



IX CONGRESSO BRASILEIRO DE PONTES E ESTRUTURAS  
18 a 20 de maio, 2016 - Everest Rio Hotel

## **Análise Sísmica de Estruturas de Edifícios Considerando Interação Solo-Estrutura em Solo Estratificado**

**Helena Maria Reis Fideles<sup>1</sup>, Sergio Hampshire C. Santos<sup>2</sup>, Silvio de Souza Lima<sup>3</sup>**

<sup>1</sup>UFRJ / Departamento de Estruturas / helenamrf@poli.ufrj.br

<sup>2</sup>UFRJ / Departamento de Estruturas / sergiohampshire@poli.ufrj.br

<sup>3</sup>UFRJ / Departamento de Estruturas / sdesouzalima@gmail.com

### **Resumo**

Apesar das ocorrências de sismos no Brasil serem consideradas raras e de baixa magnitude, elas não são desprezíveis. A Norma Brasileira NBR 15421:2016 é utilizada para projetos de edifícios sismo-resistentes, porém, a mesma não contempla os efeitos, usualmente favoráveis, da interação solo-estrutura, que se traduziriam em um aumento do período efetivo da estrutura, devido à flexibilidade da fundação e pela consideração do amortecimento do solo, sempre maior que o amortecimento estrutural. A norma americana ASCE 7-10 contempla os efeitos mencionados anteriormente de forma simplificada. Entretanto, ela não leva em consideração a estratificação do solo, que leva a importantes alterações nos coeficientes de rigidez e à redução dos coeficientes de amortecimento do solo, devido à reflexão das ondas na interface de camadas de diferentes propriedades. Neste trabalho foi feito um estudo destes coeficientes, considerando a propagação de ondas elásticas nos solos. Soluções clássicas de problemas de interação solo-estrutura foram comparadas com soluções numéricas obtidas com modelos de elementos finitos desenvolvidos para solo estratificado, sujeito a solicitações dinâmicas, de forma a validá-las. Observou-se que uma adequada modelagem em elementos finitos pode apresentar resultados apropriados para a obtenção de coeficientes de rigidez e de amortecimento do solo, e que a simplificação considerada nas normas de projeto, de uniformização do solo, para analisá-lo como homogêneo equivalente, pode conduzir a deslocamentos inferiores aos reais. A partir das conclusões obtidas, foram feitos exemplos de análise sísmica de estruturas típicas de edifícios, acoplando-se modelos de prédios com características de “shear-building” aos modelos de elementos finitos de solo estratificado.

### **Palavras-chave**

Análise dinâmica; Análise sísmica; Interação solo-estrutura; Solo estratificado.

### **Introdução**

Este trabalho resume parte da Dissertação de Mestrado da primeira autora (FIDELES, 2015), orientada pelos demais autores. É apresentado um estudo sobre a aplicação da interação solo-estrutura à análise sísmica de estruturas de edifícios assentes em solos estratificados e é composto por duas partes principais. Na primeira, se verifica a adequação da modelagem do solo, sujeito a ações dinâmicas, por modelos tridimensionais em elementos finitos, incluindo a modelagem dos solos estratificados. Na segunda, se apresentam exemplos de análise de edifícios, nos quais, considerando-se como validado o modelo de elementos finitos para o solo, ele é acoplado a modelos de prédios com características de “shear-building”. A interação solo-estrutura gera um alongamento do período natural do prédio em função da flexibilidade

do conjunto solo-fundação e um aumento no amortecimento do conjunto estrutura-fundação, enquanto que a estratificação do solo gera alterações nos coeficientes de rigidez e redução dos coeficientes de amortecimento do solo.

### Rigidez e amortecimento das fundações

Um sistema estrutura-fundação-solo pode ser considerado como um sistema dinâmico de um grau de liberdade, quando a posição da massa  $M$ , como apresentado na Figura 1 abaixo, pode ser definida, em qualquer instante de tempo, através de apenas uma coordenada. A massa  $M$  condensa toda a massa do sistema estrutura-fundação e  $K$  e  $C$  são os coeficientes de rigidez e de amortecimento (genericamente coeficientes de impedância), que expressam as forças reativas na interface fundação-solo, quando da imposição, respectivamente, de um deslocamento ou uma velocidade unitários.

As soluções do problema podem ser encontradas expressando-se as excitações em termos de variáveis complexas, soluções essas que encontram equivalência a soluções em variáveis trigonométricas. As funções deslocamento possuem a mesma frequência circular excitadora das forças aplicadas.

