

Universidade Federal do Rio de Janeiro

VALIDAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS
AJUSTADOS ATRAVÉS DE ENSAIOS
CENTRÍFUGOS

Lucas Chinem Takayassu

2019



Universidade Federal
do Rio de Janeiro

Escola Politécnica

VALIDAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS AJUSTADOS ATRAVÉS DE ENSAIOS CENTRÍFUGOS

Lucas Chinem Takayassu

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Civil da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro.

Orientadora: Maria Cascão Ferreira de Almeida

Rio de Janeiro

Dezembro de 2019

Takayassu, Lucas Chinem

C136v VALIDAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS AJUSTADOS ATRAVÉS DE ENSAIOS CENTRÍFUGOS/ Lucas Chinem Takayassu. - Rio de Janeiro, 2019.

77 f.

Orientadora: Maria Cascão Ferreira de Almeida

Trabalho de conclusão de curso (graduação) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Bacharel em Engenharia Civil, 2019.

1. Modelo Numérico. 2. Centrífuga Geotécnica. 3. Testes experimentais. I. Cascão Ferreira de Almeida, Maria, orient. II. Título.

VALIDAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS AJUSTADOS ATRAVÉS DE ENSAIOS CENTRÍFUGOS

Lucas Chinem Takayassu

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE ENGENHARIA CIVIL DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO CIVIL.

Examinada por:

Profa. Maria Cascão Ferreira de Almeida, D.Sc.,
Orientadora

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, DSc.

Prof. Marcio de Souza Soares de Almeida, PhD.

Dr. Samuel Felipe Mollepaza Tarazona, DSc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL.
Dezembro DE 2019

Dedico este trabalho à minha família,
em especial aos meus pais,
sempre me incentivando a nunca parar de estudar e crescer.

Agradeço a toda minha família por me dar suporte e me incentivar a correr atrás de um ensino de qualidade:

À minha mãe que sempre teve seus filhos como prioridade e nunca deixou nada faltar para nós. Dedicada, amorosa e guerreira.

Ao meu pai que me orientou no início da carreira e me serviu como modelo de engenheiro, nunca parando de estudar e evoluir.

À minha irmã que sempre esteve presente quando precisava de alguém para conversar, me ensinou compaixão e paciência.

Ao meu irmão que sempre esteve lá para me proteger e guiar. Me inspira diariamente com seu esforço, colocando seu 100% em tudo que faz

À minha orientadora Profa. Maria Cascão e ao Prof. Marcio Almeida que possibilitaram esta pesquisa e me auxiliaram neste trabalho.

Ao Dr. Samuel Tarazona que me ajudou e guiou incontáveis vezes e que sem ele este trabalho não existiria.

A todos do LabGeo que me fizeram ver este local como uma casa, alunos de IC, técnicos, mestrandos, doutorandos e professores.

Aos meus amigos que me animaram nas horas ruins e me motivaram a seguir em frente:

Ao pessoal da Civil que seguiu comigo este caminho difícil que é a graduação.

Aos meus amigos da Catimoneiro, sem eles eu já teria ficado maluco. Em especial ao Maynard, que me introduziu a este grupo.

Ao pessoal da GoParty, que me mostrou que a vida não é só estudar. Principalmente ao Marcus e à Julia.

Resumo do Projeto de Graduação apresentação à Escola Politécnica/ UFRJ como parte dos Requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Civil.

VALIDAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS AJUSTADOS ATRAVÉS DE ENSAIOS CENTRÍFUGOS

Lucas Chinem Takayassu

Dezembro/2019

Orientadora: Maria Cascão Ferreira de Almeida

Curso: Engenharia Civil

Dados experimentais dinâmicos centrífugos são utilizados para ajustar e avaliar dois programas de previsão das respostas locais do solo a eventos sísmicos: DEEPSOIL e OpenSees. O estudo da estabilidade de taludes continentais na região dos campos de Santos e Campos é de grande interesse para a indústria petrolífera, já que a ruptura de qualquer estrutura fixada no leito submarino irá gerar um grande desastre ambiental e econômico. A utilização de ensaios centrífugos permite a criação de modelos reduzidos, em laboratório, para a avaliação do comportamento do solo em regiões de difícil acesso. Os dados gerados por esta análise permitem ajustar modelos numéricos, que por sua vez facilitam o estudo de problemas mais complexos, podendo até ser utilizados para validar outros ensaios centrífugos. A análise feita neste projeto avaliou o solo como um elemento de uma dimensão, mesmo assim os resultados numéricos condizem com os experimentais quando se trata da amplitude e componente de frequência das respostas. Entretanto, a modelagem em uma dimensão não conseguiu avaliar todos os aspectos do ensaio centrífugo, como a influência da caixa de ensaio sobre o solo. Os modelos numéricos em uma dimensão, quando ajustados, permitem uma avaliação simplificada da resposta dinâmica do solo, sendo de grande importância para o entendimento do comportamento do talude continental já que possibilitam a avaliação e reavaliação de diversos carregamentos em um curto período de tempo.

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Engineer

NUMERICAL MODELS VALIDATION ADJUSTED THROUGH CENTRIFUGE TESTS

Lucas Chinem Takayassu

December/2019

Advisor: Maria Cascão Ferreira de Almeida

Course: Civil Engineering

Experimental data obtained from seismic centrifuge tests is used to adjust and validate the prediction of local site responses of two software: DEEPSOIL and OpenSees. The study of continental slopes stability in Santos and Campos fields is one of the great interests to the oil industry, as the rupture of any of its assets in the subsea floor will generate a major environmental and social-economic disaster. The use of centrifuge tests allows the creation of reduced models in laboratory to evaluate the soil behaviour of hard to reach regions. The data generated by this analysis allow us to adjust numerical models, which in turn facilitate the study of more complex problems and can even be used to validate other centrifugal tests. The analysis done in this project evaluated the soil as an element of one dimension, yet the numerical results match the experimental results when it comes to amplitude and frequency components of the responses. However, one-dimensional modelling failed to evaluate all aspects of centrifuge test, such as the influence of the test box on the model. One-dimension numerical models, when adjusted, allow a simplified assessment of the dynamic response of the soil, being of great importance for the understanding of the continental slope behaviour since they allow an evaluation and re-evaluation of several loads in a short period of time.

SUMÁRIO

Sumário	ix
Capítulo 1. Introdução.....	1
1.1. Motivação.....	1
1.2. Objetivos	1
1.3. Organização do trabalho	2
Capítulo 2. Revisão da Literatura	4
2.1. Sismos, falhas e atividades tectônicas	4
2.1.1. Taludes submarinos	4
2.2. Modelos físicos.....	6
2.2.1. Lei de escala para o modelo centrífugo	7
2.3. Estudos numéricos	9
Capítulo 3. Modelo centrífugo	10
3.1. Propriedades do solo	10
3.2. Caixa de ensaio e condições de contorno.....	12
3.3. “Shaking table” – Simulador de vibrações.....	14
Capítulo 4. Modelagem numérica.....	17
4.1. Deepsoil.....	17
4.1.1. Regras de Masing	19
4.1.2. Formulação da curva Backbone	20
4.2. Plataforma de elementos finitos opensees.....	24
4.2.1. Quad elements	25
4.2.2. Pressure Independ Multi Yield material.....	25
4.2.3. Condição de contorno	26
4.3. Validação do modelo centrífugo	27
4.3.1. Perfil de velocidades	27
4.3.2. Obtenção da velocidade e deslocamento.....	29
4.3.3. Curvas do módulo de cisalhamento normalizado e do fator de amortecimento	30
4.3.1. Modelos empiricos e Curvas De Ajuste.....	32
4.3.2. Compatibilização dos modelos numéricos.....	35
Capítulo 5. Apresentação e discussão de Resultados	39
5.1. Aceleração	39
5.2. Espectro de Fourier	45
5.3. Perfis de amplificação	53
Capítulo 6. Conclusões e recomendações.....	58

Referências.....	60
Apêndice.....	63

Lista de figuras

Figura 2.1 - Formação de sismos.....	5
Figura 2.2 – Sismos históricos e instrumentais de 1720 à 2017.	5
Figura 2.3 – Risco sísmico na região estudada.....	6
Figura 2.4 – (a) Aceleração centripeda; (b) Aceleração centrífuga.....	7
Figura 2.5 - Relação entre o modelo e protótipo.....	8
Figura 3.1 – Histórico de tensão e OCR do modelo.....	11
Figura 3.2 – Perfil de resistência ao cisalhamento (S_u).....	12
Figura 3.3 - Caixa de ensaio do tipo ESB	13
Figura 3.4 - Disposição dos sensores no modelo	14
Figura 3.5 - <i>Shaking table</i>	14
Figura 4.1 – Modelo da coluna de solo utilizado no DEEPSOIL.....	18
Figura 4.2 – Regras de MASING (1926) (a) Primeira regra; (b) Segunda regra; (c) Terceira regra (expandida); (d) Quarta regra (expandida).	20
Figura 4.3 – Curvas normalizadas para o modelo GQ/H:.....	22
Figura 4.4 – Relação de um ponto no plano cartesiano e paramétrico.....	25
Figura 4.5 – Modelagem do amoretecedor proposto por LYSMER e KUHLEMEYER (1969).	26
Figura 4.6 – (a) <i>Backbone curve</i> , G_{sec} e G_{max} ; (b) Curva de redução do módulo.....	28
Figura 4.7 – Perfil de velocidade obtido com a formulação de HARDIN & BLACK e ajustado com ensaios de BE.....	29
Figura 4.8 – Histórias no tempo das acelerações, velocidades e deslocamentos do acelerômetro 11 durante a aplicação do sismo de amplitude 0,15g.....	30
Figura 4.9 – Perfil das camadas usadas para o cálculo da tensão e da deformação cisalhantes.	31
Figura 4.10 – Esquema do modelo para a obtenção de:.....	31
Figura 4.11 – Curva ajustada do módulo de cisalhamento normalizado ($G/G_{máx}$).	34
Figura 4.12 – Curva ajustada do amortecimento.....	34
Figura 4.13 – Esquema do ajuste dos modelos numéricos.	38
Figura 5.1 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,075g.	40
Figura 5.2 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,075g.....	40
Figura 5.3 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,15g.	42
Figura 5.4 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,15g.....	42
Figura 5.5 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,23g.	44
Figura 5.6 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,23g.....	44
Figura 5.7 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,075g.	46
Figura 5.8 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,075g.	46

Figura 5.9 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,15g.	48
Figura 5.10 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,15g.	48
Figura 5.11 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,23g.	50
Figura 5.12 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,23g.	50
Figura 5.13 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,075g.	54
Figura 5.14 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,15g.	55
Figura 5.15 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,23g.	56
Figura 5.16 – Comparação dos fatores de amplificação das leituras na superfície pelas intensidades de carregamento.	57

Lista de Tabelas

Tabela 2-1 - Fatores de escala.....	9
Tabela 3-1 - Perfis utilizados na análise centrífuga.....	10
Tabela 3-2 – Detalhes técnicos da <i>Shaking table</i>	15
Tabela 3-3 – Intensidades dos carregamentos senoidais aplicados em cada geometria de cada grupo.	16
Tabela 3-4 - Intensidades do sismo Emilia aplicados em cada geometria de cada grupo.	16
Tabela 3-5 - Intensidades do sismo LAN-Art aplicados em cada geometria de cada grupo.	16
Tabela 4-1 Caracterização das camadas dos modelos DEEPSOIL e OpenSees.....	36
Tabela 5-1 – Frequências de excitação nos ensaios centrífugos.....	51
Tabela 5-2 – Frequências de excitação nos modelos numéricos (DEEPSOIL).	51
Tabela 5-3 – Frequências de excitação nos modelos numéricos (OpenSees).	52

Capítulo 1. INTRODUÇÃO

1.1. MOTIVAÇÃO

Desde sua descoberta, o pré-sal vem atraindo grandes investimentos para a prospecção de petróleo a grandes profundidades, entretanto, a exploração do petróleo pode gerar desastres ambientais catastróficos. A reparação de qualquer estrutura petrolífera *offshore* no leito submarino é de grande complexidade e por isso demanda muito tempo, como visto em 2010 no Golfo do México, onde uma explosão causou a ruptura de tubulações no fundo do oceano e durante três meses o vazamento de óleo contaminou as águas, dizimando a fauna e flora nativa. Desta forma a criação de um campo de extração de óleo deve apresentar um estudo de risco para a mitigação e prevenção das ameaças, avaliando o leito submarino para a determinação dos locais com maiores chances de deslizamento e assim gerando uma rota mais segura para a instalação dos dutos submarinos.

Observando os dados sísmicos obtidos do IAG (Instituto de Astronomia, Geofísica e Ciências / USP), é de se notar uma considerável atividade na região *offshore* no litoral sudeste do Brasil, tendo até sido observado um abalo superior à $6m_b$. As vibrações geradas por estes abalos percorrem grandes distâncias, podendo influenciar a estabilidade dos taludes submarinos na costa brasileira, justificando a avaliação da resposta sísmica do solo em regiões de grande profundidade em particular nas Bacias de Santos e Campos.

A criação de modelos numéricos para solos sob grandes lâminas d'água se tornou muito mais precisa e acurada com a utilização da modelagem física em centrífuga geotécnica. Atualmente a praticidade e facilidade de obtenção das informações básicas de deformação, ruptura e resposta sísmica, gera um melhor entendimento de como o solo se comporta quando submetido a solicitações dinâmicas.

1.2. OBJETIVOS

Este trabalho visa criar e comparar dois modelos numéricos 1D (uma dimensão) de um talude submarino sob ações sísmicas, para este propósito será determinado as características do solo resultadas da análise física em centrífuga realizada no IFSTTAR (Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de L'Aménagement et de Réseaux), em Nantes – França, pela parceria com a COPPE (Instituto Alberto Luiz

Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia, da Universidade Federal do Rio de Janeiro).

O estudo dos dados obtidos no ensaio centrífugo será detalhado no corpo deste trabalho, junto com a formulação do modelo numérico do programa DEEPSOIL e do framework OpenSees com o auxílio do software de pré/pós processamento GiD. Os resultados serão comparados e avaliados entre si e com os valores reais gerados nos ensaios centrífugos mencionados anteriormente.

Será somente avaliado uma parte dos dados obtidos da análise centrífuga, este trabalho irá focar nos resultados obtidos da família S01 (Flat_Free) que será mais bem detalhado no item 3.3 (*Shaking Table*) deste trabalho.

1.3. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

No capítulo 2, este trabalho irá apresentar fatores de ruptura dos taludes submarinos, uma visão superficial nos mecanismos de formação de sismos junto com uma avaliação da sismicidade na bacia de Santos e Campos; após, irá mostrar a base conceitual para a modelagem centrífuga e citará os modelos numéricos que serão estudados.

A caracterização do solo utilizado para o ensaio centrífugo será mostrada no capítulo 3 junto com a descrição dos equipamentos utilizados. Foram elaboradas duas caixas de modelo de solo e em cada um dos modelos foram estudadas três configurações geométricas superficiais. O presente trabalho, entretanto, irá focar em apenas uma das geometrias de um modelo.

Os conceitos necessários para a utilização dos *softwares* e ajuste dos mesmos serão apresentados no capítulo 4. Neste capítulo também será explicado a obtenção dos parâmetros dinâmicos através dos resultados centrífugos.

O capítulo 5 apresenta os resultados obtidos numericamente, comparando-os com os resultados centrífugos.

Finalizando o corpo principal do trabalho, as conclusões serão feitas no capítulo 6 junto com recomendações para trabalhos futuros.

Capítulo 2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1. SISMOS, FALHAS E ATIVIDADES TECTÔNICAS

2.1.1. TALUDES SUBMARINOS

De acordo com BISCONTIN & PESTANA (2006), taludes submarinos de placas continentais são compostos por camadas de argilas normalmente adensadas e levemente sobreadensadas, com camadas de poucos metros até centenas de metros de espessura. Estes solos podem apresentar uma resistência suficiente para gerar um talude estável perante a ação da gravidade, isto só ocorre quando a acumulação de sedimentos finos é relativamente baixa em relação ao adensamento. Entretanto, pode ocorrer a ruptura destes corpos submarinos pela ação de sismos (PUZRIN, et al., 1997), já que durante a ação de um terremoto pode ocorrer a degradação da resistência ao cisalhamento do solo devido à natureza cíclica de um sismo.

MASSON et al. (2006) afirmam que os terremotos são um dos componentes críticos para deslizamentos submarinos por causar um grande aumento da poropressão gerado pela rápida deformação do solo argiloso. Isto se torna de grande importância, pois deslizamentos de taludes submarinos representam um grande risco para todos os tipos de estrutura *offshore*.

De acordo com GROTZINGER et al. (2007) a litosfera, camada mais externa do globo, é composta por várias placas que se deslocam sobre o manto terrestre. Conseqüentemente ocorre a movimentação inter e intra-placas, que por sua vez geram acúmulos de tensões. Quando a tensão nas placas supera a resistência da rocha, ocorre a ruptura em uma falha nova ou preexistente (Figura 2.1a). À medida que as duas faces da rocha se deformam, ondas sísmicas são geradas (Figura 2.1b), a deformação ocorre até que a tensão diminua até a resistência da rocha (Figura 2.1c). Após o terremoto as tensões começam a ser novamente acumuladas e o ciclo se repete (Figura 2.1d), como pode ser observado na Figura 2.1.

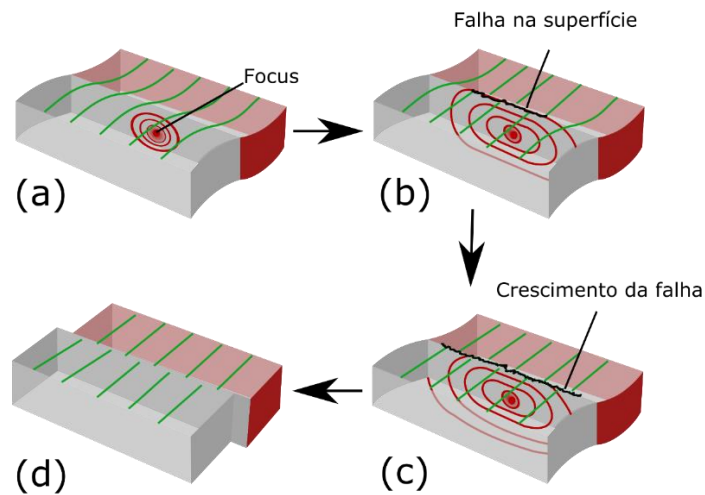


Figura 2.1 - Formação de sismos
 Figura adaptada de GROTZINGER (2007)

O presente trabalho estuda a região *offshore* da bacia de Campos e Santos no talude continental, região de transição entre a crosta continental e a oceânica. Embora zonas intra-placas apresentem baixas sismicidades quando comparadas com regiões de borda de placa, ALMEIDA (1997) evidencia uma maior sismicidade na região *offshore* do sudeste brasileiro. A Figura 2.2 apresenta o mapa de sismos brasileiros (IAG/USP) de 1724 até 2017. Nele encontra-se indicada a região de interesse deste estudo, podendo-se observar uma maior sismicidade e o registro, nas proximidades, de um sismo de magnitude $6.1m_b$, Alto Vitória Trindade, ocorrido em 1955.

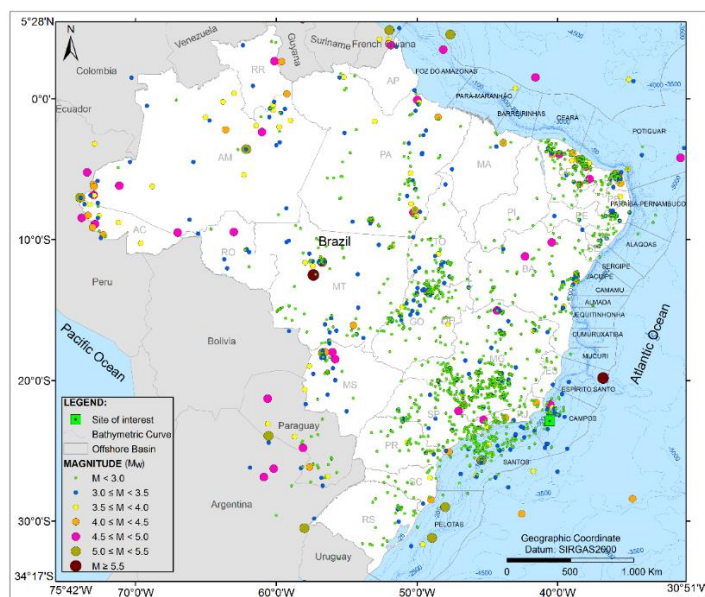


Figura 2.2 – Sismos históricos e instrumentais de 1720 à 2017.

O risco sísmico R , corresponde à probabilidade de ocorrência de um terremoto de magnitude maior ou igual a m_b , com um período de recorrência T , num determinado período de exposição t . A Figura 2.3, apresenta as curvas de risco sísmico R em função da magnitude, com intervalos de tempo variando de 1 a 100 anos, calculadas por ALMEIDA (1997).

