

# Início de Liquefação Dinâmica em Região Continental Estável pelo Método Simplificado das Tensões Cisalhantes

Celso Salvador Villalobos  
PUC-Rio, Rio de Janeiro, Brasil, celsosalvador0513@gmail.com

Jackeline Castañeda Huertas  
PUC-Rio, Rio de Janeiro, Brasil, jackeline.castaneda@gmail.com

Celso Romanel  
PUC-Rio, Rio de Janeiro, Brasil, celso.romanel@gmail.com

**RESUMO:** Análises preliminares do potencial de início de liquefação dinâmica em solos arenosos ou rejeitos de mineração saturados estimam fatores de segurança contra o início de liquefação expressos pela razão entre a resistência dinâmica do solo e a demanda sísmica. A resistência é geralmente determinada dos resultados de ensaios de campo (SPT, CPT, velocidade de propagação de onda S) enquanto que a demanda sísmica depende da magnitude do terremoto e da resposta dinâmica do depósito de solo quando excitado por ondas sísmicas. Esta metodologia tem várias versões na literatura, dependendo do banco de casos históricos analisados por diferentes pesquisadores. De comum, todas as versões têm o fato de serem baseadas em eventos sísmicos ocorridos em regiões sísmicamente ativas, principalmente na costa oeste norte-americana. No presente trabalho, uma versão para cálculo do fator de segurança contra início de liquefação dinâmica, especificamente desenvolvida para regiões continentais estáveis como o Brasil, é aplicada em uma barragem de mineração brasileira usando dados de ensaios SPT. A comparação dos resultados obtidos com esta formulação e os valores determinados com parâmetros e correlações desenvolvidas para regiões sísmicamente ativas, indica que os fatores de segurança para uma região continental estável podem ser 25% inferiores.

**PALAVRAS-CHAVE:** Barragem de Rejeitos, Terremotos, Início de Liquefação, Região Continental Estável

**ABSTRACT:** Preliminary analyzes of dynamic liquefaction triggering in saturated sandy soils or mining tailings estimate safety factors against liquefaction triggering, expressed by the ratio between soil dynamic resistance and seismic demand. Resistance is usually determined from results of field tests (SPT, CPT, shear wave propagation) while seismic demand depends on the magnitude of the earthquake and the dynamic response of the soil deposit when excited by seismic waves. This methodology has several versions in the literature, depending on the historical data analyzed by different researchers. In common, all versions have the fact that they are based on seismic events that occurred in seismically active regions, especially in the US west coast. In the present paper, a version for the calculation of the safety factor against dynamic liquefaction triggering, specifically developed for stable continental regions such as Brazil, is applied to a Brazilian mining dam using SPT test data. A comparison between the results obtained with this formulation and the values determined with parameters and correlations developed for seismically active regions, indicates that safety factors for a stable continental region can be 25% lower.

**KEYWORDS:** Tailings Dam, Earthquakes, Liquefaction Triggering, Stable Continental Regions

## 1 INTRODUÇÃO

A história registra ao longo dos séculos muitos casos de ruptura de depósitos de solos arenosos devido a terremotos, com consideráveis prejuízos econômicos e culturais, perdas de vidas humanas e danos ao meio ambiente, causados pela liquefação dinâmica de solos arenosos saturados. Ainda que o fenômeno de liquefação já fosse conhecido, até meados dos anos 1960 não havia métodos bem estabelecidos para fundamentar práticas de engenharia visando a prevenir a ocorrência de liquefação e minimizar suas consequências.

Quando o solo flui de maneira semelhante a um líquido é porque a tensão cisalhante estática, induzida pela gravidade na condição de equilíbrio, excede a resistência ao cisalhamento não drenada do solo durante um período de tempo significativo, provocando a ocorrência de grandes deslocamentos em taludes. Nestes casos, o fenômeno é denominado de fluxo por liquefação (*flow liquefaction, flow failure*). A condição incipiente (*liquefaction triggering*) para fluxo por liquefação está associada com a resistência não drenada residual que é mobilizada quando o solo sofre grandes deformações. O fluxo por liquefação é mais comum em terrenos naturais mas pode também acontecer em obras de engenharia como barragens de terra, de mineração, rejeitos sólidos, diques, aterros atrás de estruturas para contenção de água.

