

AVALIAÇÃO DA PREVISÃO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO DAS FUNDAÇÕES SUPERFICIAIS DE AEROGERADORES A PARTIR DE ENSAIOS DE PEQUENA E GRANDE DEFORMAÇÕES

Estimated assesment of behavior dynamic the shallow foundations of wind turbines from tests of small and large distortions

Gislene Freitas Ponte¹, Alfran Sampaio Moura²

Recebido em 06 de maio de 2016; recebido para revisão em 13 de julho de 2016; aceito em 18 de agosto de 2016; disponível on-line em 17 de novembro de 2016.



PALAVRAS CHAVE:

Módulo cisalhante;
 Fundações de máquinas;
 Comportamento dinâmico;
 Ensaio de grandes deformações;
 Ensaio de pequena deformação.

KEYWORDS:

Shear modulus;
 Machine foundations;
 Dynamic behavior;
 Test with large deformations;
 Test with small deformations.

RESUMO: O presente trabalho avalia algumas metodologias utilizadas na determinação do módulo de deformação cisalhante para a previsão do comportamento dinâmico de fundações superficiais de aerogeradores assentes em solos arenosos. Para avaliar o comportamento dinâmico das fundações de máquinas, deve-se estimar a frequência de vibração do sistema solo-fundação que é calculada em função dos parâmetros dinâmicos do solo. Tal frequência é obtida a partir do módulo de deformação cisalhante (G), que, por sua vez, é função do nível de deformação do solo. Por simplificações, esse parâmetro é normalmente estimado através de ensaios estáticos, com grandes deformações, estando sujeito a imprecisões. No presente trabalho, calcularam-se os parâmetros dinâmicos do solo do campo experimental de fundações da Universidade Estadual de São Paulo (UNESP), em Bauru, a partir dos resultados de ensaios anteriormente realizados no local por VITALI (2011). Foi considerado um aerogerador com características idênticas ao aerogerador avaliado por Moura (2007) inserido no solo em análise. Assim, determinaram-se as frequências de vibrações da fundação de tal aerogerador. Tais frequências foram determinadas a partir de estimativas G por meio de ensaios estáticos e dinâmicos. Concluiu-se que as variações obtidas para o módulo cisalhante, com grandes e pequenas deformações, causaram um erro percentual cerca de 40% nas frequências e cerca de 60% nas amplitudes de vibrações. Destacam-se, com tal resultado, as variações das respostas dinâmicas quando são estimados por ensaios de grande e pequena deformação, reafirmando a importância de ensaios de pequena deformação para estimativas de respostas a carregamentos dinâmicos.

ABSTRACT: This work evaluates some methodologies used in the determination of shear modulus to predict the dynamic behavior of shallow foundations of wind turbines on sandy soils. To evaluate the dynamic behavior of machine foundations, it is necessary to estimate the frequency of vibration of the soil-foundation system that is calculated based on dynamic parameters of the soil. This frequency is a function of the shear modulus of elasticity (G), which changes according to the level of deformation. For simplification, usually, this parameter is estimated by static testing, with large deformations, and the results are, frequently, inaccurate. In this study, it was determined the dynamic soil parameters of the experimental field of foundations of the State University of São Paulo (UNESP) in Bauru, from the results of tests on site with large and small deformations, by VITALI (2011). Considering the use of a wind turbine with identical characteristics to the wind turbine rated by Moura (2007), it was obtained the frequency of vibration of its foundation. The frequencies were determined from G , which was estimated by static and dynamic tests. It was concluded that the variations obtained for the shear modulus, with large and small deformations, caused percentage error of about 40% in frequency and about 60% in vibration amplitudes.

* Contato com os autores:

¹ e-mail: gisleneponte@gmail.com (G. F. Ponte)

Engenheira Civil, Mestranda em Geotecnia na Universidade Federal do Ceará.

² e-mail: alfransampaio@gmail.com (A. S. Moura)

Doutor em Geotecnia, Professor Adjunto da Universidade Federal do Ceará.

1. INTRODUÇÃO

A energia eólica vem se tornando uma fonte de energia elétrica cada vez mais competitiva, graças ao acelerado crescimento tecnológico e ao aumento do domínio sobre o assunto. Segundo Moura (2007), Pesquisas apontaram o Estado do Ceará como uma das melhores regiões do mundo para o aproveitamento eólico, não apenas pelo potencial dos ventos alísios na região, como também pela crescente demanda de energia resultante de seu desenvolvimento econômico.

Como problemática, tem-se que máquinas em geral, como, por exemplo, os aerogeradores, emitem vibrações durante a operação. Tais vibrações de máquinas podem atingir frequências nocivas à estrutura. Se a frequência da máquina se aproximar da frequência natural de vibração do conjunto fundação-solo ocorrerá o fenômeno da ressonância, podendo causar sérios danos à estrutura em questão ou até mesmo seu colapso.

Para a frequência de vibração da fundação, têm-se valores dependentes da interação da mesma com o solo na qual está inserida. Com isso, para fundações superficiais de aerogeradores, além da necessidade de definir os parâmetros de resistência e deformabilidade da estrutura, deve-se determinar os parâmetros dinâmicos do solo para estimar a frequência natural de vibração do conjunto fundação-solo.

Um dos fatores que mais influenciam na estimativa da frequência de vibração é o módulo de deformação cisalhante (G), entretanto o mesmo é variável com o nível de deformação do solo. De forma que é possível determinar o valor de G com ensaios geotécnicos de campo tanto com pequenas quanto grandes deformações no solo.

2. OBJETIVO

O objetivo principal do presente estudo é comparar a influência do módulo cisalhante, G , quando o mesmo for obtido por ensaios geotécnicos de grande e pequena deformação, no comportamento dinâmico de fundações superficiais de aerogeradores, a partir dos valores de frequência e amplitude de vibração do conjunto solo-fundação.

3. COMPORTAMENTO DINÂMICO DOS SOLOS E MÉTODOS DE FUNDAÇÕES DE MÁQUINAS

Conforme Morgan e Moore (1968); Kramer (1996) as respostas dos solos sujeitos às solicitações dinâmicas podem ser previstas pela utilização de modelos que, quase sempre, utilizam o módulo de deformação cisalhante (G) e o coeficiente de Poisson (ν). Devido à pequena sensibilidade do coeficiente de Poisson em problemas geotécnicos, é prática comum à adoção de um valor de ν com base no tipo de solo e a atenção especial é dada apenas na caracterização de G .