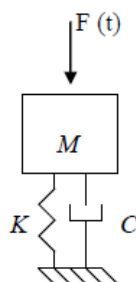


Figura 1 – Sistema de um grau de liberdade equivalente

### Formulação de Luco

A formulação de LUCO (1974 e 1976) aborda a análise de uma fundação rígida circular de raio  $a$  assente na superfície de um meio viscoelástico estratificado e sujeita a vibrações harmônicas forçadas. Luco desenvolveu as equações integrais associadas ao problema, transformando-as numericamente em um sistema de equações simultâneas, a ser resolvido algebricamente. Foram definidos três casos para representar diferentes contrastes entre as propriedades da primeira camada e do semi-espaço, de acordo com suas respectivas velocidades de propagação da onda secundária. A intenção era a de mostrar como a redução nos coeficientes de rigidez e de amortecimento, próximo às frequências de ressonância da primeira camada, evoluem com o contraste das propriedades das duas camadas.

### Formulações da 1ª Hipótese e da 2ª Hipótese

A estratificação dos solos é considerada nas normas sísmicas de projeto, como a NBR 15421 e a ASCE 7-10, de forma extremamente simplificada. Como alternativa à avaliação tão simplista das propriedades médias do solo, SANTOS (2011) apresentou outra proposta para homogeneização das propriedades do solo para rigidez vertical, que chamou de 1ª Hipótese.



Fazendo-se o mesmo processo para a rigidez horizontal, obtém-se um módulo de cisalhamento equivalente para o solo homogêneo e, conseqüentemente, a rigidez equivalente e o amortecedor equivalente.

$$K_H = \frac{8 \times G_1 \times R}{2 - \nu_1} \times \frac{1 + \frac{1}{2} \times \frac{R}{H}}{1 + \frac{1}{2} \times \frac{R}{H} \times \frac{G_1}{G_2}} \quad (1)$$

$$G_{equiv,H} = G_1 \times \frac{1 + \frac{1}{2} \times \frac{R}{H}}{1 + \frac{1}{2} \times \frac{R}{H} \times \frac{G_1}{G_2}} \quad (2)$$

$$K_{equiv,H} = \frac{8 \times G_{equiv,H} \times R}{2 - \nu_1} \quad (3)$$

$$C_{equiv,H} = \frac{18,4 \times (1 - \nu_1) \times R^2}{7 - 8 \times \nu_1} \times \sqrt{\rho \times G_{equiv,H}} \quad (4)$$

Sendo,  $K_H$ : rigidez estática horizontal;  $G_1$ : módulo de elasticidade transversal da 1ª camada;  $G_2$ : módulo de elasticidade transversal da 2ª camada;  $R$ : raio da fundação;  $H$ : espessura da 1ª camada;  $\nu_1$ : coeficiente de Poisson da 1ª camada;  $G_{equiv,H}$ : módulo de elasticidade transversal equivalente para o sentido horizontal;  $K_{equiv,H}$ : rigidez horizontal equivalente;  $C_{equiv,H}$ : amortecedor horizontal equivalente;  $\rho_1$ : massa específica da 1ª camada.

A 2ª Hipótese formulada por SANTOS (2011) acrescenta à 1ª Hipótese um coeficiente de redução a ser aplicado ao amortecedor, com o objetivo de considerar que parte das ondas incidentes na interface entre a primeira camada e o semi-espaço é refletida. Na 1ª Hipótese, a reflexão da onda é desprezada e por isso é considerado um amortecimento maior que o real. O coeficiente de redução a ser aplicado ao amortecedor, apresentado na equação a seguir, é definido a partir da análise de reflexão e refração de ondas planas.

$$\frac{1}{\alpha} = \sqrt{\frac{G_1 \times \rho_1}{G_2 \times \rho_2}} \quad (5)$$

Sendo  $1/\alpha$ : coeficiente de redução do amortecimento;  $\rho_2$ : massa específica da 2ª camada.

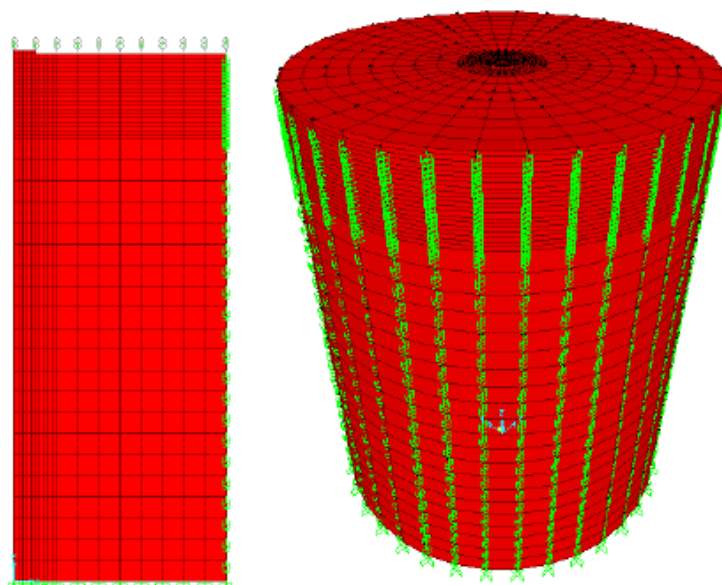
A rigidez, tanto na vertical quanto na horizontal, a ser considerada na 2ª Hipótese é a mesma utilizada na 1ª Hipótese. A única diferença entre as hipóteses é quanto ao amortecimento de radiação, tanto no sentido vertical quanto no horizontal, a ser reduzido, como apresentado na equação seguinte.

