

Ensaio de carregamento dinâmico em estacas moldadas *in loco*: Contribuições para a seleção do sistema de impacto e amortecimento

Andraos, N. C. ⁽¹⁾; Kormann, A. C. M. ⁽²⁾; Antoniutti Neto, L. ⁽³⁾

⁽¹⁾ Aluna de Pós Graduação, Construção Civil, UFPR, Curitiba/PR, neile_andraos@ufpr.br

⁽²⁾ Professor, Depto. de Construção Civil, UFPR, Curitiba/PR, alessander@ufpr.br

⁽³⁾ Diretor, Fugro In Situ Geotecnia, Curitiba/PR, antoniutti@insitu.com.br

Resumo: O Ensaio de Carregamento Dinâmico trata-se de uma ferramenta para o controle de fundações profundas. Desenvolvido inicialmente para controle da cravação de estacas pré-moldadas, vem sendo utilizado em estacas moldadas *in loco*. Neste caso, o sistema de impacto e amortecimento deve ser selecionado a fim de causar a mobilização da resistência e assegurar que tensões dinâmicas não danifiquem a estaca. Esta pesquisa apresenta resultados de simulações sob diversas condições de impacto, através da equação da onda. Critérios para a seleção do sistema de impacto e amortecimento foram propostos a estacas modelo e em seguida comparados e aplicados a um banco de dados. Os resultados das simulações sugerem a seleção de um peso variando de 1,0 a 3,0 % da resistência última, de acordo com sua magnitude, e um valor de rigidez do amortecimento da ordem de 500 kN/mm, a fim de reduzir as tensões provocadas pelo impacto.

Abstract: The High-Strain Dynamic Load Test is a quality assurance tool for deep foundations. Initially developed for driven piles, the use of the technology for drilled and cast-in-place shafts testing has become routine. In this case, the hammer-cushion system must be appropriately chosen in order to mobilize soil resistances and to avoid shafts damage due the dynamic stresses. This research presents results of wave equations analysis of several impact conditions. Criteria for the selection of the hammer-cushion system were proposed for model shafts and then compared and applied to a comprehensive database. The results suggest a hammer weight varying between 1,0 and 3,0 % of the ultimate resistance according its magnitude. A cushion stiffness around 500 kN/mm is required in order to reduce the dynamic stresses generated by the ram impact.

1. INTRODUÇÃO

O Ensaio de Carregamento Dinâmico (ECD), baseado na análise de cravação de estacas através de instrumentação e fundamentado na teoria da equação da onda (Smith, 1960), objetiva determinar a capacidade de carga da interação estaca-solo. Fornece também informações a respeito da integridade estrutural da estaca, do deslocamento máximo e das tensões máximas de compressão e de tração desenvolvidas durante o golpe, dentre outros subsídios.

O ensaio é baseado na aquisição de sinais, através de instrumentação, de força e velocidade da onda provocada pelo impacto de um pilão, com auxílio de uma unidade específica. No Brasil, o equipamento mais difundido é o PDA[®] - *Pile Driving Analyzer*. Este equipamento realiza uma série de cálculos, inclusive a estimativa da capacidade de carga, através do Método CASE[®] - *Case Western*

Reserve Institute, que consiste em uma solução matemática fechada. O método é baseado em hipóteses simplificadoras, tais como a homogeneidade e uniformidade da estaca, e deve ser confirmado posteriormente por uma análise numérica, tal como o processo iterativo de ajuste de parâmetros do modelo, realizado através de um programa do tipo CAPWAP[®] - *Case Pile Wave Analysis Program* (Goble et al., 1980).

No Brasil, o ensaio de carregamento dinâmico difundiu-se com a utilização de energias crescentes do martelo, a partir dos trabalhos publicados por Aoki (1989a, 1989b, 2000) e Aoki e de Mello (1992). Nesta metodologia aplica-se uma série de impactos sobre o elemento estrutural com alturas de queda variáveis. Para cada golpe registram-se os sinais de força e velocidade na seção instrumentada.

O ensaio de carregamento dinâmico foi desenvolvido para estacas pré-moldadas inseridas no terreno através de um sistema de cravação. No

entanto, segundo Likins e Hussein (1995), é comum a sua utilização em estacas moldadas *in loco* no mundo todo. Na literatura, existe uma grande quantidade de trabalhos descrevendo ensaios realizados em estacas do tipo escavadas, tais como Seitz (1984), Seidel e Rausche (1984), Likins e Hussein (1995), Liu et al. (1996). No Brasil, pode-se citar os trabalhos publicados por Navajas e Niyama (1996), de Mello e Paraíso (1998) e Kormann et al. (2000a, 2000b, 2003).

No caso de estacas cravadas, um martelo encontra-se disponível para a instalação das mesmas e pode ser utilizado na realização dos ensaios. Já para estacas moldadas *in loco*, há a necessidade da seleção de um sistema de impacto.

Para que a aplicação do ensaio nesse tipo de estacas seja aperfeiçoada, há a necessidade de se realizar uma série de estudos, os quais podem envolver dados de ensaios previamente realizados.

Nesse âmbito, o presente trabalho pretende contribuir para o desenvolvimento de critérios para a execução de ensaios de carregamento dinâmico em estacas moldadas *in loco*.

2. TEORIA DA EQUAÇÃO DA ONDA APLICADA A ESTACAS

2.1 Introdução

Quando uma estaca é solicitada pelo impacto de um martelo, uma zona no topo do elemento é comprimida. O processo de compressão desenvolve uma onda de tensão que se propaga ao longo do elemento (Bernardes, 1989).

A equação da onda, dada pela Equação 1, descreve o deslocamento (u) de uma partícula no espaço, a uma distância x do topo da estaca, e no tempo (t), provocado pela propagação de uma onda de velocidade c :

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = c^2 \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (1)$$

A velocidade de onda, dada pela Equação 2, é função das propriedades do material da estaca (módulo de elasticidade E e massa específica do material da estaca ρ). Trata-se da velocidade com que as zonas de compressão ou de tração se movem ao longo da estaca:

$$c^2 = \frac{E}{\rho} \quad (2)$$

Smith desenvolveu um método matemático para a análise do carregamento dinâmico de estacas baseado na propagação da onda de tensão. O

conjunto de equações utilizadas pelo autor pode ser encontrado no artigo original (Smith, 1960).

Neste modelo os componentes envolvidos, tais como o martelo, a estaca e os sistemas de amortecimento, são representados como uma série de pesos e molas (Figura 1).