O módulo de cisalhamento (G) é definido pela relação entre uma tensão cisalhante aplicada e a distorção por ela provocada. Diversos fatores afetam o módulo de cisalhamento dos solos, dentre eles destaca-se o nível de deformação cisalhante imposto.

A curva tensão *versus* deformação de um corpo de prova submetido a um carregamento cisalhante cíclico simétrico, com tensão cisalhante inicial nula é chamada de curva básica (Figura 1) e constitui a base para a caracterização do comportamento tensão vs. deformação dos solos para análises não lineares. A inclinação de uma reta secante formada por qualquer ponto da curva e da origem resulta no módulo de cisalhamento secante, G , associado àquela deformação cisalhante. A inclinação da reta tangente, a partir da origem, define o módulo de cisalhamento máximo, G_{max} . Observe que para valores muito baixos de deformação, o módulo secante, G , torna-se igual ao módulo máximo, G_{max} , e à medida que a amplitude de deformação aumenta, o módulo de deformação diminui.

Os métodos de cálculo para obtenção da frequência de vibração das fundações superficiais de máquinas podem ser agrupados em métodos empíricos: com modelos que consideram o solo como um semi-espaço elástico, ou como um conjunto de molas lineares sem peso; e em métodos numéricos.

A estimativa dos movimentos, que tanto podem ser de translação como de rotação, do sistema máquina-fundação-solo é mais comumente

realizada por métodos empíricos a partir de modelos em que o solo é considerado homogêneo, isotrópico, elástico e semi-infinito (Richart et al., 1970) ou em que o solo é substituído por molas lineares sem peso (Barkan, 1962). No presente estudo tem-se o enfoque maior em métodos do primeiro modelo.

A teoria do semi-espaço elástico estuda as vibrações de uma fundação rígida vibrante na superfície de um semi-espaço de dimensões infinitas, homogêneo e isotrópico, cujas relações tensão-deformação são definidas por duas constantes: o módulo cisalhante e o coeficiente de Poisson. O método de cálculo é analítico, admite a hipótese de pequenas deformações necessária para se considerar a elasticidade linear dos solos, e considera a perda de energia no maciço de solo por efeito de amortecimento, baseando-se na teoria da propagação de ondas em um meio elástico.

A literatura apresenta diversos métodos que consideram o solo como um semi-espaço elástico. A seguir é apresentado o método de Lysmer e Richart (1966), pois foi o método escolhido para as estimativas do presente trabalho.

A proposta de Lysmer e Richart (1966) relaciona os métodos que consideram o solo como um semi-espaço elástico com o sistema oscilante amortecido, onde o coeficiente de amortecimento (c) e o coeficiente de rigidez (kz) são definidos por meio das Equações 1 e 2:

$$k_z = \frac{4 G r_0}{1 - \nu} \quad \text{Eq. [1]}$$

$$c = \frac{3,4 r_0^2}{1 - \nu} \sqrt{G \rho} \quad \text{Eq. [2]}$$

Sendo, r_0 é o raio de uma fundação circular e ρ a massa específica do solo. Enquanto que a frequência natural para oscilação não amortecida (f_n); a frequência amortecida (f_n'); e a máxima amplitude de deslocamento (A_z), são determinadas por meio das Equações 3 a 5:

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot G \cdot r_0}{(1 - \nu) \cdot m}} \quad \text{Eq. [3]}$$

$$f_n' = f_n \cdot \sqrt{1 - D^2} \quad \text{Eq. [4]}$$

$$A_z = \frac{Q_0 \cdot (1 - \nu)}{4 \cdot G \cdot r_0} \cdot \frac{B_z}{0,85 \cdot (B_z - 0,18)} \quad \text{Eq. [5]}$$

Em que:

Q_0 força de excitação externa;

B_z a razão de massa modificada;

D a razão de amortecimento.

Sendo B_z e D definidas por meio das Equações 6 e 7:

$$B_z = \left(\frac{1 - \nu}{4} \right) \cdot \frac{m}{\rho \cdot r_0^2} \quad \text{Eq. [6]}$$

$$D = 0,425 / \sqrt{B_z} \quad \text{Eq. [7]}$$

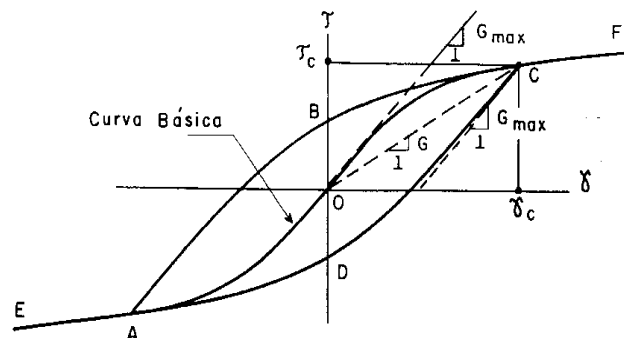


FIGURA 1: Curva tensão x deformação de um corpo de prova submetido a um carregamento cisalhante cíclico simétrico, com tensão cisalhante inicial nula.

FONTE: BARROS (1997).

4. METODOLOGIA

A priori, se desejou trabalhar com um estudo de caso de um aerogerador do Estado do Ceará (CE), entretanto, embora os investimentos na matriz eólica tenham crescido bastante, como citado, anteriormente, ainda não é comum à prática de ensaios sísmicos para a caracterização do solo nesse Estado.

A área de estudo escolhida foi o campo experimental da Universidade Estadual de São Paulo (UNESP), em Bauru, onde diversos estudos geotécnicos já foram realizados. Nesse campo, estão disponíveis os resultados de ensaios de campo com grandes deformações: como ensaios de sondagens de simples reconhecimento (SPT), ensaios pressionométricos (PMT) ou ensaios de cone (CPT); e com pequenas deformações, como, por exemplo: *cross-hole*, *down-hole* e *up-hole* e os de furos com sísmica, como o cone sísmico (SCPT).

