

AVALIAÇÃO DE MÉTODOS DE ESTIMATIVA DA CAPACIDADE DE CARGA DE FUNDAÇÕES DIRETAS EM SOLOS NÃO SATURADOS

Evaluation of bearing capacity methods for shallow foundations in unsaturated soils

Marcela M. da R. Almeida^a, Francisco C. da S. Filho^a, Elis Ferreira Lopes^a, Alfran Sampaio Moura^a

^a Departamento de Engenharia Hidráulica e Ambiental, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, CE, Brasil.

RESUMO – O presente artigo apresenta uma análise experimental e numérica do comportamento de um solo não saturado no que diz respeito à capacidade de carga de fundações superficiais. Para isso, apresentam-se inicialmente os resultados de duas provas de carga diretas executadas em uma placa de 30cm de diâmetro no Campo Experimental de Fundações da Universidade Federal do Ceará, com o solo em duas diferentes condições, uma com perfil de umidade natural e outro com pré-inundação. Foram coletadas amostras do solo em cada um dos ensaios, sendo o solo posteriormente caracterizado. As sucções do solo nas duas situações foram estimadas através da curva de retenção de água. Na sequência, apresentam-se vários perfis de sucção para o solo de acordo com a metodologia proposta por Lu e Likos (2004) e em seguida foram aplicadas as propostas de Oloo *et al.* (1997), Vanapalli e Mohamed (2007), Briaud (2013), Vahedifard e Robinson (2016) e Tang *et al.* (2017) para a determinação da capacidade de carga de fundações diretas em solos não saturados. Os valores obtidos na aplicação desses métodos mostraram valores de capacidade de carga bastante coerentes com a carga última determinada através da extrapolação da curva tensão versus recalque da prova de carga direta não saturada.

ABSTRACT – This paper presents an experimental and numerical analysis of the behavior of an unsaturated soil with respect to the bearing capacity of shallow foundations. For this, the results of two plate load tests on a 30 cm diameter plate in the Experimental Field of Foundations of the Federal University of Ceará, with soil in two different conditions, one with a natural moisture profile and the other with pre-flood are presented. Soil samples were collected in each of the trials, and the soil was later characterized. The soil suction in both situations were estimated through the soil-water characteristic curve. Several soil suction profiles are presented in accordance with the methodology proposed by Lu and Likos (2004), followed by the proposals of Oloo *et al.* (1997), Vanapalli and Mohamed (2007), Briaud (2013), Vahedifard and Robinson (2016) and Tang *et al.* (2017) for the determination of bearing capacity of shallow foundations in unsaturated soils. The values obtained in the application of these methods showed values of bearing capacity quite coherent with the values determined by the extrapolation of the curve from the unsaturated plate load test.

Palavras Chave – Solo não saturado, capacidade de carga, fundação direta.

Keywords – Unsaturated soil, bearing capacity, shallow foundations.

E-mails: marcelamra@hotmail.com (M. Almeida), fchagasfilho@gmail.com (F. Filho), f.lopes@hotmail.com (E. Lopes), alfransampaio@gmail.com (A. Moura)

1 – INTRODUÇÃO

A capacidade de carga de fundações diretas pode ser teoricamente estimada utilizando as equações clássicas (Terzaghi, 1943; Meyerhof, 1951; Hansen, 1970; Vesic, 1973). Porém, mais recentemente tem havido um crescente interesse em compreender melhor o comportamento do solo na condição não saturada, em especial no que diz respeito à capacidade de carga, já que uma grande parcela de um perfil de solo pode se encontrar não saturado, especialmente em regiões áridas e semiáridas.

Trabalhos como os de Oloo *et al.* (1997), Vanapalli e Mohamed (2007), Vo e Russell (2016), Vahedifard e Robinson (2016), Tristá *et al.* (2017), Tang *et al.* (2017), Zhang *et al.* (2019), Garakani *et al.* (2019) testaram e propuseram métodos de estimativa de capacidade de carga em solos não saturados.

Nesses casos, a capacidade de carga pode ser significativamente aumentada em comparação com a condição totalmente saturada devido à sucção desenvolvida nesse solo, o que foi comprovado em diversos estudos numéricos e experimentais (Costa *et al.*, 2003; Oh e Vanapalli, 2011; Vanapalli e Mohamed, 2013). Porém, a mecânica dos solos clássica determina a ruptura pelo critério de Mohr-Coulomb, e deste modo não é feita uma medida direta do efeito da sucção, apresentado em uma envoltória curva, como em uma análise dos solos não saturados. Já as formulações propostas por Vanapalli e Mohamed (2007), Vahedifard e Robinson (2016) e Tang *et al.* (2017), por exemplo, foram concebidas especialmente para solos não saturados, onde a sucção é considerada como uma parcela relevante da resistência ao cisalhamento do solo.

A sucção matricial contribui na resistência ao cisalhamento de solos não saturados, que, conseqüentemente aumenta a capacidade de carga de uma fundação assente em solo não-saturado. A influência da sucção na capacidade de carga vai depender de diversos fatores, como o tipo de solo, as diferentes condições de fluxo, como infiltração, evaporação, condição hidrostática, entre outros fatores (Lu e Likos, 2004).

Análises que tenham sido feitas com base em uma investigação geotécnica ou provas de cargas realizadas no momento em que o solo se encontrava com baixa umidade podem vir a ser contra a segurança, já que o comportamento desse solo pode ser muito diferente em situações em que ocorre grande aumento de umidade. Nesse caso a capacidade de carga da fundação seria inferior ao valor originalmente proposto e uma possível diminuição na rigidez e resistência, por aumento de umidade, deve influenciar nas estimativas de recalques e da tensão de ruptura da fundação. Além disso, vale salientar que em perfis de solos que nunca venham a ficar saturados, pode ser muito interessante verificar a possibilidade de considerar esse estado mais realista no projeto de fundações.

Se um solo que tem assente uma fundação não ficar completamente saturado durante a situação em serviço, é possível incorporar o efeito da sucção para atingir um dimensionamento mais econômico, baseado na análise mais realista da capacidade de carga, usando inclusive dados de uma prova de carga.

É importante também, analisar corretamente as provas de carga em solos não saturados, para que seja possível fazer até mesmo uma retroanálise dos parâmetros de resistência e capacidade de carga, (Costa *et al.*, 2003). Uma interpretação errônea de uma prova de carga pode levar a superestimar a rigidez e a capacidade de carga de um solo, se não for conhecida a história desse solo, principalmente no que diz respeito às condições de variação do nível freático.

O artigo apresenta, portanto, um estudo experimental de campo e numérico, analisando-se o comportamento de um solo não saturado no que diz respeito a aplicação de diferentes metodologias de cálculo de capacidade de carga para solos não saturados. Além disso, é realizada a validação dessas metodologias através de resultados de ensaio de placa realizados em solo em condição natural e após processo de saturação.

2 – CARACTERIZAÇÃO E ENSAIOS DE RESISTÊNCIA

O solo foi coletado do Campo Experimental de Fundações ou de Geotecnia, localizado na Universidade Federal do Ceará, como mostra a Figura 1.



Fig.1 – Localização do campo experimental.

Após a coleta, foi caracterizado através de ensaios de granulometria (peneiramento e sedimentação), de cisalhamento direto e de densidade. O ensaio de cisalhamento direto foi realizado segundo recomendado pela ASTM D 3080 (2011), com amostra indeformada. As tensões normais utilizadas para realização do ensaio foram de 50 kPa, 100 kPa e 200 kPa. O corpo de prova foi moldado em molde de aço, e transferido para a caixa de cisalhamento. Feito isso, a caixa de cisalhamento é posicionada na prensa, onde foi executado o ensaio. Na sequência foi feito o adensamento e para isso, foi realizado o procedimento de saturação do corpo de prova. Foi adicionada água na caixa para saturar o corpo de prova e, a seguir, foi colocado o pendural com a carga correspondente a tensão normal apropriada. O tempo de adensamento e de saturação adotado foi de 4 horas, tendo em vista que o solo tem rápida saturação, já que se trata de uma areia. Após o adensamento, foram ajustados os extensômetros vertical e horizontal e o anel do dinamômetro para a realização o cisalhamento da amostra. O ensaio foi feito de forma lenta. Em seguida ao cisalhamento, a amostra foi retirada da caixa, pesada numa balança de precisão de 0,01 g, colocada na estufa por 24 horas para secar e novamente pesada, a fim de obter a umidade do corpo de prova.