O início da liquefação dinâmica pode ser investigado em laboratório por meio de ensaios cíclicos triaxiais ou cisalhamento direto. Os primeiros são mais simples de executar, mas os ensaios de cisalhamento direto fornecem uma melhor representação do comportamento sísmico de depósitos de solo com superfície pouca inclinada (< 6%) excitados por ondas S verticais que induzem tensões cisalhantes em planos horizontais, enquanto que em ensaios triaxiais as tensões cisalhantes cíclicas atuam no corpo de prova em planos inclinados de 45°. Uma grande dificuldade para determinar o início de liquefação é representar corpos de prova com a mesma estrutura do solo em campo. Devido ao custo e dificuldades de amostragem, métodos de laboratório para estimativa do início de liquefação são geralmente limitados para projetos de grande importância ou para atividades de pesquisa em universidades.

Na prática da engenharia, uma estimativa preliminar do fator de segurança contra o início de liquefação dinâmica é geralmente feita pelo método simplificado das tensões cisalhantes introduzido por Seed e Idriss (1971). O método é baseado em casos históricos pós-terremoto que foram categorizados como “liquefação” ou “não liquefação” em função de evidências observadas em campo. A demanda sísmica, quantificada pela razão de tensão cíclica CSR (*Cyclic Stress Ratio*) é plotada versus a resistência à penetração do solo em ensaios de campo (SPT, CPT) ou velocidade de propagação de onda S. Neste tipo de gráfico, os casos de liquefação e de não liquefação são separados pela curva da razão de resistência cíclica CRR (*Cyclic Resistance Ratio*) que representa a capacidade de um ponto do solo em resistir à liquefação dinâmica durante um sismo com magnitude de momento  $M_w = 7,5$  sob tensão vertical efetiva de 1 atm (condições de referência). O fator de segurança contra o início da liquefação ( $FS_L$ ) pode então ser estimado considerando as condições de referência ou as condições específicas do sítio analisado ( $M_w, \sigma'_v$ ) de acordo com a Eq 1.

$$FS_L = \frac{CRR_{M_w=7,5 \ \sigma'_v=1 \ atm}}{CSR_{M_w=7,5 \ \sigma'_v=1 \ atm}} = \frac{CRR_{M_w \ \sigma'_v}}{CSR_{M_w \ \sigma'_v}} \quad (1)$$

## 2 RAZÃO DE TENSÃO CÍCLICA CSR

A razão de tensão cíclica CSR ( $z$ ) para um terremoto de magnitude  $M_w$  é definida pela razão entre o valor da tensão cisalhante cíclica uniforme equivalente ( $0,65 \tau_{cic,max}$ ) e a tensão vertical efetiva atuante no ponto à profundidade  $z$ , conforme Eq. 2.

$$CSR_{M_w \ \sigma'_v} = 0,65 \frac{\tau_{cic,max}}{\sigma'_v} = 0,65 \left( \frac{a_{max}}{g} \right) \left( \frac{\sigma_v}{\sigma'_v} \right) r_d \quad (2)$$

onde  $\sigma_v$  e  $\sigma'_v$  são as tensões verticais total e efetiva, respectivamente, na profundidade  $z$ ,  $a_{max}$  é a aceleração horizontal máxima na superfície do terreno,  $g$  representa a aceleração da gravidade e  $r_d$  é o fator de redução da tensão cisalhante cíclica com a profundidade. O fator 0,65 foi introduzido por Seed e Idriss (1967) para reduzir o valor de pico da tensão cisalhante cíclica máxima ( $\tau_{cic,max}$ ), que ocorre apenas uma vez durante o carregamento sísmico, para uma tensão cisalhante cíclica uniforme equivalente.