Foi determinado, então, o módulo cisalhante (*i*) a partir de ensaios de pequena deformação; e (*ii*) a partir de sondagens à percussão, que são ensaios de grande deformação. No primeiro caso (*i*) foi estimado o módulo cisalhante por métodos de cálculo que usa a teoria da elasticidade, pois nesse caso é possível admitir que o solo esteja sendo ensaiado em regime elástico. Enquanto que no segundo caso (*ii*) foi usado métodos correlacionais com o índice de resistência de sondagens à percussão (N_{SPT}), usando a proposta de Seed et al. (1983) válida para solos arenosos e a proposta de Ohsaki e Iwasaki (1973) válida para todos os solos. Vale ressaltar que tais relações são empíricas e que não necessariamente é adequado para qualquer situação. Embora na maioria das obras sejam usados apenas os resultados a partir do ensaio SPT, sabe-se que os ensaios de campo dinâmicos, com pequenas deformações são mais precisos para determinar o módulo de deformação cisalhante.

Após tais determinações, usou-se o método de Lysmer e Richart (1966), que considera o solo como um semi-espaço elástico, para prevê o comportamento dinâmico da fundação de um aerogerador hipotético assente no subsolo do Campus da UNESP.

O aerogerador hipotético inserido nesse campo apresenta as mesmas características do aerogerador de Moura (2007). O autor faz uma avaliação da metodologia de projetos de fundações superficiais de aerogeradores assentes em areias de dunas, na qual é analisado o aerogerador do parque eólico da Taíba-CE. Dessa forma, foi possível obter dados reais da geometria da fundação de um aerogerador, além de dados das características do vento local, no trabalho citado.

5. CARACTERIZAÇÃO GEOTÉCNICA

A Figura 2 apresenta à esquerda os resultados de dez ensaios SPT, onde se tem o perfil geotécnico do solo e o gráfico de variação do NSPT com a profundidade desse solo. Logo à direita são apresentados, ainda na Figura 2, os resultados de três ensaios interpretados por Giacheti et al. (2006) realizados no campus da UNESP Bauru, analisados no presente estudo. Estes ensaios são: um ensaio de *cross-hole* e dois ensaios de cone sísmico (SCPT).

A Figura 2 mostra, ainda, a comparação entre as velocidades da onda cisalhante (V_s) dos ensaios citados. Além de mostrar a determinação de $G_{máx}$, chamado pelo autor de G_0 , e da relação G_0/q_c . Onde q_c é o valor da resistência de ponta obtida através do ensaio CPT. Na mesma figura são apresentados os resultados de cinco ensaios de cone (q_c) realizados por GIACHETI et al. (2003).

A Figura 3, esquematizada por Vitali (2011), apresenta o resumo de ensaios realizados no campo da UNESP, incluindo o ensaio *down-hole* realizado pelo autor, indicado como DH, na figura. Por meio didáticos, essa figura é dividida em: Figura 3a, onde se tem o perfil geotécnico típico do solo estudado baseado nos ensaios SPT; Figura 3b, que apresenta o número corrigido para a eficiência de 60% da energia de queda livre teórica (N_{60}); Figura 3c, que mostra os valores de (V_s) obtidos pelos ensaios; Figura 3d, que apresenta os valores de G_0 para os ensaios *cross-hole*, *down-hole* e para os dois ensaios SCPT; Por fim, Figura 3e, que mostra a variação da relação $G_{0_méd}/N_{60_méd}$ para cada profundidade.

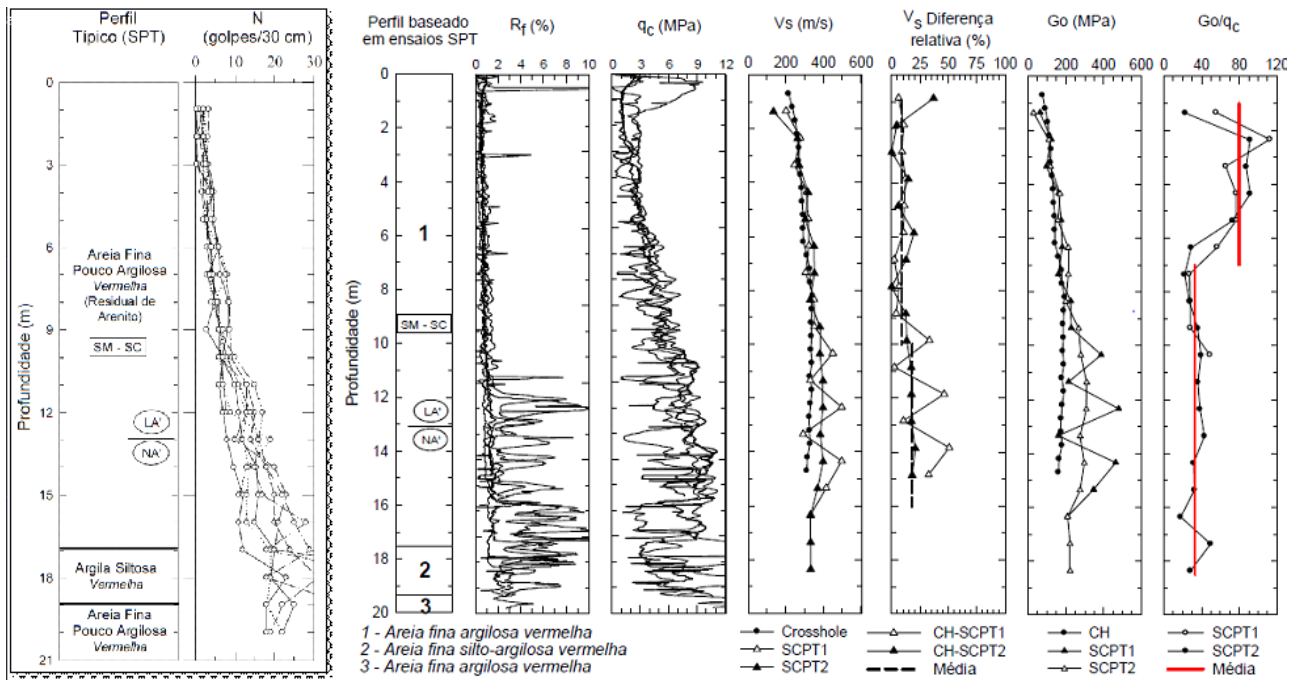


FIGURA 2: Ensaios sísmicos SCPT e Cross-Hole executados no campo experimental da UNESP, Bauru.
FONTE: ROCHA (2013).

