



MODELAGEM DA INTERAÇÃO DINÂMICA SOLO-ESTACA E ESTRUTURAS COM ISOLAMENTO SÍSMICO

Eduardo Javier Peldoza Andrade

edopeldoza@coc.ufrj.br

Instituto COPPE/UFRJ.

Avenida Horácio Macedo 2030, CEP 21941-914, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

Michèle Schubert Pfeil

mpfeil@coc.ufrj.br

Instituto COPPE/UFRJ

Avenida Horácio Macedo 2030, CEP 21941-914, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

Eliane Maria Lopes Carvalho

eliane@coc.ufrj.br

Universidade Federal Fluminense, Escola de Engenharia.

Rua Passo da Pátria 156, CEP 24210-240, Niterói, RJ, Brasil.

Resumo. *Apresenta-se neste artigo um estudo da aplicação de modelos macroscópicos para representação de comportamentos não lineares no problema de interação dinâmica solo-estaca-estrutura dotada de isoladores sísmicos. O modelo constitutivo escolhido na representação das não linearidades físicas foi a equação de Bouc-Wen-Baber-Noori, o qual, após ser implementada no programa PLANT, foi avaliada em dois exemplos fundamentais no estudo da interação solo-fundação-isolador: uma estaca submetida a carregamento lateral dinâmico e um dispositivo isolador. Para validação inicial do programa utilizado foi modelado um pórtico em aço submetido a carregamento lateral suficientemente alto para gerar rotulas plásticas. Em todos os exemplos, os resultados foram comparados com informação de dados experimentais disponíveis na literatura. O desempenho do programa no estudo de casos foi satisfatório, ainda que o modelo escolhido apresenta a dificuldade adicional de ter parâmetros de forma os quais precisam ser calibrados para obter uma resposta adequada.*

Palavras chave: *Isolamento sísmico, Interação solo-estaca, Modelagem não linear, Estruturas sismo-resistentes*

1 INTRODUÇÃO

Nos estudos do comportamento de edifícios submetidos aos efeitos de carregamentos sísmicos, é geralmente omitido o efeito da interação do solo com a fundação, com a finalidade de simplificar e focalizar o trabalho ao nível da estrutura. Dita omissão pode ter impacto negativo no desempenho e na vida útil de fundações submetidas a intensos esforços de cisalhamento dinâmico lateral, fato que acontece principalmente no caso de estacas. A complexidade está na inclusão do comportamento não linear do solo, interagindo em uma estrutura simulada por elementos de pórtico, os quais podem atingir um comportamento elastoplástico durante a ação do sismo. O problema torna-se ainda mais complexo se a estrutura tem dispositivos de controle de vibrações como isoladores sísmicos, que produzem o efeito de desacoplamento da estrutura com as fundações, e que apresenta também um comportamento não linear. Para realizar a tarefa de obter a resposta de um sistema de interação não linear estrutura-fundação-solo, precisa-se das seguintes ferramentas:

- a) Um modelo de interação solo-estrutura, que represente o comportamento não linear dinâmico das forças de reação do solo;
- b) Um modelo de isolador sísmico, que represente a propriedade de dissipar energia do dispositivo;
- c) Implementação desses modelos em um programa de computador baseado no método dos elementos finitos para obtenção da análise no domínio do tempo, considerando a convergência de sistemas com múltiplas não linearidades.

Neste trabalho, é mostrada a aplicação do programa em elementos finitos PLANT, no qual foram adicionadas sub-rotinas para a introdução de conectores não lineares que utilizam o modelo de Bouc-Wen para representar os isoladores sísmicos, e o modelo de Bouc-Wen-Baber-Noori na representação da interação solo-estaca.

2 MODELOS CONSTITUTIVOS UTILIZADOS NO PROGRAMA

Os modelos constitutivos utilizados na modelagem dos comportamentos não lineares são de tipo macroscópicos, isto é, eles representam em apenas um grau de liberdade a relação força-deslocamento de um elemento com múltiplas propriedades mecânicas. A escolha deste tipo de modelagem está relacionada com a diminuição da complexidade e do custo computacional que ele tem, em relação a outros tipos de modelagem em elementos finitos.

2.1 Modelo de Bouc-Wen, adaptado à modelagem de isoladores de borracha com núcleo de chumbo (IBNC)

O dispositivo IBNC foi criado na Nova Zelândia no ano 1975 pelo engenheiro William H. Robinson (Robinson e Tucker, 1977). Trata-se de um isolador de borracha com pequeno amortecimento (IBPA) que tem no seu cerne um cilindro de chumbo firmemente confinado ao longo das camadas de borracha e das chapas de aço de fretagem do isolador, como é mostrado na Figura 1. O chumbo tem a propriedade de recuperar a configuração cristalina à temperatura ambiente após deformação plástica, além de ter limite de escoamento ao cisalhamento de 10 MPa, menor que a maioria dos metais. Assim, este tipo de Dispositivo de Isolamento Sísmico

(DIS) tem um comportamento elastoplástico, o qual se faz evidente na forma histerética da resposta força versus deformação cisalhante quando submetido a um carregamento cíclico.

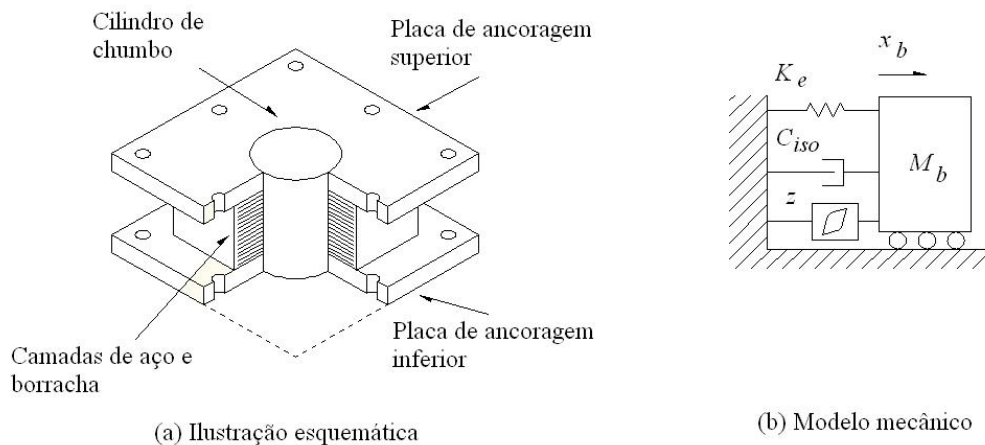


Figura 1: Ilustração esquemática e modelo mecânico do isolador IBNC

O modelo analítico utilizado para representar a resposta do dispositivo isolador é o modelo de Bouc-Wen (1976). A histerese obtida para o IBNC sob carregamento cíclico é aproximada como ilustrado na Figura 2; as linhas tracejadas expressam certas características importantes do DIS tipo IBNC (ver Figura 2):

- A rigidez elástica k_e , associada à reação do DIS aos carregamentos de baixa magnitude, caracterizada pela inclinação da reta passando pela origem e as paralelas associadas ao carregamento e descarregamento cíclico.
- A rigidez inelástica (ou plástica) k_f , associada à reação do DIS a maiores carregamentos cíclicos; caracterizada pelas retas tangentes ao ciclo histerético nos pontos de maiores deslocamentos no carregamento e no descarregamento.
- A carga que produz a tensão de escoamento f_y , e o correspondente deslocamento x_y . Esse par de valores estabelece a transição entre os trechos de força versus deformações com as rigidezes mencionadas anteriormente; caracterizada pelo ponto de interseção das retas de rigidez plástica e de rigidez elástica inicial.