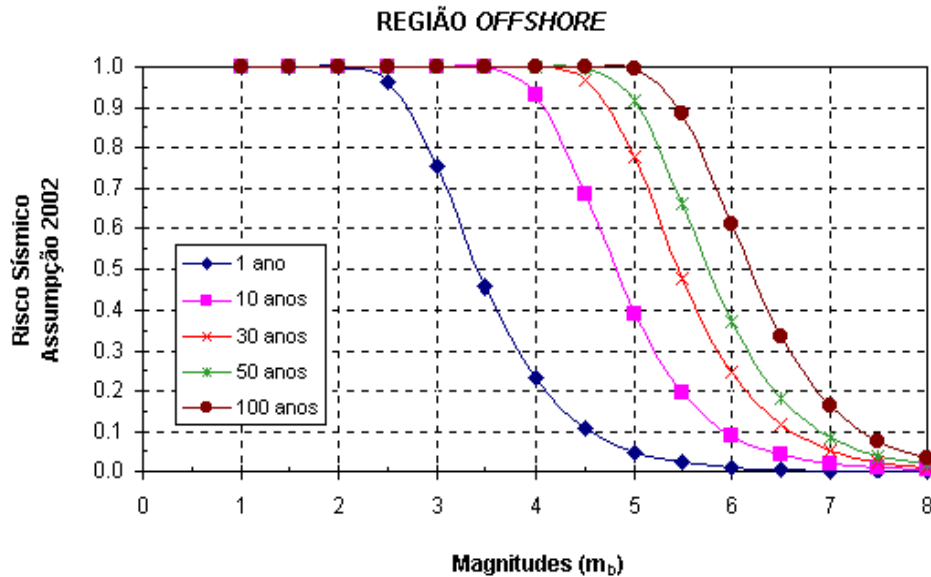


Figura 2.3 – Risco sísmico na região estudada
 Figura retirada de ALMEIDA (1997)

2.2. MODELOS FISICOS

De acordo com MADABHUSHI (2015), modelo centrífugo é um dos possíveis métodos para auxiliar o design geotécnico para condições complexas de solo, como modelos constitutivos de solo não muito bem definidos e carregamento atípico ou extremo. A premissa básica para a modelagem centrífuga é o teste em escala de um protótipo sob um campo de gravidade dentro de uma centrífuga geotécnica, onde o fator utilizado para correlacionar os campos de acelerações é baseado no próprio campo de gravidade normal da Terra (referido como 1g). Uma vantagem do uso deste modelo é permitir criar em escala reduzida um perfil de solo em que as tensões e deformações se comportem mais próximas do real, já que o fator de escala entre estes parâmetros é sempre unitário enquanto para os demais fatores um coeficiente é introduzido.

A tendência do corpo se mover em uma linha reta, por causa de sua inércia, é prevenida pela presença de uma força radial que a obriga a se movimentar em um caminho circular (HALLIDAY et al., (2007)), como pode ser observado na Figura 2.4a. A massa de solo em rotação presencia uma aceleração inercial (Figura 2.4b) onde em seu referencial é aplicada uma força oposta ao centro da centrífuga, esta aceleração centrífuga cresce conforme a velocidade de rotação da massa aumenta junto com as forças de massa no modelo do solo. Desta forma é possível criar um modelo de estudo com alto carregamento em laboratório.

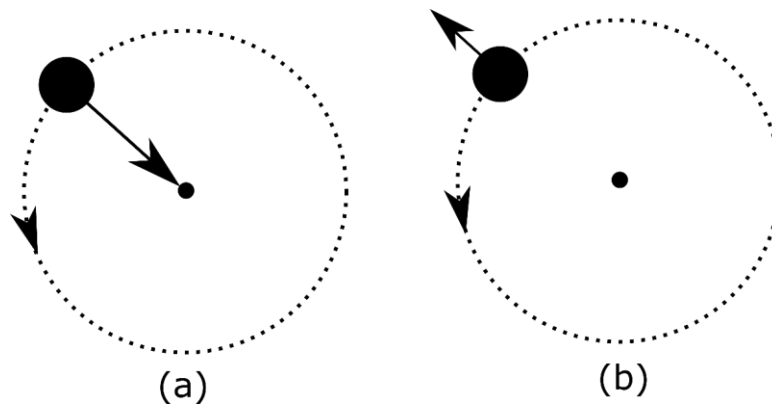


Figura 2.4 – (a) Aceleração centrípeta; (b) Aceleração centrífuga.

2.2.1. LEI DE ESCALA PARA O MODELO CENTRIFUGO

A relação entre um modelo reduzido centrífugo e o protótipo se obtém por meio das leis de escala, dos ensaios centrífugos isto é necessário para correlacionar o experimento de ensaio. MADABHUSHI (2015) desenvolve e apresenta a formulação de cada fator de escala para os diversos parâmetros relacionados a ensaios centrífugos.

Considerando um cubo de dimensões $L \times B \times H$ e massa M , foi gerado um modelo reduzido como observado na Figura 2.5. A tensão (σ_v) e deformação vertical ($\varepsilon\delta$) na base do cubo para um comprimento α com deformação $\alpha\delta$, podem ser calculadas respectivamente como:

$$\sigma_v = \frac{M g}{L \times B} \quad \text{Equação 2.1}$$

$$\varepsilon\delta = \frac{\delta\alpha}{\alpha} \quad \text{Equação 2.2}$$

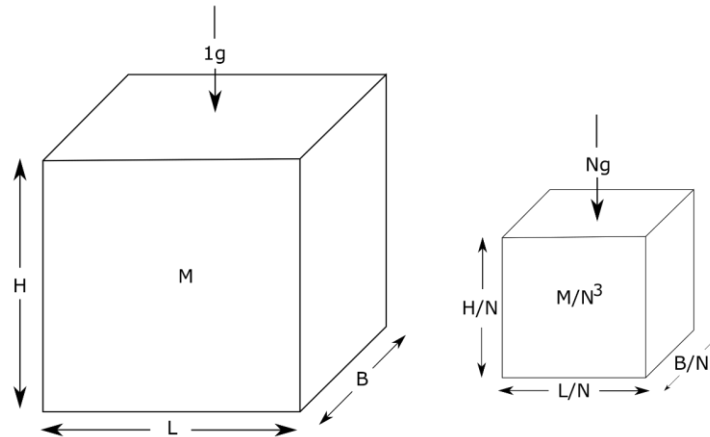


Figura 2.5 - Relação entre o modelo e protótipo
Retirada de Madabhushi (2015).

Para o modelo reduzido, as dimensões são divididas por um fator N e já que a densidade do cubo não foi alterada, a sua massa é dividida por N^3 . Considerando que o modelo do bloco se encontra em um campo de gravidade N vezes maior do que o original, a tensão e deformação vertical na base do modelo do cubo para um comprimento α , podem ser calculadas respectivamente como:

$$\sigma_v = \frac{\frac{M}{N^3} \times Ng}{\frac{L}{N} \times \frac{B}{N}} = \frac{M g}{L \times B} \quad \text{Equação 2.3}$$

$$\varepsilon\delta = \frac{\frac{\delta\alpha}{N}}{\alpha/N} = \frac{\delta\alpha}{\alpha} \quad \text{Equação 2.4}$$

Com isto pode ser observado que a tensão e deformação do solo apresentam uma relação de 1:1 entre o modelo e o protótipo, entretanto o comprimento dependerá da potência da centrífuga, esta relação é dada por 1: N . A Tabela 2-1 apresenta os fatores de escala utilizados em uma modelagem centrífuga.

Tabela 2-1 - Fatores de escala
Tabela retirada de Madabhushi (2015).

	Grandeza	Lei de escala Modelo/Protótipo	Unidades
Leis de escala gerais (eventos quase-estáticos)	Comprimento	1/N	m
	Área	1/N ²	m ²
	Volume	1/N ³	m ³
	Massa	1/N ³	Nm ⁻¹ s ²
	Tensão	1	Nm ⁻²
	Deformação	1	-
	Força	1/N ²	N
	Momento fletor	1/N ³	Nm
	Trabalho	1/N ³	Nm
	Energia	1/N ³	J
	Velocidade de fluxo	N	ms ⁻¹
	Tempo (difusão)	1/N ²	s
Eventos dinâmicos	Tempo (dinâmico)	1/N	s
	Frequência	N	s ⁻¹
	Deslocamento	1/N	m
	Velocidade	1	ms ⁻¹
	Aceleração/ Aceler	N	ms ⁻²

2.3. ESTUDOS NUMÉRICOS

Uma estrutura pode ser avaliada através de modelos laboratoriais em 1:1, 1:N (centrífugos) ou através de modelos numéricos, este último deve ser calibrado para poder representar por completo a resposta desejada. Uma das vantagens ao se utilizar métodos numéricos é a facilidade de mudanças de variáveis e carregamentos, com um modelo representativo de sua estrutura, pode-se facilmente avaliar diversos padrões de carregamento e alterações na configuração estrutural.

Com o avanço da tecnologia, o poder de processamento de dados vem aumentando drasticamente, permitindo modelos numéricos mais complexos e robustos. Nos últimos anos, diversos métodos foram criados para avaliar o comportamento dinâmico de uma massa de solo sob a ação sísmica. Neste trabalho serão apresentadas e comparadas duas metodologias numéricas: o método de *Lumped Mass* (DEEPSOIL) e MEF (OpenSees).

Capítulo 3. MODELO CENTRÍFUGO

Os dados usados neste trabalho foram obtidos no doutorado de TARAZONA (2019) tendo sido os ensaios centrífugos realizados no IFSTTAR em Nantes com a parceria da Petrobras e COPPE. Neste capítulo será detalhado algumas características relevantes do ensaio e do material utilizado.

3.1. PROPRIEDADES DO SOLO

Os ensaios centrífugos, feitos no IFFSTAR, utilizaram a argila de caulim Speswhite, com limite de liquidez de 62%, limite plástico de 23%, gravidade específica de 2.62 e o coeficiente de consolidação de 3×10^{-7} m²/s para uma tensão efetiva vertical de 115kPa (TARAZONA, et al., 2019).

Dois grupos de modelos foram criados (S01 e S02) onde cada um apresenta um perfil plano e outros dois com a presença de taludes. A Tabela 3-1 apresenta os dois grupos com seus respectivos perfis. Inicialmente o modelo plano é ensaiado para se obter uma resposta correspondente ao de campo livre (free-field) aqui identificada como resposta 1D (unidimensional) do solo. Após este ensaio a centrífuga é parada para efetuar o corte do primeiro talude (15° e 30° para o S01 e S02, respectivamente). Na sequência a centrífuga é então acelerada para 40g para que o próximo ensaio seja feito. Este procedimento (parada, corte e reaceleração) é repetido para a avaliação do terceiro perfil de solo (30° e 45° para S01 o S02, respectivamente).

Tabela 3-1 - Perfis utilizados na análise centrífuga

	S01			S02		
	0_6	3_2	4_2	0_7	4_3	5_1
Talude	Flat	15°	30°	Flat	30°	45°

A consolidação da argila foi feita em duas etapas. A primeira fora da centrífuga e diretamente dentro da caixa de ensaio, onde quatro camadas de solo foram consolidadas a partir de grumos de argila com um teor de umidade 1.37 vezes maior do que o limite líquido. Foi aplicado em cada camada um carregamento de 300 kPa utilizando um consolidômetro especial, gerando ao final um perfil de 380mm de espessura. A segunda etapa ocorreu com a caixa em voo, onde uma aceleração de 40g gerou um perfil de solo onde a razão de sobreadensamento reduz com a profundidade. A Figura 3.1 apresenta o

perfil da tensão vertical efetiva gerada por cada fase de adensamento e o OCR do modelo S01 (TARAZONA, et al., 2019).

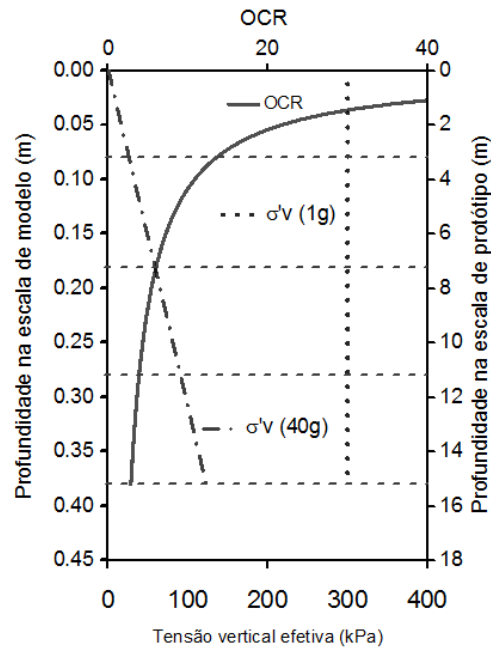


Figura 3.1 – Histórico de tensão e OCR do modelo
 Figura adaptada de TARAZONA (2019).

Durante o voo, após o recalque e a poropressão se estabilizarem, foi realizado teste T-bar para a obtenção do perfil de resistência não drenada do solo (S_u). A formulação de WROTH (1984) foi utilizada para se obter o perfil teórico, onde S é o parâmetro de resistência normalizada, σ'_v é a tensão efetiva vertical, OCR é a razão de sobreadensamento e m uma constante da equação.

$$S_u = S * \sigma'_v (OCR)^m \quad \text{Equação 3.1}$$

TARAZONA (2019)) ajustou sua curva com uma série de ensaios triaxiais adensados anisotropicamente e não drenados (CAU), obtendo $S = 0.23$ e $m = 0.53$ e definiu o limite inferior e superior com as curvas propostas por outros dois trabalhos. A Figura 3.2 apresenta os perfis de resistência não drenada do solo obtido pelos dois T-bars, junto com a curva teórica.

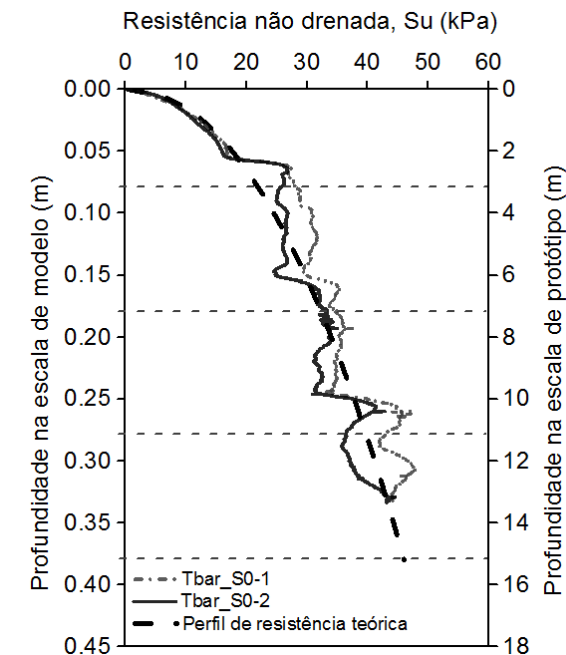


Figura 3.2 – Perfil de resistência ao cisalhamento (S_u)
 Figura adaptada de (TARAZONA, et al., 2019).

3.2. CAIXA DE ENSAIO E CONDIÇÕES DE CONTORNO

Ensaio em laboratório apresentam um fator semelhante com a análise numérica geotécnica, ambos se distanciam em certa forma da realidade quando são delimitadas condições de contorno para o solo estudado. O efeito da base e das paredes da caixa de ensaio, especialmente em ensaios com efeitos de vibrações, são relevantes (WHITMAN & LAMBE, 1986).

Diversos autores (ZENG & SCHOFIELD (1996); LEE et al. (2012)) caracterizaram as condições necessárias para compatibilizar uma coluna de solo com a caixa de ensaio. Dentre elas destacam-se:

- Apresentar uma resposta dinâmica igual ao do solo durante a aplicação dos sismos
- Manter a seção transversal constante durante o sismo;
- As paredes laterais não devem apresentar atrito, para que não seja gerada uma tensão cisalhante entre a caixa e o solo;
- Apresentar rigidez ao cisalhamento na direção horizontal nula;

O ensaio centrífugo foi feito utilizando uma caixa do tipo ESB (*Equivalent Shear Beam*) como mostrada na Figura 3.3 para poder reproduzir as condições de contorno *free-field*. Normalmente, devido à configuração assimétrica, ensaios centrífugos de estabilidade de taludes devem ser realizados com contornos rígidos. Entretanto, o uso da caixa do tipo ESB foi possível devido à simetria dos taludes feitos nos modelos.



Figura 3.3 - Caixa de ensaio do tipo ESB
Figura retirada de Tarazona (2016)

A caixa utilizada nos ensaios é do tipo *Equivalent Shear Beam* (ESB) composta de quadros empilhados intercalados por camadas de borracha que permite a deformação livre do solo em uma direção. Parte dos ensaios 0_6 e 0_7 foi realizada com um contorno fixo, pivôs foram utilizados para fixar o movimento das paredes e foram removidos para a avaliação dos ensaios seguintes. A Figura 3.4 mostra uma seção do modelo indicando a posição dos aparelhos de medição. Foram utilizados dezessete acelerômetros (dez no solo e sete na caixa), quatro medidores de poropressão, dois potenciômetros para a medição dos recalques na superfície e dois pares de *Bender Elements* para a medição da velocidade de onda cisalhante.

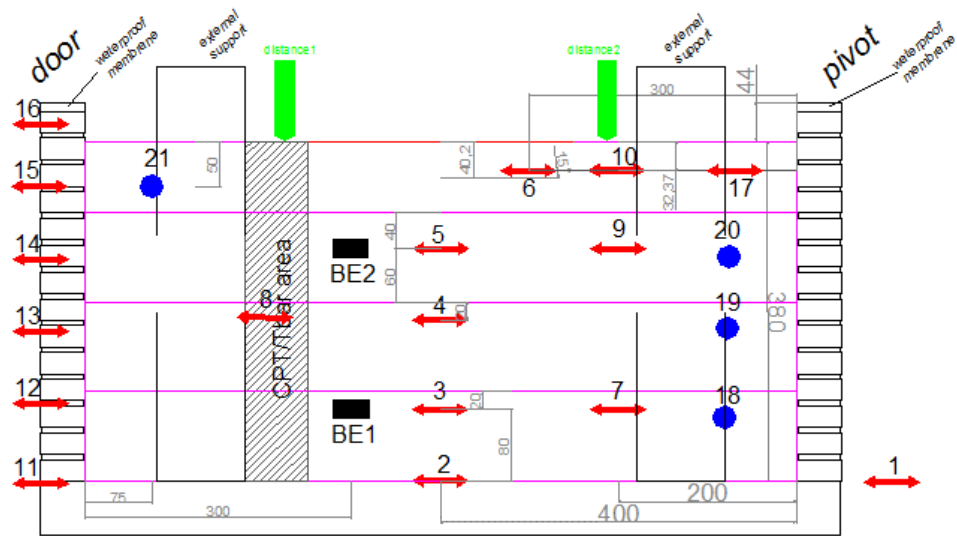


Figura 3.4 - Disposição dos sensores no modelo
 Figura retirada do relatório do IFSTTAR (BRETSCHNEIDER, 2017)

3.3. “SHAKING TABLE” – SIMULADOR DE VIBRAÇÕES

Para uma resposta sísmica do modelo em voo, dentro da centrífuga, foi utilizado um sistema eletro-hidráulico que aplica uma vibração unidimensional no solo através do deslocamento horizontal da base da caixa de ensaio, como pode ser observado na Figura 3.5. A Tabela 3-2 apresenta as informações básicas da *shaking table* utilizada na centrífuga do IFSTTAR.



Figura 3.5 - *Shaking table*.
 Figura retirada da qualificação de TARAZONA (2016).

Tabela 3-2 – Detalhes técnicos da *Shaking table*.
Tabela retirada de TARAZONA (2016)

Massa	400 kg
Dimensões	0,9 m x 0,45 m x 0,7 m
Aceleração Centrífuga	10 a 80 g
Máximo deslocamento	5 mm
Máxima velocidade	1m/seg
Máxima aceleração	0,5 g
Banda de frequência controlada	20 a 200 Hz
Duração do sismo com onda sinusoidal	1 seg

Foram utilizados três tipos de sismos com diferentes amplitudes, ondas senoidais, “EMILIA” e “LAN-ART”. As ondas senoidais foram aplicadas para o entendimento e a validação dos resultados. Durante a análise dos perfis planos (*flat*), foram aplicadas diversas ondas senoidais em sequência, com valores de aceleração horizontal de pico (PHA) crescendo de 0.01g até 0.23g. Nos modelos com a presença de taludes, simulando cânions submarinos, foram aplicadas séries de ondas intercaladas entre si na base do modelo: EMILIA 0.075g, LAN-Art 0.075g, Seno 0.075g, EMILIA 0.15g, LAN-Art 0.15g, Seno 0.15g, EMILIA 0.23g, LAN-Art 0.23g, Seno 0.23g, EMILIA 0.29g, LAN-Art 0.29g, Seno 0.28g e Seno 0.40g.. Este trabalho irá somente avaliar as respostas dos carregamentos senoidais (S01) no modelo *flat*, para uma condição de contorno fixa. A modelagem numérica será ajustada somente com estes dados.

Os senos apresentam uma frequência de 1.25 Hz; A aceleração do tipo EMILIA corresponde ao terremoto ($M_w = 5.9$), de mesmo nome, ocorrido no norte da Itália em 2012; LAN-Art é um sismo ($M_w = 5.8$) artificial gerado para corresponder à atividade sísmica brasileira (ALMEIDA & EBECKEN, 2004). A Tabela 3-3, a Tabela 3-4 e a Tabela 3-5 apresentam os sismos aplicados em cada perfil de solo de cada grupo.