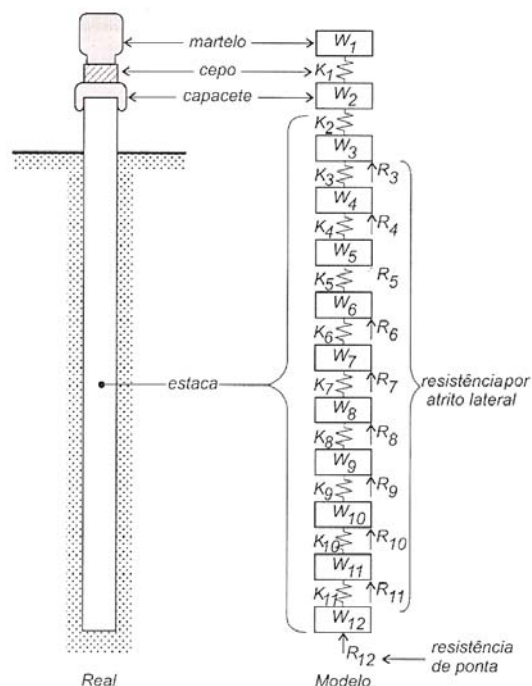


Figura 1: Esquema de pesos e molas (Velloso e Lopes, 2002)

Cada componente é considerado separadamente no intervalo de tempo e para cada intervalo são calculadas grandezas como o deslocamento do peso em relação à posição inicial, a compressão da mola, a força exercida pela mola, a força resultante atuante no peso e a velocidade do peso.

Programas computacionais conhecidos como equação da onda foram desenvolvidos para a simulação da cravação de estacas. Entre eles estão o WEAP (Goble e Rausche, 1976), o TTI (Hirsch et al., 1976), o ZWAVE (Warrington, 1988) e o TNOWAVE (Middendorp e Verbeek, 2006).

A versão atual do inicialmente intitulado WEAP Program, GRLWEAP™ (PDI, 2002), simula os movimentos e as forças produzidas pelo impacto de um martelo em uma estaca através da teoria da equação da onda, com base no modelo de Smith, mas incorporando uma série de aperfeiçoamentos no modelo do martelo, da estaca e do solo.

2.2 Parâmetros do Modelo

De acordo com Hussein et al. (1996), uma análise de equação da onda, através do software GRLWEAP™, envolve os seguintes parâmetros: dados do martelo (peso, condições de queda, altura da queda e eficiência); dados do amortecimento (área, espessura, módulo de elasticidade e

coeficiente de restituição); dados do capacete (peso); características da estaca (comprimento, área, densidade e módulo de elasticidade); características do solo (valor e distribuição da resistência estática, valores de *quake* e *damping* ao longo do fuste e na ponta).

A eficiência do martelo (η) é a variável que traduz as perdas de energia que ocorrem em função de atritos internos ao equipamento e à dissipação de energia no momento do impacto, envolvendo fenômenos tais como a geração de calor e ondas sonoras. Dentre os parâmetros do sistema de aplicação de impacto, a eficiência é o que mais afeta os resultados, tendo grande efeito na intensidade das ondas geradas na estaca em decorrência do impacto do pilão (Kormann, 1993).

O coeficiente de restituição (e) é um parâmetro que influencia a ordenada máxima dos sinais de força e velocidade, a energia transmitida e a nega (Kormann, 1993). Trata-se de uma propriedade controlada pelo comportamento força *versus* deslocamento do material utilizado no amortecimento, indicando a fração de energia temporariamente armazenada durante a compressão e que é devolvida ao sistema no descarregamento. Para elementos de madeira, usualmente é recomendado um valor da ordem de 0,5 (PDI, 2002).

A rigidez do amortecimento (k), que consiste na inclinação do trecho de carregamento do diagrama tensão deformação do cepo, pode ser expressa em função do módulo de elasticidade do cepo (E_c), da área da seção transversal (A_c) e da espessura (t), segundo a Equação 3:

$$k = \frac{E_c \cdot A_c}{t} \quad (3)$$

De acordo com Kormann (1993), a rigidez exerce influência sobre a ordenada máxima do sinal de força, sendo importante no controle das tensões impostas pelo martelo à estaca.

Com relação à resistência oferecida pelo solo, duas componentes podem ser destacadas no modelo: a estática e a dinâmica. A resistência estática, de comportamento elasto-plástico, proporcional ao deslocamento, é dada por uma mola; enquanto que a dinâmica, considerada viscosa, proporcional à velocidade de deslocamento e à resistência estática, é dada por um amortecedor (Velloso e Lopes, 2002).

Smith (1960) denominou a deformação elástica do solo de *quake* (Q). Este parâmetro define o deslocamento para o qual a resistência estática última (R_u) é atingida.

Para computar a resistência dinâmica Smith (1960) introduziu o conceito de *damping* (J), ou coeficiente de amortecimento. A resistência mobilizada por *damping* é temporária e não contribui para a capacidade de carga.

2.3 Aquisição, Registro e Processamento de Dados

As respostas dinâmicas de uma estaca submetida ao impacto de um martelo podem ser obtidas com sensores que fornecem valores de força ou velocidade em função do tempo, em uma seção transversal específica da estaca. Usualmente, os instrumentos utilizados são transdutores de deformação e acelerômetros.

As medidas de deformação podem ser convertidas em força, através da Lei de Hooke, considerando-se a área da seção transversal e o módulo de elasticidade dinâmico do material da estaca, na posição da instrumentação. As medidas de velocidade podem ser obtidas através da integração do sinal registrado pelos acelerômetros.

No mínimo quatro transdutores devem ser instalados, na mesma seção transversal, aos pares, em posições diametralmente opostas em relação ao eixo, de forma a detectar e compensar os efeitos originados da excentricidade do impacto (ABNT, 2007).

Um analisador de cravação de estacas adquire dados dos sensores instalados no fuste, e processa estes sinais quando o elemento de fundação é impactado por um martelo.

Os sinais brutos obtidos pela instrumentação são processados pelo analisador da cravação de estacas, que realiza uma série de cálculos em tempo real. Um sinal típico de força (F) e velocidade (V) pode ser visualizado na Figura 2.

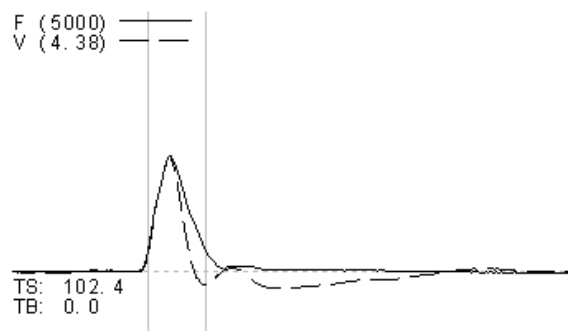


Figura 2: Sinal típico registrado pelo PDA[®]

Os sinais obtidos pela instrumentação, no momento do ensaio, são processados por meio do método simplificado do tipo CASE[®], que fornece para cada golpe transmitido à estaca as seguintes informações principais: carga mobilizada na interface solo-estaca; integridade estrutural; tensões dinâmicas máximas compressivas e de tração; deslocamento máximo; máxima energia transferida.

