant gehalten. Auf die im Abschnitt 2 beschriebenen Kontrollzyklen zur Aktualisierung des Feldes der Dehnungsamplitude wurde in diesen Berechnungen verzichtet.
Es wurden Berechnungen mit unterschiedlichen Mit-

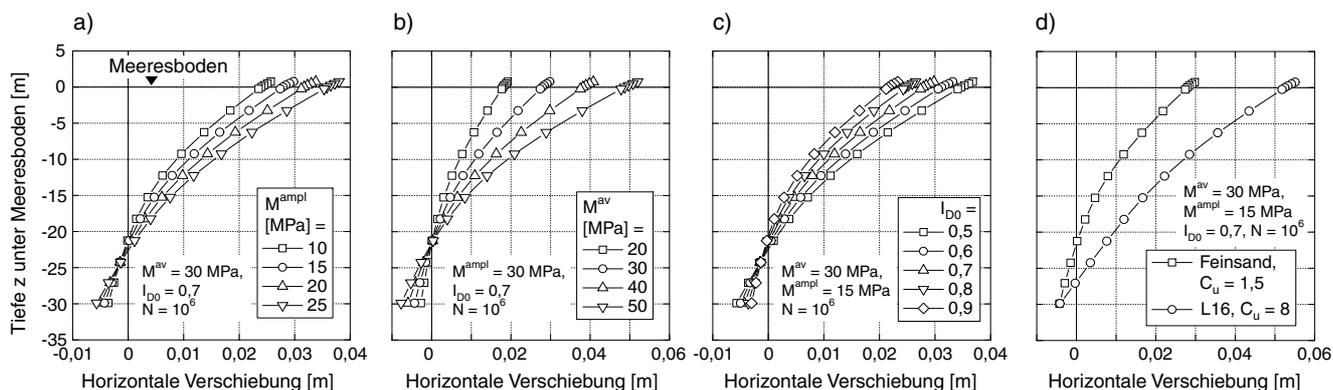


Bild 17. Ergebnisse exemplarischer FE-Berechnungen am Monopile mit unterschiedlichen a) Amplituden, b) Mittelwerten, c) Lagerungsdichten und d) Bodenparametern. Dargestellt ist die horizontale Verschiebung des Pfahls als Funktion der Tiefe z unterhalb des Meeresbodens.

Fig 17. Results of exemplary FE calculations of a monopile with different a) amplitudes, b) average values, c) soil densities and d) soil parameters. The horizontal displacement of the pile is shown as a function of depth z below seabed.

telwerten M^{av} und Amplituden M^{ampl} des Biegemomentes sowie mit verschiedenen Anfangslagerungsdichten durchgeführt. Das Verhältnis von Biegemoment und Querkraft wurde für alle Berechnungen bei $M/Q = 37,0$ m konstant gehalten. Bild 17a zeigt die berechneten Pfahlverformungen nach $N = 10^6$ Zyklen mit unterschiedlichen Amplituden im Bereich $10 \text{ MNm} \leq M^{ampl} \leq 25 \text{ MNm}$. Ergebnisse von Berechnungen mit unterschiedlichen Mittelwerten $20 \text{ MNm} \leq M^{av} \leq 50 \text{ MNm}$ des Biegemomentes sind im Bild 17b dargestellt, während das Bild 17c die Pfahlverformungen für unterschiedliche Anfangslagerungsdichten im Bereich $0,5 \leq I_{D0} \leq 0,9$ präsentiert. Die prognostizierten bleibenden Pfahlverformungen steigen mit der Amplitude M^{ampl} , mit zunehmendem Mittelwert M^{av} und mit einer abnehmenden Lagerungsdichte des Bodens. Diese Abhängigkeiten waren auf Basis der im Abschnitt 5.1 beschriebenen Ergebnisse aus Elementversuchen zu erwarten und stimmen mit Beobachtungen in Modellversuchen [7, 18, 36] überein.

Im Bild 17d sind Berechnungen dargestellt, in denen Parameter für den ungleichförmigen Sand L16 ($C_u = 8$, siehe Korngrößenverteilungskurve in Bild 8) verwendet wurden (Tabellen 2,3,4) Für den ungleichförmigen Sand werden deutlich größere Pfahlkopfverschiebungen prognostiziert als für den gleichförmigen Feinsand.