No Quadro 1 são apresentados os parâmetros obtidos nesses ensaios de caracterização e resistência. Na Figura 2 é apresentada a curva granulométrica do solo estudado. O solo é areno siltoso e apresentou ângulo de atrito de 29° e coesão de 7 kPa obtidos através dos resultados do ensaio de cisalhamento direto. Além disto, foram determinados ainda os parâmetros de umidade gravimétrica (w) e volumétrica (θ), pesos específicos, índice de vazios e grau de saturação, para o solo em condição natural e após processo de inundação. O solo, mesmo com um pequeno percentual de finos, mostrou-se não plástico.

As amostras foram retiradas do campo antes da realização das provas de carga em placa, ao lado do local de realização dos ensaios, com o cuidado de, no caso do ensaio inundado, obter-se uma

amostra sujeita ao mesmo processo de inundação. As amostras foram retiradas a uma profundidade de 0,20 m, mesma profundidade da realização dos ensaios.

Quadro 1 – Resumo dos parâmetros do solo.

Parâmetro	Inundado	Natural
Classificação	SM	SM
w (%)	20,05	6,38
θ (%)	32,68	10,4
γ_d (kN/m ³)	15,98	15,98
Ângulo de atrito (°)	29	29
Coesão (kPa)	7	7
γ_s (kN/m ³)	25,41	25,41
e	0,59	0,59
S (%)	88,02	28,01
γ (kN/m ³)	19,19	17,00

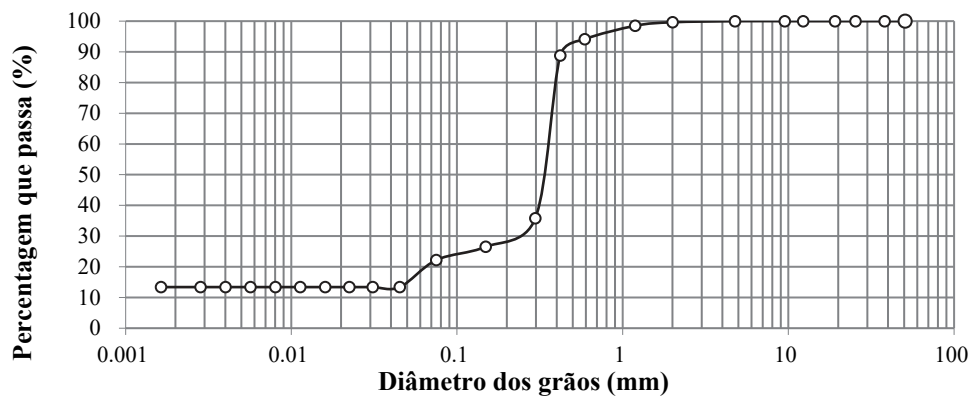


Fig. 2 – Curva granulométrica.

PROF. (m) DE ATÉ	GOLPES P/15 cm			N _{spt}	GOLPES P/30 cm			PROF. (m)	DESCRIÇÃO
	1ª	2ª	3ª		2ª + 3ª				
					10	20	30	0,00	
0,20	4	8	7	15				1,40	Areia fina siltosa, cor cinza, medianamente compacta.
0,65									
1,00	5	5	7	12				3,00	Silte arenoso, cor amarelo, medianamente compacto.
1,45									
2,00	6	8	7	15				6,00	Silte arenoso, cor amarelo com pigmentação vermelha, pouco compacta a medianamente compacto.
2,45									
3,00	7	9	9	18				7,51	Silte arenoso, cor variegado, fofo.
3,45									
4,00	7	9	9	18				7,51	
4,45									
5,00	2	3	2,7	5,7				7,51	
5,45									
6,00	1	1,9	1,5	3,4				7,51	
6,45									
7,00	1,9	1,8	1,7	3,5				7,51	
7,45									

N.A=7,35m

Fig. 3 – Sondagem à percussão Campo Experimental de Fundações da UFC.

Além dos ensaios de laboratório, o solo também foi caracterizado através de sondagem à percussão, conforme Figura 3. Pela sondagem, o terreno é areno siltoso até 1,40 m e medianamente compacto. Na camada posterior, entre 1,40 m e 7,45 m, o solo foi classificado como silte arenoso, variando sua compactidade de medianamente compacto a fofo. O nível da água foi obtido com 7,35 m. Apesar do N_{STP} não aumentar com a profundidade, é preciso considerar que o ensaio é limitado a 8 m de profundidade, pois o objetivo é somente identificar a posição do nível d'água. Logo, apesar do solo ser poroso, não houve uma variação significativa na sucção para classificá-lo como colapsível.

3 – PROVA DE CARGA EM PLACA

Os ensaios de placa realizados foram do tipo estáticos, em duas situações, um com o solo natural (não saturado) e outro com o solo pré-inundado. A Figura 4 apresenta um perfil geotécnico, feito a partir da sondagem, onde é indicada a profundidade que a prova de carga em placa foi realizada, bem como o diâmetro da placa e a tensão máxima aplicada.

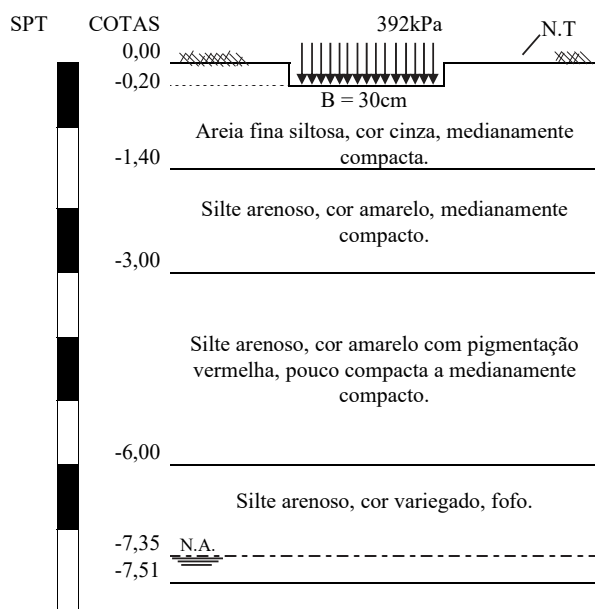


Fig. 4 – Perfil geotécnico.

O sistema de reação utilizado nos ensaios foi um trator de aproximadamente 6 toneladas. Os carregamentos foram aplicados de forma rápida, no total de 10 estágios de carregamento e 4 estágios de descarregamento, conforme Quadro 2. O intervalo entre cada estágio de carregamento foi de 15 minutos. As leituras de deslocamentos verticais da placa foram feitas através de dois extensômetros de sensibilidade de 0,001 mm, nos instantes de tempo 0, 1, 2, e 5 minutos para todos os estágios, exceto para o último estágio de carregamento, onde as leituras foram realizadas nos tempos 0, 1, 2, 5, 8, 15, 30 e 60 minutos. Ao final do ensaio, foram coletadas 3 amostras de solo para a obtenção da umidade. A definição dos intervalos de tempo usados foi feita em função de outros estudos realizados nesse campo experimental.

A Figura 5 mostra a deformação da placa antes e após a realização do ensaio. É possível observar que os deslocamentos não foram tão acentuados. A Figura 6 mostra o canal de inundação executado em torno da placa, por onde o solo foi umedecido gradualmente durante uma hora, e que foi preenchido antes da realização do ensaio. A Figura 7 apresenta os deslocamentos do solo inundado

Quadro 2 – Estágios de carga.

Estágio	Tensão (kPa)
1	52
2	103
3	124
4	165
5	206
6	248
7	289
8	330
9	371
10	392
11	309
12	206
13	103
14	0

após a realização do ensaio. É possível observar um deslocamento bem mais acentuado, onde a placa ficou embutida na superfície do terreno. Já as Figuras 8 e 9 apresentam as curvas tensão versus recalque construídas com os resultados dos ensaios, para o solo natural e para o solo inundado, respectivamente.

O recalque máximo para o ensaio no solo natural foi de 8,2 mm e para o solo inundado foi de 26,3 mm. No descarregamento, o recalque residual foi de 7,2 mm para o solo natural e de 16,6 mm para o solo inundado. Apesar de apresentar diferentes deformações no solo natural e inundado, o solo é predominantemente arenoso e a deformação é pequena, não sendo significativa o bastante para considerar o solo colapsível.

Através da extrapolação das curvas tensão x recalque, apresentadas nas Figuras 8 e 9 pelo método de Van der Veen (1953), foram obtidas as capacidades de carga últimas nos valores de 480 kPa e 450 kPa para o solo natural e para o solo umedecido, respectivamente, conforme apresentado nas Figuras 10 e 11.

