

## **STRUCTURAL ANALYSIS OF PILE CAP AS WIND TURBINE FOUNDATION**

**Kaique Yuri Marcio Araújo**

**Rodrigo Barros**

**Joel Araújo do Nascimento Neto**

**Jose Neres da Silva Filho**

*kaiqueyuri@gmail.com*

*barroscivil@gmail.com*

*joelneto@ct.ufrn.br*

*jneres@ect.ufrn.br*

*Federal University of Rio Grande do Norte*

*Campus Universitário – Lagoa Nova, 59078970, Natal-RN, Brazil*

**Abstract.** This paper analyzes the structural behavior of reinforced concrete pile caps, as onshore wind turbine foundations, using tridimensional numerical models. In order to do, four finite elements models were constructed, with the aid of the ANSYS software. It was adopted as variables: i) consideration or not of the soil under the pile cap base; and, ii) soil (under the pile cap base) stiffness. All the materials constitutive models were considered as with linear elastic behavior. The interest results were: pile's reaction; division of loading between soil and piles; pile cap's displacement; radial normal stress and bending moments in the pile cap.

**Keywords:** Pile cap; Wind turbine foundation; Structural analysis; Finite element method.

## 1 Introdução

A implantação de novos parques eólicos no Brasil tem demandado projetos de fundações de grande porte, que em grande parte das vezes se tratam de blocos sobre estacas. Esses elementos estruturais chegam a demandar mais de 300 metros cúbicos de concreto e 20 toneladas de aço na sua construção. Nesse cenário, uma análise mais apurada dessas estruturas de concreto armado pode colaborar com o aperfeiçoamento desses projetos que são de grande relevância para o desenvolvimento da matriz energética brasileira.

Dentro desse contexto, as primeiras pesquisas na área de análise estrutural de aerogeradores, de cunho experimental, tiveram o enfoque na análise dinâmica de turbinas eólicas offshore e foram primordiais para a calibração de curvas teóricas de coeficientes de sustentação e arrasto, como os ensaios de Sinclair e Clayton [1]. O avanço da técnica computacional e do Método dos Elementos Finitos (MEF) possibilitou a realização de análises estrutural numéricas, além de introduzir situações mais complexas, como os estudos de Kuhn [2], que sintetizou alguns métodos numéricos para a análise dinâmica estrutural, recomendando a adoção de modelos dinâmicos não lineares que levam em consideração a aerodinâmica do aerogerador. Tempel [3] comparou projetos reais de parques eólicos offshore com um projeto de plataforma de petróleo offshore.

Já com o foco em turbinas eólicas *onshore*, Maunu [4] analisou o comportamento estrutural de fundações de aerogeradores do tipo sapata através métodos analíticos (teoria da flexão e biela-tirante) e numéricos, com o auxílio do MEF, utilizando elementos de placa apoiados sobre molas e modelos com elementos finitos sólidos considerando o elemento estrutural de fundação e o solo. Na mesma linha de aerogeradores *onshore*, Svensson [5] analisou sapatas e blocos sobre estacas através de modelos computacionais e observou que na modelagem de blocos sobre estacas são preferíveis os modelos tridimensionais aos bidimensionais.

Dentro das pesquisas brasileiras, Moura [6] realizou um estudo de caso de um aerogerador do parque eólico de Taíba-CE, desenvolvendo uma série de ensaios experimentais e extrapolações numéricas, e mostrou que seria possível reduzir em 32 % o volume de concreto da fundação do aerogerador existente. Ribeiro [7] analisou o fenômeno da fadiga em estruturas de fundação de aerogeradores do tipo profunda e superficial com o auxílio do MEF e concluiu que as considerações de fadiga utilizadas em projeto de pontes podem ser estendidas ao projeto de fundações de aerogeradores, considerando os aspectos específicos destas estruturas. Araújo *et al.* [8] realizaram análises numéricas de alguns casos de fundações diretas de aerogeradores, comparando modelos construídos com elementos de casca e sólidos. Maranhão [9] analisou a rigidez rotacional de uma fundação do tipo bloco sobre estacas como suporte de uma torre eólica *onshore* através de diferentes modelos em elementos finitos.

Costumeiramente os projetistas convêm em desconsiderar a contribuição da base do bloco em contato com solo na análise estrutural de blocos sobre estacas, pois esta parcela representa, para os casos convencionais de edifícios comerciais e residenciais, cifras de pouca relevância. Por outro lado, quando se tem blocos de grandes dimensões, como as fundações de aerogeradores, assentado sobre um solo de resistência mediana a pouca profundidade, de modo que transmissão do carregamento pelo elemento de fundação superficial passa a ser relevante, temos uma fundação híbrida que transmite as cargas ao solo tanto pela base do bloco quanto pela lateral e ponta das estacas.

Um grande problema no projeto desse sistema de fundação na consideração como híbrida, ou seja, levando em conta a contribuição do solo sob a base do bloco, se dá em avaliar seu mecanismo de funcionamento real, pois é difícil representar fidedignamente com modelos numéricos e matemáticos o comportamento complexo desse sistema estrutural, do mesmo modo que a sua configuração física na ruptura.

Dessa forma, este artigo tem como objetivo analisar o comportamento estrutural de blocos circulares de concreto armado sobre estacas, como fundação de aerogeradores *onshore*, considerando a contribuição do solo sob a base do bloco, através de análises numéricas pelo Método dos Elementos Finitos.

## 2 Propriedades dos blocos analisados

Foram analisados blocos circulares de concreto armado sobre 24 estacas distribuídas radialmente na periferia do bloco, como mostra a Figura 1, através de modelos numéricos tridimensionais com e sem a presença do maciço de solo sob a base do bloco.