$$C_{reduzido} = C_{equiv} \times \frac{1}{\alpha} \quad (6)$$

## Modelagem em Elementos Finitos

De forma a analisar e validar a aplicação de modelos de elementos finitos ao problema dinâmico de interação solo-estrutura foram desenvolvidos dois tipos de modelos no programa SAP2000 (CSI COMPUTERS & STRUCTURES, 2015). O objetivo da modelagem é de simular o comportamento de uma fundação submetida à excitação dinâmica assente em um solo estratificado.

No primeiro modelo, foram usados elementos do tipo ASOLID (modelo axissimétrico) com força excitadora vertical. No segundo modelo foram usados elementos do tipo SOLID (modelo em 3D) com força excitadora horizontal. Na Figura 2 a seguir têm-se imagens dos dois modelos.



**Figura 2 – Modelos em elementos finitos desenvolvidos no programa SAP2000:**  
(a) Modelo axissimétrico; (b) Modelo em 3 dimensões

Para os elementos foram definidas as propriedades correspondentes ao solo e à fundação rígida (massa específica, coeficiente de Poisson e módulos de deformação longitudinal e transversal). Foram inseridas nas fronteiras do modelo as condições de contorno: os nós da base do modelo foram considerados como engastados e nos nós laterais do modelo foram inseridos molas e amortecedores discretos.

Os valores dos coeficientes de rigidez usados para as molas horizontais ( $K_H$ ) e verticais ( $K_V$ ) são apresentados a seguir, seguindo a formulação de NOVAK (1977), na qual  $G$  é o valor do módulo de elasticidade transversal da camada de solo considerada e  $t$ , a espessura da camada.

$$K_H = 4 \times G \times t \quad (7)$$

$$K_V = 2,5 \times G \times t \quad (8)$$

Os valores das constantes de amortecimento dos amortecedores discretos horizontais ( $C_H$ ) e verticais ( $C_V$ ) foram obtidos segundo COOMBS e REIS (1979) e KOLAY *et al.* (2013), como apresentado a seguir.

$$C_H = \sqrt{(\rho_s \times E_{SC})} \times A \quad (9)$$

$$C_V = \sqrt{(\rho_s \times G_s)} \times A \quad (10)$$

Nestas expressões  $\rho_s$  é o valor da massa específica na camada  $s$  considerada;  $A$  é a área de contribuição do nó;  $G_s$  é o valor do módulo de elasticidade transversal da camada  $s$  de solo; e  $E_{SC}$  é o valor correspondente ao módulo de elasticidade longitudinal confinado, definido na equação a seguir, sendo  $\nu_s$  o coeficiente de Poisson da camada  $s$  do solo.

$$E_{SC} = \frac{(2-2\nu_s) \times G_s}{(1-2\nu_s)} \quad (11)$$



Tanto as constantes de rigidez das molas horizontal e vertical, quanto as constantes de amortecimento dos amortecedores horizontal e vertical, foram calculadas para cada nó do modelo, levando-se em consideração a área de influência do mesmo.

A carga inserida na fundação foi unitária (vertical ou horizontal), com amplitude igual a 1 kN. Primeiramente os modelos foram verificados estaticamente, e as respostas obtidas, em termos de deslocamentos e tensões na base da fundação, foram coerentes com as esperadas. A seguir foi associada uma variação dinâmica harmônica à carga unitária. A frequência de excitação foi variada de forma a se obterem os deslocamentos na base da fundação para uma ampla faixa de frequências.

A análise dinâmica foi processada no SAP2000. Foi feita uma análise no tempo, através de integração numérica direta, linear, com amortecimento considerado de 0,02 e matriz de amortecimento como uma combinação linear das matrizes de massa e rigidez, com coeficientes automaticamente ajustados pelo programa, para uma faixa das frequências de 10 a 60 Hz.

A partir desses resultados foram geradas as curvas de amplificação dinâmica vs. frequências adimensionais. Estas curvas obtidas foram plotadas juntamente com as curvas obtidas a partir da formulação de Luco e com as curvas obtidas a partir das formulações da 1ª e da 2ª Hipóteses anteriormente descritas.