Tabela 3-3 – Intensidades dos carregamentos senoidais aplicados em cada geometria de cada grupo.

		S01			S02		
		0_6 (Flat)	3_2 (15°)	4_2 (30°)	0_7 (Flat)	4_3 (30°)	5_1 (45°)
Seno	0.01g	✓	✗	✗	✓	✗	✗
	0.025g	✓	✗	✗	✓	✗	✗
	0.05g	✓	✗	✗	✓	✗	✗
	0.075g	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	0.10g	✓	✗	✗	✓	✗	✗
	0.15g	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	0.20g	✓	✗	✗	✓	✗	✗
	0.23g	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	0.28g	✗	✓	✓	✗	✓	✓
	0.40g	✗	✓	✓	✗	✓	✓

Tabela 3-4 - Intensidades do sismo Emilia aplicados em cada geometria de cada grupo.

		S01			S02		
		0_6 (Flat)	3_2 (15°)	4_2 (30°)	0_7 (Flat)	4_3 (30°)	5_1 (45°)
EMILIA	0.075g	✗	✓	✓	✗	✓	✓
	0.15g	✗	✓	✓	✗	✓	✓
	0.23g	✗	✓	✓	✗	✓	✓
	0.29g	✗	✓	✓	✗	✓	✓

Tabela 3-5 - Intensidades do sismo LAN-Art aplicados em cada geometria de cada grupo.

		S01			S02		
		0_6 (Flat)	3_2 (15°)	4_2 (30°)	0_7 (Flat)	4_3 (30°)	5_1 (45°)
LAN-Art	0.075g	✗	✓	✓	✗	✓	✓
	0.15g	✗	✓	✓	✗	✓	✓
	0.23g	✗	✓	✓	✗	✓	✓
	0.29g	✗	✓	✓	✗	✓	✓

Capítulo 4. MODELAGEM NUMÉRICA

4.1. DEEPSOIL

Este programa foi desenvolvido pela Universidade de Illinois em Urbana-Champaign, sendo vastamente utilizado tanto academicamente como comercialmente. DEEPSOIL é um programa de análise de resposta local 1D, podendo realizar análises: (a) não linear 1D no domínio do tempo, com e sem geração de poro pressões; (b) linear equivalente 1D no domínio da frequência, incluindo convolução e deconvolução; e (c) linear 1D no domínio do tempo e da frequência (HASHASH, et al., 2016). Esta seção irá descrever o embasamento teórico para a utilização do programa DEEPSOIL.

IDRISS & SEED (1968) propuseram um método de aproximação denominado equivalente linear para avaliar a resposta dinâmica não-linear do solo. Uma estimativa do módulo de cisalhamento e amortecimento e uma deformação cisalhante efetiva são inseridos em uma análise iterativa para o cálculo de valores do módulo de cisalhamento equivalente (G_{eq}) e a razão de amortecimento equivalente (D_{eq}).

Uma abordagem não-linear 1D foi proposta por HASHASH & PARK (2001), onde a equação do movimento dinâmico (Equação 4.1, onde $[M]$ é a matriz de massa, $[C]$ a matriz de amortecimento, $[K]$ a matriz de rigidez, $\{\ddot{u}\}$ o vetor de aceleração, $\{\dot{u}\}$ o vetor de velocidade, $\{u\}$ o vetor de deslocamento, $\{I\}$ vetor unitário e \ddot{u}_g o carregamento na base) é resolvida utilizando o método de NEWMARK (1959) considerando um regime de baixas deformações. Desta forma a matriz de amortecimento proposta por RAYLEIGH (1894) (Equação 4.2, onde α_R e β_R são fatores de ajuste da equação) se torna apenas dependente da matriz de rigidez (Equação 4.3). O modelo da coluna de solo (Figura 4.1) é discretizado em camadas individuais utilizando parâmetros propostos por MATASOVIC (1993), onde a rigidez (k_i) para cada camada de solo é obtida com a Equação 4.4, utilizando o módulo de cisalhamento em cada camada (G_i), variação do cisalhamento entre camadas de solo ($\Delta\tau_i(\gamma_i)$), variação da deformação cisalhante entre camadas ($\Delta\gamma_i$) e a espessura das camadas (Δz_i). HASHASH & PARK (2001) também implementaram em suas formulações a influência da tensão de confinamento na degradação do módulo de cisalhamento, que até então não era considerada.

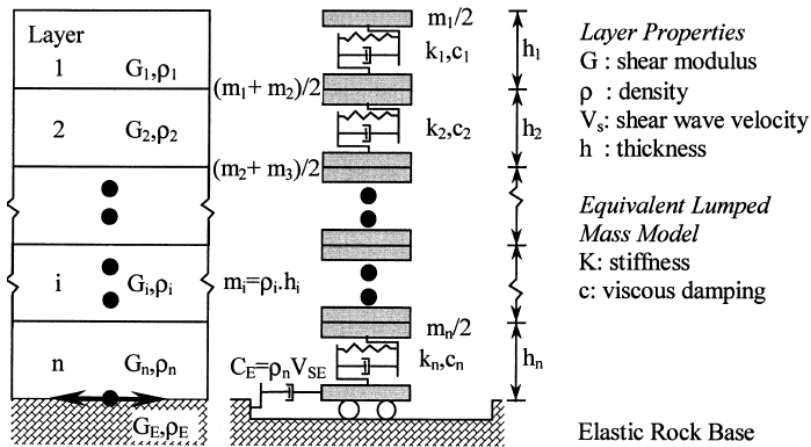


Figura 4.1 – Modelo da coluna de solo utilizado no DEEPSOIL.
Imagem retirada de HASHASH & PARK (2001).

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = -[M]\{I\}\ddot{u}_g \quad \text{Equação 4.1}$$

$$[C] = \alpha_R[M] + \beta_R[K] \quad \text{Equação 4.2}$$

$$[C] = \alpha_R[K] \quad \text{Equação 4.3}$$

$$k_i = \frac{G_i}{\Delta z_i} = \frac{\Delta \tau_i(\gamma_i)}{\Delta z_i \Delta \gamma_i} \quad \text{Equação 4.4}$$

Após a solução da equação do movimento dinâmico (Equação 4.1) as matrizes de amortecimento (Equação 4.3) e de rigidez (Equação 4.2) são atualizadas, já que ambas dependem da deformação cisalhante. A equação do movimento é resolvida novamente com os novos valores de amortecimento $[C]$ e rigidez $[K]$, esta iteração é feita até que a diferença entre duas deformações cisalhantes (tolerância) seja menor do que um valor especificado, de outra forma ocorre um *time step* e a iteração se repete.

Visto que a primeira formulação da análise não-linear abordava somente baixas deformações, HASHASH & PARK (2002) expandiram a formulação da matriz de amortecimento para incluir a matriz de massa (Equação 4.2). Em 2004, os mesmos autores estenderam a formulação para a estimativa do amortecimento proposta por Rayleigh utilizando quatro modos de vibração para a obtenção do amortecimento $[C]$.

4.1.1. REGRAS DE MASING

É de conhecimento geral que durante carregamentos com elevadas deformações cisalhantes o solo apresente um comportamento não-linear, em que o módulo de cisalhamento reduza conforme o aumento da deformação cisalhante. Em um material perfeitamente elástico, a curva de carregamento e recarregamento seria uma reta cruzando a interseção dos eixos apresentando uma tangente fixa (módulo de cisalhamento constante). Entretanto, o solo submetido à carregamentos cíclicos e simétricos, apresenta loops de histerese onde o módulo de cisalhamento varia conforme sua deformação, caracterizando o amortecimento do sistema pela dissipação da energia interna em cada ciclo de carregamento - recarregamento. O modelo mais utilizado para descrever esta curva de carregamento e descarregamento foi sugerido por MASING (1926), o qual descreve as seguintes regras:

- Primeira regra: O módulo de cisalhamento em cada carregamento reverso assume o valor igual à tangente inicial do módulo para a curva de carregamento inicial (Figura 4.2a).
- Segunda regra: O formato da curva de descarregamento ou carregamento é o mesmo da primeira curva criada no início do carregamento, isto é, apresenta a mesma tangente inicial, final e a mesma variação da tangente pela deformação cisalhante σ , exceto que a faixa da variação da deformação e a tensão cisalhante são duas vezes maiores que a inicial (Figura 4.2b).

PYKE (1979) expandiu estas regras adicionando duas outras.

- Terceira regra (expandida): As curvas de carregamento e descarregamento devem seguir a curva inicial de carregamento se a deformação cisalhante anterior for excedida (Figura 4.2c).
- Quarta regra (expandida): Se o carregamento ou descarregamento atual cruzar com uma curva de carregamento ou descarregamento descrita anteriormente, a relação de tensão-deformação deverá seguir o caminho da curva anterior (Figura 4.2d).

A Figura 4.2 ilustra a regra de MASING (1926) expandida com as regras propostas por PYKE (1979).

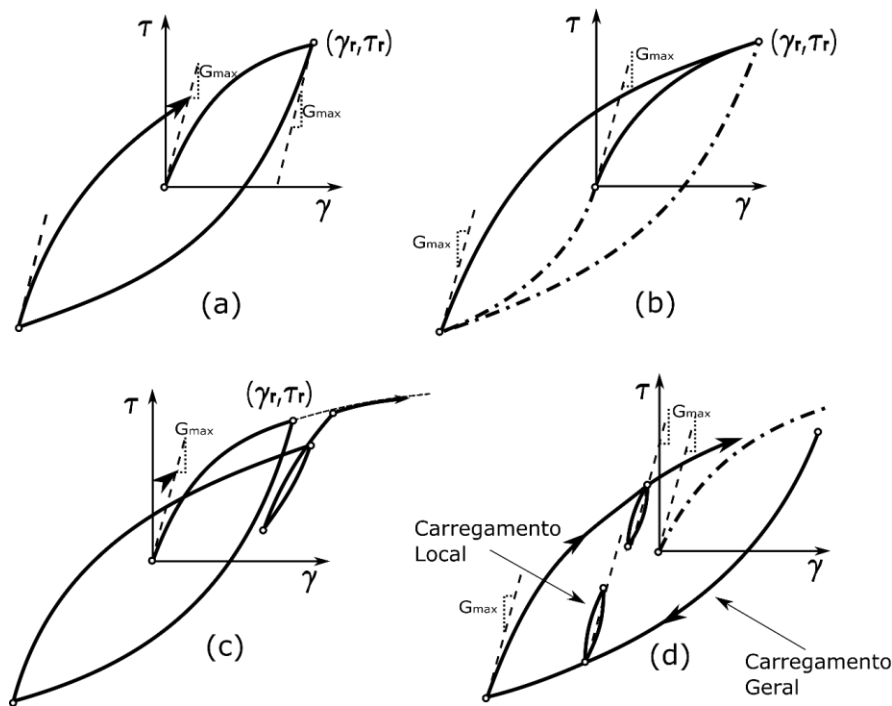


Figura 4.2 – Regras de MASING (1926) (a) Primeira regra; (b) Segunda regra; (c) Terceira regra (expandida); (d) Quarta regra (expandida).

Imagem adaptada de EBRAHIMIAN (2013).

4.1.2. FORMULAÇÃO DA CURVA BACKBONE

O comportamento não-linear do solo para respostas 1D pode ser modelado tendo a tensão de cisalhamento (τ) como uma função dependente da deformação de cisalhamento (γ). Este “caminho” que a curva tensão x deformação segue é definido como curva backbone.

O modelo constitutivo KZ, proposto por KONDER & ZELASKO (1963), apresenta uma relação hiperbólica para a curva backbone, como pode ser observado na Equação 4.5. Nesta equação τ é a tensão de cisalhamento, γ a deformação de cisalhamento, τ_{max} a tensão de cisalhamento máxima na ruptura e G_{max} o módulo de cisalhamento máximo. Este modelo considera, quando $\gamma = \gamma_r$, a tensão cisalhante normalizada (pela tensão máxima de ruptura) e o módulo de cisalhamento normalizado (pelo módulo de cisalhamento máximo) apresentam o mesmo valor (1), como pode ser visto na Figura 4.3.

$$\tau = \frac{G_{max}\gamma}{1 + \frac{G_{max}\gamma}{\tau_{max}}} \leftrightarrow \frac{\tau}{\tau_{max}} = \frac{G}{G_{max}} \frac{\gamma}{\gamma_r} \quad \text{Equação 4.5}$$

HARDIN & DRNEVICH (1972), fazendo uso do modelo constitutivo KZ, introduziram o conceito de deformação cisalhante de referência (γ_r), definida como:

$$\gamma_r = \frac{\tau_{max}}{G_{max}} \quad \text{Equação 4.6}$$

Diversos autores propuseram ajustes para o modelo KZ utilizando uma função normalizadora (Γ) da deformação cisalhante, MATASOVIC (1993), HASHASH & PARK (2001) e DARENDELI (2001) HARDIN & DRNEVICH (1972).

$$\frac{G}{G_{max}} = \frac{1}{1 + \Gamma} \quad \text{Equação 4.7}$$

MATASOVIC (1993) propôs um novo modelo (MKZ) ajustando a formulação de KZ, a Equação 4.8 apresenta o fator de ajuste proposto (Γ_{MKZ}):

$$\Gamma_{MKZ} = \beta (\gamma / \gamma_r)^s \quad \text{Equação 4.8}$$

onde γ a deformação de cisalhamento, γ_r a deformação cisalhante de referência, s e β são fatores de ajuste.

Diversos autores observam que estes modelos hiperbólicos conseguem representar o comportamento do solo para pequenas ou grandes deformações, apresentando resultados razoáveis dentro da faixa na qual foram originalmente ajustados. Entretanto não conseguem representar todo o comportamento do solo, para pequenas e grandes deformações (GROHOLSKI, et al., 2016).

GROHOLSKI et al. (2016) propuseram um modelo (GQ/H) no qual é possível definir a tensão na ruptura mantendo ao mesmo tempo uma flexibilidade do modelo para representar o comportamento do solo para pequenas deformações. Nesta formulação o solo se comporta como um material perfeitamente elástico até sua ruptura, onde se deforma sob uma tensão cisalhante constante (Figura 4.3a). Em termos de tensão e deformação cisalhante a formulação do modelo fica na forma de uma equação quadrática, como pode ser visto na Figura 4.3b:

$$A\gamma^2 + B\gamma\tau + C\tau^2 + D\gamma + E\tau + F = 0 \quad \text{Equação 4.9}$$

onde A, B, C, D, E e F são constantes.

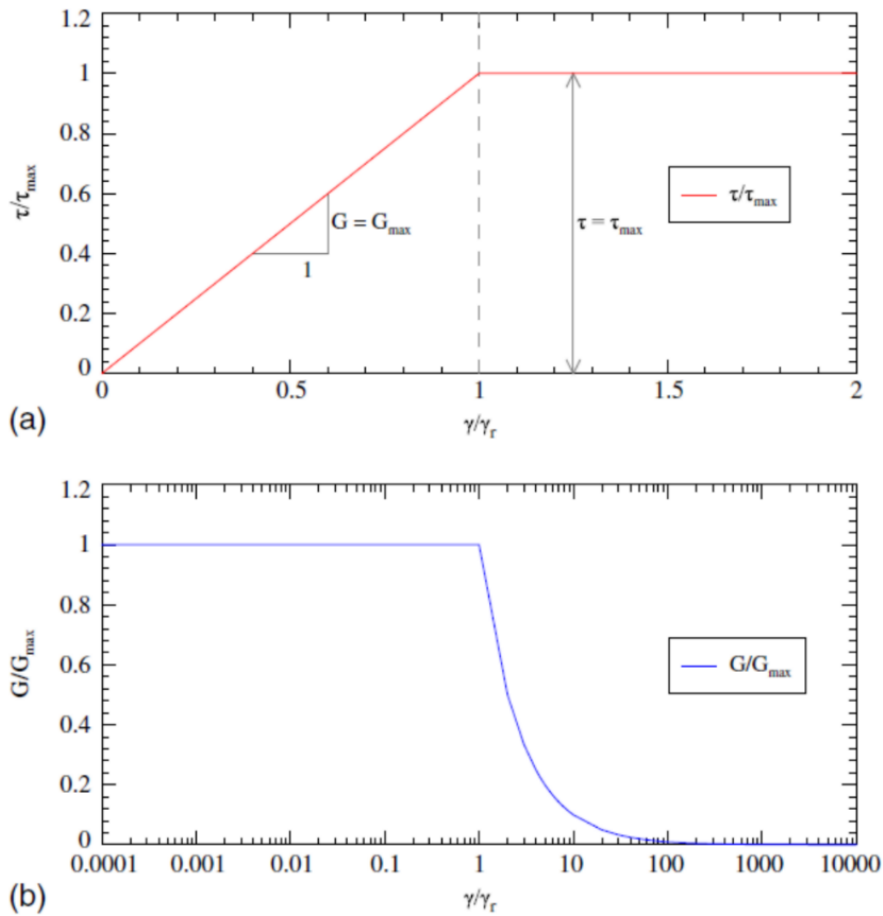


Figura 4.3 – Curvas normalizadas para o modelo GQ/H:
 (a) Tensão cisalhante; (b) Módulo de cisalhamento.
 Imagem retirada de GROHOLSKI et al (2016).

Este modelo de estrutura geral quadrática/hiperbólica pode ser representado por:

$$\theta\tau^2 - (1 + \Gamma_{GQ/H})\tau + G_{max}\gamma = 0 \quad \text{Equação 4.10}$$

onde γ a deformação de cisalhamento, G o módulo de cisalhamento, $\Gamma_{GQ/H}$ a função normalizadora de deformação cisalhante e θ uma função de ajuste da curva que relaciona $\Gamma_{GQ/H}$, γ e G .

Uma solução genérica da Equação 4.10 que represente a curva *backbone* e seja função dos valores de θ , pode ser escrita como:

$$\tau = \frac{(1 + \Gamma_{GQ/H}) \mp \sqrt{(1 + \Gamma_{GQ/H})^2 - 4\theta G_{max}\gamma}}{2\theta} \quad \text{Equação 4.11}$$

A tensão de cisalhamento normalizada é definida como GROHOLSKI et al. (2016):

$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = \frac{2(\gamma/\gamma_r)}{1 + (\gamma/\gamma_r) + \sqrt{(1 + (\gamma/\gamma_r))^2 - 4\theta_\tau(\gamma/\gamma_r)}} \quad \text{Equação 4.12}$$

onde parâmetro θ_τ é uma função de ajuste do modelo obtido através de resultados laboratoriais. GROHOLSKI et al. (2016) propuseram a seguinte relação hiperbólica:

$$\theta_\tau = \theta_1 + \theta_2 \frac{\theta_4 \cdot (\gamma/\gamma_r)^{\theta_5}}{\theta_3^{\theta_5} + \theta_4 \cdot (\gamma/\gamma_r)^{\theta_5}} \leq 1 \quad \text{Equação 4.13}$$

onde θ_1 , θ_2 , θ_3 , θ_4 e θ_5 são constantes escolhidas para apresentar um ajuste do módulo de cisalhamento normalizado versus deformação cisalhante para uma determinada faixa. Esta formulação propõe que $\partial\theta/\partial\gamma \rightarrow 0$ quando $\gamma \rightarrow \infty$. As constantes são definidas como:

θ_1 – Limite inferior de θ_τ ($\theta_\tau = \theta_1$ quando $\gamma/\gamma_r = 0$);

θ_2 – Alcance de θ_τ ($\theta_\tau = \theta_1 + \theta_2$ quando $\gamma/\gamma_r \rightarrow \infty$);

θ_3 – Abscissa de referência de θ_τ

(quando $\gamma/\gamma_r = \theta_3$, $\theta_\tau = \theta_1 + \theta_2 \left(\frac{\theta_4}{1 + \theta_4}\right)$);

θ_4 – Ordenada de referência de θ_τ

(quando $\gamma/\gamma_r = \theta_3$, $\theta_\tau = \theta_1 + \theta_2 \left(\frac{\theta_4}{1 + \theta_4}\right)$);

θ_5 – Controla a inclinação de θ_τ para $\gamma/\gamma_r = \theta_3$

Durante um carregamento dinâmico, o módulo cisalhante (G) e o fator de amortecimento (D) são alterados durante o movimento. Desta forma, uma solução é utilizar uma curva de redução do módulo de cisalhamento normalizada (G/Go), obtida por meio de ensaios de caracterização dinâmica do solo. Entretanto, esta solução não trabalha muito bem com grandes deformações cisalhantes ($\gamma > 10^{-3}$), resultando em uma superestimação do amortecimento e gerando normalmente uma subestimação das

deformações cisalhantes. STOKOE et al. (2004) propuseram, com uma abordagem empírica, que o ajuste do amortecimento histerético (Equação 4.14) seja determinado multiplicando o amortecimento obtido com a formulação de MASING (1926) por um fator $F(\gamma_m)$ (Equação 4.15). PHILIPS & HASHASH (2008) modificaram esta formulação considerando outro fator de redução (Equação 4.16), que foi baseado na avaliação de mais de quarenta curvas de redução de módulo de cisalhamento (G) e fator de amortecimento (D) obtidos em ensaios laboratoriais e calculados com as regras do modelo hiperbólico de MASING (1926).

$$\zeta_{histerético} = F(\gamma_m) \cdot \zeta_{Masing} \quad \text{Equação 4.14}$$

$$F(\gamma_m) = b \left(\frac{G}{G_0} \right)^c \quad \text{Equação 4.15}$$

$$F(\gamma_m) = p_1 - p_2 \left(1 - \frac{G_{\gamma_m}}{G_0} \right)^{p_3} \quad \text{Equação 4.16}$$

4.2. PLATAFORMA DE ELEMENTOS FINITOS OPENSEES

OpenSees (Open System for Earthquake Engineering Simulation) é um programa de código aberto (software framework open source), desenvolvido pelo PEER (Pacific Earthquake Engineering Center), que permite criar aplicações computacionais de elementos finitos para a simulação da resposta de sistemas estruturais e geotécnicos submetidos a sismos. Por ser um programa aberto ele permite que o operador possa estudar novos métodos de análises e algoritmos. Todo o processo é rápido e flexível, devido ao modelo de linguagem object-oriented do software, isto é, o programa é organizado entorno de famílias de objetos ao invés de funções, permitindo uma maior velocidade de convergência e flexibilidade. Este trabalho utilizará o software OpenSees para avaliar a resposta 1D de um modelo de coluna de solo argiloso e para melhor entendimento a junção do software GiD com a plataforma OpenSees será citada apenas como software OpenSees.