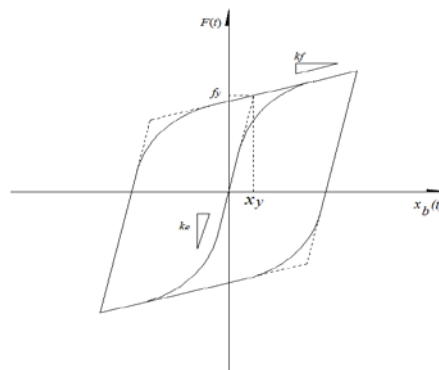


Figura 2: Curva de histerese do DIS tipo IBNC aproximada com o modelo bilinear (linhas tracejadas).

O modelo histerético de Bouc-Wen decompõe a reação elastoplástica em uma componente diretamente proporcional ao deslocamento (mola linear) e outra dependente de uma variável ζ .

$$f_r = \alpha k_e x_b + (1 - \alpha) f_y \zeta \quad (1)$$

A variável ζ é adimensional e seu comportamento está definido pela seguinte equação diferencial:

$$\dot{\zeta} = \frac{1}{x_y} (A\dot{x}_b - \beta\zeta|\dot{x}_b||\zeta|^{n-1} - \gamma\dot{x}_b|\zeta|^n) \quad (2)$$

As constantes k_e , f_y , x_y são as mesmas definidas anteriormente, enquanto $\alpha = k_f/k_e$. Os parâmetros A , β , γ e n que aparecem na Equação 2 estão relacionados com o tipo de função elastoplástica descrita no tempo, sendo definidas como: A , fator de escala geral; β e γ , parâmetros de forma; n , regula a suavidade da transição entre a regiões linear e não linear.

O sistema de equações dinâmicas que descrevem o comportamento do modelo de Bouc – Wen é o mostrado na Equação 3.

$$\begin{cases} m_b \ddot{x}_b + c_{iso} \dot{x}_b + \alpha k_e x_b + (1 - \alpha) f_y \zeta = F(t) \\ \dot{\zeta} = \frac{1}{x_y} (A\dot{x}_b - \beta\zeta|\dot{x}_b||\zeta|^{n-1} - \gamma\dot{x}_b|\zeta|^n) \end{cases} \quad (3)$$

O sistema mecânico expresso por este modelo é composto de um oscilador de um grau de liberdade no qual se incluem as forças de inércia, de amortecimento e restauradora. A influência que os parâmetros β e γ têm sobre a variável ζ pode ser visualizada ao traçar os gráficos ζ versus deslocamento, para uma solicitação externa do tipo periódica senoidal através do tempo, tal como ilustrados na Figura 3.

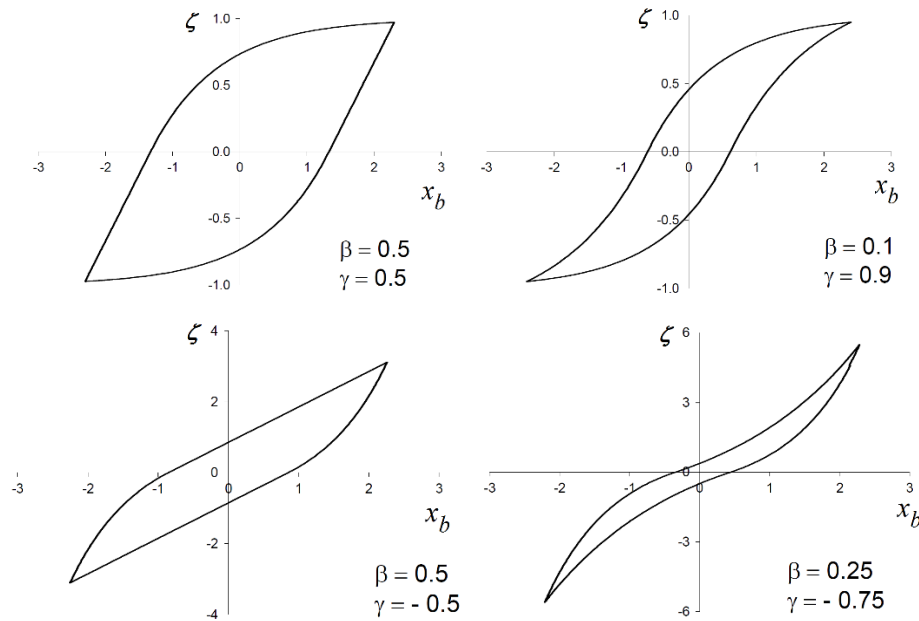


Figura 3: Comportamento da variável ζ para $A = 1$, $\alpha = 0,5$ e $n = 1$ para distintos valores de β e γ .

Observa-se na Figura 4 que quanto maior o valor do parâmetro n , mais aguda é a curva de transição elasto-plástica. Então, para se aproximar de uma função bilinear, entende-se que $n \rightarrow \infty$, ainda que na prática se observe que é suficiente usar valores da ordem de $n \geq 20$.

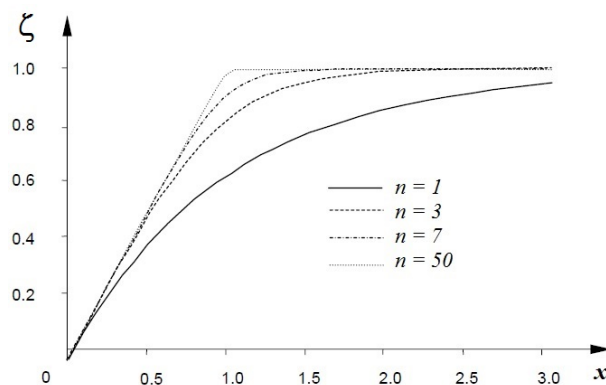


Figura 4: Comportamento da variável ζ com $A = 1$, $\alpha = \beta = \gamma = 0,5$ e distintos valores de n .

A principal vantagem deste modelo é o seu refinamento e exatidão, pois ao variar seus parâmetros é possível simular uma grande variedade de comportamentos elastoplásticos que servem para caracterizar a resposta no tempo de um DIS tipo IBNC. A desvantagem é a maior complexidade da modelagem matemático-numérica ao adicionar mais uma equação diferencial aos algoritmos.

2.2 Modelo de Bouc-Wen-Baber-Noori (MBWBN), adaptado à modelagem da interação dinâmica solo-estaca

Na seção anterior, foi explicado como o comportamento não linear do dispositivo IBNC pode ser modelado por meio da equação diferencial de Bouc-Wen. Outra aplicação que a equação tem é a modelagem do comportamento da curva p-y para representar interação dinâmica não linear solo-estrutura, com a ideia de utilizar um modelo macroscópico suficientemente versátil para representar respostas dinâmicas de grande amplitude (Trochanis, Bielak e Chistiano, 1991; Badoni e Makris, 1996; Gerolymos e Gazetas, 2005). Um esquema de como interagem as forças no modelo proposto é mostrado na Figura 5.