A análise numérica através do método CAPWAP[®] consiste em um método matemático que tem como objetivo o processamento dos registros de força e velocidade multiplicada pela impedância, previamente gravados no campo. Por exemplo, pode considerar o sinal de velocidade de um golpe específico, com base em um modelo do solo e da

estaca, permitindo calcular a curva de força em função do tempo na seção ao nível dos transdutores.

O modelo do solo possui para cada ponto três incógnitas básicas: resistência estática limite, deformação elástica máxima (*quake*) e constantes de amortecimento (*damping*).

Durante o cálculo, os parâmetros do solo são estimados e o movimento da estaca é simulado. Segue-se um procedimento iterativo, repetindo-se todo o processamento e modificando-se os parâmetros do solo inicialmente assumidos, até que se obtenha convergência entre o sinal medido e calculado, quando a iteração é interrompida e os parâmetros são considerados representativos do comportamento da estaca no golpe. Como resultado obtém-se a previsão da carga mobilizada durante o golpe, bem como sua distribuição ao longo da profundidade.

3. BANCO DE DADOS

Para efeito do presente estudo, um banco de dados foi desenvolvido a partir de informações contidas em relatórios de ensaios de carregamento dinâmico em estacas moldadas *in loco*.

O banco de dados contém informações de 16 obras distintas em diferentes regiões do país, totalizando 140 estacas. Desse total, 90 foram selecionadas, as quais possuíam os golpes de maior mobilização de resistência analisados pelo método CAPWAP®.

As informações analisadas envolvem estacas do tipo hélice contínua, raiz e escavadas (sem revestimento e com auxílio de lama bentonítica). São encontrados elementos com diâmetros variando entre 30 e 140 cm.

Na realização dos ensaios foram utilizados sistemas de cravação dotados de bate-estacas com martelo de queda livre. O sistema de amortecimento, que variava de obra para obra, consistia basicamente na utilização de chapas de madeira compensada.

O peso dos martelos utilizados nos ensaios de carregamento dinâmico variou entre 15 e 80 kN. As alturas de queda nos golpes de obtenção da resistência máxima mobilizada situaram-se entre 0,6 e 3,6 m. As resistências máximas, compreendidas na faixa de 410 a 5685 kN, foram mobilizadas com um número variável de golpes.

Características das estacas, tais como a área de seção transversal, velocidade de onda, módulo de elasticidade, peso específico e impedância, puderam ser obtidas através dos relatórios da análise. As análises CAPWAP® disponibilizaram os sinais registrados em campo, a distribuição da resistência, força, tensões de compressão e tração, máxima energia transferida, velocidade e deslocamento de cada elemento do modelo, bem como os parâmetros *quake* e *damping* (laterais e de ponta). Dados das obras a respeito de sondagens, carga de trabalho e

fatores de segurança alcançados nos ensaios se mostraram limitados.

4. ANÁLISE E INTERPRETAÇÃO DAS SIMULAÇÕES

4.1 Retro-análise dos Parâmetros do Modelo

Inicialmente realizou-se uma retro-análise dos parâmetros do modelo, com a finalidade de verificar as faixas representativas para as estacas pertencentes ao banco de dados.

Nessa primeira etapa de simulações, os sinais das análises CAPWAP® disponíveis foram simulados através do programa GRLWEAP™. Para tanto, os parâmetros do martelo foram arbitrados até que ocorresse a coincidência dos sinais simulados com os medidos. Isso possibilitou a determinação de valores representativos da eficiência do martelo (η), da rigidez (k) e do coeficiente de restituição do amortecimento (e).

Os valores de eficiência do martelo, parâmetro do modelo que influencia diretamente nos valores de *nega*, variam entre 20 e 70 %, com média de 45 % e desvio padrão de 12 %. A Figura 3 mostra o histograma de frequência relativa obtido para os valores de eficiência do martelo.

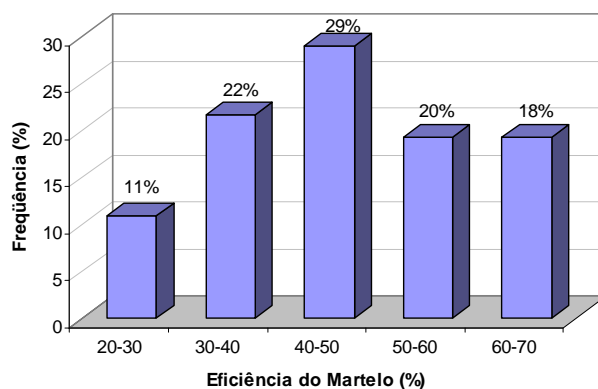


Figura 3: Histograma de frequência relativa da eficiência do martelo

Valores entre 30 e 65% correspondem a 86 % dos casos e foram considerados representativos.

A rigidez do amortecimento variou entre 100 e 3000 kN/mm em 93 % dos casos, possuindo um valor médio de 1208 kN/mm e mediana igual a 847 kN/mm. Na Figura 4, tem-se o histograma de frequências relativas obtido para este parâmetro.

O coeficiente de restituição situou-se entre 0,1 e 0,9, com média de 0,5 e desvio padrão de 0,3. O histograma de frequência relativa obtido para o coeficiente pode ser observado na Figura 5. Apesar da grande variação observada nesse parâmetro, a média encontrada mostra-se condizente com o valor sugerido na literatura para amortecimento composto por madeira.