Para a análise feita no OpenSees foi utilizada uma interface de pré e pós processamento (GiD), uma vez que o OpenSees só realiza o cálculo dos dados. O estudo feito com este programa foi baseado no Tutorial 5 do arquivo GiD+OpenSees Interface (THEOCHARIS, 2018).

4.2.1. QUAD ELEMENTS

Para a criação do modelo numérico, foram utilizados elementos quadrilaterais (*quad elements*) que fazem uso da formulação isoparamétrica e bi linear. Um elemento finito é considerado isoparamétrico quando as mesmas funções de interpolação são utilizadas para os deslocamentos quanto para as coordenadas geométricas. Sendo considerado bi linear quando estas funções são compostas por polinômios originados pelo produto de duas funções lineares. Na Figura 4.4, retirada do livro de VAZ (2011), pode se observar que o quadrilátero no plano cartesiano pode ser caracterizado por um quadrado no plano paramétrico, tendo cada ponto dentro do seu domínio um ponto proporcional no outro domínio. $P(x,y)$ no plano cartesiano é referenciado como $P(\xi,\eta)$ no plano paramétrico.

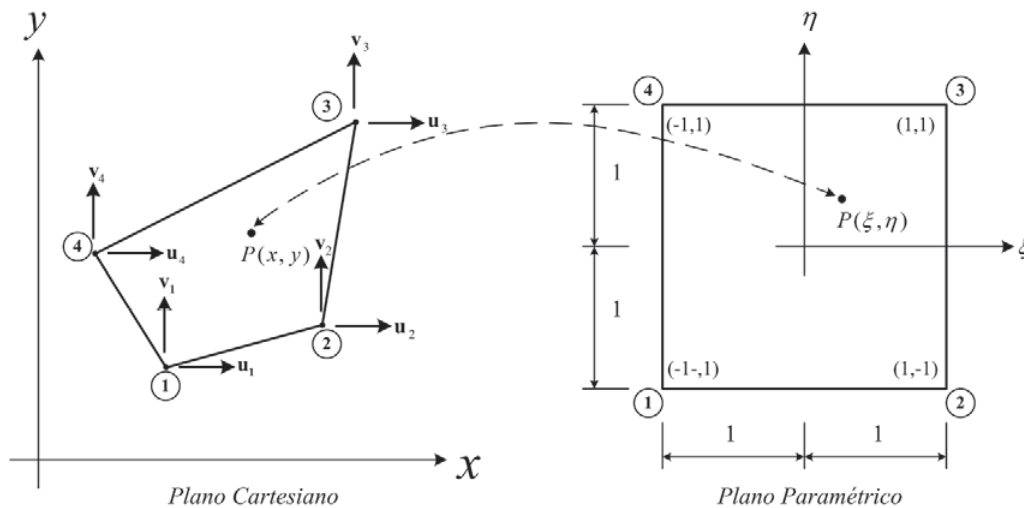


Figura 4.4 – Relação de um ponto no plano cartesiano e paramétrico. Imagem retirada de Vaz (2011).

4.2.2. PRESSURE INDEPEND MULTI YIELD MATERIAL

O modelo constitutivo utilizado no presente trabalho, na plataforma GiD+OpenSees, foi o Pressure Independ Multi Yield Material. O manual de interface do programa (THEOCHARIS, 2018) descreve o material como tendo um comportamento elasto-plástico, na qual a plasticidade só está presente na resposta da tensão-deformação desviadora. A resposta tensão-deformação volumétrica é linear-elástica e independente da resposta desviadora. Este material é utilizado para simular a resposta monotônica ou cíclica de materiais cujo comportamento cisalhante é insensível à mudança da tensão de confinamento. Como por exemplo, solos orgânicos ou argilas sob carregamentos rápidos e não drenados, perfeito para avaliar uma coluna de argila submarina sob efeito de um sismo.

O programa GiD+OpenSees permite a implementação de superfícies de fluência baseadas em curvas de redução do módulo de cisalhamento (G), estas curvas são inseridas no modelo através de pares de valores do módulo de cisalhamento (G) e deformação cisalhante (γ) associada.

4.2.3. CONDIÇÃO DE CONTORNO

Para simular o meio elástico subjacente (semi-infinito) foi utilizado o amortecedor proposto por LYSMER e KUHLEMEYER (1969). As condições de contorno do modelo consideram: (a) base fixada para a rotação e deslocamento vertical e (b) cada outro ponto do modelo com o movimento horizontal liberado e impedindo de recalque diferencial em relação ao outro ponto na mesma profundidade. Foram criados dois pontos adicionais a um dos vértices da base do modelo, sendo um deles engastado e o segundo apenas livre para deslocamento horizontal. Estes dois pontos são conectados por um elemento viscoso adimensional (dashpot de Lysmer & kuhlemeyer) tendo um coeficiente igual ao produto da área da base do modelo, densidade e velocidade de onda cisalhante (Equação 4.17). O nó livre para o deslocamento horizontal é conectado com a base da coluna de solo (vértice) por meio da condição mestre-escravo. Esta condição de contorno pode ser observada na Figura 4.5, retirada de THEOCHARIS (2018).

$$C_{Lysmer_Kuhlemeyer} = A_{modelo} * \rho_{rocha} * V_{s_rocha} \quad \text{Equação 4.17}$$

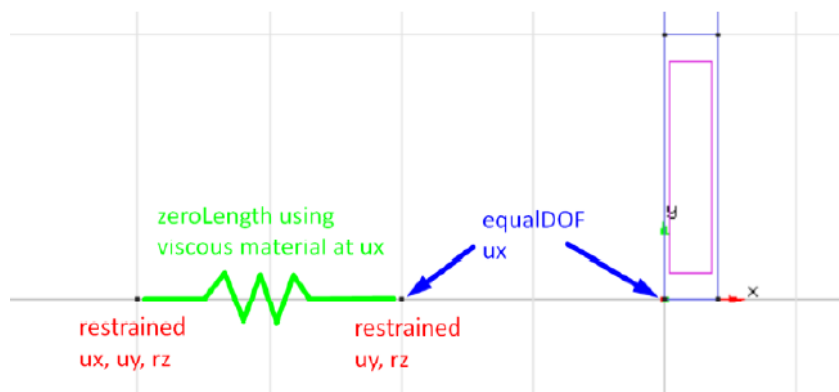


Figura 4.5 – Modelagem do amortecedor proposto por LYSMER e KUHLEMEYER (1969). Imagem retirada de THEOCHARIS (2018).

Para o carregamento da base do modelo foi utilizado o método proposto por JOYNER & CHEN (1975), onde a força horizontal aplicada durante a avaliação numérica é proporcional a um histórico de velocidades de um sismo multiplicado por um fator calculado pelo produto da área da base da coluna de solo (A_{modelo}), densidade (ρ_{rocha}) e a velocidade da onda cisalhante do meio rochoso ($V_{s,rocha}$), como pode ser visto na Equação 4.17, este fator que descreve a força na base é o mesmo que o coeficiente viscoso utilizado para a modelagem do amortecedor de LYSMER & KUHLEMEYER (1969).

4.3. VALIDAÇÃO DO MODELO CENTRÍFUGO

Os dados experimentais utilizados para a validação dos modelos numéricos foram retirados da tese de doutorado de TARAZONA (2019). Nela a resposta sísmica de cinco modelos reduzidos, representando geometrias (feições) complexas do fundo marinho, foram avaliados na centrífuga geotécnica do IFFSTAR em Nantes, França. As geometrias estudadas compreenderam os modelos: (a) plano (*flat*); (b) cânion com inclinação de 15°; (c) cânion com inclinação de 30° e (c) cânion com inclinação de 45°. Utilizando uma *shaking table* embarcada na centrífuga, três movimentos (Seno, Emilia e Lan_ART) foram aplicados na base dos modelos com amplitudes variando de 0.01g até 0.40g. Foram utilizados 17 (dezessete) acelerômetros (A), dois *bender elements* (BE), dois medidores de recalque (DT) e quatro transdutores de poropressão (P) para registrar a resposta do solo durante os ensaios. A Figura 3.4 apresenta o arranjo dos modelos estudados. O presente estudo irá trabalhar com o modelo S01 (*flat*) sob a ação de ondas senoidais.

4.3.1. PERFIL DE VELOCIDADES

De acordo com KRAMER (1996), o módulo de cisalhamento secante (G_{sec}) de um solo varia com o número de ciclos de carregamento e apresenta o seu valor máximo (G_{max}) na origem, como pode ser observado na Figura 4.6a. A caracterização do módulo de cisalhamento normalizado (G_{sec}/G_{max}) pode ser obtido a partir do histórico de tensão e deformação cisalhante. O valor máximo do módulo pode ser obtido pelo produto do peso específico (ρ) e do quadrado da velocidade de onda cisalhante (V_s) do solo, como pode ser observado na Equação 4.18.

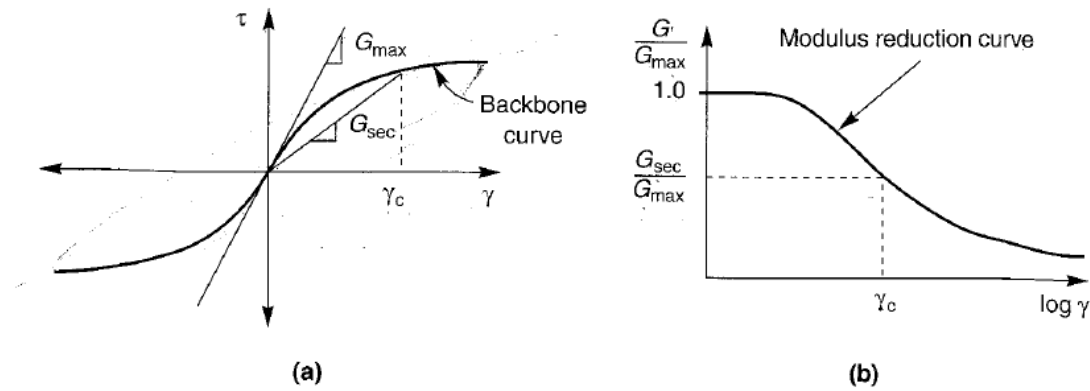


Figura 4.6 – (a) *Backbone curve*, G_{sec} e G_{max} ; (b) Curva de redução do módulo.
Imagem retirada de KRAMER (1996).

$$G_{max} = \rho * V_s^2 \quad \text{Equação 4.18}$$

Um método muito utilizado para a obtenção de V_s em laboratório é o ensaio de *bender element*, que consiste da aplicação de uma função de voltagem, com formato e frequência específica, em um transmissor piezoelétrico para gerar uma onda de cisalhamento. Esta onda é lida por um receptor a uma distância conhecida e desta forma é possível encontrar a velocidade de propagação da onda cisalhante no solo.

O sinal medido pelo receptor é atenuado e distorcido em relação ao sinal original. Diversas metodologias para a interpretação destes dados têm sido propostas na literatura. TARAZONA *et al.* (2019) utilizando o *framework* apresentado por VIANA DA FONSECA *et al.* (2009) avaliaram o efeito da variação das frequências de excitação no tempo de viagem da onda cisalhante recebida pelo *bender element*. Os resultados foram avaliados tanto no domínio do tempo como no da frequência permitindo obter faixas de valores com valores médios. O presente estudo utilizou como parâmetro de entrada para o perfil de velocidade de onda cisalhante a curva teórica de HARDIN & BLACK (1969), apresentada na Equação 4.19.

$$V_s = (103.6 - 34.93e)OCR^{(K/2)}\sigma'_0{}^{0.25} \quad \text{Equação 4.19}$$

onde V_s é a velocidade da onda cisalhante, e o índice de vazios, OCR a razão de sobreadensamento, K um coeficiente em função do índice de plasticidade e σ'_0 a tensão de confinamento (kPa).

A Figura 4.7 apresenta o resultado das leituras dos BE junto com a curva teórica proposta por HARDIN & BLACK (1969).

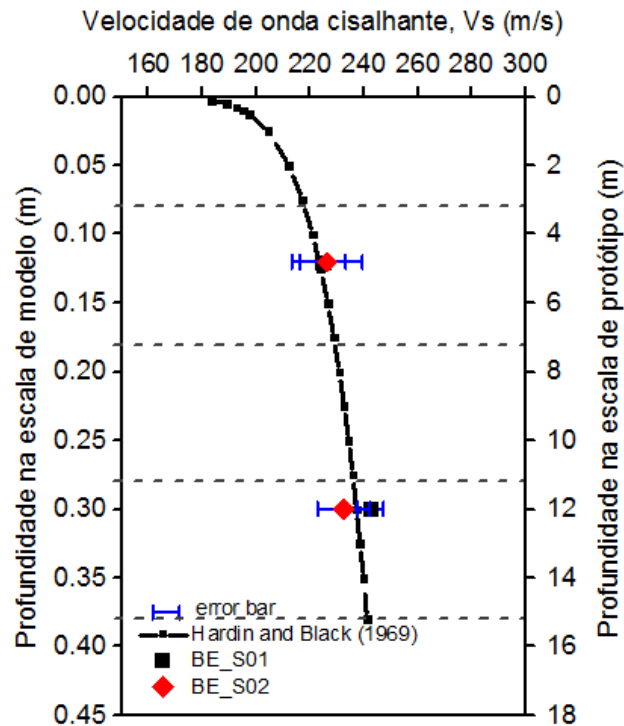


Figura 4.7 – Perfil de velocidade obtido com a formulação de HARDIN & BLACK e ajustado com ensaios de BE. Imagem adaptada de TARAZONA (2019).

4.3.2. OBTENÇÃO DA VELOCIDADE E DESLOCAMENTO

Com o registro do histórico das acelerações obtidas experimentalmente, a velocidade e o deslocamento em cada acelerômetro podem ser obtidos através de integração dos sinais. A ferramenta MATLAB foi utilizada aplicando o comando “cumtrapz” para realizar uma integração trapezoidal. Por apresentar ruídos, inerentes ao uso de sensores e equipamentos, os dados utilizados antes de cada integração foram filtrados utilizando um filtro digital BUTTER de ordem 512 com uma janela Hamming para eliminar ruídos de alta frequência e *drifts*. A Figura 4.8 apresenta as histórias no tempo das acelerações, das velocidades e dos deslocamentos associados, de um acelerômetro na base durante a aplicação de uma onda senoidal de amplitude 0.15g.

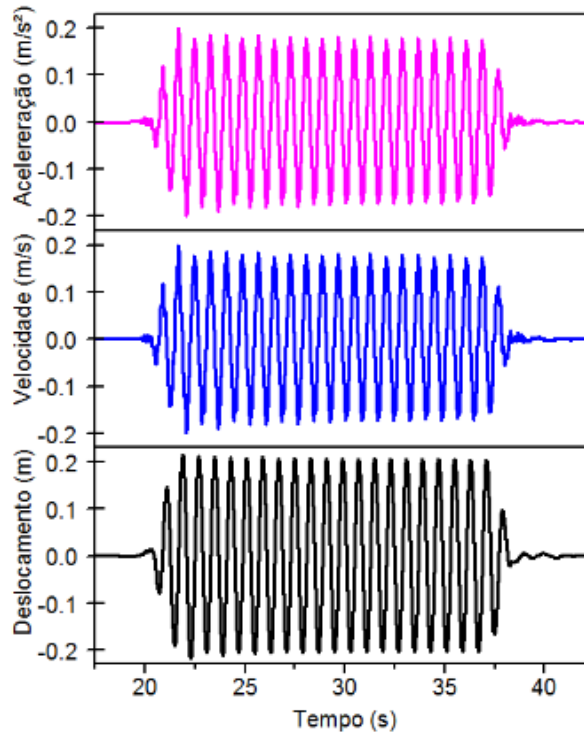


Figura 4.8 – Histórias no tempo das acelerações, velocidades e deslocamentos do acelerômetro 11 durante a aplicação do sismo de amplitude 0,15g.

4.3.3. CURVAS DO MÓDULO DE CISALHAMENTO NORMALIZADO E DO FATOR DE AMORTECIMENTO

Durante a aplicação de cargas dinâmicas, para cada profundidade instrumentada do solo (z), a variação da tensão cisalhante (τ) e da deformação cisalhante (γ) no tempo podem ser calculadas a partir do histórico de acelerações. TARAZONA (2019) utilizando as equações de segunda ordem propostas por ZEGHAL & ELGAMAL (1994), adaptadas para a modelagem centrífuga (BRENNAN, et al., 2005), obteve os históricos de deformações (γ) e de tensões (τ) cisalhantes para cada profundidade instrumentada. As deformações e as tensões cisalhantes foram obtidas a partir das equações Equação 4.20 e Equação 4.21, respectivamente.

$$\gamma(z_i, t) = \frac{\left[(u_{i+1}(t) - u_i(t)) \frac{(z_i - z_{i-1})}{(z_{i+1} - z_i)} + (u_i(t) - u_{i-1}(t)) \frac{(z_{i+1} - z_i)}{(z_i - z_{i-1})} \right]}{(z_{i+1} - z_{i-1})} \quad \text{Equação 4.20}$$

$$\tau_z(t) = \sum_{i=1}^{N(z)} \rho_i \ddot{u}_i(t) \Delta z_i \quad \text{Equação 4.21}$$

onde, i é a camada definida pelo intervalo da profundidade discretizada acima da profundidade z , que por definição apresenta um acelerômetro no seu centro. $N(z)$ é o número de intervalos, ρ_i é a densidade do solo no meio da camada i , $\ddot{u}_i(t)$ é a aceleração horizontal para o acelerômetro na profundidade z_i no momento t , Δz_i é a distância entre acelerômetros i . A Figura 4.9 ilustra melhor este modelo.

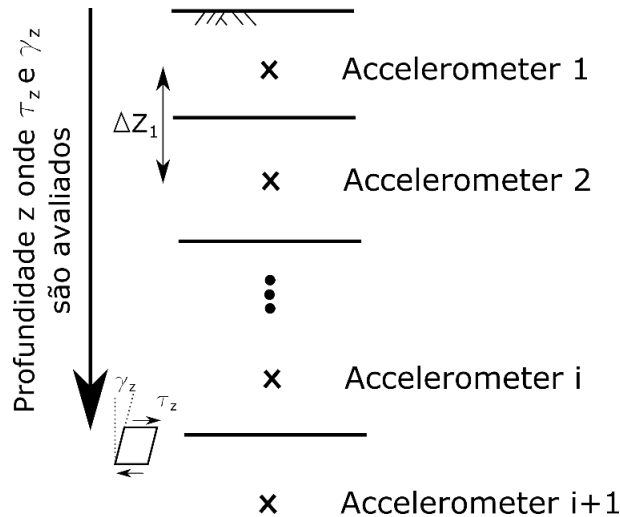


Figura 4.9 – Perfil das camadas usadas para o cálculo da tensão e da deformação cisalhantes.

Imagem adaptada de AFACAN (2014).

A partir dos históricos de tensão e deformação cisalhantes podem ser obtidos os laços de histerese, onde os valores do módulo de cisalhamento secante e do amortecimento podem ser estimados a partir das características geométricas de cada laço de histerese resultante de um ciclo de carregamento e descarregamento (Figura 4.10)

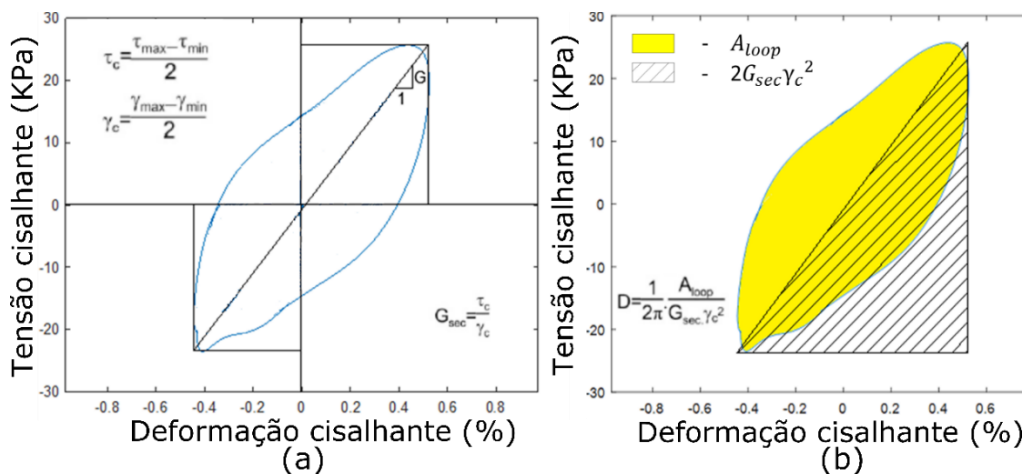


Figura 4.10 – Esquema do modelo para a obtenção de:
(a) Módulo de cisalhamento secante; (b) Amortecimento.