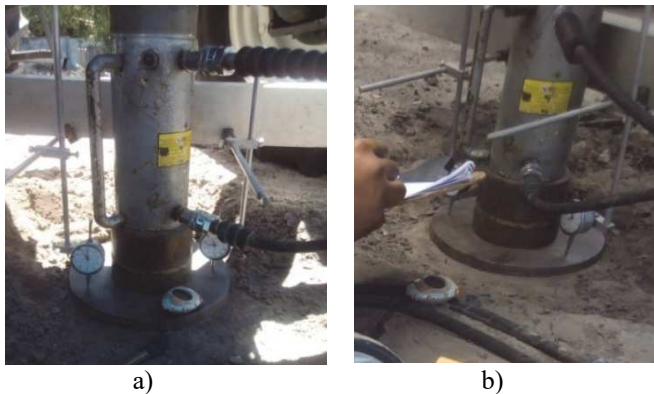


Fig. 5 – Deformação da placa a) antes e b) após realização do ensaio – solo natural.



Fig. 6 – Canal de inundação em torno da placa.

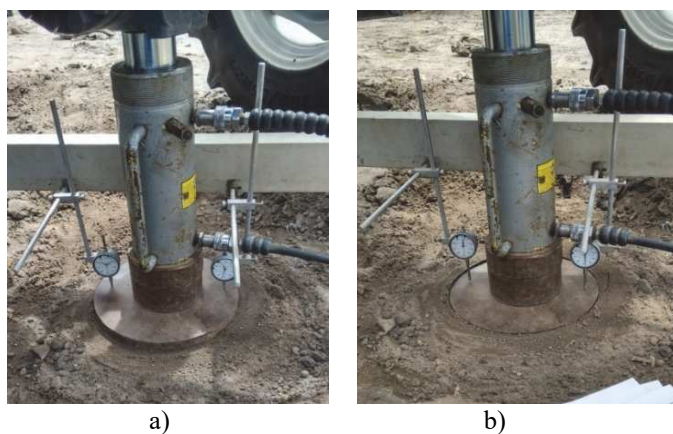


Fig. 7 – Deslocamento vertical da placa a) antes e b) após realização do ensaio – solo inundado.

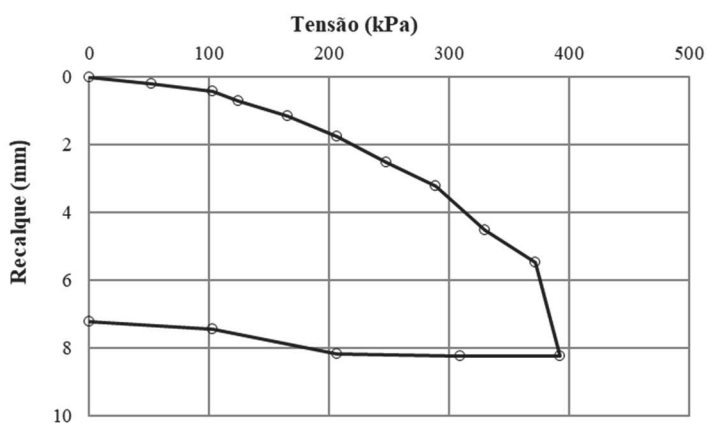


Fig. 8 – Curva tensão x recalque – Solo natural.

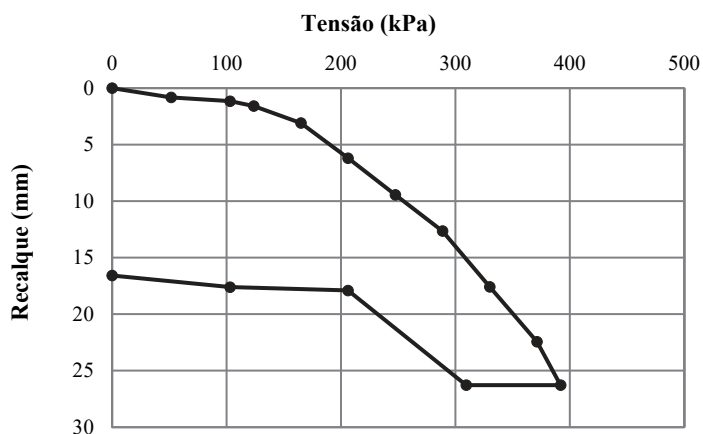


Fig. 9 – Curva tensão x recalque – Solo inundado.

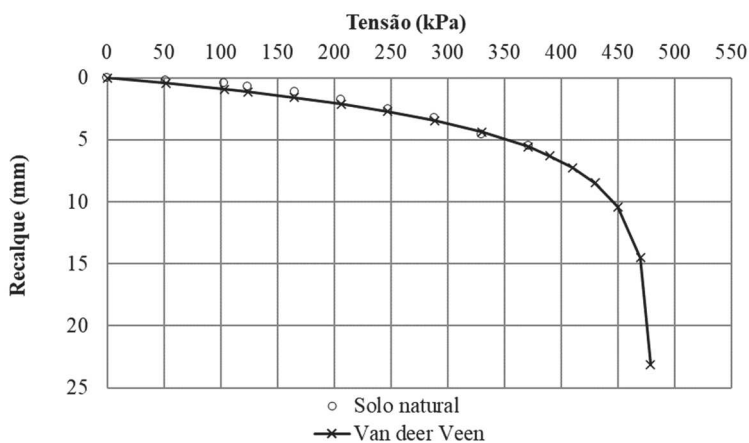


Fig. 10 – Extrapolação da curva tensão x recalque pelo método de Van der Veen para o solo natural.

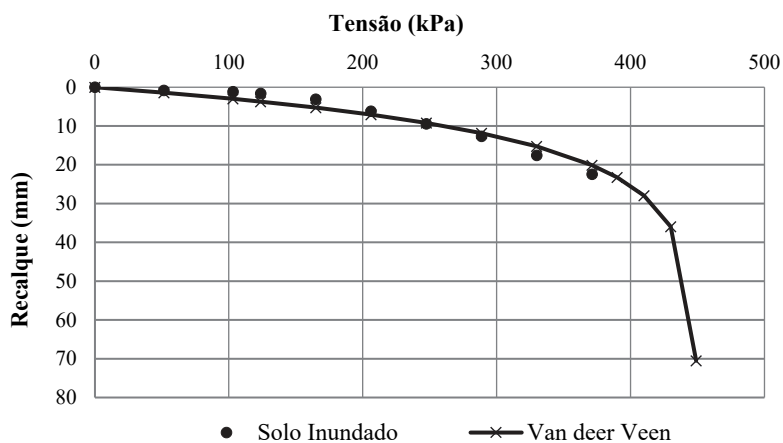


Fig. 11 – Extrapolação da curva tensão x recalque pelo método de Van der Veen para o solo inundado.

4 – ENSAIO DO PAPEL FILTRO

Foi realizado ainda, o ensaio do papel filtro para a obtenção da curva de retenção de água. Com os pontos obtidos experimentalmente, foi feito um ajuste pelo modelo de Van Genuchten (1980). A curva ajustada é mostrada na Figura 12. A sucção de entrada de ar é 5,5 kPa, a sucção para a umidade natural do solo é de 4 kPa, e para a umidade após a inundação é de 9 kPa.

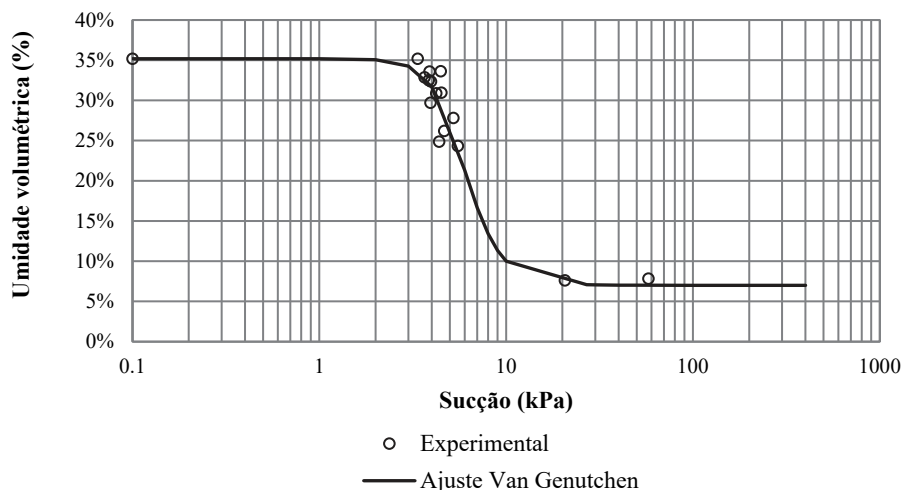


Fig. 12 – Curva de retenção.