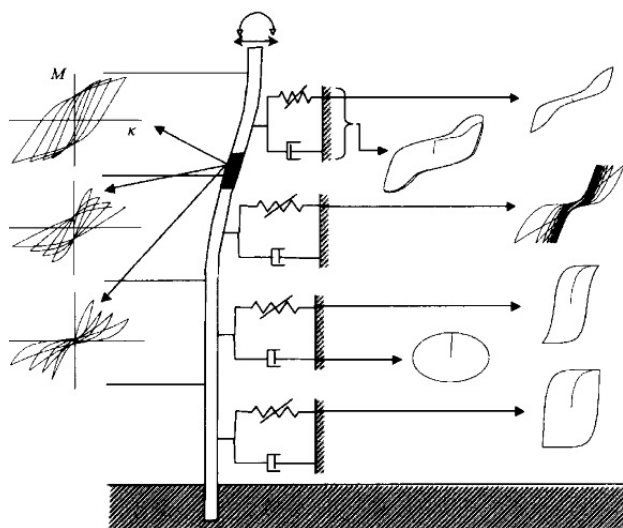


Figura 5: Esquema das forças histeréticas e de amortecimento interagido na interface solo-estaca. (Gerolymos e Gazetas, 2005)

O modelo constitutivo utilizado na representação do solo é conhecido como Bouc-Wen-Baber-Noori. A equação é uma variante do modelo de Bouc-Wen que tem parâmetros adicionais que permitem a representação de uma curva histerética com a propriedade de estreitamento no centro. A relação entre a deflexão da estaca e a reação lateral do solo é expressa como a soma de uma componente elástica e outra de tipo histerética:

$$p_s = \alpha_s k_s y + (1 - \alpha_s) p_y \zeta \quad (4)$$

onde p_s é a força resultante na direção do carregamento das tensões normais e de cisalhamento ao longo do perímetro, por unidade de comprimento da estaca; y é a deflexão lateral da estaca; k_s é a rigidez inicial; α_s é um parâmetro de controle da rigidez pós escoamento; p_y é a reação última do solo e ζ é uma variável adimensional que determina a resposta não-linear do solo.

A variável ζ é governada por uma equação diferencial:

$$\dot{\zeta} = h(\zeta, \varepsilon) [A_s \dot{y} - v(\varepsilon) (\beta_s |\dot{y}| |\zeta|^{n_s-1} \zeta + \gamma_s \dot{y} |\zeta|^{n_s})] / (y_y \eta(\varepsilon)) \quad (5)$$

Os parâmetros da Equação 5 são adimensionais, isto é, não tem uma relação direta com certas características físicas dos solos, mas a influência de cada um deles no comportamento histerético pode ser quantificada (Gerolymos e Gazetas, 2005). Os parâmetros A_s , β_s , γ_s e n_s controlam a forma da curva e cumprem a mesmas funções dos parâmetros A , β , γ e n que já foram explicados para o dispositivo IBNC. Neste caso, são incluídos os parâmetros ε , h , η e v , os quais serão explicados a seguir.

O parâmetro α_s estabelece a relação entre a rigidez antes e depois do escoamento, como é mostrado na Figura 6.

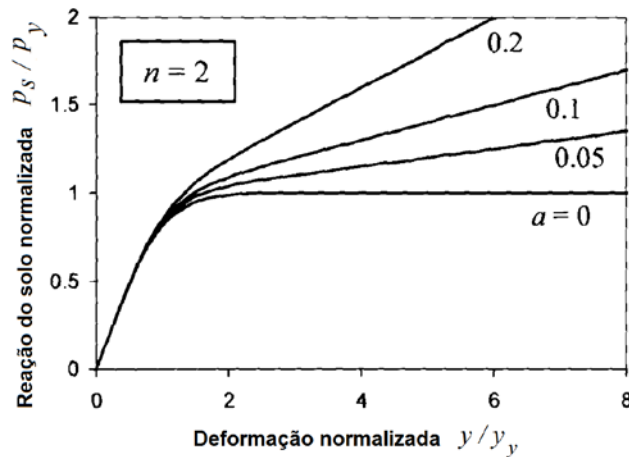


Figura 6: Comportamento da curva normalizada reação versus deflexão, para $n_s = 2$ e diferentes valores de α_s (adaptado de Gerolymos e Gazetas, 2005)

O parâmetro ε da Equação 5 representa a energia dissipada pela componente não linear ζ do modelo. A taxa de variação da energia por unidade de tempo é definida pela expressão de Baber e Noori (1985):

$$\dot{\varepsilon} = (1 - \alpha_s) p_y \zeta \dot{y} \quad (6)$$

O resultado da integração da Equação 6 no domínio do tempo é necessário para expressar os seguintes parâmetros que tem relação com a degradação das propriedades do solo e o estreitamento da curva histerética.

A degradação da rigidez do solo é controlada pelo parâmetro η :

$$\eta(\varepsilon) = 1 + \delta_\eta \varepsilon \quad (7)$$

Analogamente, a degradação do escoamento é controlada por:

$$\nu(\varepsilon) = 1 + \delta_\nu \varepsilon \quad (8)$$

Nas Equações 7 e 8, o termo $\delta \geq 0$ é adimensional e regula a taxa de degradação que se deseja obter. Quando não existe degradação, $\delta = 0$, enquanto que valores de $\delta > 0$ produzem resultados crescentes nas funções de degradação, afetando o valor da rigidez tangencial no caso do parâmetro η , como é mostrado na Figura 7(a), e uma diminuição gradual na tensão de escoamento no caso do parâmetro ν , como é mostrado na Figura 7(b).

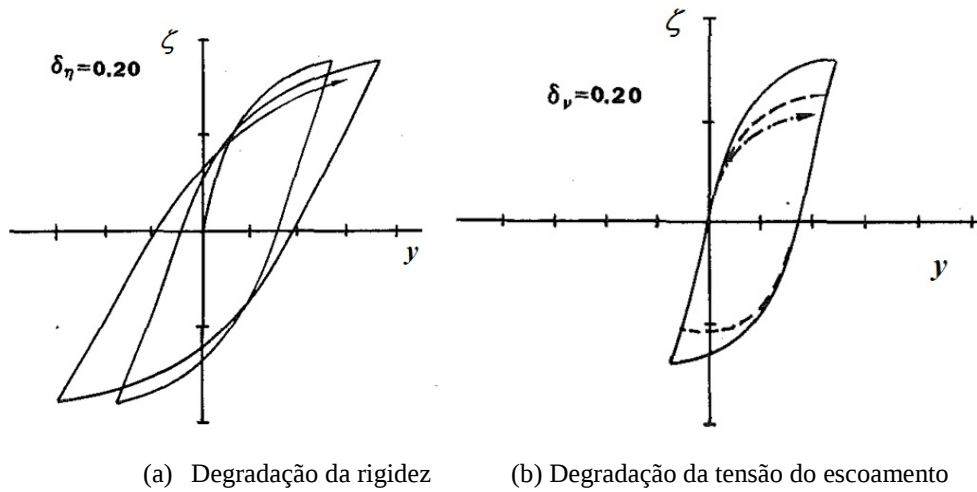


Figura 7: Comportamento da variável ζ para valores de $\delta_\eta = 0,20$ e $\delta_\nu = 0,20$ (Baber e Noori, 1985)

Um dos comportamentos observados durante o carregamento lateral de estacas é a separação com relação ao solo. Do ponto de vista do ciclo histerético, dita separação produz um estreitamento no meio da curva do ciclo. A parcela do modelo de Bouc-Wen-Baber-Noori que controla o estreitamento é o parâmetro $h(\zeta, \varepsilon)$, que tem por expressão (Baber e Noori, 1985; Foliente, 1995):

$$h(\zeta, \varepsilon) = 1 - \zeta_1(\varepsilon) \exp[-\zeta_3^2(\zeta)/\zeta_2^2(\varepsilon)] \quad (9)$$

Na Equação 9, o parâmetro ζ_1 controla a velocidade de convergência da curva ao estado de estreitamento, e tem por expressão:

$$\zeta_1(\varepsilon) = \zeta_0 [1 - \exp(-p \varepsilon)] \quad (10)$$

Na Equação 10, ζ_0 regula a largura do estreitamento e p a quantidade de ciclos necessária para apresentar o estado de estreitamento do ciclo histerético (Foliente, 1995).

