Mitteilung des Instituts
für Grundbau und Bodenmechanik
Technische Universität Braunschweig

Heft Nr. 99

IGB·TUBS

Pfahl - Symposium 2015

Fachseminar: 19./20. Februar 2015

Organisation:

Dr. J. Gattermann
P. Stein
H. Sychla
J. Zahlmann

Braunschweig 2015

Herausgegeben von Univ.-Prof. Dr.-Ing. J. Stahlmann

Veränderung der Pfahltragfähigkeit bei der Rammung von Rohrpfählen

Jan Fischer[1], Joachim Stahlmann[2]

[1]Fichtner Water & Wind GmbH, Hamburg

[2]Institut für Grundbau und Bodenmechanik, Technische Universität Braunschweig

1 Einleitung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens "Entwicklung der Spannungszustände im Bereich des Pfahlfußes gerammter Offshore – Gründungsstrukturen" (FKZ 0325162) wurden die bodenmechanischen Mechanismen, die bei der Rammung von offenen Rohrpfählen eintreten, detailliert untersucht. Hierfür stand ein neu entwickelter, großmaßstäblicher Versuchsstand auf dem Freigelände des IGB-TUBS zur Verfügung. Die Modellpfähle wurden unter Zuhilfenahme eines mäklergeführten Rammbären in einen Sandboden eingebracht. Während der Modellpfahlrammung wurden die Veränderungen im Boden durch ein umfangreiches Messprogramm erfasst und ausgewertet. Innerhalb der insgesamt 13 durchgeführten Versuche wurden hautsächlich Horizontal-, Vertikal und Tangentialspannungen sowie die Porenwasserdrücke in unterschiedlichen Tiefenlagen und in unterschiedlichen Abständen zur Pfahlwand bzw. zum Pfahlfuß gemessen. Im Rahmen des Versuchsprogrammes wurden die Parameter Lagerungsdichte, Sättigung und Pfahldurchmesser variiert.

Der Beitrag beschreibt einleitend die bodenmechanischen Mechanismen, die infolge der Rammung zu einer Veränderung der Spannungen im umgebenden Boden führen. Nach der Darstellung des Modellversuchstandes werden exemplarisch die Messergebnisse eines Modellversuches im wassergesättigten Sand erläutert. Abschließend werden die aus diesem Versuch gewonnenen Messdaten und Ergebnisse in eine Rammsimulationssoftware übertragen, mit dem Ziel, die Rammung bestmöglich simulieren zu können.

Die Ergebnisse einer Rammsimulation fließen oftmals in den Designprozess der Pfahlgründung mit ein. Der vorliegende Beitrag beschreibt die Möglichkeit, die bodenmechanischen Mechanismen, die während der Pfahlinstallation auftreten möglichst exakt in den Simulationsberechnungen zu berücksichtigen.

2 Stand der Forschung

2.1 Einführung

In der Vergangenheit wurden zahlreiche Forschungsergebnisse zur Veränderung der normal auf die Pfahlwand wirkenden Spannungen bei der Rammung von Pfählen unterschiedlichster Ausbildung veröffentlicht. Grundlegende Erkenntnisse sowie Modellvorstellungen zur Interaktion zwischen Pfahlwand und Bodens während der Rammung werden in diesem Abschnitt beschrieben.

2.2 Spannungsmessungen am Pfahl

Erstmals wurde in Versuchen von (Vesic, 1970) beobachtet, dass sich die Pfahlmantelreibung in einer horizontalen Ebene unterhalb der Geländeoberkante mit fortschreitender Pfahleinbindung (Rammung) reduziert. Bei den Versuchen wurde ein mit Dehnungsmessstreifen bestückter Pfahl (∅ 45 cm) in mitteldicht bis dicht gelagerte Sande gerammt. Die Rammung wurde nach je ca. drei Metern Eindringung unterbrochen und der Pfahl statisch belastet. Das Ergebnis des Versuches zeigt Abbildung 1 (links). Dargestellt ist die Verteilung der Mantelreibung über die Einbindetiefe des Pfahles.

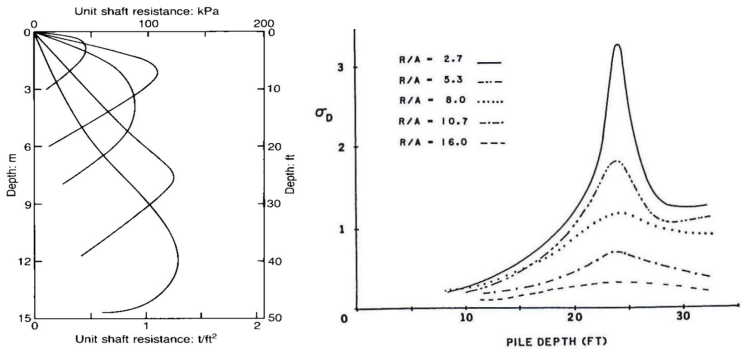

Abbildung 1: Mantelreibung in Abhängigkeit der Einbindetiefe (VESIC, 1970); Entwicklung der Horizontalspannung während der Rammung (ALLARD ET AL., 1986)

Die Versuche zeigen deutlich, dass sich die lokale Mantelreibung eines Bodenelementes mit fortschreitender Rammung reduziert. Eine detaillierte Beschreibung der Versuche kann z. B. (FRITSCH ET AL., 2013) entnommen werden. Ebenfalls ist zu erwähnen, dass in der

Abbildung die 'verbleibenden Spannungen' im Pfahl (Residual Stresses) nicht berücksichtigt wurden. Es ist davon auszugehen, dass die Verteilung der Mantelreibung im oberen Bereich überschätzt und im unteren Bereich unterschätzt wurde (ALTAEE ET AL., 1993). Weitere Versuche von z. B. (LEHANE, 1992), (CHOW, 1996), (FUGRO, 1996) oder (WHITE/LEHANE, 2004) bestätigen den grundlegenden Effekt, dass die normal auf die Pfahlwand wirkenden Spannungen mit zunehmendem Abstand zwischen Pfahlspitze und der betrachteten Elementtiefe abnehmen. Dieser Effekt wird in der Literatur oftmals als Pfahllängeneffekt, Friction Fatigue oder Friction Degradation bezeichnet.