O módulo de cisalhamento secante é estimado como a tangente da reta gerada ao ligar os pontos de máximas e mínimas tensões e deformações de um ciclo de carregamento e descarregamento (Figura 4.10a). Esta mesma reta é utilizada para calcular o amortecimento do ciclo, que é representado pela área gerada pelo triângulo reto onde a reta de máximos com mínimos é a hipotenusa que divide a área interna do ciclo (A_{loop}) (Figura 4.10b), as Equação 4.22 e Equação 4.23 apresentam as relações utilizadas para o cálculo de G_{sec} e D :

$$G_{sec} = \frac{\frac{\tau_{max} - \tau_{min}}{2}}{\frac{\gamma_{max} - \gamma_{min}}{2}} \quad \text{Equação 4.22}$$

$$D = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{A_{loop}}{G_{sec} \left(\frac{\gamma_{max} - \gamma_{min}}{2} \right)^2} \quad \text{Equação 4.23}$$

4.3.1. MODELOS EMPIRICOS E CURVAS DE AJUSTE

HARDIN and DRNEVICH (1972) propuseram um modelo empírico para prever a degradação do módulo de cisalhamento (G) e a variação do fator de amortecimento (D). Posteriormente DARENDELI (2001) observou que o amortecimento calculado apenas em função do comportamento de Masing superestimava o amortecimento em grandes deformações. A correção proposta por DARENDELI (2001) pode ser definida como:

$$D_{Adjusted} = F * D_{Masing} + D_{min} \quad \text{Equação 4.24}$$

tendo que:

- $D_{Adjusted}$ – amortecimento ajustado pelo modelo de DARENDELI (2001);
- F – fator de redução proposto por DARENDELI (2001) para ajustar o modelo;
- D_{Masing} – amortecimento calculado apenas em função do comportamento de Masing;
- $\frac{G}{G_{max}}$ – módulo de cisalhamento normalizado;
- γ – deformação cisalhante (%);
- γ_r – deformação referencial (%);
- σ' – tensão de confinamento (atm);
- PI – soil plasticity (%);

- OCR – razão de sobreadensamento;
 $freq$ – frequência do carregamento;
 N – número de ciclos do carregamento;

sendo:

$$F = (\Phi_{11} + \Phi_{12} * \ln(N)) * \left(\frac{G}{G_{max}}\right)^{0.1} \quad \text{Equação 4.25}$$

$$D_{Masing} = c_1 D_{Masing,a=1.0} + c_2 D_{Masing,a=1.0}^2 + c_3 D_{Masing,a=1.0}^3 \quad (\%) \quad \text{Equação 4.26}$$

$$D_{min} = (\Phi_6 + \Phi_7 * PI * OCR^{\Phi_8}) * \sigma'^{\Phi_9} \quad \text{Equação 4.27}$$

$$D_{Masing,a=1.0} = \frac{100}{\Pi} \left[4 \frac{\gamma - \gamma_r \ln\left(\frac{\gamma + \gamma_r}{\gamma_r}\right)}{\frac{\gamma^2}{\gamma + \gamma_r}} - 2 \right] \quad (\%) \quad \text{Equação 4.28}$$

$$\gamma_r = (\Phi_1 + \Phi_2 * PI * OCR^{\Phi_3}) * \sigma'^{\Phi_4} \quad \text{Equação 4.29}$$

onde:

- Φ_1 até Φ_5 – parâmetros que relacionam a curva de degradação do módulo cisalhamento normalizado com o tipo de solo e as condições do carregamento;
 Φ_6 até Φ_{12} – parâmetros que relacionam a curva de amortecimento do material com o tipo de solo e as condições do carregamento;

Neste estudo, foram considerados os resultados apresentados em TARAZONA (2019) para traçar uma curva de melhor ajuste considerando o modelo de Darendeli. Os acelerômetros utilizados para o cálculo do módulo de cisalhamento normalizado (G/G_{max}) e do fator de amortecimento (D) foram: A6, A9, A4, A3 e A11, nas profundidades 1,29m, 4,8m, 8m, 12m e 15,2m respectivamente.

A

Figura 4.11 mostra a nuvem de pontos dos resultados experimentais bem como a curva ajustada considerando também os resultados dos ensaios de coluna ressonante de FERNANDES (2018). Nela se pode observar uma razoável concordância dos resultados. Os dados correspondentes obtidos para o amortecimento são apresentados na Figura 4.12.

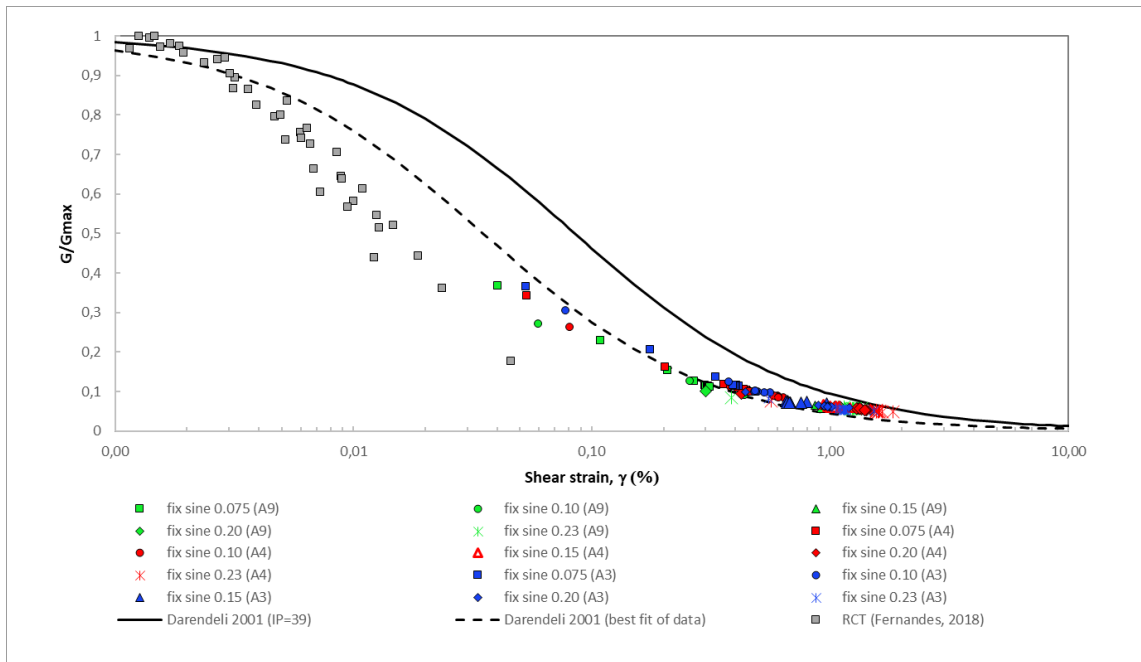


Figura 4.11 – Curva ajustada do módulo de cisalhamento normalizado ($G/G_{máx}$).
Dados retirados de TARAZONA (2019)

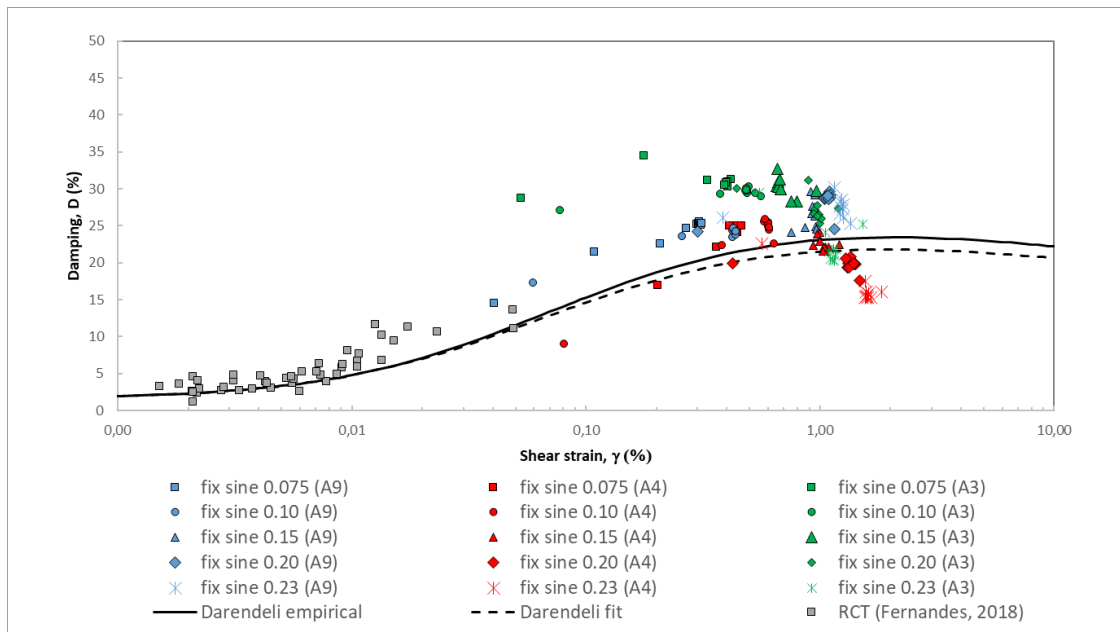


Figura 4.12 – Curva ajustada do amortecimento.
Dados retirados de TARAZONA (2019)

4.3.2. COMPATIBILIZAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS

O modelo gerado pelo programa DEEPSOIL utiliza a solução de *lumped mass*, avaliando um ponto no meio de cada camada. O OpenSees utiliza elementos finitos e apresenta resultados para os nós de cada elemento gerado. Desta forma foi necessária a compatibilização das espessuras e localizações dos acelerômetros tanto considerando os modelos centrífugos quanto os modelos numéricos. A Tabela 4-1 apresenta a quantidade e espessura das camadas de cada modelo considerando uma concordância com as profundidades dos acelerômetros do ensaio centrífugo. Apenas a primeira linha de acelerômetros (marcada em verde) apresenta uma diferença na profundidade entre os modelos, isto ocorreu pois foi definido uma malha com espaçamento igual entre as camadas no modelo OpenSees.

Tabela 4-1 Caracterização das camadas dos modelos DEEPSOIL e OpenSees

	DEEPSOIL		OpenSees	
	Espessura do protótipo(m)	Prof. Meio Camada (m)	Espessura do protótipo(m)	Profundidade do nó (m)
Camada 1	0,4	0,2		0
Camada 2	0,4	0,6	0,4	0,4
Camada 3	0,4	1	0,4	0,8
Camada 4	0,2	1,3	0,4	1,2
Camada 5	0,4	1,6	0,4	1,6
Camada 6	0,4	2	0,4	2
Camada 7	0,4	2,4	0,4	2,4
Camada 8	0,4	2,8	0,4	2,8
Camada 9	0,4	3,2	0,4	3,2
Camada 10	0,4	3,6	0,4	3,6
Camada 11	0,4	4	0,4	4
Camada 12	0,4	4,4	0,4	4,4
Camada 13	0,4	4,8	0,4	4,8
Camada 14	0,4	5,2	0,4	5,2
Camada 15	0,4	5,6	0,4	5,6
Camada 16	0,4	6	0,4	6
Camada 17	0,4	6,4	0,4	6,4
Camada 18	0,4	6,8	0,4	6,8
Camada 19	0,4	7,2	0,4	7,2
Camada 20	0,4	7,6	0,4	7,6
Camada 21	0,4	8	0,4	8
Camada 22	0,4	8,4	0,4	8,4
Camada 23	0,4	8,8	0,4	8,8
Camada 24	0,4	9,2	0,4	9,2
Camada 25	0,4	9,6	0,4	9,6
Camada 26	0,4	10	0,4	10
Camada 27	0,4	10,4	0,4	10,4
Camada 28	0,4	10,8	0,4	10,8
Camada 29	0,4	11,2	0,4	11,2
Camada 30	0,4	11,6	0,4	11,6
Camada 31	0,4	12	0,4	12
Camada 32	0,4	12,4	0,4	12,4
Camada 33	0,4	12,8	0,4	12,8
Camada 34	0,4	13,2	0,4	13,2
Camada 35	0,4	13,6	0,4	13,6
Camada 36	0,4	14	0,4	14
Camada 37	0,4	14,4	0,4	14,4
Camada 38	0,4	14,8	0,4	14,8
Camada 39	0,2	15,1	0,4	15,2

O modelo da coluna de solo utilizando a plataforma GiD+OpenSees, consistiu de 38 camadas de solo que foram subdivididas em uma malha de 0,2m para atender o tamanho do elemento para uma eficiente transmissão do movimento.

KUHLEMEYER E LYSMER (1973) verificaram que a dimensão do elemento na direção de propagação da onda é de fundamental importância na modelagem, pois elementos grandes são incapazes de transmitir movimentos produzidos por excitações de altas frequências. De forma empírica foi sugerido que o tamanho do elemento para uma eficiente transmissão do movimento não ultrapasse 1/8 do menor comprimento de onda esperado no problema. Em estudos mais detalhados CELEP E BAZANT (1983) e MULLEN E BELYTSCHKO (1983) concluíram que a relação 1/10 é um valor bastante razoável para muitas configurações de malha e tipos de elementos. No presente trabalho foi considerado um tamanho de elemento de 1/8 do menor comprimento de onda.

Com o perfil de velocidade (Figura 4.7), a densidade do material e as curvas de G/G_{\max} (Figura 4.12) e D (Figura 4.11), foi criada uma coluna de solo no programa DEEPSOIL para obter as curvas de redução do módulo cisalhante e amortecimento corrigidas de acordo com a metodologia proposta por GROHOLSKI *et al.* (2016). Esta correção permitiu criar uma curva de redução do módulo cisalhante com valores da curva experimental (para pequenas deformações) e valores obtidos a partir da curva de resistência não drenada (S_u - Figura 3.2) do material, estes dados foram inseridos no DEEPSOIL para que curvas da redução do módulo cisalhante em cada profundidade fossem obtidas. Após esse ajuste, foi utilizado o programa OpenSees para realizar a compatibilização do fator de amortecimento da base, tendo como critério a energia liberada pelo “sismo” utilizado para a modelagem (aceleração na base do modelo centrífugo). IYAMA (2005) apresenta o conceito de equilíbrio de energia de um sistema dinâmico, onde tudo que se aplica na base do sistema se transforma em energia cinética e energia dissipada por amortecimento ou deformação. Para a calibração do fator de amortecimento na base do modelo (OpenSees), foi considerado que a energia aplicada no modelo centrífugo (registrada pelo acelerômetro da base) seja igual à energia cinética resultante da integral da aceleração na base do modelo numérico, por meio de iterações.

Com o valor do amortecedor de LYSMER & KUHLEMEYER (1969), o modelo do DEEPSOIL foi recalculado. A Figura 4.13 resume os passos adotados para os ajustes, o DEEPSOIL é utilizado para se obter as curvas de degradação de G para ajustar o modelo OpenSees, que por sua vez ajusta o amortecedor na base que é utilizado para a criação da coluna de solo no modelo DEEPSOIL.

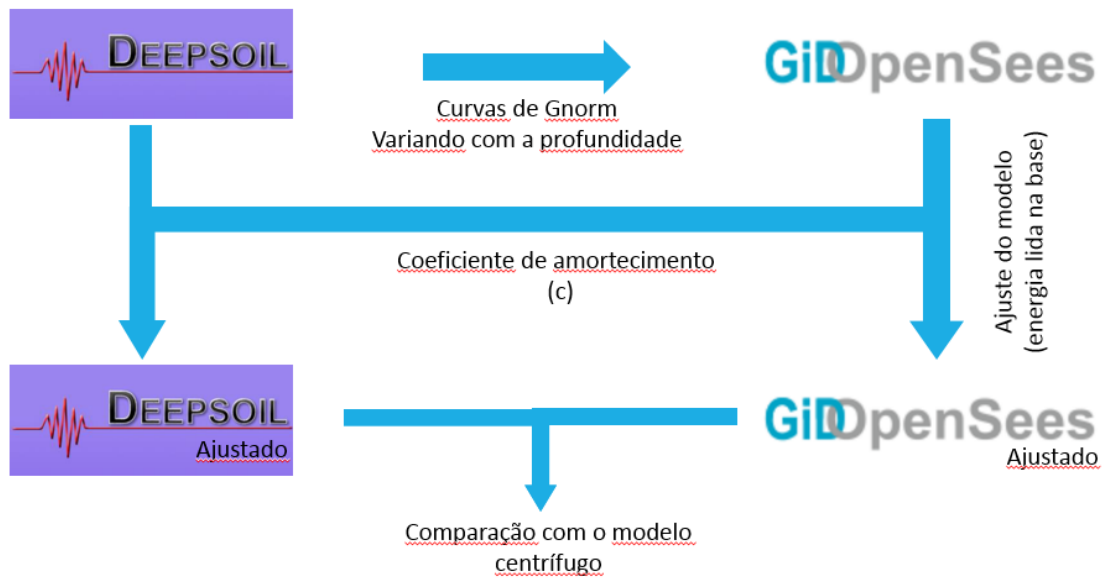


Figura 4.13 – Esquema do ajuste dos modelos numéricos.

Capítulo 5. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Neste capítulo serão apenas apresentados os resultados para as intensidades de 0,075g, 0,15g e 0,23g. Os demais gráficos (0,10g e 0,20g) se encontram no Apêndice

5.1. ACELERAÇÃO

Os resultados das acelerações dos ensaios centrífugos são a seguir comparados com os resultados numéricos. A coluna de acelerômetros apresentados corresponde a: ACC6, ACC9, ACC4, ACC3 e ACC11 (Figura 3.4).

As Figura 5.1 e Figura 5.2 apresentam os históricos das acelerações do modelo centrífugo, para a intensidade de 0,075 g, comparados com os resultados obtidos numericamente utilizando os programas DEEPSOIL e OpenSees, respectivamente. Observa-se na Figura 5.1 que as amplitudes e as fases das acelerações obtidas pelo modelo DEEPSOIL se aproximam, em geral, às dos resultados centrífugos. A mesma tendência pode ser notada para os resultados do modelo OpenSees (Figura 5.2). As diferenças das amplitudes na superfície, observadas nos dois modelos numéricos, quando comparados com os resultados centrífugos, pode ser explicada como um efeito da influência da parede da caixa do modelo na resposta do solo. Mesmo que o conceito de projeto de uma caixa ESB seja apresentar uma rigidez equivalente à do solo, a resposta dinâmica do solo durante a aplicação dos sismos apresenta uma redução do módulo de cisalhamento, que é acentuada à medida que a intensidade do movimento de entrada aumenta. Entretanto, a parede não apresenta esta perda de rigidez, desta forma a rigidez da parede pode ter influenciado os resultados.

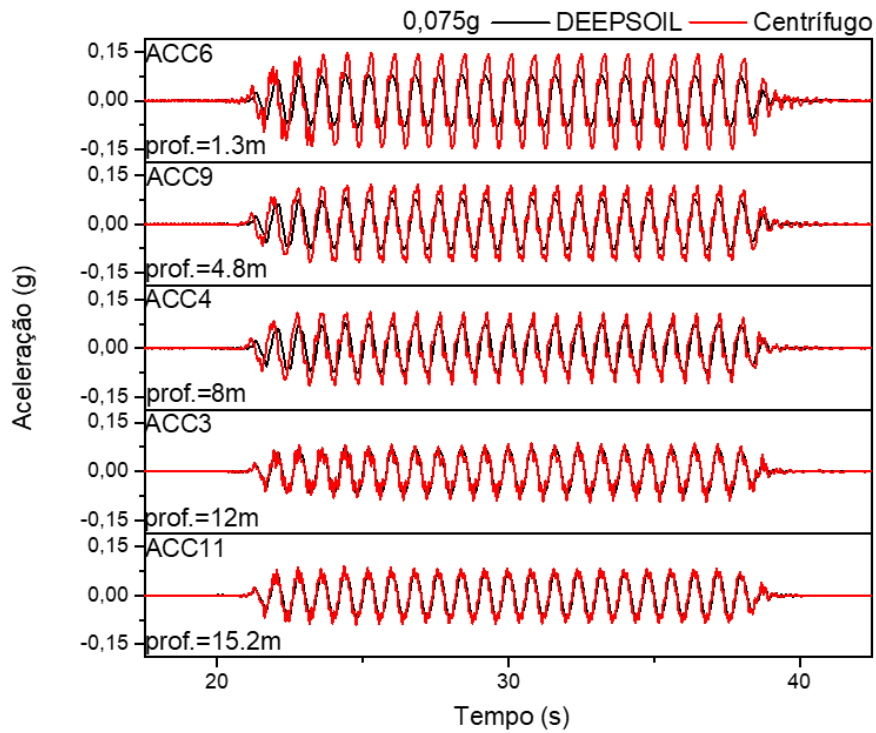


Figura 5.1 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,075g.

