Bautechnik 88, Heft 9 (2011), S. 627 - 639

Torsten Wichtmann
Theodor Triantafyllidis

Abschätzung der dynamischen Kenngrößen nichtbindiger Böden anhand der Korngrößenverteilungskurve

Die gebräuchlichen empirischen Gleichungen für bodendynamische Kenngrößen wurden für gleichförmige Sande entwickelt und berücksichtigen den Einfluss der Korngrößenverteilungskurve nicht. Ihre Anwendung kann zu einer deutlichen Überschätzung des Schubmoduls ungleichförmiger Böden führen. Zur Erweiterung verschiedener empirischer Gleichungen um den Einfluss der Korngrößenverteilungskurve wurden ca. 650 Resonanzsäulenversuche an 65 speziell gemischten Korngrößenverteilungskurven eines Quarzsandes durchgeführt. Für jede Sandmischung wurden unterschiedliche Anfangslagerungsdichten, Drücke und Scherdehnungsamplituden getestet. In den Versuchen wurde u.a. eine deutliche Abnahme des Schubmoduls $G_{\max}$ bei kleinen Dehnungsamplituden mit der Ungleichförmigkeitszahl $C_u = d_{60}/d_{10}$ und mit dem Feinkornanteil gemessen. Der mittlere Korndurchmesser hingegen hat kaum einen Einfluss auf die bodendynamischen Kenngrößen. Es kann gezeigt werden, dass die erweiterten empirischen Gleichungen nicht nur für lineare, sondern auch für abschnittsweise lineare, intermittierend gestufte und S-förmige Korngrößenverteilungskurven zutreffende Prognosen liefern. Im Vergleich zu den bisher in der Praxis verwendeten Formeln sollten die erweiterten empirischen Gleichungen eine zuverlässigere Abschätzung der dynamischen Kenngrößen ermöglichen.

Estimating dynamic properties of granular soils under consideration of the grain size distribution curve

The common empirical formulas for dynamic soil parameters were developed for uniform sands and do not consider the influence of the grain size distribution curve. The application of these formulas can lead to a considerable overestimation of the shear modulus of well-graded granular soils. 650 resonant column tests on 65 specially mixed grain size distribution curves of a quartz sand have been performed in order to extend various empirical equations by the influence of the grain size distribution curve. For each sand mixture different initial densities, pressures and shear strain amplitudes have been tested. Amongst others, a considerable decrease of the small-strain shear modulus $G_{\max}$ with increasing uniformity coefficient $C_u = d_{60}/d_{10}$ and increasing fines content was measured. In contrast, mean grain size has nearly no influence on dynamic soil parameters. A good prediction of the extended empirical equations can be demonstrated not only for linear, but also for stepwise linear, gap-graded and S-shaped grain size distribution curves. In comparison to the empirical formulas applied so far, the new extended empirical equations should deliver a more reliable estimation of dynamic soil properties.

1 Einführung

Für die Auslegung des Kurzzeitverhaltens von zyklisch bzw. dynamisch belasteten Gründungen werden die "dynamischen" Kenngrößen des Baugrunds, insbesondere der Sekanten-Schubmodul G und das Dämpfungsmaß D benötigt. Diese Parameter können in speziellen Laborversuchen oder durch Feldmessungen bestimmt werden. Für Vordimensionierungen oder kleinere Bauprojekte werden die bodendynamischen Kennwerte oftmals mit Hilfe empirischer Formeln abgeschätzt. Empirische Formeln sind auch für eine Überprüfung von Messwerten aus Labor- oder Feldversuchen hilfreich. Die gebräuchlichen Formeln für nichtbindige Böden (Abschnitt 2) wurden für gleichförmige Sande entwickelt, berücksichtigen den Einfluss der Korngrößenverteilungskurve nicht und können den Schubmodul ungleichförmiger Böden daher stark überschätzen [1]. Systematische experimentelle Studien zum Einfluss der Korngrößenverteilungskurve auf die bodendynamischen Kennwerte fehlten bisher.

Zur Quantifizierung dieses Einflusses wurde eine experimentelle Studie mit ca. 650 Resonanzsäulenversuche (Resonant-Column-, RC-Versuche) an Quarzsanden mit verschiedenen, gezielt hergestellten Korngrößenverteilungskurven durchgeführt. Der vorliegende Beitrag beschreibt die Versuchsergebnisse und die Erweiterung der empirischen Gleichungen um den Einfluss der Korngrößenverteilungskurve.

2 Empirische Gleichungen

Üblicherweise wird für den Schubmodul G ein multiplikativer Ansatz gewählt:

$$G(\gamma) \quad = \quad G_{\max}(e,p)\ F(\gamma) \qquad (1)$$

Für ein bestimmtes Material ist der Maximalwert des Schubmoduls $G_{\max}$ im wesentlichen eine Funktion der Porenzahl e und des mittleren Druckes p. Die Funktion $F(\gamma) = G(\gamma)/G_{\max}$ beschreibt die Abnahme des Sekantenschubmoduls mit zunehmender Scherdehnungsamplitude γ.

Eine weit verbreitete empirische Gleichung für den Maximalwert $G_{\max}$ geht auf Hardin [2, 3] zurück:

$$G_{\max}\,[\mathrm{MPa}] \quad = \quad A\,\frac{(a-e)^2}{1+e}\,(p\,[\mathrm{kPa}])^n \qquad (2)$$

Die für runde (A = 6,9, a = 2,17, n = 0,5) bzw. eckige Körner (A = 3,2, a = 2,97, n = 0,5) in [3] vorgeschlagenen Konstanten werden oft für die Abschätzung der $G_{\max}$-Werte verschiedener Sande verwendet, ungeachtet des großen Einflusses der Korngrößenverteilungskurve (siehe unten). Weitere in der Literatur vorgeschlagene empirische Gleichungen für $G_{\max}$ wurden in [4] zusammengestellt.

Hardin & Drnevich [5] schlugen vor, die Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$ entweder durch die Gleichung

$$\frac{G}{G_{\max}} \quad = \quad \frac{1}{1+\frac{\gamma}{\gamma_r}} \qquad (3)$$

oder durch die flexiblere Funktion

$$\frac{G}{G_{\max}} \quad = \quad \frac{1}{1+\frac{\gamma}{\gamma_r}\left[1+a\,\exp\left(-b\,\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)\right]} \qquad (4)$$

mit den beiden Parametern a und b zu beschreiben. Die Referenzscherdehnung γ_r in den Gln. (3) und (4) ist definiert als

$$\gamma_r \quad = \quad \frac{\tau_{\max}}{G_{\max}} \qquad (5)$$

mit der Scherfestigkeit $\tau_{\max}$. Nach Hardin & Kalinski [6] kann der Parameter b in Gl. (4) in der Regel zu 1 gesetzt werden. Hardin & Kalinski [6] zeigten weiterhin, dass eine Normierung der Scherdehnungsamplitude γ auch mit einem vereinfachten Faktor $\sqrt{p/p_{\mathrm{atm}}}$ anstelle von γ_r erfolgen kann (p_{atm} = 100 kPa). In diesem Fall ist keine Kenntnis der Scherfestigkeit erforderlich. In [**?**] werden weitere Ansätze (u.a. Stokoe et al. [7]) zur Beschreibung der Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$ diskutiert.

Für die Zunahme des Dämpfungsmaßes D mit der Scherdehnungsamplitude schlugen Hardin & Drnevich [5] folgende empirische Gleichungen vor:

$$\frac{D}{D_{\max}} \quad = \quad \frac{\frac{\gamma}{\gamma_r}}{1+\frac{\gamma}{\gamma_r}} \quad \text{und} \qquad (6)$$

$$\frac{D}{D_{\max}} \quad = \quad \frac{\frac{\gamma}{\gamma_r}\left[1+a\,\exp\left(-b\,\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)\right]}{1+\frac{\gamma}{\gamma_r}\left[1+a\,\exp\left(-b\,\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)\right]} \qquad (7)$$

Darin ist $D_{\max}$ das Dämpfungsmaß, das asymptotisch bei sehr großen Scherdehnungsamplituden γ erreicht wird, und a, b sind die gleichen Parameter wie in Gl. (4). In der Literatur wurden auch Korrelationen zwischen dem Dämpfungsmaß D und der Schubmoduldegradation $G/G_{\max}$ vorgeschlagen, z.B. in der Form (Zhang et al. [8])

$$D - D_{\min} = c_1\,(G/G_{\max})^2 + c_2\,(G/G_{\max}) - (c_1+c_2) \qquad (8)$$

mit einem Minimalwert $D_{\min}$ der Dämpfung bei sehr kleinen Scherdehnungsamplituden und den Parametern c_1 und c_2. Weitere Beziehungen für das Dämpfungsmaß finden sich in [?].

3 Testmaterial, Versuchsgerät und Versuchsdurchführung

Zur gezielten Herstellung der Korngrößenverteilungskurven wurde ein natürlicher Quarzsand, der von der Fa. Euroquarz in Dorsten in verschiedenen Fraktionen bezogen wurde, zunächst mittels Siebung in 25 feinere Fraktionen im Korngrößenbereich zwischen 0,063 und 16 mm zerlegt. Aus diesen Fraktionen wurden die verschiedenen Korngrößenverteilungskurven gemischt. Der Quarzsand weist eine rundkantige Kornform auf. Die Korndichte wurde für alle Fraktionen zu ϱ_s = 2,65 g/cm^3 bestimmt.

Es wurden zunächst 28 im halblogarithmischen Maßstab lineare Korngrößenverteilungskurven ohne Feinanteile hergestellt (Materialien L1 bis L28, Bild 1). Neun Sande bzw. Kiese (L1 bis L9, Bild 1a) wiesen eine Ungleichförmigkeitszahl C_u = 1,5 und mittlere Korndurchmesser im Bereich 0,1 mm $\leq d_{50} \leq$ 10 mm auf (der Kies L9 wurde in dieser Studie nicht weiter untersucht, da $d_{\mathrm{Probe}}/d_{\max} < 10$). Die mittleren Korndurchmesser der Sande L10 bis L26 (Bild 1b) betrugen d_{50} = 0,2, 0,6 bzw. 2 mm, während die Ungleichförmigkeitszahlen im Bereich $2 \leq C_u \leq 8$ variierten. Weiterhin wurden die zwei Sand-Kies-Gemische L27 und L28 (Bild 1a) mit größeren Ungleichförmigkeitszahlen (C_u = 12,6 bzw. 15,9) untersucht.