2.3 Spannungsmessungen im Boden

Neben der Messung direkt am Pfahl wurden in der Vergangenheit ebenfalls die Veränderung der Horizontal- und Vertikalspannungen im Nahbereich des Pfahlmantels durch im Vorfeld der Pfahlrammung installierte Spannungssensoren im Versuchsboden bei n·g- und 1g-Modellversuchen erfasst. Beispielsweise zeigt Abbildung 1 (rechts) die Veränderung der Horizontalspannung im Boden während der Rammung eines Stahl-Modellrohrpfahles in einer Zentrifuge (ALLARD ET AL., 1986). Der Modellpfahl war an der Spitze verschlossen. Die Horizontalspannungen wurden in unterschiedlichen Abständen zum Pfahl gemessen. Es zeigt sich, dass sie mit zunehmendem Abstand zur Pfahlwand geringer wurden. Der Abstand ergibt sich aus dem radialen Abstand zum Pfahl R und dem Pfahlradius A. Die maximale Horizontalspannung wurde kurz bevor der Pfahlfuß die Aufnehmerebene passiert gemessen. Mit größer werdendem Abstand zwischen Sensorebene und Pfahlfuß reduzierte sich die gemessene Horizontalspannung deutlich. Ähnliche Modellversuche wurden u.a. von (GAVIN/LEHANE, 2003), (WITZEL, 2004) oder (LÜKING, 2010) durchgeführt und publiziert. Alle Messergebnisse zeigen, dass die normal auf die Pfahlwand wirkenden Spannungen deutlich abnehmen, nach dem der Pfahlfuß die Messebene passierte.

2.4 Porenwasserdruckmessungen

Porenwasserdruckmessungen während der Pfahlrammung sind ebenfalls in zahlreichen Veröffentlichungen beschrieben (ROBERTSON, ET AL., 1990), (LEHANE, 1992), (FUGRO, 1996), (FISCHER, ET AL., 2011). Generell kann gesagt werden, dass sich in nichtbindigen Böden im Verlauf der Rammung weder direkt am Pfahl noch im Nahfeld des Pfahles Porenwasserüberdrücke in signifikanten Größenordnungen einstellen. Dies gilt sowohl für locker als auch für dicht bis sehr dicht gelagerte nichtbindige Böden.

2.5 Bodenmechanische Modellvorstellungen

Bei einer statischen bzw. dynamischen axialen Druckbelastung entsteht eine Relativverschiebung zwischen dem Pfahl und dem direkt angrenzenden Boden. Zur Beschreibung der mechanischen Vorgänge in der Kontaktzone zwischen Stahlrohrpfahl und Boden wurden in der Vergangenheit zahlreiche statische und dynamische Kontaktreibungsversuche durchgeführt.

Nach der Modellvorstellung von (WERNICK, 1978) zur begrenzten Dilatanz des Bodens finden Kornumlagerungen und damit einhergehende Volumenveränderungen in der Scherzone zwischen Pfahl und Boden in einem sehr kleinen Bereich, der etwa dem zwei- bis zehnfachen des mittleren Korndurchmessers d_{50} entspricht, statt. Außerhalb dieser Scherzone wird dem Boden ein 'quasi elastisches' Materialverhalten unterstellt, welches im Wernick-Modell über Federn abgebildet ist (vgl. Abbildung 2) aus (FIORAVANTE, ET AL., 1999).

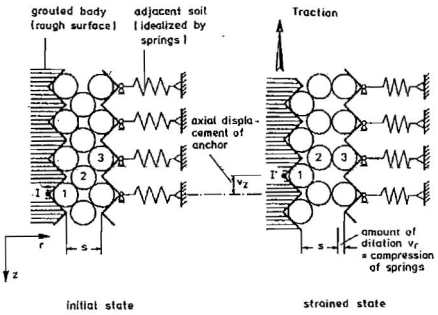

Abbildung 2: Wernick-Modell zur 'begrenzten Dilatanz' (WERNICK, 1978)

Bei einem standardmäßig durchgeführten direkten Scherversuch wird der Bodenprobe eine konstante Normalspannung aufgeprägt (CNL, Constant Normal Load). Im Anschluss wird die Probe abgeschert. Nach Abbildung 2 ändert sich jedoch bei eintretender Relativverschiebung zwischen Pfahl und Boden und gleichzeitiger Volumenveränderung die auf das betrachtete Element einwirkende Normalspannung. Um dem Modell von Wernick gerecht zu werden, muss der Kontaktreibungsversuch entsprechend angepasst werden. Zur Abbildung des quasi-elastische Materialverhaltens außerhalb der Scherzone wurden daher modifizierte Rahmenschergeräte für Kontaktreibungsversuche entwickelt. Die Prinzipskizze eines modifizierten Rahmenschergerätes zeigt Abbildung 3 (links). Bei einer Volumenverän-

derung ändert sich entsprechend die normal auf die Probe wirkende Ausgangsnormalspannung analog zur im Vorfeld eingestellten Federsteifigkeit k (spring) des Systems. In der Literatur werden diese Versuche als direkte Scherversuche mit konstanter Normalsteifigkeit (CNS, Constant Normal Stiffness) beschrieben.

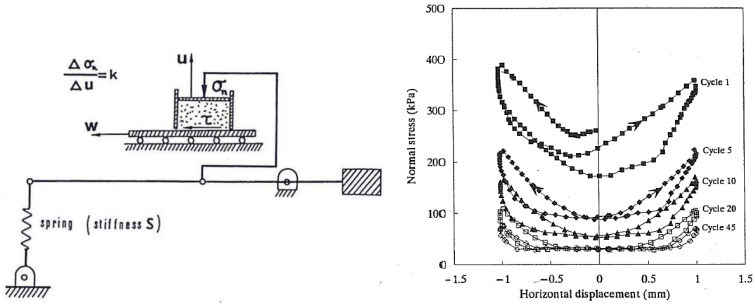

Abbildung 3: Prinzipskizze CSN-Scherversuch (BOULON/FORAY, 1986) (links), Normalspannungspfahl in Abhängigkeit der Zyklenzahl (AIREY, ET AL., 1992) (rechts)

Das Ergebnis eines zyklischen CNS-Versuches von (AIREY, ET AL., 1992) zeigt Abbildung 3 (rechts). In dem Versuch wurde eine Stahlplatte weggesteuert gegen einen dicht gelagerten Sand bei einer zyklischen Wechsellast von ± 1 mm abgeschert. Gezeigt ist der Verlauf der Normalspannung σ_n, der sich bei einer Federsteifigkeit k von 1.600 kN/m²/mm einstellt. Beim ersten Belastungszyklus kommt es zu einer Erhöhung der auf die Scherfläche wirkenden Normalspannung. Mit zunehmender Anzahl an Lastzyklen reduziert sich die Normalspannung deutlich. Die Autoren erklären den anfänglichen Normalspannungszuwachs durch die Volumenzunahme des Bodens bei Scherbeanspruchung (Dilatanz). Hierdurch erfährt die Feder eine Stauchung, die gleichbedeutend mit einem Anstieg der normal auf der Scherfläche wirkenden Spannung ist. Mit zunehmender Anzahl an Lastzyklen kehrt sich das Verhalten um. Der Boden wird verdichtet, das Volumen nimmt ab. Bezogen auf die Prinzipskizze des CSN-Scherversuches bedeutet dies, dass sich die Feder entspannt, d. h. sich die Normalspannung reduziert.

Das hier dargestellte Verhalten kann in ähnlicher Art auf eine Pfahlrammung übertragen werden. Erreicht das unterste Element der Pfahlwandung die Ebene x unter GOK, erhöht sich die normal auf die Pfahlwand wirkende Spannung, gleichbedeutend mit einem Anstieg

der Mantelreibung. Im weiteren Verlauf der Pfahlrammung verringert sich die Horizontalspannung bis zu einer Restnormalspannung $\sigma_{n,min}$, die in Abhängigkeit vom Abstand zwischen der Ebene x und dem Pfahlfuß nicht zwangsläufig erreicht wird.