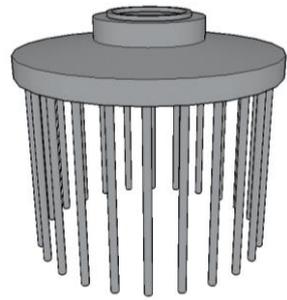


Figura 1. Geometria de referência para os modelos numéricos de bloco sobre estacas

Foi considerada uma geometria única como referência para a construção de todos os modelos. O bloco sobre estaca de referência possui diâmetro ( $D$ ) de 14,50 m, com o centro das 24 estacas distribuídas em um círculo de diâmetro ( $D_{est}$ ) de 13,00 m. O pedestal, parte central do bloco, possui altura ( $H$ ) de 3,00 m e diâmetro de 6,00 m. A parte inclinada do bloco (saia) tem uma variação de altura de ( $h_0$ ) 1,20 m a ( $h_1$ ) 1,80 m, como mostra a Figura 2. O bloco está apoiado sobre 24 estacas de seção circular com diâmetro igual a 41 cm e comprimento de 10,00 m.

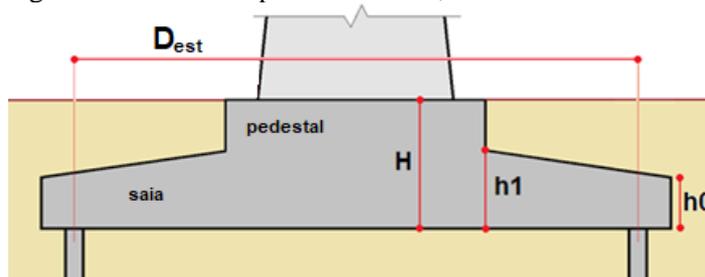


Figura 2. Parâmetros geométricos do bloco sobre estacas

Se fez necessário a adaptação da geometria da seção das estacas para permitir uma melhor integração das malhas dos elementos finitos dos diferentes componentes do modelo. Dessa forma, as estacas passaram a ter uma seção trapezoidal, bem próxima de retângulo, como mostra a Figura 3.

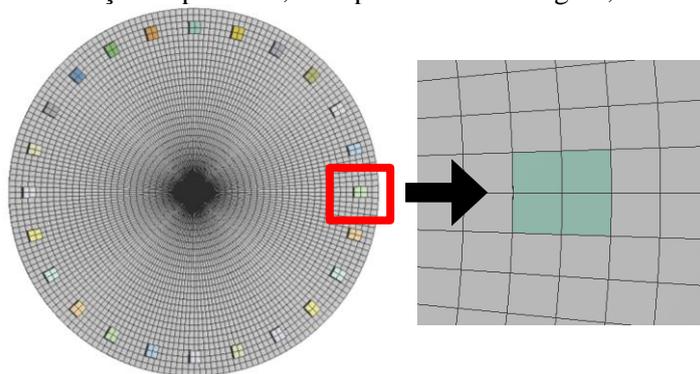


Figura 3. Detalhe da seção da estaca com seção trapezoidal

A adoção da geometria trapezoidal causou um acréscimo de área na seção da estaca de 1.320 cm<sup>2</sup> (circular) para 2.126,5 cm<sup>2</sup> (trapezoidal). Em virtude deste incremento de área, o módulo de elasticidade da estaca ( $E_{cs,estaca}$ ) foi reduzido em 1,61 vezes, razão entre as áreas mencionadas no início do parágrafo

(2.126,5 / 1320,25), de maneira a igualar as deformações axiais para os dois casos.

Para a simulação numérica foram construídos quatro modelos de bloco sobre estacas em elementos finitos sólidos, todos com base na mesma geometria de referência apresentada anteriormente. A Tabela 1 resume as características básicas dos modelos supracitados.

Tabela 1. Resumo dos modelos

Modelo	Elementos finitos utilizados		
	Bloco	Estacas	Solo
ANS-S0	Sólido	Sólido	-
ANS-S1	Sólido	Sólido	Sólido: $E_{solo,1}$
ANS-S2	Sólido	Sólido	Sólido: $E_{solo,2}$
ANS-S3	Sólido	Sólido	Sólido: $E_{solo,3}$

As siglas definidas na Tabela 1, adotadas para representar o nome dos modelos, apresentam o sufixo com padrão “SY”, que significa: S – remete a palavra “solo”; e, Y – se refere a ausência (0) ou presença (1, 2 e 3) de solo, sendo 1, 2 e 3 as variações da rigidez do solo.

Nos modelos com a presença do solo o mesmo foi modelado como um meio contínuo por um maciço semi-infinito de comportamento elástico linear, como mostra a Figura 4.

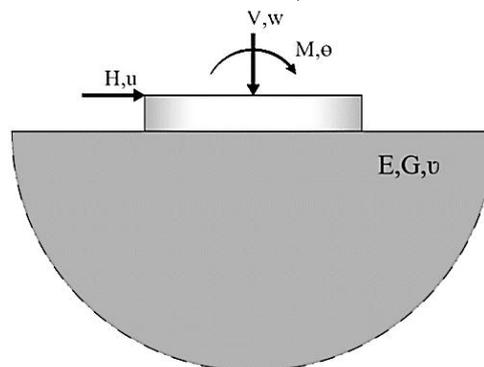


Figura 4. Representação do solo por um modelo de meio contínuo elástico

A Figura 5 mostra o modelo tipo com presença de solo, que foi desenvolvido com um maciço semi-infinito de formato cilíndrico com dimensões de 30 m de diâmetro e 30 m de altura. Tais dimensões foram adotadas com base na proposição de Love [10] para a equação de Boussinesq [11], que mostra que o acréscimo de tensões verticais no solo a uma profundidade de  $2D$ , induzidas por uma carga uniformemente distribuída ( $p$ ) em área circular, é da ordem de  $0,05p$ .