### Verificação dos modelos

Para se verificar a consistência entre os diversos modelos com a formulação de Luco, aplicando-se a 1ª Hipótese, a 2ª Hipótese e o modelo em elementos finitos, foi feita a análise de uma fundação rígida circular, de raio  $a$ , assente na superfície de um meio estratificado de espessura  $h$ . O meio estratificado é formado por apenas uma camada acima do semi-espaço.

Foi inserida uma força unitária dinâmica na fundação para cada um dos dois casos: de vibração vertical e de vibração horizontal. Foram estudados dois casos de contraste entre as propriedades da camada e do semi-espaço, correspondentes aos Casos 2 e 3 de Luco, que representam, respectivamente, contraste médio e grande contraste.

Os coeficientes adimensionais de rigidez ( $k_{VV}$  e  $k_{HH}$ ) e de amortecimento ( $c_{VV}$  e  $c_{HH}$ ) de LUCO variam em função da frequência de excitação adimensional  $a_0$ . Os gráficos por ele apresentados correspondem a várias razões de  $h/a$  (razão entre a espessura da camada e o raio da fundação).

Nas Figuras 3 e 4 a seguir estão apresentados os resultados obtidos nesta verificação. Mas antes segue a descrição do significado de cada curva:

- $dpLuco$  → amplificação dinâmica obtida utilizando os parâmetros da formulação de Luco para uma fundação com relação típica de massa da fundação/ massa do solo;
- $dpequiv$  → amplificação dinâmica obtida utilizando a formulação da 1ª Hipótese (consideração do solo homogêneo com coeficientes de rigidez e amortecimento equivalentes);
- $dpCred$  → amplificação dinâmica obtida utilizando a formulação da 2ª Hipótese (consideração do solo homogêneo com coeficiente de rigidez equivalente e coeficiente de amortecimento equivalente reduzido);
- $dpSAP$  → amplificação dinâmica obtida utilizando o modelo de elementos finitos para representar a fundação e o solo.

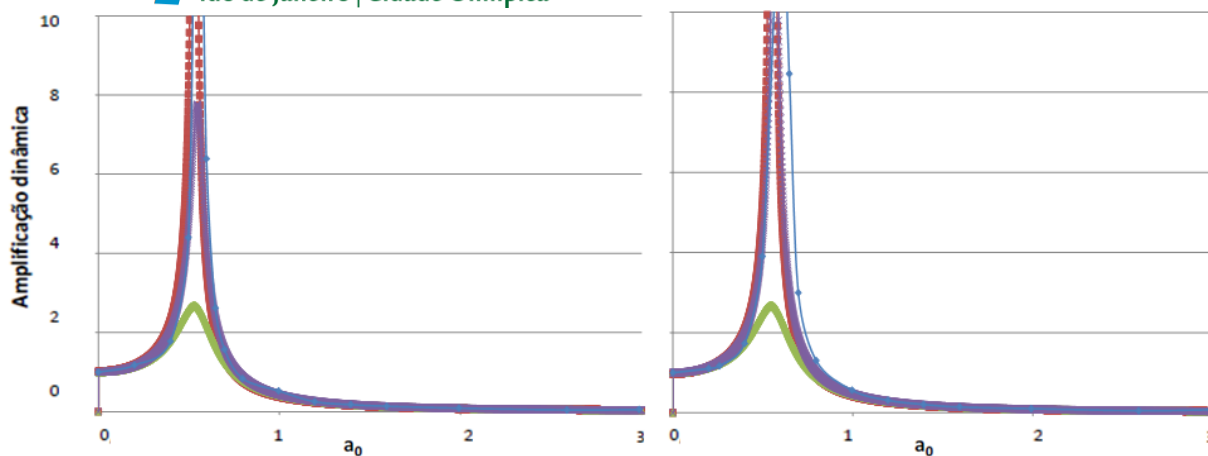


Figura 3 – Caso 2 e Caso 3 com  $h/a = 2,0$ , para excitação vertical na fundação