Der Einfluss des Feinkornanteils wurde anhand von neun Korngrößenverteilungskurven (Sande F1 - F9, Bild 1c) untersucht, die unterschiedlich große Anteile (0 % $\leq FC \leq$ 20 %) nicht-kohäsiven feinen Korns (Körner mit Durchmessern im Bereich $d < 0,063$ mm) aufwiesen. Für die Feinanteile wurde ein Quarzmehl verwendet. Die Korngrößenverteilungskurve der schluffigen Sande F1 - F8 entspricht im Bereich $d < 0,063$ mm der mit FC skalieren Korngrößenverteilungskurve des Quarzmehls. Im Bereich von Korngrößen $d >$ 0,063 mm verliefen die Korngrößenverteilungskurven der Sande F1 - F6 parallel zu L1 bis L9 (C_u = 1,5). Die Sande F7 und F8 wurden mit größeren Ungleichförmigkeitszahlen C_u = 3 bzw. 8 gemischt. Der Feinkornanteil FC = 10 % des Sandes F9 (in Bild 1c nicht dargestellt) bestand ausschließlich aus Körnern im Bereich $0,04 \leq d \leq 0,063$ mm. Im Bereich $d \geq 0,063$ mm waren die Korngrößenverteilungskurven von F9 und F4 identisch.

Abschließend wurden 29 abschnittsweise lineare, stufenförmige und S-förmige Korngrößenverteilungskurven getestet (siehe Abschnitt 5).

Das verwendete Resonanzsäulengerät ist ausführlich in [9] beschrieben worden. Mit diesem Gerät können der Sekanten-Schubmodul G und das Dämpfungsmaß D als Funktion der Scherdehnungsamplitude γ gemessen werden. Um zusätzlich auch die Kompressionswellengeschwindigkeit $v_P = \sqrt{E_{s,\max}/\varrho}$ und daraus den Steifemodul $E_{s,\max}$ bei kleinen Dehnungsamplituden zu erhalten, wurden die Probenendplatten zusätzlich mit

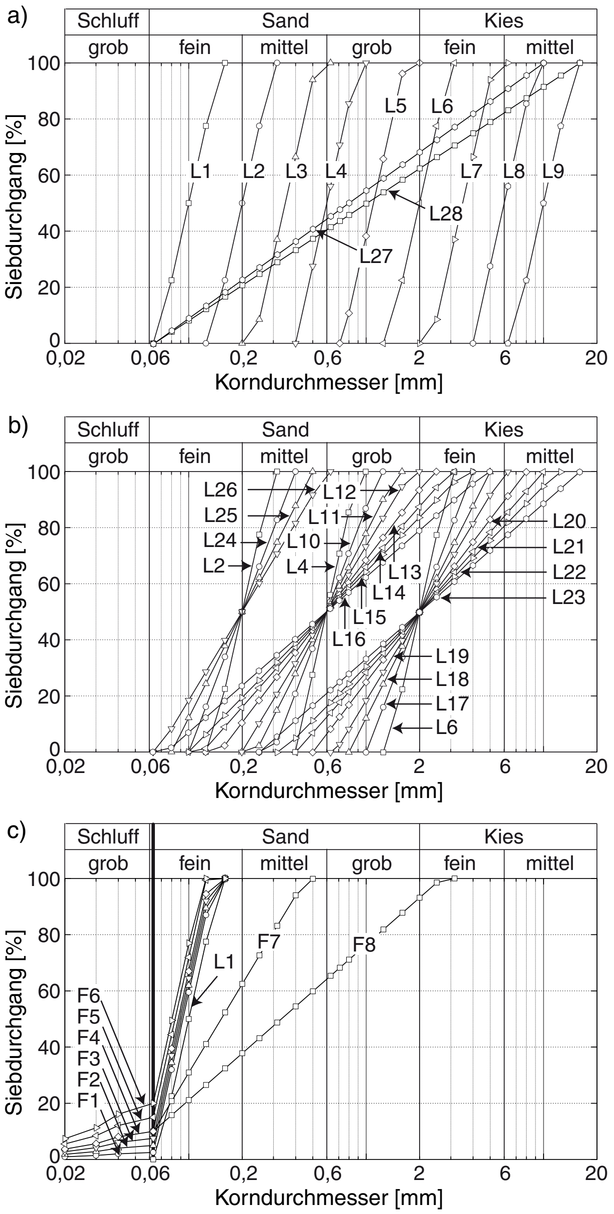

Bild 1. Getestete Korngrößenverteilungskurven

piezoelektrischen Elementen ausgestattet. Die verwendete Messtechnik wurde bereits in [9] für Triaxialversuche beschrieben. Mit $G_{\max}$ und $E_{s,\max}$ kann die Querdehnzahl ν quantifiziert werden. Die Verformungen der Probe wurden mit Hilfe von berührungslosen Wegsensoren gemessen [9].

Alle Proben wurden durch Rieseln präpariert und im trockenen Zustand getestet. Für jedes Material wurden mehrere Proben mit unterschiedlichen Anfangslagerungsdichten I_{D0} hergestellt ($I_D = (e_{\max} - e)/(e_{\max} - e_{\min})$). In den meisten Versuchen wurde der isotrope Druck in sieben Laststufen von $p = 50$ auf $p = 400$ kPa gesteigert, wobei $G_{\max}$ und v_P gemessen wurden. In der letzten Laststufe bei $p = 400$ kPa wurden auch die Kurven $G(\gamma)$ und $D(\gamma)$ gemessen. Da die Verläufe $G(\gamma)/G_{\max}$ und $D(\gamma)$ zwar kaum von der Porenzahl, jedoch vom Druck abhängen [9], wurden für jedes Material drei weitere Versuche an mitteldichten Proben durchgeführt, in denen $G(\gamma)$ und $D(\gamma)$ auch bei kleineren Drücken $p = 50$, 100 und 200 kPa ermittelt wurden.

Für γ_r nach Gl. (5) wird die Scherfestigkeit $\tau_{\max}$, d.h. der Peak-Reibungswinkel φ_P benötigt. Für jedes Material wurde die Porenzahlabhängigkeit des Reibungswinkels $\varphi_P(e)$ aus mehreren monotonen dränierten Triaxialversuchen und Schüttkegelversuchen (für $\varphi_c \approx \varphi_P(e = e_{\max})$) bestimmt.

4 Ergebnisse

4.1 Einfluss von d_{50} und C_u auf $G_{\max}$

Der Anstieg des Schubmoduls $G_{\max}$ mit zunehmendem Druck p und mit abnehmender Porenzahl e ist im Bild 2 exemplarisch für den Sand L4 dargestellt. Messdaten $G_{\max}(e, p)$ für weitere Sande werden in [4] präsentiert.

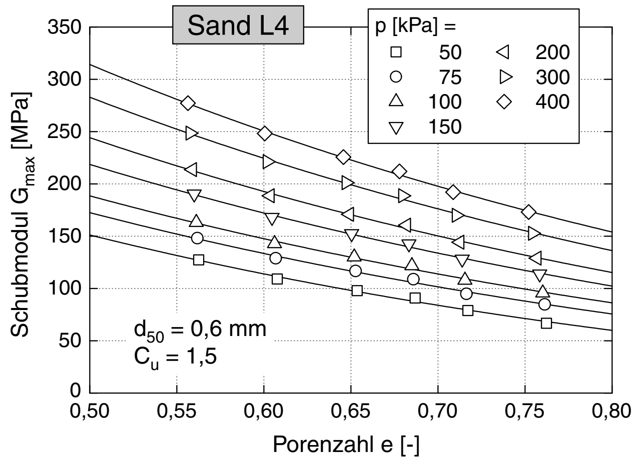

Bild 2. Schubmodul $G_{\max}$ für verschiedene Drücke p und Porenzahlen e

Die RC-Versuche an den Materialien L1 bis L8 mit $C_u = 1{,}5$ und mit unterschiedlichen mittleren Korndurchmessern im Bereich $0{,}1 \leq d_{50} \leq 6$ mm zeigten, dass $G_{\max}$ für konstante Werte der Porenzahl und des Druckes nicht von d_{50} abhängt (Bild 3). Die etwas geringeren $G_{\max}$-Werte für den Kies L8 konnten auf eine nicht ausreichende Verzahnung zwischen den Körnern und den Endplatten des Gerätes zurückgeführt werden. In zusätzlichen Versuchen mit einer verbesserten Verzahnung (Ergänzung der besandeten Endplatten um in die Probe penetrierende Flügel) wurden ähnliche Steifigkeiten wie für die Materialien L1 bis L7 gemessen [10]. Die beobachtete d_{50}-Unabhängigkeit des Schubmoduls bestätigt Versuchsergebnisse von Iwasaki & Tatsuoka [11].

Die RC-Versuche an den Sanden L24 bis L26 (d_{50} = 0,2 mm und $2 \leq C_u \leq 3$), L10 bis L16 ($d_{50} = 0{,}6$ mm und $2 \leq C_u \leq 8$) und L17 - L23 ($d_{50} = 2$ mm und $2 \leq C_u \leq 8$) zeigten deutlich, dass der Schubmodul $G_{\max}$ für $e, p =$ konstant mit zunehmender Ungleichförmigkeitszahl C_u abnimmt (Bilder 4 und 5). Von $C_u = 1{,}5$ bis $C_u = 8$ beträgt diese Abnahme im Mittel ca. 50 % und ist unabhängig von d_{50}. Bild 4 zeigt, dass Gl. (2) mit den üblicherweise verwendeten Konstan-

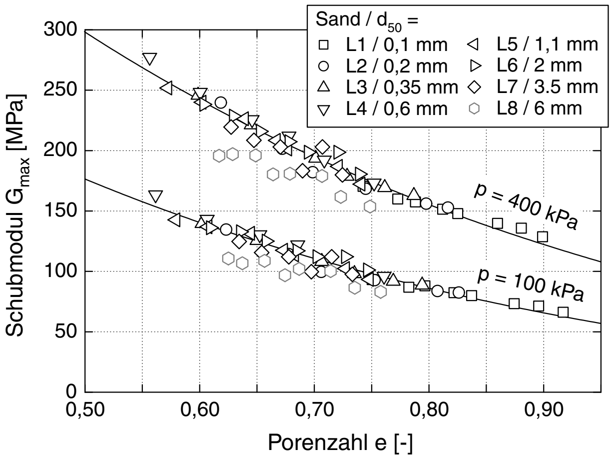

Bild 3. Keine Abhängigkeit des Schubmoduls $G_{\max}$ vom mittleren Korndurchmesser d_{50}

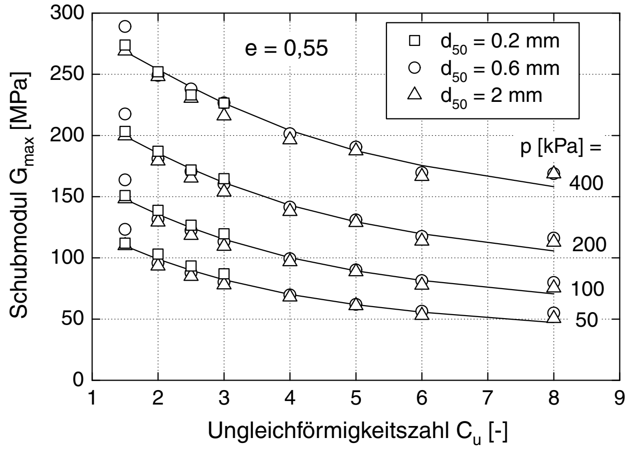

Bild 5. Abnahme von $G_{\max}$ mit zunehmender Ungleichförmigkeitszahl C_u für eine konstante Porenzahl $e = 0{,}55$

ten die $G_{\max}$-Werte der ungleichförmigen Sande stark überschätzt, während der Schubmodul gleichförmiger Sande teilweise unterschätzt wird.