O parâmetro ζ_2 da Equação 9 regula a largura do estreitamento na curva histerética, e tem por expressão:

$$\zeta_2(\varepsilon) = (\psi_0 + \delta_\psi \varepsilon)(\lambda + \zeta_1(\varepsilon)) \quad (11)$$

Na Equação 11, ψ_0 regula o comprimento total da curva histerética, enquanto δ_ψ e λ controlam a taxa de convergência da aparição do estreitamento (Foliente, 1995).

O terceiro parâmetro da Equação 9, ζ_3 é a parcela que estabelece a relação que existe entre a variável ζ e a função de estreitamento h , e tem por expressão:

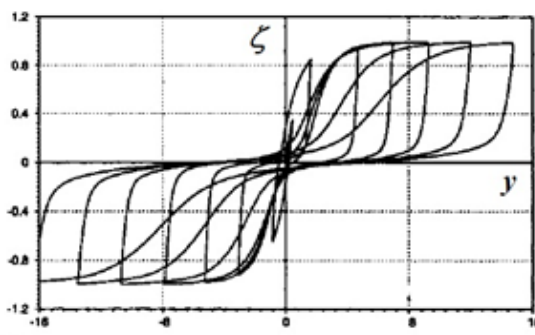
$$\zeta_3(\zeta) = \zeta \operatorname{sign}(\dot{y}) - q \zeta_u \quad (12)$$

Na Equação 12, $\operatorname{sign}(\dot{y})$ é a função sinal da velocidade do deslocamento, q regula o grau de estreitamento e ζ_u é o máximo valor que pode atingir a variável ζ , que tem por expressão:

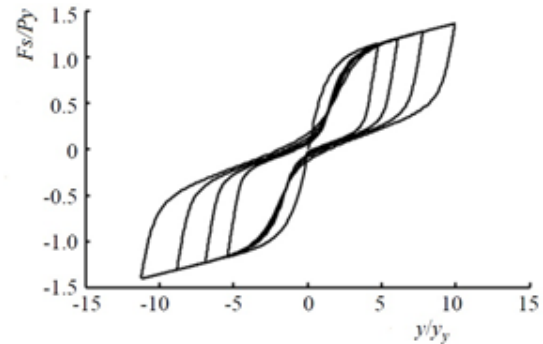
$$\zeta_u = [A_S / (\beta_S + \gamma_S)]^{1/n_S} \quad (13)$$

As definições dos valores dos parâmetros da Equação 13 são os mesmos explicados nas equações para o dispositivo IBNC.

Um dos efeitos que possíveis variações nos parâmetros do MBWBN têm nos resultados da variável ζ é mostrado na Figura 8.a e um exemplo do resultado obtido para uma curva de histeresis normalizada é mostrado na Figura 8.b.



(a) Curva ζ versus y ($\beta_S = 2$, $\gamma_S = -1$, $n_S = 1$, $q = 0$, $\zeta_0 = 0,98$, $\lambda = 0,1$, $p = 2$, $\psi_0 = 0,2$, $\delta_\psi = 0,004$, $\delta_v = 0$ e $\delta_\eta = 0,02$)



(b) Curva histerética normalizada ($\gamma_S = 0,5$, $n_S = 1$, $\zeta_0 = 0,97$, $\zeta_2 = 0,054$)

Figura 8: Exemplos do comportamento do MBWBN (Gerolymos e Gazetas, 2005)

3 CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DOS MODELOS CONSTITUTIVOS UTILIZADOS NO PROGRAMA

Um dos maiores desafios na hora da aplicação do modelo de Bouc-Wen e do MBWBN é a calibração do conjunto de parâmetros para obter uma resposta semelhante ao comportamento não linear que se quer modelar. Diversos autores têm proposto formulações numéricas para obter valores satisfatórios de todos os parâmetros já mencionados nas seções anteriores (Zhaung, Foliente, et al., 2002; Li, Yu e Suzuki, 2004; Ortiz, 2013; Wu e Smyth, 2008). Ainda que ditas propostas sejam interessantes do ponto de vista matemático, Ikhoulane, Mañosa e Rodellar (2007) demonstraram que, de todas as possíveis combinações de números reais de parâmetros de forma, só um subconjunto delas consegue satisfazer as condições matemáticas de estabilidade e convergência para qualquer valor de ζ . Além disso, deste subconjunto, só alguns valores representam comportamentos histeréticos válidos do ponto de vista da termodinâmica. As condições que os parâmetros obtidos na calibração deverão respeitar são: $A > 0$; $\beta + \gamma > 0$; $\beta - \gamma \geq 0$ e $n \geq 1$

3.1 Calibração dos parâmetros do modelo do dispositivo IBNC

Na calibração do modelo do isolador (Equações 1 e 2) foram utilizados os dados fornecidos pelos ensaios de Robinson (1982) para um dispositivo IBNC cilíndrico (diâmetro externo = 650mm, altura = 197mm, diâmetro do núcleo de chumbo = 170mm e tensão de escoamento do chumbo = 10,5 MPa).

Baseado nestes dados e nas conclusões obtidas por Robinson (1982) das curvas histeréticas mostradas na Figura 9, foi possível obter algumas das propriedades físicas do isolador que o modelo de Bouc-Wen precisa. Os dados são sumariados na Tabela 1.

Tabela 1: Propriedades físicas do dispositivo IBNC testado por Robinson (1982)

Força de escoamento do núcleo de chumbo f_y	238.3 kN
Rigidez elástica do isolador k_e	17.50 kN/mm
Rigidez plástica do isolador k_f	1.75 kN/mm
Deslocamento no escoamento do núcleo de chumbo x_y	14 mm
Parâmetro $\alpha = k_f/k_e$	0.10

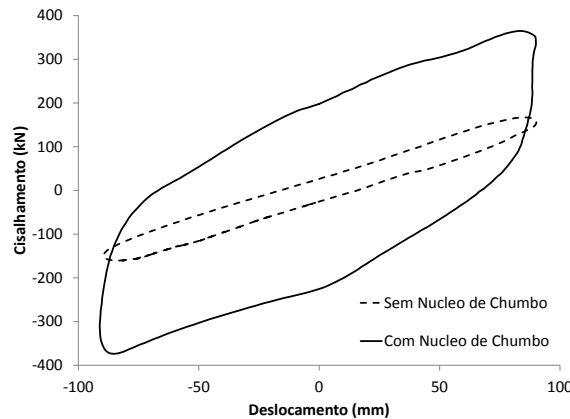


Figura 9: Resultados do ensaio cíclico do IBNC realizado por Robinson (1982).