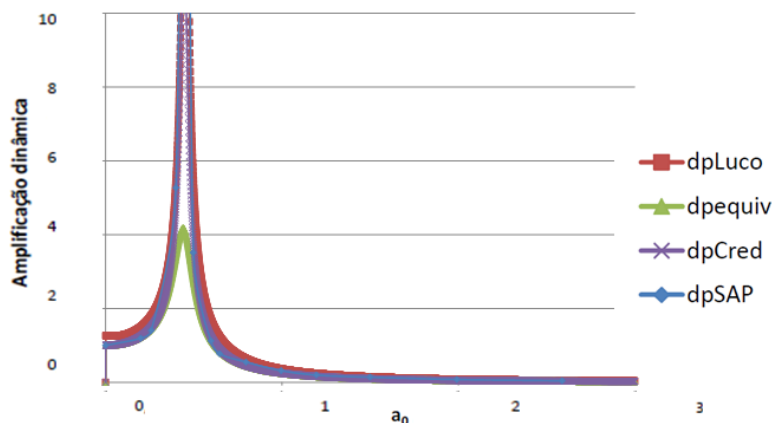


Figura 4 – Caso 2 com  $h/a = 2,0$ , para excitação horizontal na fundação

A partir dos resultados obtidos é possível constatar que o modelo de elementos finitos usado para representar o sistema fundação/solo tem a resposta muito próxima à obtida com a formulação de Luco, considerada como de referência. As formulações mais simplificadas (1ª e 2ª Hipóteses) apresentam a ressonância na mesma frequência dos outros modelos. Porém, os deslocamentos obtidos com a 1ª Hipótese são muito inferiores aos obtidos com a formulação de Luco, não representando satisfatoriamente a reflexão de ondas devida ao contraste entre as camadas. Portanto, a mera uniformização das propriedades do solo para analisá-lo como um solo homogêneo equivalente pode levar a resultados contra a segurança.

Os modelos em elementos finitos são considerados como validados e serão usados a seguir neste trabalho para se analisar as aproximações permitidas pelas Normas para a consideração dos efeitos da interação dinâmica solo-estrutura.

### Análise de edifícios considerando interação solo-estrutura

Os modelos estudados foram de prédios do tipo “shear-building”. Nesta análise será aplicada uma aceleração unitária harmônica na base do prédio. Esta aceleração unitária na base é representada através de forças equivalentes nos andares, iguais à massa do andar vezes a aceleração unitária.



Nos modelos foram usados os mesmos parâmetros de solo e a mesma geometria estrutural e fundação. Foi variada a altura total dos prédios, de acordo com a quantidade de andares, de forma que ficassem próximos a cada uma das 3 curvas da ASCE 7-10. A definição de alguns parâmetros das tabelas 1 e 2 é encontrada no texto desta Norma. A localização dos prédios escolhida foi a cidade de Rio Branco, na Zona 3 do mapeamento sísmico da NBR 15421. Os dados da fundação e dos prédios considerados nos modelos estruturais estão apresentados na Tabela 1. O solo adotado foi uma argila com as características apresentadas na Tabela 2.

**Tabela 1 – Dados da fundação e dos prédios.**

R (m)	A <sub>0</sub> (m <sup>2</sup> )	Espessura (m)	Peso (kN)	Massa (t)
10,00	314,16	2,00	15707,96	1571

massa/pav (t)	Inércia (m <sup>4</sup> ) 10 pilares 50x50cm <sup>2</sup>	Lado do pilar quadrado equivalente (m)	Pé direito (m)	nº de andares	h (m)	$\bar{h}$ (m)	$\bar{h}/r$	$\bar{h}/r$ (curva da ASCE)
240,00	0,0520833	0,8891	3,00	2	6,00	4,20	0,42	0,50
240,00	0,0520833	0,8891	3,00	5	15,00	10,50	1,05	1,00
240,00	0,0520833	0,8891	3,00	8	24,00	16,80	1,68	2,00

**Tabela 2 – Dados do solo.**

G <sub>0</sub> (kPa)	G/G <sub>0</sub>	G <sub>1</sub> (kPa)	v <sub>1</sub>	ρ <sub>1</sub> (t/m <sup>3</sup> )	V <sub>s</sub>	a <sub>g</sub> /g	C <sub>a</sub>	C <sub>v</sub>	a <sub>g50</sub> /g	a <sub>g51</sub> /g	H (m) espessura da 1ª camada	G <sub>2</sub> (kPa)	v <sub>2</sub>	ρ <sub>2</sub> (t/m <sup>3</sup> )
75000	0,40	30000	0,30	1,80	129,10	0,10	2,50	3,50	0,25	0,35	30,00	300000	0,30	1,80

A partir dos parâmetros do solo e da geometria da fundação, foi calculada a rigidez translacional horizontal, para fundação circular assente em solo estratificado. A rigidez rotacional foi adotada como infinita, porque as estruturas foram analisadas apenas para o deslocamento na direção X do modelo feito no programa SAP. O amortecimento translacional foi calculado, de acordo com a formulação das 1ª e 2ª Hipóteses, respectivamente.

**Tabela 3 – Dados da rigidez e do amortecimento da fundação.**

K <sub>equiv,H</sub> (kN/m)	K <sub>θ</sub> (kN/m)	G <sub>equiv,H</sub> (kPa)	C <sub>equiv,H</sub> (kNs/m)	1/α	C <sub>reduzido</sub> (kNs/m)
1620057,86	∞	34426,23	69701,00	0,32	22041,39

Nas tabelas seguintes, para cada altura de prédio, são apresentados o maior período natural para os modelos com base engastada e os valores calculados de período alongado e respectivos valores de amortecimento obtidos segundo a ASCE 7-10.

