



Universidade Federal do Rio de Janeiro

Escola Politécnica

Programa de Projeto de Estruturas

Marco Antônio Amancio Ribeiro

**ANÁLISE DE FADIGA EM ESTRUTURA DE FUNDAÇÃO DE TORRE DE  
TURBINA EÓLICA**



Marco Antônio Amancio Ribeiro

ANÁLISE DE FADIGA EM ESTRUTURA DE FUNDAÇÃO DE TORRE DE  
TURBINA EÓLICA

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Projeto de Estruturas.

Orientadores:

Silvio de Souza Lima

Sergio Hampshire de Carvalho Santos

Rio de Janeiro  
2014

Ribeiro, Marco Antônio Amancio

Análise de Fadiga em Estrutura de Fundação de Torre de Turbina Eólica/  
Marco Antônio Amancio Ribeiro – Rio de Janeiro: UFRJ/Escola Politécnica,  
2014.

XIV, 84p.: il.; 29,7cm.

Orientadores: Silvio de Sousa Lima e Sergio Hampshire de Carvalho Santos

Dissertação de Mestrado – UFRJ/ Escola Politécnica/Programa de Projeto de  
Estruturas 2014.

Referencias Bibliográficas: p.63-64.

1. Fadiga. 2. Turbina Eólica. 3. Vento. 4. Fundações. 5. Concreto Armado. I.  
Lima, Silvio de Sousa, Sergio Hampshire de C. II. Universidade Federal do Rio  
de Janeiro, Escola Politécnica, Programa de Projeto de Estruturas. III. Título.

ANÁLISE DE FADIGA EM ESTRUTURA DE FUNDAÇÃO DE TORRE DE  
TURBINA EÓLICA

Marco Antônio Amancio Ribeiro

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Projeto de Estruturas.

Aprovada pela Banca:

---

Prof. Silvio de Sousa Lima, D.Sc., UFRJ

---

Prof. Sergio Hampshire de Carvalho Santos, D.Sc., UFRJ

---

Prof. Henrique Innecco Longo, D.Sc., UFRJ

---

Prof. Júlio Jerônimo Holtz Silva Filho, D.Sc., PUC-RJ

## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente a Deus, que mesmo diante das minhas inúmeras limitações, tem me proporcionado boas oportunidades de crescimento pessoal, profissional e acadêmico.

Aos meus queridos pais Luzimar e Carlos Antônio, e ao meu irmão, Carlos Eduardo, por todo amor, carinho e por darem as condições necessárias que me deram para chegar até aqui.

Ao professor Silvio de Sousa Lima pela orientação, paciência e atenção dada a mim neste projeto.

Ao professor Sergio Hampshire de Carvalho Santos pelas sugestões e orientações dadas para este trabalho.

Aos colegas de trabalho da IESA Óleo e Gás S/A, por me proporcionarem as condições de continuar estudando e obter experiência profissional durante essa caminhada.

A todos os professores e funcionários do PPE-UFRJ, que me deram conhecimentos e condições suficientes para que chegasse até aqui.

Aos amigos que fiz no PPE-UFRJ, e pelo fato de ter feito muitos, ficaria inaceitável citar alguns em especial, e os levarei para sempre na minha vida.

A todos os outros amigos que não pertencem à minha vida acadêmica e profissional, e que mesmo assim torceram por mim nessa empreitada.

## RESUMO

RIBEIRO, Marco Antônio Amancio. **Análise de Fadiga em Estrutura de Fundação de Torre de Turbina Eólica**. Rio de Janeiro, 2014. Dissertação (Mestrado) – Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

Atualmente, a energia eólica tem sido muito utilizada em todo o mundo. Em situações que se torna difícil, ou até inviável a instalação de usinas de grande porte, sejam hidrelétricas ou até nucleares, a instalação de parques eólicos tem se tornado um grande atrativo por oferecer uma boa contribuição energética.

Este trabalho tem por finalidade contribuir com o estudo da fadiga em estruturas de fundação de turbinas eólicas. A forma como o vento incide nas pás do rotor de aerogerador é bastante complexa, e geralmente os fabricantes simulam computacionalmente e até verificam experimentalmente, fornecendo aos seus clientes, as cargas para o projeto de fundação. Apesar da análise de fadiga estar bastante difundida em verificação de estruturas de pontes e de vigas de pontes rolantes, ainda há pouca experiência nos projetos de aerogeradores, daí o interesse por estudar e adaptar os conceitos já conhecidos para esse tipo de estrutura.

A fadiga é um fenômeno bem complexo a ser estudado e são aqui apresentadas algumas considerações sobre o assunto e as limitações sobre esse conhecimento, para que o mesmo seja mais bem entendido. Conceitos de dano acumulado e um comparativo entre os métodos de análise são mostrados. São apresentadas, para exemplificação destes conceitos, as análises de duas fundações, uma superficial e outra estaqueada.

Palavras-chave: Fadiga, Turbina Eólica, Vento, Fundações, Concreto Armado.

## ABSTRACT

RIBEIRO, Marco Antônio Amancio. **Analysis of Fatigue in the Foundation Structure of a Wind Turbine Tower**. Rio de Janeiro, 2014. Dissertação (Mestrado) – Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

Today, wind energy has been widely used around the world. In situations in which installing large plants, such as hydro or nuclear plants, becomes difficult or even infeasible, installation of wind plants become a major attraction for offering a good energetic contribution.

This study intends to contribute for the study of fatigue in foundation structures of wind turbines. The way in which the wind affects the turbine blades is quite complex, and generally the manufacturers simulate it computationally and experimentally, providing for their customers the loads for the foundation design. Although the fatigue analysis for bridge structures and for industrial cranes is nowadays of common knowledge, there is today still little experience in the design of wind turbines, hence the interest in studying and adapting the concepts already known for this type of structure.

Fatigue is a very complex phenomenon to be studied and some considerations on this subject are herein presented, as well as the limitations regarding this knowledge, in order that it could be better understood. Concepts of accumulated damage and a comparison among the design methods are shown. For exemplification of these concepts, the analyses of two types of foundation are presented, a shallow foundation and a pile foundation.

Keywords: Fatigue, Wind Turbine, Wind, Foundations, Reinforced Concrete.

## SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO .....	1
1.1.	Justificativa e objetivo.....	1
1.2.	Escopo do estudo.....	1
1.3.	O potencial eólico mundial.....	2
1.4.	Potencial eólico brasileiro .....	4
2.	AEROGERADORES .....	5
2.1.	Conceito .....	5
2.2.	Tipos .....	5
2.3.	Componentes.....	7
2.4.	Controle de velocidade.....	8
2.5.	Teoria da Pá e Quantidade de Movimento.....	9
3.	FADIGA .....	13
3.1.	Contribuições em fadiga no projeto de aerogeradores .....	13
3.2.	Histórico.....	14
3.3.	Conceito .....	14
3.4.	Dano Acumulado .....	17
3.4.1.	Teoria de Palmgren-Miner .....	17
3.5.	Contagem dos Ciclos.....	18
3.6.	A NBR 6118.....	20
4.	ESTUDO DE CASO .....	24
4.1.	Fundação estaqueada .....	24
4.1.1.	Modelo em elementos finitos.....	24
4.1.2.	Carregamentos.....	28
4.1.3.	Verificações.....	33
4.1.3.1.	Verificação da Rigidez da fundação: .....	33
4.1.3.2.	Verificação à fadiga .....	35

4.2. Fundação direta .....	38
4.2.1. Modelo em Elementos Finitos .....	38
4.2.2. Molas na sapata .....	40
4.2.2.1. Molas com coeficientes distribuídos pela matriz de rigidez condensada do solo .....	41
4.2.2.2. Molas adotadas .....	45
4.2.3. Carregamentos .....	50
4.2.4. Verificações .....	50
4.2.4.1. Verificação das excentricidades e tensões .....	50
4.2.4.2. Verificação da rigidez da fundação: .....	55
4.2.4.3. Verificação à fadiga .....	57
5. CONCLUSÃO .....	61
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	63
APÊNDICES .....	65
Apêndice A - Formulação para o cálculo da seção de concreto fissurada .....	65
Apêndice B - Gráficos do cálculo do dano acumulado na estrutura em bloco estaqueado .....	70
Apêndice C - Cálculo dos coeficientes de molas para estrutura em sapata .....	73
Apêndice D - Gráficos do Cálculo do Dano Acumulado na estrutura em Sapata .....	81