### 2.1 Fator de redução da tensão cisalhante cíclica

#### 2.1.1 Correlação para região sísmicamente ativa

Correlações para estimativa do fator  $r_d$  publicados na literatura dependem apenas da profundidade (Youd et al., 2001), da profundidade e da magnitude do sismo (Idriss, 1999; Boulanger e Idriss, 2014) ou da profundidade, magnitude do sismo, aceleração na superfície e da velocidade média de propagação da onda S

nos 12 m superficiais (Cetin e Seed., 2004). A proposta de Boulanger e Idriss (2014), bastante utilizada na prática para  $z \leq 30$  m (Eq. 3), é decorrente de 512 análises da resposta dinâmica de depósitos de solo pelo método linear equivalente, considerando magnitudes de terremoto  $M_w = 5,5, 6,5$  e  $7,5$  em apenas 6 perfis geotécnicos, sendo 5 deles formados por 33 m de areia sobre base rochosa e apenas um perfil com variação na estratigrafia. Em um estudo mais amplo, o fator de redução da tensão cisalhante proposto por Cetin e Seed (op. cit.), menos utilizado na prática da engenharia, foi obtido com base em 2153 análises da resposta dinâmica de depósitos de solo, considerando a combinação de 50 diferentes combinações de estratigrafia sob carregamento de 42 histórias de aceleração de terremotos com magnitude  $5,7 \leq M_w \leq 8,1$ .

$$r_d = \exp[\alpha(z) + \beta(z)M] \quad (3a)$$

$$\alpha(z) = -1,012 - 1,126 \operatorname{sen} \left( \frac{z}{11,73} + 5,133 \right) \quad (3b)$$

$$\beta(z) = 0,106 + 0,118 \operatorname{sen} \left( \frac{z}{11,28} + 5,142 \right) \quad (3c)$$

Uma questão que surge no cálculo de CSR (Eq. 2) é como estimar o valor da aceleração horizontal máxima  $a_{max}$  na superfície do depósito de solo. O procedimento mais comum é executar uma análise linear equivalente com programas computacionais para propagação 1D de ondas SH, como o programa DEEPSOIL (Hashash et al., 2020). Outra questão é sobre a conveniência, ou não, de estimar CSR ao longo da profundidade do perfil geotécnico de interesse com base nos valores de  $\tau_{cic,max}$  (Eq. 2) computados por meio de programas de resposta dinâmica 1D ou utilizar a formulação em termos do fator de redução da tensão cisalhante cíclica  $r_d$ . Análises computacionais específicas para cálculo de CSR podem não ser consistentes com as curvas empíricas propostas por diversos pesquisadores para estimativa de CRR que aparecem no numerador da Eq. 1. Recomenda-se que as análises de resposta dinâmica 1D sejam utilizadas apenas para determinar o valor da aceleração horizontal máxima na superfície  $a_{max}$ .

### 2.1.2 Correlação para região continental estável

Lasley et al. (2016) utilizaram os depósitos de solo investigados por Cetin e Seed (2004) considerando 149 pares de aceleração horizontal do banco de dados de McGuire et al. (2001), formado por terremotos da região estável CEUS (*Central Eastern United States*) com magnitude  $4,5 \leq M_w \leq 7,6$  e distâncias sítio – fonte entre 0,1 a 199 km. A relação proposta por Lasley et al. (op.cit.), conforme Eq. 4 para  $z < 20$  m, é aplicável em regiões SCR (*Stable Continental Region*), como no Brasil, e diferenciam-se das citadas anteriormente que foram desenvolvidas com base em dados de terremotos da região sismicamente ativa WUS (*Western United States*).

$$r_d = (1 - \alpha) \exp(-z/\beta) + \alpha + \varepsilon_{r_d} \quad (4a)$$

$$\alpha = \exp(-3,86 + 0,3669M_w) \quad (4b)$$

$$\beta = \exp(-18,92 + 5,565M_w) \quad (4c)$$

A variável aleatória  $\varepsilon_{r_d}$  é normalmente distribuída com média nula e desvio padrão  $\sigma_{r_d}$  estimado pela Eq. 4d:

$$\sigma_{r_d} = 0,1595/[1 + \exp(-0,5326z)] \quad (4d)$$

## 2.2 Ajuste de CSR para magnitude $M_w = 7,5$

A razão de tensão cíclica CSR necessária para início da liquefação (i.e. para atingir a razão de resistência cíclica CRR) decresce com o aumento do número de ciclos do carregamento. A magnitude do terremoto é geralmente utilizada como medida indireta do número de ciclos visto que se trata de grandeza diretamente correlacionada com a duração do terremoto e do número de ciclos. Um fator de escala para magnitude de terremoto (MSF – *magnitude scaling factor*) é introduzido para padronizar o valor de CSR em relação à magnitude de referência  $M_w = 7,5$  conforme Eq. 5.