**Tabela 4 – Período natural obtido no Modelo 1 (modelo com base engastada).**

nº de andares	massa/andar (t)	W/g (t)	$\bar{W}/g$ (t)	T (s)
2	240,00	480,00	336,00	0,258088
5	240,00	1200,00	840,00	0,560403
8	240,00	1920,00	1344,00	0,864366

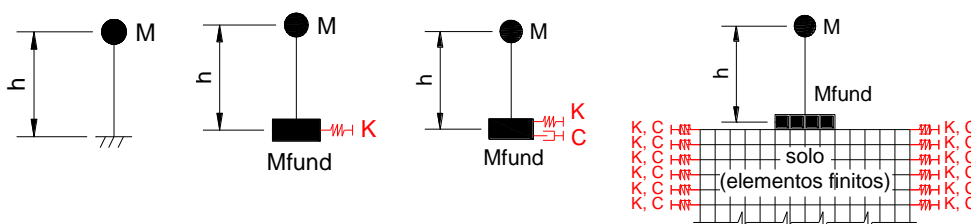
**Tabela 5 – Período natural alongado e amortecimentos calculados com a ASCE 7-10.**

nº de andares	$\bar{k}$ (kN/m)	$\bar{T}$ (s) (ASCE)	Aumento de período (ASCE)	$\bar{T}/T$	$\bar{h}/r$	$\bar{h}/r$ (curva da ASCE)	β <sub>0</sub>	$\bar{\beta}$
2	199142,24	0,2735	5,97%	1,0597	0,42	0,50	0,030	0,072
5	105593,73	0,5784	3,21%	1,0321	1,05	1,00	0,010	0,055
8	71017,22	0,8831	2,17%	1,0217	1,68	2,00	0,005	0,052

Segue a descrição dos modelos, conforme serão apresentados nos gráficos dos resultados. Todas as massas são concentradas nos níveis dos pavimentos.



- *Modelo 1 (modelo com base engastada)*: resolução através de análise modal com amortecimento de 0,05 em todos os modos.
- *Modelo 2 (modelo com base com mola horizontal  $K = 1620058 \text{ kN/m}$ )*: resolução através de análise modal com amortecimento calculado pela ASCE 7-10 em todos os modos.
- *Modelos 3.1 e 3.2 (modelos com base com mola horizontal  $K = 1620058 \text{ kN/m}$  e amortecedor horizontais)*: base com amortecedor horizontal  $C = 69701 \text{ kNs/m}$  (conforme formulação da 1ª Hipótese) para o Modelo 3.1; base com amortecedor horizontal  $C = 22041 \text{ kNs/m}$  (conforme formulação da 2ª Hipótese) para o Modelo 3.2; resolução através de análise modal com amortecimento de 0,05 em todos os modos.
- *Modelo 4 (modelo com fundação e solo em elementos finitos, ambos com suas respectivas massas)*: resolução através de análise modal com amortecimento de 0,05 em todos os modos.



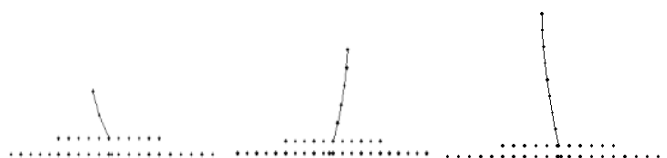
**Figura 5 – Esquema genérico dos Modelos 1, 2, 3.1 e 3.2, e 4, respectivamente**

Foi utilizada a análise modal tanto para a obtenção dos períodos naturais das estruturas, quanto para a obtenção dos deslocamentos máximos no topo das mesmas. São apresentados na Tabela 6 o maior período natural para cada prédio analisado, para os modelos com mola horizontal associada à fundação.

**Tabela 6 – Período natural obtido nos Modelos 2, 3.1 e 3.2 (modelos com mola horizontal associada à fundação).**

nº de andares	2	5	8
$T_{along} \text{ (s)}$	0,2945	0,5860	0,8886

Para todos os prédios do Modelo 4, o 1º período natural obtido foi correspondente ao deslocamento do solo preponderante ao da estrutura, e o valor encontrado foi cerca de  $T = 1,64\text{s}$ . Por este motivo, foi procurado o primeiro modo de vibração no qual a estrutura fosse preponderante ao solo. Ao se fazer a análise modal, foram ativados apenas os modos nos quais o deslocamento da estrutura fosse preponderante, sendo o somatório de participação modal em UX (deslocamento na direção X analisada) igual a um valor superior a 90%. Para o prédio de 2 andares: nos primeiros 150 modos (participação modal de 97,3% em UX) foi encontrado o modo 133 com  $T = 0,2847\text{s}$ . Para o prédio de 5 andares: nos primeiros 50 modos (participação modal de 95,5% em UX) foi encontrado o modo 10 com  $T = 0,6434\text{s}$ . Para o prédio de 8 andares: nos primeiros 20 modos (participação modal de 93,0% em UX) foi encontrado o modo 3 com  $T = 0,9575\text{s}$ .