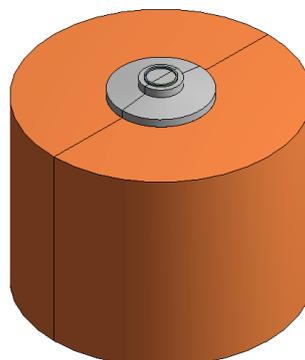


Figura 5. Modelo com presença do maciço semi-infinito de solo

As propriedades físicas dos elementos de concreto armado foram adotadas conforme as recomendações da ABNT NBR 6118: 2014 [12], sendo o coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) de 0,2, o módulo de elasticidade secante do concreto para o bloco de  $E_{cs,bl} = 27.000$  MP (referente ao concreto C30) e para

as estacas de  $E_{cs,est} = 21.000 \text{ MPa}$  (referente ao concreto C20). Corrigindo o módulo elasticidade para as estacas, considerando que as mesmas foram representadas com seção trapezoidal, temos que  $E_{cs,est} = 13.043,48 \text{ MPa}$ .

Nesta pesquisa foi considerado o coeficiente de Poisson para o solo de  $\nu=0,3$  em todos os modelos. Nas análises dos modelos ANS-S1, ANS-S2 e ANS-S3 foram adotados os seguintes módulos de elasticidade para o solo:

- $E_{solo1} = 20 \text{ MPa}$  (areia pouco compacta);
- $E_{solo2} = 50 \text{ MPa}$  (areia medianamente compacta);
- $E_{solo3} = 100 \text{ MPa}$  (areia compacta).

Esses módulos de elasticidade para o solo foram definidos com base nos valores sugeridos por Poulos [13], Poulos & Davis [14] e Teixeira & Godoy [15].

Em todos os modelos confeccionados foi definido um anel de comportamento rígido, onde seria o encontro bloco-torre, denominado neste trabalho como anel de carregamento, para minimizar a concentração de tensões devido a aplicação dos carregamentos advindos do aerogerador, bem como para representar a elevada rigidez da parede da torre. Este anel possui diâmetro interno de 4,25 m e externo de 4,50 m.

### 3 Aspectos da modelagem numérica

Os modelos em elementos finitos dos blocos sobre estacas foram construídos com a utilização do programa computacional ANSYS [16]. As análises numéricas realizadas foram do tipo estática e considerando um comportamento elástico linear para os modelos constitutivos dos materiais.

Foram utilizados elementos finitos sólidos de seis e/ou oito nós para a modelagem de todos os componentes (bloco, estaca e solo) dos modelos. A Figura 6 apresenta o elemento finito sólido de seis ou oito nós utilizado. Este elemento apresenta três graus de liberdade em cada nó, referente as translações nas direções x, y e z.

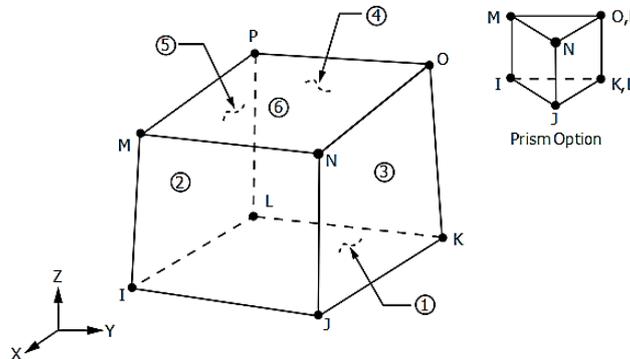


Figura 6. Convenção de nós, faces e eixos locais dos elementos sólidos de seis e oitos nós

No modelo ANS-S0 foi desconsiderado o solo sob a base do bloco. Nos modelos ANS-S1, ANS-S2 e ANS-S3, o solo foi representado como um maciço semi-infinito elástico linear e homogêneo (como ilustrado na Figura 5), constituído por elementos finitos sólidos. Em todos os modelos o elemento estrutural de fundação (bloco + estacas) foi modelado com elementos finitos sólidos.

No ANSYS [16], o contato entre os diferentes componentes do modelo – bloco, anel de carregamento, estacas e solo - é gerado por pares. Dessa forma, é necessário especificar qual o comportamento para cada contato entre superfícies de dois elementos distintos. O programa disponibiliza cinco tipos de comportamentos para contato entre duas superfícies, são eles: “Bonded”; “No Separation”; “Rough”; “Frictionless”; e, “Frictional”. A Tabela 2 apresenta um resumo das características de cada um deles.

Tabela 2. Características dos tipos de comportamentos para contato entre superfícies disponível no ANSYS [16]

Tipo de contato	Comportamento entre superfícies	
	Permite descolamento	Permite deslizamento
<i>Bonded</i>	Não	Não
<i>No Separation</i>	Não	Sim – sem atrito ( $\mu=0$ )
<i>Rough</i>	Sim	Não
<i>Frictionless</i>	Sim	Sim – sem atrito ( $\mu=0$ )
<i>Frictional</i>	Sim	Sim – com atrito ( $\mu>0$ )

$\mu$ : coeficiente de atrito (adimensional).

A Tabela 3 mostra os tipos de comportamentos definidos para cada um dos contatos entre superfícies dos distintos componentes existentes nos modelos.

Tabela 3. Tipos de comportamentos definidos para o contato entre superfícies nos modelos

Superfícies de Contato	Tipo de Contato
Bloco – Estaca	<i>Bonded</i>
Bloco – Anel de Carregamento	<i>Bonded</i>
Bloco – Solo	<i>Frictionless</i>
Estaca – Solo	<i>Frictionless</i>

Para simplificação dos modelos com solo a força total de reação das estacas, composta pelo somatório da força de atrito lateral e força de ponta, foi tomada como sendo uma única parcela de reação concentrada na ponta da estaca. Dessa forma, foi desconsiderado o atrito lateral no contato entre a estaca e o solo (*frictionless*) com o objetivo de reduzir o tempo computacional de processamento desses modelos numéricos, em virtude da quantidade elevada de elementos finitos resultado da discretização do maciço de solo.