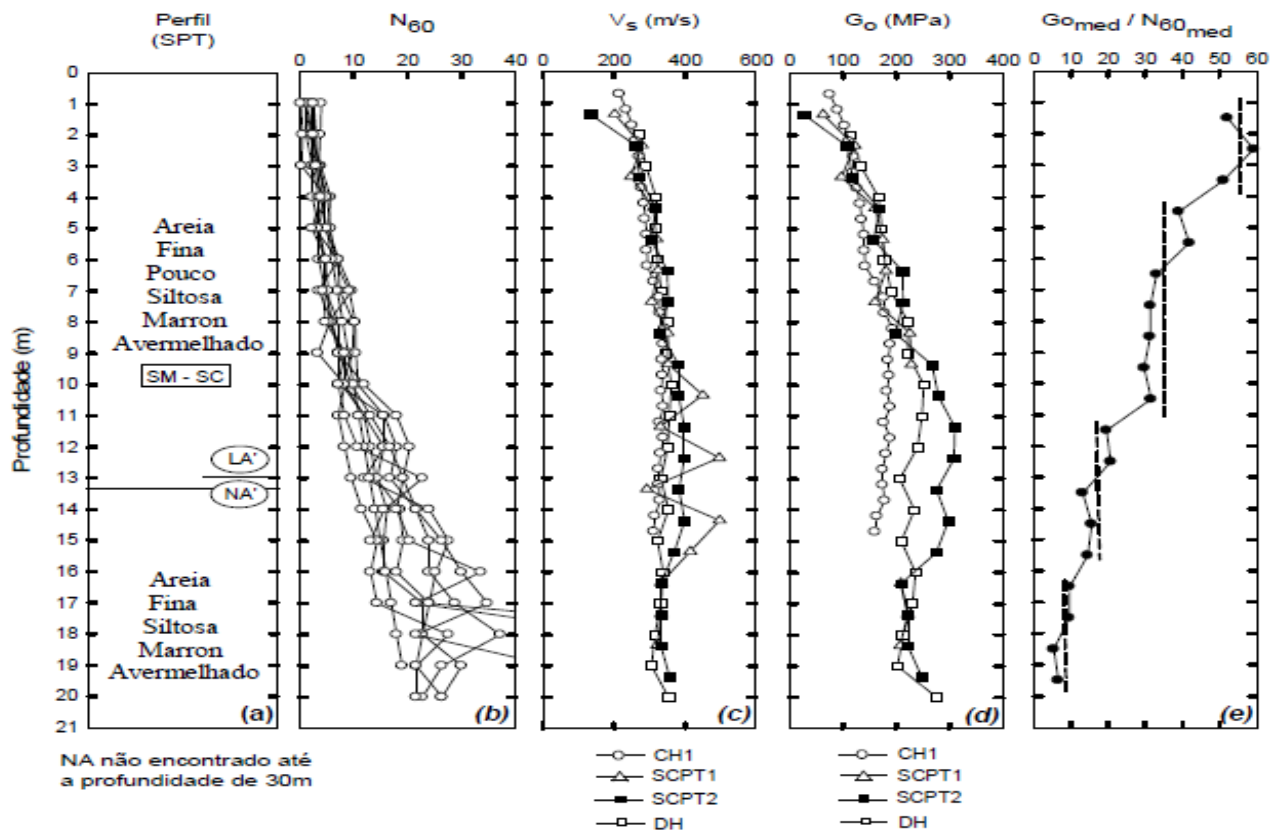


FIGURA 3: Ensaios realizados na UNESP: a) Perfil SPT b) N60 c) vs d) $G_0 = G_{máx} (MPa)$ e) G_0 médio/N60 médio
FONTE: VITALI (2011).

6. CARACTERIZAÇÃO DO AEROGERADOR

O aerogerador hipotético caracterizado no trabalho de Moura (2007) é o sétimo aerogerador de um total de dez unidades do parque eólico do Município de Taíba, usina eólica instalada no município de São Gonçalo do Amarante, situado no litoral do estado do Ceará, com uma potência instalada de 5 MW.

A Figura 4 mostra a composição básica de um aerogerador de eixo horizontal, para melhor compreender as partes do aerogerador que está sendo caracterizado. Assim, é possível converter a energia cinética do vento em energia mecânica rotacional no eixo do rotor acoplado às pás rotoras.

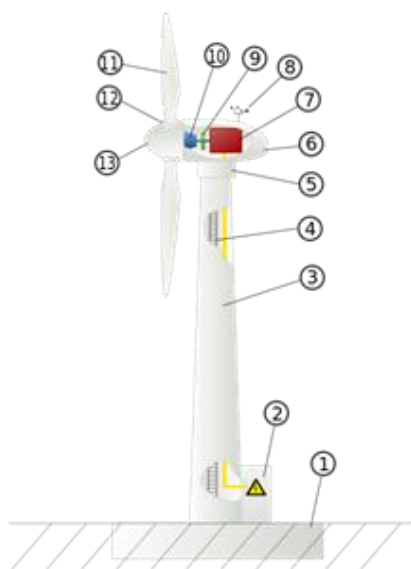


FIGURA 4: Composição básica de um aerogerador
FONTE: <http://pt.wikipedia.org/wiki/Aerogerador>, consultado em abril de 2014.

Em que:

1. Fundação;
2. Conexão com a rede elétrica;
3. Torre;
4. Escadaria de acesso;
5. Controle de orientação do vento;
6. Nacela;
7. Gerador;
8. Anemômetro;
9. Freio;
10. Caixa de câmbio;
11. Pá rotora;
12. Controle de inclinação da pá;
13. Cubo rotor.

O aerogerador estudado apresenta diâmetro do rotor de 4,2 m, altura do eixo do rotor

de 46,2 m, com controle ativo de ângulo de passo das pás na frente da torre, sentido horário de rotação, com três pás cada uma, com um comprimento de 18,9 m e pesando 13 kN. As pás são de fibra de vidro reforçado com *epoxi*. O gerador elétrico apresenta eixo horizontal e pesa 136 kN.

As torres, feitas em aço, medem cerca de 44 m de altura, 2,54 cm de espessura, e apresentam um diâmetro variável, sendo máximo na base com 2,5 m e mínimo no topo com 1,2 m. Ao todo cada torre pesa 359 kN. No topo da torre, tem-se a nacela, equipamento que abriga o gerador, os eixos, o freio mecânico e o multiplicador de velocidades. A nacela pesa 129 kN, com diâmetro de 4,4 m e de comprimento 6,7 m.