**Figura 6 – Vista no plano XZ do Modelo 4, do modo de vibração no qual o deslocamento da estrutura foi preponderante em relação ao solo, para todos os prédios**





## Resultados das análises dos modelos de “shear-building”

Foi usado como parâmetro de comparação entre as análises, o deslocamento do último pavimento, em cada prédio. Na Figura 7 a seguir são apresentados os gráficos “amplificação dinâmica x frequência de excitação”, obtidos para a primeira frequência natural de cada prédio.

Para os prédios do Modelo 1, em que o amortecimento devido à interação solo-estrutura não foi considerado, foi obtido o maior deslocamento, e foi possível verificar que a amplificação dinâmica é aproximadamente igual a 10, o que é coerente com o valor calculado para sistemas fracamente amortecidos, com  $\xi = 0,05$ . Para os prédios do Modelo 2, que foi analisado segundo a proposta da ASCE, que leva em consideração a interação solo-estrutura, os deslocamentos foram inferiores aos do Modelo 1, mas foram superiores aos dos demais modelos. Os deslocamentos obtidos com o Modelo 3.2 foram coerentemente maiores do que os obtidos com o Modelo 3.1, já que no Modelo 3.2 o amortecimento é reduzido. No caso do Modelo 4, os resultados foram similares em termos de frequência em relação aos demais modelos, mas houve divergência nos valores obtidos para os deslocamentos, o que indica necessidade de uma melhor calibragem no modelo em elementos finitos.