Das mechanische Verhalten des Bodens im Nahfeld zum Pfahlmantel kann jedoch nicht ausschließlich über direkte Scherversuche abgebildet werden. Zusätzlich wirken, bevor die Pfahlwandung ein Bodenelement erreicht, Spannungen unterhalb des Pfahlfußes auf das betrachtete Element. Diese Spannungen führen beispielswese durch Kompression unterhalb des Pfahlfußes zu einer vorauseilenden Bodenverdichtung und seitlichen Verspannung, gleichbedeutend mit einer höheren als der im späteren Verlauf normal auf die Pfahlwand wirkenden Spannung. Den Verlauf der Spannungspfade unterhalb eines geschlossenen Pfahlfußes zeigt Abbildung 4.

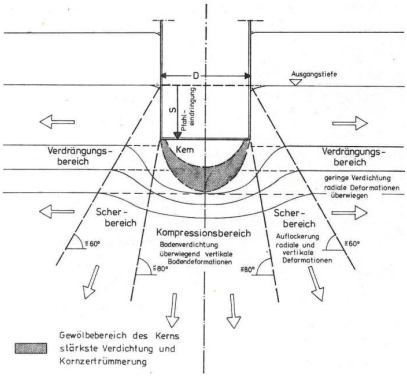

Abbildung 4: Spannungspfade unter einem geschlossenen Pfahlfuß (LINDER, 1977)

3 Modellversuche am IGB-TUBS

3.1 Versuchsstand

Der für die Modellversuche verwendete großmaßstäbliche Modellversuchsstand (siehe Abbildung 5), wurde zwischen 2010 und 2011 neu auf dem Freigelände des IGB-TUBS errichtet. Der Versuchsstand besteht primär aus zwei baugleichen, kreisrunden Stahltrögen mit einem Durchmesser von 4,0 m und einer Höhe von 5,0 m. Jeder Trog hat ein Fassungsvermögen von ca. 63 m³ und kann über eine druckdichte Rohrleitung, Filter, Absperrschieber und Pumpensumpf be- und entwässert werden (Aufsättigung des Bodens von unten

nach oben). Der Ein- und Ausbau des Modellbodens erfolgt über einen Säulenschwenkkran. Eine Last-Rahmenkonstruktion ermöglicht die Durchführung von statischen Probebelastungen bis zu einer maximalen Druckkraft von ca. 1.350 kN.

Abbildung 5: Großmaßstäblicher Versuchsstand auf dem Gelände des IGB-TUBS

3.2 Modellsand

Als Modellsand wurde ein Quarzsand aus einem Abbaugebiet im Beienroder Oberkreidebecken (Ostniedersachsen) verwendet. Es handelt sich nach DIN 18196:2006-6 um einen enggestuften Sand (SE) und nach DIN 4022-1:1987-9 um einen Fein- und Mittelsand (fS + mS) mit einer Korngröße von ca. 0,1 bis 0,45 mm. Die Kornform des Sandes ist annähernd rund. Abbildung 6 zeigt zum einen die Körnungslinie und zum anderen lichtmikroskopische Aufnahmen des Modellsandes. Weitere Kennziffern können beispielsweise (STAHLMANN/FISCHER, 2013) entnommen werden.

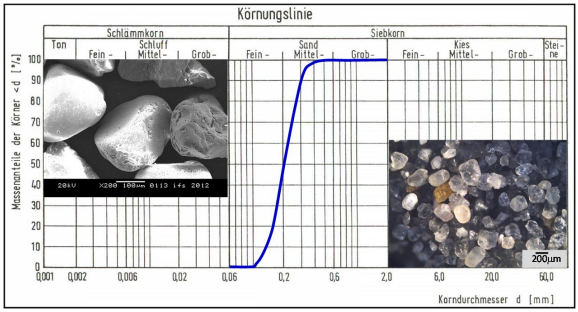

Abbildung 6: Körnungslinie und lichtmikroskopische Aufnahmen des Modellsandes

3.3 Bodeneinbau und Versuchsdurchführung

Der Einbau des Modellsandes (ca. 53 m³) erfolgte in Anlehnung an das von (TASAN, 2011) beschriebene Verfahren mit Greifer und Vibratiosplatte, mit dem gute Ergebnisse hinsichtlich Homogenität, Reproduzierbarkeit und Lagerungsdichte erreicht wurden. Abbildung 7 zeigt das Einheben des Modellsandes in den Trog sowie die verwendete Vibrationsplatte.

Abbildung 7: Einbau des Modellsandes mit Zweischalengreifer und Rüttelplatte

Der Boden wurde in Schichtmächtigkeiten von jeweilige ca. 20 cm eingebaut und je nach Verdichtungsgrad nicht, einfach oder mehrfach mit der Rüttelplatte verdichtet.

3.4 Reproduzierbarkeit des Einbaus

Zur Bewertung der Homogenität und Lagerungsdichte bzw. der Reproduzierbarkeit des Bodeneinbaus wurden zahlreiche Rammsondierungen durchgeführt und die Dichte des Bodens mit dem Ausstechzylinder-Verfahren bestimmt. Das Ergebnis der Rammsondierungen (Abbildung 8, links) zeigt eine gute Übereinstimmung als Verlauf der Schlagzahlen über die Einbindetiefe bei zwei unterschiedlichen Versuchen mit gleicher Einbauvariante.

Als weitere Plausibilitätskontrolle konnten z. B. die Ergebnisse der statischen Probebelastungen herangezogen werden. Der Verlauf der Widerstands-Setzungs-Linie von zwei unterschiedlichen statischen Probebelastungen bei identischen Einbaubedingungen und Versuchsdurchführung zeigt Abbildung 8 (rechts). Auch hier konnten vergleichbare Ergebnisse erzielt werden.

Ein Vergleich der Ergebnisse aus unterschiedlichen Versuchen hinsichtlich der Veränderung der Spannungen im Boden oder dem statischen Widerstands-Setzungs-Verhalten ist somit möglich.

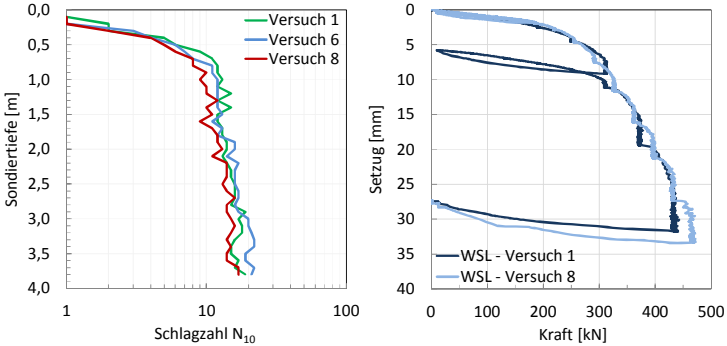

Abbildung 8: Reproduzierbarkeitskontrolle

3.5 Messtechnik im Boden

Für die Erfassung der Spannungsveränderungen im Boden wurden Erddruck- und Porenwasserdruckgebern der Firma GLÖTZL verwendet. Zum Einsatz kamen insgesamt acht Erddruckgeber zur Erfassung der horizontalen bzw. tangentialen Spannungen, vier Erddruckgeber zur Erfassung der vertikalen Spannungen und vier Porenwasserdruckgeber (vgl. Abbildung 9).