A fundação do aerogerador é uma sapata quadrada de concreto armado, de 9 (nove) metros de lado e 1,5 m de altura. Considerando-se que o peso específico do concreto armado seja de 25 kN/m³, verifica-se que o peso da fundação é de cerca de 3038 kN. Adicionando-se a esse o peso da torre, 359 kN, da nacela, 129 kN, do gerador, 136 kN e das três pás, 39 kN, estima-se um peso total de 3700 kN. Tem-se ainda que a força de excitação externa do vento, na direção horizontal e no sentido do vento, foi obtida por Moura (2007) como $Q_0 = 16191,9$ kN.

7. ESTIMATIVAS DE $G_{MÁX}$ A PARTIR DE ENSAIOS DE PEQUENA DEFORMAÇÃO

Devido à compatibilidade entre o nível de deformação dos ensaios sísmicos e o nível de deformação correspondente ao parâmetro dinâmico desejado, os valores de $G_{máx}$ estimados a partir dos resultados desses ensaios são utilizados como valores de referência para esse trabalho, e, por isso, serão comparados aos valores de $G_{máx}$ obtidos a partir dos resultados de ensaios de grande deformação, por vezes também denominado por G_0 , para valores baixos de deformação.

Como é indicado na Figura 1, deduz-se que, para a obtenção de $G_{máx}$, é necessário o mínimo de deformação possível, sendo o material ensaiado em regime elástico. Para essas condições, pode-se determinar o valor de $G_{máx}$ através da teoria da elasticidade, pela Equação 8:

$$G_{m\acute{a}x} = \rho \cdot v_s^2 = \frac{\gamma}{g} \cdot v_s^2 \quad \text{Eq. [8]}$$

Em que:

v_s é a velocidade da onda cisalhante;
 γ é o peso específico;
 g é a aceleração da gravidade.

Ao analisar a Figura 5 percebe-se que as curvas de $G_{m\acute{a}x}$ versus a profundidade, obtidas através de ensaios sísmicos, são bastante concordantes. Destaca-se a proximidade encontrada entre as curvas obtidas através do ensaio SCPT2 e do ensaio *down-hole*. Além disso, tem-se que a partir do ensaio SCPT1 encontra-se uma faixa de valores de $G_{m\acute{a}x}$ que é praticamente coincidente com a faixa de $G_{m\acute{a}x}$ obtida a partir do ensaio SCPT2 até a cota de 10 m, variando consideravelmente a partir dessa cota.

Nota-se, ainda, que pelo ensaio *cross-hole* obteve-se uma faixa de valores inferiores às outras faixas encontradas. Dessa forma, a curva de $G_{m\acute{a}x}$ versus a profundidade, obtida através do ensaio *cross-hole*, apresenta-se ligeiramente deslocada para esquerda. A Tabela 1 mostra os valores médios de v_s e de $G_{m\acute{a}x}$ calculados para cada ensaio analisado.

Vale observar que os valores apresentados pela Tabela 1 foram obtidos a partir da média ponderada dos valores médios de v_s e de $G_{m\acute{a}x}$ em cada faixa de profundidade, cujos pesos dessas médias foram os comprimentos das faixas consideradas, para maiores detalhes ver Ponte (2014). Observe, ainda, que embora a fundação seja rasa, o seu bulbo de pressão apresenta grande profundidade, pois o mesmo é proporcional a largura da fundação, sendo necessário tomar a média dos valores para todo o perfil em análise.

Dessa forma, observam-se médias de $G_{m\acute{a}x}$ muito próximas a partir dos ensaios *down-hole* e SCPT2, com uma diferença relativa de apenas 0,1%. Observa-se, ainda, valores médios discrepantes de $G_{m\acute{a}x}$ quando estimados a partir do ensaio *cross-hole*. Nesse caso, obteve-se uma diferença de 23,7% entre esse e o valor médio estimado.

Vale ressaltar, que as diferenças de estimativas de $G_{m\acute{a}x}$ encontradas pelo ensaio *cross-hole* são coerentes e podem ser explicadas pelo próprio método executivo do ensaio, pois neste mede-se a velocidade de cisalhamento da onda em sentido horizontal, diferentemente dos outros, que medem a velocidade de propagação da onda cisalhante de forma oblíqua.

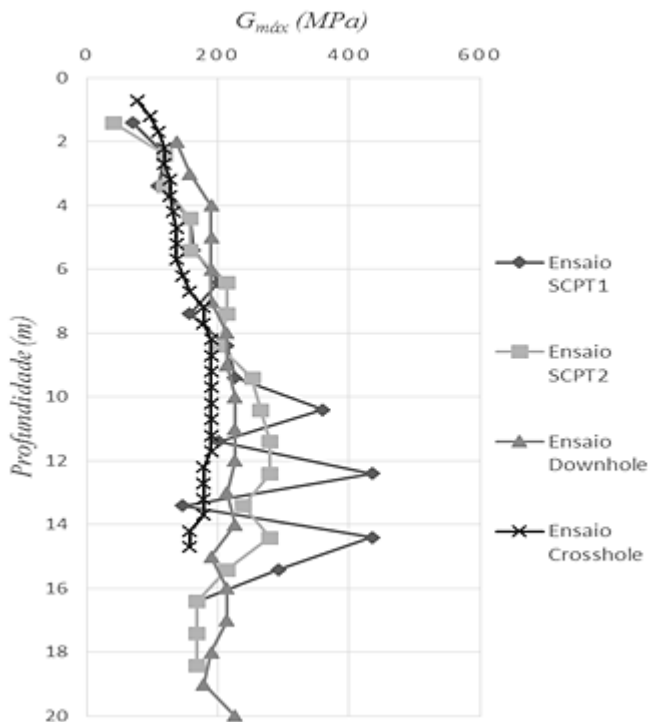


FIGURA 5: Gráfico comparativo das estimativas de para cada ensaio sísmico estudado.

FONTE: Autoria própria.

TABELA 1: Valores médios de v_s e estimativas de para cada ensaio de $G_{m\acute{a}x}$.