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1. Potencial eólico instalado por ano, no mundo, adaptado de GWEC (2013).....	2
Figura 1-2. Potencial eólico acumulado por ano, no mundo, adaptado de GWEC (2013).....	2
Figura 1-3. Ranking dos 10 países, com maior potencial eólico acumulado até 2012, adaptado de GWEC (2013). .....	3
Figura 1-4. Ranking dos 10 países, com maior potencial eólico instalado em 2012, adaptado de GWEC (2013). .....	3
Figura 2-1. (a) Turbina de arrasto, (b) Turbina de sustentação .....	5
Figura 2-2. Turbina de eixo: (a) horizontal, CRESESB (2013) (b) vertical, SANDIA ( <i>apud</i> CRESESB, 2013).....	<b>Erro! Indicador não definido.</b>
Figura 2-3. Turbinas de eixo horizontal tipo Upwind e Downwind, LOPES (2009) .....	7
Figura 2-4. Componentes de uma turbina eólica, ALVIM FILHO ( <i>apud</i> MELO, 2012) .....	7
Figura 2-5. Controle aerodinâmico por (a) Pitch e (b) Stall, CUSTÓDIO ( <i>apud</i> MELO, 2012) ..	9
Figura 2-6. Fluxo de ar em cilindro imaginário, CRESESB (2013) .....	10
Figura 2-7. Fluxo de ar em cilindro imaginário, CRESESB (2013) .....	10
Figura 2-8. Coeficiente de potência em função de $v_3/v_1$ , CRESESB (2013).....	12
Figura 3-1. Variação de ciclo de tensão, SCHIJVE (2008) .....	15
Figura 3-2. Curva SN ou de Wohler teórica, SCHIJVE (2008).....	15
Figura 3-3. (a) Curva de Wohler para diferentes $S_m$ , (b) Diagrama de Goodman, SCHIJVE (2008).....	16
Figura 3-4. Diagrama de Smith, SCHIJVE (2008) .....	17
Figura 3-5. Dano por Palmgren-Miner, DOMINGUES (2003) .....	18
Figura 3-6. Histórico de amplitudes de tensões variáveis e aleatórias, LEITÃO (2009) .....	19
Figura 3-7 Histórico de amplitudes de tensões simplificadas, LEITÃO (2009) .....	19
Figura 3-8. Exemplo de contagem de ciclos pelo Método Rainflow, LEITÃO (2009).....	20
Figura 3-9 Resumo da contagem de ciclos pelo Método Rainflow, LEITÃO (2009).....	20
Figura 3-10 Definição das tensões $\sigma_{c1}$ e $\sigma_{c2}$ , NBR6118 (2007).....	21

Figura 3-11. Curva S-N para o aço, NBR6118 (2007) .....	23
Figura 3-12. Curva S-N para armadura passiva, aço CA-50.....	23
Figura 4-1. Planta e corte, em centímetros .....	24
Figura 4-2. (a) Modelo em elementos finitos e (b) extrudado .....	24
Figura 4-3. Detalhe do anel metálico e barras rígidas, para transferência de esforços.....	26
Figura 4-4. Planta do bloco, em elementos discretizados de placa. ....	26
Figura 4-5. Comando <i>Area Object Thickness and Joint Offset Overwrite</i> .....	26
Figura 4-6. Comando <i>Constrain</i> .....	26
Figura 4-7. Cargas na fundação, advindas do conjunto torre-gerador .....	28
Figura 4-8. Variação de cargas versus ciclos, em escala Log x Log, da tabela 4.4.....	33
Figura 4-9 (a) Força e (b) Momento aplicado no anel .....	33
Figura 4-10 (a) Força de 1000kN aplicada no anel (b) Deslocamento do anel no corte AA.....	33
Figura 4-11 (a) Momento de 1000kNm aplicado no anel (b) Rotação do anel no corte AA.....	34
Figura 4-12 Armaduras longitudinal positiva (inf) e negativa (sup) .....	35
Figura 4-13 Danos para $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M11 .....	37
Figura 4-14. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,INFERIOR}$ mais danificada por M11.	38
Figura 4-15. Curva S-N, para $A_{S,INFERIOR}$ mais solicitada por M11 .....	38
Figura 4-16. Planta e corte, em centímetros .....	39
Figura 4-17. (a) Modelo em elementos finitos e (b) extrudado.....	39
Figura 4-18. Malha para a sapata .....	40
Figura 4-19. Área de influência de um ponto nodal .....	41
Figura 4-20. Significado dos valores $x$ e $r$ .....	42
Figura 4-21. Deslocamentos verticais para carga em ponto genérico. ....	43
Figura 4-22 – Dimensões da placa segundo Wolf e Gazetas .....	44
Figura 4-23 (a) Malha A: (b) Malha B, e (c) Malha C.....	45
Figura 4-24. Numeração dos nós para a malha A .....	47
Figura 4-25. Numeração das áreas para a malha A.....	47
Figura 4-26. Numeração dos nós para a malha C .....	48

Figura 4-27. Numeração das áreas para a malha C.....	49
Figura 4-28.(a) Numeração do nós, e (b) Numeração das áreas para a malha B.....	50
Figura 4-29. Sapata retangular com carga vertical e um momento, VELLOSO e LOPES (2004). .....	51
Figura 4-30. Sapata retangular com carga vertical e dois momentos, VELLOSO e LOPES (2004).....	52
Figura 4-31. Posição das excentricidades da sapata por zonas admissíveis. ....	55
Figura 4-32 (a) Força e (b) Momento aplicado no anel .....	55
Figura 4-33 (a) Força de 1000kN aplicada no anel (b) Deslocamento do anel no corte AA.....	56
Figura 4-34 (a) Momento de 1000kNm aplicado no anel (b) Rotação do anel no corte AA.....	56
Figura 4-35. Armaduras longitudinal positiva (inf) e negativa (sup).....	56
Figura 4-36 Danos para $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M11.....	59
Figura 4-37 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,INFERIOR}$ mais danificada por M11..	59
Figura 4-38 Curva S-N, para $A_{S,INFERIOR}$ mais solicitada por M11.....	60
Figura A-1. Deformações em seção de concreto armado, FILHO (2011) .....	65
Figura A-2. Seção de concreto armado no estádio I, FILHO (2011). ....	66
Figura A-3. Seção de concreto armado no estádio II, FILHO (2011). ....	67
Figura B-1 Danos para $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M11.....	60
Figura B-2 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais danificada por M11...60	60
Figura B-3 Curva S-N, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais solicitada por M11 .....	60
Figura B-4 Danos para $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M22 .....	71
Figura B-5 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,INFERIOR}$ mais danificada por M22 ...71	71
Figura B-6 Curva S-N, para $A_{S,INFERIOR}$ mais solicitada por M22.....	71
Figura B-7 Danos para $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M22.....	60
Figura B-8 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais danificada por M22...60	60
Figura B-9 Curva S-N, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais solicitada por M22 .....	60
Figura B-10 Danos para $A_{SW}$ , causados por $V_{max}$ .....	60
Figura B-11 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{SW}$ mais danificada por $V_{max}$ .....	60

Figura B-12 Curva S-N, para $A_{SW}$ mais solicitada por $V_{max}$ .....	60
Figura D-1 Danos para $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M11 .....	81
Figura D-2 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais danificada por M11 ..	81
Figura D-3 Curva S-N, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais solicitada por M11 .....	81
Figura D-4 Danos para $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M22 .....	82
Figura D-5 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,INFERIOR}$ mais danificada por M22 ...	82
Figura D-6 Curva S-N, para $A_{S,INFERIOR}$ mais solicitada por M22 .....	82
Figura D-7 Danos para $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M22 .....	83
Figura D-8 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais danificada por M22 ..	83
Figura D-9 Curva S-N, para $A_{S,SUPERIOR}$ mais solicitada por M22 .....	83
Figura D-10 Danos para $A_{SW}$ , causados por $V_{max}$ .....	84
Figura D-11 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para $A_{SW}$ mais danificada por $V_{max}$ .....	84
Figura D-12 Curva S-N, para $A_{SW}$ mais solicitada por $V_{max}$ .....	84

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1. Parâmetros da curva S-N em aço dentro do concreto, NBR6118 (2007) .....	22
Tabela 3-2. Parâmetros da curva S-N em aço dentro do concreto, NBR6118 (2007) .....	22
Tabela 4-1. Coeficiente de mola por metro, por estaca.....	27
Tabela 4-2. Cargas Extremas com coeficientes de segurança .....	29
Tabela 4-3. Cargas de Serviço sem coeficientes de segurança .....	29
Tabela 4-4. Variação de cargas por ciclos .....	29
Tabela 4-5. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos positivos .....	36
Tabela 4-6. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 positivos.....	36
Tabela 4-7. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos negativos .....	36
Tabela 4-8. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 negativos.....	36
Tabela 4-9. Localização dos maiores danos, por solicitação e armadura .....	37
Tabela 4-10. Coeficientes de Mola $k_x$ (kN/m) para a malha A: .....	46
Tabela 4-11. Coeficientes de Mola $k_z$ (kN/m.m <sup>2</sup> ) para a malha A: .....	47
Tabela 4-12. Coeficientes de Mola $k_x$ (kN/m ) para a malha C: .....	48
Tabela 4-13. Coeficientes de Mola $k_z$ (kN/m.m <sup>2</sup> ), para a malha C: .....	49
Tabela 4-14. Tensões e excentricidades na sapata.....	54
Tabela 4-15. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos positivos .....	58
Tabela 4-16. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 positivos.....	58
Tabela 4-17. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos negativos .....	58
Tabela 4-18. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 negativos.....	58
Tabela 4-19. Localização dos maiores danos, por solicitação e armadura .....	59

# **1. INTRODUÇÃO**

## **1.1. Justificativa e objetivo**

São crescentes os investimentos com fontes alternativas de produção energética em todo o mundo. Tendo em vista que a capacidade energética potencial mundial se encontra limitada, seja por parte da escassez dos recursos hídricos, ou pelo alto risco ambiental que as usinas nucleares vêm apresentando, vem crescendo os investimentos nos parques de turbinas eólicas. Mesmo com uma capacidade energética inferior às demais, as torres de aerogeradores eólicos vêm sendo utilizadas em larga escala.