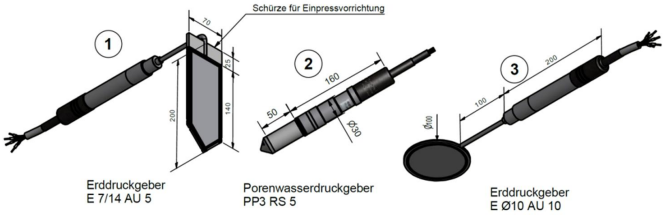

Abbildung 9: Verwendete Erddruck- und Porenwasserdruckgeber

Während der Rammung wurden die Spannungen mit einer Abtastrate von 10 Hz gemessen. Die Lage der Sensoren wurde für jeden Versuch individuell gewählt. Hauptsächlich wurden die Spannungen im Nahfeld der Pfahlspitze bei Erreichen der Endtiefe bzw. im Nahfeld zur Pfahlwand gemessen. Durch eine mögliche, minimale Schiefstellung des Pfahles während der Rammung wurde ein minimaler Abstand zwischen den wiederzuverwendenden Erddruck- und Porenwasserdruckgebern und dem Pfahl von 10 cm gewählt.

3.6 Pfahlführungskonstruktion

Das Ziel bei der Pfahlrammung bei gleichzeitiger Messung der Spannungen im Boden war, den Pfahl möglichst lotrecht in den Versuchsstand einzubringen, um die Ergebnisse der Spannungsmessungen aus den unterschiedlichen Versuchen bestmöglich miteinander vergleichen zu können. Zur Realisierung der lotrechten Einbringung wurde eine eigens für die Versuche entwickelte Pfahlführungskonstruktion verwendet, die in der nachfolgenden Abbildung dargestellt ist. Über horizontal verschiebliche Führungsbacken können Pfähle mit einem Durchmesser zwischen ca. 25 und 55 cm lotrecht fixiert werden.

Abbildung 10: Pfahlführungskonstruktion

Während der Pfahlrammung konnte keine entscheidende Schiefstellung des Pfahles gemessen werden. Es ist davon auszugehen, dass der geplante Abstand zwischen der Pfahlwand bzw. dem Pfahlfuß und den Spannungssensoren im Boden relativ genau eingehalten wurde.

3.7 Modellpfähle

Für die Rammversuche wurden Modellpfähle aus Edelstahl verwendet. Die wichtigsten Kenngrößen der verwendeten Modellpfähle sind: Länge 3,00 m, Durchmesser 355,6 mm, Wandstärke 3,0 mm, Stahlgüte 1.4301, Elastizitätsmodul 200.000 N/mm²

3.8 Rammeinheit

Für die Rammversuche wurde in enger Abstimmung zwischen der Firma Delmag und dem IGB-TUBS eine Rammeinheit bestehend aus einem Diesel-Modellhammer, einem Mäkler

mit Seilwinde und einer Radlader-Ankoppelung entwickelt. Die Größe des Troges, die maximale Hubkraft des Radladers, der Abstand zum Pfahl sowie dessen maximale Höhe zu Beginn der Rammung wurden hierbei berücksichtigt. Abbildung 11 zeigt das fertiggestellte Gesamtsystem bei ersten Vorversuchen.

Abbildung 11: Radlader, Mäkler, Hammer

Technische Kennwerte des verwendeten Dieselhammers vom Typ DELMAG D2 sind nachfolgend angegeben: Fallgewicht: 220 kg, Gesamtgewicht: 360 kg, Gesamthöhe: 205 cm, maximale Breite: 39,5 cm, Fallhöhe (stufenlos regelbar): 60 – 130 cm, Rammschläge: 60 – 70 / min., Explosionskraft: 11.300 kg, Energie pro Schlag: 11.300 kg, Kraftstoffverbrauch: 0,5 l/Std.

4 Versuchsergebnisse

4.1 Messprogramm

Nachfolgend sind exemplarisch Versuchsergebnisse aus einem von insgesamt 13 durchgeführten Modellversuchen dargestellt. Wären des Versuches wurden die nachfolgenden Daten aufgezeichnet: Horizontalspannung, Tangentialspannung, Vertikalspannung, Porenwasserdruck, Dehnung und Beschleunigung am Pfahlkopf, Fallhöhe der Fallmasse (Video) und Eindringung je Rammschlag (Video). Rund einen Tag nach der Installation wurde der Pfahl statisch bis zu einer Grenzlast von rd. 275 kN (0,1·D) belastet.

4.2 Spannungsmessungen

Abbildung 12 zeigt ausgewählte Ergebnisse dieses Versuches, bei dem der Modellboden lagenweise eingebaut (Lage á 20 cm) und in der Folge einfach verdichtet (je Schicht, eine Überfahrt mit der Rüttelplatte) wurde. Nach dem Aufbau des Modellbodens wurde dieser von unten nach oben aufgesättigt.