Das Bild 18 zeigt die Entwicklung der bleibenden Pfahlkopfverformungen mit der Zyklenanzahl in zwei Berechnungen mit Zyklenpaketen unterschiedlicher Amplitude. Die vier Pakete mit jeweils $N = 10.000$ Zyklen wurden in der ersten Berechnung in aufsteigender und im zweiten Rechenlauf in absteigender Reihenfolge appliziert. Die bleibenden Verformungen am Ende des vierten Paketes sind in etwa identisch, womit die Miner-Regel - zumindest für die hier betrachteten Lasten und eine mitteldichte Lagerung des Bodens - näherungsweise auch für die Systemebene bestätigt werden konnte.

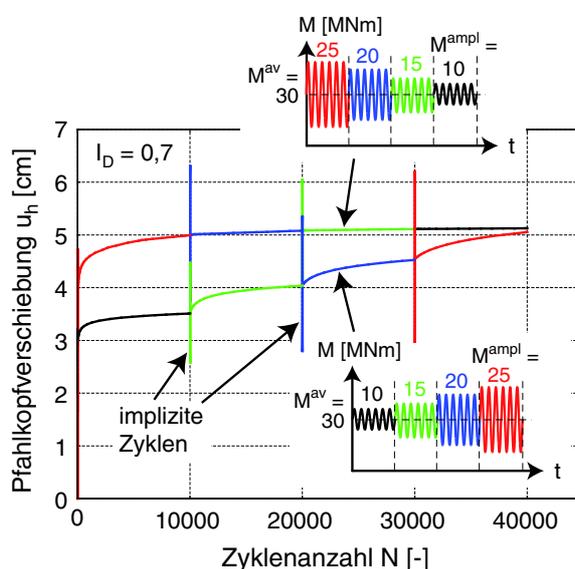


Bild 18. Berechnete horizontale Pfahlkopfverschiebungen eines Monopiles infolge von Zyklenpaketen mit unterschiedlichen Amplituden in verschiedener Reihenfolge Fig 18. Calculated horizontal pile head displacements of a monopile due to packages of cycles with different amplitudes applied in different sequences

7.2 Flachgründung

Eine exemplarische Berechnung einer OWEA-Schwergewichtsgründung wurde mit Hilfe des im Bild 19 dargestellten FE-Modells durchgeführt. Vereinfacht wurde ein ebener Dehnungszustand betrachtet. Es wurden die Parameter für den Feinsand verwendet. Als Anfangszustand wurde eine mitteldichte Lagerung des Bodens ($I_D = 0,7$) sowie der Erdruchdruck ($K_0 = 0,5$) angenommen. Das Fundament wurde mit einer Vertikallast von $V \approx 4700$ kN infolge des Eigengewichts belastet. Es wurde eine Schwellbelastung der in einer Höhe von 37 m angreifenden Horizontallast mit einem

Mittelwert $H^{av} = 200$ kN sowie einer Amplitude von $H^{ampl} = 200$ kN betrachtet. Das Bild 20 zeigt die berechnete Zunahme der Setzungen s_A und s_B in den beiden Eckpunkten A und B des Fundamentes während 10^6 Zyklen. Bei dieser Belastung mit konstanter Amplitude sank das Fundament mit zunehmender Zyklenanzahl in den Boden ein, ohne eine deutliche Zunahme der Schiefstellung zu zeigen, die sich bereits infolge der monotonen Belastung (auf $H^{av} + H^{ampl}$) eingestellt hatte.

In Berechnungen, in denen der erste Zyklus mit einer großen Amplitude appliziert wird (Extremelast, ULS-Last), gefolgt von vielen Zyklen mit kleinerer Amplitude werden die in [24] beschriebenen Rückdrehungseffekte reproduziert. Dies können einfache Setzungsformeln, wie sie in der Literatur beschrieben werden, nicht leisten.