Os carregamentos neste tipo de estrutura, desde as hélices até à fundação, se comportam de forma cíclica e alternada, e qualquer componente pode apresentar danos ao longo do tempo, devido à ocorrência do efeito de fadiga do concreto armado. Este trabalho tem por objetivo adaptar os conceitos de fadiga em concreto armado, já conhecidos em projetos de pontes, ao projeto de fundação de aerogeradores. Será analisado o acúmulo de danos na armadura embutida no concreto, conforme a regra de Palmgren-Miner proposta pela NBR6118 (2007), para dois estudos do caso, um em fundação superficial e outro em profunda.

A motivação de se realizar este estudo da fadiga do concreto de fundação de aerogerador se torna justificada, pelo fato, da demanda dos projetos estarem aumentando e em contrapartida existirem poucos trabalhos a disposição de consulta pública.

## **1.2. Escopo do estudo**

O Capítulo 2 apresenta as turbinas eólicas, sua definição, o histórico do seu surgimento até a atualidade, os tipos existentes e seus componentes, a teoria de pás e quantidade de movimento, a formulação de fluxo viscoso, do potencial máximo extraído e demais fundamentos.

O Capítulo 3 apresenta os conceitos de fadiga em estruturas, os gráficos utilizados, os métodos para contagem de ciclos, os para análise de dano acumulado e a verificação à fadiga conforme a NBR6118 (2007).

O Capítulo 4 mostra os carregamentos adotados nos modelos em elementos finitos, a partir de informações fornecidas pelo fabricante do conjunto torre-gerador, e

os dois estudos do caso: modelos da fundação em elementos finitos, uma para a situação estaqueada e outra superficial, respectivamente.

O Capítulo 5 apresenta as conclusões para os dois estudos do caso, e sugestões para futuros estudos.

### 1.3. O potencial eólico mundial

Segundo o GWEC (2013), o mercado global de energia eólica em 2012, cresceu potencialmente mais de 10% em relação a 2011, em cerca de 45 GW, conforme figura 1-1. Esse novo patamar acumulado de 282,5 GW, representa um crescimento de mais de 19% conforme a figura 4-2, e que corresponderam a investimentos diretos em cerca de € 56 bilhões mundialmente.

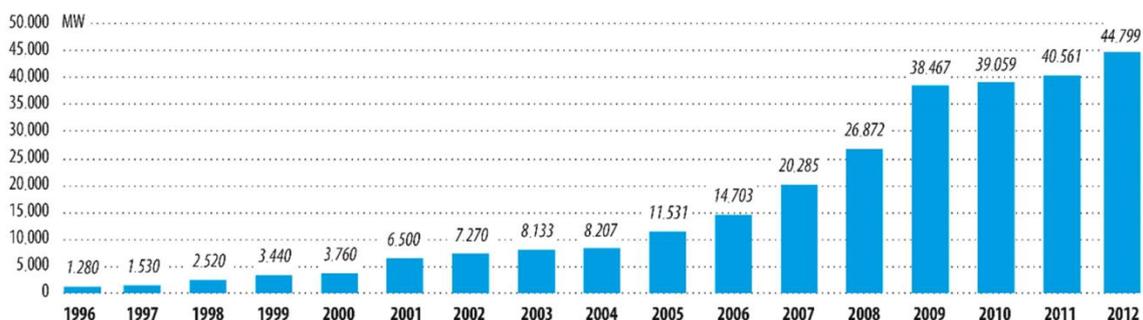


Figura 1-1. Potencial eólico instalado por ano, no mundo, adaptado de GWEC (2013).

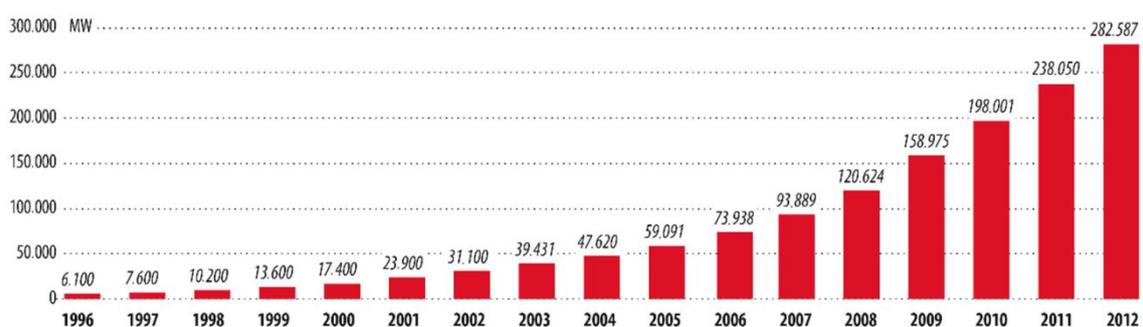


Figura 1-2. Potencial eólico acumulado por ano, no mundo, adaptado de GWEC (2013).

Segundo o GWEC (2013), a China e os EUA respectivamente, são os países com maior capacidade potencial eólica acumulada atualmente, no ranking das 10 maiores, conforme a figura 1-3. Mesmo a China tendo a maior capacidade acumulada, os EUA foram os que mais investiram no ano de 2012, seguidos da China (figura 1-4).

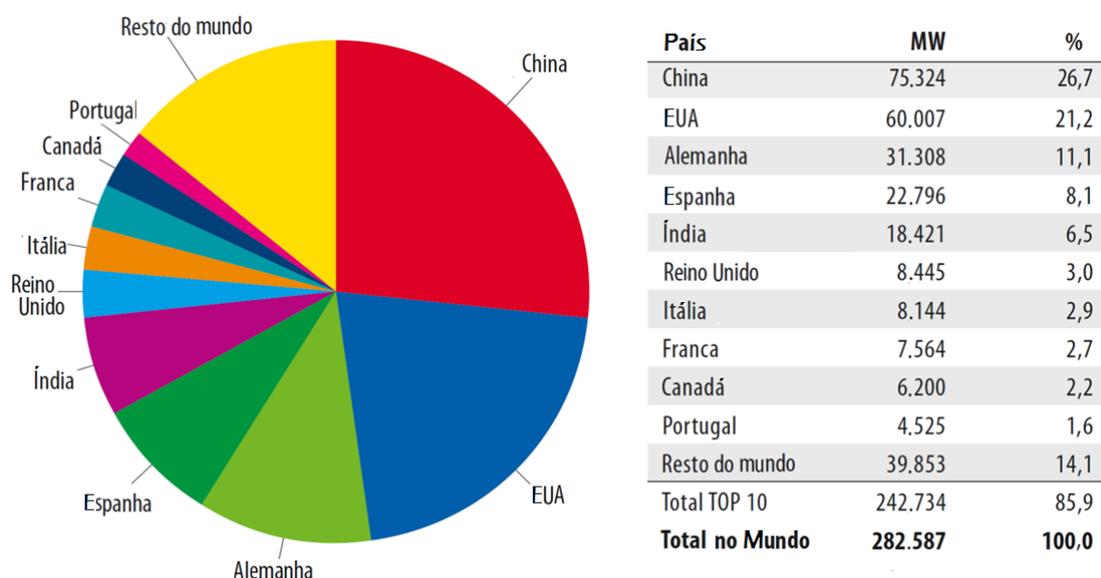


Figura 1-3. Ranking dos 10 países, com maior potencial eólico acumulado até 2012, adaptado de GWEC (2013).