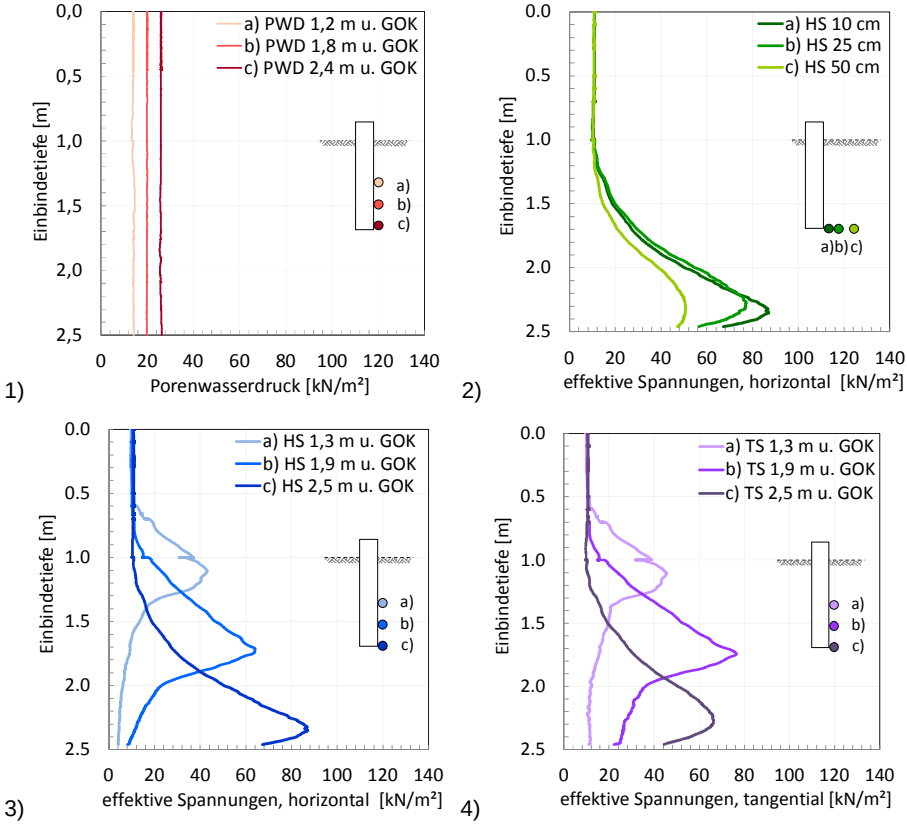

Abbildung 12: Spannungsmessungen

Abbildung 12(1) zeigt die Entwicklung des Porenwasserdruckes während der Rammung. Wie bereits in Anschnitt 2.4 beschrieben, wurden auch während der hier dargestellten Modellversuche keine Porenwasserüberdrücke gemessen. Die drei Abbildungen (2), (3) und

(4) zeigen somit jeweils die gemessenen effektiven Spannungen, reduziert um den jeweiligen hydrostatischen Wasserdruck in der Messebene. Abbildung 12(2) zeigt den Verlauf der Horizontalspannungen in einer Tiefe von 2,5 m unter GOK (maximale Rammtiefe). Als Startwert wurde die im Mittel aller Versuche gemessene Horizontalspannung in der jeweiligen Sensorebene infolge Eigengewicht des Bodens und Verdichtungserddruck angesetzt (aufgeteilt nach der jeweiligen Einbauart). Im Verlauf der Rammung kommt es zu einem sukzessiven Anstieg der Horizontalspannungen, entsprechend der in Abbildung 4 dargestellten Spannungspfade. Der initiale Spannungsanstieg wurde bei einem Abstand zur Messebene von ca. 3,5*D gemessen und entsprich damit in etwa der von (BALTHAUS, 1986), (MAHUTKA/HENCK, 2009) oder (LÜKING, 2010) beschriebenen Verschiebungszone unterhalb des Pfahlfußes von 2,0*D bis 3,0*D. Der Maximalwert der Horizontalspannung wurde jeweils oberhalb der Messebene aufgezeichnet (vgl. Abbildung 14). Dieses Ergebnis zeigte sich in allen Rammversuchen, wobei der Abstand in Abhängigkeit zur Ausgangsspannung oder zum Sättigungsgrad variiert. Zusätzlich reduzieren sich die Horizontalspannungen mit zunehmendem Abstand zur Pfahlwandung. Abbildung 12(3) und (4) zeigen den Verlauf der effektiven Horizontal- und Tangentialspannungen in drei Messebenen (1,3 m, 1,9 m und 2,5 m unter GOK), jeweils 10 cm von der Pfahlwandung entfernt. Analog zu den in Abschnitt 2.3 beschriebenen Forschungsergebnissen kommt es mit geringer werdendem Abstand zwischen Pfahlfuß und Messebene zu einem Spannungsanstieg, wobei der Maximalwert jeweils oberhalb der Messebene liegt. Passiert der Pfahlfuß die Messebene, reduzieren sich die gemessenen Spannungen deutlich und nähern sich einem Grenzwert an. Dieser Effekt entspricht dem in Abschnitt 2 beschriebenen Pfahllängeneffekt (Friction Fatigue). Weiterhin konnte festgestellt werden, dass die gemessenen Tangentialspannungen in einem Abstand von ca. 10 cm zur Pfahlwandung in etwa den gemessenen Normal auf die Pfahlwandung wirkenden Spannungen entsprechen. Dieses Ergebnis ist vergleichbar zu allen weiteren Modellversuchen, bei denen zusätzlich auch die Tangentialspannungen gemessen wurden.

4.3 Berechnung der Mantelreibung

Im Verlauf der Pfahlrammung wird die auftretende und sich je Element ändernde Pfahlmantelreibung üblicherweise über das Mohr-Coulomb'sche Bruchkriterium analog zur nachfolgenden Gleichung 1 berechnet:

$$q_{s,SRD} = \sigma'_{h,SRD} \cdot \tan \delta \qquad \text{Gl. 1}$$

Wobei $\sigma'_{h,SRD}$ die sich ändernde, effektive Normalspannung je Element und δ den Wandreibungswinkel zwischen Pfahl und Boden beschreibt. Die effektiven Radialspannungen $\sigma'_{h,SRD}$ wurden in den einzelnen Versuchen in unterschiedlichen Tiefenlagen und in einer Entfernung von ca. 10 cm zur Pfahlwandung gemessen (vgl. Abbildung 12). Die in der Literatur angegebenen Ansätze zur Bestimmung des Wandreibungswinkels δ (z. B. JARDINE/CHOW, 1996), beruhen auf der Oberflächenrauheit üblicher Stahlrohrpfähle (6-10 μm). Für die glatteren Modellpfähle wurde der Wandreibungswinkel daher gesondert in Laborversuchen bestimmt. Die mittlere Oberflächenrauheit der Modellpfähle wurde über das Tastschnittverfahren mit ca. 2 μm bestimmt. In der Folge wurde der Modellboden mittels direktem Scherversuch mit konstanter Normalspannung gegen einer Stahlplatte mit einer vergleichbaren Oberflächenrauheit (2,5 μm) abgeschert, wobei die aufgebrachten Normalspannungen in etwa den während der Pfahlrammung gemessenen Normalspannungen entsprachen. Die Versuchsdurchführung zeigt Abbildung 13. Als Ergebnis konnte ein mittlerer Wandreibungswinkel von δ_{Modell} = 26,5° bestimmt werden, der in der Folge der Berechnung der Mantelreibung zugrunde gelegt wird. Mit Verweis auf Abschnitt 2.5 entsprich der direkte Scherversuch mit konstanter Normalspannung nicht ideal dem mechanischen Verhalten des Bodens bei Scherbeanspruchung. Versuche von (MORTARA, ET AL., 2007) zeigen jedoch, dass der Reibungswinkel im Bruchzustand bei einem Versuch mit konstanter Normalspannung in etwa dem Reibungswinkel bei einem Versuch mit konstanter Normalsteifigkeit entspricht.