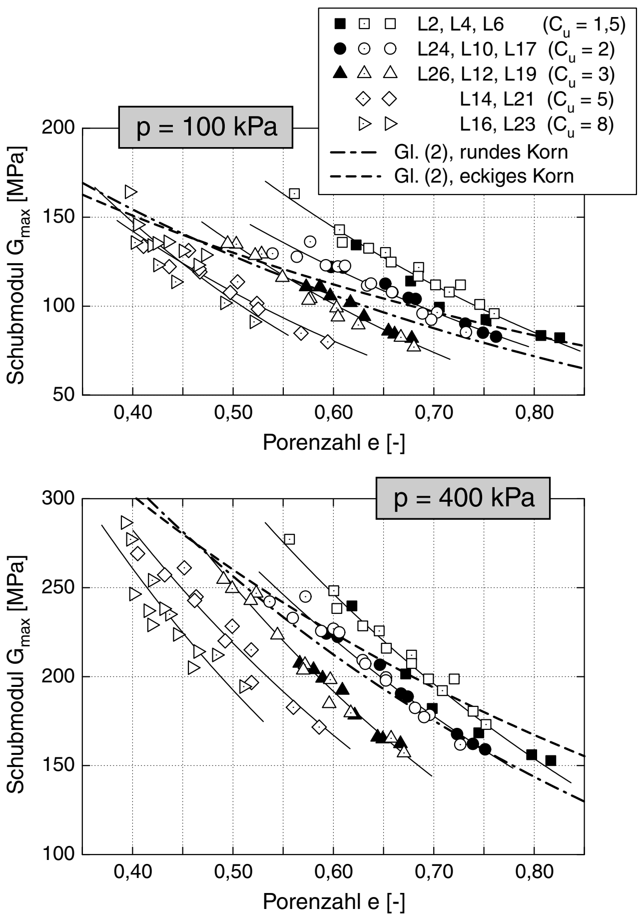

Bild 4. Beziehung $G_{\max}(e)$ für Materialien mit unterschiedlichen Ungleichförmigkeitszahlen C_u

An die Daten $G_{\max}(e, p)$ jedes Sandes wurde Gleichung (2) in ihrer dimensionsreinen Form

$$G_{\max} \quad = \quad A\,\frac{(a-e)^2}{1+e}\,p_{\mathrm{atm}}^{1-n}\,p^n \qquad (9)$$

mit $p_{\mathrm{atm}} = 100$ kPa angepasst, um die Parameter A, a und n zu erhalten. Die Abhängigkeiten dieser Parameter von der Ungleichförmigkeitszahl C_u sind im Bild 6 dargestellt und können durch folgende Gleichungen beschrieben werden:

$$a \quad = \quad 1{,}94\ \exp(-0{,}066\ C_u) \qquad (10)$$

$$n \quad = \quad 0{,}40\ {C_u}^{0{,}18} \qquad (11)$$

$$A \quad = \quad 1563 + 3{,}13\ {C_u}^{2{,}98} \qquad (12)$$

Die gute Übereinstimmung zwischen den mit Gl. (9) und den Korrelationen (10) bis (12) berechneten Schubmoduln und den gemessenen $G_{\max}$-Werten zeigt das Bild 7, in dem die für unterschiedliche Drücke und Porenzahlen prognostizierten Werte als Funktion der Messwerte dargestellt sind. Eine Eignung der Korrelationen für die Sand-Kies-Gemische L27 und L28 mit größeren C_u-Werten konnte bestätigt werden (Bild 7d). In [4] wurde weiterhin gezeigt, dass die neuen Korrelationen auch diverse Versuchsdaten aus der Literatur gut beschreiben.

Obwohl neben $G_{\max}$ auch die Grenzporenzahlen $e_{\min}$ und $e_{\max}$ mit einer zunehmenden Ungleichförmigkeitszahl abnehmen, weist die Darstellung von $G_{\max}$ als Funktion der relativen Dichte I_D eine deutliche Streuung auf (Bild 8). Folgende Gleichung kann die Daten näherungsweise beschreiben:

$$G_{\max} \quad = \quad 74000\ \frac{1+I_D}{(11{,}6-I_D)^2}\ {p_{\mathrm{atm}}}^{1-0{,}48}\ p^{0{,}48} \qquad (13)$$

Diese Gleichung gibt die gemessenen $G_{\max}$-Werte weniger akkurat wieder als Gl. (9) mit den Korrelationen (10) bis (12) [4].

Zur mikromechanischen Begründung der Abnahme von $G_{\max}$ mit einer zunehmenden Ungleichförmigkeit der Korngrößenverteilungskurve siehe [4].

4.2 Einfluss des Feinkornanteils auf $G_{\max}$

Die Versuche an den Sanden F1 - F6 zeigten, dass der Schubmodul $G_{\max}$ im Bereich $FC \leq 10$ % mit zunehmendem Feinkornanteil deutlich abnimmt (Bilder 9, 12),

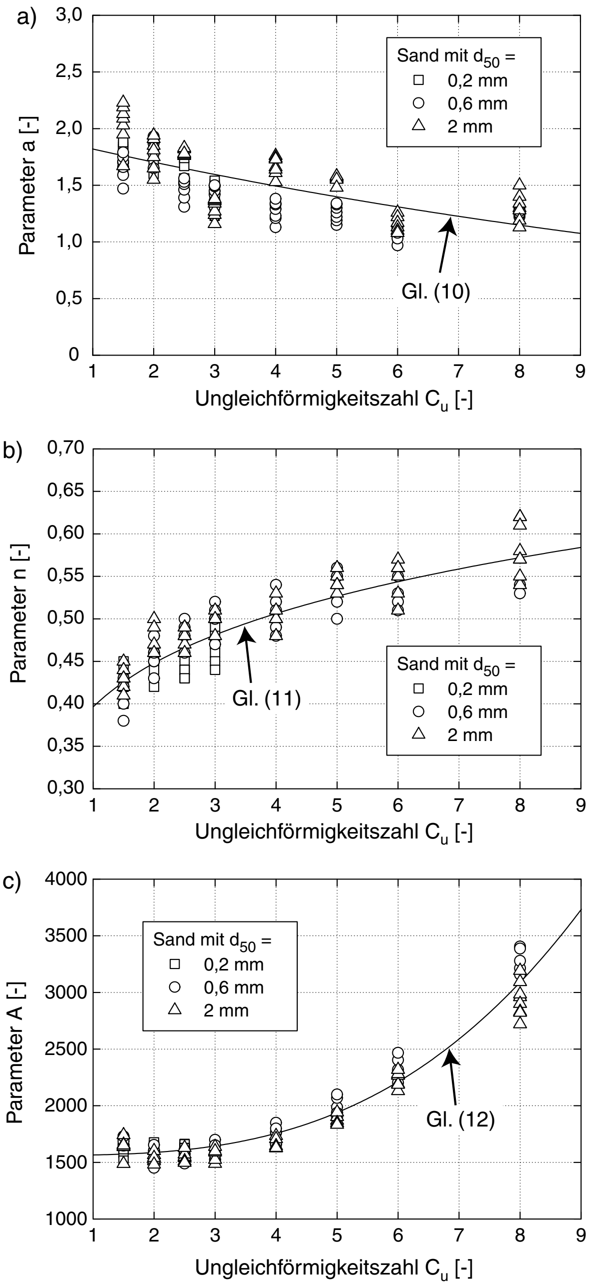

Bild 6. Korrelation der Parameter a, n und A in Gl. (9) mit C_u

im Mittel bis auf 57 % des Wertes für reinen Sand. Für Feinkornanteile $FC > 10$ % bleibt $G_{\max}$ annähernd konstant. Für schluffigen Sand wird folgende Erweiterung der Korrelationen (10) bis (12) vorgeschlagen (Bild 10):

$$a = 1,94\ \exp(-0,066\ C_u)\ \exp(0,065\ FC) \quad (14)$$

$$n = 0,40\ {C_u}^{0,18}\ [1 + 0,116\ \ln(1 + FC)] \quad (15)$$

$$A = \left(1563 + 3,13\ {C_u}^{2,98}\right) \cdot \frac{1}{2} \cdot \left[\exp(-0,30 FC^{1,10}) + \exp(-0,28 FC^{0,85})\right] \quad (16)$$

wobei FC hier und in allen weitern Formeln in [%] einzusetzen ist. Zur Approximation der in Bild 10c dargestellten Abhängigkeit $A(FC)$ ist eine sehr flexible Funktion notwendig. Für Feinkornanteile $FC > 10$ % ist

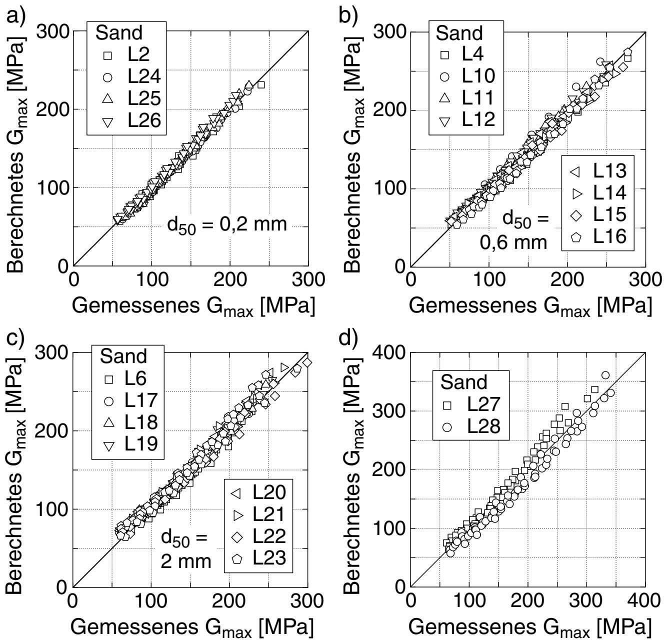

Bild 7. Vergleich der mit Hilfe von Gl. (9) und den Korrelationen (10) bis (12) berechneten Schubmoduln mit den gemessenen $G_{\max}$-Werten