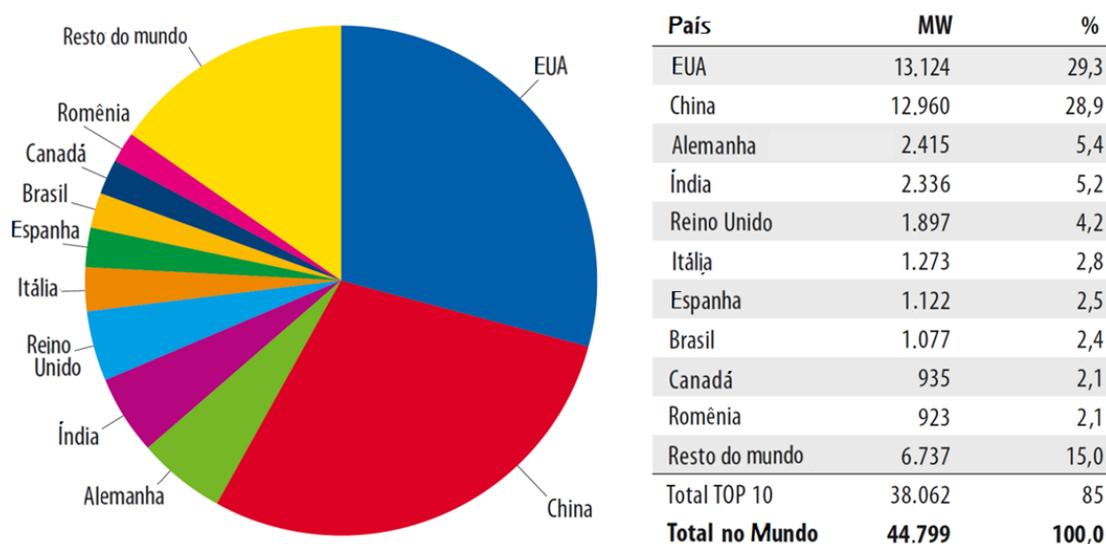


Figura 1-4. Ranking dos 10 países, com maior potencial eólico instalado em 2012, adaptado de GWEC (2013).

Segundo o GWEC (2013), até o final do ano de 2011, o número de países com mais de 1000MW de capacidade instalada subiu para 24. Entre estes está o Brasil, constando como o único da América Latina. Olhando para uma perspectiva futura do quadro mundial, fica difícil definir o rumo dos futuros investimentos, mas sabe-se que os EUA, por estarem em fase de incerteza política e de terem efetivamente mais dois anos de créditos em produção de energia renovável, irão investir menos. Já a China, por

estar com um mercado consolidado e com racionalização de produção em larga escala, tem sérios indícios de que vai continuar investindo mais. Na Europa, o recente quadro de instabilidade política e econômica leva a indícios de que também não haverá crescimento significativo nesse setor. Estima-se que o Brasil, Canadá e México, terão fortes investimentos continuados, e algumas centenas de megawatts serão provenientes pela primeira vez da África do Sul, Etiópia e Quênia.

#### **1.4. Potencial eólico brasileiro**

Além de ser uma fonte renovável e competitiva, a energia eólica se apresenta como complementar à fonte hidrelétrica, na medida em que os melhores ventos ocorrem nos períodos de menor regime de chuvas. A geração eólica auxilia na recomposição dos níveis dos reservatórios, ou seja, possibilita a formação de acúmulo de água para geração futura.

Os mapas eólicos desenvolvidos pelo Centro Brasileiro de Energia Eólica apontam que os ventos brasileiros apresentam ótimas características para a geração elétrica, com boa velocidade, baixa turbulência e boa uniformidade.

#### ***O Proinfa:***

O Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica, o PROINFA (2013), foi instituído com o objetivo de aumentar a participação da energia elétrica produzida por empreendimentos concebidos com base em fonte eólica, biomassa e pequenas centrais hidrelétricas (PCH) no Sistema Elétrico Interligado Nacional (SIN). O intuito é promover a diversificação da Matriz Energética Brasileira, buscando alternativas para aumentar a segurança no abastecimento de energia elétrica, além de permitir a valorização das características e potencialidades regionais e locais.

O programa foi instituído em 2004 com prazo para início de funcionamento de todos os empreendimentos até final de 2010. Foi e tem sido responsável, pela inserção do Brasil entre o ranking mundial dos Top10 em energia renovável no ano de 2012.

O compromisso estabelecido pelo governo foi o de diversificar a matriz energética e organizar leilões que contratem energia pelo menor preço e garantindo a sustentabilidade ambiental. A energia eólica vem se mostrando mais competitiva a cada ano e vem ganhando espaço nos leilões.

## 2. AEROGERADORES

### 2.1. Conceito

Uma turbina eólica, ou aerogerador, é um gerador elétrico que converte a energia eólica captada pelo dispositivo cata-vento, em energia elétrica. É um tipo de equipamento que vem se tornando muito popular, em função de ser uma fonte de energia renovável e não poluente, mas com as desvantagens de poluir com ruídos e segundo alguns, visualmente.

### 2.2. Tipos

Segundo MELO (2012), as turbinas podem ser classificadas quanto à forma de aproveitamento eólico como de arraste ou de sustentação. As de sustentação são classificadas quanto à orientação do eixo, como eixo vertical ou horizontal, e as horizontais, quanto à posição do rotor em relação à torre, como “upwind” ou “downwind”, conforme MELO (2012). Também podem ser “on-shore” (sobre terreno) ou “off-shore” (sobre águas).

Nas *Turbinas de Arraste*, as pás tem um formato como uma espécie de “concha”, de forma a arrastá-las. A velocidade das pás não pode ser superior à velocidade do vento, e geralmente se utilizam diversas pás para maximizar a área arrastada (figura 2-1a). Um exemplo são as turbinas utilizadas para bombeamento de água.

As *Turbinas de Sustentação* utilizam de pás em formato de hélices, e o estudo se dá pelo conceito dos aerofólios. O movimento se dá pela força de sustentação, gerada pelo diferencial de pressão entre as superfícies superior e inferior das pás (figura 2-1b).



Fontes: <http://www.pcon-wind.de> / <http://www.ge-energy.com> (apud MELO, 2012)

Figura 2-1. (a) Turbina de arrasto, (b) Turbina de sustentação

As *Turbinas de Eixo Horizontal* possuem diferentes números de pás, porém estudos de diversas fontes mostram que quanto menor o número de pás, mais rápido acontece o giro do rotor. Porém, com um número menor de pás, as velocidades de ponta de pá em geral são muito altas, e o desbalanceamento gerado cria a necessidade de torres com estruturas mais robustas e com amortecedores, devido à introdução de cargas adicionais, e também os ruídos são mais altos. Atualmente, são comercializados aerogeradores com um número ótimo de três pás, que apresentam boas relações de massa, rotação, vibração e ruídos em relação ao custo da estrutura e eficiência energética (figura 2-2a).

As *Turbinas de Eixo Vertical*, teoricamente também podem conter inúmeras pás, mas não apresentam um bom aproveitamento energético e daí o seu pouco uso (figura 2-2b).



Figura 2-2. Turbina de eixo: (a) horizontal, CRESESB (2013) (b) vertical, SANDIA (apud CRESESB, 2013)

As *Turbinas Downwind*, são utilizadas em sistemas de pequeno porte e não necessitam de um mecanismo para redirecionamento da turbina em relação à velocidade do vento. Não podem ser utilizadas em sistemas de grande porte, devido ao risco de colisão das pás com a torre, em altas velocidades de vento (figura 2-3).

As *Turbinas Upwind*, são utilizadas em sistemas de grande porte, porém apresentam a desvantagem de necessitar de um mecanismo para redirecionamento do rotor em relação à direção do vento e também geram ruídos maiores (figura 2-3).

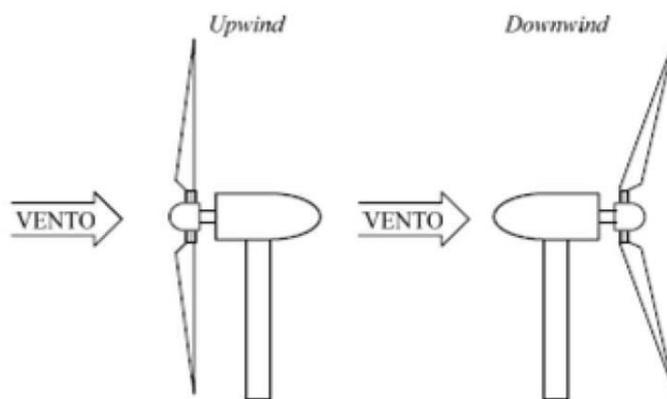


Figura 2-3. Turbinas de eixo horizontal tipo Upwind e Downwind, LOPES (2009)

### 2.3. Componentes

Os principais componentes de uma turbina eólica de eixo horizontal, conforme ALVIM FILHO (*apud* MELO, 2012) estão na figura 2-4, são:

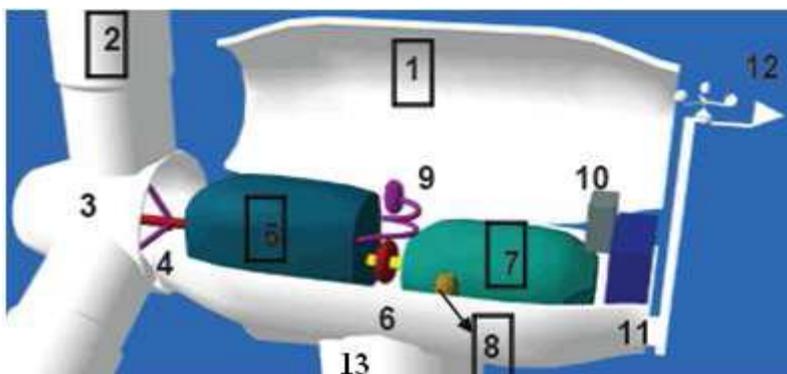


Figura 2-4. Componentes de uma turbina eólica, ALVIM FILHO (*apud* MELO, 2012)

1) “Nacelle”: É o componente acima da torre, que abriga diversos outros componentes, tais quais o gerador, o sistema de transmissão de potência (eixos, sistemas hidráulicos, etc.) e outros. A “nacelle” pode ter ou não uma caixa de engrenagens multiplicadora;

2) Pás: São os aerofólios que capturam a energia do vento e a convertem em energia rotacional no eixo. Normalmente são fabricadas a partir de compostos sintéticos, como plásticos reforçados com fibras de vidro. Também podem ser fabricadas com fibras de carbono, com custos mais elevados, porém com melhores características mecânicas;

3) Cubo: É o componente que recebe as pás, e junto com estas formam o rotor. Transmitem a energia captada pelas pás para o eixo;

4) Eixo: Transfere a energia rotacional para uma caixa multiplicadora, no caso de geradores convencionais, ou então diretamente para o gerador, no caso de geradores multipolos;

5) Caixa de engrenagens (caixa multiplicadora): Aumenta a velocidade do eixo entre o cubo do rotor e o gerador. Cabe mencionar que a velocidade de rotação de um rotor de grande porte é muito baixa (aproximadamente 10-30 rpm) se comparada à velocidade de rotação nominal de geradores elétricos convencionais (usualmente entre 1.200 rpm a 1.800 rpm). Este componente é dispensado no caso de geradores multipolos.

6) Eixo de alta velocidade com freio mecânico, que freia a rotação do eixo em caso de sobrecarga de energia ou falha no sistema;

7) Gerador elétrico: Usa a energia rotacional do eixo para gerar eletricidade via eletromagnetismo (Lei de Faraday), podendo ser convencional (com caixa multiplicadora) ou multipolos (sem caixa multiplicadora);

8) Controlador de orientação: Move o rotor para alinhá-lo com a direção do vento;

9) Sistema hidráulico;

10) Unidade de controle eletrônico: Monitora o sistema, desliga a turbina em caso de mau funcionamento e controla o mecanismo de ajuste para alinhamento da turbina com o vento;

11) Resfriamento;

12) Unidade de medição de direção e velocidade do vento;

13) Torre: Sustenta o rotor e a “nacelle”. Paralelamente, ergue todo o conjunto a uma altura onde as pás possam girar com segurança e distantes do solo.

## **2.4. Controle de velocidade**

O pensamento que se tem, é que de quanto mais veloz for o vento, maior será a rotação e maior a geração de energia, mais isso não acontece. Para velocidades de

rotação muito altas, há a geração de turbulência, assemelhando o plano normal das hélices a uma espécie de “parede”, diminuindo a eficiência da conversão de potência. Daí a necessidade de controle de velocidade, afim de se otimizar o fornecimento de energia.

O controle por “pitch” acontece por controle de variação de passo das pás ( $\beta$ ), ou seja, da rotação da pá em torno do seu eixo longitudinal. Quando a velocidade do vento ultrapassa a nominal, o ângulo de passo é alterado, aumentando o ângulo de ataque e controlando as forças aerodinâmicas de modo a se manter a velocidade nominal e assim limitando a extração de potência, conforme figura 2-5 (a).

No controle por “stall”, as pás se mantêm fixas e não rodam em torno do seu eixo longitudinal. É determinado um desenho aerodinâmico das pás, de tal forma que, a partir de uma certa velocidade, o fluxo em torno do perfil da pá descola, causando turbulência. Essa perda aerodinâmica se torna progressiva devido à diminuição da força de sustentação (“lift”) e aumento da força de arrasto (“drag”), conforme a figura 2-5 (b).

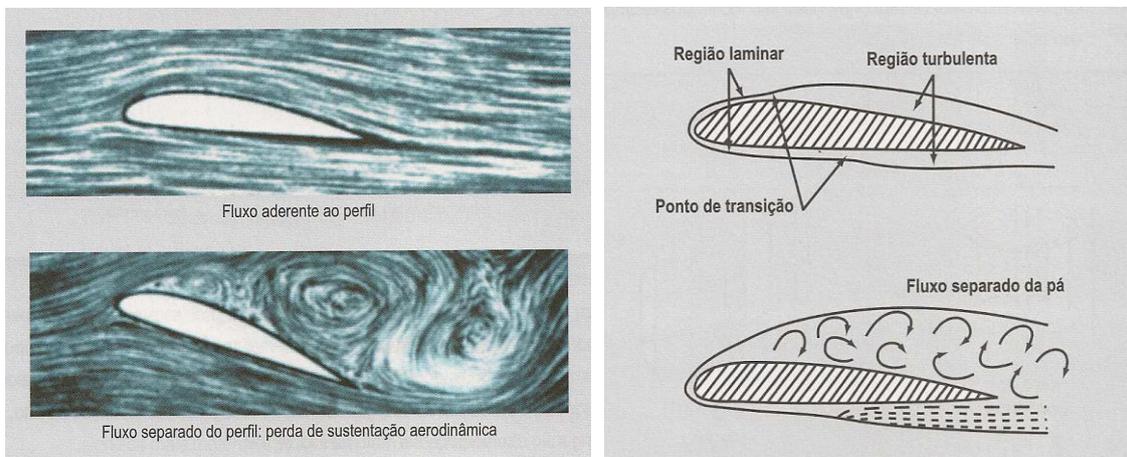


Figura 2-5. Controle aerodinâmico por (a) Pitch e (b) Stall, CUSTÓDIO (apud MELO, 2012)

## 2.5. Teoria da Pá e Quantidade de Movimento

Uma massa  $m$  de ar a uma velocidade  $v$ , tem a seguinte energia cinética:

$$E = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v^2 \quad (2-1)$$

Essa energia desenvolvida pode ser vista como uma potência  $P$  gerada por uma massa específica  $\rho$ , em uma área  $A$  de seção transversal em um cilindro imaginário a uma velocidade  $v$ , conforme a figura 2-6:

$$P = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot v^3 \quad (2-2)$$

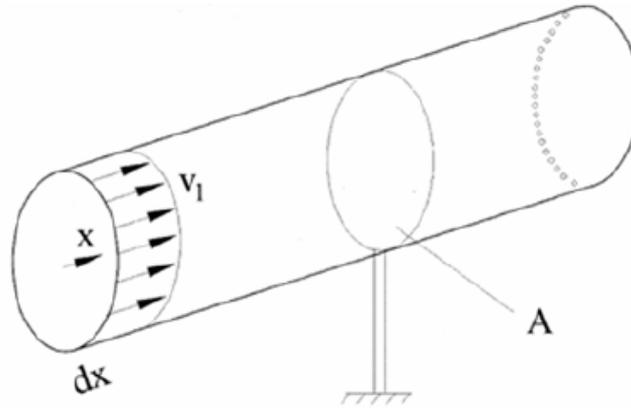


Figura 2-6. Fluxo de ar em cilindro imaginário, CRESESB (2013)

Parte da energia cinética do vento é convertida em energia mecânica da rotação das pás. Nem toda a potência disponível do vento pode ser totalmente aproveitada pelo aerogerador, e para quantificar essa propriedade, se tem o índice denominado coeficiente de potência, que define a fração de energia extraída do vento pelas pás. O primeiro a estudar essa propriedade, através da conservação da quantidade de movimento, foi o físico alemão Betz, conforme ilustrado na figura 2-7, onde as velocidades são representadas por:  $v_1$  anterior às pás,  $v_2$  nas pás, e  $v_3$  após as pás.