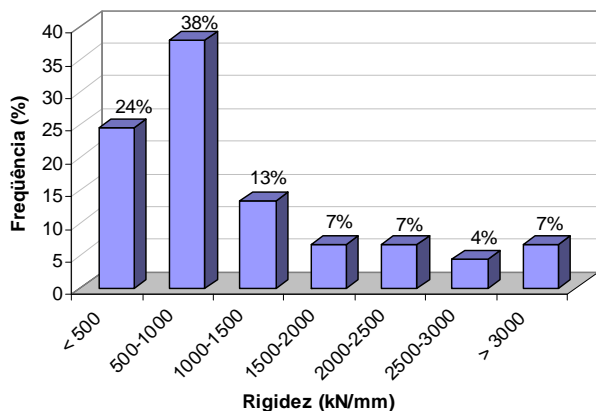


Figura 4: Histograma de frequência relativa da rigidez do amortecimento

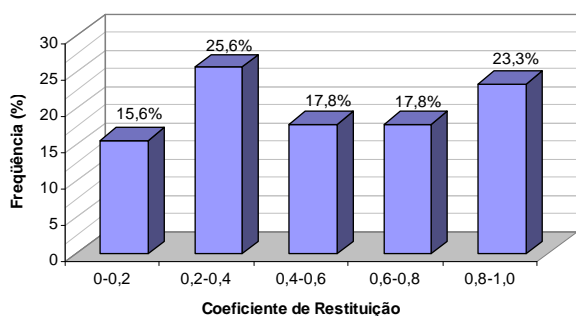


Figura 5: Histograma de frequência relativa do coeficiente de restituição

A eficiência do sistema de cravação é dada pela relação entre a energia potencial e a energia líquida transferida à estaca. Nas análises aqui descritas, a faixa representativa da eficiência do sistema variou entre 13 e 62 %. A média resultou em 35 %, o desvio padrão 14 % e a mediana 33 % (Figura 6). Valores compreendidos entre 20 e 50 %, aproximadamente a média mais e menos o desvio padrão, correspondem a 61% dos casos.

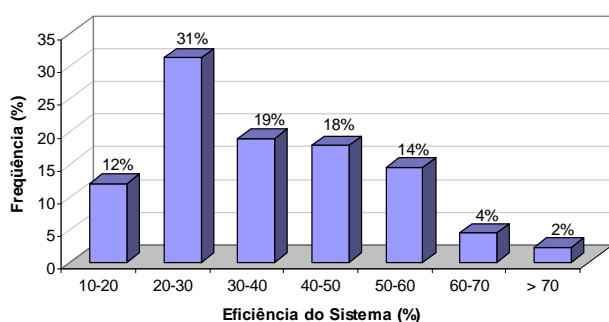


Figura 6: Histograma de frequência relativa da eficiência do sistema

4.2 Avaliação da Influência dos Parâmetros

Em uma etapa subsequente de análise, a influência dos parâmetros descritos no item 4.1 foi avaliada em conjunto com o peso do martelo e altura de queda. Para tanto, adotaram-se estacas “modelo”,

as quais foram submetidas a diferentes condições de sistema de cravação.

Para a definição das estacas modelo, os elementos do banco de dados foram divididos em três categorias, definidas com base na relação entre o comprimento (L) e o diâmetro (D): curta, L/D menor que 30; média, L/D entre 30 e 45; longa, L/D maior que 45. Os valores médios de comprimento e diâmetro das estacas do banco de dados, conforme cada categoria, definiram a geometria de três estacas modelo (Tabela 1).

Tabela 1 Características das estacas modelo

Estaca	L (m)	D (cm)	L/D
Curta	9	60	15
Média	15	50	30
Longa	20	40	50

Os dados necessários para a realização das análises, tais como módulo de elasticidade, peso específico, *quake* lateral e de ponta, *damping* lateral e de ponta e distribuição das resistências foram assumidos de acordo com a média das categorias curta, média e longa (Andraos, 2009).

Para as simulações efetuadas sobre as três estacas foram variados: os pesos do martelo (W) definidos a partir do peso da estaca (Wp), variando de 0,1 Wp a 1,0 Wp; as eficiências do martelo (η), considerando-se o intervalo de 30 e 65 %; a rigidez do amortecimento (k), de acordo com a Tabela 2; as resistências (Tabela 3), assumindo-se três valores para cada estaca, cuja escolha foi baseada nas médias de cada categoria e na capacidade estrutural; as alturas de queda (H), definidas de acordo com o banco de dados, variando de 0,5 a 3,0 m.

Tabela 2 Rigidez do amortecimento

Estaca	K_1 (kN/mm)	K_2 (kN/mm)
Curta	100	1200
Média	80	1200
Longa	50	1200

Tabela 3 Resistências últimas impostas

Estaca	Ru_1 (kN)	Ru_2 (kN)	Ru_3 (kN)
Curta	1000	2000	3000
Média	800	1800	2800
Longa	600	1600	2600

Os resultados são gerados no GRLWEAP™ de acordo com o peso e eficiência do martelo, altura de queda e rigidez. Desta forma, as análises foram organizadas em quatro grupos, por eficiência do martelo e rigidez do amortecimento. Os quatro grupos gerados para cada estaca, em resumo, são: baixa eficiência do martelo e baixa rigidez do amortecimento; baixa eficiência do martelo e alta rigidez do amortecimento; alta eficiência do martelo e baixa rigidez do amortecimento; alta eficiência do martelo e alta rigidez do amortecimento.

Essas combinações buscaram traduzir as diversas condições que podem vir a ocorrer em campo, abrangendo: martelos mais leves e mais pesados, alturas de queda das menores até as maiores, baixa e alta eficiência do martelo, baixa e alta rigidez do amortecimento.

As análises realizadas mostram-se consistentes com tendências de comportamento que podem ser inferidas a partir dos mecanismos básicos do fenômeno de propagação das ondas. As tensões de compressão crescem com o aumento do peso do martelo, da altura de queda, da rigidez e da eficiência do martelo. As tensões de tração, por sua vez, tendem a diminuir com o aumento do peso do martelo e a crescer com o aumento da altura de queda, da rigidez e da eficiência do martelo.

As principais informações retiradas deste estudo são que os pesos definidos pela relação W/W_p variando de 0,6 a 1,0 mobilizam a resistência imposta e que uma rigidez constante inferior a 1200 kN/mm faz-se necessária a fim de atenuar as tensões estruturais geradas pelo golpe do martelo (Andraos, 2009).

4.3 Definição de Critérios para Estacas Modelo

Em uma terceira etapa buscou-se estabelecer critérios para a seleção do sistema de impacto e amortecimento para as estacas modelo, a partir de novas simulações com diferentes combinações de parâmetros.

Para tanto, buscou-se definir relações para as quais as três estacas modelo apresentariam resultados satisfatórios, isto é: mobilização da resistência imposta, tensão de compressão máxima de 20 MPa e tensão de tração limite de 2 MPa, considerando eficiências do martelo de 30 e 65 %. Deve-se notar que as tensões estruturais limite foram definidas com base em condições correntes na prática nacional para estacas moldadas *in loco*.