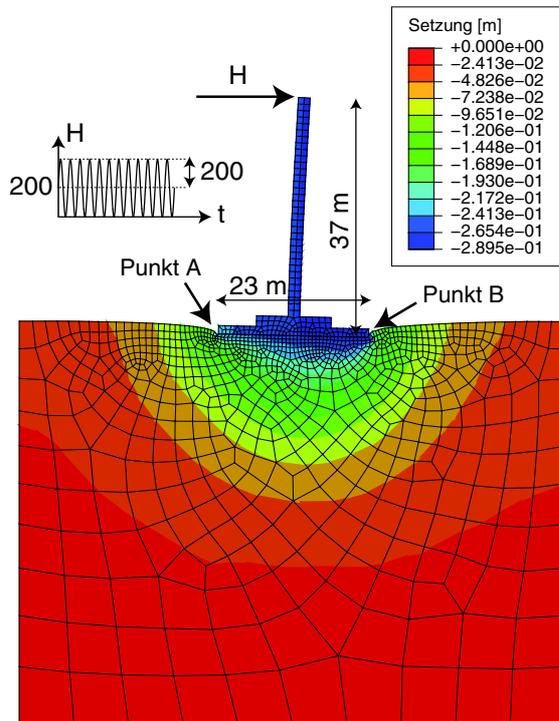


Bild 19. FE-Modell einer OWEA-Flachgründung
Fig 19. FE model of an OWPP shallow foundation

Die Nachrechnung eines Zentrifugenmodellversuches an einer zyklisch belasteten Flachgründung sowie Parameterstudien für kleinere Flachgründungen sind in [37] dokumentiert.

In den FE-Berechnungen ist die Berücksichtigung von Schichtungen des Bodens ebenso möglich wie die Verwendung stochastisch verteilter Felder der Anfangsporenzahl [38].

8 Zusammenfassung und Ausblick

Langzeitverformungen von OWEA-Gründungen können mit Hilfe der Finite Elemente Methode in Kombination mit einer speziellen Rechenstrategie und dem in diesem Beitrag beschriebenen Akkumulationsmodell prinzipiell prognostiziert werden. Dies wurde anhand exem-

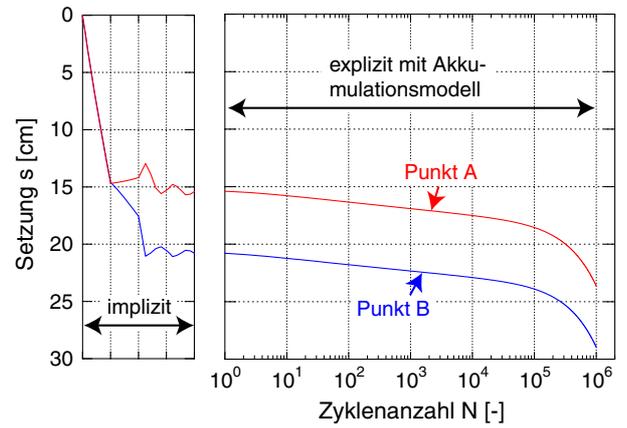


Bild 20. Berechnete Setzung der OWEA-Flachgründung
Fig 20. Calculated settlement of OWPP shallow foundation

plarischer FE-Berechnungen von Monopile- und Flachgründungen gezeigt. Während das Akkumulationsmodell auf der Elementebene anhand zahlreicher zyklischer Laborversuche für verschiedene Sande verifiziert wurde, muss die Vorgehensweise für OWEA-Gründungen im Prototypmaßstab noch validiert werden. Für Flachgründungen ist diese Validierung u.a. anhand der am Züblin-Testfundament [39] gewonnenen Messdaten geplant.

Für die genaue Kalibration der Parameter des Akkumulationsmodells sind mindestens 11 zyklische Triaxialversuche notwendig. Die Parameter können vereinfacht jedoch auch anhand der Korngrößenverteilungskurve abgeschätzt werden. Entsprechende Korrelationen wurden auf Basis von ca. 350 zyklischen Triaxialversuchen an verschiedenen Sanden entwickelt. Für die praktische Anwendung wird eine Kombination der beiden Methoden mit mindestens einem zyklischen Versuch empfohlen. Die Erweiterung der Korrelationen um die Berücksichtigung der Kornform, eines Feinkorn- oder Muschelkalkanteils ist in Arbeit. Für die Steifigkeit des Akkumulationsmodells können ein druckabhängiger Kompressionsmodul $K = 440 (100)^{1-0,5} p^{0,5}$ sowie eine Querdehnzahl $\nu = 0,32$ angesetzt werden.

Auf Basis der Gleichungen des Akkumulationsmodells werden an unserem Institut zur Zeit auch vereinfachte Modelle entwickelt, die es erlauben werden, die Langzeitverformungen bestimmter Typen von OWEA-Gründungen ohne die Finite Elemente Methode zu prognostizieren.

Danksagung

Die Autoren danken dem Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU) für die finanzielle Förderung im Rahmen des Verbundprojektes 0327618 "Geotechnische Robustheit und Selbstheilung bei der Gründung von Offshore-Windenergieanlagen". Das FE-Modell der Flachgründung wurde von H. Zachert und M. Poblete (IBF) zur Verfügung gestellt.