Ensaio	v_s (m/s)	$G_{m\acute{a}x}$ (MPa)
<i>Cross-hole</i>	298,75	157,0
SCPT1	343,24	215,5
SCPT2	335,29	200,9
<i>Down-hole</i>	339,44	201,1

FONTE: Autoria própria.

8. ESTIMATIVAS DE $G_{m\acute{a}x}$ A PARTIR DE ENSAIOS DE GRANDE DEFORMAÇÃO

Inúmeros pesquisadores propõem correlações empíricas a fim de estimar $G_{m\acute{a}x}$ a partir de resultados de ensaios realizados com grandes deformações, especialmente o ensaio SPT, que é o ensaio mais utilizado para a investigação geotécnica no Brasil, segundo Rocha (2013). Essas expressões estão, em sua maioria, presentes na literatura do Japão e dos Estados Unidos. As mesmas relacionam $G_{m\acute{a}x}$ com o N_{SPT} do ensaio SPT.

Para a maioria dos autores a melhor forma de determinar $G_{m\acute{a}x}$ é a partir do ensaio *cross-hole*, mas na falta deste as relações com o ensaio SPT é aceitável dependendo do tipo de solo e de estudos anteriores para tais relações. A norma interna da Petrobrás para fundações de máquinas, N-1848 (2010), sugere uma dessas relações na ausência do ensaio *cross hole* como prática recomendável para determinar o módulo $G_{m\acute{a}x}$.

Para o presente estudo serão usadas as expressões propostas por Ohsaki e Iwasaki (1973) válida para todos os tipos de solo, e a proposta de Seed et al. (1983), válida para as areias. Tal escolha foi realizada com base nas conclusões de Moura (2007). Para o autor as propostas de Ohsaki e Iwasaki (1973) e Seed et al. (1983) são as mais coerentes para as estimativas de $G_{m\acute{a}x}$ realizadas em solos arenosos, facilmente encontrados nos perfis de solos brasileiros. Ainda, segundo o mesmo autor, todas as outras propostas estudadas em seu trabalho subestimam o valor de $G_{m\acute{a}x}$.

Dessa forma, pôde-se selecionar a faixa de variação de $G_{m\acute{a}x}$ com a profundidade, usando as correlações de Seed et al. (1983), conforme a Equação 9 e usando as correlações de Ohsaki e Iwasaki (1973), conforme a Equação 10.

$$G_{m\acute{a}x} = 6220N_{SPT} \quad \text{Eq. [9]}$$

$$G_{m\acute{a}x} = 11500N_{SPT}^{0,8} \quad \text{Eq. [10]}$$

Substituindo os valores máximos e mínimos de N_{SPT} , obtidos das Figuras 2, na Equação 9 e 10, tem-se como resultado uma faixa de $G_{m\acute{a}x}$ variando

em cada profundidade, com valores máximos e mínimos, e ao longo da mesma, obtida tanto a partir da proposta de SEED et al. (1983), como de OHSAKI e IWASAKI (1973). Conforme visto na Figura 6.

Assim, obteve-se, pela proposta de Seed et al. (1983), uma faixa de variação de $G_{m\acute{a}x}$ variando de 0 a 193 MPa, com média de valores igual a 40 MPa, para valores mínimos de N_{SPT} , e 91 MPa, para valores máximos de N_{SPT} . Enquanto que pela proposta de Ohsaki e Iwasaki (1973), obteve-se uma faixa de variação de $G_{m\acute{a}x}$ variando de 0 a 179 MPa, com média de valores igual a 48 MPa, para valores mínimos de N_{SPT} , e 95 MPa, para valores máximos de N_{SPT} .

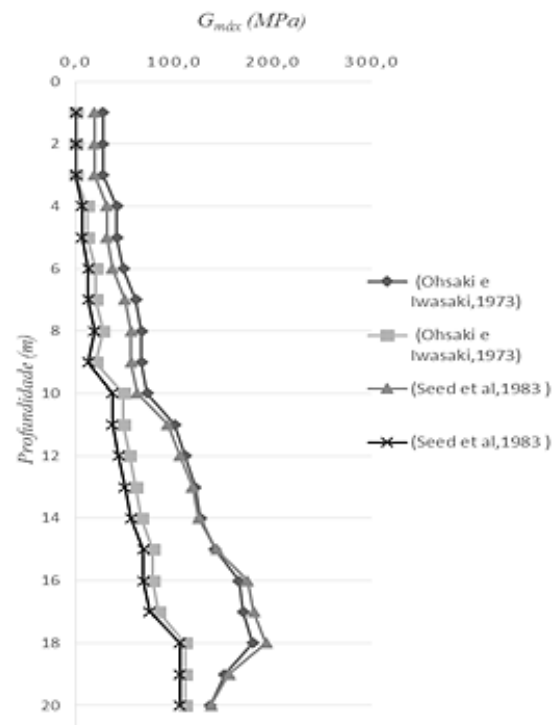


FIGURA 6: Curvas de $G_{m\acute{a}x}$ versus a profundidade, obtidos a partir das correlações com o N_{SPT} .

Observando a Figura 6, percebe-se que os valores de $G_{m\acute{a}x}$ obtidos pela correlação proposta por Seed et al. (1983) e pela correlação proposta por Ohsaki e Iwasaki (1973) são concordantes, apresentando faixas praticamente sobrepostas. Além disso, nota-se que os valores estimados pelo segundo método são maiores aos estimados pelo primeiro. Tem-se uma faixa mais larga tomando os resultados mínimos obtidos a partir de Seed et al. (1983) e máximos obtidos a partir de OHSAKI e IWASAKI (1973).

Note, na Figura 7, que a faixa de $G_{máx}$ obtida a partir de ensaios SPT, está quase que completamente fora da faixa de $G_{máx}$ obtida a partir de ensaios sísmicos. Assim, os valores desse parâmetro para ensaios de grandes deformações foram inferiores aos obtidos por ensaios de pequenas deformações. Percebe-se, assim, que tais relações subestimam os resultados de $G_{máx}$. Observe ainda que as diferenças diminuem para profundidades maiores, pois a partir de 16m os limites superiores da faixa de ensaios SPT se encontram com a faixa de ensaios sísmicos referentes.