Na calibração deste modelo, foi utilizado o método dos mínimos quadrados; a aplicação deste método na identificação dos parâmetros da equação de Bouc-Wen foi proposta originalmente por Sues, Mau e Wen (1988). O método consiste em obter os valores do parâmetro ζ do gráfico de força versus deslocamento; como os dados estão na forma discreta, é aplicada a versão diferencial da equação, para uma coleção de dados experimentais (x_i, ζ_i) :

$$\frac{\Delta \zeta_i}{\Delta x_i} = (A - \beta \zeta_i |\text{sign}(\dot{x}_i)| |\zeta_i|^{n-1} - \gamma |\zeta_i|^n) / x_y \quad (14)$$

A Equação 12 pode ser redefinida por meio das seguintes variáveis auxiliares:

$$Y1_i = \Delta x_i / x_y \quad (15)$$

$$Y2_i = \zeta_i |\text{sign}(\dot{x}_i)| |\zeta_i|^{n-1} \Delta x_i / x_y \quad (16)$$

$$Y3_i = |\zeta_i|^n \Delta x_i / x_y \quad (17)$$

A substituição das Equações 15-17 na Equação 14, permite obter a seguinte expressão linear:

$$\Delta \zeta_i = A Y1_i - \beta Y2_i - \gamma Y3_i \quad (18)$$

O método dos mínimos quadrados estabelece que, para o caso do modelo de Bouc-Wen, os parâmetros de forma são obtidos da solução do sistema de equações

$$\begin{bmatrix} \sum Y1_i^2 & -\sum Y1_i Y2_i & -\sum Y1_i Y3_i \\ -\sum Y1_i Y2_i & \sum Y2_i^2 & \sum Y2_i Y3_i \\ -\sum Y1_i Y3_i & \sum Y2_i Y3_i & \sum Y3_i^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} A \\ \beta \\ \gamma \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sum Y1_i \Delta \zeta_i \\ -\sum Y2_i \Delta \zeta_i \\ -\sum Y3_i \Delta \zeta_i \end{Bmatrix} \quad (19)$$

O valor de $n = 1$ (assumido para maximizar a suavidade da transição das regiões elástica e plástica), e a coleção de dados x_i , $\dot{x}_i$, F_i e ζ_i obtidos dos resultados experimentais, foram avaliados nas Equações 13-17, com auxílio do software MathCAD®, obtendo-se os valores dos parâmetros de forma: $A = 0,409$, $\beta = 5,54$ e $\gamma = -5,1$.

3.2 Calibração do MBWBN para emular o comportamento dinâmico do solo

A calibração do MBWBN, aplicado na representação da interação dinâmica estaca-estrutura, implica um estudo de maior complexidade que o modelo original de Bouc-Wen, principalmente por incluir parâmetros adicionais de estreitamento e degradação. No caso do trabalho desenvolvido neste artigo, optou-se pela alternativa de obter os parâmetros trabalhando com valores conhecidos e melhorando-os por meio de um processo manual de tentativa e erro, considerado válido por autores como Foliente (1995) e Gerolymos, Escoffier, et al. (2009).

Idealmente, os parâmetros do MBWBN deverão ser calibrados e validados por meio de dados experimentais. Neste trabalho, foram utilizadas as curvas experimentais obtidas por Ting (1987) para um ensaio de uma estaca em areia. As características do experimento foram descritas por Scott, Tsai, et al. (1982). A estaca de prova utilizada no ensaio foi um tubo de aço de 12,1 metros de comprimento, 610 milímetros de diâmetro externo e 12,7 milímetros de espessura de parede. A estaca foi cravada no solo utilizando um martelo Diesel, até uma profundidade de 9,8 metros. O solo escolhido para o ensaio é composto de uma camada de 6 metros de areia siltosa saturada, de densidade específica de 20 kN/m³ saturada, 16,5 kN/m³ seca e 70% de densidade relativa Proctor. Embaixo daquela camada, existem outras camadas compostas de argila, areia e limo, porém os resultados obtidos nos ensaios para profundidades maiores de 10 diâmetros (6,1 metros) não foram considerados significativos.

O gerador de vibrações utilizado nos ensaios foram dois motores com massas excêntricas, os quais, agindo simultaneamente, forneceram um carregamento dinâmico lateral máximo de 22 kN, em uma faixa de frequências de 0 até 8,6 Hz. O gerador foi montado em um pórtico de aço soldado no extremo livre da estaca. Peças de chumbo foram adicionadas ao pórtico, para obter um carregamento vertical semelhante a uma estaca em condições de projeto. O conjunto do pórtico, motores e peças resultam numa carga vertical de 213 kN. A estaca já implementada foi submetida a uma variedade de testes em distintas frequências e carregamentos laterais. A Figura 10 mostra os dados fornecidos a 1 diâmetro (0,61m.) de profundidade, os quais foram utilizados para construir a curvas p-y experimental.

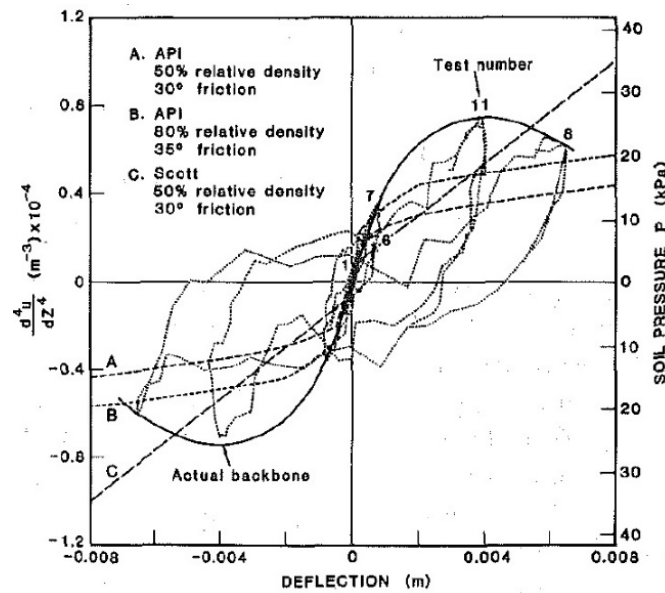


Figura 10: Curvas p - y experimentais na profundidade de 0,61m. (Ting, 1987)

Os dados da curva monotônica, mostrados com linha continua na Figura 10, foram utilizados para ajustar os parâmetros k_S , α_S , P_y , y_y e n_S de acordo com o sugerido por Gerolymos e Gazetas (2005). Os resultados obtidos são resumidos na Tabela 2.

Tabela 2: Parâmetros do MBWBN para carregamento monotônico, obtidos da curva experimental.

k_S	8.75×10^3 kPa
α_S	0.025
P_y	14.56 kN/m
y_y	1.67×10^{-3} m
n_S	2.3

Os parâmetros de carregamento cíclico e de estreitamento foram obtidos manualmente, simulando a curva p - y dinâmica apresentada por Ting (1987), por meio de um algoritmo desenvolvido no programa MathCAD. Os valores de referência utilizados nesta etapa foram aqueles propostos por Foliente (1995), e ajustados por um processo de tentativa e erro. Os valores dos parâmetros obtidos para carregamento cíclico foram $A_S = 1$, $\beta_S = 3$ e $\gamma_S = -2$, e os parâmetros de estreitamento foram $\zeta_o = 0,945$, $p = 30$, $\psi_o = 0,21$, $\delta_\psi = 0,001$, $\lambda = 0,17$ e $q = 0,3$. A comparação dos dados obtidos na simulação de MathCAD com os dados experimentais é apresentada na Figura 11.