$$CSR_{M_w=7,5 \sigma'_{v'}} = CSR_{M_w \sigma'_{v'}} \frac{1}{MSF} = 0,65 \left( \frac{a_{max}}{g} \right) \left( \frac{\sigma_v}{\sigma'_v} \right) r_d \frac{1}{MSF} \quad (5)$$

### 2.2.1 Fator de escala MSF para região sísmicamente ativa

Até 2001, o fator MSF era definido apenas com a magnitude do terremoto (Youd et al., 2001). Nos anos seguintes, outras propostas foram publicadas na literatura, como a Eq. 6 apresentada por Boulanger e Idriss (2014) em função da variação da densidade relativa do solo (ou da resistência à penetração no ensaio SPT).

$$MSF = 1 + (MSF_{max} - 1) \times \left[ 8,64 \exp\left(\frac{-M_w}{4}\right) - 1,325 \right] \text{ com valor mínimo para } M_w = 5,25 \quad (6a)$$

$$MSF_{max} = 1,09 + \left[ \frac{(N_1)_{60cs}}{31,5} \right]^2 \leq 2,2 \quad (6b)$$

onde  $(N_1)_{60cs}$  é o número equivalente de golpes do ensaio SPT em areia limpa (*cs – clean sand*) normalizado em relação à tensão vertical efetiva de 1 atm e 60% de eficiência da energia do martelo.

### 2.2.2 Fator de escala MSF para região continental estável

Lasley et al. (2017) propuseram o fator de escala de magnitude MSF conforme Eq. 7, onde  $N_{eq M_w}$  é o número equivalente de ciclos uniformes de um carregamento senoidal que representa o carregamento irregular de um terremoto com magnitude  $M_w$ .

$$MSF = \left( 14/N_{eq M_w} \right)^{0,34} \leq 2,02 \quad (7)$$

O cálculo de  $N_{eq M_w}$  é feito pela Eq. 8a proposta por Green e Terri (2005):

$$N_{eq M_w} = 0,4605 - 0,4082 \times \ln(a_{max}/g) + 0,2332M_w + \varepsilon_{total} \quad (8a)$$

onde  $a_{max}$  é a aceleração máxima em unidades de g e  $\varepsilon_{total}$  é uma variável aleatória normalmente distribuída com média nula e desvio padrão  $\sigma_{total}$  dado pela Eq. 8b:

$$\sigma_{total}(z) = \max \left[ 0,5399 - 0,0773 \times \frac{z}{26,4} ; 0,4626 \right] \quad (8b)$$

na qual z designa a profundidade do ponto em metros.

## 3 RAZÃO DE RESISTÊNCIA CÍCLICA CRR

No caso de ensaios de simples reconhecimento (SPT), o cálculo da resistência cíclica  $CRR_{M_w=7,5 \sigma'_{v}=1atm}$  nas condições de referência é feito no método de Boulanger e Idriss (2014) de acordo com a Eq. 9a considerando o número equivalente de golpes do ensaio SPT em areia limpa  $(N_1)_{60cs}$ .

$$CRR_{M_w=7,5 \sigma'_{v}=1at} = \exp \left[ \frac{(N_1)_{60cs}}{14,1} + \left( \frac{(N_1)_{60cs}}{126} \right)^2 - \left( \frac{(N_1)_{60cs}}{23,6} \right)^3 + \left( \frac{(N_1)_{60cs}}{25,4} \right)^4 - 2,8 \right] \quad (9a)$$

com

$$(N_1)_{60cs} = N \times C_N \times C_R \times C_B \times C_S \times C_E + (\Delta N_1)_{60} \quad (9b)$$

onde  $N$  é o número de golpes medido de campo e  $C_N$ ,  $C_R$ ,  $C_B$ ,  $C_S$  e  $C_E$  são coeficientes para correção da tensão vertical efetiva (1atm), comprimento da haste de ensaio, diâmetro do furo, tipo de amostrador e eficiência de energia do martelo, respectivamente. A parcela  $(\Delta N_1)_{60}$  se refere a um ajuste em função do teor de finos (*FC – fine content*) estimado pela Eq. 9c.