Foi adotada uma malha com espaçamento médio entre nós de aproximadamente 25 cm na discretização do bloco, das estacas (no plano da seção) e de parte do maciço de solo (região sob a base do bloco). Ademais, foi definida uma malha com espaçamento vertical entre nós de 250 cm para as estacas e o maciço de solo, e horizontal de 100 cm para a parte do maciço de solo na região externa ao bloco. A Figura 7 mostra a discretização de todos os modelos.

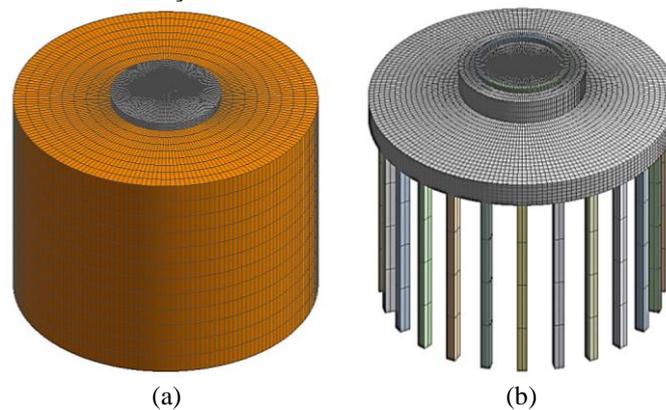


Figura 7. Discretização dos modelos: a) ANS-S1, ANS-S2 e ANS-S3; e, (b) ANS-S0

Foram definidas superfícies indeslocáveis na base do maciço de solo semi-infinito, bem como na base de todas as 24 estacas, restringindo os deslocamentos e rotações. Em todos os modelos foi atribuído um comportamento de corpo rígido ao anel de carregamento.

Foram adotados carregamentos típicos de aerogeradores de 2 a 3 MW. As solicitações resultantes transmitidas à fundação são: força horizontal  $F_{xy}$  (referente à resultante das forças horizontais atuando no plano XY); momento  $M_{xy}$  (resultante dos momentos agindo entorno dos eixos horizontais X e Y) e força vertical  $F_z$  devido às cargas gravitacionais, como mostra a Figura 8.

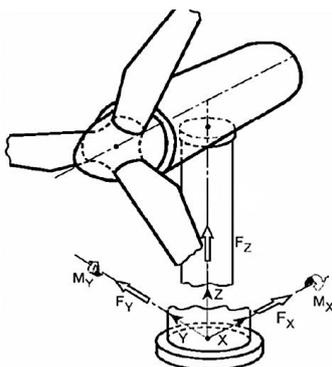


Figura 8. Solicitações transmitidas pela base da torre do aerogerador no encontro com a fundação

A Tabela 4 apresenta os valores característicos adotados para as cargas transmitidas ao bloco de fundação devido à estrutura de um aerogerador com diâmetro do rotor de 86 m e torre de aço de 80 m de altura e as ações que atuam sobre ele, na situação de produção de energia com vento com velocidade extrema, com período de recorrência de 50 anos. Além dessas solicitações, foi considerado um peso específico de 24 kN/m<sup>3</sup> para o concreto do bloco e de 16 kN/m<sup>3</sup> para o aterro sobre o bloco. Dessa forma, o peso próprio do bloco analisado resultou em 6.826 kN e o aterro sobre o bloco em 1.957 kN.

Tabela 4. Valores adotados para as cargas transmitidas ao bloco de fundação

Solicitações	Cargas extremas	Cargas operacionais
Força Axial - $F_z$ (kN)	2478	2417
Momento - $M_{xy}$ (kN.m)	45066	26918
Força Cortante - $F_{xy}$ (kN)	622	376

Para simplificação das análises, sem causar prejuízos aos objetivos da pesquisa, todas as ações consideradas (força axial e cortante, momento, peso próprio e aterro) foram combinadas com seus valores característicos, ou seja, com coeficientes de ponderação das ações com valor unitário ( $\gamma_{fi} = 1,00$ ).

O momento considerado no encontro da base da torre com o bloco foi o momento total de tombamento ( $M_{total}$ ), que é composto pelo somatório do momento  $M_{xy}$  e do momento adicional causado pela força cortante  $F_{xy}$  em relação ao eixo de tombamento da base, tomado como sendo o centro da face inferior do bloco (O), como mostra a Figura 9.

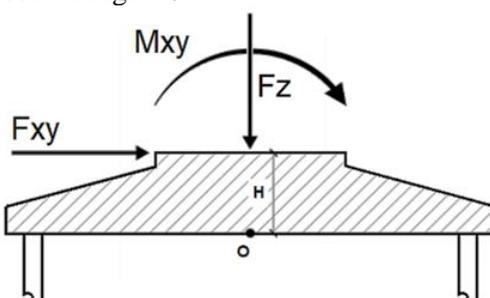


Figura 9. Representação simplificada das cargas transmitidas da torre para o bloco

Dessa forma, o momento total é dado pela Equação 1.

$$M_{total} = M_{xy} + F_{xy} \cdot H. \quad (1)$$

Aplicando os valores devidos na Equação 1, o momento total de tombamento resulta em:  $M_{total} = 46.932$  kN·m.

O efeito translacional devido a força cortante ( $F_{xy}$ ) foi desconsiderado em todos os modelos, sendo contabilizado somente o seu efeito de tombamento devido ao momento adicional ( $F_{xy} \cdot H$ ). Essa consideração se deu devido ao fato de que, por limitações dos modelos numéricos construídos, não

foram contabilizados o empuxo passivo na lateral do bloco bem como a força de atrito entre o solo e a base do bloco, dessa forma a aplicação da força cortante levaria a reações horizontais nas estacas não compatíveis com a realidade.

A Figura 10 mostra como foram realizadas a transmissão das cargas de força axial e momento, respectivamente, da torre para o bloco nos modelos.