Inicialmente, foram avaliadas relações para a seleção do martelo a partir da razão entre o peso do pilão e da estaca. De acordo com os resultados obtidos anteriormente, simularam-se pesos calculados com razão W/W_p entre 0,6 e 1,0. No entanto, essas análises não apresentaram resultados consistentes para a elaboração de um critério. As estacas moldadas *in loco* possuem uma diversidade de geometrias. Um critério de seleção desse tipo exigiria um estudo detalhando estacas de diferentes características.

É usual referir-se ao peso do martelo como uma porcentagem da resistência estática estimada (e.g. Hussein et al., 1996). Os pesos de martelos utilizados nas simulações anteriores foram avaliados como uma porcentagem da resistência estática adotada em cada simulação. Isso conduziu à definição de uma faixa de percentagens aceitáveis, situada entre 1,2 e 3,9 %.

Com respeito às alturas de queda, uma relação entre as mesmas e o comprimento da estaca, conforme proposto por Hussein et al. (1996), não conduziu a bons resultados no caso das estacas-modelo. O intervalo de altura obtido nas simulações como uma porcentagem do comprimento das estacas resulta em uma faixa de grande variação. Buscando um intervalo mais bem definido, percebe-se que as alturas de queda podem ser representadas em função do diâmetro da estaca.

De acordo com os resultados obtidos nas simulações, as alturas de queda mais satisfatórias variam entre 1,0 e 2,5 m. O intervalo que corresponde às alturas de queda que conduzem a bons resultados varia entre 1,7 e 6,3 D.

Para o sistema de amortecimento, buscaram-se relações para a obtenção de uma espessura que levasse a um valor de rigidez dentro dos limites verificados. Porém, a utilização de um valor intermediário constante não foi descartada.

Hussein et al. (1996) indicam a seleção da espessura em função da razão $L^2/2D$. Nas simulações aqui descritas, verificou-se que uma relação baseada na razão L/D conduz a valores de eficiência do sistema dentro do limite verificado nas análises precedentes.

Então, três situações foram estudadas: mantendo-se a espessura do amortecimento constante e igual a 10 cm para todos os casos, onde a rigidez é variada; mantendo-se a rigidez constante com o valor intermediário adotado, de 500 kN/mm, caso em que a espessura é variada; e, utilizando-se a espessura em função da relação L/D , onde se tornam variáveis a rigidez e a espessura do amortecimento.

Levando em consideração essas relações e os resultados obtidos anteriormente, tem-se a proposta de um critério para a obtenção do golpe de mobilização da maior resistência. A estruturação do critério envolveu a adoção de três coeficientes: X_1 , X_2 e X_3 . O coeficiente X_1 representa a relação entre o peso do martelo e a resistência última em termos percentuais; X_2 é dado pela relação entre a altura de queda, no golpe de mobilização da resistência última, e o diâmetro da estaca; X_3 é dado pela relação tD/L , sendo t a espessura do amortecimento, D o diâmetro e L o comprimento da estaca.

Para X_1 foram adotados os valores: 1,0, 1,5, 2,0, 2,5 e 3,0 % da resistência média imposta. Valores superiores a 3,0 % não foram utilizados, por conduzirem a pilões de maior peso, o que pode ser indesejável em muitas condições práticas.

As alturas de queda simuladas variaram de 2 a 5D, ou seja, para o coeficiente X_2 foram assumidos valores de 2 a 5.

Para X_3 foram selecionados valores que conduziam a uma rigidez intermediária e a uma eficiência do sistema compatível com os limites verificados nas retro-análises. Foram elas: $L/2D$; $L/2,5D$; $L/3D$; $L/4D$; $L/5D$ e $L/6D$.

Na definição da rigidez foram considerados ainda uma espessura constante igual a 10 cm e uma rigidez constante igual a 500 kN/mm (valor intermediário adotado).

Foram considerados os dados do solo e da estaca supracitados, utilizando-se a resistência média anteriormente imposta às estacas.

O estudo paramétrico subsequente envolveu a variação do peso e da eficiência do martelo, da altura de queda e da rigidez do amortecimento. O coeficiente de restituição foi mantido igual a 0,5.

A utilização da espessura do cepo constante (10 cm), em geral, não se mostrou satisfatória. A maioria das simulações indicou tensões estruturais excessivas. Os melhores resultados foram obtidos para os pesos dados por X_1 igual a 2,0, 2,5 e 3,0 % da resistência última, que apresentaram tensões aceitáveis para a eficiência de 30 %. Para a eficiência de 65 % a menor altura de queda também apresentou resultados satisfatórios.

Para a rigidez intermediária constante, os resultados foram satisfatórios para pesos de 1,5 a 2,5 % e alturas de queda de 3 e 4D.

Utilizando-se a espessura definida em função da relação L/D, diversas combinações mostraram-se possíveis, dentre as quais pode-se citar: $W = 1,5\% Ru$, $H = 5D$ e $t = L/2D$; $W = 2,0\% Ru$, $H = 4D$ e $t = L/4D$; $W = 2,5\% Ru$, $H = 3D$ e $t = L/2,5D$; $W = 3,0\% Ru$, $H = 2D$ e $t = L/3D$.

O peso de martelo definido por $W = 1\% Ru$ não foi suficiente para mobilizar a resistência das estacas média e longa para a eficiência de 30 %, com altas tensões de tração sendo observadas.

Alguns intervalos em particular puderam ser destacados. Por exemplo, as combinações de peso de 1,5 a 2,5 % Ru com altura de queda de 4 a 5D e espessura do amortecimento de L/2D a L/3D, conduziram a bons resultados para as três estacas modelo.

4.4 Comparação com o Banco de Dados

As relações propostas para as estacas modelo foram comparadas com o banco de dados, a fim de verificar se são aplicáveis às diversas condições que podem ser encontradas na prática.

O peso do martelo obtido em porcentagem da resistência máxima mobilizada no ensaio conduz ao intervalo compreendido entre 1,0 e 3,0 % em 88 % das estacas. É importante levar em consideração os resultados para os quais a resistência mobilizada no ensaio foi considerada como sendo a resistência última (Ru). Essa verificação foi realizada através da observação das curvas resistência máxima mobilizada (RMX) versus deslocamento máximo (DMX). O peso do martelo dado em porcentagem da resistência última conduz ao intervalo compreendido entre 1,0 e 3,0 % para 91 % das estacas (Figura 7). Dos pesos utilizados nos ensaios, 60 % estão dentro do intervalo compreendido entre 1,5 e 2,5 %.