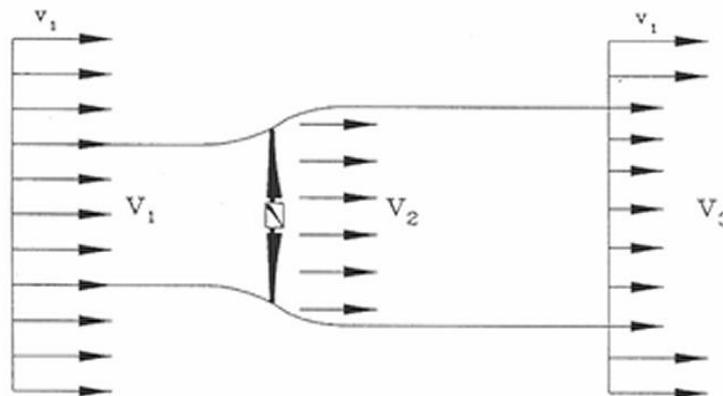


Figura 2-7. Fluxo de ar em cilindro imaginário, CRESESB (2013)

A densidade  $\rho$  do ar é considerada como constante, pois a redução da pressão do ar é mínima. A energia cinética extraída será a diferença da energia a montante e a jusante:

$$\Delta E = \frac{1}{2} \cdot m \cdot (v_1^2 - v_3^2) \quad (2-3)$$

A massa de ar passante é:

$$m = \rho \cdot A \cdot v_2 \quad (2-4)$$

Pelo teorema de Rankine-Froude, pode-se assumir a relação entre as velocidades:

$$v_2 = \frac{v_1 + v_3}{2} \quad (2-5)$$

Substituindo as equações 2-4 e 2-5 em 2-3, tem-se:

$$\Delta E = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot v_1^3 \cdot \left\{ \frac{1}{2} \cdot \left[ 1 + \frac{v_3}{v_1} \right] \cdot \left[ 1 - \left( \frac{v_3}{v_1} \right)^2 \right] \right\} \quad (2-6)$$

O coeficiente de potência ou “fator de Betz” (figura 2-8), em função de  $v_3/v_1$  é:

$$c_P = \frac{1}{2} \cdot \left[ 1 + \frac{v_3}{v_1} \right] \cdot \left[ 1 - \left( \frac{v_3}{v_1} \right)^2 \right] \quad (2-7)$$

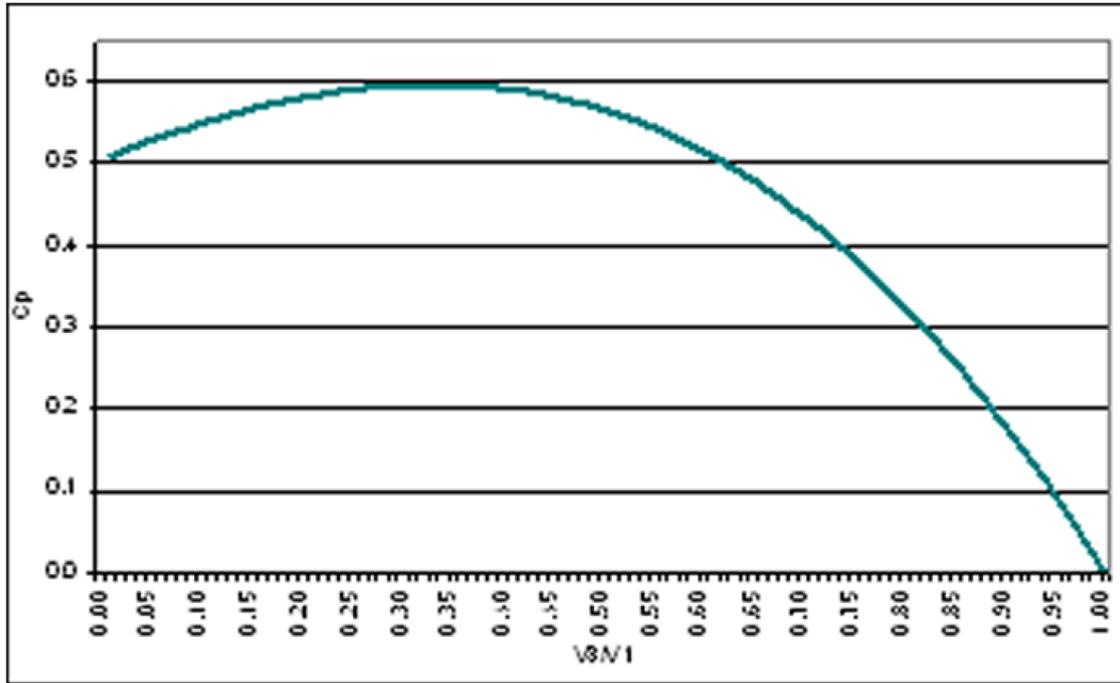


Figura 2-8. Coeficiente de potência em função de  $v_3/v_1$ , CRESESB (2013)

Pode se constatar, pelo coeficiente de potência máximo na figura, que o máximo aproveitamento teórico se dá em 59%, na situação de  $v_3/v_1 = 3$ . Segundo WENZEL (2007), essa função de  $C_p$  é válida apenas para:

- alta relação de velocidade de ponta;
- número infinito de pás;
- força de arrasto nula.

Para demais considerações levando em conta a Teoria das Pás, ver WENZEL (2007).

### **3. FADIGA**

#### **3.1. Contribuições em fadiga no projeto de aerogeradores**

Apresenta-se a seguir uma lista de contribuições recentes no tema de estudo de fadiga no projeto de aerogeradores, de forma a fornecer um panorama no assunto.

DRIEMEIER (1995) estudou um modelo constitutivo não-linear baseado na mecânica do dano contínuo, limitado a um carregamento proporcional e estendido a um carregamento cíclico.

GONÇALVES (2003) analisou um modelo constitutivo baseado na mecânica do dano contínuo para representar o acúmulo de dano no concreto, produzido por cargas cíclicas, e verificou a eficiência da formulação por elementos finitos com descontinuidade forte através da comparação com problemas numéricos de fadiga.

VERGARA (2005) analisou um projeto de torre anemométrica de sustentação reticulada e tubular em elementos finitos. Determinou esforços atuantes, frequências naturais e modos de vibrações, e analisou a falha por fadiga.

WENZEL (2007) apresentou uma metodologia simplificada para dimensionar pás de turbinas eólicas de eixo horizontal a partir da seleção de um perfil aerodinâmico com suas propriedades conhecidas. Demonstrou também a aplicação do método para uma turbina eólica de pequeno porte.

SVENSSON (2010) estudou e comparou três modelos de fundação de torre de gerador eólico: uma em fundação superficial, outra em fundação estacada em que a resistência se dá pela ponta da estaca e a última também em fundação estacada, mas em condições que a resistência se dá pela ponta e lateralmente. Concluiu que as três possibilidades são viáveis.

LIMA (2011) formulou um modelo de otimização de torres tubulares de aço, composta por segmentos em tronco de cone, desenvolvida em Matlab. Solucionou para o peso mínimo, tendo como variáveis de projeto os diâmetros externos e as espessuras de chapa características de cada segmento, e com restrições relativas à resistência, à estabilidade e à rigidez.

GORANSSON e NORDENMARK (2011) apresentaram um projeto de fundação superficial em concreto armado para uma torre de turbina eólica, de acordo com a EUROCODE 2 (2002) e FIB (2010). Para a análise do aço, utilizam duas abordagens,

uma pelo dano acumulado pelas variações cíclicas de tensões, conforme a teoria de Palmgren-Miner e outra limitando o número de ciclos de tensão máxima equivalente.

### **3.2. Histórico**

Por volta de 1829 se teve os primeiros relatos escritos sobre o fenômeno da fadiga, pelo engenheiro alemão W. A. J. Albert, que realizou testes em correntes de aço utilizadas guindastes de minas. Em 1839, o termo “fadiga” foi citado pela primeira vez em um livro de mecânica, escrito por J. V. Poncelet na França. Em 1842, após a ocorrência de um acidente numa ferrovia próxima a Versalhes na França, o fenômeno começou a se reconhecer como de grande importância. Em 1843, W. J. M. Rankine observou o perigo da concentração de tensões, levando a ruínas por fadiga em componentes mecânicos. Entre 1852 e 1869, o engenheiro alemão August Wöhler, começou a desenvolver pesquisas sobre fadiga em eixos ferroviários. Ensaiou peças metálicas solicitadas a cargas cíclicas em flexão, torção e carga axial, e determinou conceitos que são utilizados até hoje. Em 1874, o engenheiro alemão H. Joseph Gerber efetuou o cálculo de fadiga para diferentes valores de tensão média. Em 1887, Lanza apresentou resultados de fadiga para ensaios a flexo-torção. Em 1910, H. Basquin apresentou a curva S-N (curva de Wöhler) em escala logarítmica. Em 1949, Gouht ressaltou a importância de quatro variáveis nos dados experimentais: tensões alternadas de flexão, alternadas de torção, médias de flexão e médias de torção.

Nas últimas décadas desses 150 anos em que a fadiga vem sendo estudada, conceitos de otimização estão sendo introduzidos, com intuito de se projetar componentes mais esbeltos, com a necessidade de previsão da sua vida útil e solicitados a deformações já no regime plástico, ao invés de se projetar peças mais robustas com previsão indeterminada de resistência, solicitadas a deformações no regime elástico.