Literatur

- [1] Germanischer Lloyd. Rules and Guidelines, IV Industrial Services, 2 Guideline for the Certification of Offshore Wind Turbines, 6 Structures, 2005.
- [2] M. Achmus, Y.-S. Kuo, and A. Abdel-Rahman. Zur Bemessung von Monopiles für zyklische Lasten. *Der Bauingenieur*, 83:303–311, 2008.
- [3] J. Dührkop. Zum Einfluss von Aufweitungen und zyklischen Lasten auf das Verformungsverhalten lateral beanspruchter Pfähle in Sand. Dissertation, Veröffentlichungen des Institutes für Geotechnik und Baubetrieb der Technischen Universität Hamburg-Harburg, Heft Nr. 20, 2010.
- [4] API American Petroleum Institute. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design. API RP 2A - WSD, Washington CD, USA, 2000.
- [5] R.C. Welch and L.C. Reese. Laterally loaded behavior of drilled shafts. Technical Report 3-5-65-89, Center for Highway Research, University of Texas, Austin, 1972.
- [6] J. Swinianski and A. Sawicki. A model of soil pile interaction owing to cyclic loading. *Canadian Geotechnical Journal*, 28(1):11–19, 1991.
- [7] J.H. Long and G. Vanneste. Effects of cyclic lateral loads on piles in sand. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 120(1):225–244, 1994.
- [8] R.L. Little and J.-L. Briaud. A pressuremeter method for single piles subjected to cyclic lateral loads in sand. Technical Report GL-88-14, US Army Corps of Engineers, 1988.
- [9] C. Leblanc, G.T. Houlsby, and B.W. Byrne. Response of stiff piles in sand to long-term cyclic lateral loading. *Géotechnique*, 60(2):79–90, 2010.
- [10] H.E. Taşan, F. Rackwitz, and R. Glasenapp. Ein Bemessungsmodell für Monopilegründungen unter zyklischen Horizontallasten. *Bautechnik*, 88(5):301–318, 2011.
- [11] G.M. Norris. Theoretically based BEF laterally loaded pile analysis. In *Proc. 3rd Int. Conf on Numerical Methods in Offshore Piling, Nantes, France*, pages 361–386, 1986.
- [12] M. Ashour and G. Norris. Modeling lateral soil-pile response based on soil-pile interaction. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 126(5):420–428, 2000.
- [13] H.E. Taşan, F. Rackwitz, and R. Glasenapp. Experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von zyklisch horizontal belasteten Monopiles. *Bautechnik*, 88(2):102–112, 2011.
- [14] K. Lesny. Gründung von Offshore-Windenergieanlagen - Entscheidungshilfen für Entwurf und Bemessung. *Bautechnik*, 85(8):503–511, 2008.
- [15] C. Leblanc, B.W. Byrne, and G.T. Houlsby. Response of stiff piles in sand to random two-way lateral loading. *Géotechnique*, 60(2):79–90, 2010.
- [16] U. Holzlöhner. Bleibende Setzung von Fundamenten infolge dynamischer Last. *Bautechnik*, 55:150–154, 1978.
- [17] G.P. Raymond and F. El Komos. Repeated load testing of a model plane strain footing. *Canadian Geotechnical Journal*, 15:190–201, 1978.
- [18] A. Hettler. Verschiebungen starrer und elastischer Gründungskörper in Sand bei monotoner und zyklischer Belastung. Institut für Boden- und Felsmechanik der Universität Karlsruhe, Heft Nr. 90, 1981.
- [19] J. Laue. Zur Setzung von Flachfundamenten auf Sand unter wiederholten Lastereignissen. Dissertation, Veröffentlichungen des Institutes für Grundbau und Bodenmechanik, Ruhr-Universität Bochum, Heft Nr. 25, 1996.
- [20] P.-A. von Wolfersdorff. A hypoplastic relation for granular materials with a predefined limit state surface. *Mechanics of Cohesive-Frictional Materials*, 1:251–271, 1996.
- [21] A. Niemunis and I. Herle. Hypoplastic model for cohesionless soils with elastic strain range. *Mechanics of Cohesive-Frictional Materials*, 2:279–299, 1997.
- [22] A. Niemunis, T. Wichtmann, and T. Triantafyllidis. A high-cycle accumulation model for sand. *Computers and Geotechnics*, 32(4):245–263, 2005.
- [23] T. Wichtmann, A. Niemunis, and T. Triantafyllidis. Experimental evidence of a unique flow rule of non-cohesive soils under high-cyclic loading. *Acta Geotechnica*, 1(1):59–73, 2006.
- [24] H. Zachert, H. Wienbroer, and Th. Triantafyllidis. Experimentelle Untersuchung der Verformungsakkumulation eines Flachgründungsmodells unter Wechselbeanspruchung. *Bautechnik*, 88(11), 2011.
- [25] T. Wichtmann. Explicit accumulation model for non-cohesive soils under cyclic loading. PhD thesis, Publications of the Institute of Soil Mechanics and Foundation Engineering, Ruhr-University Bochum, Issue No. 38, available from www.rz.uni-karlsruhe.de/~gn97/, 2005.
- [26] T. Wichtmann, A. Niemunis, and T. Triantafyllidis. Validation and calibration of a high-cycle accumulation model based on cyclic triaxial tests on eight sands. *Soils and Foundations*, 49(5):711–728, 2009.
- [27] T. Wichtmann, A. Niemunis, and Th. Triantafyllidis. Simplified calibration procedure for a high-cycle accumulation model based on cyclic triaxial tests on 22 sands. In *International Symposium: Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth, Australia*, pages 383–388, 2010.
- [28] T. Wichtmann, B. Rojas, A. Niemunis, and Th. Triantafyllidis. Prediction of drained and undrained cyclic behaviour of a fine sand using a high-cycle accumulation model. In *Fifth International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Santiago, Chile*, 2011.
- [29] T. Wichtmann, A. Niemunis, and T. Triantafyllidis. On the "elastic" stiffness in a high-cycle accumulation model for sand: a comparison of drained and undrained cyclic triaxial tests. *Canadian Geotechnical Journal*, 47(7):791–805, 2010.
- [30] T. Wichtmann, B. Rojas, A. Niemunis, and Th. Triantafyllidis. Stress- and strain-controlled undrained cyclic triaxial tests on a fine sand for a high-cycle accumulation model. In *Proc. of the Fifth International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics, San Diego, USA*, 2010.
- [31] T. Wichtmann, A. Niemunis, and Th. Triantafyllidis. Gilt die Miner'sche Regel für Sand? *Bautechnik*, 83(5):341–350, 2006.