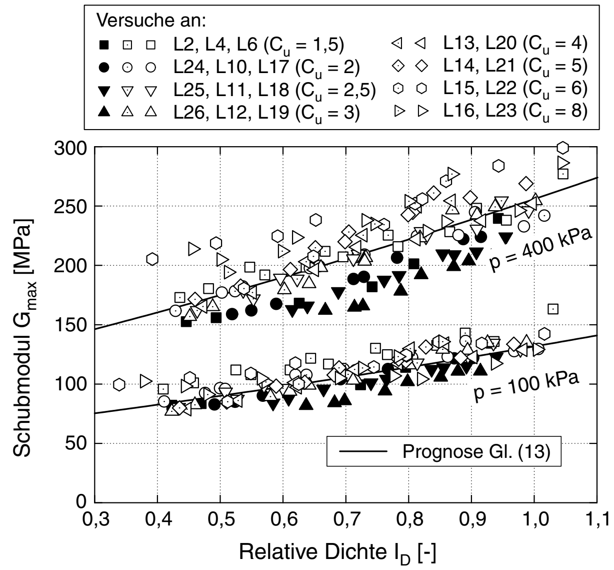

Bild 8. Schubmodul $G_{\max}$ als Funktion der relativen Dichte I_D

in den Gln. (14) bis (16) die Ungleichförmigkeitszahl C_u als Neigung der Korngrößenverteilungskurve im Bereich $d > 0{,}063$ mm einzusetzen (siehe Skizze in Bild 10d). Aus Bild 11a kann für die Sande F1 bis F6 eine gute Approximation der Versuchsdaten durch Gl. (9) mit den Korrelationen (14) bis (16) geschlossen werden. Für die Materialien F7 und F8 mit einer größeren Ungleichförmigkeitszahl ist die Prognose durch die Korrelationen (14) bis (16) jedoch weniger zufriedenstellend (Bild 11b). Die Gleichungen (14) bis (16) sollten daher vorerst nur für relativ gleichförmige Materialien mit

$C_u \leq 2$ verwendet werden.

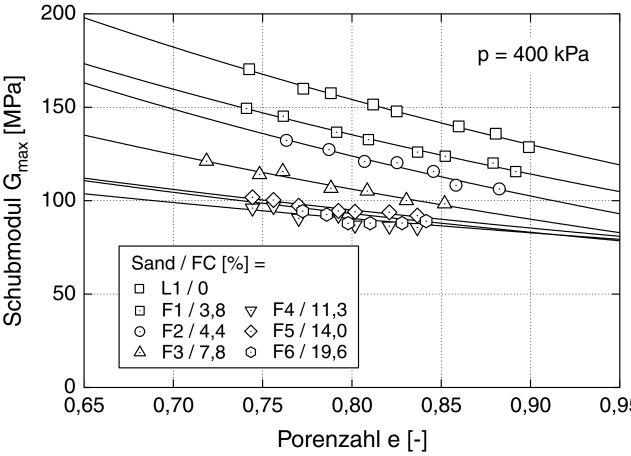

Bild 9. $G_{\max}(e)$ für Sande mit unterschiedlichen Feinkornanteilen FC

Allgemeiner anwendbar ist eine Abminderung des mit den Gln. (9) und (10) bis (12) für reinen Sand berechneten Schubmoduls $G_{\max}(FC = 0)$ mit einem von FC abhängigen Faktor f_r nach Gl. (17):

$$f_r(FC) = G_{\max}(FC)/G_{\max}(FC = 0) = \begin{cases} 1 - 0,043\ FC & \text{für } FC \leq 10\ \% \\ 0,57 & \text{für } FC > 10\ \% \end{cases} \quad (17)$$

(siehe Bild 12), wobei die Porenzahl- und Druckabhängigkeit des Faktors $G_{\max}(FC)/G_{\max}(FC = 0)$ [12] vernachlässigt wird. Für die gleichförmigen Materialien F1 - F6 ist die Approximation der Messwerte durch Gleichung (17) etwas schlechter als mit den Korrelationen (14) bis (16) (Bild 11c). Gleichung (17) liefert jedoch auch für die ungleichförmigeren Materialien F7 und F8 brauchbare Prognosen (Bild 11d).

Eine Korrelation von $G_{\max}$ mit der relativen Dichte I_D ist für die Sande mit unterschiedlichen Feinkornanteilen FC nicht möglich [12] (Bild 13).

Für den Sand F9, dessen 10%iger Feinkornanteil aus Körnern mit $0,04 \leq d \leq 0,063$ mm bestand, wurden ähnliche $G_{\max}$-Werte wie für reinen Sand gemessen. Dies zeigt, dass die Abhängigkeit $G_{\max}(FC)$ deutlich von der Korngrößenverteilungskurve im Feinkornbereich abhängt. Die hier für schluffige Sande entwickelten Gleichungen sollten daher streng genommen nur auf Sande mit ähnlicher Korngrößenverteilungskurve im Bereich $d \leq 0,063$ mm angewendet werden.

4.3 Einfluss von d_{50} und C_u auf $E_{s,\max}$

Die P-Wellenmessungen an den Sanden ohne Feinkornanteile zeigten, dass $E_{s,\max}$ ebenfalls nicht von d_{50} abhängt (Bild 14). Die Abnahme von $E_{s,\max}$ mit zunehmender Ungleichförmigkeitszahl C_u (Bild 15) ist etwas weniger stark ausgeprägt als im Fall von $G_{\max}$. Die Gl. (9) mit $E_{s,\max}$ anstelle von $G_{\max}$

$$E_{s,\max} = A \frac{(a-e)^2}{1+e}\ p_{\text{atm}}^{1-n}\ p^n \quad (18)$$

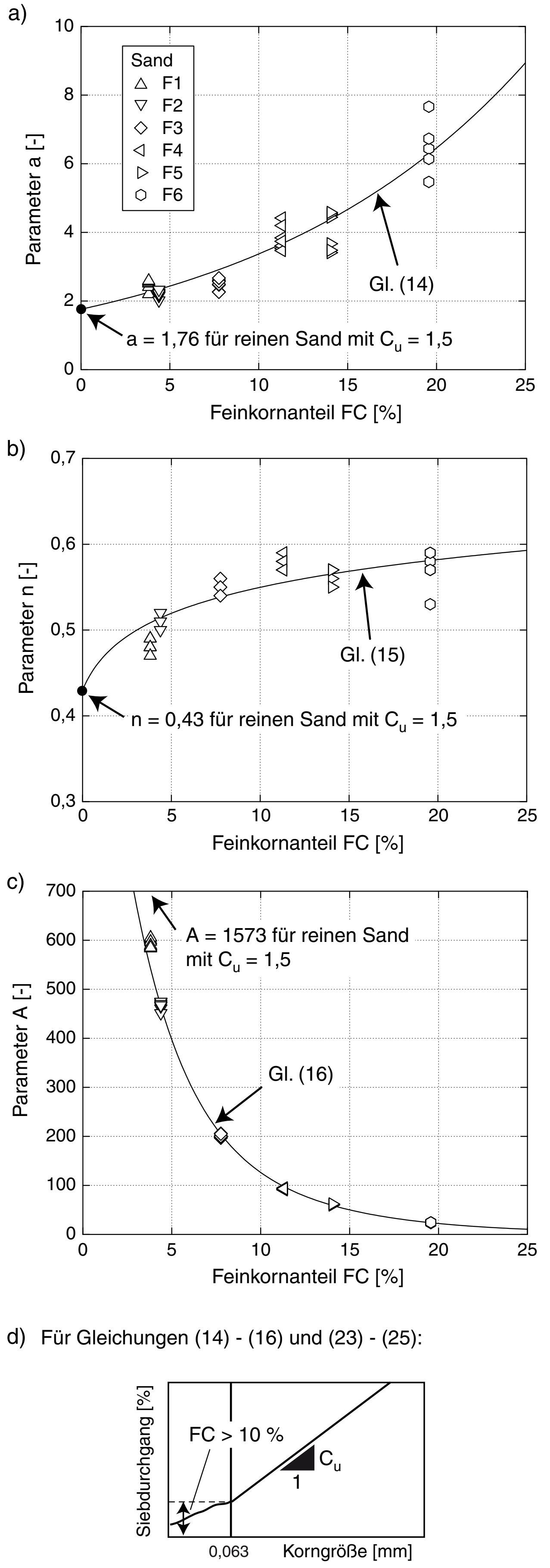

Bild 10. Korrelation der Parameter a, n und A mit FC

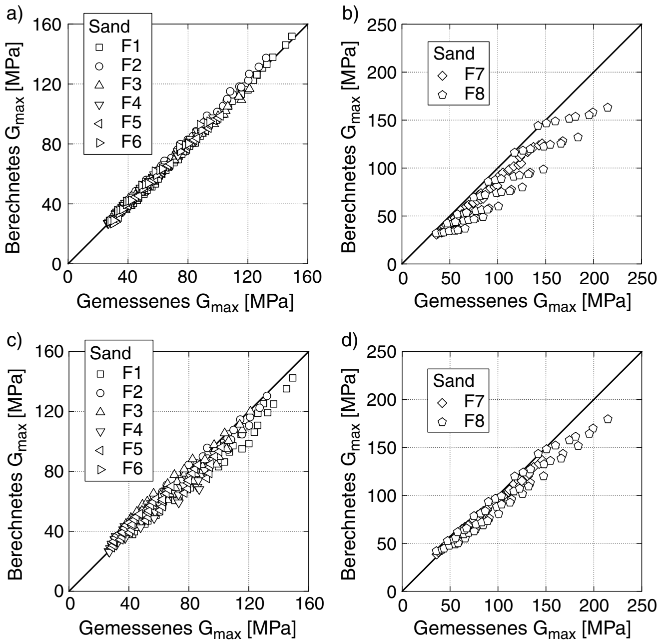

Bild 11. Vergleich der a)b) mit den Gln. (9) und (14) bis (16) bzw. c)d) mit den Gln. (9), (10) bis (12) und (17) berechneten Schubmoduln mit den gemessenen $G_{\max}$-Werten für Sande mit unterschiedlichen Feinkornanteilen

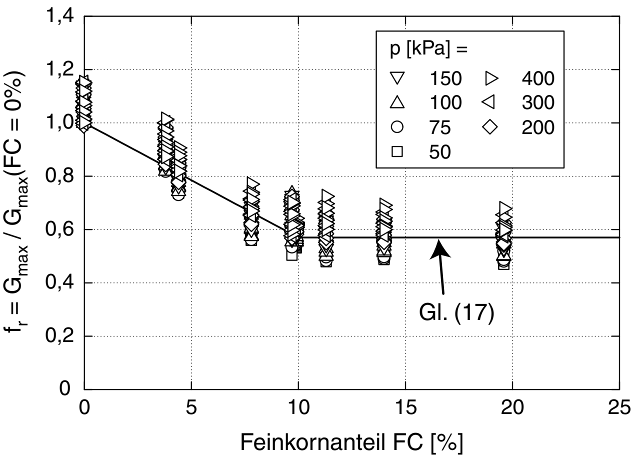

Bild 12. Abnahme von $G_{\max}$ mit dem Feinkornanteil FC

wurde an die Messdaten angepasst, woraus die folgenden Korrelationen der Parameter a, n und A mit C_u entwickelt wurden:

$$a = 2,16 \ \exp(-0,055 \ C_u) \qquad (19)$$

$$n = 0,344 \ {C_u}^{0,126} \qquad (20)$$

$$A = 3655 + 26,7 \ {C_u}^{2,42} \qquad (21)$$

Die relativ gute Approximation der Messdaten durch Gl. (18) mit diesen Korrelationen wird in [13] demonstriert.