$$\Delta(N_1)_{60} = \exp[1,63 + (9,7/FC) - (15,7/FC)^2] \quad (9c)$$

### 3.1 Ajuste de CRR para tensão efetiva

O fator de ajuste de tensão efetiva  $K_\sigma$  foi proposto por Seed (1983) como a razão entre CRR para determinada tensão vertical efetiva  $\sigma'_v$  e CRR para tensão vertical efetiva de 1 atm no mesmo solo ( $K_\sigma = CRR_{\sigma'_v}/CRR_{\sigma'_v=1 \text{ atm}}$ ). As correlações entre a razão de resistência cíclica CRR e a resistência do solo in situ  $(N_1)_{60cs}$  são tipicamente apresentadas na literatura em relação às condições de referência, como na Eq. 9.a. Boulanger e Idriss (2014) apresentaram a Eq. 10 para estimativa do fator  $K_\sigma$ .

$$K_\sigma = \min \begin{cases} 1 - C_\sigma \times \ln\left(\frac{\sigma'_v}{P_d}\right) \text{ com } C_\sigma = \frac{1}{18,9 - 2,55 \times \sqrt{(N_1)_{60cs}}} \leq 0,3 \\ 1,1 \end{cases} \quad (10)$$

## 4 FATOR DE SEGURANÇA $F_{SL}$ CONTRA INÍCIO DE LIQUEFAÇÃO

No cálculo do fator de segurança contra início de liquefação é essencial considerar CSR e CRR sob mesma tensão vertical efetiva e mesma magnitude do terremoto. O fator de segurança  $F_{SL}$  pode ser determinado usando a tensão vertical efetiva atuante no ponto e a magnitude do terremoto no problema específico, ou a tensão vertical de referência (1 atm) e a magnitude de referência ( $M_w = 7,5$ ).

Nas condições de referência,

$$F_{SL} = \frac{CRR_{M_w=7,5 \ \sigma'_v=1 \text{ atm}}}{CSR_{M_w=7,5 \ \sigma'_v=1 \text{ atm}}} = \frac{CRR_{M_w=7,5 \ \sigma'_v=1 \text{ atm}}}{0,65 \left(\frac{a_{max}}{g}\right) \left(\frac{\sigma_v}{\sigma'_v}\right) r_d / (MSF K_\sigma)} \quad (11a)$$

Nas condições de campo,

$$F_{SL} = \frac{CRR_{M_w \ \sigma'_v}}{CSR_{M_w \ \sigma'_v}} = \frac{CRR_{M_w=7,5 \ \sigma'_v=1 \text{ atm}} MSF K_\sigma}{0,65 \left(\frac{a_{max}}{g}\right) \left(\frac{\sigma_v}{\sigma'_v}\right) r_d} \quad (11b)$$

## 5 COMPARAÇÃO ENTRE VALORES DE $F_{SL}$ EM REGIÃO CONTINENTAL ESTÁVEL E REGIÃO SÍSMICAMENTE ATIVA

Os valores do fator de segurança contra o início de liquefação (Eq. 11a ou 11b) foram determinados com a formulação de Boulanger e Idriss (2014) pelas Eq. 3, 6, 9, 10 para região sísmicamente ativa, e as Eq. 3, 4, 7 e 10 para região continental estável. O fator de ajuste de tensões verticais  $K_\sigma$  não foi explicitamente tratado por Lasley et al. (2016, 2017), admitindo-se aqui o mesmo valor determinado pela Eq. 10. Esta mesma hipótese foi considerada por Green et al. (2019) na investigação do coeficiente de segurança contra o início de liquefação dinâmica com base em resultados de ensaios CPT.

### 5.1 Estudo de caso

A barragem de rejeitos (Fig. 1) compreende a construção de um dique de partida com material de empréstimo e estágios posteriores de alteamento com rejeitos ciclizados. A posição do lençol freático se encontrado a 2 m de profundidade, no furo de sondagem SPT-01 e a 7 m no furo SPT-02. A velocidade da onda cisalhante  $V_s$  do solo de fundação é 750 m/s (classe B). Considerando diretrizes internacionais de segurança de barragem de rejeitos (GISTM, 2020; CDA, 2019) dois cenários sísmicos foram analisados, com probabilidade de excedência anual de 1/2500 e 1/10000 com valores de PGA de 0,05g e 0,10g, respectivamente, determinados em estudo de ameaça sísmica probabilística.