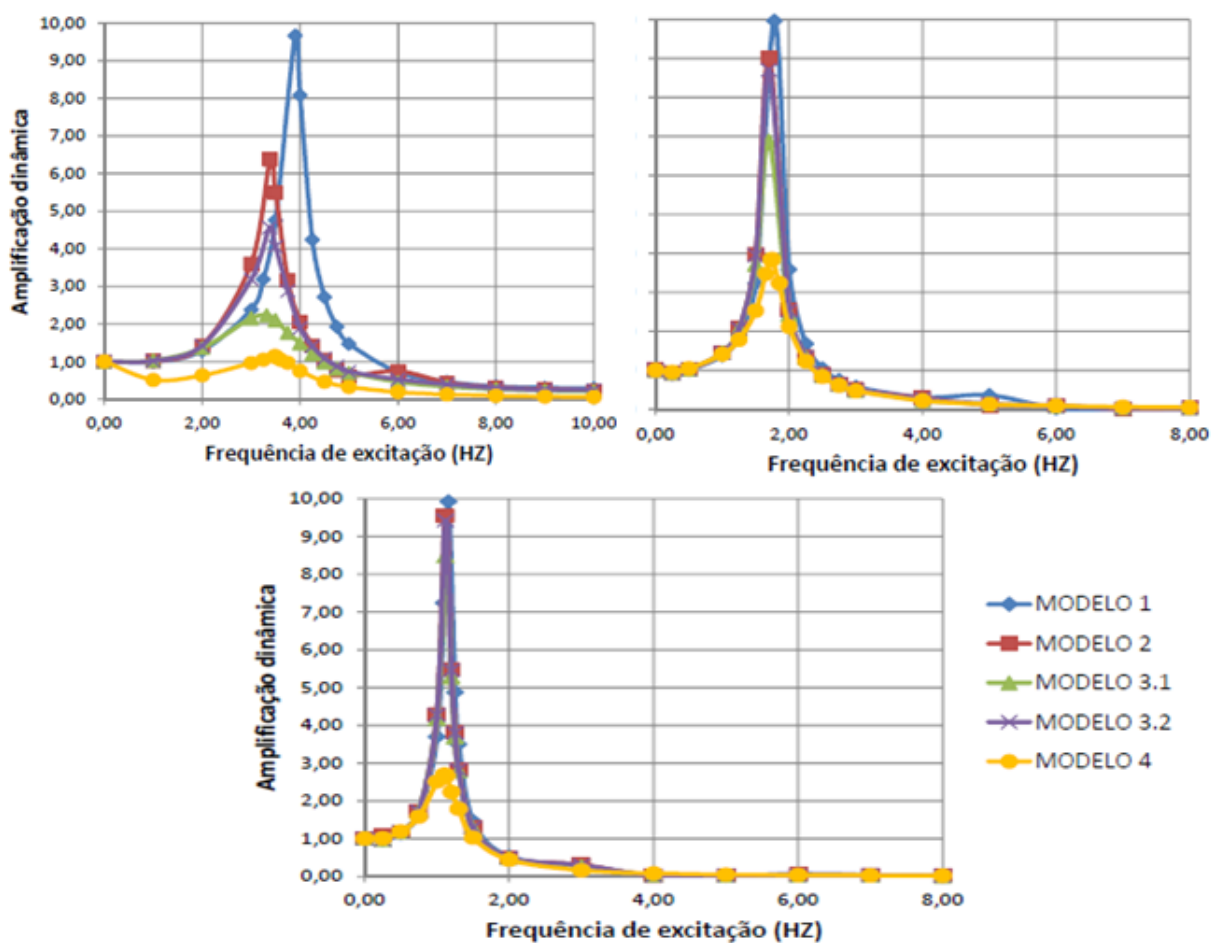


Figura 7 – Fatores de amplificação dinâmica obtidos para os prédios de 2, 5 e 8 andares



## Conclusões

Inicialmente observou-se que a simplificação considerada nas normas de projeto, da uniformização do solo para analisá-lo como um solo homogêneo equivalente pode conduzir a deslocamentos inferiores aos reais. Foi oferecida como melhor alternativa, a que foi chamada de 2ª Hipótese, que acrescenta à homogeneização do solo uma adequada redução nos coeficientes de amortecimento, considerando a reflexão de ondas na interface de camadas de diferentes características mecânicas. Foi também demonstrado que uma adequada modelagem em elementos finitos pode apresentar como resultados valores apropriados para a obtenção de coeficientes de rigidez e de amortecimento do solo (coeficientes de impedância).

Através da aplicação de excitações harmônicas unitárias à base das estruturas analisadas, concluiu-se que os critérios de alongamento de período e acréscimo de amortecimento devido ao solo da norma ASCE 7-10 são aparentemente adequados.

Compreendendo a modelagem da estrutura juntamente com a modelagem do solo, não se encontrou uma solução satisfatória devido à falta de segurança em relação ao fato da análise modal estar ou não efetivamente capturando com precisão o número de modos necessário para uma correta resposta da estrutura. Isso ilustra a dificuldade encontrada quando se representa conjuntamente a estrutura e o solo em um mesmo modelo, de forma adequada.

Com os conhecimentos obtidos neste trabalho, a sugestão para a rotina de análise em projetos é dividir a análise em duas etapas: uma de obtenção dos coeficientes de impedância e a outra de análise da estrutura suportada nos coeficientes de impedância previamente obtidos.

## Referências

- AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS (ASCE), ASCE/SEI 7-10: Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures. Reston, Virginia, United States, 2010.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), NBR 15421, Projeto de Estruturas Resistentes a Sismos – Procedimento. Rio de Janeiro, 2006.
- COOMBS, R. F e REIS, F. C., Interação Solo-Estrutura para Fundações Estaqueadas. V Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Grupo II, Produção Térmica, Recife, Brasil, 1979.
- CSI COMPUTERS & STRUCTURES, INC., SAP2000, Integrated Software for Structural Analysis & Design, Version 14. CSI Inc, Berkeley, California, USA, 2015.
- FIDELES, H. M. R., Análise sísmica de estruturas de edifício considerando interação solo-estrutura em solo estratificado. Dissertação de Mestrado, Programa de Projeto de Estruturas da Escola Politécnica da Universidade Federal do Rio de Janeiro, Fevereiro de 2015.
- KOLAY, C., PRASHANT, A. e JAIN, S. K., 2013, “Nonlinear Dynamic Analysis and Seismic Coefficient for Abutments and Retaining Walls”. Earthquake Spectra, v.29 (May), pp. 427-451.
- LUCO, J. E., 1974, “Impedance Functions for a Rigid Foundation on a Layered Medium”, Nuclear Engineering and Design, v. 31 (Jul.), pp. 204-217.
- LUCO, J. E., 1976, “Vibration of a Rigid Disc on a Layered Viscoelastic Medium”, Nuclear Engineering and Design, v. 36 (Jan.), pp. 325-340.
- NOVAK, M. e ABOUL-ELLA, F., PILAY – A Computer Program for Calculation of Stiffness and Damping of Piles in Layered Media, Systems Analysis Control and Design Activity (SACDA), The University of Western Ontario, London, Canada, December 1977.
- SANTOS, C. A. N., Funções de Impedância em Solos Estratificados. Projeto Final de Graduação, Departamento de Mecânica Aplicada e Estruturas da Escola Politécnica da Universidade Federal do Rio de Janeiro, Fevereiro de 2011.