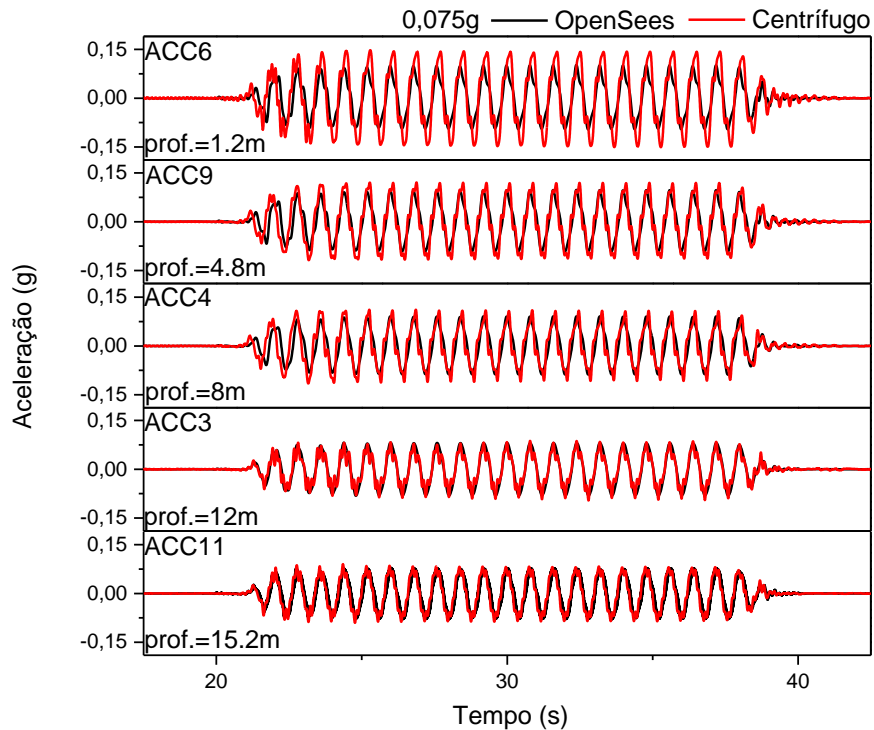


Figura 5.2 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,075g.

As Figuras Figura 5.3 e Figura 5.4 apresentam os históricos das acelerações obtidos dos modelos centrífugos, para a intensidade de 0,15g, comparados com os resultados obtidos utilizando os programas DEEPSOIL e OpenSees, respectivamente. As amplitudes das acelerações obtidas pelo programa DEEPSOIL apresentam-se similares às dos ensaios centrífugos, com exceção do acelerômetro 4, onde houve uma leve atenuação das amplitudes. De maneira oposta, na superfície foram obtidas amplitudes um pouco maiores que nos resultados experimentais. Isto pode ter sido causado pela tensão cisalhante mobilizada, ao aproximar-se da resistência ao cisalhamento não drenada da camada de argila, que produz a fluência da camada de solo nesse ponto. Resultados similares foram observados para o modelo que utilizou o programa OpenSees (Figura 5.4).

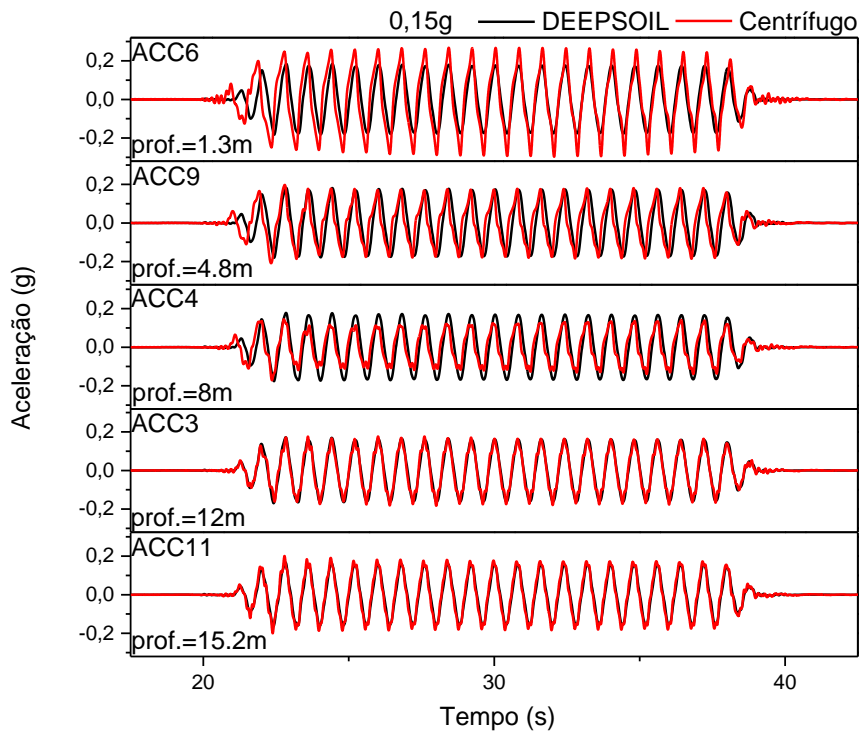


Figura 5.3 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,15g.

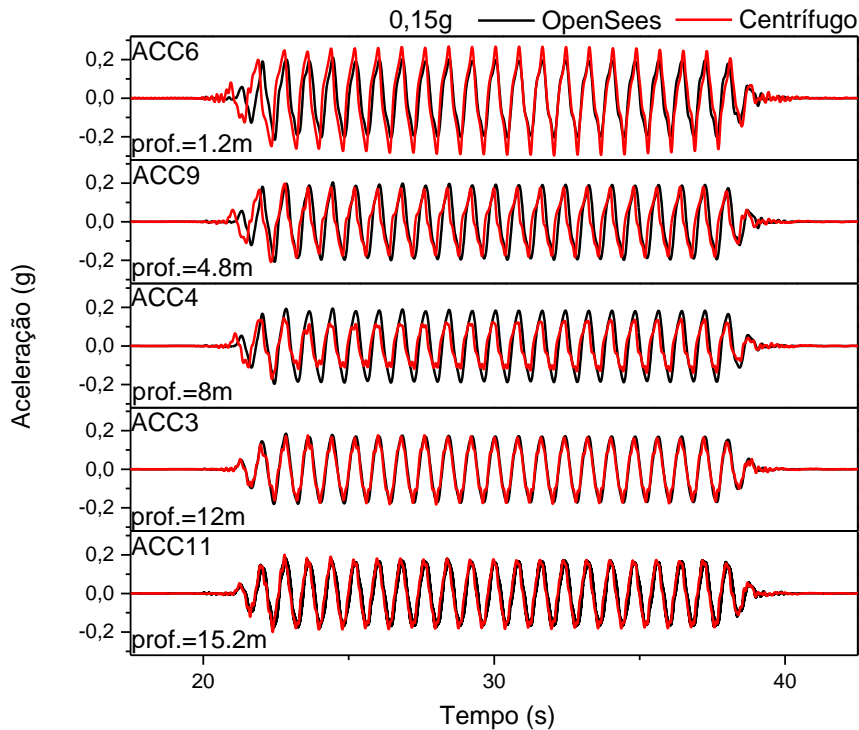


Figura 5.4 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,15g.

As figuras 5.5 e 5.6 apresentam os históricos das acelerações obtidos dos modelos centrífugos, para a intensidade de 0,23g, comparados com os resultados obtidos utilizando os programas DEEPSOIL e OpenSees, respectivamente.

A partir das Figuras 5.5 e 5.6 pode ser observado, de modo geral, que os resultados apresentam uma boa concordância em termos de amplitudes e fases dos sinais. entretanto, é notado, tanto para os resultados do programa DEEPSOIL (figura 5.5) como OpenSees (figura 5.6), que o ponto medido na superfície apresenta uma forte atenuação. isto pode ser devido ao amolecimento da camada de argila na superfície, onde grandes amplificações ocorreram devido aos movimentos sísmicos prévios do modelo experimental.

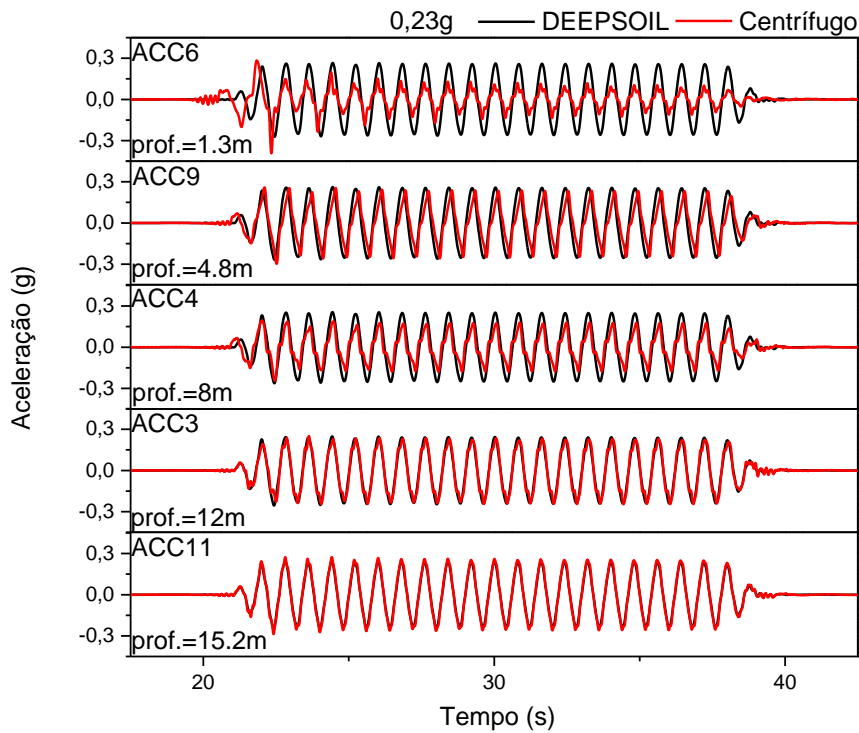


Figura 5.5 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,23g.

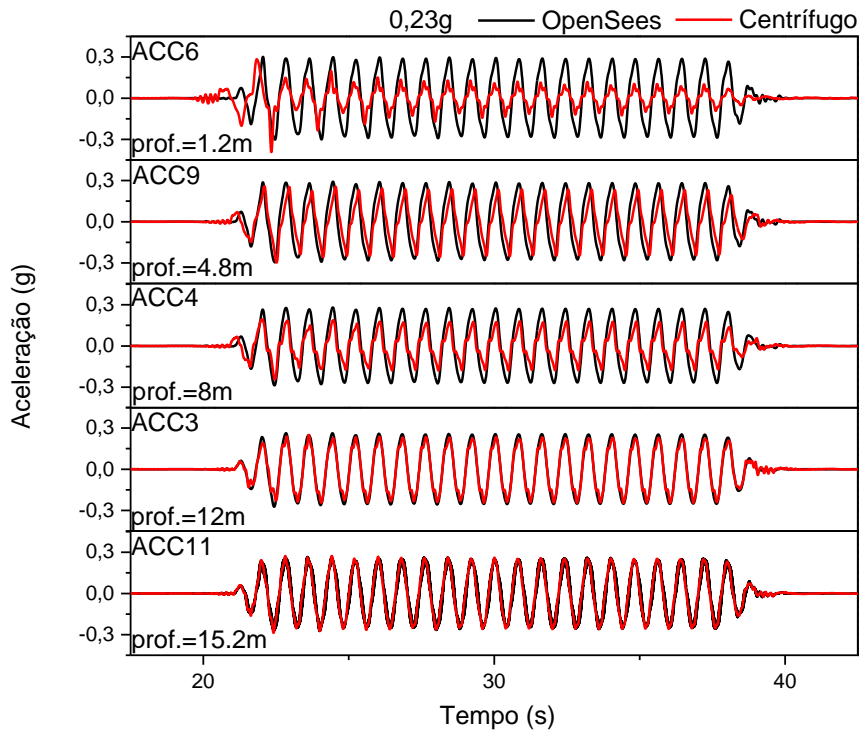


Figura 5.6 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,23g.

5.2. ESPECTRO DE FOURIER

Neste item apresentam-se as comparações dos espectros de Fourier do ensaio centrífugo (ACC6, ACC9, ACC4, ACC3 e ACC11) com os resultados numéricos. Também serão apresentadas tabelas indicando as frequências predominantes dos modelos.

As diferenças das amplitudes entre os modelos numéricos e os resultados centrífugos, e o conteúdo de frequências dos mesmos, podem ser observadas com uma maior facilidade no domínio da frequência, utilizando o espectro de Fourier.

Comparações dos resultados numéricos utilizando os programas DEEPSOIL e OpenSees e os resultados experimentais do modelo centrífugo, para o movimento de amplitude 0,075 g, são apresentadas nas Figura 5.7 e Figura 5.8, respectivamente. A partir da Figura 5.7, pode ser observado que as três primeiras profundidades superficiais apresentam uma redução da amplitude no primeiro pico (1,25Hz) em relação aos ensaios centrífugos. Resultados similares podem ser observados na Figura 5.8 considerando o programa OpenSees. As tabelas Tabela 5-1, Tabela 5-2 e Tabela 5-3 apresentam os resumos dos valores de amplitudes e correspondentes frequências de excitação.

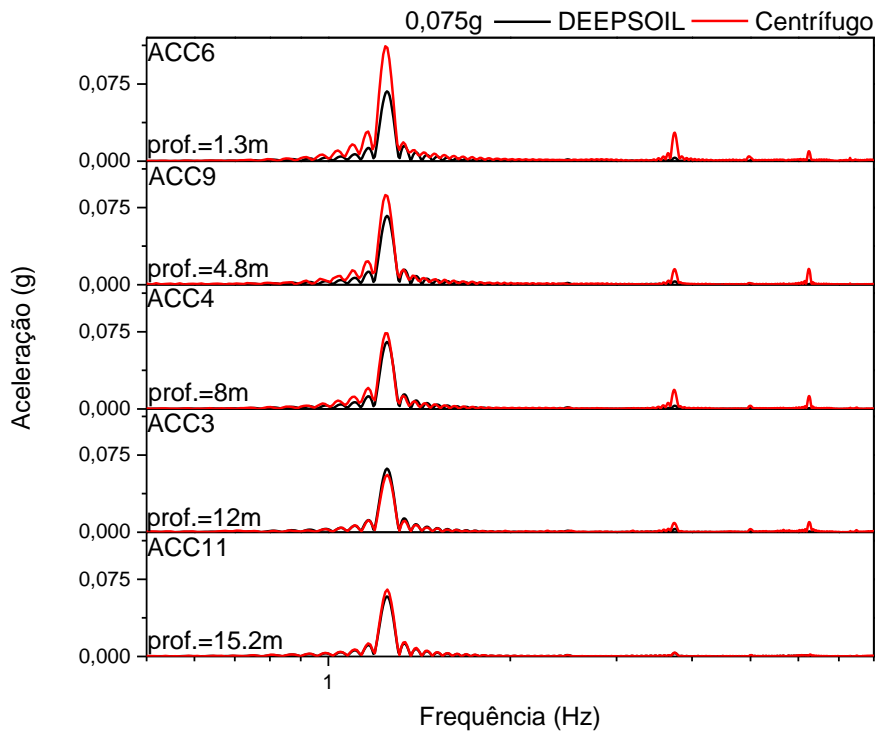


Figura 5.7 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,075g.

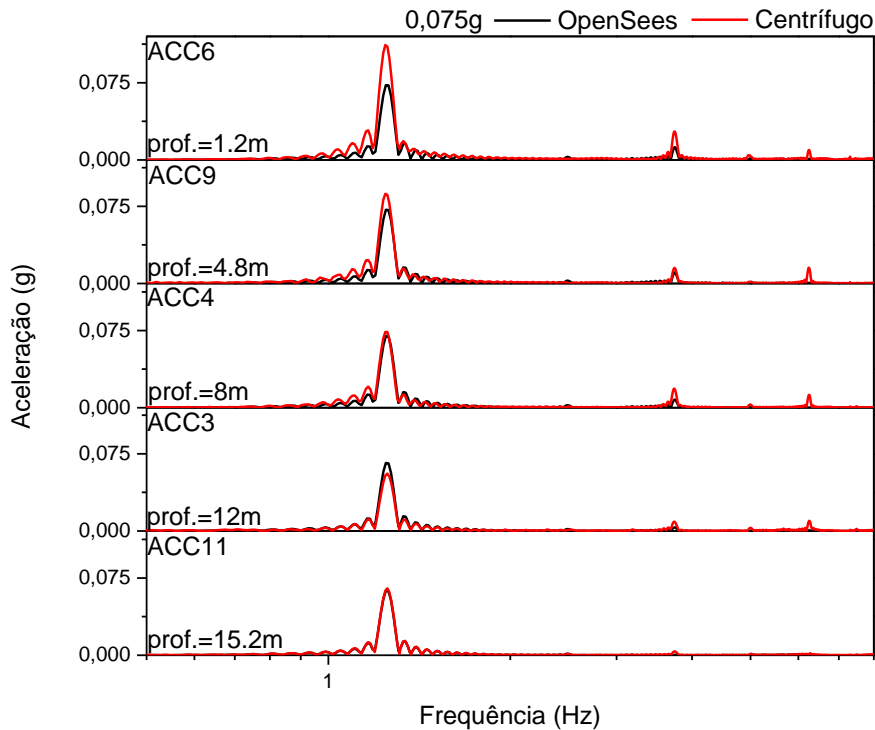


Figura 5.8 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,075g.

Como esperado, os maiores picos das Tabela 5-1, Tabela 5-2 e Tabela 5-3 estão próximos das frequências dos carregamentos da onda senoidal (1,25Hz). O segundo maior pico, em geral, está próximo da frequência natural do solo (3,78Hz), calculada pela divisão da velocidade de onda cisalhante obtida em TARAZONA et al., 2019 (230m/s) por quatro vezes a espessura da camada de solo (15,2m).

Para o primeiro pico (1,25Hz) do carregamento intermediário (0,15g), apenas os acelerômetros do topo e da base apresentaram atenuações quando comparados com os resultados centrífugos, tanto para o DEEPSOIL (Figura 5.9) como para o OpenSees (Figura 5.10). As outras profundidades apresentaram uma amplificação.

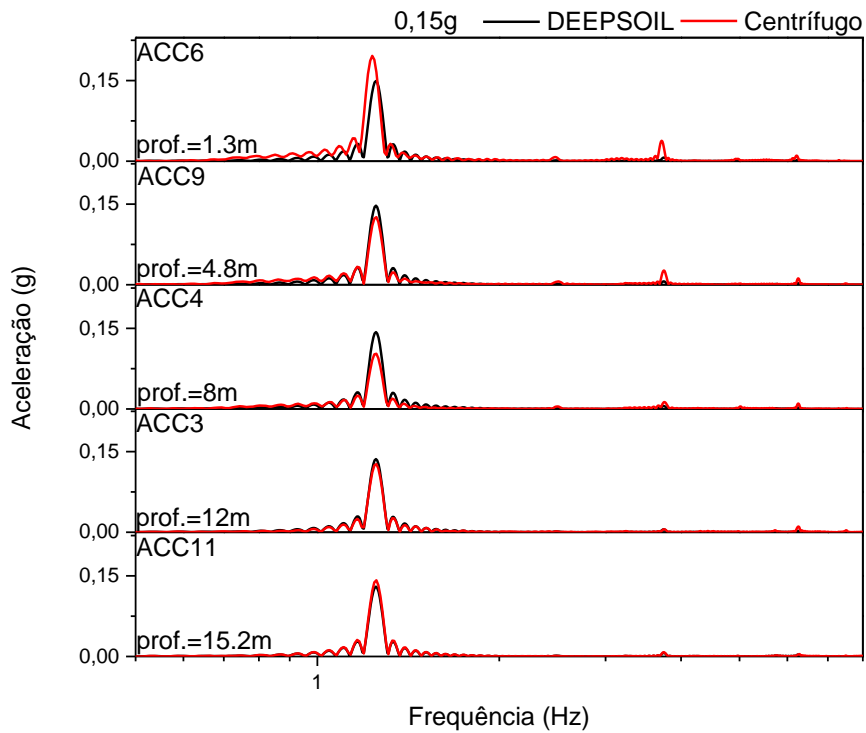


Figura 5.9 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,15g.