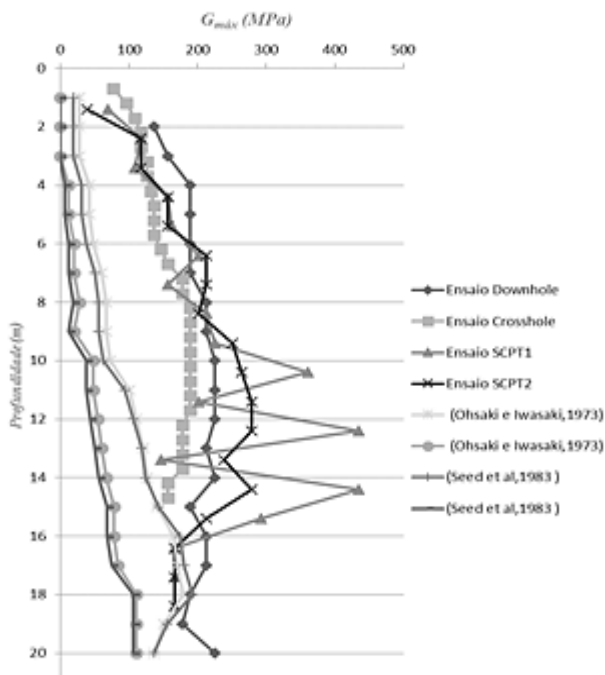


FIGURA 7: Comparações de resultados de $G_{máx}$ obtidos por ensaios de grandes e pequenas deformações.

FONTE: Autoria própria.

9. ESTIMATIVA DAS FREQUÊNCIAS DE VIBRAÇÃO NÃO AMORTECIDA (f_n) E AMORTECIDA (f_n')

Como citado anteriormente, optou-se por usar a proposta de Lysmer e Richard (1966), para estimar a frequência de vibração do conjunto fundação-solo do aerogerador, pertencente ao grupo que considera o solo como um semi-espaço elástico e que estima a frequência e a amplitude de vibração em função dos parâmetros dinâmicos do solo. Assim, pode-se inicialmente determinar as constantes de rigidez elástica (k_z) e de

amortecimento (c) pelas Equações 4 e 5 mostradas anteriormente.

Para isso, adotou-se: o raio de uma fundação circular equivalente, $r_0 = 5,08$ m, calculado a partir de $\pi r_0^2 = B^2$, onde B é a base da fundação quadrada do aerogerador; a massa específica, $\rho = 1740$ (kg/m^3); e o coeficiente de Poisson, $\nu = 0,33$, dado ser um solo caracterizado como arenoso. Além disso, Ménard (1975) afirma que esse valor de ν pode ser adotado quando não se tem determinado valor mais adequado. Vale lembrar que os valores de G foram admitidos como os valores médios de cada método em que foi estimado no tópico anterior.

A frequência natural (f_n), definida como a frequência de vibração quando não há amortecimento foi determinada pela Equação 3. Substituindo G , r_0 , ν , definidos anteriormente, e adotando a massa $m = 370100$ (kg), que é a massa total do aerogerador estudado, foi possível encontrar os valores das frequências naturais de vibração do conjunto fundação-solo para cada valor médio de $G_{máx}$, obtido a partir de cada ensaio analisado no presente trabalho, apresentados da Figura 8.

Logo se percebe que a frequência natural de vibração varia entre 549,5 e 841,6 rpm ao ser estimada a partir de ensaios $SPT's$, e varia entre 1082,9 e 1268,8 rpm ao ser estimada a partir de ensaios sísmicos. Dessa forma, os cálculos de frequências resultaram em uma diferença de 49% entre os limites de faixas inferiores da faixa de frequência obtida quando se tem ensaios de grande deformação e quando se tem ensaios de pequena deformação. Enquanto que, ao comparar os limites superiores a diferença diminui para 34%.

Ao passar a considerar amortecimento, pois na prática não existe sistema sem amortecimento, utilizou-se as Equações 4, 6 e 7. Substituindo os valores anteriormente definidos na Equação 6, tem-se a razão de massa modificada, $B_z = 1,382$, e em consequência, pela Equação 7, a razão de amortecimento, $D = 0,361$. Logo, pela Equação 4, encontram-se os valores de f_n' , apresentados na Figura 8.

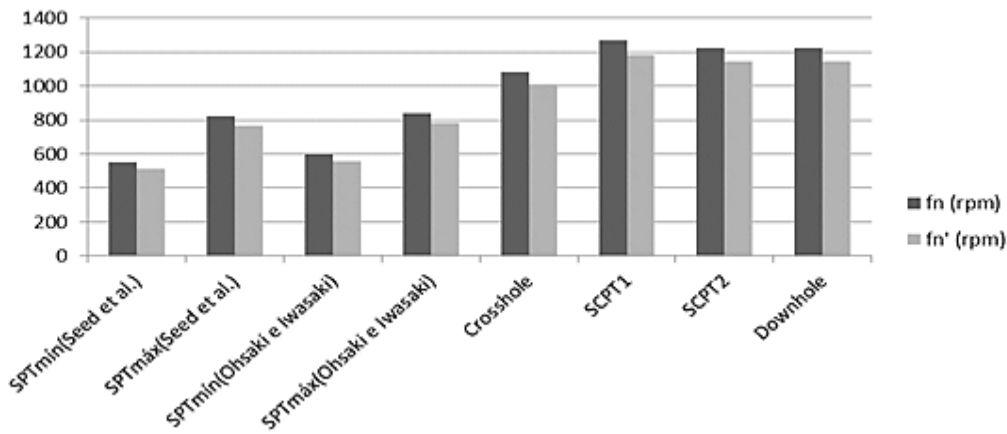


FIGURA 8: Frequência Natural de Vibração (f_n) e Frequência Natural Amortecida (f_n') em rpm. FONTE: Autoria própria.

Percebe-se que as faixas de frequência amortecida obtidas a partir de ensaios de grande e pequena deformação, novamente, apresentam diferenças consideráveis, sendo a primeira inferior à segunda. A diferença percentual entre os limites inferiores e superiores dessas faixas continuam os mesmos daqueles obtidos para as frequências naturais, iguais a 49% e 34%, respectivamente. Vale ressaltar que, que o percentual de diferença entre f_n e f_n' é apenas de 7%, independente do método de determinação do G_{max} .