Abbildung 13: Messverfahren zur Bestimmung der Oberflächenrauigkeit (links), direkter Scherversuch zur Bestimmung des Kontaktreibungswinkels (rechts)

4.4 Entwicklung der Mantelreibung über die Einbindetiefe

Analog zum in Abschnitt 4.3 beschriebenen Berechnungsansatz wurde die Mantelreibung aus den Messergebnissen bestimmt. Der Verlauf der 'Pfahlmantelreibung' während der Pfahlrammung ist in Abbildung 14 (links) gezeigt. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die Mantelreibung erst ab dem Zeitpunkt, an dem der Pfahlfuß die jeweilige Messebene erreicht, angesetzt werden kann. Aus den Messungen ergibt sich eine initiale Pfahlmantelreibung, die als blaue Linie in Abbildung 14 (rechts) dargestellt ist. Der Mantelreibungswert bei GOK ist hier über eine Exponentialfunktion als extrapolierter Wert abgeschätzt, wobei die Exponentialfunktion durch nachfolgende Rammsimulationsstudien (Abschnitt 5) verifiziert wurde.

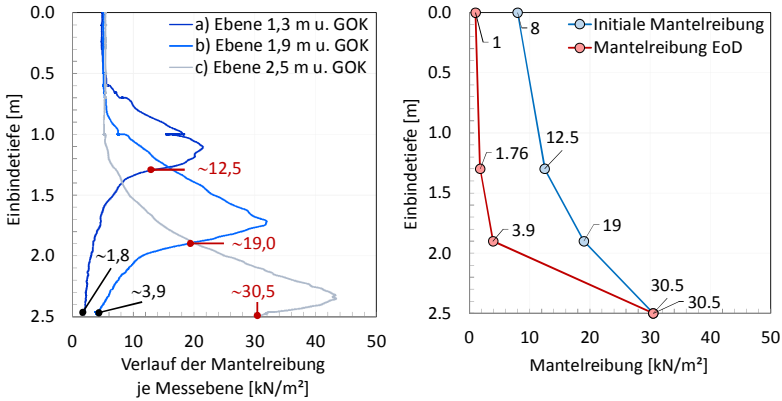

Abbildung 14: Veränderung der Mantelreibung an drei Messebenen (links), Initiale Mantelreibung, Mantelreibung am Ende der Rammung (rechts)

Aus den gemessenen Spannungen am Ende der Rammung (2,5 m Einbindetiefe) kann die existierende Mantelreibung über die Einbindetiefe dargestellt werden (rote Linie in Abbildung 14 (rechts)). Es ist deutlich zu erkennen, dass mit zunehmendem Abstand zwischen Pfahlfuß und Messebene, die Abweichung zwischen initialer und residualer Spannung größer wird. Dieses Ergebnis ist in Abbildung 15 noch einmal prozentual für die beiden Messebenen dargestellt. Die Mantelreibung wird, sobald der Pfahlfuß die Messebene erreicht, als maximal angenommen (100%). Mit größer werdendem Abstand zwischen Pfahlfuß und Messebene reduziert sich die Mantelreibung entsprechend und nährt sich einem Grenzwert an, der in dem hier dargestellten Versuch ca. 15 % bis 20% der initialen Mantel-

reibung entspricht. Ähnliche Ergebnisse wurden u.a. auch von (ALM/HAMRE, 2001) beschrieben. Für gesättigte, nichtbindige Böden empfehlen die Autoren eine minimale, residuale Mantelreibung die in etwa 20% der initialen Mantelreibung entspricht.

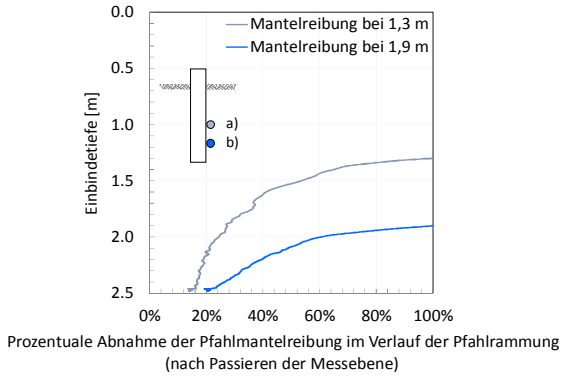

Abbildung 15: Pfahllängeneffekt

5 Rammsimulation

Abschließend wurden die Ergebnisse des beschriebenen Modellversuches noch einmal numerische unter Adaption der Realwerte simuliert. Verwendet wurde hierbei die Software All-Wave-PDP der Firma Allnamics, Niederlande. Die theoretischen Grundlagen, die der Software zugrunde liegen, sind beispielsweise in (MIDDENDORP, 2004) beschrieben. Ziel bei der numerischen Simulation des Rammvorgangs ist es, die Anzahl der Rammschläge über die Einbindetiefe möglichst exakt abschätzen bzw. abbilden zu können. Aus dem Simulationsergebnis können u.a. in einem weiteren Schritt die Spannungsschwingbreiten über die gesamte Länge des Pfahles und für jeden einzelnen Rammschlag bestimmt werden. Hierdurch kann in der Folge die aus der Pfahlinstallation entstandene Materialermüdung (Vorschädigung), als wesentliche Berechnungsgröße im Rahmen des Pfahldesigns, ermittelt werden.

In einem ersten Schritt wurde der gemessene Pfahllängeneffekt in der Software implementiert, so dass die auf den Pfahl wirkende Mantelreibung je Simulationsschritt (hier je 0,1 m Rammfortschritt) den Messdaten aus dem Versuch entspricht. Der tiefenabhängige Reduktionsfaktor β(x) wurde im Modell über die nachfolgende Exponentialfunktion abgebildet:

$$\beta(x) = MAX\{q \cdot e^{-\alpha(h-x)}\ ;\ \beta(x)_{min}\} \qquad \text{Gl. 2}$$

Mit: $\beta(x)$ = Reduktionsfaktor über die Pfahleinbindetiefe
$\beta(x)_{min}$ = Minimaler Reduktionsfaktor
q = Reduktionsfaktor am Pfahlfuß (hier: keine Reduktion)
e = Eulersche Zahl
α = Krümmung der Funktion
h = Einbindetiefe (zum betrachteten Zeitpunkt)
x = Tiefenelement von GOK bis h

Mit einer Krümmung von α = 2,5 und einem minimalen Reduktionsfaktor von 15% konnten die Messergebnisse aus dem Versuch gut über die Exponentialfunktion abgebildet werden. Abbildung 16 zeigt die Messergebnisse aus dem Modellversuch (Punkte), die in die Software eingelesenen initiale Pfahlmantelreibung (gepunktete blaue Linie) sowie die durch den Pfahllängeneffekt (Gl. 2) reduzierte Pfahlmantelreibung bei einer Einbindetiefe von 1,3 m (blaue Linie), 1,9 m (grüne Linie) und 2,5 m (gepunktete rote Linie).