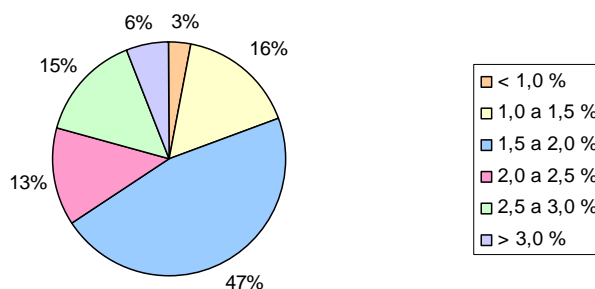


Figura 7: Peso do martelo em porcentagem de Ru

Na análise do banco de dados, percebeu-se uma tendência de maiores resistências estarem associadas a menores valores de X_1 , enquanto que menores valores de resistência envolveram maiores valores de X_1 . Esse conceito é ilustrado na Figura 8, onde estão representados os valores de resistência mobilizada versus X_1 . Os pontos em que as curvas RMX versus DMX indicavam uma tendência à mobilização de resistências últimas foram indicados como “Ru”.

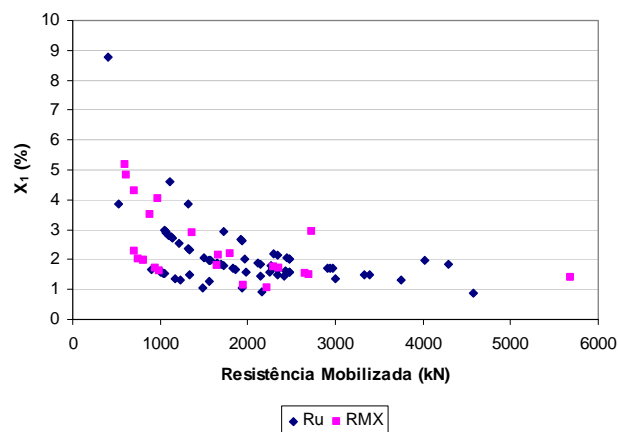


Figura 8: Resistência mobilizada versus X_1

Para as estacas modelo, as alturas de queda cujos resultados foram considerados satisfatórios correspondem ao intervalo compreendido entre 1,7 e 5D. A mesma relação foi avaliada para as estacas pertencentes ao banco de dados, nas quais a resistência máxima mobilizada no ensaio foi considerada como sendo a resistência última (Ru). Os resultados podem ser vistos na Figura 9. O intervalo de maior representatividade vai de 2D a 5D, correspondendo a 87 % das estacas.

Para os valores de X_3 , calculados a partir das espessuras estimadas, 88 % dos casos compreendem o intervalo de 0,01 a 0,50. A Figura 10 ilustra esse aspecto. Em geral, os valores testados para X_3 (de 1/6 a 1/2) estão compreendidos no intervalo analisado.

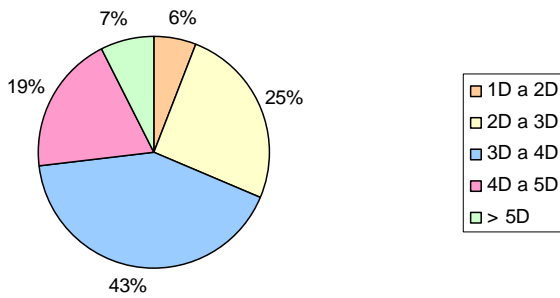


Figura 9: Altura de queda em função do diâmetro

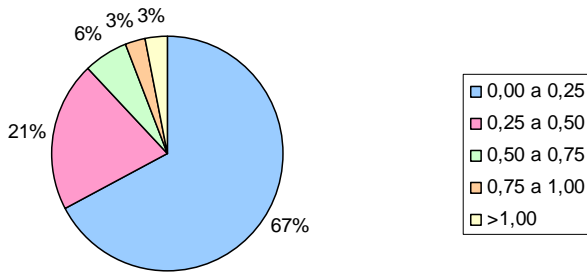


Figura 10: Espessura do amortecimento em função de L/D

Estacas de menor relação L/D tendem a apresentar valores de X_3 mais altos, conforme tendência observada na Figura 11.

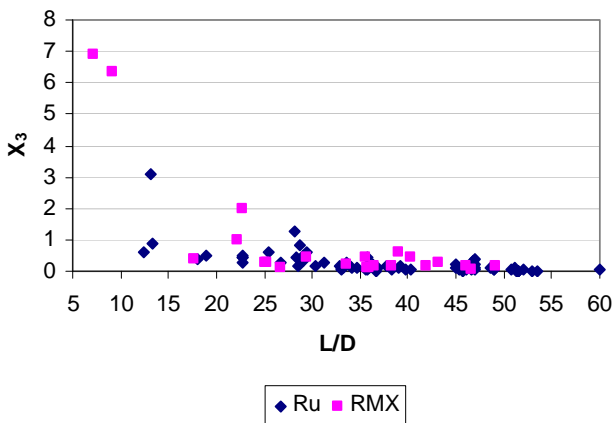


Figura 11: L/D versus X_3

Em síntese, as relações encontradas para as estacas modelo mostraram-se compatíveis com as tendências do comportamento das estacas pertencentes ao banco de dados.

4.5 Critérios para Aplicação Prática

A partir das relações estudadas nas etapas precedentes, cujos resultados foram satisfatórios, foram realizadas simulações sobre as 67 estacas cuja resistência máxima mobilizada foi considerada como sendo a resistência última.

Foram registrados para todas as estacas os resultados para a eficiência do martelo de 30 e 65 %.

Inicialmente, considerou-se a aplicação de combinações que se mostraram satisfatórias para as estacas modelo ao banco de dados, fixando-se relações para a obtenção do peso e da altura de queda. Duas análises foram realizadas: uma com rigidez variável a partir da relação L/D e outra com o valor da rigidez constante.

Como exemplo foi selecionada a combinação para a definição do sistema de impacto e amortecimento: $W = 2,0\% Ru$, $H = 4D$ e $t = L/4D$ e $W = 2,0\% Ru$, $H = 4D$ e $k = 500$ kN/mm.

Os principais resultados para a rigidez em função de L/D são:

- 64 % das resistências foram mobilizadas para $\eta = 30\%$;
- 96 % das resistências foram mobilizadas para $\eta = 65\%$.

Através dos resultados da retro-análise, observa-se que os martelos utilizados nos ensaios tendem a apresentar um valor baixo de eficiência. Por esta razão, enfatizaram-se os resultados obtidos para a eficiência do martelo de 30 %.

Os principais resultados são:

- Tensões de compressão variam de 10,4 a 19,8 MPa;
- Tensões de tração variam de 0,4 a 8,3 MPa, 57 % delas encontram-se abaixo do limite pré-estabelecido (42 % com resistência mobilizada para $\eta = 30\%$).