10. ESTIMATIVAS DA AMPLITUDE DE VIBRAÇÃO

Ainda usando o método de Lysmer e Richard (1966), tem-se que a amplitude de vibração do solo é dada pela Equação 5 (Tabela 2). Vale lembrar que a força de excitação externa calculada por Moura (2007) é $Q_0 = 16191,9 \text{ kN}$.

TABELA 2: Amplitudes de vibração do conjunto fundação-solo do aerogerador estudado para cada ensaio analisado.

Ensaio	A_z (mm)
SPT _{min} (Seed et al.)	0,018
SPT _{max} (Seed et al.)	0,008
SPT _{min} (Ohsaki e Iwasaki)	0,015
SPT _{max} (Ohsaki e Iwasaki)	0,008
Cross-hole	0,005
SCPT1	0,003
SCPT2	0,004
Down-hole	0,004

FONTE: Autoria própria.

Nota-se que a amplitude de deslocamento é estimada entre a faixa 0,008 e 0,018 mm quando

foi determinada a partir de ensaios SPT's e apresenta uma faixa inferior quando foi determinada a partir de ensaios sísmicos, entre 0,003 e 0,005 mm. Visto que a amplitude é inversamente proporcional à G (Equação 4), nota-se um comportamento contrário ao da frequência. De forma que a faixa de variação da amplitude para ensaios de grande deformação é superior à faixa de amplitude para ensaios de pequena deformação.

Importante notar que a diferença percentual entre as faixas de amplitudes de deslocamento obtidas a partir de ensaios de grande e pequena deformação aumentaram em relação a essa diferença nas faixas obtidas de frequências. Obteve-se a diferença percentual de 74% entre os limites inferiores de amplitudes obtidas a partir de ensaios de grande e pequena deformação, enquanto que para os limites superiores essa diferença é de 56%. Dessa forma, pode-se afirmar que a sensibilidade da amplitude em relação ao parâmetro G_{max} é maior que a sensibilidade da frequência de vibração com o mesmo parâmetro.

11. CONCLUSÃO

A realização deste trabalho permitiu o estabelecimento das seguintes conclusões:

- No presente estudo os valores de G_{max} quando obtidos a partir de ensaios de grande deformação, pelas propostas de Seed et al. (1983) e de Ohsaki e Iwasaki (1973), foi em média cerca de 3 vezes inferior ao G_{max} quando estimado por ensaios de pequena deformação.
- Os valores de frequência obtidos por ensaios de grande deformação resultaram em média cerca

de 1,7 vezes inferiores aos valores de frequência obtidos através de ensaios de pequena deformação.

- As variações de $G_{máx}$ quando obtido por ensaios de grande e pequena deformação implicam em erros maiores nas amplitudes que na frequência de vibração. Pode-se, assim, afirmar que a amplitude é mais sensível às variações de $G_{máx}$ que as frequências de vibrações.
- As correlações entre o N_{SPT} com o $G_{máx}$, subestimam os resultados de $G_{máx}$, resultando em estimativas de frequências menores e amplitudes maiores consideravelmente. Assim, deve-se alertar para o risco de usar o ensaio SPT, para se obter respostas dinâmicas de fundações de máquinas.

12. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BARKAN, D.D. **Dynamics of Bases and Foundations**. McGraw-Hill Book Company, New York, 1962, 434 p.
- BARROS, J. M. **Módulo de Cisalhamento Dinâmico de Solos Tropicais**. Tese de Doutorado. EPUSP. São Paulo, 1997, 437p.
- GIACHETI, H. L.; DE MIO, G.; DOURADO, J. C.; MALAGUTTI FILHO, W. **Comparação entre Resultados de Ensaios Sísmicos Down-hole e Cross-hole no Campo Experimental da UNESP de Bauru**. In: XIII Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica - COBRAMSEG, Curitiba, 2006, v. 2, 669-674p.
- GIACHETI, H. L.; MARQUES, M. E. M.; PEIXOTO, A. S. P. **Cone Penetration Testing on Brazilian Tropical Soils**. American Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Cambridge, EUA, 2003, v. 1. 397-402 p.
- KRAMER, S. L. **Dynamic Soil Properties in: Geotechnical Earthquake Engineering**, Pearson Education India, New Jersey, EUA, 1996.
- LYSMER, J. F. E. R. e RICHART, F. E. **Dynamic Response of Footings to Vertical Loading**. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, Vol. 92, 1966, 65-91p.
- MÉNARD, I. **The Ménard Pressurement, Interpretation and Application of Pressurement Test Results to Foundation Design, Soils** –Soils nº26, 1975.
- MORGAN, J. R. e MOORE, P. J. **Application of Soil Dynamics to Foundation Design**. Soil Mechanics, Selected Topics. Edited by J.K. Lee. Butterworth & Co. (Publishers) Ltd, 1968, 465-527 p.
- MOURA, A. S. **Avaliação de Metodologias de Projeto de Fundações Superficiais de Aero geradores Assentes em Areia de Duna**. Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília, 2007, 323 p.
- OHSAKI, Y. e IWASAKI, R. **On Dynamic Shear Moduli and Poisson's Ratio of Soil Deposits**. Soils and Foundations, JSSMFE, v. 13, n. 4, 1973, 59-73 p.
- PETROBRAS – PETRÓLEO BRAISLEIRO S.A. **Projeto de Fundações de Máquinas**. – N-1848 – REV. C, Rio de Janeiro, Brasil, 2011.
- PONTE, G. F. **Avaliação do uso dos parâmetros dinâmicos dos solos obtidos a partir de ensaios de pequena e grande deformação na previsão do comportamento das fundações superficiais de aero geradores**. Departamento de Hidráulica e Ambiental, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2014, 86 p.
- RICHART, F. E., Jr., HALL, J. R., and WOODS, R. D. **Vibrations of Soils and Foundations**. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1970, 414 p.
- ROCHA, B. P. **Emprego do ensaio SPT sísmico na investigação de solos tropicais**. Tese de Mestrado em Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013, 116 p.
- SEED, H. B.; ; IDRIS, I. M.; ARANG, I. **Evaluation of Liquefaction Potential Using Field Performance Data**. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, v. 109, n. 3, 1983, 458-482 p.
- VITALI, O. M. P. **Desenvolvimento de um sistema para realização de ensaios sísmicos down-hole em conjunto com o CPT**. Dissertação de Mestrado em Geotecnia, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011, 114 p.