Alternativ kann $E_{s,\max}$ für reine Sande auch überschlägig anhand der relativen Dichte I_D abgeschätzt werden [13]:

$$E_{s,\max} = 2316 \ (1 + 1,07 \ I_D) \ {p_{\text{atm}}}^{1-0,39} \ p^{0,39} \qquad (22)$$

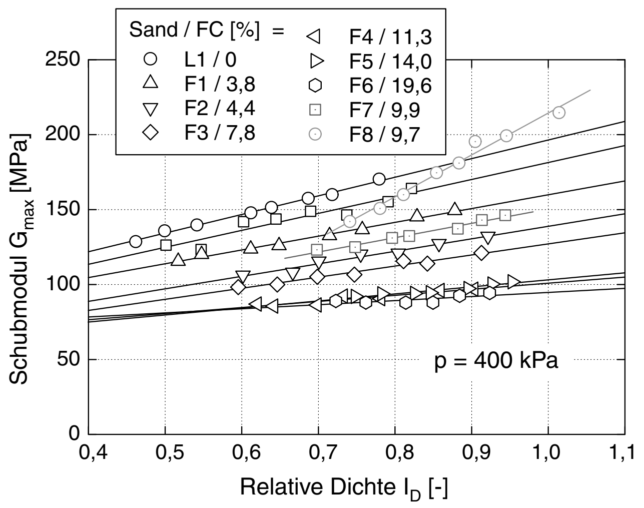

Bild 13. $G_{\max}$ in Abhängigkeit der relativen Dichte I_D für Sande mit unterschiedlichen Feinkornanteilen

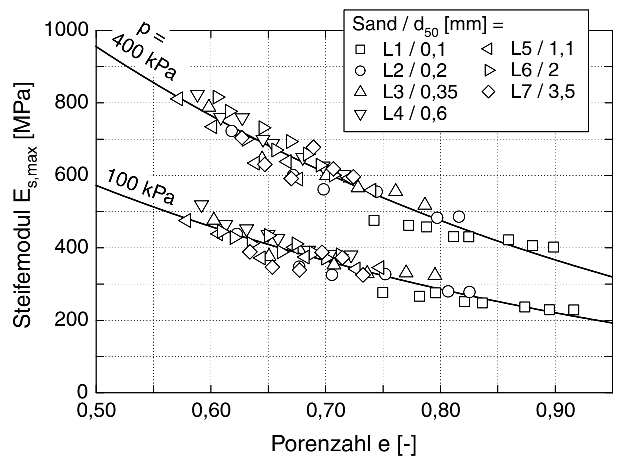

Bild 14. Keine Abhängigkeit des Steifemoduls $E_{s,\max}$ vom mittleren Korndurchmesser d_{50}

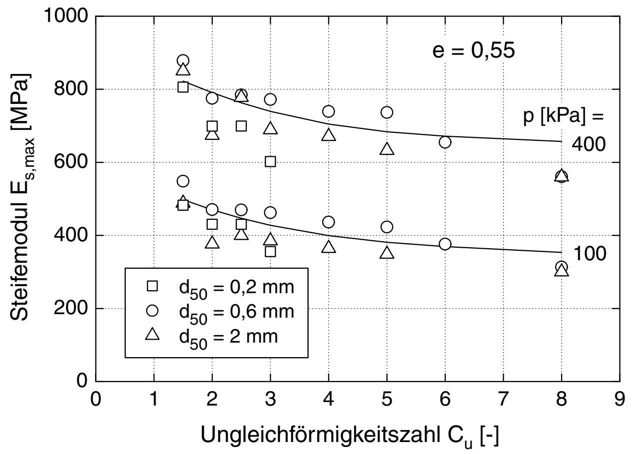

Bild 15. Abnahme von $E_{s,\max}$ mit zunehmender Ungleichförmigkeitszahl C_u für eine konstante Porenzahl $e = 0,55$

Das Bild 16 zeigt die mit den Gln. (9) und (10) bis (12) sowie (18) und (19) bis (21) berechnete Querdehnzahl ν als Funktion von C_u. ν nimmt mit C_u zu und mit dem Druck leicht ab.

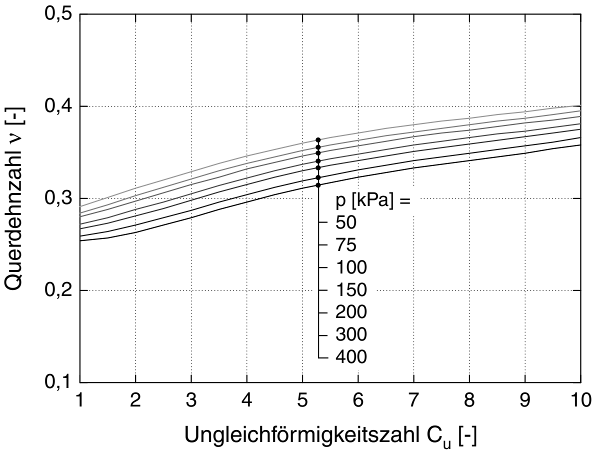

Bild 16. Zunahme der Querdehnzahl ν mit C_u für eine konstante Porenzahl e = 0,55

4.4 Einfluss des Feinkornanteils auf $E_{s,\max}$

Ähnlich wie $G_{\max}$ nimmt auch $E_{s,\max}$ im Bereich $FC \leq$ 10 % mit zunehmendem Feinkornanteil FC ab (Bild 17). Bei FC = 10 % beträgt der Steifemodul im Mittel nur noch ca. 60 % des Wertes für reinen Sand. Folgende Erweiterung der Korrelationen (19) bis (21) um den Einfluss von FC wurde entwickelt:

$$a = 2,16\ \exp(-0,055\ C_u)\ (1 + 0,116\ FC) \quad (23)$$

$$n = 0,344\ {C_u}^{0,126}\ [1 + 0,125\ \ln(1 + FC)] \quad (24)$$

$$A = \left(3655 + 26,7\ {C_u}^{2,42}\right) \cdot \frac{1}{2} \cdot \left[\exp(-0,42 FC^{1,10}) + \exp(-0,52 FC^{0,60})\right] \quad (25)$$

Diese Korrelationen liefern - anders als die Gln. (14) bis (16) für $G_{\max}$ - auch für größere C_u-Werte eine gute Approximation der Messdaten [12]. Vereinfacht kann der für reinen Sand ermittelte Steifemodul $E_{s,\max}$ auch mit einem Faktor f_r gemäß Gl. (26) reduziert werden (Bild 17):

$$f_r(FC) = E_{s,\max}(FC)/E_{s,\max}(FC = 0) = \begin{cases} 1 - 0,041\ FC & \text{für } FC \leq 10\ \% \\ 0,59 & \text{für } FC > 10\ \% \end{cases} \quad (26)$$

Obwohl sich aus Gl. (9) mit (14) bis (16) sowie (18) mit (23) bis (25) eine leichte Variation der Querdehnzahl ν mit dem Feinkornanteil ergibt (Bild 18), kann die Querdehnzahl für praktische Zwecke als unabhängig von FC betrachtet werden.

4.5 Einfluss von d_{50} und C_u auf die Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$ und $D(\gamma)$ sowie die Grenzscherdehnungsamplituden

Typische Verläufe $G(\gamma)$ für die vier unterschiedlichen Drücke präsentiert das Bild 19a. Das Bild 19b zeigt,

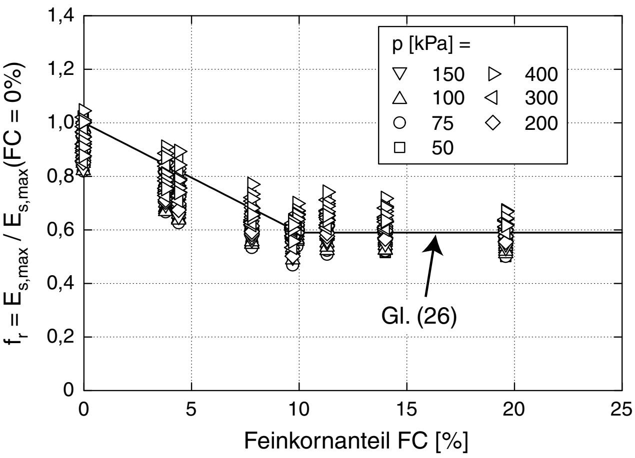

Bild 17. Abnahme von $E_{s,\max}$ mit dem Feinkornanteil FC

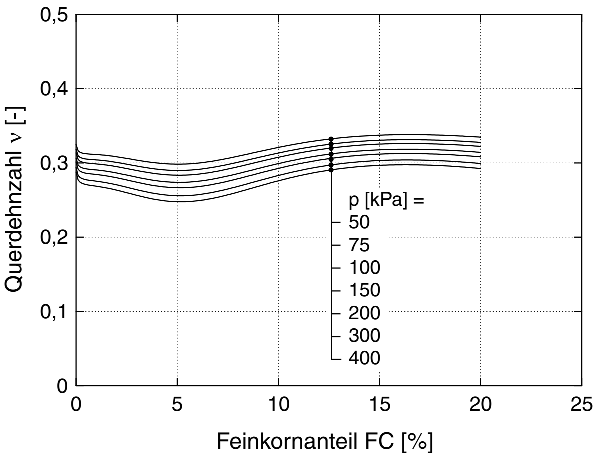

Bild 18. Geringe Abhängigkeit der Querdehnzahl ν vom Feinkornanteil FC, Kurven für eine konstante Porenzahl e = 0,825

dass die Abnahme des auf den Maximalwert bezogenen Schubmoduls $G/G_{\max}$ mit der Scherdehnungsamplitude γ für kleinere Drücke schneller verläuft. Für e, p = konstant und ein bestimmtes γ sind die Werte $G/G_{\max}$ umso kleiner, je größer die Ungleichförmigkeitszahl C_u des Sandes ist (Bild 20). Der Einfluss des mittleren Korndurchmessers auf die Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$ ist eher gering [?].