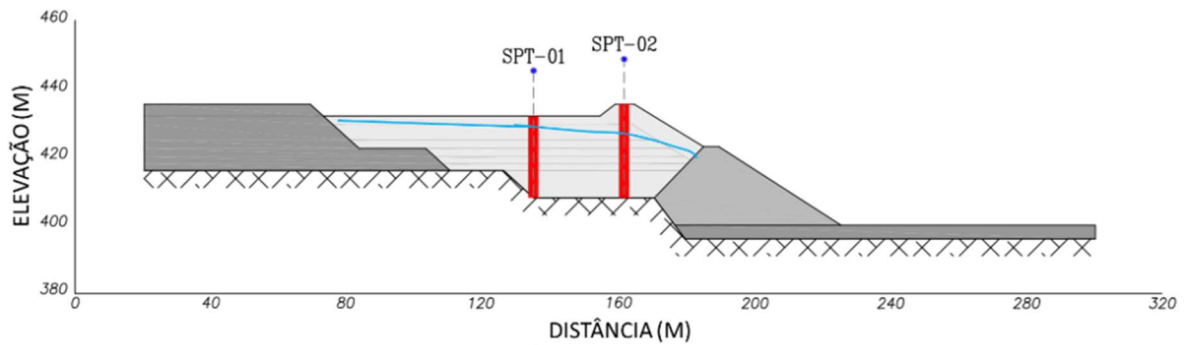


Figura 1. Seção transversal da barragem de rejeitos.

As Fig. 2 e 3 comparam a variação do fator de segurança  $F_{SL}$  com a profundidade, computados com os métodos de Boulanger e Idriss (2014) e Lasley et al. (2016, 2017). Conforme pode ser observado, houve diminuição do valor do fator de segurança na consideração de região continental estável em até 25%, evidenciando a importância da utilização de valores de  $r_d$  e MSF específicos para estas regiões.

Os cálculos foram feitos considerando a mesma aceleração máxima  $a_{max}$  na superfície, mas deve-se ter em mente que geralmente os efeitos de amplificação sísmica são maiores em regiões continentais estáveis, com embasamento em rocha cristalina (classe A), do que em regiões sísmicamente ativas, com embasamento em rocha branda (classe B).