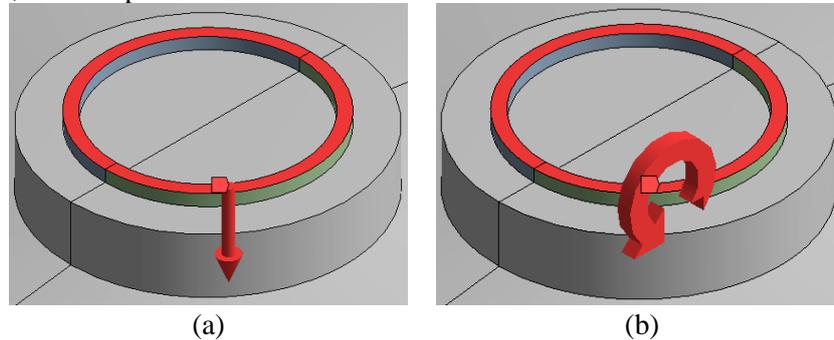


Figura 10. Transmissão das cargas da torre para o bloco: (a) força axial; e, (b) momento total de tombamento

O peso referente ao reaterro foi aplicado como um carregamento uniforme, distribuído diretamente sobre as saias do bloco, no valor de  $14,30 \text{ kN/m}^2$ .

## 4 Resultados

### 4.1 Reações verticais nas estacas

A Figura 11 mostra a numeração definida para as 24 (vinte e quatro) estacas bem como o sistema de eixo local (em coordenadas cilíndricas) utilizados como referência em todas as análises realizadas neste artigo. O eixo 3 se encontra na direção perpendicular ao plano formado pelos eixos 1 e 2, no sentido saindo da figura.

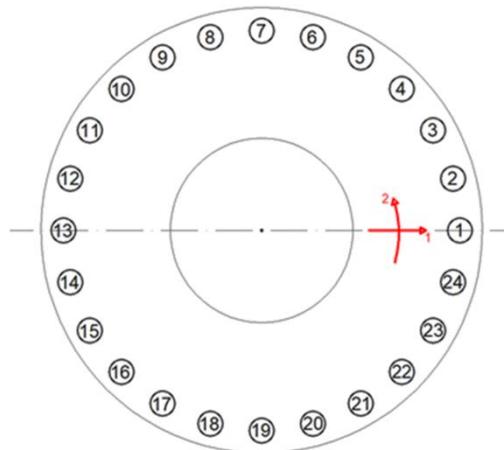


Figura 11. Numeração das estacas e sistema de eixos locais

A Tabela 5 apresenta os resultados de reações nas estacas, obtidos para cada um dos modelos numéricos analisados. As reações nas estacas que aparecem na coluna “ANALÍTICO” foram obtidas pela superposição dos efeitos de força centrada e momento aplicados ao bloco de fundação através da Equação 2, proposta inicialmente por Schiel [17], que se fundamenta na compatibilidade de deslocamentos. Para a utilização deste procedimento admite-se que o bloco seja infinitamente rígido e que as estacas sejam todas idênticas. Dessa forma, o problema é análogo ao da determinação das tensões normais em uma seção submetida a flexão composta.

Tabela 5. Reações verticais nas estacas

ESTACA	Reações nas Estacas (kN)				
	ANALÍT.	ANS-S0	ANS-S1	ANS-S2	ANS-S3
1	1074,70	1070,80	1014,40	936,74	830,68
2	1054,19	1050,30	995,04	918,95	814,98
3	994,11	990,32	938,41	866,75	768,85
4	898,57	894,85	848,28	783,63	695,33
5	774,03	770,43	730,66	675,04	599,11
6	629,00	625,54	593,45	548,12	486,32
7	473,38	470,05	445,81	411,12	363,97
8	317,76	314,57	297,60	272,93	239,55
9	172,73	169,67	158,83	142,68	120,98
10	48,19	45,25	39,15	29,63	17,02
11	-47,35	-50,22	-52,96	-57,81	-64,01
12	-107,43	-110,23	-110,98	-113,06	-115,46
13	-127,94	-130,70	-130,78	-131,94	-133,10

$$R_{est,i} = \frac{F_z}{n} + \frac{M_y \cdot x_i}{\sum x_i^2} + \frac{M_x \cdot y_i}{\sum y_i^2}. \quad (2)$$

Onde:

- $R_{est,i}$  – Reação vertical na estaca “i” de coordenadas  $x_i$  e  $y_i$ ;
- $F_z$  – Força vertical resultante (incluindo peso próprio do bloco e o solo de reaterro);
- $n$  – Número de estacas;
- $M_x$  – Momento em torno do eixo  $x$ ;
- $M_y$  – Momento em torno do eixo  $y$ .

A partir da Tabela 5 verificou-se um aumento do módulo das reações de tração nas estacas 11, 12 e 13 com o aumento da rigidez do solo. Isso acontece devido à diminuição da parcela de carga vertical (peso próprio do bloco, solo de reaterro e carga vertical da torre) que se encaminharia diretamente para as estacas, face à presença do solo. Dessa forma, a tração nas estacas, causada pelo momento, é incrementada. A Figura 12 mostra os resultados das reações nas estacas em forma de gráfico.

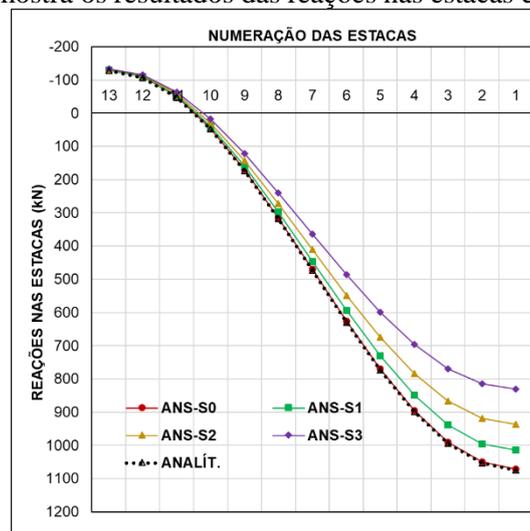


Figura 12. Reações nas estacas: analítico versus modelos numéricos

A partir da Figura 12 é possível constatar que o modelo ANS-S0 apresentou valores de reações nas estacas bem próximos daqueles obtidos analiticamente.