Unterschiedliche empirische Gleichungen erwiesen sich als geeignet, um die C_u-abhängigen Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$ zu beschreiben. Unter anderem wurde die Gl. (4) mit $b = 1$ an die Messdaten angepasst. Die Referenzscherdehnung γ_r wurde mit der aus den Triaxialversuchen ermittelten Scherfestigkeit $\tau_{\max} = p \sin \varphi_P$ berechnet. Folgende Korrelation beschreibt die C_u-Abhängigkeit des Parameters a in Gl. (4) (Bild 21):

$$a = 1,070\ \ln(C_u) \quad (27)$$

Die Prognose der Messdaten durch die Gln. (4) und (27) ist im Bild 22a,b dargestellt. Wird die Gleichung (4) mit der Referenzgröße $\sqrt{p/p_{\text{atm}}}$ anstelle von γ_r angewendet,

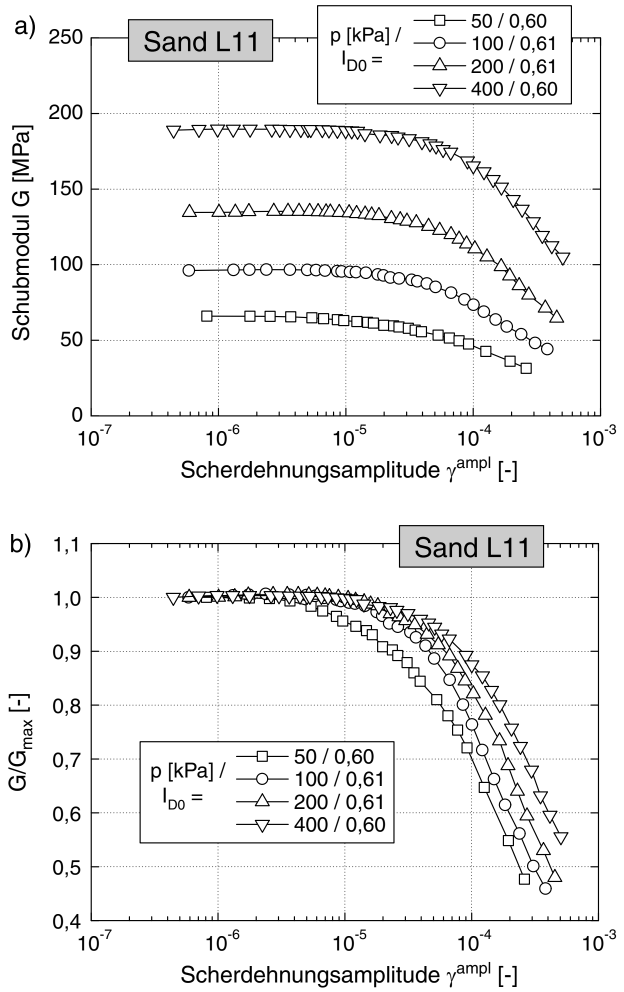

Bild 19. a) Schubmodul G und b) Verhältnis $G/G_{\max}$ als Funktion der Scherdehnungsamplitude γ in vier Versuchen mit unterschiedlichen Drücken am Sand L11

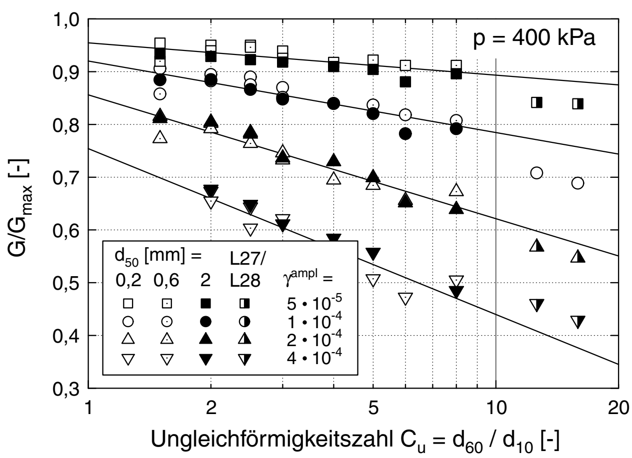

Bild 20. Faktor $G/G_{\max}$ für unterschiedliche Scherdehnungsamplituden als Funktion von C_u

kann der Anstieg des Parameters a mit C_u folgendermaßen beschrieben werden:

$$a \quad = \quad 1093,7 + 1955,3\ \ln(C_u) \tag{28}$$

Die einfache Gleichung

$$G/G_{\max} \quad = \quad \frac{1}{1 + d\ \gamma/\gamma_r} \tag{29}$$

mit

$$d \quad = \quad 1 + 0,847\ \ln(C_u) \tag{30}$$

approximiert die Messdaten ebenfalls gut (Bild 22c,d). Wird in Gl. (29) $\sqrt{p/p_{\text{atm}}}$ anstelle von γ_r verwendet, kann der Parameter d aus Gleichung (28) mit $d = a$ berechnet werden. Die Erweiterung weiterer empirischer Gleichungen für $G(\gamma)/G_{\max}$ um den Einfluss der Korngrößenverteilungskurve wird in [?] diskutiert.

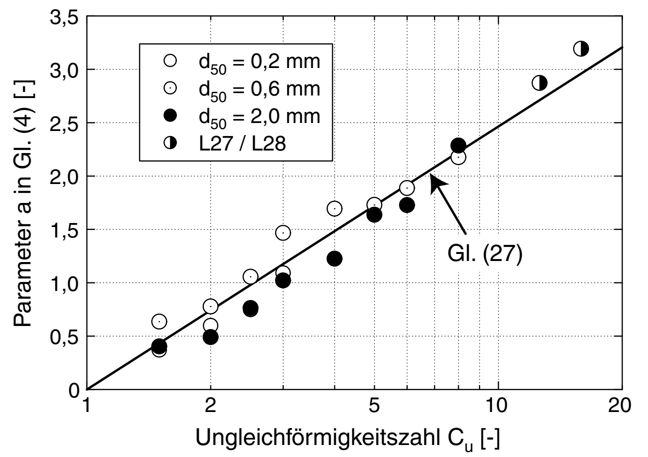

Bild 21. Korrelation des Parameters a in Gl. (4) mit C_u

Für nichtbindige Böden kann die Referenzscherdehnung γ_r aus Gl. (5) mit

$$\tau_{\max} = \sigma_v{}' \sqrt{\left(\frac{1+K_0}{2} \sin\varphi_P\right)^2 - \left(\frac{1-K_0}{2}\right)^2} \tag{31}$$

berechnet werden. Darin sind $\sigma_v{}'$ und $K_0 = \sigma_h{}'/\sigma_v{}'$ die vertikale effektive Spannung bzw. der Seitendruckbeiwert. Basierend auf den Triaxialversuchen an den Testmaterialien kann der Reibungswinkel φ_P aus einer einfachen Korrelation mit der relativen Dichte abgeschätzt werden [?]:

$$\varphi_P \quad = \quad 34,0^\circ\ \exp(0,27\ I_{D0}{}^{1,8}) \tag{32}$$

Die Abhängigkeit des Dämpfungsmaßes D von d_{50} und C_u ist vernachlässigbar klein [?]. Die druckabhängigen Kurven $D(\gamma)$ können durch eine modifizierte Gl. (7)

$$D = 0,006 + 0,314 \frac{\frac{\gamma}{\gamma_r}\left[1 - 0,64\ \exp\left(-\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)\right]}{1 + \frac{\gamma}{\gamma_r}\left[1 - 0,64\ \exp\left(-\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)\right]} \tag{33}$$

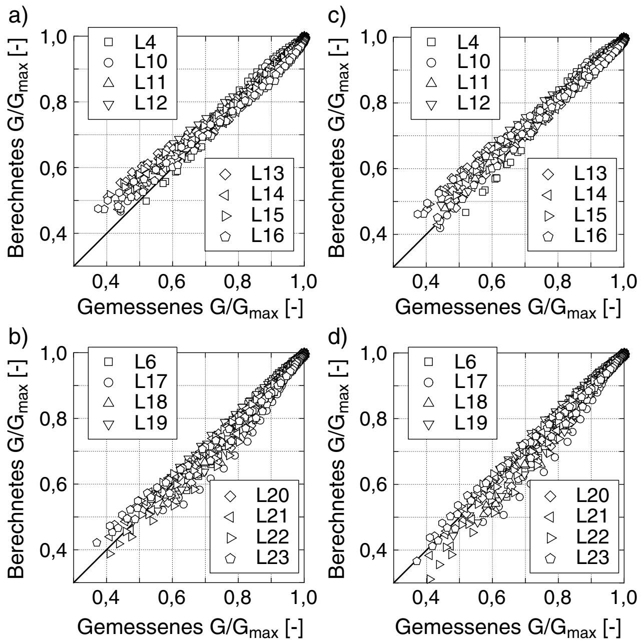

Bild 22. Vergleich der gemessenen Verhältniswerte $G/G_{\max}$ mit den Prognosen durch a,b) Gl. (4) mit (27) und c,d) Gl. (29) mit (30)

oder durch die einfachere Gleichung

$$D \;=\; 0,006 + 0,135\,\frac{\gamma/\gamma_r}{1-0,30\;\gamma/\gamma_r} \qquad (34)$$

einheitlich beschrieben werden. Eine Verwendung der Referenzgröße $\sqrt{p/p_{\rm atm}}$ anstelle von γ_r ist ebenfalls möglich:

$$D \;=\; 0,006 + 208,3\,\frac{\gamma/\sqrt{p/p_{\rm atm}}}{1-596\;\gamma/\sqrt{p/p_{\rm atm}}} \qquad (35)$$

Alternativ kann $D - D_{\min}$ mit $G/G_{\max}$ verknüpft werden. Da die Schubmoduldegradation $G/G_{\max}$ von C_u abhängt, ist die Beziehung zwischen $D - D_{\min}$ und $G/G_{\max}$ ebenfalls C_u-abhängig. Gl. (8) kann mit folgenden Korrelationen angewendet werden [?]:

$$c_1 \;=\; 0,26 - 0,074\;\ln(C_u) \qquad (36)$$
$$c_2 \;=\; -0,59 + 0,158\;\ln(C_u) \qquad (37)$$

Eine klare Abhängigkeit der Grenzscherdehnungsamplituden γ_{tl} (Übergang vom linear zum nichtlinear elastischen Verhalten, definiert bei $G = 0,99\;G_{\max}$) sowie γ_{tv} (Einsetzen größerer plastischer Deformationen) von d_{50} und C_u konnte ebenfalls nicht gefunden werden [?]. Die Grenzscherdehnungsamplitude γ_{tl} ist druckabhängig und liegt im getesteten Bereich $50 \leq p \leq 400$ kPa zwischen $4 \cdot 10^{-6}$ und 10^{-5}. Die Grenzscherdehnungsamplitude γ_{tv} ist unabhängig von Druck und Porenzahl. Das Einsetzen plastischer Verformungen wurde ab $\gamma_{tv} \approx 3,5 \cdot 10^{-5}$ beobachtet.