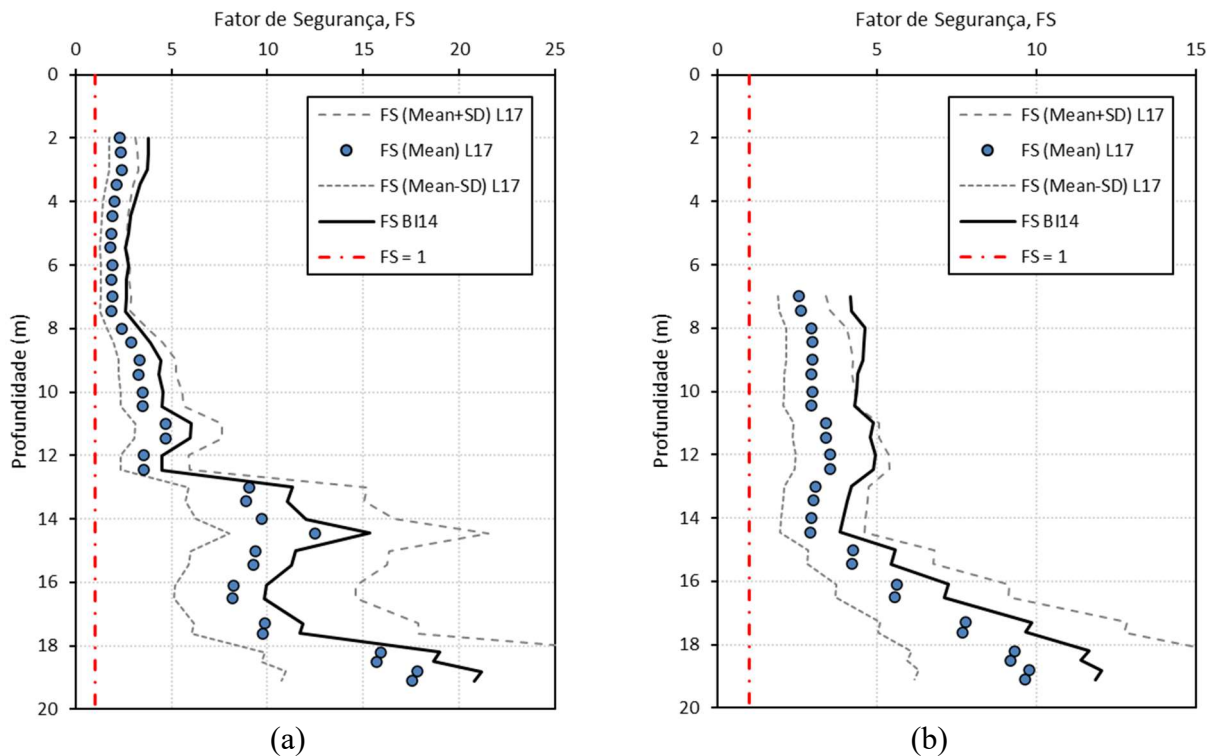


Figura 2. (a) Furos SPT-01 (b) SPT-02 para sismo com período de retorno de 2500 anos. Previsão de Boulanger e Idriss (2014) em linha preta contínua e por Lasley et al. (2016, 2017) em círculos (mediana) e linhas cinzentas ( $\pm$  desvio padrão).

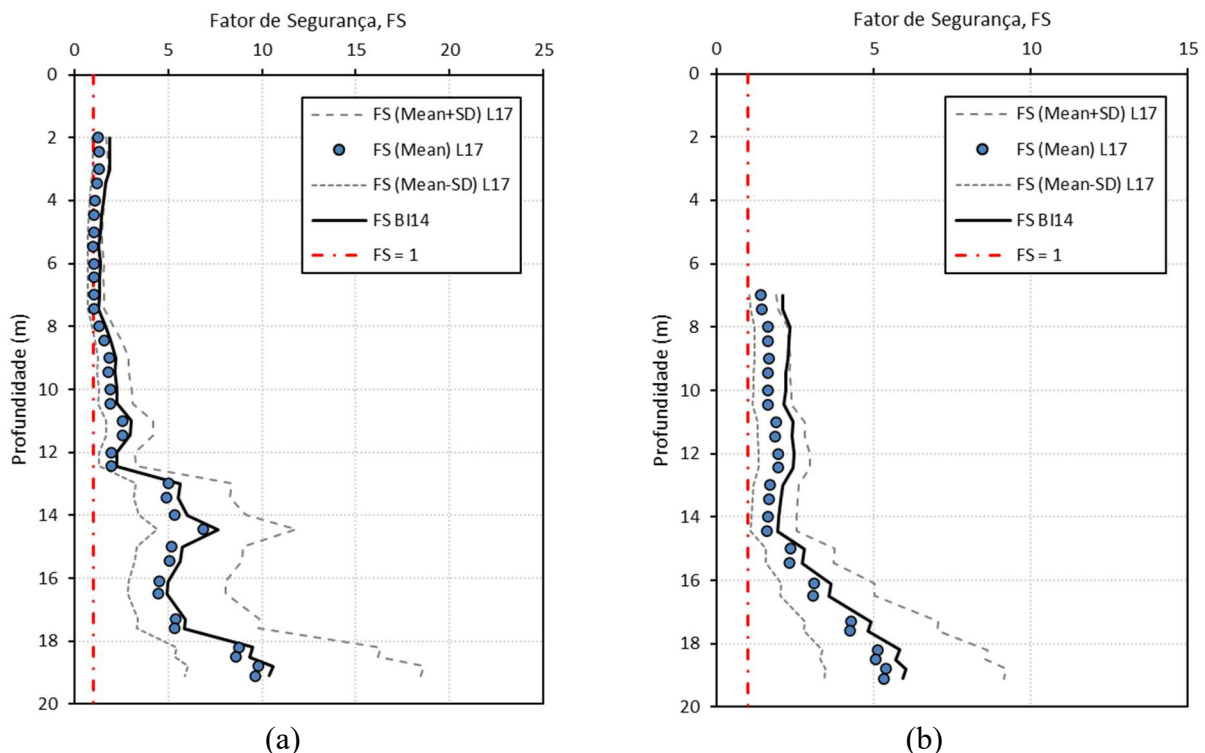


Figura 3. (a) Furos SPT-01 (b) SPT-02 para sismo com período de retorno de 10000 anos. Previsão de Boulanger e Idriss (2014) em linha preta contínua e por Lasley et al. (2016, 2017) em círculos (mediana) e linhas cinzentas ( $\pm$  desvio padrão).