## 4.2 Divisão do carregamento entre solo e estaca

A Tabela 6 apresenta os somatórios das reações verticais nas estacas, em “Total (kN)”, para cada um dos modelos em estudo. Ademais, são apresentadas as relações (em termos percentuais) do somatório das reações verticais nas estacas de cada modelo numérico com o valor no modelo ANS-S0.

Tabela 6. Carga total nas estacas: somatório e valor percentual em relação ao modelo ANS-S0

	ANS-S0	ANS-S1	ANS-S2	ANS-S3
Total (kN)	11.281,16	10.650,20	9.760,76	8.550,86
% Estacas	100,00%	94,41%	86,52%	75,80%

A partir da Tabela 6 verifica-se que a carga vertical total “absorvida” pelas estacas é reduzida com o incremento da rigidez do solo, decrescendo de 11.281,16 kN, no modelo ANS-S0, para 8.550,86 kN, no modelo ANS-S3. Essa redução se dá em virtude de que uma parcela maior do carregamento vertical aplicado ao bloco se encaminha diretamente para o solo com o aumento da sua rigidez, reduzindo a fração destinada às estacas. A Figura 13 mostra a divisão do carregamento entre o solo e as estacas para cada um dos modelos analisados.

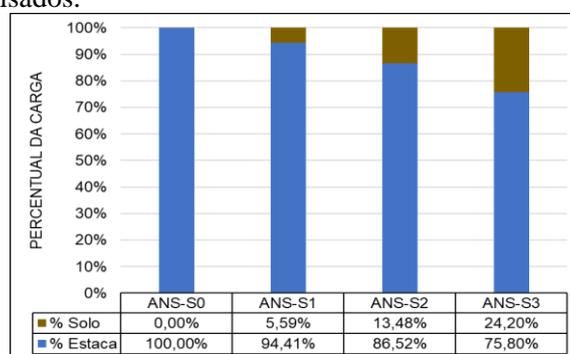


Figura 13. Divisão do carregamento vertical entre o solo e as estacas

## 4.3 Deslocamento vertical do bloco

A Figura 14 apresenta uma comparação entre o deslocamento vertical da base do bloco ao longo do eixo diametral que passa pelo centro das estacas 1 e 13, alinhamento este que será tratado daqui em diante somente como “eixo diametral”.

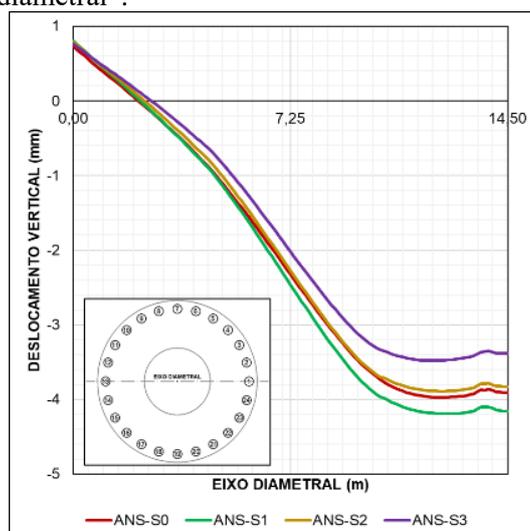


Figura 14. Deslocamento vertical da base do bloco

A partir da Figura 12 nota-se que o deslocamento vertical da base do bloco decresce, em módulo, com o aumento da rigidez do solo, de maneira que a curva de deslocamentos do modelo ANS-S1 apresenta valores maiores do que a do modelo ANS-S2, que por sua vez, aponta valores maiores do que a do modelo ANS-S3. A exceção se dá com o modelo ANS-S0, que exibe sua curva de deslocamentos numa região intermediária a dos modelos ANS-S1 e ANS-S2. A explicação para este comportamento do modelo ANS-S0 será apresentada no item 4.4, que trata da análise do deslocamento da estaca nº 1.

#### 4.4 Deslocamento da estaca nº 1

A Figura 15 mostra o deslocamento vertical da estaca 1 (mais comprimida) ao longo da profundidade, enquanto que a Figura 16 apresenta o deslocamento horizontal da mesma estaca.

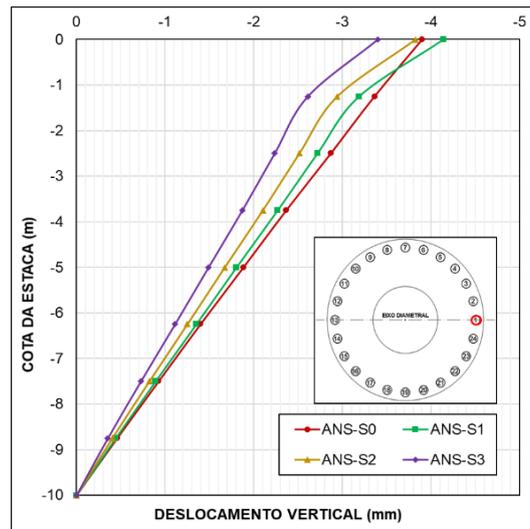


Figura 15. Deslocamento vertical da estaca nº 1

A partir do gráfico da Figura 15 verifica-se que a curva de deslocamento vertical da estaca nº 1 apresenta valores maiores (em módulo) com a redução da rigidez do solo ou ausência de solo, ou seja, do modelo ANS-S3 para ANS-S0. A exceção acontece tão somente na cota “0” (zero) do modelo ANS-S0.