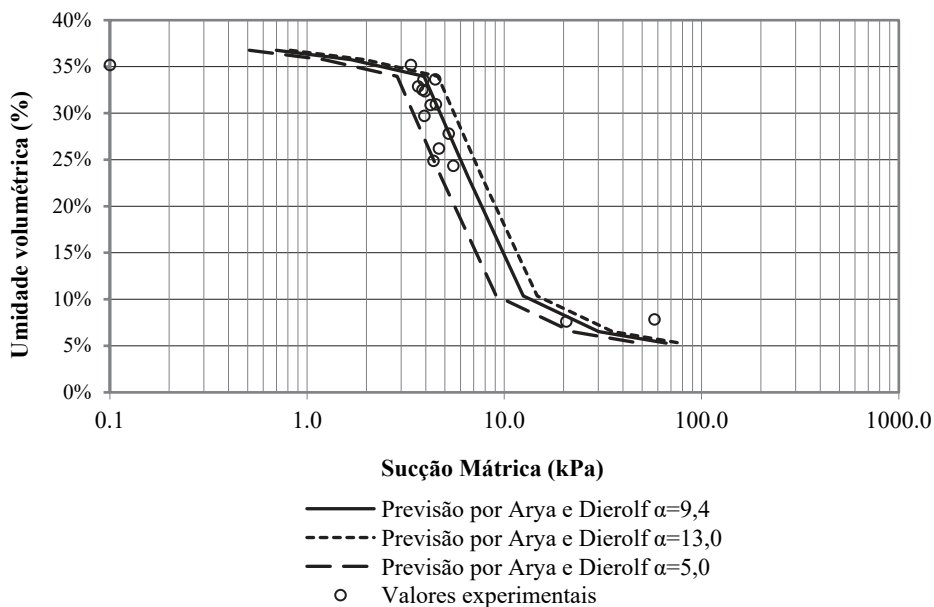


Fig. 13 – Curva de retenção obtida pela granulometria.

Para confirmar a curva de retenção obtida através do ensaio do papel filtro, foi aplicada a metodologia proposta Arya e Dierolf (1989) que faz a previsão da curva de retenção através dos

dados da granulometria do solo. O modelo se limita ao caso de materiais granulares pouco ativos e com certa uniformidade mineralógica, mas sua análise permite o entendimento da curva de retenção. Gitirana *et al.* (2005) verificaram ser possível prever o formato aproximado das curvas de retenção. As curvas obtidas são apresentadas na Figura 13, em função do parâmetro α , que representa o comprimento de poro efetivo de cada fração. Observa-se uma boa aproximação entre a curva obtida por Arya e Dierolf (1989) e pela curva de retenção.

5 – PERFIS DE SUCCÃO

Para a utilização de algumas equações de previsão de capacidade de carga em solos não saturados, é necessário conhecer a variação da sucção ao longo do perfil do solo. A previsão matemática dos perfis de sucção mátrica pode ser estabelecida resolvendo as equações que governam o fluxo com condições iniciais e de contorno apropriadas. Para o perfil de fluxo estável, a lei de Darcy pode ser aplicada para descrever o fluxo vertical não saturado. Segundo Lu e Likos (2004), a relação entre a sucção mátrica, a profundidade e a taxa de fluxo é dada por:

$$\alpha(u_a - u_w) = -\ln \left[\left(1 + \frac{q}{k_s} \right) e^{-\alpha \gamma_w z} - \frac{q}{k_s} \right] \quad (1)$$

onde α é um parâmetro definido como o inverso da tensão de entrada de ar; $(u_a - u_w)$ é a sucção mátrica; q é a velocidade do fluxo de água; k_s é a condutividade hidráulica saturada; γ_w é o peso específico da água; z é a profundidade do nível da água.

Lu e Likos (2004) apresentaram intervalos dos parâmetros n e α para depósitos homogêneos de areia, silte e argila, como listado no Quadro 3. Esses parâmetros são função da curva de retenção do solo e da condutividade hidráulica, o grau de saturação residual S_r e a condutividade hidráulica saturada k_s . O parâmetro n é um valor adimensional relacionado com a distribuição da amplitude dos poros do solo, e é necessário em muitos modelos em função da curva de retenção e da condutividade hidráulica.

Quadro 3 – Parâmetros hidrológicos representativos para areia, silte e argila.

Tipo de solo	n (adimensional)	α (kPa ⁻¹)	S_r (%)	k_s (m/s)
Areia	4 - 8,5	0,1 - 0,5	5 - 10	10^{-2} - 10^{-5}
Silte	2 - 4	0,01 - 0,1	8 - 15	10^{-6} - 10^{-9}
Argila	1,1 - 2,5	0,001 - 0,01	10 - 20	10^{-8} - 10^{-13}

Intervalos de taxas de infiltração e evaporação estáveis comumente encontradas no campo sob condições naturais estão listadas no Quadro 4. Taxas de fluxo maiores que zero correspondem a um fluxo ascendente (evaporação) e taxas de fluxo menores que zero correspondem a um fluxo descendente (infiltração).

Quadro 4 – Intervalos de taxas de infiltração e evaporação para diferentes direções de fluxo.

Direção do fluxo	q (m/s)	q (mm/dia)	q (m/ano)
Infiltração	$-3,14 \cdot 10^{-8}$	-2,73	-1
Hidrostático (sem fluxo)	0	0	0
Evaporação	$1,15 \cdot 10^{-8}$	1	0,365

Segundo Lu e Likos (2004), a avaliação do conteúdo de água em uma camada não saturada de solo requer uma ligação com o perfil de sucção utilizando a curva de retenção. Os valores de pressão de entrada de ar e grau de saturação residual são utilizados em modelos matemáticos para descrever

a curva de retenção. Para o modelo analisado, considerando o modelo de Van Genuchten (1980), pode ser reescrita uma equação em termos do grau de saturação efetivo (S_e) e da sucção mátrica. Com o grau de saturação efetivo, o interesse é conhecer a quantidade de água relativamente livre armazenada no solo, então desconta-se a saturação residual (S_r). Segundo Vanapalli e Fredlund (2000), o coeficiente de tensão efetiva (χ) pode ser dado por:

$$S_e = \chi = \frac{S - S_r}{1 - S_r} = \left\{ \frac{1}{1 + [\alpha(u_a - u_w)]^n} \right\}^{1-1/n} \quad (2)$$

onde α e n são parâmetros de ajuste do modelo.

Fisicamente, a magnitude de χ reflete o percentual de sucção mátrica em um determinado grau de saturação que contribui para a tensão de sucção. A tensão de sucção dada por $\chi(u_a - u_w)$ representa a parcela de sucção mátrica que contribui diretamente para a tensão efetiva em um solo, e pode ser obtida combinando as Equações 1 e 2, e é função apenas dos parâmetros α , n e k_s .

Para a previsão dos perfis de sucção utilizados, foi considerado o nível da água variando entre 10 m e 5 m da superfície do terreno, pois conforme a sondagem à percussão, o nível freático estava a 7,35 m quando o ensaio foi realizado, então procurou-se variar o nível em torno dessa profundidade, simulando uma condição de oscilação sazonal. Como a caracterização mais detalhada do solo foi realizada apenas para a camada superficial de areia siltosa, que é a camada de interesse, pois é onde se localiza o bulbo de tensão para fundação superficial, foi considerado na pesquisa apresentada neste artigo um perfil de solo homogêneo.

Para o coeficiente de permeabilidade, adotou-se o valor de 10^{-5} m/s. Pinto (2006) apresenta que para uma areia fina a permeabilidade possui essa ordem de grandeza. Para construção dos perfis, utilizou-se a metodologia proposta por Lu e Likos (2004) e os dados da curva de retenção ajustada pelo modelo de Van Genuchten. As Figuras 14, 15 e 16 apresentam, respectivamente, os perfis de sucção, perfis de saturação e perfis de tensão de sucção, para diferentes condições de fluxo, de acordo com os valores limites de taxas de infiltração e evaporação apresentados na Tabela 3, para o nível d'água (NA) a 10 m da superfície do terreno. As Figuras 17, 18 e 19 apresentam os mesmos perfis para o NA a 5 m da superfície.

É possível observar nos perfis de sucção das Figuras 14 e 17 que as diferentes taxas de fluxo só têm influência na sucção mátrica a aproximadamente 2 m acima do NA. A sucção na superfície para o nível da água a 10 m apresenta grande variação (aproximadamente 68 kPa) para a condição de infiltração em relação à condição hidrostática. Para o nível d'água a 5 m a variação é de aproximadamente 18 kPa. A evaporação praticamente não influenciou o perfil de sucção, devido ao baixo valor de entrada de ar que o solo apresenta. A partir de aproximadamente 4 m acima do NA a sucção mátrica na evaporação é praticamente a mesma que da condição hidrostática, isto é, não há ganho considerável de sucção na evaporação.