### **3.3. Conceito**

Pode-se entender por fadiga, o efeito que conduz à ruptura ou à falha gradual de um material, causando diminuição de sua resistência, devido à repetição de variação de esforços aplicados ao mesmo. Segundo a NBR 6118 (2007), em seu item 23.5.1, a fadiga é um fenômeno associado a ações dinâmicas repetidas, que pode ser entendido

como um processo de modificações progressivas e permanentes na estrutura interna de um material submetido à oscilação de tensões decorrentes dessas ações.

Segundo SCHIJVE (2008), existem três formas de se caracterizar o estudo das tensões no material: a primeira, conhecendo-se a amplitude de tensão ( $S_a$ ) e a tensão média ( $S_m$ ), a segunda, conhecendo-se os extremos de tensão ( $S_{max}$  e  $S_{min}$ ), e a terceira, conhecendo-se a variação de tensões ( $S_m = 2.S_a$ ) e a razão de tensões ( $R = S_{max} / S_{min}$ ), conforme a Figura 3-1.

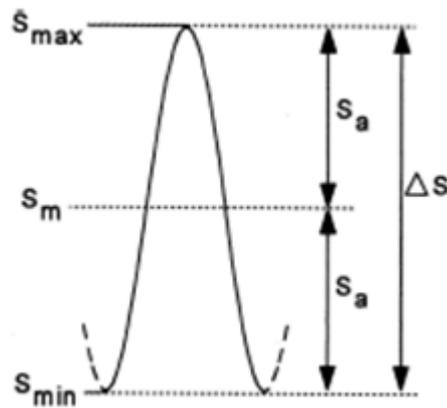


Figura 3-1. Variação de ciclo de tensão, SCHIJVE (2008)

Uma forma gráfica de se estudar a fadiga, é analisá-la através da curva SN, ou curva Wohler, gráfico que mostra a variação de tensões por número máximo de ciclos, em escala log x log, conforme ilustrado na figura 3-2. Esta é uma curva que mostra o resultado de uma série de ensaios de fadiga, em um determinado material, como consequência de uma determinada variação de tensões.

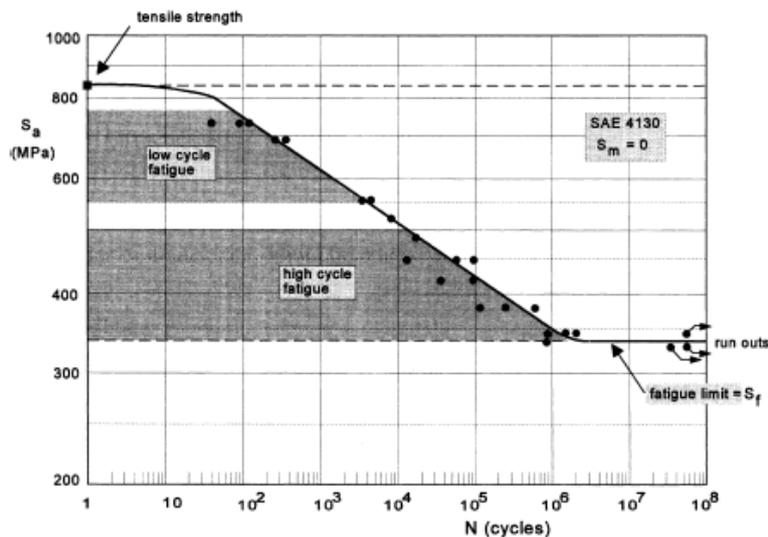


Figura 3-2. Curva SN ou de Wohler teórica, SCHIJVE (2008)

O trecho reto pode ser determinado matematicamente pela equação de Basquim:

$$(\Delta\sigma)^m \cdot N = Cte \quad (3-1)$$

Que pode ser escrito também fora da escala log-log, como:

$$m \cdot \log(\Delta\sigma) + \log(N) = Cte \quad (3-2)$$

Geralmente, a curva SN apresenta dois trechos de inclinação  $m$  distintos, no regime de Fadiga em Alto Ciclo (FAC) e no de Fadiga em Baixo Ciclo (FBC). O regime de FAC é verificado quando o material, submetido a baixas variações de tensões, e em número alto de ciclos (geralmente acima de  $10^4$  ciclos), apresenta deformações elásticas. Já o regime de FBC se verifica quando o material, submetido a altas variações de tensão, e em número baixo de ciclos (geralmente abaixo de  $10^4$  ciclos), apresenta deformações plásticas.

A curva de Wohler é representada para uma  $S_m$  (tensão média) dada, seja ela em compressão, tração ou nula. Para representar as diferentes variações de  $S_m$ , uma melhor representação é através do Diagrama de Goodman, conforme figura 3-3 (b), ou do Diagrama de Smith, figura 3-4.

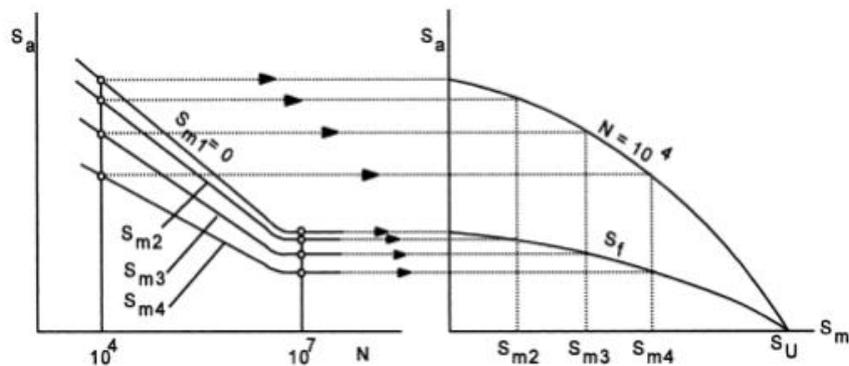


Figura 3-3. (a) Curva de Wohler para diferentes  $S_m$ , (b) Diagrama de Goodman, SCHIJVE (2008)

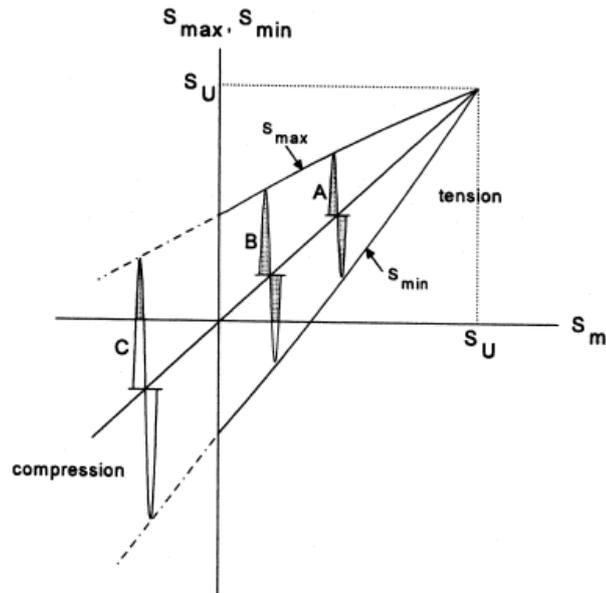


Figura 3-4. Diagrama de Smith, SCHIJVE (2008)

### 3.4. Dano Acumulado

Uma estrutura real nunca é solicitada por uma variação de tensões cíclicas com média e amplitude constante. As tensões são de amplitude variável e aleatória. Por mais que a maior amplitude esteja abaixo da tensão de cálculo de ruptura, os danos acumulados podem causar a ruptura. A seguir serão descritas algumas teorias de acúmulo de danos. Introduz-se o conceito de dano  $D$ :

$$D = \frac{n_i}{N_i} \quad (3-3)$$

Onde:

$n_i$ : é o número de ciclos a que um material está submetido a uma tensão  $\sigma_i$ ;

$N_i$ : é o número de ciclos que causa fratura a uma mesma tensão  $\sigma_i$ , retirada da curva S-N.