Os resultados para a rigidez constante de 500 kN/mm para a mobilização das resistências, em geral, foram os mesmos. No entanto, as tensões de compressão e tração diminuíram consideravelmente. Para a eficiência do martelo de 30 %, passaram a apresentar tensões de compressão de 7,7 a 18,7 MPa e de tração de 0,4 a 5,0 MPa (66 % encontram-se abaixo de 2 MPa). A mobilização de resistência para $\eta = 30\%$ e tensões aceitáveis ocorreram para 45 % das estacas. Outras combinações foram testadas e os resultados foram semelhantes.

Em alguns casos, onde o peso do pilão obtido como percentagem da resistência última foi muito baixo ou muito alto, considerou-se os limites observados no banco de dados (15 e 80 kN), os quais se mostraram eficientes.

Deve-se notar que um critério onde a obtenção do peso do martelo, da altura de queda e da rigidez do amortecimento se baseia em relações fixas assegura a mobilização das resistências para uma eficiência do martelo mais alta, no caso, de 65 %.

Sabe-se, a partir da retro-análise, que boa parte dos ensaios estudados tenderam a apresentar uma eficiência mais baixa, próxima ao valor de 30 %.

Diversas funções foram testadas para ajuste das correlações entre o coeficiente X_1 e a resistência última e o coeficiente X_3 e a relação L/D. Linhas de

tendência que mostraram um melhor ajuste foram utilizadas como base para a seleção de um sistema de impacto e amortecimento. A correlação entre o coeficiente X_2 e o diâmetro mostrou uma grande dispersão nos dados, motivo pelo qual não foi considerada.

Para o valor de X_1 utilizou-se uma função potência ($y=54,55x^{-0,45}$, $R^2=0,32$) ajustada aos dados da Figura 8. Para o valor de X_3 utilizou-se uma função exponencial ($y=2,67e^{-0,08x}$, $R^2=0,56$) ajustada aos dados da Figura 11. Para X_2 buscou-se manter as alturas de queda dentro do intervalo de 1 e 3 m.

Analisando-se os resultados obtidos nas simulações realizadas a partir das funções ajustadas, tem-se que 90 % das resistências são mobilizadas para $\eta = 30$ e 65 % (todas as resistências foram mobilizadas para a eficiência de 65 %). Em geral, as estacas que não apresentaram resistências mobilizadas para a eficiência de 30 % estão associadas a valores de *quakes* de ponta superiores a 9 mm.

Para a eficiência do martelo de 30 %, as tensões de compressão variaram de 6,8 a 22,6 MPa, estando 82 % em acordo com o limite estabelecido. As tensões de tração variam de 0,2 a 10,4 MPa, estando 36 % abaixo do limite pré-estabelecido. As resistências foram mobilizadas sob tensões aceitáveis para 35 % das estacas.

As mesmas relações para a obtenção do peso e da altura de queda foram simuladas para as estacas pertencentes ao banco de dados considerando a rigidez constante de 500 kN/mm. Os resultados de mobilização das resistências foram os mesmos. No entanto, as tensões de compressão e tração diminuíram consideravelmente.

Para a eficiência do martelo de 30 %, as estacas passaram a apresentar tensões de compressão entre 6,3 e 19,9 MPa e de tração entre 0,2 e 6,1 MPa, com 50 % dos casos abaixo de 2 MPa. As resistências foram mobilizadas sob níveis de tensão aceitáveis em 53 % das estacas.

Nota-se que um critério em que o peso do martelo é selecionado em função da magnitude da resistência homogênea os valores dos pesos e leva à mobilização das resistências em uma quantidade razoável de situações de baixa eficiência do sistema de impacto.

Com o intuito de se validar a tendência apresentada na Figura 8, um conjunto independente de dados foi organizado, a partir de informações de 8 obras distintas em diferentes regiões do Brasil. Os relatórios analisados envolveram 50 estacas moldadas *in loco*, dos tipos hélice contínua, raiz, Franki e escavadas sem revestimento, com diâmetros variando entre 30 e 60 cm.

O peso dos martelos utilizados nesses ensaios variou entre 14 e 68,8 kN. As alturas de queda nos golpes de obtenção da resistência máxima mobilizada situaram-se entre 0,5 e 3,2 m.

As resistências máximas compreenderam a faixa de 465 a 8296 kN.

Os valores para o coeficiente de X_1 foram obtidos para este novo conjunto de dados e podem ser visualizados na Figura 12, juntamente com os dados analisados anteriormente. As percentagens das resistências máximas mobilizadas no conjunto independente de ensaios mostram-se consistentes com a tendência observada na Figura 8.

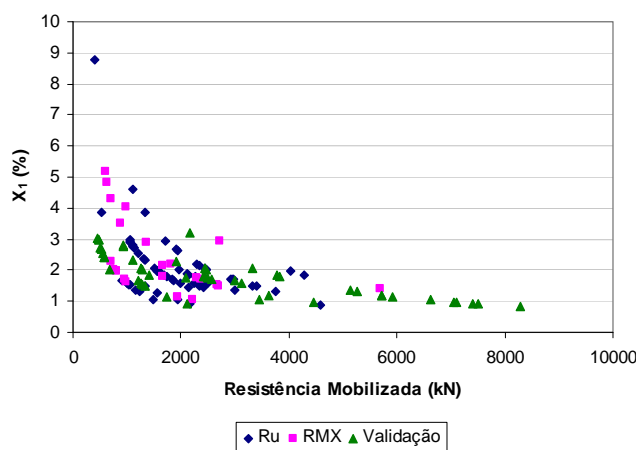


Figura 12: Resistência mobilizada versus X_1

5. CONCLUSÕES

A busca de critérios para a seleção do sistema de impacto e amortecimento em aplicações do ensaio de carregamento dinâmico em estacas moldadas *in loco* envolve uma série de condicionantes, associadas a características do solo, à interação do mesmo com a fundação e à geometria dos elementos envolvidos.

Os critérios onde a obtenção do peso do martelo, da altura de queda e da rigidez do amortecimento se baseia em relações constantes tendem a mobilizar plenamente as resistências apenas quando eficiências mais altas do martelo se materializam no campo. Além disso, o cálculo do peso do pilão a partir de uma percentagem constante da resistência última pode levar a valores muito baixos ou, em outro extremo, excessivos, implicando em limitações de ordem prática.

As diretrizes aqui testadas, em que a relação entre o peso do pilão e a resistência última não é constante, de certa forma homogênea os valores dos pesos e leva à mobilização das resistências, tanto para uma baixa eficiência quanto para uma alta eficiência do sistema de impacto.