É possível observar ainda nos perfis de sucção que, durante o processo de infiltração, o solo perde sucção consideravelmente, a aproximadamente 4 m do nível d'água, e se mantém constante até a superfície. Nas Figuras 15 e 18, observa-se que o grau de saturação efetiva, que como mostrado é igual ao coeficiente de tensão efetiva, é insensível às taxas de fluxo e reduz rapidamente acima do nível d'água, atingindo o valor de 0 a aproximadamente 2 m.

Nas Figuras 16 e 19, observa-se que a parcela de sucção mátrica que contribui para a tensão de sucção é pequena, conforme o previsto por Lu e Likos (2004) para solos arenosos. Conforme observado, existe uma considerável variação da sucção mátrica, o que é dificilmente observado no perfil de tensão de sucção. Tal fato pode ser observado nas provas de carga, onde mesmo com a presença de sucção no solo com menos umidade, não houve uma grande diferença na capacidade de carga em relação ao solo úmido.

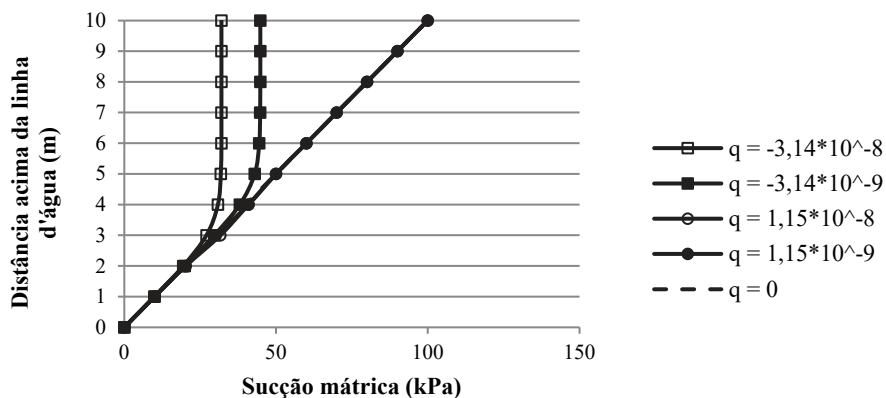


Fig. 14 – Perfil de sucção – N.A. 10 m.

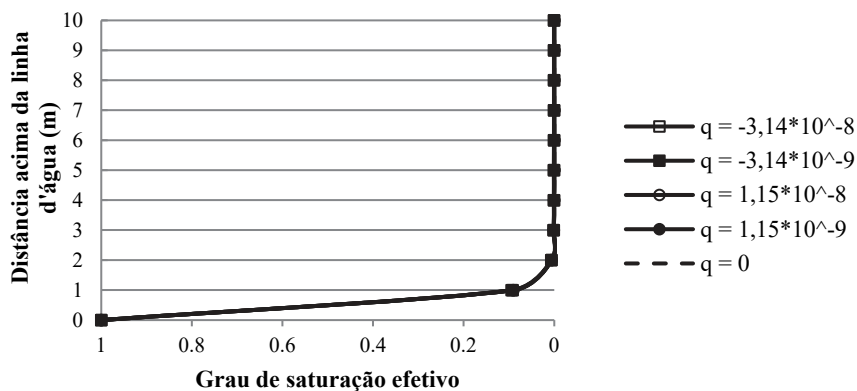


Fig. 15 – Perfil de saturação – N.A. 10 m.

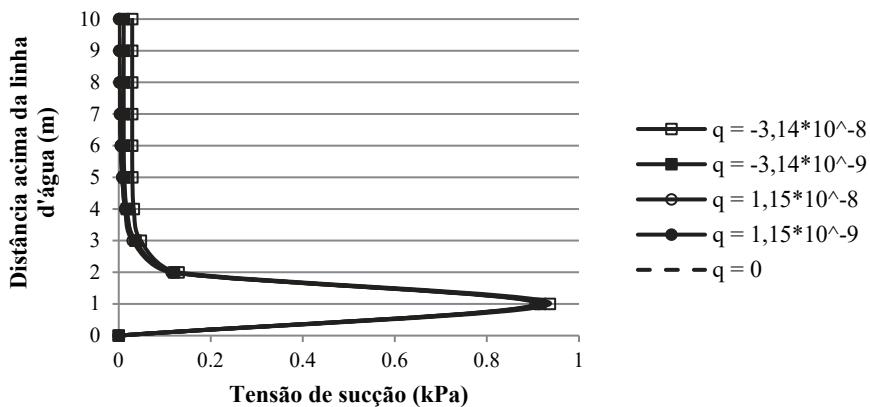


Fig. 16 – Perfil de tensão de sucção – N.A. 10m.

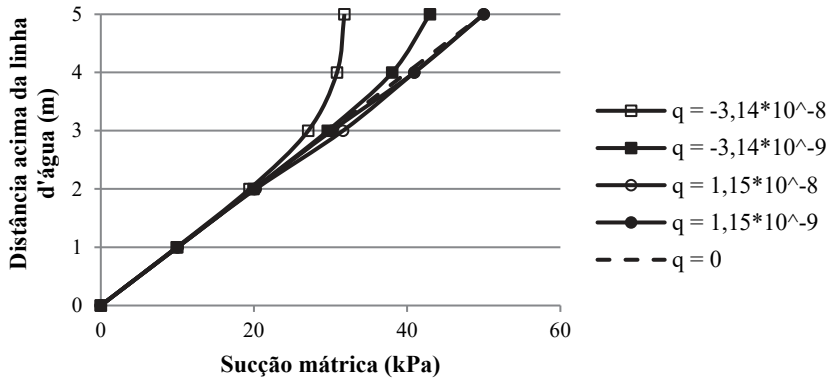


Fig. 17 – Perfil de sucção – N.A. 5 m.

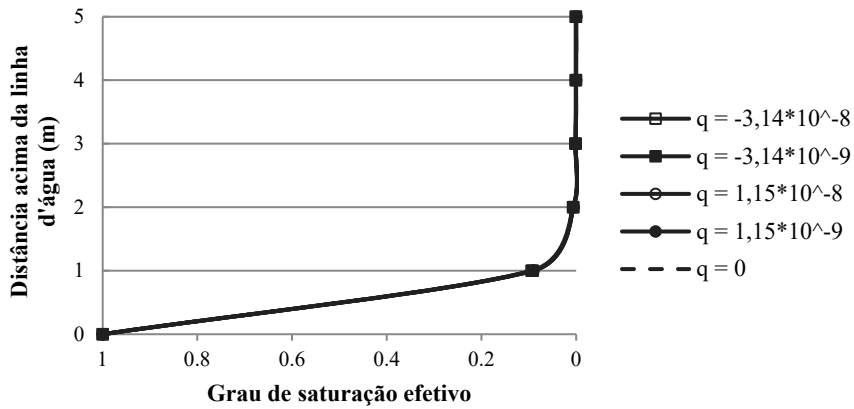


Fig. 18 – Perfil de saturação – N.A. 5 m.

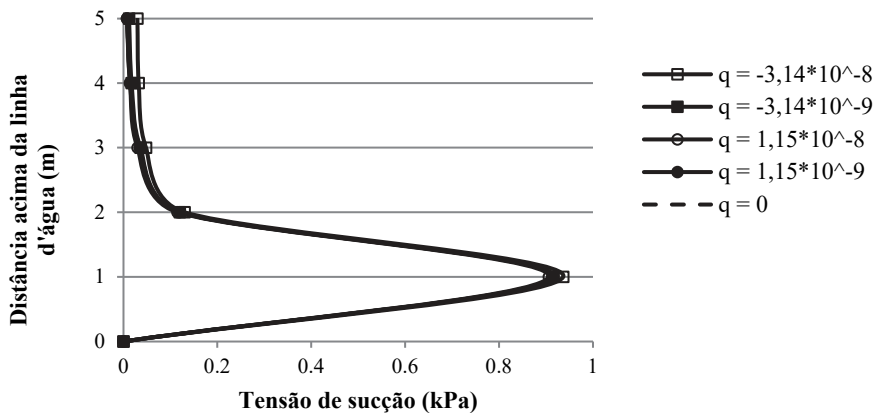


Fig. 19 – Perfil de tensão de sucção – N.A. 5 m.