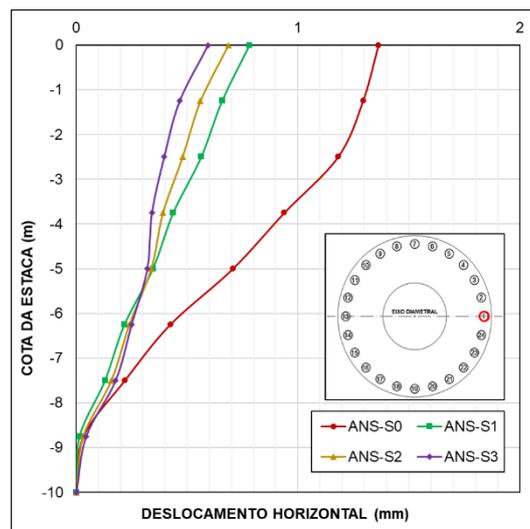


Figura 16. Deslocamento horizontal da estaca nº 1

Analisando o gráfico da Figura 16 nota-se que a estaca nº 1 do modelo ANS-S0 apresenta um deslocamento horizontal discrepante em relação aos demais modelos. Dessa forma, conclui-se que a

ausência do maciço de solo ao redor das estacas contribui para o aumento da deslocabilidade horizontal deste modelo.

Em suma, verifica-se que nos modelos ANS-S1, ANS-S2 e ANS-S3 o momento aplicado provoca uma rotação maior do bloco consoante a diminuição da rigidez do solo. Ademais, observa-se que o modelo ANS-S0 apresenta um comportamento divergente dos demais em função da ausência do maciço de solo, pois neste o momento aplicado produz um maior deslocamento lateral da estrutura em lugar da rotação do bloco.

#### 4.5 Tensões normais radiais no bloco

A Figura 17 mostra os vetores de tensões principais no sentido radial do bloco do modelo ANS-S0 na seção do eixo diametral. Verificou-se que os demais modelos apresentaram o mesmo aspecto, indicando que os pontos de tensões normais máximas de tração e compressão estão na região de transição entre o pedestal e as saias do bloco, onde a sua altura tem uma redução brusca, indicada pelas linhas tracejadas LE e LD na Figura 17.

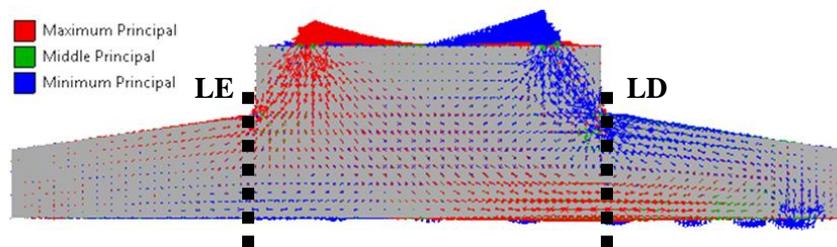


Figura 17. Vetores de tensões principais radiais na seção do eixo diametral do modelo ANS-S0

A Figura 18 mostra os diagramas de tensões normais sobre as linhas LE e LD dos modelos. Estas linhas possuem altura de 1,80 m, que vai desde a base do bloco (cota: 0 m) até a altura máxima da saia (cota: 1,80 m) no encontro desta com o pedestal do bloco.

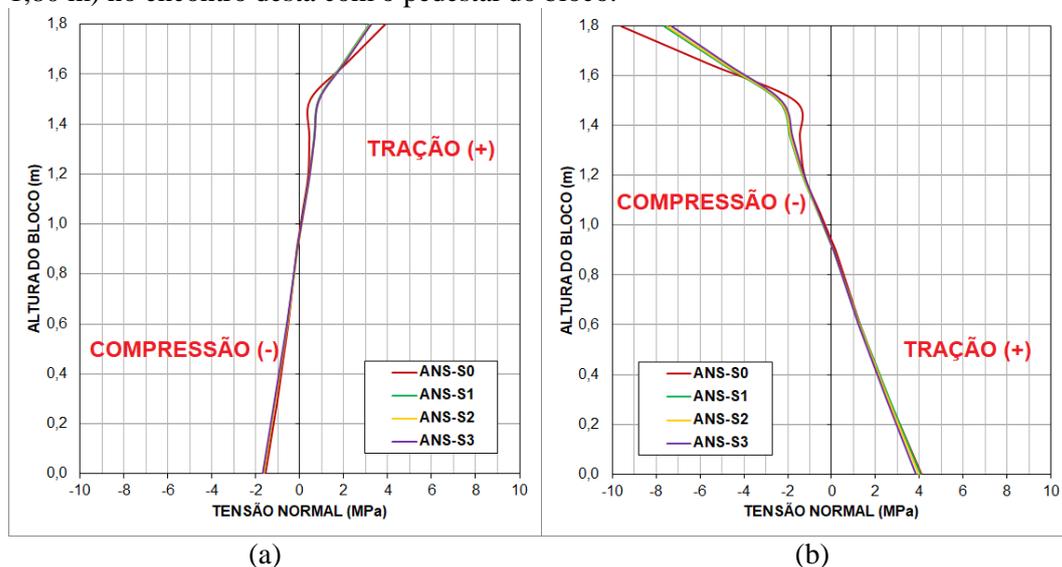


Figura 18. Diagramas de tensões normais sobre as linhas: (a) LE; e, (b) LD.

Retira-se da Figura 18 que a região de descontinuidade entre o pedestal e as saias do bloco apresenta um comportamento estrutural ao qual não se aplica a clássica hipótese das seções planas de Navier-Bernoulli, em virtude das grandes distorções sofridas pela estrutura nesta região. Esta constatação pôde ser observada através dos diagramas de tensões que não apresentam uma variação linear ao longo da altura das linhas LE e LD.