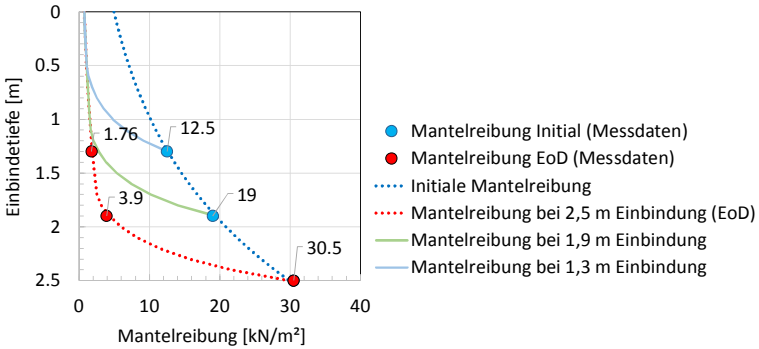

Abbildung 16: Berücksichtigung des Pfahllängeneffektes während der Simulation

Durch den Vergleich der gestrichelten roten Linie in Abbildung 16 (Simulation) mit der roten Linie in Abbildung 14 (Messung) kann davon ausgegangen werden, dass die gewählte Exponentialfunktion dem Pfahllängeneffekt aus dem Modellversuch entspricht.

In einem zweiten Schritt wurde der im Modellversuch verwendete Dieselhammer (vgl. Abschnitt 3.8) im Simulationsmodell implementiert. Hierfür wurden die während des Modellversuches gemessenen Dehnungen und Beschleunigungen am Pfahlkopf sowie die sich hieraus ergebenden Pfahlverschiebungen über die Zeit mit dem Ergebnis der Rammsimulation in der jeweiligen Einbindetiefe verglichen.

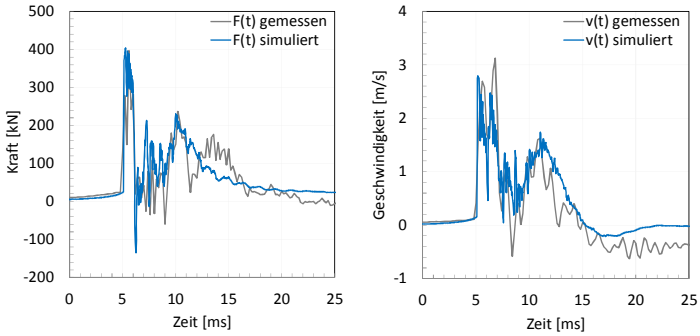

Abbildung 17: Anpassung des Hammers im numerischen Modell

Bei einem Dieselhammer kommt es vor der tatsächlichen Explosion des Brennstoffes zu einer Luftverdichtung, die in einem anfänglichen, leichten Anstieg der Kraft über die Zeit zu erkennen ist. Auch dieser Bereich in der Komprimierungsphase wurde durch Anpassungen in der Simulationssoftware entsprechend berücksichtigt. Das Ergebnis der Hammeranpassung als Kraft bzw. Geschwindigkeit über die Zeit zeigt Abbildung 17 bei einer Einbindetiefe von 2,5 m. Sowohl Kraft als auch Geschwindigkeit über die Zeit konnten in der Simulationsberechnung gut abgebildet werden.

Die in den Pfahl eingetragene Energie wurde entsprechend der bei dem Modellversuch im Video aufgezeichneten Fallhöhe in der Simulationssoftware als Fallhöhe h (Impact Stroke) implementiert. Mit zunehmenden Bodenwiderständen und zunehmender Einbindetiefe zeigt das Simulationsergebnis einen entsprechenden Anstieg der nach oben beschleunigten Fallmasse nach der Zündung des Brennstoffes (Rebound Stroke). Sowohl Impact als auch Rebound Stroke wurden je Simulationsschritt entsprechend miteinander abgeglichen, was zu einer sukzessiven Erhöhung der in den Pfahl eingeleiteten Energie im Verlauf der Rammung führt. Dieses Ergebnis entspricht den Messergebnissen aus dem Modellversuch.

Abschließend wurden die statischen und dynamischen Bodenparameter: initiale Mantelreibung, Pfahlspitzendruck, Dämpfung oder Quake (der Punkt, an dem die plastische Pfahlverschiebung einsetzt) so angepasst, dass die simulierte Pfahleindringung bestmöglich mit der in situ gemessenen Pfahleindringung je Rammschlag übereinstimmt.

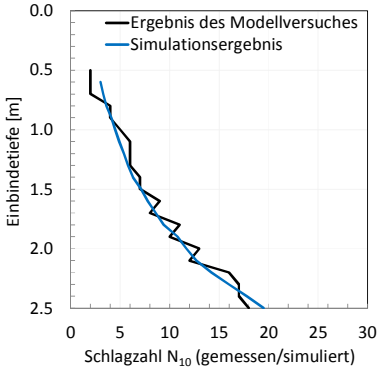

Abbildung 18: Ergebnis der Rammsimulation als Rammschläge je 10 cm Eindringung

Das Ergebnis der Rammsimulation als Anzahl der Rammschläge je 10 cm Eindringung zeigt Abbildung 18. Ebenfalls dargestellt sind die bei den Modellversuchen gemessenen Rammschläge je 10 cm Eindringung. Die gemessene Anzahl der Rammschläge je 10 cm Eindringung konnten im numerischen Modell sehr gut nachgefahren werden, sodass von einer genauen Abbildung der Pfahlrammung im numerischen Modell ausgegangen werden kann. Insbesondere auch durch die möglichst exakte Berücksichtigung der bodenmechanischen Mechanismen, die bei der Rammung von offenen Rohrpfählen auftreten.

6 Zusammenfassung

Als wesentliches Ergebnis der Modellversuche konnte das Verständnis der bodenmechanischen Mechanismen, die während der Rammung von offenen Rohrpfählen in nichtbindigen Böden auftreten, verbessert und in der Folge auf Rammsimulationen übertragen werden.

Neben der Eingabe der Kennwerte des Pfahles und des Hammers bildet die Eingabe realitätsnaher Bodenparameter die Grundlage für ein realistisches Berechnungsergebnis. Bei derzeit gängigen Berechnungsprogrammen wird der Widerstand am Pfahlmantel üblicherweise als konstanter Wert je Element (z. B. je Pfahlmeter) vorgegeben. Tatsächlich verändern sich die Pfahlwiderstände jedoch bei jedem einzelnen Rammschlag (vgl. Abschnitt 2 und 4). Die in den Modellversuchen gewonnenen Erkenntnisse blieben in der Vergangenheit bei Simulationsberechnungen oftmals unberücksichtigt. Die als konstant über die Pfahlram-

mung angenommenen Pfahlwiderstände wurden lediglich durch einen globalen Faktor reduziert. Als Ergebnis existieren zahlreiche von der Realität abweichende Berechnungsergebnisse. Sinnvoller ist es daher, eine Neuberechnung der Pfahlmantelwiderstände für jeden einzelnen Rammschlag, wenigstens aber für jeden Meter Eindringung durchzuführen.

Der hier geforderte Ansatz konnte in den vergangenen Monaten durch Erweiterungen bestehender Softwarepakete realisiert werden. Aktuelle Simulationsergebnisse zeigen, dass durch die Erweiterungen in der Software, die tatsächlich auftretenden bodenmechanischen Mechanismen sehr gut abgebildet und somit die in situ gemessenen Rammschläge über die Einbindetiefe gut simuliert und zukünftig verbessert prognostiziert werden können.