6 – CAPACIDADE DE CARGA EM SOLOS NÃO SATURADOS

Solos não saturados e solos saturados com água tensionada (poropressão menor do que a pressão atmosférica) possuem maior capacidade de carga (q_{ult}) que o mesmo solo com água sob compressão (poropressão maior do que a pressão atmosférica). De fato, a água tensionada aumenta a tensão efetiva e, conseqüentemente, a resistência ao cisalhamento, que afeta o valor de q_{ult} .

As equações clássicas para calcular a capacidade de carga de fundações superficiais são as de Terzaghi (1943) ou de Vesic (1963, 1969, 1973, 1975). Porém, existem outras metodologias que permitem utilizar diretamente o parâmetro de sucção para determinar a capacidade de carga de fundações superficiais para solos não saturados e se aproximar mais da envoltória de resistência.

Baseado na equação da envoltória de resistência ao cisalhamento proposta por Fredlund *et al.* (1978) para solos não saturados, Oloo *et al.* (1997) apresentou uma equação de capacidade de carga para fundações superficiais de solos não saturados estendendo a equação de Terzaghi e considerando o efeito da sucção como coesão aparente:

$$q_{ult} = [c' + (u_a - u_w) \tan \varphi_b] N_c \xi_c + q N_q \xi_q + 0,5 B \gamma N_\gamma \xi_\gamma \quad (3)$$

onde c' é a coesão; u_a e u_w são as pressões do ar e da água, respectivamente; φ_b é o ângulo de atrito do solo não saturado de acordo com a mudança na sucção quando a tensão normal líquida permanece constante; q é a sobrecarga do solo acima da cota de assentamento da fundação; B é a largura da fundação; γ é o peso específico do solo; N_c , N_q e N_γ são fatores de capacidade de carga; ξ_c , ξ_q e ξ_γ são fatores de forma.

A proposta por Oloo *et al.* (1997) implica que a capacidade de carga aumenta linearmente com a sucção numa taxa constante φ_b quando a sucção for maior do que o valor de entrada de ar, porém, estudos experimentais mostram que essa relação não é linear (Costa *et al.*, 2003; Rojas *et al.*, 2007; Oh e Vanapalli, 2011; Vanapalli e Mohamed, 2007).

Para tornar mais realista o cálculo da capacidade de carga, Vanapalli e Mohamed (2007) propuseram a equação a seguir:

$$q_{ult} = \left[c' + (u_a - u_w)_b \left(1 - S^{\psi^{BC}} \right) \tan \varphi' (u_a - u_w)_{MED} S^{\psi^{BC}} \tan \varphi' \right] N_c \xi_c + \gamma D N_q \xi_q + 0,5 \gamma B N_\gamma \xi_\gamma \quad (4)$$

onde $(u_a - u_w)_b$ é o valor de entrada de ar da curva de retenção (kPa); $(u_a - u_w)_{MED}$ é a sucção mátrica média (kPa); S é o grau de saturação (%); ψ^{BC} é um parâmetro de ajuste determinado por testes experimentais ou calculado pela relação empírica $\psi^{BC} = 1 + 0,34(I_p) - 0,0031(I_p^2)$, onde I_p é o índice de plasticidade do solo.

No caso da equação geral de capacidade de carga, o termo $c' N_c$ se refere à contribuição feita pela tensão efetiva de coesão do solo ao longo da superfície de ruptura. O termo $0,5 \gamma B N_\gamma$ se refere à contribuição feita pelo atrito ao longo da superfície de ruptura devido à tensão efetiva abaixo da fundação, porém sem a sobrecarga. Já o termo $\gamma D N_q$ se refere à contribuição feita pelo atrito ao longo da superfície de ruptura devido à presença da carga γD . É uma prática relativamente comum calcular a capacidade com água tensionada (seja em solos saturados ou não saturados, com poropressão negativa) aumentando a coesão c' de forma a incluir a coesão aparente $c_{ap} = \alpha u_w \tan \varphi$ no valor de c' . A equação fica:

$$q_{ult} = (c' - \alpha u_w \tan \varphi') N_c + \gamma D N_q + \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma \quad (5)$$

Esta equação não leva em consideração o fato que a coesão aparente é devida a um aumento na tensão efetiva através da tensão da água e não devido a um aumento da “cola” entre os grãos. Parece

mais apropriado esse aumento da tensão efetiva no terceiro termo. A expressão $0,5\gamma B$ representa a tensão efetiva vertical para uma situação sem água em uma profundidade de $0,5B$ abaixo do nível de assentamento da fundação no caso de não haver sobrecarga. Briaud (2013) sugere que essa expressão deve ser substituída pela tensão efetiva no mesmo ponto, porém após considerar a tensão da água. A capacidade de carga para solos com água tensionada (seja ele saturado ou não saturado) fica então:

$$q_{ult} = c'N_c + \gamma DN_q + \frac{1}{2}(\gamma B - \alpha u_w)N_\gamma \quad (6)$$

onde α é um coeficiente que pode ser determinado em função do valor de entrada de ar e u_w é a pressão da água.

Segundo Briaud (2013), não há dados suficientes de ensaios em fundações diretas publicados na literatura em larga escala onde a sucção tenha sido medida durante o carregamento para verificar a validade da modelagem.

Vahedifard e Robinson (2016) propuseram outra equação de estimativa de capacidade de carga com uma abordagem onde consideram a coesão total na equação de Terzaghi e utiliza os parâmetros obtidos nos perfis de sucção segundo a metodologia proposta por Lu e Likos (2004):

$$q_{ult} = \{c' + a(1 - S_{e,MED}) \tan \varphi' + [(u_a - u_w)S_e]_{MED} \tan \varphi'\} N_c \xi_c + q_0 N_q \xi_q + 0,5\tilde{\gamma} B N_\gamma \xi_\gamma \quad (7)$$

onde a é valor de entrada de ar, ou o inverso de α (kPa); $S_{e,MED}$ é o grau de saturação efetivo médio no bulbo tensões. Nessa equação, o segundo termo na parcela da coesão, $a(1 - S_{e,MED}) \tan \varphi'$ leva em consideração a tensão de sucção mátrica até o valor de entrada de ar. O terceiro termo, $[(u_a - u_w)S_e]_{MED}$ leva em consideração a sucção média além do valor de entrada de ar. Utilizando os parâmetros apropriados, essa equação pode ser utilizada para estimar a capacidade de carga de solos para solos finos ou mais grossos, em várias condições de fluxo e diferentes graus de saturação.

Tang *et al.* (2017) propuseram uma equação baseada no princípio de tensão efetiva de capacidade de carga que leva em conta um menor número de parâmetros em comparação com as outras metodologias aqui apresentadas. Segundo Tang *et al.* (2017) se a sucção está uniformemente distribuída abaixo da fundação ou se a sucção pode ser representada por um valor médio na zona do bulbo de tensões, a equação de capacidade de carga é:

$$q_{ult} = (c' + (\chi s)_{med} \tan \varphi') N_c d_c + q N_q d_q + 0,5\gamma B N_\gamma d_\gamma \quad (8)$$

onde $(\chi s)_{med}$ é o valor de χs (parâmetro de tensão efetiva) correspondente à sucção média no bulbo de tensões.

Para investigar a validade dos métodos apresentados, as equações foram aplicadas para o solo do Campo Experimental de Fundações da Universidade Federal do Ceará, de acordo com os parâmetros do Quadro 1 e considerando as diferentes sucções presentes nos casos de solo natural e inundado. Foram obtidas as capacidades de carga para a fundação superficial conforme apresentado nos Quadros 5 e 6 e nas Figuras 20 e 21. No Quadro 5 é apresentado ainda o erro relativo em relação ao resultado experimental obtido através da extrapolação da curva carga versus recalque determinada através do ensaio prova de carga direta no solo em condições natural de umidade (480 kPa). No Quadro 6 é apresentado também o erro relativo em relação ao resultado experimental obtido através da extrapolação da curva carga versus recalque determinada através do ensaio prova de carga direta no solo inundado (450 kPa).

A proposta de Vahedifard e Robinson (2016) permite a determinação da capacidade de carga em função da profundidade através dos perfis de sucção construídos a partir da proposta de Lu e Likos (2004). É possível observar pela Figura 22 que acréscimos de sucção acima do valor de entrada de ar pouco contribuem para a capacidade de carga da fundação. Nota-se também que a capacidade

de carga atinge um valor máximo e em seguida diminui um pouco e logo depois, mesmo com o aumento da sucção, a capacidade de carga se mantém constante, isto é, não há acréscimo na capacidade de carga da fundação mesmo com o aumento da sucção a partir de um determinado ponto.

Quadro 5 – Comparação capacidade de carga experimental e numérica – solo natural.