Em qualquer caso, constata-se que é desejável a utilização de um sistema de amortecimento (cepo) com uma rigidez limitada a valores da ordem de 500 kN/mm, a fim de se atenuar as tensões compressivas e trativas geradas pelo impacto.

Os dados aqui analisados sugerem que a seleção do sistema de impacto e amortecimento pode se basear nas relações $W = X_1 Ru$; $H = X_2 D$ e

$k = 500 \text{ kN/mm}$ (valor intermediário constante utilizado nas análises). Deve-se notar que, devido às condicionantes envolvidas na interação martelo-estaca-solo, considera-se recomendável sempre confirmar a adequação do sistema de ensaio com simulações baseadas na equação da onda. Para tanto, as diretrizes descritas neste trabalho podem servir de orientação, uma vez que refletem condições tipicamente encontradas na prática nacional.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Associação Brasileira de Normas Técnicas. NBR 13208 (2007) Estacas – Ensaio de Carregamento Dinâmico. Rio de Janeiro.

Aoki, N. (1989a) A New Dynamic Load Test Concept. In: Twelfth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1989, Rio de Janeiro. Drivability of Piles, v. 1. p. 01-04.

Aoki, N. (1989b) Discussion on Driveability of piles. In: Twelfth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering Discussion Session 15, Rio de Janeiro. Proceedings of, 1989. v. 5. p. 2977-2978.

Aoki, N. (2000) Keynote lecture: Improving the reliability of pile bearing capacity by the Dynamic Increasing Energy Test (DIET). Proceedings of Sixth International Conference on the Application of Stress Wave Theory to Piles. Application of Stress Wave Theory to Piles – Quality Assurance on Land and Offshore Piling, São Paulo, SP. Rotterdam: Balkema, v.1, p. 635-650.

Aoki, N.; de Mello, V. F. B. (1992) Dynamic Loading Test Curves. In: Fourth International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles, Rotterdam/Holanda. Application of Stress Wave Theory to Piles. Rotterdam: Balkema, v. 1. p. 525-530.

Andraos, N. C. (2009) Ensaio de carregamento dinâmico em estacas moldadas *in loco*: contribuições para a seleção do sistema de impacto e amortecimento a partir de retro-análise. Dissertação de Mestrado, Departamento de Construção Civil, Universidade Federal do Paraná.

Bernardes, G. P. (1989) Dynamic and Static Testing of Large Model Piles in Sand. Tese de Doutorado, Norwegian Institute of Technology, Trondheim, Noruega.

De Mello, L.G.; Paraíso, S. (1998) Variable energy dynamic load test on 1,0 m diameter CFA pile. BAP III, Bélgica, pp. 321-334.

Goble, G. G.; Rausche, F. (1976) Wave Equation Analysis of Pile Driving, WEAP Program. U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Washington, DC. Report FHWA-IP-76-13.

Goble, G. G.; Linkins, JR. G.; Rausche, F. (1980) The Analysis of Pile Driving – A State of Art. Seminar on Application of Stress-Wave Theory on Piles, Royal Institute of Technology, Stockholm.

Hirsch, T. J.; Lowery, L. L.; Carr, L. (1976) Pile Driving Analysis - Wave Equation Users' Manual, TTI Program. U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Washington, DC. Report FHWA-IP-76-14.

Hussein, M.; Likins, G.; Rausche, F. (1996) Selection of a Hammer for High-Strain Dynamic Testing of Cast-in-place Shafts. Proceedings of the Fifth International Conference on the Application of Stress-wave Theory to Piles, Orlando, FL; 759-772, 1996.

Kormann, A. C. M. (1993) Comportamento de estacas durante a cravação em areia calcária. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Kormann, A. C. M.; Chamecki, P. R.; Russo Neto, L.; Antoniutti Neto, L.; Bernardes, G. P. (2000a) Estacas Hélice Contínua em Argila Sobreadensada: Comportamento em Provas de Carga Estáticas e Dinâmicas. In: III SEFE - Seminário de Engenharia de Fundações Especiais e Geotecnia, São Paulo.

Kormann, A. C. M.; Chamecki, P. R.; Russo Neto, L.; Antoniutti Neto, L.; Bernardes, G. P. (2000b) Behavior of Short CFA Piles in an Overconsolidated Clay Based on Static and Dynamic Load Tests. Proceedings of the Sixth International Conference on the Application of Stress-wave Theory to Piles 2000: São Paulo; 707-714.

Kormann, A. C. M.; Debas, L. F.; Antoniutti Neto, L. (2003) Ensaio de Carregamento Dinâmico: Caso de Obra com Estacas Hélice Contínua. In: I Simpósio de Geotecnia do Centro Oeste, 2003, Cuiabá. I Simpósio de Geotecnia do Centro Oeste. Cuiabá : CEFET-MT.

Likins, G. E.; Hussein, M.H. (1995) High-Strain Dynamic Testing of Drilled and Cast-in-place Piles. Deep Foundations Institute, 20th Annual Members Conference and Meeting: Charleston, South Carolina, p. 127-142.

Liu, C.; Lin, Q.; Shi, F. (1996) Determining the Bearing Capacity of Larger-Diameter Cast-in-situ Piles by High-Strain Pile-Testing. Fifth International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles: Orlando, Florida, p. 797-804.

Middendorp, P.; Verbeek, G. E. H. (2006) 30 Years of Experience with the Wave Equation Solution Based on the Method of Characteristics. Geotechnical Engineering in the Information Technology Age, Atlanta, GA.

- Navajas, S.; Niyama, S. (1996) Ensaio de Carregamento Dinâmico em Estacas Moldadas *In Loco* numa Obra Portuária. Terceiro Seminário de Engenharia de Fundações Especiais e Geotecnia: São Paulo, Vol 1, p. 331-342.
- PDI (2002) GRLWEAP Wave equation analysis of pile driving: Procedures and models. Pile Dynamics, Inc.: Cleveland.
- Seidel, J.; Rausche, F. (1984) Correlation on Static and Dynamic Pile Tests on Large Diameter Drilled Shafts. Proceedings of the Second International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles, p. 313-318.
- Seitz, J.M. (1984) Dynamic Testing of Bored Piles in Non-cohesive Soils. Proceedings of the Second International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles, p. 201-209.
- Smith, E. A. L. (1960) Pile Driving Analysis by the Wave Equation. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, N.SM4, august – Vol. 86, p. 35-61.
- Velloso, D. A.; Lopes, F. R. (2002) Fundações: Fundações Profundas. Rio de Janeiro: COPPE-UFRJ.
- Warrington, D. C. (1988) A new type of Wave equation Analysis program. Third International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles, Ottawa, p. 25-27.