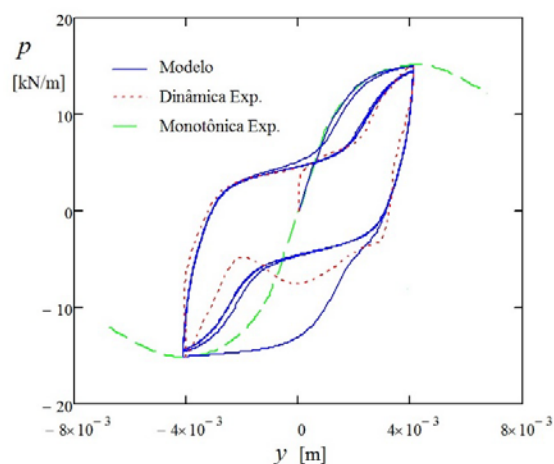


Figura 11: Comparação das curvas do modelo, dinâmica experimental e monotônica experimental

4 VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS COM O PROGRAMA PLANT

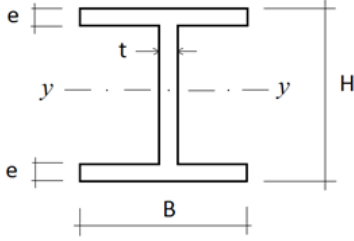
O programa de análise estrutural PLANT foi criado em 1980, em Aachen Lehrstuhl für Stahlbau (Alemanha) pelos Doutores. J. Lopetegui, A. Saleh e Ch. Stutzki (Sedlacek, Lopetegui et al., 1982). Ele foi concebido como um programa de simulação numérica de testes experimentais de carga, incorporando modelos de comportamento dos materiais e as condições do sistema analisadas (barras, nós, apoios, seções, etc.). O programa é de código aberto, escrito em linguagem Fortran, a fim de fazer o funcionamento compreensível para os usuários, e deixar a possibilidade de incorporação de novas rotinas, de acordo com futuros requisitos de análise. O funcionamento do programa PLANT fundamenta-se no equilíbrio das forças de reação, obtidas por meio da integração das tensões nas seções nos elementos deformados, e as forças obtidas por meio da matriz de rigidez estrutural; isso permite detectar se alguns dos elementos estruturais ultrapassam o limite de escoamento do material. O processo de equilíbrio entre as forças lineares e não lineares é acelerado pelo método de estado de carga-deslocamento ortogonais, proposto por Lopetegui (1982).

Nesta seção, são mostrados os resultados carga versus deslocamento, obtidos das análises feitas com o programa PLANT em tipologias estruturais as quais serão incluídas no estudo da interação solo-estaca-isolador-estrutura. Para conferir a validade das respostas obtidas com o programa, foram utilizados os resultados experimentais de exemplos escolhidos da bibliografia disponível.

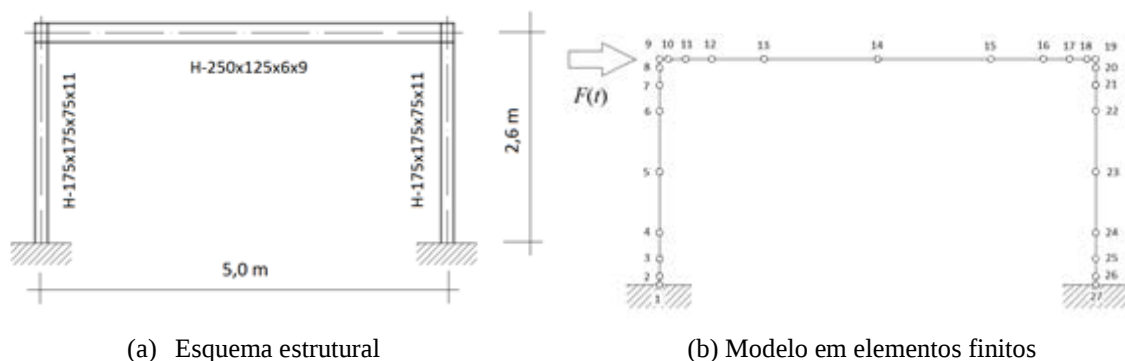
4.1 Pórtico de aço, submetido a carregamento lateral cíclico

O primeiro exemplo corresponde à estrutura descrita por Wakabayashi, Matsu, et al. (1974), isto é, um pórtico de aço de um andar, com uma altura de 2,6 metros, e um vão de 5,0 metros. O tipo de aço utilizado na construção do pórtico é o padrão japonês SS41, equivalente ao padrão americano ASTM A36. As características geométricas das seções dos elementos estruturais que constituem o pórtico são mostradas na Tabela 3.

Tabela 3: Características geométricas das seções dos elementos estruturais do pórtico do ensaio

Nomenclatura	Coluna		Trave
	Denominação da seção	H-175x175x7.5x11	H-250x125x6x9
	H	17,5 [cm]	25,0 [cm]
	B	17,5 [cm]	12,5 [cm]
	e	1,1 [cm]	0,9 [cm]
	t	0,75 [cm]	0,6 [cm]
	Área	51,21 [cm ²]	37,66 [cm ²]
	Momento de inércia I_{yy}	2880 [cm ⁴]	4050 [cm ⁴]

O pórtico foi submetido a um ensaio de carregamento cíclico lateral com deslocamento controlado, utilizando para este fim dois macacos hidráulicos montados em ambos os vértices superiores do pórtico. A estrutura foi confinada com apoios rotulados para impedir deslocamentos fora do plano do pórtico testado. O deslocamento estrutural horizontal foi medido em referência ao vértice superior esquerdo. Além do ensaio experimental, foi executado uma análise teórica sob a hipótese de existência de rótulas plásticas nos vértices da estrutura (Chen e Toma, 1994). O esquema estrutural é mostrado na Figura 12, e os resultados obtidos no ensaio experimental e no modelo analítico são comparados na Figura 13.

**Figura 12: Comparação dos resultados força versus deslocamento lateral, obtidos do ensaio experimental e da solução analítica, para o pórtico de um andar.**

A estrutura foi analisada por meio das respostas de força lateral versus deslocamento, obtidas através do programa PLANT, utilizando o método de Newmark para calcular a integração no domínio do tempo, incluindo o sistema completo de equações de movimento. A análise consistiu em submeter a estrutura ao carregamento lateral em um dos vértices do pórtico, como é mostrado na Figura 12b, emulando o efeito dos macacos mecânicos do ensaio experimental. A análise é de tipo cíclico, isto é, foi efetuado aplicando o carregamento lateral em uma frequência baixa, evitando os efeitos dinâmicos de inércia da massa e amortecimento que poderiam acontecer na análise dinâmica padrão. O deslocamento estrutural horizontal foi medido em referência ao nó 9, onde o carregamento foi aplicado. A análise foi feita com deslocamento controlado, isto é, quando o deslocamento atingiu o valor máximo para cada ciclo, o carregamento lateral foi invertido. Os resultados obtidos com o programa PLANT

foram comparados com os resultados analíticos (Figura 14.a) e experimentais (Figura 14.b) de Wakabayashi, Matsu, et al. (1974).

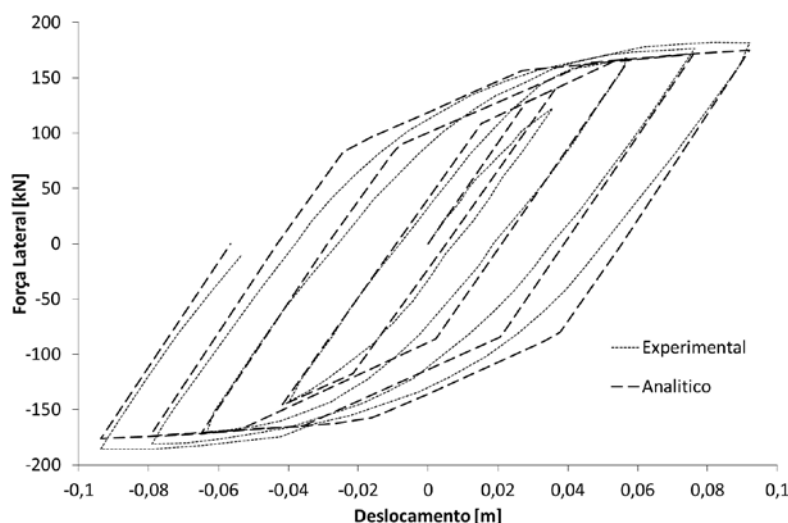


Figura 13: Comparação dos resultados força versus deslocamento lateral, obtidos do ensaio experimental e da solução analítica, para o pórtico de um andar (modificado de Wakabayashi, Matsu, et al., 1974).