Método	q_{ult} (kPa)	Erro
Terzaghi (1943)	358,20	25,38%
Vesic (1963)	339,69	29,23%
Oloo et al. (1997)	439,10	8,52%
Vanapalli e Mohamed (2007)	498,82	-3,92%
Briaud (2013)	380,51	20,73%
Vahedifard e Robinson (2016)	476,70	0,69%
Tang et al. (2017)	512,46	-6,76%
Prova de carga natural	480,00	-

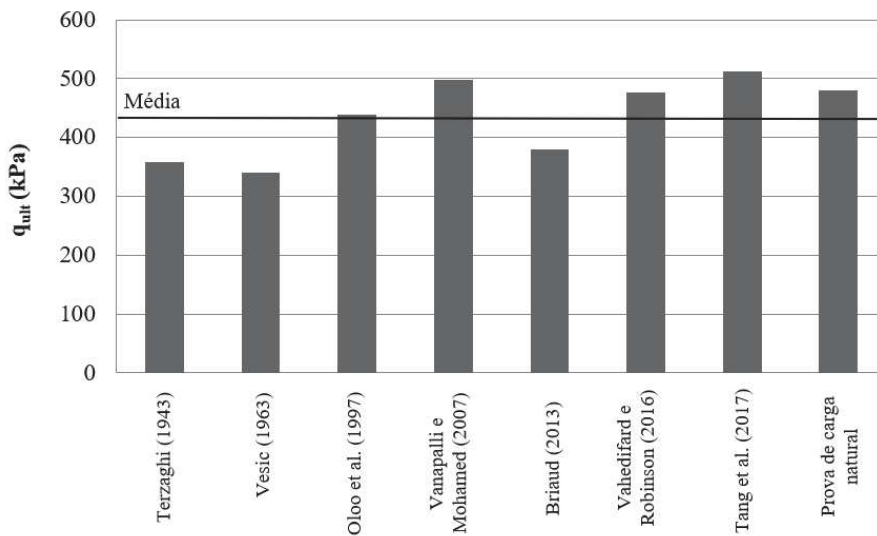


Fig. 20 – Comparação capacidade de carga experimental e numérica – solo natural.

Quadro 6 – Comparação capacidade de carga experimental e numérica – solo inundado.

Método	q_{ult} (kPa)	Erro
Terzaghi (1943)	362,12	19,53 %
Vesic (1963)	343,48	23,67 %
Oloo et al. (1997)	387,67	13,85 %
Vanapalli e Mohamed (2007)	446,12	0,86 %
Briaud (2013)	366,69	18,51 %
Vahedifard e Robinson (2016)	480,50	-6,78 %
Tang et al. (2017)	441,71	1,84 %
Prova de carga inundada	450,00	-

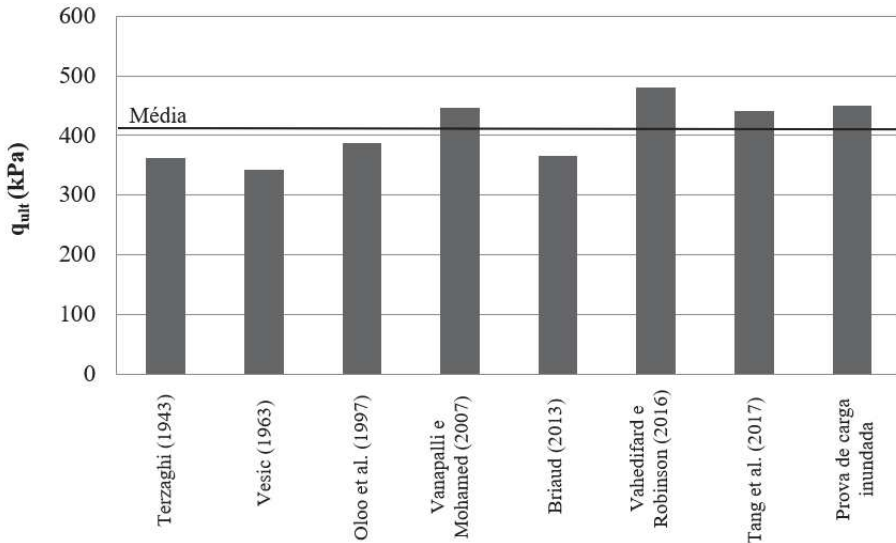


Fig. 21 – Comparação capacidade de carga experimental e numérica – solo inundado.

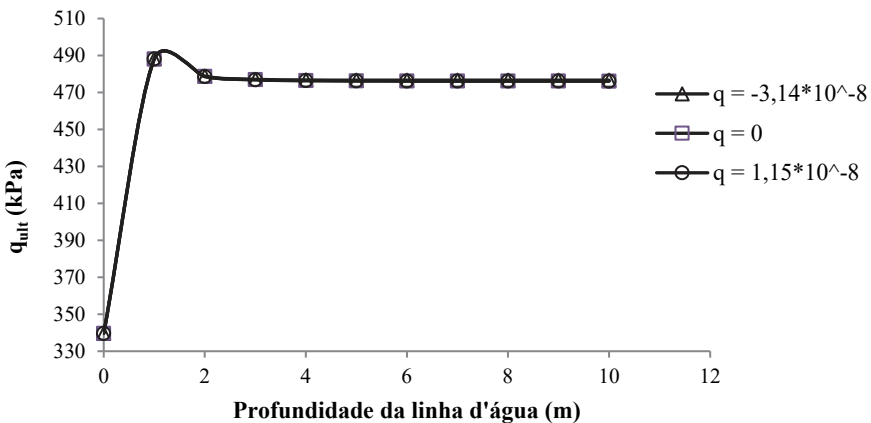


Fig. 22 – Capacidade de carga em função da sucção proposta de Vahedifard e Robinson (2016).

Para analisar de forma mais clara os resultados obtidos para as diferentes propostas, determinou-se os valores de capacidade de carga da placa para sucções entre 0 e 30 kPa, conforme Figura 23, para todas as propostas apresentadas. Nesta figura também são apresentadas as capacidades de carga para as duas provas de cargas realizadas. Observa-se que, para todas as metodologias aplicadas, na sucção da prova de carga inundada (4 kPa), o valor experimental foi maior que as estimativas numéricas, mas houve boa aproximação por Vanapalli e Mohamed (2007), Vahedifard e Robinson (2016) e Tang *et al.* (2017). Já para a sucção da prova de carga natural (9 kPa), Vanapalli e Mohamed (2007), Vahedifard e Robinson (2016) e Tang *et al.* (2017) apresentaram valores de capacidade de carga ligeiramente maiores que o obtido experimentalmente, mas também houve boa aproximação. Já para as propostas de Oloo *et al.* (1997) e Briaud (2013), os valores de capacidade de carga foram consideravelmente menores que o obtido experimentalmente.

A Figura 23 mostra também que as equações apresentadas puderam capturar o aumento da capacidade de carga com o aumento da sucção. Observa-se ainda que, em todas as equações propostas, para a sucção de 0 kPa, os valores são iguais ao encontrado na equação para o solo saturado.

A Figura 23 mostra ainda que, para valores de sucção até o valor de entrada de ar, que é de 5,5 kPa, os métodos de Vanapalli e Mohamed (2007), Vahedifard e Robinson (2016) e Tang *et al.* (2017) apresentaram valores bastante coerentes com o resultado medido na prova de carga. As diferenças entre esses três métodos são maiores para valores maiores de sucção. Essas três metodologias apresentaram variação na taxa de aumento da capacidade de carga dentro da faixa de sucção. Já as metodologias de Oloo *et al.* (1997) e Briaud (2013) apresentaram aumentos de capacidade de carga constantes com o aumento da sucção e consideravelmente menores do que as outras metodologias. Briaud (2013) apresentou resultados mais conservadores se comparado com os demais métodos dentro da faixa de sucção de 0 kPa até 30 kPa.