## 6 CONCLUSÕES

Neste trabalho procurou-se chamar a atenção da comunidade geotécnica brasileira envolvida em análises de liquefação sísmica usando métodos simplificados para estimativa do fator de segurança contra o início de liquefação. A literatura apresenta várias metodologias desenvolvidas para a região oeste dos Estados Unidos, sísmicamente ativa, mas no caso de um região continental estável, como no Brasil, há importantes diferenças devido ao contraste de impedâncias entre o solo e o embasamento rochoso e na distribuição de frequências dos terremotos. No exemplo considerado no presente estudo, a utilização dos parâmetros / correlações propostas por Lasley (2016, 2017) reduziram os fatores de segurança em até 25% em relação aos valores obtidos com a formulação de Boulanger e Idriss (2014).

## AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Boulanger, R. W. e Idriss, I. M. CPT and SPT based liquefaction triggering procedures. *Report UCD/CGM-14/01*, Center for Geotechnical Modeling, University of California, Davis, 2014.
- Cetin, K. O.; Seed, R. B. Nonlinear shear mass participation factor ( $r_d$ ) for cyclic shear stress ratio evaluation, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, v. 24, pp. 103-113, 2004.
- Green, R.A.; Bommer, J.J.; Rodriguez-Marek, A.; Maurer, B.W.; Stafford, P.J.; Edwards, B.; Kruiver, P.P.; Lange, G. e Van Elk, J. Addressing limitations in existing “simplified” liquefaction triggering evaluation

- procedures: application to induced seismicity in the Groningen gas field, *Bulletin of Earthquake Engineering*, v. 17, pp. 4539-4557, 2019.
- Green, R.A. e Terri, G.A. Number of equivalent cycles concept for liquefaction evaluations revisited. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, v. 131, n. 4, p. 477-488, 2005.
- Hashash, Y.M.A.; Groholski, D.R.; Phillips, C.A.; Park, D, e Musgrove, M. DEEPSOIL v.7, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, *User Manual*, 137 p., 2020.
- Idriss, I. M. An update to the Seed-Idriss simplified procedure for evaluating liquefaction potential. Proceedings of TRB workshop on new approaches to liquefaction, *Federal Highway Administration FHWA-RD-99-165*, 1999.
- Lasley, S.J.; Green, R.A. e Rodriguez-Marek, A. Number of Equivalent Stress Cycles for Liquefaction Evaluations in Active Tectonic and Stable Continental Regimes. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* v. 143, n.4:04016116, 2017.
- Lasley, S.J.; Green, R.A. e Rodriguez-Marek, A. A new stress reduction coefficient relationship for liquefaction triggering analyses. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* v. 142, n. 11:06016013, 2016.
- Seed, H. B. Earthquake-resistant design of earth dams, *Proc. Symp. Seismic Design of Earth Dams and Caverns*, ASCE, New York, pp. 41-64, 1983.
- Seed, H.B. e Idriss, I.M. Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, v. 97, 1249-1273, 1971.
- Seed, H. B. e Idriss, I. M. Analysis of liquefaction: Niigata earthquake, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, v. 93, SM3, pp. 83-108, 1967.
- Youd, T. L.; Idriss, I. M.; Andrus, R D.; Arango, I.; Castro, G.; Christian, J. T.; Dobry, R.; Finn, W. D. L.; Harder, L. F. Jr.; Hynes, M. E.; Ishihara, K.; Koester, J. P.; Liao, S. S. C.; Marcuson, W. F.; Martin, G. R.; Mitchell, J. K.; Moriwaki, Y.; Power, M. S.; Robertson, P. K; Seed, R. B. e Stokoe, K H. Liquefaction resistance of soils: Summary Report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF Workshops on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental*, v. 127, n.10, pp. 817-833, 2001.