## 4.6 Momentos fletores

A Tabela 7 mostra os resultados dos momentos fletores, em torno do eixo local 2, obtidos através da integração dos diagramas de tensões sobre as linhas LE e LD, apresentados na Figura 18. O cálculo destes momentos seguiu o seguinte procedimento: 1) foram calculadas as forças resultantes de tração a partir da integração do lado positivo dos diagramas de tensões; 2) de maneira análoga, foram obtidas as forças resultantes de compressão a partir da integração do lado negativo dos diagramas de tensões; 3) foram determinadas as cotas dos pontos de aplicação das forças resultantes de tração e compressão e foram calculados os braços de alavanca através da diferença entre essas cotas; e, 4) por fim, foram calculados os momentos fletores por faixa de largura (em kN·m/m) através da multiplicação da força resultante de compressão pelo comprimento do braço de alavanca.

Tabela 7. Momentos fletores em torno do eixo local 2 sobre as linhas LE e LD

Momentos fletores (kN.m/m)			
ANS-S0	ANS-S1	ANS-S2	ANS-S3
-994,45	-1054,27	-1062,70	-1072,53
2500,09	2455,51	2399,57	2324,46

A partir da Tabela 7 observa-se que houve uma redução do momento fletor máximo positivo, em relação ao modelo ANS-S0: de 1,78% para o modelo ANS-S1; de 4,02% para o modelo ANS-S2; e, de 7,03% para o modelo ANS-S3. Por outro lado, houve um aumento do momento fletor máximo negativo, em relação ao modelo ANS-S0: de 6,02%; 6,86%; e, 7,85%, respectivamente aos modelos já mencionados.

## 5 Conclusões

As reações nas estacas no modelo ANS-S0 apresentaram valores muito próximo com aqueles calculados pelo procedimento analítico proposto por Schiel [17].

Verificou-se que houve um aumento (em módulo) das reações de tração nas estacas 11, 12 e 13 nos modelos ANS-S1, ANS-S2 e ANS-S3 com o aumento da rigidez do solo. Esta constatação mostra que a não consideração do solo no modelo de análise estrutural pode levar a resultados contra a segurança. Isso porque a presença do solo no modelo numérico causa uma redução na parcela de carga vertical destinada as estacas (peso próprio do bloco, solo de reaterro e carga vertical da torre) que, ao ser superposta com a parcela devida a ação do momento, provoca uma resultante de tração nas estacas maior do que as que se obteriam quando da consideração do modelo sem solo.

Os modelos com a presença de solo apresentaram valores percentuais para a parcela do carregamento destinada ao solo de: 5,59%, 13,48% e 24,20%, para os modelos ANS-S1, ANS-S2 e ANS-S3, respectivamente.

Foi observado que a região de descontinuidade entre o pedestal e as saias do bloco é um ponto crítico de tensões no bloco sobre estacas analisado neste artigo. Sob essa ótica, é recomendável que blocos semelhantes, com descontinuidade, sejam analisados como um problema tridimensional de tensões.

## Agradecimentos

Ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Norte por possibilitarem a realização deste trabalho.

## Referências

- [01] SINCLAIR, F. M.; CLAYTON, B. R. Excitation and damping forces on offshore wind turbines. *Wind Engineering*, v. 13, n. 6, 1989. p. 276-292
- [02] KÜHN, M. J. Dynamics and design optimisation of offshore wind energy conversion systems. PhD Thesis - Wind Energy Research Institute, Delft University of Technology. Delft. 2001.
- [03] TEMPEL, J. V. D. Design of support structures for offshore wind turbine. PhD Thesis - Delft University of Technology. Delft. 2006.
- [04] MAUNU, P. Design of wind turbine foundation slabs. Master's Thesis (Degree of MSc) - Department of Civil and Environmental Engineering, Lulea University of Technology. Hamburg. 2008
- [05] SVENSSON, H. Design of foundations for wind turbines. Master's Dissertation - Department of Construction Sciences: Structural Mechanics, Lund University. Lund. 2010.
- [06] MOURA, A. S. Avaliação de metodologias de projeto de fundações superficiais de aerogeradores assentes em areia de duna. Tese (Doutorado) - Universidade de Brasília. Brasília. 2007.
- [07] RIBEIRO, M. A. A. Análise de fadiga em estrutura de fundação de torre de turbina eólica. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2014.
- [08] ARAUJO, C. A. M.; PUEL, A.; CANDEMIL, A. Análise numérica de fundações diretas de aerogeradores. VII Congresso Brasileiro de Pontes e Estruturas, Rio de Janeiro, 2014.
- [09] MARANHÃO, G. M. Análise da rigidez rotacional de fundações estacadas de torres eólicas. IX Congresso Brasileiro de Pontes e Estruturas, Rio de Janeiro, 2016.
- [10] LOVE, A. E. H. *Mathematical theory of elasticity*. New York: Dover Publications, 1944.
- [11] BOUSSINESQ, J. *Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvements des solides élastiques*. Paris: Gauthier-Villars, 1885.
- [12] ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 6118: projeto de estruturas de concreto - procedimento, Rio de Janeiro, 2014.
- [13] POULOS, H. G. Stresses and displacements in an elastic layer underlain by rough rigid base. *Géotechnique*, v. 17, 1967. P. 378-410.
- [14] POULOS, H. G.; DAVIS, E. H. *Elastic solutions for soil and rock mass*. New York: John Wiley & Sons, 1974.
- [15] TEIXEIRA, A. H.; GODOY, N. S. Análise, projeto e execução de fundações rasas. In: HACHICH, W., et al. *Fundações - teoria e prática*. 2ª. ed. São Paulo: Pini, 1998. Cap. 7, p. 227-264.
- [16] ANSYS. *ANSYS Mechanical APDL Theory Reference*, ANSYS Release 17.0, Canonsburg, 2016.
- [17] SCHIEL, F. *Estática das construções*. Publicação nº 10, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos. 1957.