4.6 Einfluss des Feinkornanteils auf die Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$ und $D(\gamma)$ sowie die Grenzscherdehnungsamplituden

Die Versuche zeigten kaum einen Einfluss des Feinkornanteils FC auf die Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$, d.h. für eine bestimmte Scherdehnungsamplitude γ hängt der Faktor $G/G_{\max}$ nicht von FC ab (Bild 23). Da jedoch die Referenzscherdehnung γ_r mit steigendem Feinkornanteil infolge der Abnahme von $G_{\max}$ deutlich zunimmt, steigt der Parameter a in Gl. (4) mit zunehmendem FC. Damit wird die folgende Erweiterung der Gl. (27) notwendig:

$$a \;=\; 1,070\;\ln(C_u)\;\;\exp(0,053\;FC) \qquad (38)$$

Gl. (30) kann folgendermaßen erweitert werden:

$$d \;=\; [1 + 0,847\;\ln(C_u)]\;\;\exp(0,0205\;FC) \qquad (39)$$

Werden die Gleichungen (4) und (29) mit $\sqrt{p/p_{\rm atm}}$ anstelle von γ_r verwendet, lautet die Korrelation für die Parameter a bzw. d:

$$a, d = [1093,7 + 1955,3\;\ln(C_u)]\;\;\exp(-0,31\;FC^{0,1}) \qquad (40)$$

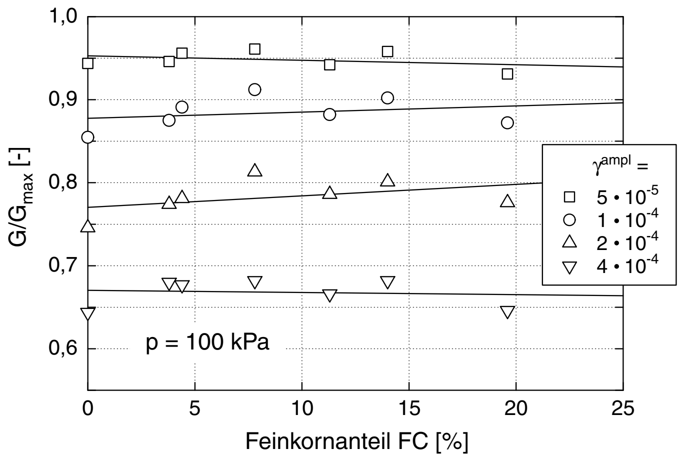

Bild 23. Nahezu kein Einfluss des Feinkornanteils FC auf $G/G_{\max}$

Für die Sande mit hohen Feinkornanteilen $FC \geq 10$ % und kleine Drücke ($p = 50$ kPa) wurde eine wesentlich kleinere Dämpfung als für die reinen Sande gemessen (bis zu Faktor 6) [12]. Für große Drücke ($p = 400$ kPa) sind die Unterschiede zwischen den reinen Sanden und den schluffigen Sanden mit $FC \geq 10$ % weniger stark ausgeprägt (ca. Faktor 1,5). Auf Basis der Versuchsergebnisse kann vorgeschlagen werden, das für reinen Sand aus den Gln. (33), (34), (35) oder (8) mit (36) und (37) berechnete Dämpfungsmaß mit dem folgenden druckabhängigen Reduktionsfaktor abzumindern:

$$f_{r,D} \;=\; D(FC)/D(FC=0) \;=\; \begin{cases} 1-(1-k)\dfrac{FC}{10\%} & \text{für } FC \leq 10\;\% \\ k & \text{für } FC > 10\;\% \end{cases} \qquad (41)$$

mit

$$k = \frac{1}{\exp[4,60 - 0,71 \ \ln(p)]} \qquad (42)$$

Während die Grenzscherdehnungsamplitude γ_{tl} kaum vom Feinkornanteil FC beeinflusst wird, setzt die Akkumulation bleibender Verformungen mit zunehmendem Feinkornanteil bei größeren Amplituden γ ein. Für $FC \geq 10$ % beträgt $\gamma_{tv} \approx 10^{-4}$ [12].

5 Überprüfung der Korrelationen für abschnittsweise lineare, stufenförmige und S-förmige Korngrößenverteilungskurven

Alle bisher präsentierten Korrelationen wurden anhand von Versuchsdaten für lineare Korngrößenverteilungskurven entwickelt. Anschließend wurde die Prognose der Korrelationen für 29 abschnittsweise lineare, stufenförmige und S-förmige Korngrößenverteilungskurven ohne Feinanteile überprüft. Das Bild 24 zeigt einige dieser Korngrößenverteilungen, zusammen mit den äquivalenten linearen Korngrößenverteilungskurven (gleiche d_{10}- und C_u-Werte, eingetragen als fette, durchgezogene Geraden). Die $G_{\max}$-e-Diagramme enthalten jeweils die für $p = 100$ und 400 kPa gemessenen Schubmoduln. Die mit den Gleichungen (9) und (10) bis (12) unter Verwendung von $C_u = d_{60}/d_{10}$ prognostizierten $G_{\max}$-Werte sind in den $G_{\max}$-e-Diagrammen als fette, durchgezogene Linien dargestellt. Aus dem Vergleich von Mess- und Prognosewerten konnte für die meisten getesteten "komplizierteren" Korngrößenverteilungskurven eine gute Prognosequalität der neuen Gleichungen geschlossen werden. Allerdings werden für einige wenige Materialien (z.B. PL7 und GG2, Bild 24) zu kleine $G_{\max}$-Werte prognostiziert. Für diese Materialien kann die Prognosequalität deutlich verbessert werden, wenn in den Korrelationen (10) bis (12) anstelle von C_u die Neigung $C_{u,A}$ der im Bild 24 gestrichelt eingezeichneten äquivalenten Korngrößenverteilungskurven verwendet wird. Diese Verteilungen weisen die gleichen d_{10}-Werte wie die Originalkurven auf. Ihre Neigung ist so gewählt, dass die von der Originalkurve und der äquivalenten Gerade eingeschlossenen Bereiche ober- und unterhalb der Originalkurve flächengleich sind (siehe Illustration in Bild 24, erstes Diagramm in zweiter Reihe). Für stark nichtlineare Korngrößenverteilungskurven wird daher generell die Verwendung von $C_{u,A}$ anstelle von C_u empfohlen. Für den Steifemodul $E_{s,\max}$ und die Kurven $G(\gamma)/G_{\max}$ und $D(\gamma)$ konnten ähnliche Schlüsse gezogen werden. Abschließend kann festgestellt werden, dass die neuen Korrelationen auch für "kompliziertere" Korngrößenverteilungskurven zutreffende Steifigkeiten prognostizieren.

6 Anwendung der empirischen Gleichungen auf in-situ-Verhältnisse

Die aktuelle Studie wurde an frisch gerieselten, trockenen Laborproben durchgeführt. Die Steifigkeiten in situ können größer sein als diese Laborwerte, insbesondere infolge von Alterungseffekten und Teilsättigung.

Die Anfangsstruktur frisch präparierter Laborproben hat kaum einen Einfluss auf die Steifigkeiten bei kleinen Dehnungsamplituden (siehe Versuche von Tatsuoka et al. [14] mit unterschiedlich präparierten Proben). Daher kann davon ausgegangen werden, dass junge Sandablagerungen in situ - unabhängig von ihrer Anfangsstruktur - ähnliche $G_{\max}$-Werte wie frisch präparierte Laborproben aufweisen.

In Abhängigkeit des geologischen Alters einer Sandablagerung kann die Steifigkeit $G_{\max}$ in situ deutlich größer sein als der Laborwert, der an einer frisch präparierten Probe des gleichen Materials gemessen wird (Alterungseffekte). Laborversuche zeigen, dass der Schubmodul $G_{\max}$ in etwa logarithmisch mit der Zeit zunimmt, was durch

$$G_{\max}(t) = G_{\max}(t_0) \ [1 + N_G \ \ln(t/t_0)] \qquad (43)$$

mit einer Referenzzeit $t_0 \neq 0$ und einem Steigungsfaktor N_G beschrieben werden kann (Afifi & Woods [15], Afifi & Richart [16], Baxter [17]). Basierend auf den in [9] gezeigen Versuchen können für den in dieser Studie verwendeten Quarzsand $t_0 = 5$ min und $N_G = 0{,}005$ angesetzt werden. Mit dem geologischen Alter t der Sandschicht kann der Erhöhungsfaktor $G_{\max}(t)/G_{\max}(t_0)$ abgeschätzt werden.

Eine zyklische Vorbelastung verändert die dynamischen Kenngrößen nichtbindiger Böden kaum (Lo Presti et al. [18], Teachavorasinskun et al. [19], Li & Yang [20], Wichtmann & Triantafyllidis [21]), muss daher bei der Abschätzung mit empirischen Formeln nicht berücksichtigt werden. Der Effekt der Spannungsanisotropie kann für praktische Zwecke ebenfalls vernachlässigt werden (Yu & Richart [22]).

Zur Berücksichtigung einer Teilsättigung geben z.B. Qian et al. [23] den Faktor $G_{\max}(S_r)/G_{\max}(S_r = 0)$ zwischen dem Schubmodul bei einem bestimmten Sättigungsgrad S_r und dem Schubmodul bei trockenem Boden an. Dieser Faktor hängt von der Porenzahl, vom Druck und von der Sandart ab. Vereinfacht kann der effektive mittlere Druck p in teilgesättigten Böden auch um den Kapillardruck p_c erhöht werden.

7 Zusammenfassung

Ca. 650 Resonanzsäulenversuche mit zusätzlicher P-Wellenmessung wurden an 65 Quarzsanden mit unterschiedlichen Korngrößenverteilungskurven durchgeführt. Die Versuche an linearen Korngrößenverteilungskurven zeigten, dass der Schubmodul $G_{\max}$ und der Steifemodul $E_{s,\max}$ bei gleicher Porenzahl und gleichem Druck nicht vom mittleren Korndurchmesser d_{50} abhängen, jedoch mit einer steigenden Ungleichförmigkeitszahl $C_u = d_{60}/d_{10}$ stark abnehmen. Eine Erhöhung des Feinkornanteils FC führt zu einer weiteren Reduktion von $G_{\max}$ und $E_{s,\max}$.