- [32] T. Wichtmann and Th. Triantafyllidis. Prognose bleibender Verformungen infolge zyklischer Belastung mit veränderlicher Amplitude: Eine Diskussion unterschiedlicher Ansätze. In *Workshop "Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen" am 22. und 23. März 2011 in Berlin. Veröffentlichungen des Grundbauinstitutes der Technischen Universität Berlin, Heft Nr. 56, Berlin 2011*, 2011.
- [33] H.E. Stewart. Permanent strains from cyclic variable-amplitude loadings. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 112(6):646–660, 1986.
- [34] DGGT. Empfehlungen des Arbeitskreises "Pfähle" der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik e.V. (Entwurf). , 2011.
- [35] I. Herle. Hypoplastizität und Granulometrie einfacher Korngerüste. Promotion, Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe, Heft Nr. 142, 1997.
- [36] S.-S. Lin and J.-C. Liao. Permanent Strains of Piles in Sand due to Cyclic Lateral Loads. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 125(9):798–802, 1999.
- [37] T. Wichtmann, A. Niemunis, and T. Triantafyllidis. FE-Prognose der Setzung von Flachgründungen auf Sand unter zyklischer Belastung. *Bautechnik*, 82(12):902–911, 2005.
- [38] M. Poblete, T. Wichtmann, and A. Niemunis. Stochastische Modellierung von Setzungen. In *Workshop "Gründung von Offshore-Windenergieanlagen", Karlsruhe 2010, Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik am Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Heft Nr. 172*, pages 99–115, 2010.
- [39] U. Hartwig. Planung der versuchstechnischen Simulation des Verhaltens einer Flachgründung für Offshore-Windenergieanlagen im Originalmaßstab. In *Workshop "Gründung von Offshore-Windenergieanlagen", Karlsruhe 2010, Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik am Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Heft Nr. 172*, pages 81–97, 2010.

Autoren dieses Beitrages:

Dr.-Ing. Torsten Wichtmann, Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Theodoros Triantafyllidis, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik, Engler-Bunte-Ring 14, 76131 Karlsruhe