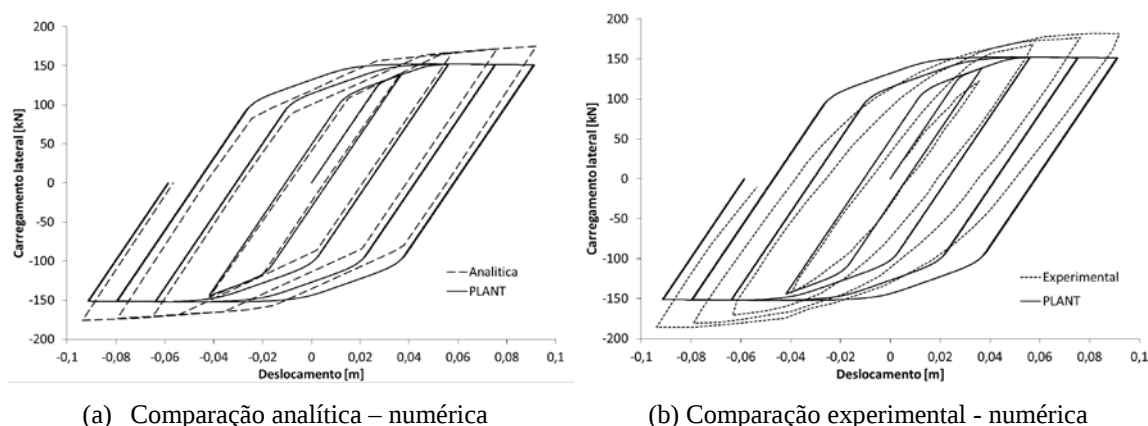


Figura 14: Comparação dos resultados obtidos por Wakabayashi, Matsu, et al. (1974) e a solução em elementos finitos, obtida com PLANT.

A comparação dos resultados analíticos com os obtidos com o programa PLANT é muito favorável. A única diferença nas duas análises é na região plástica. O programa PLANT detecta a aparição de múltiplas rótulas plásticas desde o início na viga e nas colunas, localizadas inicialmente na base do pórtico e, posteriormente, nos vértices superiores, enquanto a solução analítica proposta por Wakabayashi, Matsu, et al. (1974) considera apenas uma rótula por vértice (Chen e Toma, 1994). Além disto, na solução analítica, supõe-se que existe uma rigidez pós-escoamento do aço; dito efeito não é considerado no programa PLANT.

A comparação dos resultados obtidos através do programa PLANT com os resultados experimentais mostra similaridades às obtidas com a solução analítica do autor. As diferenças dos resultados na região linear são explicadas pelas imperfeições que existem nos elementos antes do início do ciclo do carregamento, as quais não foram quantificadas na hora de fazer as modelagens numéricas.

4.2 Dispositivo IBNC, submetido a carregamento periódico (modelo de Bou-Wen)

O dispositivo IBNC mencionado na Seção 3 foi modelado como um sistema formado por um conector de um grau de liberdade, que inclui uma mola não linear e um amortecedor, submetido a um carregamento periódico equivalente ao ensaio dinâmico realizado por Robinson (1982), isto é, a função no domínio do tempo $F(t) = 362,4 \sin(0,9 t)$ [kN], agindo no isolador durante 30 segundos. Para este exemplo, os parâmetros utilizados no modelo de Bouc-Wen são os mesmos deduzidos na Seção 3.1 para as físicas mostradas na Tabela 1. Os resultados obtidos com o programa PLANT são comparados com a histerese obtida no ensaio experimental de Robinson (1982), e representados na Figura 15.

Embora o ensaio experimental tenha sido feito com deslocamento controlado e o programa PLANT considera carregamento controlado, a comparação entre os resultados experimentais e numéricos é muito boa, apresentando somente uma leve diferença entre os deslocamentos máximos. A forma da histerese obtida com o programa PLANT representa o mesmo efeito da dissipação energética, característico dos dispositivos IBNC.

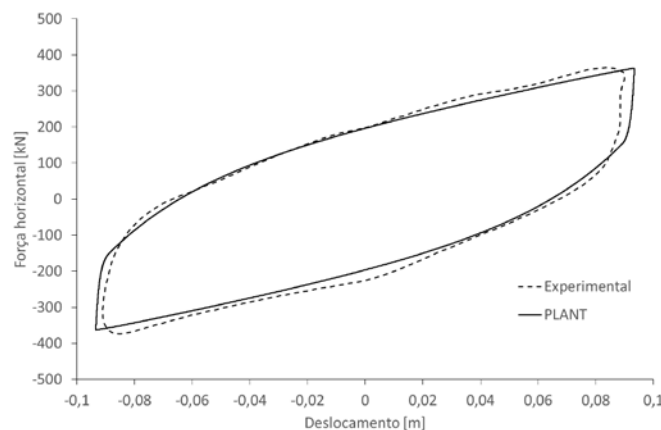
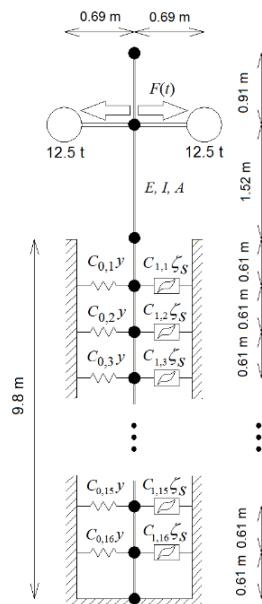


Figura 15: Resultados força versus deslocamento do dispositivo IBNC, ensaiado por Robinson (1982) a carregamento periódico, comparado com o modelo no programa PLANT.

4.3 Estaca submetida a carregamento lateral dinâmico

O seguinte exemplo consiste no estudo da estaca submetida a carregamento lateral dinâmico, baseado no trabalho de Ting (1987). As condições do ensaio experimental e da calibração do MBWBN já foram descritas na Seção 3.2. Nesta seção, será explicada apenas a parte correspondente ao modelo em elementos finitos analisado com o programa PLANT.

No modelo, elementos de barra com um comprimento padrão de 0,61 metros foram utilizados para representar a parte da estaca enterrada no solo. O valor foi escolhido em concordância com a locação dos strain gauges, seguindo as direções da instrumentação da estaca explicada por Scott, Tsai, et al. (1982). As propriedades não lineares do solo foram incluídas no modelo por meio de conectores que incluem uma componente linear e outra não linear, especificamente o MBWBN. O modelo inclui massas concentradas e um amortecimento modal de 0,01. Adicionalmente, na parte superior da estaca, a massa e o momento rotacional de inércia da máquina geradora de vibrações foram adicionados por meio