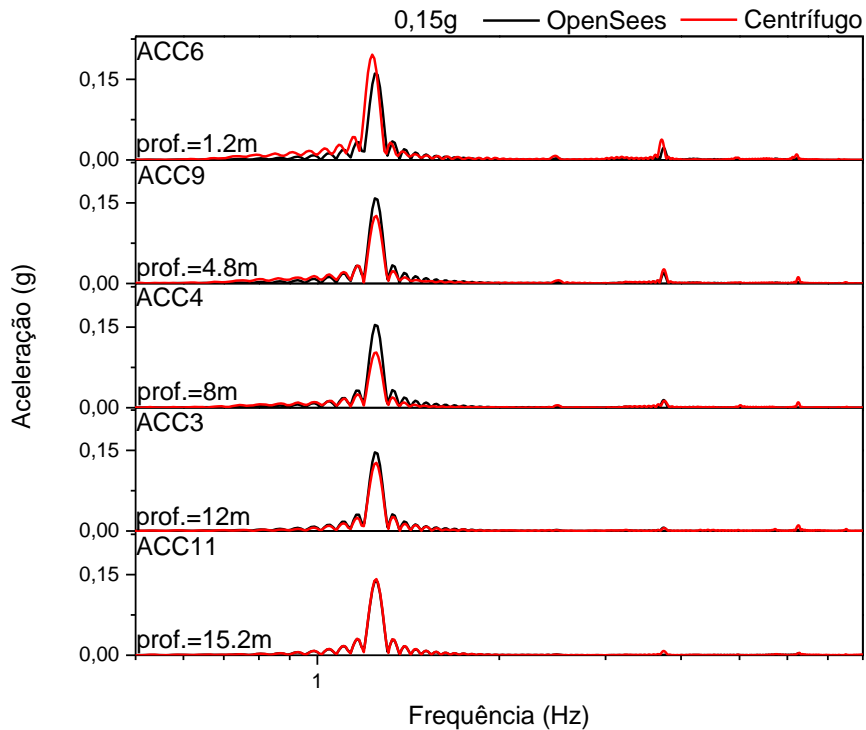


Figura 5.10 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,15g.

Para a maior amplitude do carregamento (0,23g) todas as profundidades amplificaram quando comparadas com suas respectivas correlações do ensaio centrífugo, observadas nas Figura 5.11 e Figura 5.12. É notada uma grande diferença entre os valores da superfície, a justificativa para esta discrepância foi avaliada no item anterior (5.1).

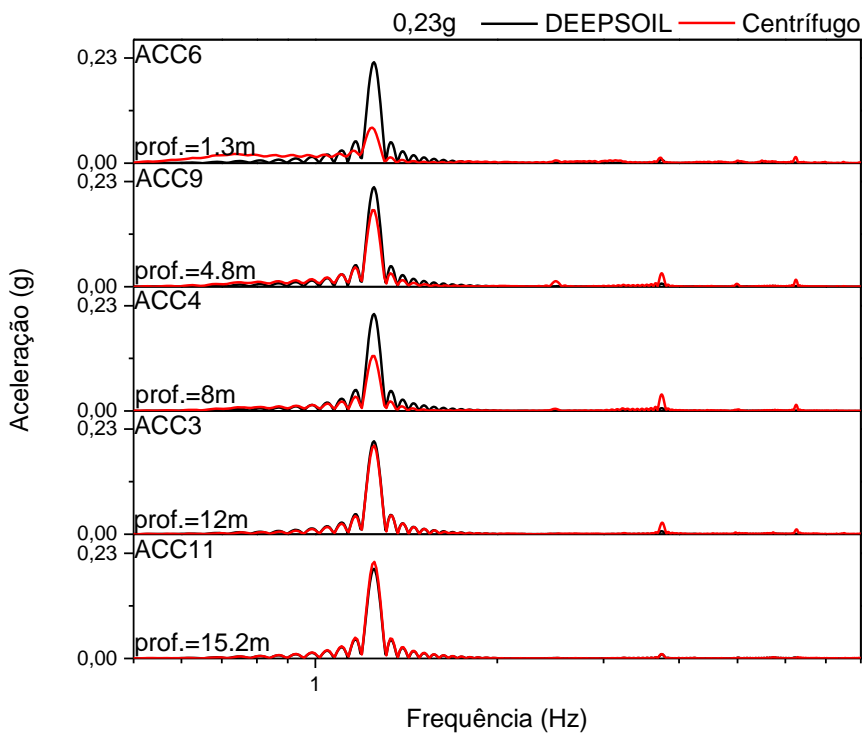


Figura 5.11 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,23g.

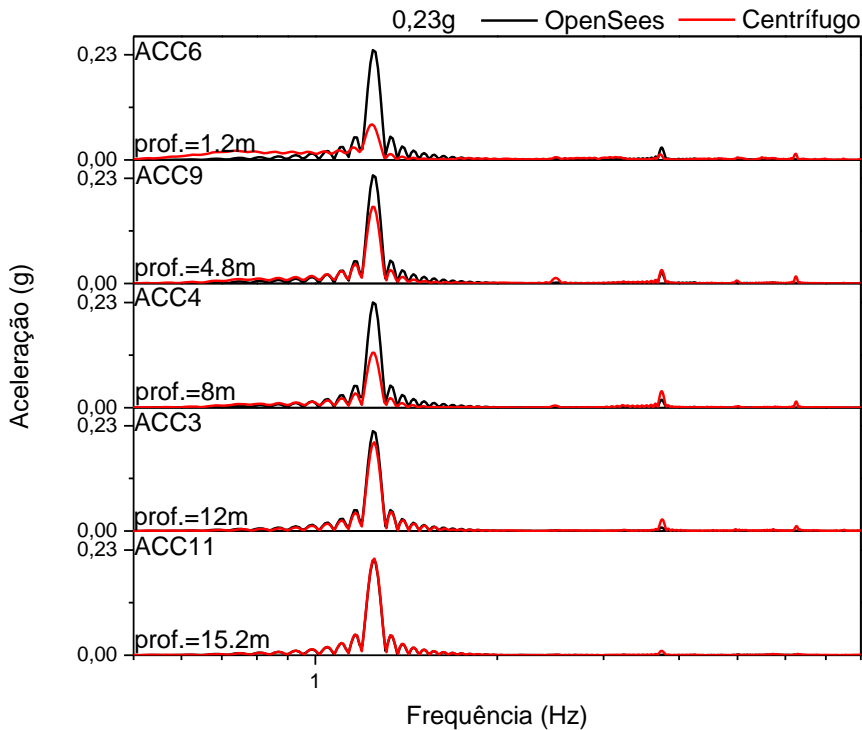


Figura 5.12 – Comparação dos espectros de Fourier da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,23g.

Tabela 5-1 – Frequências de excitação nos ensaios centrífugos.

		Centrífugo					
		1°		2°		3°	
		Aceleração g	Frequência Hz	Aceleração g	Frequência Hz	Aceleração g	Frequência Hz
0,075g	A6	0,1117	1,2400	0,0278	3,7500	0,0097	6,2500
	A9	0,0872	1,2400	0,0152	3,7500	0,0154	6,2400
	A4	0,0736	1,2400	0,0186	3,7400	0,0126	6,2500
	A3	0,0558	1,2500	0,0091	3,7400	0,0099	6,2500
	A11	0,0650	1,2500	0,0037	3,7500	0,0019	6,2800
0,15g	A6	0,1960	1,2300	0,0381	3,7200	0,0103	6,2100
	A9	0,1260	1,2500	0,0264	3,7500	0,0118	6,2500
	A4	0,1029	1,2500	0,0129	3,7600	0,0101	6,2500
	A3	0,1270	1,2500	0,0054	3,7600	0,0106	6,2600
	A11	0,1419	1,2500	0,0080	3,7500	0,0045	6,2800
0,23g	A6	0,0779	1,2400	0,0122	3,7300	0,0135	6,2400
	A9	0,1674	1,2400	0,0295	3,7500	0,0154	6,2400
	A4	0,1202	1,2400	0,0362	3,7500	0,0135	6,2500
	A3	0,1939	1,2500	0,0253	3,7600	0,0107	6,2600
	A11	0,2111	1,2500	0,0097	3,7500	0,0030	6,2900

Tabela 5-2 – Frequências de excitação nos modelos numéricos (DEEPSOIL).

		DEEPSOIL					
		1°		2°		3°	
		Aceleração g	Frequência Hz	Aceleração g	Frequência Hz	Aceleração g	Frequência Hz
0,075g	1,3m	0,0678	1,250	0,00334	3,74	0,000942	6,19
	4,8m	0,0669	1,250	0,00322	3,74	0,000887	6,19
	8m	0,0651	1,250	0,00312	3,74	0,000841	6,19
	12m	0,0618	1,250	0,00317	3,74	0,000936	6,19
	15,2m	0,0583	1,250	0,00341	3,74	0,001206	6,19
0,15g	1,3m	0,1494	1,250	0,00668	3,74	0,00299	6,25
	4,8m	0,1472	1,250	0,00622	3,74	0,00283	6,25
	8m	0,1432	1,250	0,00553	3,74	0,00257	6,25
	12m	0,1363	1,250	0,00542	3,74	0,00261	6,24
	15,2m	0,1301	1,250	0,00683	3,74	0,00355	6,24
0,23g	1,3m	0,221	1,250	0,00751	3,74	0,001310	6,25
	4,8m	0,218	1,250	0,001946	3,66	0,001219	6,25
	8m	0,212	1,250	0,00610	3,74	0,000815	6,25
	12m	0,203	1,250	0,00665	3,74	0,001242	6,21
	15,2m	0,1962	1,250	0,00919	3,74	0,00211	6,22

Tabela 5-3 – Frequências de excitação nos modelos numéricos (OpenSees).

		OpenSees					
		1°		2°		3°	
		Aceleração g	Frequência Hz	Aceleração g	Frequência Hz	Aceleração g	Frequência Hz
0,075g	1,2m	0,0727	1,245	0,01248	3,75	0,001327	6,19
	4,8m	0,0716	1,245	0,01076	3,75	0,000843	6,19
	8m	0,0697	1,245	0,00797	3,75	0,000780	5,02
	12m	0,0661	1,245	0,00342	3,75	0,000717	6,19
	15,2m	0,0627	1,245	0,001424	2,49	0,001141	6,19
0,15g	1,2m	0,1610	1,245	0,0226	3,75	0,001365	6,15
	4,8m	0,1585	1,245	0,01953	3,75	0,001675	5,74
	8m	0,1542	1,245	0,01446	3,75	0,000738	4,54
	12m	0,1464	1,245	0,00621	3,75	0,000619	6,08
	15,2m	0,1388	1,245	0,000568	3,23	0,001163	6,15
0,23g	1,2m	0,240	1,245	0,0272	3,75	0,001568	6,20
	4,8m	0,237	1,245	0,0235	3,75	0,001231	5,83
	8m	0,230	1,245	0,01739	3,75	0,001321	5,02
	12m	0,218	1,245	0,00748	3,75	0,000852	6,20
	15,2m	0,207	1,245	0,000848	3,76	0,001351	6,20

5.3. PERFIS DE AMPLIFICAÇÃO

Foram calculados, para cada amplitude das ondas senoidais, os fatores de amplificação das acelerações. Para cada profundidade os sinais foram divididos pelo sinal lido na base, desta forma pode-se avaliar a amplificação que a onda sofre conforme percorre o solo. Para o acelerômetro representando a base do solo, foi escolhido o ACC11.

Para uma melhor avaliação do sinal em geral, e não apenas de um pico local, foi feita uma média dos vinte primeiros valores máximos de cada acelerômetro, que então foram utilizados para calcular o fator de amplificação. Entretanto, para o modelo que utilizou o programa OpenSees considerou-se a média de todos os valores (superiores a amplitude do sinal aplicado) e não apenas os 20 primeiros, devido ao ruído presente nos resultados.

As Figura 5.13, Figura 5.14 e Figura 5.15 apresentam respectivamente a comparação dos fatores de amplificação dos ensaios numéricos com os experimentais para as intensidades de 0,075g, 0,15g e 0,23g. No geral, os modelos numéricos apresentam valores de amplificações relativamente próximos e seguindo a mesma tendência.

Considerando a Figura 5.13 (amplitude 0,075 g) pode ser observado que os valores das acelerações ao longo da profundidade apresentam uma amplificação do sinal à medida que as ondas avançam da base para o topo. Os maiores valores de amplificações ocorreram para a superfície. Os valores medidos nos ensaios centrífugos apresentaram-se maiores para todas as profundidades avaliadas.

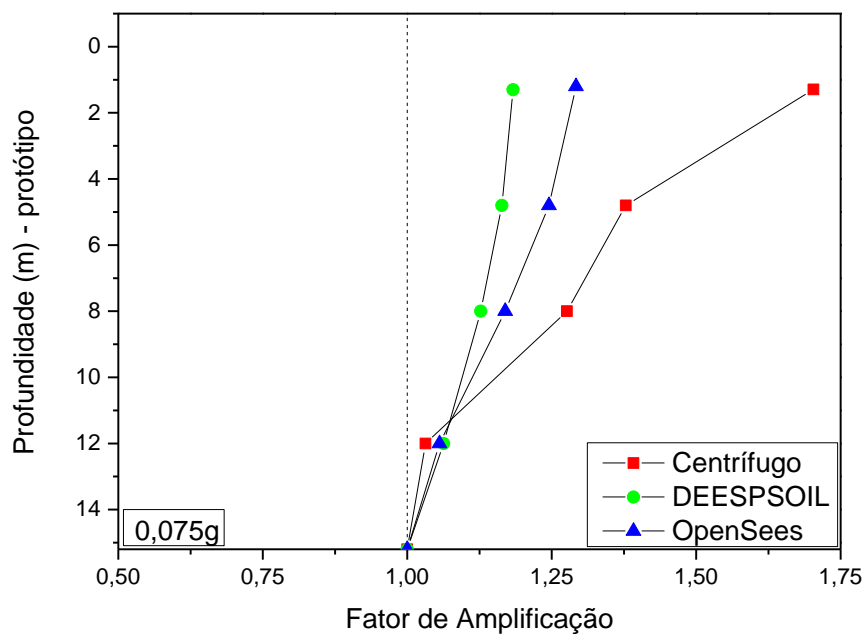


Figura 5.13 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,075g.

Na Figura 5.14 (ensaio com amplitude de 0,15g) pode se observar que, enquanto as acelerações no meio da camada (valores medidos) apresentaram uma atenuação do sinal, as acelerações correspondentes aos modelos numéricos continuaram a amplificar, como apresentado na comparação das acelerações da coluna de solo (Figura 5.3 e 5.4). Como explicado anteriormente, esta diferença pode ser produzida pela influência da rigidez da parede da caixa, já que não houve uma redução da rigidez da mesma relativa ao solo.

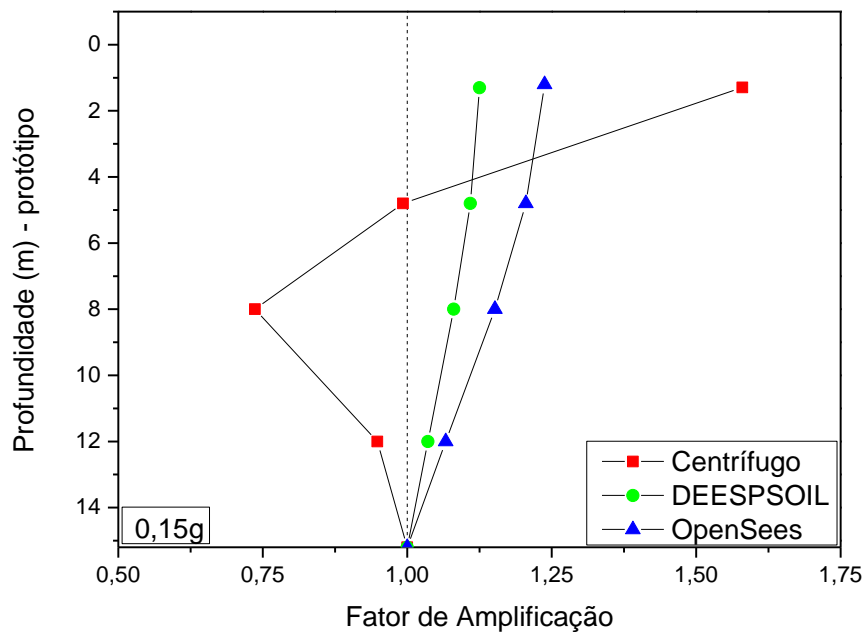


Figura 5.14 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,15g.

Na Figura 5.15 (ensaio com amplitude de 0,23 g), observa-se que todos os acelerômetros do modelo centrífugo sofreram uma atenuação do sinal (mostrando 2 picos de atenuação) enquanto os numéricos amplificaram o sinal seguindo uma tendência. Esta divergência pode ter ocorrido devido ao fato que as análises numéricas modelarem uma coluna de solo 1D, desconsiderando o efeito das paredes. É possível também ter uma influência das condições de contorno utilizadas nos modelos numéricos, em que somente foram considerados amortecedores na base dos modelos. Desta forma não teve como ser avaliada a interação da caixa de ensaio com o solo.

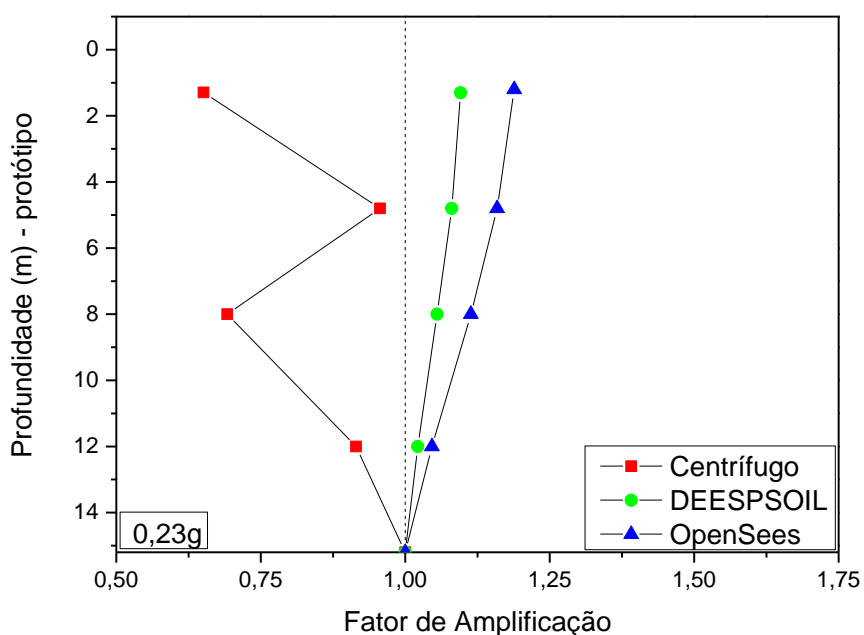


Figura 5.15 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,23g.

A Figura 5.16 apresenta o fator de amplificação dos acelerômetros na superfície para todos os carregamentos do modelo centrífugo e dos numéricos. Os modelos do DEEPSOIL e OpenSees apresentam uma boa relação seguindo uma tendência. É notada uma atenuação apenas para o último carregamento do modelo centrífugo, comentada anteriormente.

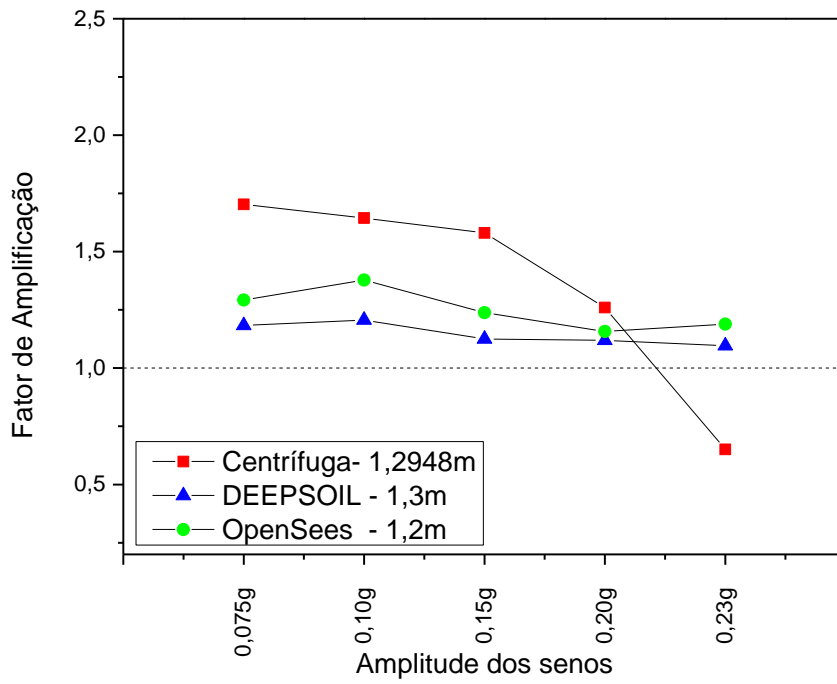


Figura 5.16 – Comparação dos fatores de amplificação das leituras na superfície pelas intensidades de carregamento.

Capítulo 6. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Como apresentado no Capítulo 2, a amplificação das ondas sísmicas ao longo do perfil do solo face a um abalo sísmico na região do platô do talude continental pode desencadear a instabilidade do mesmo. Somado a isto, a considerável sismicidade das regiões ao longo das bacias de Campos e Santos (ALMEIDA, 1997) favorece o aumento do risco sísmico. Desta forma, o estudo da estabilidade de taludes submarinos torna-se de grande importância para a identificação de locações mais seguras para as instalações de futuras estruturas offshore em regiões próximas ao talude continental.

Ensaio centrífugo foram realizados no laboratório do IFFSTAR (Nantes, – França), onde um modelo reduzido do solo foi carregado na base utilizando um atuador sísmico embarcado. Acelerômetros, *bender elements*, transdutores de poro pressão e medidores de recalque foram utilizados para registrar a resposta dos modelos centrífugos. Em determinados momentos dos ensaios, foram caracterizadas as propriedades dinâmicas (Gmax, G e D) e estáticas (Su) do solo. Este modelo centrífugo reduzido pode simular a resposta sísmica de um talude da região *offshore* do Brasil, apresentando tensões e deformações similares a seu protótipo. Modelos numéricos, quando ajustados com resultados de ensaios centrífugos, se tornam uma grande ferramenta para a avaliação da resposta sísmica do talude, já que podem ser avaliados diversos parâmetros do solo, incluindo sinais com variados conteúdos de frequências.