Im Rahmen von unveröffentlichten Rammsimulationsstudien von offshore Gründungspfählen konnten, unter Berücksichtigung der beschriebene Softwareerweiterungen, sehr gute Ergebnisse hinsichtlich der gemessenen Schlagzahlen über die Eibindetiefe, die eingetragene Energie je Rammschlag etc. erzielt werden. Insbesondere in einem sehr heterogenen Baugrund ist die Wahl unterschiedlicher Pfahllängeneffekte (Exponentialfunktionen) je Bodenschicht Grundvoraussetzung für eine gute Rammprognose bzw. eine exakte Simulation der in situ aufgezeichneten Messdaten.

Literatur

Airey, D. W.; Al-Douri, R. H.; Poulos, H. G.; Estimation of Pile Friction-Degradation from Shearbox Tests, *Geotechnical Testing Journal, GTJODJ, Vol. 15(4), S. 388-392,* Philadelphia, USA, 1992.

Allard, M. A.; Scott, R. F.; Lee, J. R; Driveability on piles. Experiments on model piles driven in flight in the centrifuge*, 3rd International Conference on Numerical Methods in Offshore Piling*, S. 91-103, Nantes, France, 1986.

Alm, T.; Hamre, L.; Soil model for pile driveability predictions based on CPT interpretations, *Proceedings of the 15th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, S. 1297 – 1302,* Istanbul, 2001.

Altaee, A.; Fellenius, B. H.; Evgin, E; Load transfer for piles in sand and the critical depth, *Canadian Geotechnical Journal (30), S. 455-463*, 1993.

Balthaus, H.; Zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Pfählen mit dynamischen Pfahlprüfmethoden, *Promotion, Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Heft 21,* 1986

Boulon, M; Foray, P; Physical and Numerical Simulation of Lateral Shaft Friction Along Offshore Piles in Sand, *Proceedings of the third International Conference on Numerical Methods in Offshore Piling, S. 127-147*, Nantes, France, 1986.

Chow, F. C.; Investigations into the behaviour of displacement piles for offshore foundations. *University of London (Imperial College)*, Ph.D. thesis, London (Great Britain), 1996.

Fioravante, V.; Ghionna, V. N.; Pedroni, S.; Porcino, D; A Costant Normal Stiffness Direct Shear Box for Soil-solid Interfaces Tests, *Rivista italiana di geotecnica, Vol. 3, S. 7-22,* 1999.

Fischer, J.; Höhmann, S.; Gattermann, J.; Stahlmann, J.; Neue Erkenntnisse zur erzwungenen Verspannung des Baugrundes im Inneren von offenen Stahl-Großrohrpfählen anhand von in situ Messungen, *8. FZK-Kolloquium - Maritimer Wasserbau und Küsteningenieurwesen, S. 105-116*, Forschungzentrum Küste, Hannover, 2011.

Fritsch, M.; Fischer J.; Hensel, J.; Modelle zur Offshore-Rammsimulation mit gekoppelter Vorschädigungsberechnung, *Pfahl-Symposium 2013, Fachseminar am 22./23.02.13 in Braunschweig, Mitteilung des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik, Technische Universität Braunschweig,* 2013.

Fugro; EURIPIDES database report, Vol. 1 – 5, *Fugro B.V.*, Leidschendam, the Netherlands, 1996.

Gavin, K.; Lehane, B. M.; The shaft capacity of pipe piles in sand, *Canadian Geotechnical Journal, Vol. 40, Nr. 1, S. 36-45, NRC Research Press*, 2003.

Jardine, R.; Chow, F.; New Design Methods for Offshore Piles, *MTD Publication 96/103*, London, U.K., 1996.

Lehane, B. M.; Experimental investigations of pile behavior using instrumented field piles, *University of London (Imperial College)*, Ph.D. thesis, London (Great Britain), 1992.

Linder, W. R.; Zum Eindring- und Tragverhalten von Pfählen in Sand, *Technische Universität Berlin, Grundbau und Bodenmechanik*, 1977.

Lüking, J. 2010; Tragverhalten von offenen Verdrängungspfählen unter Berücksichtigung der Pfropfenbildung in nichtbindigen Böden, *Schriftenreihe Geotechnik - Universität* Kassel, Bd. 23., Dissertation, 2010.

Mahutka, K.-P.; Henke, S.; Numerische Untersuchungen zur herstellungsbedingten Tragfähigkeit von Pfählen. Braunschweig : Pfahl-Symposium 2009, Mitteilung des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik, S. 471-492, Technische Universität Braunschweig, 2009.

Middendorp, P.; Thirty years of experience with the wave equation solution based on the method of characteristics, *7th International Conference on the Application of Stress Wave Theory to Piles*, Malaysia, 2004

Mortara, G.; Mangiola, A.; Ghionna, V. N.; Cyclic shear stress degradation and post-cyclic behaviour from sand-steel interface direct shear tests, *Canadian Geotechnical Journal - NRC Research Press, Vol. 44, S. 739-752,* 2007.

Robertson, P. K.; Woeller, D. J.; Gillespie, D.; Evaluation of excess pore pressures and drainage conditions around driven piles using the cone penetration test with pore pressure measurements, *Canadian Geotechnical Journal, Vol. 27, S. 249-254*, 1990.

Stahlmann, J.; Fischer, J.; Entwicklung der Spannungszustände im Bereich des Pfahlfußes gerammter Offshore – Gründungsstrukturen, *Abschlussbericht des BMU-Förderprojekts, Förderkennzeichen 0325162, Technische Universität Braunschweig, Institut für Grundbau und Bodenmechanik,* 2013

Tasan, H. E; Zur Dimensionierung der Monopile-Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen, Dissertation, *TU Berlin, FG Grundbau und Bodenmechanik - Degebo*, 2011.

Vesic, A. S; Tests on instrumented piles, Ogeechee River site, *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Devision 96, No. GT2, S. 561–584,* 1970.

Wernick, E.; Skin friction of cylindrical anchors in non-cohesive soils, *Symposium on Soil Reinforcing and Stabilising Techniques, S. 201-219,* Sydney, Australien, 1978.

White, D. J.; Lehane, B. M.; Friction fatigue on displacement piles in sand, *Géotechnique 54, No. 10, S. 645 – 658,* 2004

Witzel, M.; Zur Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit von vorgefertigten Verdrängungspfählen in bindigen und nichtbindigen Böden, *Schriftenreihe Geotechnik - Universität Kassel, Bd. 15.,* Dissertation, 2004.

Autoren

Dipl.-Ing. Jan Fischer — jan.fischer@fww.fichtner.de
Fichtner Water & Wind GmbH — www.fww.fichtner.de
Hammerbrookstraße 47b, 20097 Hamburg — Tel.: +49 40 300673-303

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Joachim Stahlmann — j.stahlmann@tu-braunschweig.de
Institut für Grundbau und Bodenmechanik, TU Braunschweig — www.tu-braunschweig.de/igb
Beethovenstraße 51b, 38106 Braunschweig — Tel.: +49 531 391 62000