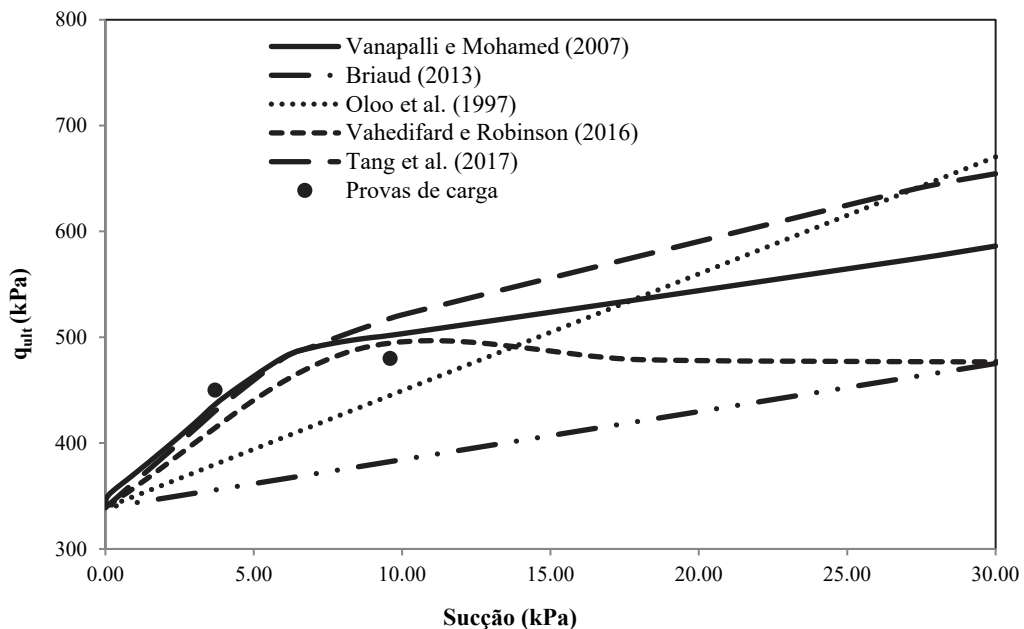


Fig. 23 – Capacidade de carga da fundação por diferentes métodos.

7 – CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os perfis de sucção, de saturação e de tensão de sucção obtidos pela proposta de Lu e Likos (2004) apresentaram forma previsível para areias, com baixos valores de sucção mátrica e baixos coeficientes de sucção mátrica ou coeficientes de tensão efetiva, o que resulta em apenas uma pequena parcela de sucção mátrica convertida em tensão efetiva. Tal fenômeno foi observado nas provas de carga, onde mesmo com variação da sucção mátrica, não houve uma diferença considerável na capacidade de carga no solo inundado em relação ao natural.

As metodologias aqui testadas para a determinação da capacidade de carga de fundações diretas em solos não saturados apresentaram valores coerentes com as capacidades de carga determinadas pelas provas de carga. Os métodos apresentaram discrepâncias não muito acentuadas em relação aos resultados experimentais.

Os erros absolutos obtidos com a utilização das metodologias para cálculo de capacidade de carga em solos não saturados foram menores que os erros absolutos obtidos com a utilização das

propostas clássicas em relação às provas de carga, o que mostra que as equações são sensíveis às variações de sucção.

As propostas analíticas apresentaram valores mais próximos entre si para menores valores de sucção, até aproximadamente o valor de entrada de ar. Para maiores sucções, a discrepância entre os métodos aumentou. Com o aumento da sucção, aumentaram também os erros médios das estimativas quando comparados aos valores experimentais.

8 – AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem o Laboratório de Mecânica dos Solos da Universidade Federal do Ceará, à CAPES pela bolsa concedida à primeira autora.

9 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASTM D 3080 (2011). *Standard test method for direct shear test of soils under consolidated drained conditions*. Annual Book of ASTM Standards 2011.

Arya, L. M.; Dierolf, T. S. (1989). *Predicting soil moisture characteristics by particle-size distributions: an improved method to calculate pore radii from particle radii*. Proc. of the Int. Workshop on Indirect Methods for Estimating the Hydraulic Properties of Unsaturated Soils, p. 115-124.

Briaud, J. L. (2013). *Geotechnical Engineering: Unsaturated and Saturated Soils*. Hoboken, New Jersey. Wiley.

Costa, Y. D.; Cintra, J.C.; Zornberg, J.G. (2003). *Influence of matric suction on the results of plate load tests performed on a lateritic soil deposit*. Geotechnical Testing Journal, vol. 26, nº 2, pp. 219-226.

Fredlund, D. G.; Morgenstern, N. R.; Widger, R. A. (1978). *The shear strength of unsaturated Soils*. Canadian Geotechnical Journal, vol. 15, nº 3, pp.313-321.

Garakani, A.A.; Sadeghi, H.; Saheb, S.; Lamei, A. (2019). *Bearing Capacity of Shallow Foundations on Unsaturated Soils: Analytical Approach with 3D Numerical Simulations and Experimental Validations*. International Journal of Geomechanics, vol.20.

Gitirana Jr., G. F. N.; Camapum de Carvalho, J.; Cordao Neto, M. P. (2005). *Previsão de curvas características de um perfil de solo colapsível de Brasília utilizando curvas granulométricas*. Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotecnia, Curitiba, v. I, 6 p.

Hansen, J. B. (1970). *A revised and extended formula for bearing capacity*. Geoteknisk Inst., Bulletin 28, pp. 5-11.

Lu, N.; Likos, W. (2004). *Unsaturated soil mechanics*. John Wiley and Sons, New York, NY, USA.

Meyerhof, G. G. (1951). *The ultimate bearing capacity of foundations*. Géotechnique, vol. 1, nº 4, pp. 351.

Oh, W. T.; Vanapalli, S. K. (2011). *Modelling the applied vertical stress and settlement relationship of shallow foundations in saturated and unsaturated sands*. Canadian Geotechnical Journal, 48, pp. 425-438.

Oloo, S. Y.; Fredlund, D. G.; Gan, J. K. M. (1997). *Bearing capacity of unpaved roads*. Canadian Geotechnical Journal, 34, pp. 398-407.

Pinto, C. S. (2006). *Curso Básico de Mecânica dos Solos*. 3. ed. São Paulo: Oficina de Textos, 354p.

- Rojas, J. C.; Salinas, L. M.; Sejas, C. (2007). *Plate-load tests on an unsaturated lean clay*. Experimental Unsaturated Soil Mechanics, Edited by T. Schanz, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, Germany, pp. 445-452.
- Tang, Y.; Taiebat, H. A.; Senetakis, K. (2017). *Effective stress based bearing capacity equations for shallow foundations on unsaturated soils*. Journal of GeoEngineering, vol. 12, n° 2, pp. 59-64
- Terzaghi, K. (1943). *Theoretical soil mechanics*. New York: John Wiley & Sons.
- Tristá, J.G.; Cristía, W.D.C.; Sotolongo, G.J.Q. (2017). *Bearing capacity of footings in unsaturated soils employing analytic methods*. Ingeniería y Desarrollo, vol. 35, n° 2, pp. 417-430.
- Vahedifard, F.; Robinson, J. D. (2016). *Unified method for estimating the ultimate bearing capacity of shallow foundations in variably saturated soils under steady flow*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, vol.142, n° 4, 04015095.
- Van Der Veen, C. (1953). *The bearing capacity of a pile*. International conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, 3. Switzerland, vol.2, pp. 84-90.
- Van Genuchten, M. TH. (1980). *A closed form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils*. Soil Science Society of America Journal, 44, pp. 892-898.
- Vanapalli, S. K.; Fredlund, D. G. (2000). *Comparison of empirical procedures to predict the shear strength of unsaturated soils using the soil-water characteristic curve*. Advances in Unsaturated Geotechnics, Shackelford, C. D., Houston, S. L., and Chang, N. Y., eds., GSP n. 99, ASCE, Reston, VA, p. 195–209.
- Vanapalli, S. K.; Mohamed, F. M. O. (2007). *Bearing Capacity of Model Footings in Unsaturated Soils*. Theoretical and Numerical Unsaturated Soil Mechanics, pp. 483-493.
- Vanapalli, S. K.; Mohamed, F. M. O. (2013). *Bearing capacity and settlement of footings in unsaturated sands*. International Journal of Geomaterials, vol. 5, n° 1, pp. 595-604.
- Vesic, A. S. (1963). *Bearing capacity of deep foundations in sand*. Highway Research Record, n. 39, pp. 112-153.
- Vesic, A. S. (1969). *Experiments with instrumented pile groups in sand*. American Society for Testing and Materials. Performance of deep foundations. Philadelphia (ASTM Special Technical Publication, n. 444), pp. 177-222.
- Vesic, A. S. (1973). *Analysis of ultimate loads of shallow foundations*. Journal Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, vol. 99, n. SM1.
- Vesic, A. S. (1975). *Bearing capacity of shallow foundations*. Foundation Engineering Handbook, New York, McGraw-Hill, pp. 121-147.
- Vo, T.; Russell, A.R. (2016). *Bearing capacity of strip footings on unsaturated soils by the slip line theory*. Computers and Geotechnics, vol. 74, pp. 122-131.
- Zhang, C.; Gao, B.; Yan, Q.; Zhao, J.; Wu, L. (2019). *Development of allowable bearing capacity for strip foundations in unsaturated soils*. Computers and Geotechnics, vol. 114.