Dois programas, DEEPSOIL e OpenSees, foram utilizados para avaliar os resultados dos ensaios centrífugos apresentados por TARAZONA (2019), simulando a propagação de ondas 1D em uma coluna de solo.

O modelo adotado no programa OpenSees foi validado ao apresentar resultados condizentes aos do modelo DEEPSOIL, uma vez os resultados das acelerações em termos de fase e amplitude das respostas numéricas e experimentais se aproximaram com relativa concordância, seguindo a mesma tendência. Todavia, foi observado uma provável influência das paredes da caixa de ensaio nas respostas dos modelos centrífugos, que na modelagem numérica 1D não é possível de avaliar.

Para trabalhos futuros, sugere-se:

- Comparação numérico versus experimental para os demais carregamentos utilizados nos ensaios centrífugos (LAN-Art e Emilia) para um melhor entendimento das análises.
- Modelagens utilizando o OpenSees em duas ou até três dimensões para estimar com maior representatividade o comportamento do solo durante a aplicação dos sinais de entrada, podendo também avaliar a interferência das paredes da caixa na resposta dinâmica.
- Avaliar modelos (2D e 3D) com geometrias tipo cânions, representativas da região offshore do Sudeste Brasileiro.
- Avaliar outros métodos de ajuste para a maior representatividade das condições de contorno na base dos modelos numéricos.

REFERÊNCIAS

- * RAYLEIGH, J. W. S. B., 1894. *The Theory of Sound*. s.l.:Macmillan.
- *KONDER, R. L. & ZELASKO, J. S., 1963. *Hyperbolic stress-strain formulation of sands*. 2nd pan American Conf. on Soil Mechanics and Foundation, Associação Brasileira de Mecânica dos Solos, São Paulo, Brazil.
- *MASING, G., 1926. Eigenspannungen und Verfestigung beim Messing. *In Proceedings of: Second International Congress of Applied Mechanics*, pp. 332-335.
- AFACAN, K. B., 2014. *Evaluation of Nonlinear Site Response of Soft Clay Using Centrifuge Models, PhD Thesis.*, Los Angeles.: University of California.
- ALMEIDA, M., 1997. *Análise Sísmica na Região Sudeste Brasileira: Aplicação a Oleodutos da Indústria Petrolífera, Tese de Doutorado*, Rio de Janeiro: COPPE, Universidade Federal Rio de Janeiro.
- ALMEIDA, M. C. F. & EBECKEN, N. F. F., 2004. *Geração de Acelerogramas para Análises Sísmicas Realistas no Brasil*. Mendoza, Facultad de Ingeniería. Universidad Nacional de Cuyo, pp. 1-11.
- BISCOTIN, G. & PESTANA, J., 2006. Factors affecting seismic response of submarine slopes.. *Natural Hazards and earth systems sciences v.6*, pp. p.97-107.
- BRENNAN, A. J., THUSYANTHAN, N. I. & MADABHUSHI, S. P. G., 2005. Evaluation of Shear Modulus and Damping in Dynamic Centrifuge Tests. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Volume 131, pp. 1488-1497.
- BRETSCHNEIDER, A., 2017. *In: Report of the test SISTALSUB_0_6.*, Nantes, França.: Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de L'aménagement,.
- CELEP, Z. & BAZANT, Z., 1983. Spurious reflection of elastic waves due to gradually changing finite element size. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Volume 19, pp. 631-646.
- DARENDELI, M. B., 2001. *Development of a New Family of Normalized Modulus Reduction and Material Damping Curves*. Ph.D. dissertation, University of Texas, Austin: s.n.
- EBRAHIMIAN, B., 2013. Numerical Modelling of the Seismic Behaviour of Gravity-Type Quay Walls. *Engineering Seismology, Geotechnical and Structural Earthquake Engineering*, pp. 257-282.
- FEFRNANDES, F. C., 2018. *Ensaios de Coluna Ressonante e de Bender Elements para Medidas de Módulos Cisalhantes em Caulim*. Msc dissertation, Rio de Janeiro, Brasil: COPPE.
- GROHOLSKI, D. R. et al., 2016. Simplified Model for Small-Strain Nonlinearity and Strength in 1D Seismic Site Response Analysis. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 142(9), p. 0401642.
- GROTZINGER, J., JORDAN, T. H., PRESS, F. & SIEVER, R., 2007. *Understanding Earth*. Fifth ed. New York: W. H. FREEMAN AND COMPANY.
- HALLIDAY, D., RESNICK, R. & WALKER, J., 2007. *Fundamentals of physics, extended edition.* 8th. ed. s.l.:Wiley.

- HARDIN, B. O. & BLACK, W. L., 1969. Closure to "Vibration Modulus of Normally Consolidated Clay". *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 95(6), pp. 1531-1537.
- HARDIN, B. O. & DRNEVICH, V. P., 1972. Shear Modulus and Damping in Soils: Measurement and Parameter Effects. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, pp. 603-624.
- HASHASH, Y. M. A. et al., 2016. "DEEPSOIL 6.1, User Manual". s.l.:Department of Civil and Environmental Engineering University of Illinois at Urbana-Champaign.
- HASHASH, Y. M. A. & PARK, D., 2001. Non-Linear One-Dimensional Seismic Ground Motion Propagation in the Mississippi Embayment. *Engineering Geology*, Volume 62, pp. 185-206.
- HASHASH, Y. M. A. & PARK, D., 2002. Viscous Damping Formulation and High Frequency Motion Propagation in Non-Linear Site Response Analysis. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Volume 22, pp. 611-624.
- IDRISS, I. M. & SEED, H. B., 1968. Seismic Response of Horizontal Soil Layers. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Volume 94, pp. 1003-1031.
- IYAMA, J., 2005. Estimate of input energy for elasto-plastic SDOF systems during earthquakes based on discrete wavelet coefficients. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, July, Volume 34, pp. 1799-1815.
- JOYNER, W. B. & CHEN, A. T. F., 1975. Calculation of Nonlinear Ground Response in Earthquakes. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 65(5), pp. 1315-1336.
- KRAMER, S. L., 1996. *Geotechnical Earthquake Engineering*. 1^o ed. Upper Saddle River, NJ: Prentice-Hall.
- KUHLEMEYER, R. & LYSMER, J., 1973. finite element method accuracy for wave propagation problems. *Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE*, 95(SM5).
- LEE, S., CHOO, Y. & KIM, D., 2012. Performance of an Equivalent Shear Beam (ESB) Model Container for Dynamic Geotechnical Centrifuge Tests. *Soil Dynamic and Earthquake Engineering*, Vol. 44, Volume 44, pp. 102-114..
- LYSMER, J. & KUHLEMEYER, R. L., 1969. Finite Dynamic Model for Finite Media. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, Volume 59, pp. 859-878.
- MADABHUSHI, G., 2015. *Centrifuge Modelling for Civil Engineers*. Boca Raton. FL: CRC Press.
- MASSON, D. G. et al., 2006. Submarine Landslides: Processes, Triggers and Hazard Prediction. *Philosophical Transactions of the Royal Society*, Volume 364, p. 2009–2039..
- MATASOVIC, N., 1993. *Seismic Response of Composite Horizontally-Layered Soil Deposits*. Los Angeles: University of California.
- MULLEN, R. & BELYTSCHKO, T., 1983. An Analysis of an Unconditionally Stable Explicit Method. *Computers and Structures*, Volume 16, pp. 691-696.
- NEWMARK, N. M., 1959. A Method of Computation for Structural Dynamics. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, Volume 85, pp. 67-95.
- PHILIPS, C. & HASHASH, Y. M. A., 2008. *A Simplified Constitutive Model to Simultaneously Match Modulus Reduction and Damping Soil Curves for Nonlinear Site Response Analysis*. Sacramento, California, s.n.

- PUZRIN, A., FRYDMAN, S. & TALESNICK, M., 1997. Effect of Degradation on Seismic Response of Israeli Continental Slope. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 123(2), pp. 85-93.
- PYKE, R., 1979. Non Linear Soil Models for Irregular Cyclic Loadings. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, pp. 715-726.
- STOKOE, K. H. et al., 2004. *Development of a New Family of Normalized Modulus Reduction and Material Damping Curve*, Austing: University of Texas.
- TARAZONA, S. F. M., 2016. *Modelagem Física e Numérica da Instabilidade de Taludes Submarinos Sob Solicitações Sísmicas.*, Rio de Janeiro: COPPE, UFRJ.
- TARAZONA, S. F. M., 2019. *Evaluation of Seismic Site Response of Submarine Clay Canyons*. Dr. dissertation, COPPE, Rio de Janeiro, Brasil: s.n.
- TARAZONA, S. F. M. et al., 2019. Evaluation of Seismic Site Response of Submarine Clay Canyons Using Centrifuge Modelling. *International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*.
- THEOCHARIS, K. K., 2018. *GiD+OpenSees Interface User Manual*, Thessaloniki, Greece: Aristotle University of Thessaloniki.
- VAZ, L. E., 2011. *Métodos dos Elementos Finitos em Análise de Estruturas*. 1º ed. Rio de Janeiro: Elsevier.
- VIANA da FONSECA, . A., FERREIRA, C. & FAHEY, M., 2009. A Framework Interpreting Bender Elements Tests, Combining Time-Domain and Frequency-Domain Methods. *Geotechnical Testing Journal*, 32(2), pp. 1-17.
- WHITMAN, V. & LAMBE, P. C., 1986. Effect of Boundary Conditions Upon Centrifuge Experiments Using Ground Motion Simulation. *Geotechnical Testing Journal*, 9(2), pp. 61-71.
- WROTH, C. P., 1984. The Interpretation of in Situ Soil Tests. *Géotechnique*, 34(4), pp. 449-489.
- ZEGHAL, M. & ELGAMAL, A.-W., 1994. Analysis of Site Liquefaction Using Earthquake Records. *Journal of Geotechnical Engineering*, 120(6), pp. 996-1017.
- ZENG, X. & SCHOFIELD, A. N., 1996. Design and Performance of an Equivalent-Shear-Beam Container for Earthquake Centrifuge Modelling. *Geotechnique*, 46(1), pp. 83-102.

* - bibliografia citada em artigos consultados

APÊNDICE

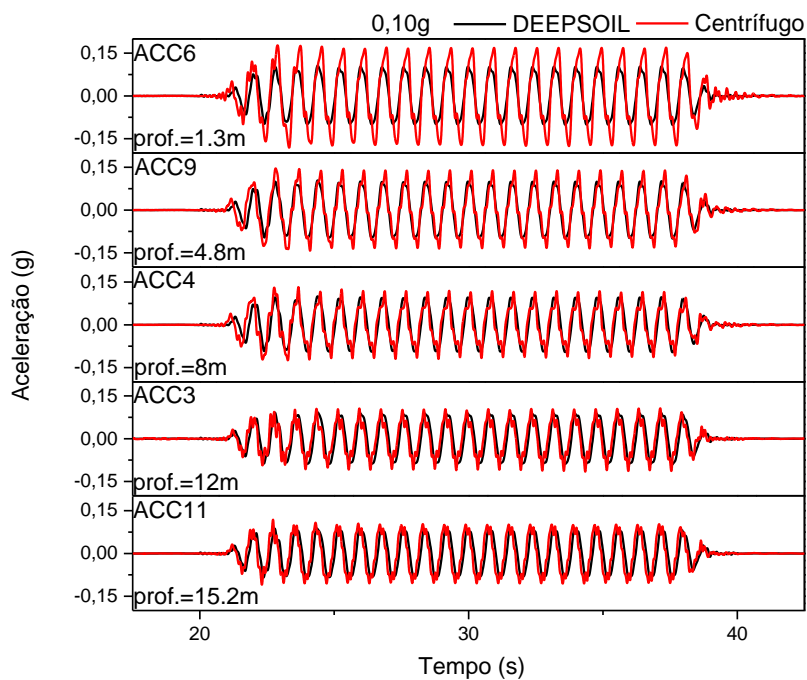


Figura A 1 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,10g.

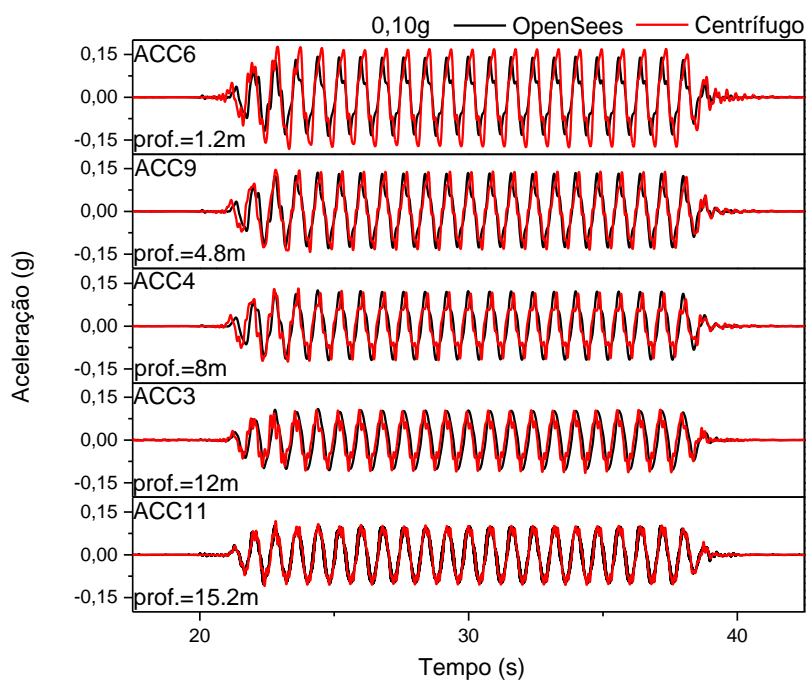


Figura A 2 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,10g.

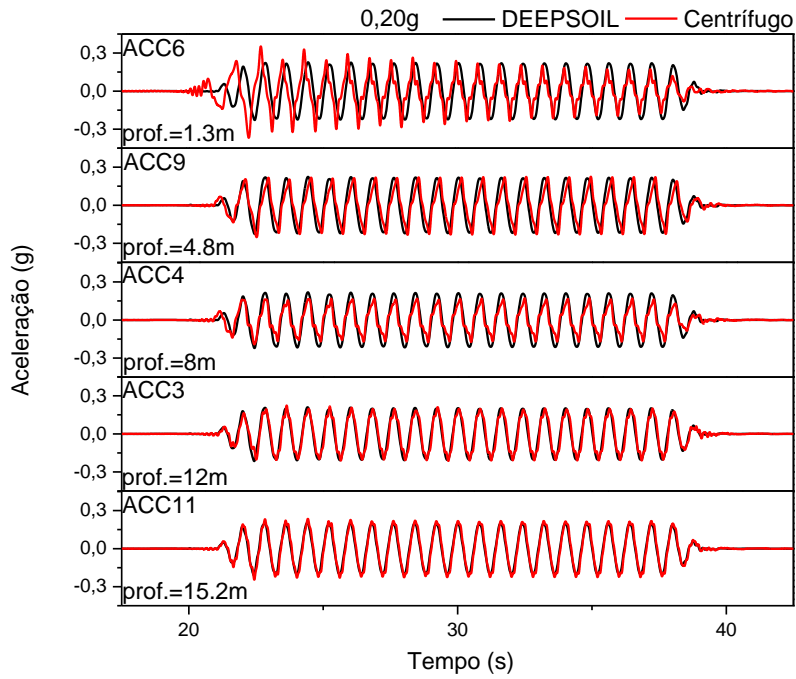


Figura A 3 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (DEEPSOIL) para a amplitude de 0,20g.

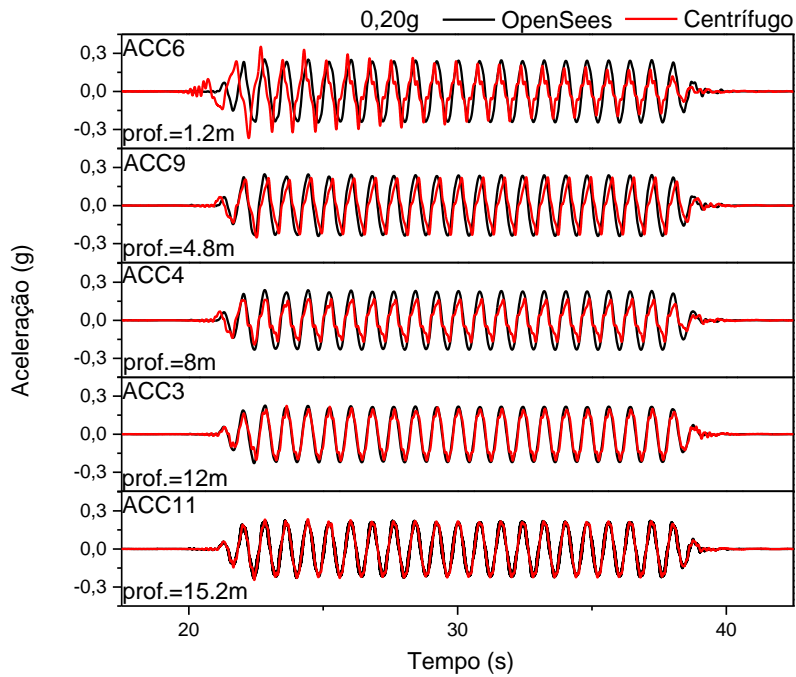


Figura A 4 – Comparação dos acelerômetros da coluna do ensaio centrífugo com o numérico (OpenSees) para a amplitude de 0,20g.

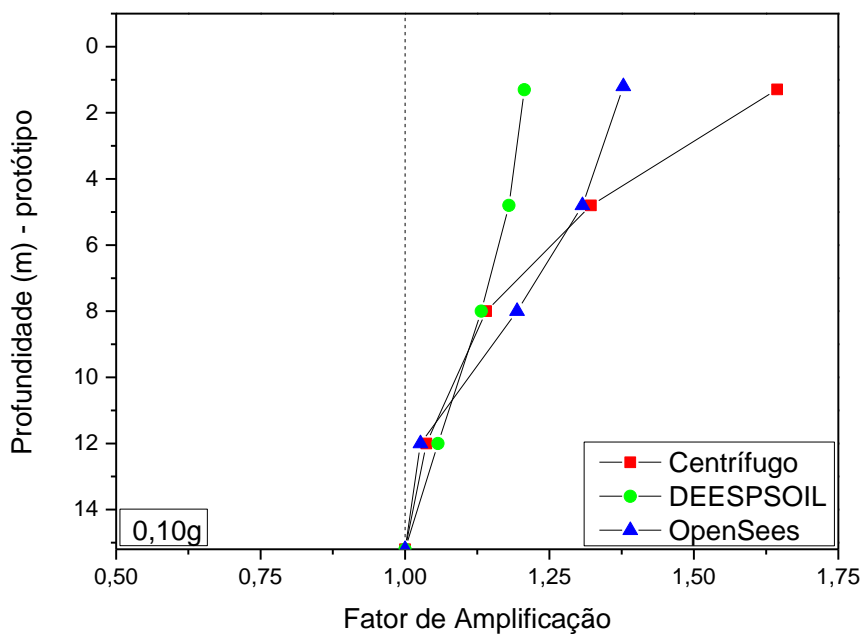


Figura A 5 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,10g.

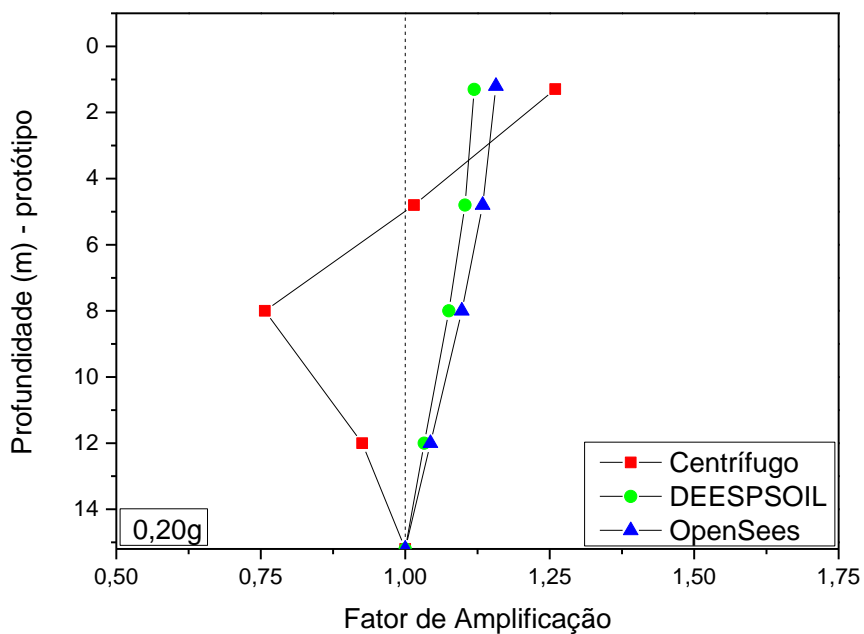


Figura A 6 – Comparação dos fatores de amplificação da coluna de solo do ensaio centrífugo com os numéricos (DEEPSOIL e OpenSees) para a amplitude de 0,20g.