Für eine bestimmte Scherdehnungsamplitude γ nimmt der Faktor $G(\gamma)/G_{\max}$ mit steigender Ungleichförmigkeitszahl ab. Eine Abhängigkeit vom mittleren Korndurchmesser und vom Feinkornanteil besteht nicht. Das Dämpfungsmaß D wird kaum von d_{50} und C_u

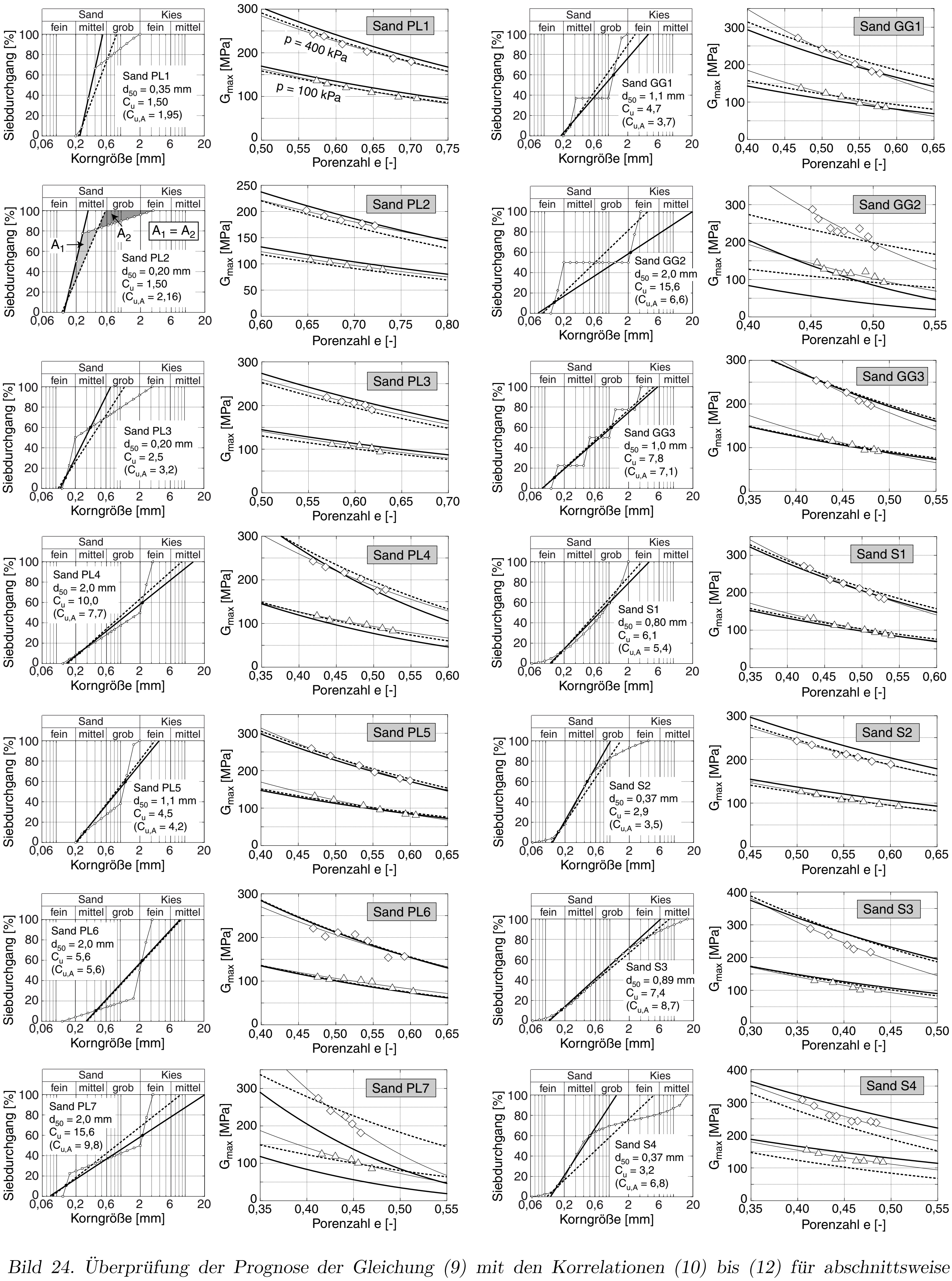

Bild 24. Überprüfung der Prognose der Gleichung (9) mit den Korrelationen (10) bis (12) für abschnittsweise lineare, stufenförmige und S-förmige Korngrößenverteilungskurven; Auswertung der Korrelationen mit C_u (fett durchgezogene Linien) bzw. $C_{u,A}$ (fett gestrichelte Linien)

beeinflusst, nimmt jedoch mit steigendem Feinkornanteil ab. Die Grenzscherdehnungsamplitude γ_{tl} am Übergang vom linear zum nichtlinear elastischen Materialverhalten hängt weder von d_{50}, noch von C_u oder FC ab. Die Grenzscherdehnungsamplitude γ_{tv}, die den Einsatz plastischer Deformationen kennzeichnet, ist unabhängig von d_{50} und C_u, steigt jedoch mit zunehmendem Feinkornanteil.

Gebräuchliche empirische Gleichungen für $G_{\max}$, $E_{s,\max}$, $G(\gamma)/G_{\max}$ und $D(\gamma)$ wurden auf Basis der Versuchsdaten um den Einfluss der wesentlichen Parameter der Korngrößenverteilungskurve erweitert. Es konnte gezeigt werden, dass die erweiterten empirischen Gleichungen auch für abschnittsweise lineare, stufenförmige und S-förmige Korngrößenverteilungskurven zutreffende Prognosen liefern. Für diese Verteilungen wird empfohlen, die vorgeschlagenen Korrelationen mit $C_{u,A}$ anstelle von C_u anzuwenden. $C_{u,A}$ wird definiert als die Neigung einer äquivalenten linearen Korngrößenverteilungskurve, für die die zwischen der Originalkurve und der äquivalenten Gerade eingeschlossenen Flächen ober- und unterhalb der Originalkurve gleich sind.

Danksagung

Diese Arbeit entstand im Rahmen der DFG-Forschungsprojekte "Einfluss der Ungleichförmigkeit der Kornverteilungskurve und des Feinkornanteils auf die dynamischen Kenngrößen nichtbindiger Böden" (TR 218/11-1) und "Einfluss der Korngrößenverteilungskurve auf die dynamischen Kenngrößen nichtbindiger Böden" (TR 218/17-1) An dieser Stelle wird der Deutschen Forschungsgesellschaft (DFG) für die Finanzierung gedankt. Die Versuche wurden größtenteils während der früheren Tätigkeit der Autoren am Lehrstuhl für Grundbau und Bodenmechanik der Ruhr-Universität Bochum (RUB) durchgeführt.

Literatur

[1] T. Wichtmann and T. Triantafyllidis. Über den Einfluss der Kornverteilungskurve auf das dynamische und das kumulative Verhalten nichtbindiger Böden. *Bautechnik*, 82(6):378–386, 2005.

[2] B.O. Hardin and F.E. Richart Jr. Elastic wave velocities in granular soils. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, 89(SM1):33–65, 1963.

[3] B.O. Hardin and W.L. Black. Sand stiffness under various triaxial stresses. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, 92(SM2):27–42, 1966.

[4] T. Wichtmann and T. Triantafyllidis. On the influence of the grain size distribution curve of quartz sand on the small strain shear modulus $G_{\max}$. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 135(10):1404–1418, 2009.

[5] B.O. Hardin and V.P. Drnevich. Shear modulus and damping in soils: design equations and curves. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, 98(SM7):667–692, 1972.

[6] B.O. Hardin and M.E. Kalinski. Estimating the shear modulus of gravelly soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 131(7):867–875, 2005.

[7] K.H. Stokoe, M.B. Darendeli, R.D. Andrus, and L.T. Brown. Dynamic soil properties: laboratory, field and correlation studies. In *Proc. 2nd Int. Conf. on Earthquake Geotech. Eng.*, volume 3, pages 811–845. A.A. Balkema, 1999.

[8] J. Zhang, R.D. Andrus, and C.H. Juang. Normalized shear modulus and material damping ratio relationships. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 131(4):453–464, 2005.

[9] T. Wichtmann and T. Triantafyllidis. Dynamische Steifigkeit und Dämpfung von Sand bei kleinen Dehnungen. *Bautechnik*, 82(4):236–246, 2005.

[10] R. Martinez. Einfluss der Korngrößenverteilungskurve auf die Steifigkeit und die Dämpfung nichtbindiger Böden bei kleinen Dehnungen. Diplomarbeit am Lehrstuhl für Grundbau und Bodenmechanik, Ruhr-Universität Bochum, 2007.

[11] T. Iwasaki and F. Tatsuoka. Effects of grain size and grading on dynamic shear moduli of sands. *Soils and Foundations*, 17(3):19–35, 1977.

[12] T. Wichtmann and T. Triantafyllidis. On the influence of a non-cohesive content of fines on the small strain stiffness of quartz sand (submitted). *Canadian Geotechnical Journal*.

[13] T. Wichtmann and T. Triantafyllidis. On the influence of the grain size distribution curve on P-wave velocity, constrained elastic modulus $M_{\max}$ and Poisson's ratio of quartz sands. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 30(8):757–766, 2010.

[14] F. Tatsuoka, T. Iwasaki, S. Yoshida, S. Fukushima, and H. Sudo. Shear modulus and damping by drained tests on clean sand specimen reconstituted by various methods. *Soils and Foundations*, 19(1):39–54, 1979.

[15] S.S. Afifi and R.D. Woods. Long-term pressure effects on shear modulus of soils. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, 97(SM10):1445–1460, 1971.

[16] S.S. Afifi and Jr. Richart, F.E. Stress-history effects on shear modulus of soils. *Soils and Foundations*, 13(1):77–95, 1973.

[17] C.D.P. Baxter. *An experimental study on the aging of sands.* PhD thesis, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, July 1999.

[18] D.C.F. Lo Presti, O. Pallara, R. Lancellotta, M. Armandi, and R. Maniscalco. Monotonic and cyclic loading behaviour of two sands at small strains. *Geotechnical Testing Journal, ASTM*, (4):409–424, 1993.

[19] S. Teachavorasinskun, F. Tatsuoka, and D.C.F. Lo Presti. Effects of cyclic prestraining on dilatancy characteristics and liquefaction of sand. In Shibuya, Mitachi, and Miura, editors, *Pre-failure deformation of geomaterials*, pages 75–80, 1994.

[20] X.S. Li, W.L. Yang, C.K. Chen, and W.C. Wang. Energy-injecting virtual mass resonant column system. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 124(5):428–438, 1998.

[21] T. Wichtmann and Th. Triantafyllidis. Influence of a cyclic and dynamic loading history on dynamic properties of dry sand, part I: cyclic and dynamic torsional prestraining. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 24(2):127–147, 2004.

[22] P. Yu and F.E. Richart Jr. Stress ratio effects on shear modulus of dry sands. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 110(3):331–345, 1984.

[23] X. Qian, D.H. Gray, and R.D. Woods. Voids and granulometry: effects on shear modulus of unsaturated sands. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 119(2):295–314, 1993.

Autoren dieses Beitrages:

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