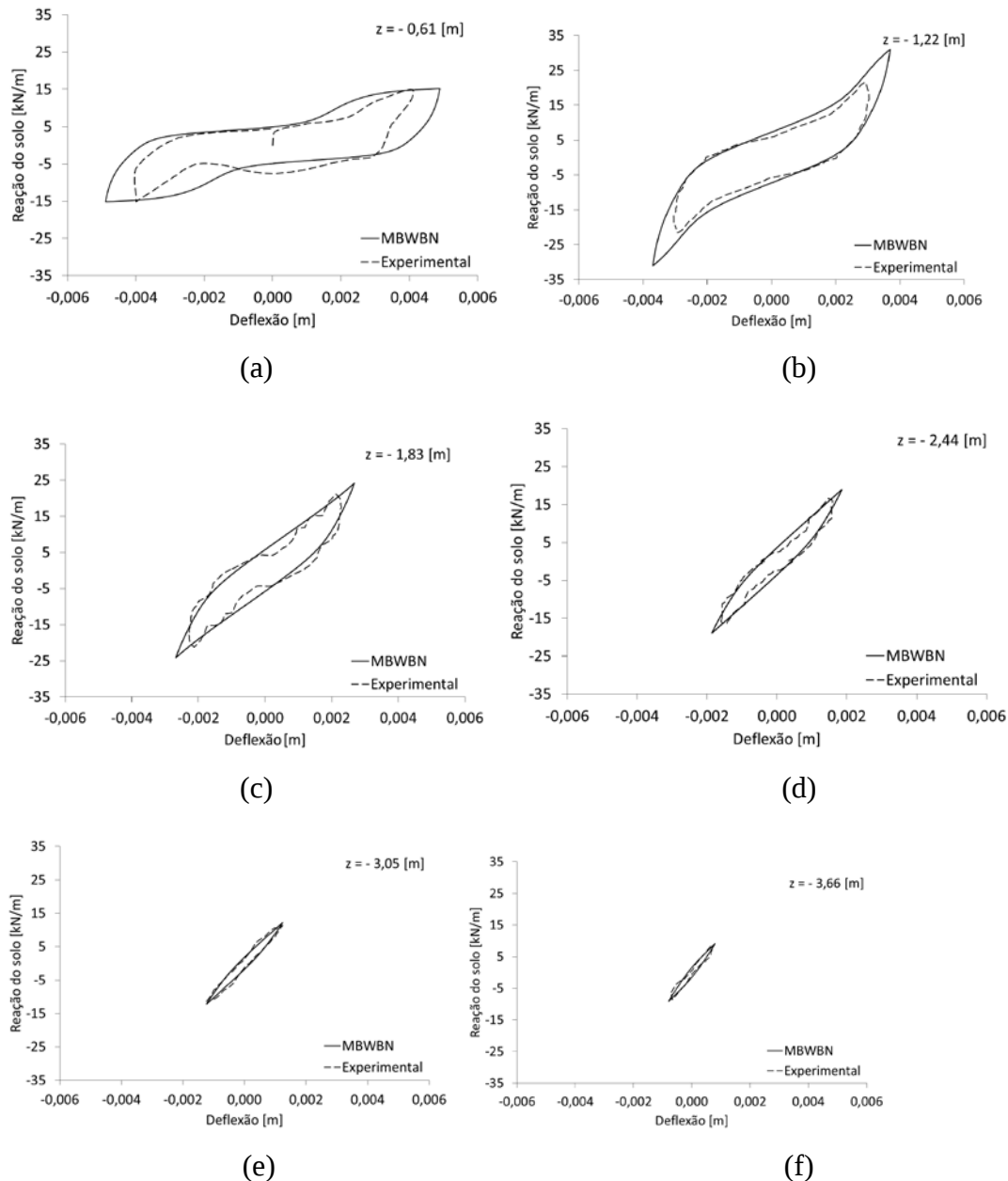


Figura 17: Resultados obtidos com o MBWBN, no modelo de interação solo-estaca, nas profundidades de (a) 0,61 metros, (b) 1,22 metros, (c) 1,83 metros, (d) 2,44 metros, (e) 3,05 metros, (f) 3,66 metros.

5 CONCLUSÕES

Os resultados obtidos com o programa PLANT no estudo das tipologias submetidas a carregamentos cíclicos e dinâmicos tiveram respostas muito favoráveis, nas comparações com os resultados experimentais. As equações do MBWBN, adaptadas ao programa na forma de conectores, forneceram resultados os quais capturam as características especiais das relações força-deslocamento não lineares dos materiais os quais foram modelados, isto é, solo de tipo arenoso e o dispositivo IBNC, demonstrando as capacidades do modelo ao nível macroscópico. A dificuldade na utilização do MBWBN para representação de comportamentos não lineares com o objetivo de se obter resultados suficientemente realistas é o ajuste dos parâmetros de forma do modelo a partir de dados experimentais de referência.

AGRADECIMENTOS

O primeiro autor deste artigo quer agradecer à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro outorgado para esta pesquisa.

BIBLIOGRAFIA

- Badoni, D., Makris, N., 1996. Nonlinear response of single piles under lateral inertial and seismic loads. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, v. 15, n. 1, p. 29-43.
- Baber, T., Noori, M., 1985. Random Vibration of Degrading, Pinching Systems. *Journal of Engineering Mechanics*, New York, v. 111, n. 8, p. 1010-1026.
- Chen, W.-F. Toma, S., 1994. *Advanced Analysis of Steel Frames*. Boca Raton: CRC Press.
- Foliente, G., 1995. Hysteresis Modeling of Wood Joints and Structural Systems. *Journal of Structural Engineering*, v. 121, n. 6, p. 1013-1022.
- Gerolymos, N., Gazetas, G., 2005. Phenomenological Model Applied to Inelastic Response of Soil-Pile Interaction System. *Soils and Foundations*, Tokio, v. 45, n. 4, p. 119-132.
- Gerolymos, N. et al., 2009. Numerical modeling of centrifuge cyclic lateral pile load experiments. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, v. 8, n. 1, p. 61-76.
- Ikhoulane, F., Mañosa, V., Rodellar, J., 2007. Dynamic properties of the hysteretic Bouc-Wen model. *Systems & Control Letters*, v. 56, n. 3, p. 197 – 205.
- Li, S.; Yu, H.; Suzuki, Y., 2004. Identification of non-linear hysteretic systems with slip. *Computers and Structures*, v. 82, n. 2, p. 157-165.
- Lopetegui, J., 1982. Verfahren der orthogonalisierten Lastverformungszustände zur Lösung nichtlinearer Probleme der Stabstatik. *Stahlbau*, Aachen, n. 2.
- Ortiz, G., 2013. *Identificación de sistemas estructurales histeréticos usando algoritmos de optimización multi-objetivo*. Tese Universidad Nacional de Colombia.
- Robinson, W.; Tucker, G., 1977. A Lead-Rubber Shear Damper. *Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering*, v. 10, n. 3, p. 151-153.
- Robinson, W., 1982. Lead-Rubber Hysteretic Bearings Suitable for Protecting Structures During Earthquakes. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 10, n. 4, p. 593-604.
- Scott, R. et al., 1982. *Full-Scale Dynamic Lateral Pile Tests*. Proceedings of the 14th Annual Offshore Technology Conference. Houston, p. 435-450.
- Sedlacek, G. et al., 1982. *Programm zur Traglastberechnung räumlicher Stabwerke*. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. Aachen, p. 120.
- Sues, R.; Mau, S.; Wen, Y., 1988. Systems Identification of Degrading Hysteretic Restoring Forces. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 114, n. 5, p. 833-846.
- Ting, J., 1987. Full-scale cyclic dynamic lateral pile responses. *Journal of Geotechnical Engineering*, v. 113, n. 1, p. 30-45.
- Trochanis, A.; Bielak, J.; Christiano, P., 1991. Simplified Model for Analysis of One or Two Piles. *Journal of Geotechnical Engineering*, New York, v. 117, n. 3, p. 448-466.

Wakabayashi, M. et al., 1974. *Inelastic Behavior of Steel Frames Subjected to Constant Vertical and Alternating Horizontal Loads*. Proceedings of the Fifth World Conference of Earthquake Engineering. Rome: National Information Centre on Earthquake Engineering. p. 1194-1197.

Wen, Y. K., 1976. Method of Random Vibration of Hysteretic Systems. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, New York, v. 102, n. 2, p. 249-263.

Wu, M.; Smyth, A., 2008. Real-time parameter estimation for degrading and pinching hysteretic models. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, v. 43, n. 9, p. 822-833.

Zhaung, H. et al., 2002. Parameter identification of inelastic structures under dynamic loads. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 31, n. 5, p. 1113-1130.