#### 3.4.1. Teoria de Palmgren-Miner

MINER (1945), baseado nos trabalhos de PALMGREM (1924) propôs a chamada regra de Palmgren-Miner, onde se estabelece que o dano  $D$  seja acumulado linearmente, conforme a equação 3-4 e a figura 3-5. Considera-se que o material

inicialmente, tenha o dano  $D=0$  (não tenha nenhuma possibilidade de falha) e que seja limitado a  $D<1$  (onde ocorre a falha por fadiga).

$$\sum D_i = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_k}{N_k} < 1,0 \quad (3-4)$$

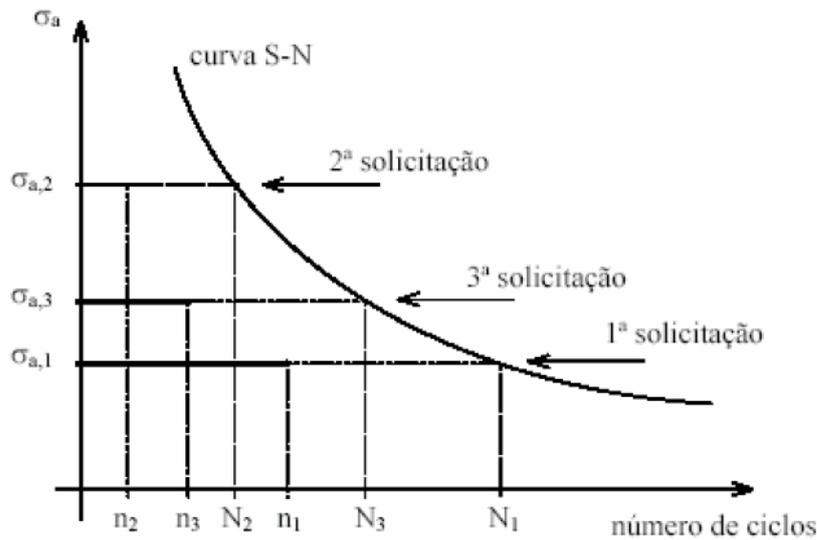


Figura 3-5. Dano por Palmgren-Miner, DOMINGUES (2003)

Embora a regra de Palmgren-Miner esteja muito disseminada nos estudos de fadiga, os valores experimentais para a soma até a falha estão na realidade na faixa de 0,25 a 4, dependendo do tipo de decréscimo e de acréscimo nas amplitudes cíclicas de tensão, conforme SANTOS (2011). O próprio Miner cita valores entre 0,7 e 2,2, conforme CASTRO (2009). Existem outros estudos de dano acumulado linear e não linear, apresentados, entre outros, por Corten-Dolan, Henry, Gatts, Marin e Manson, e Marco-Starkey. Em todos esses, tenta-se prever a falha através do acréscimo de incrementos de danos.

### 3.5. Contagem dos Ciclos

Geralmente, em uma estrutura sujeita a variações de tensão, estas tensões se apresentam com amplitude variável e aleatória. Estas podem ser caracterizadas por parâmetros de variável aleatória, o que não será estudado nesse trabalho. Considerando a disponibilidade de registros destas variações, devem ser definidos critérios para a contagem de ciclos experimentais. Dentre eles, segundo LEITÃO (2009), podem ser citados o Método do Tanque (ou Reservatório) e o Método Rainflow.

O Método Rainflow é largamente utilizado em análises de fadiga, e foi inicialmente proposto por MATSUISKI e ENDO (*apud* LEITÃO, 2009). O método considera um histórico variável de tensões, conforme a figura 3-6, ligando as extremidades das curvas de picos e vales, por segmentos de retas, conforme a figura 3-7.

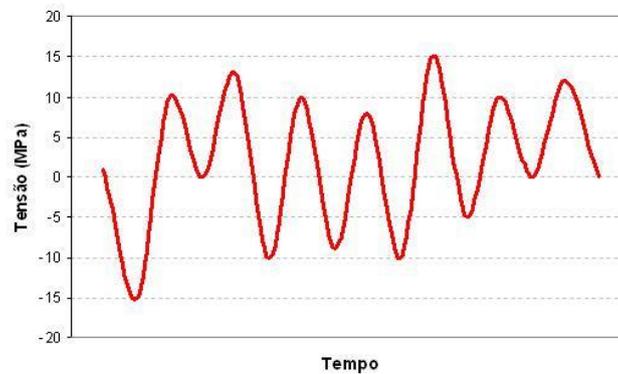


Figura 3-6. Histórico de amplitudes de tensões variáveis e aleatórias, LEITÃO (2009)

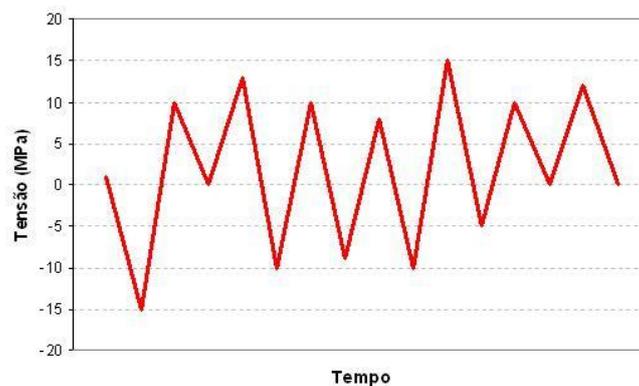


Figura 3-7 Histórico de amplitudes de tensões simplificadas, LEITÃO (2009)

Segundo LEITÃO (2009), é possível associar o comportamento dos mínimos e máximos com o escoamento de gotas de chuva, de forma similar ao encontro das águas de um telhado. A contagem para um ciclo acontece quando se encontra a mesma faixa de valor para um pico, independente de quantos vales e ciclos intermediários se formem. As distancias entre vales e picos que sobraram, após toda a contagem de um ciclo, são chamadas de 0,5 (meio) ciclo. Um exemplo de aplicação do Método Rainflow se encontra na figura 3-8, contabilizado na figura 3-9.

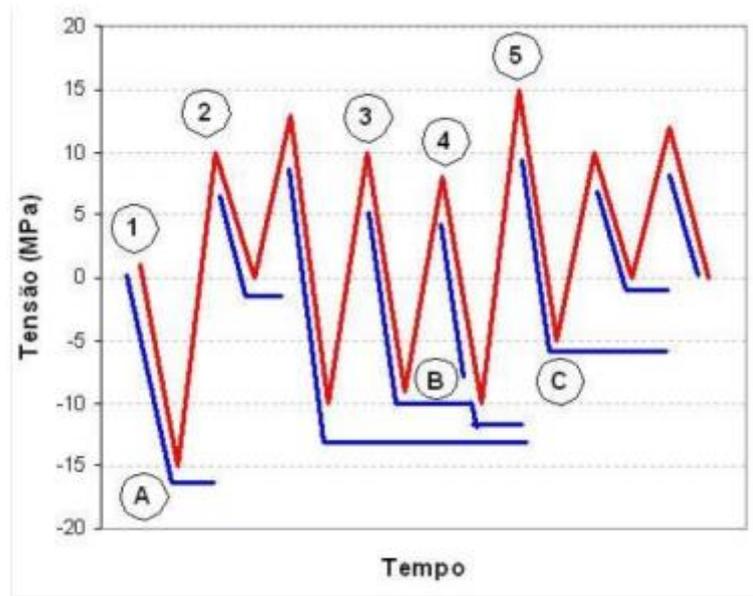


Figura 3-8. Exemplo de contagem de ciclos pelo Método Rainflow, LEITÃO (2009)

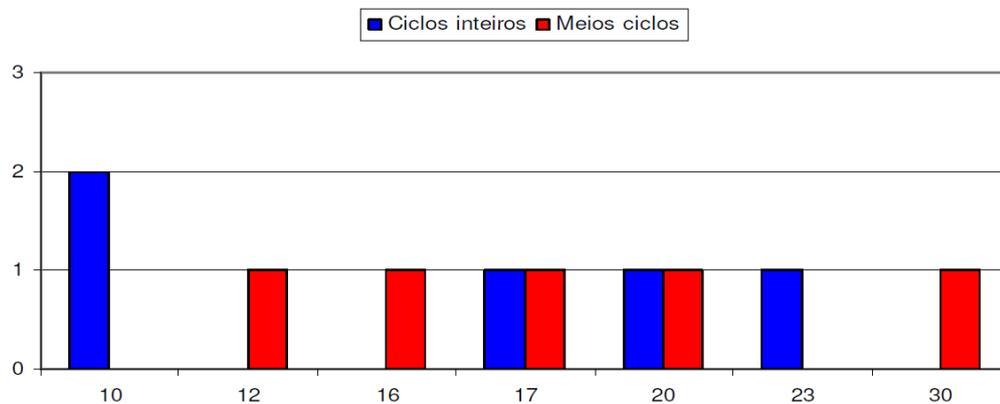


Figura 3-9 Resumo da contagem de ciclos pelo Método Rainflow, LEITÃO (2009)

### 3.6. A NBR 6118

A NBR6118 (2007), em seu item 23.5, define os parâmetros para a verificação no estado limite último de fadiga. Nela são tratados os efeitos de alto ciclo (de baixa amplitude), onde predominam deformações elásticas, e por isso, no item 23.5.3, se permite tratar os esforços solicitantes em regime elástico.

#### *Verificação do Concreto à Compressão:*

Fica a fadiga verificada se a tensão máxima atuante no concreto  $\sigma_{C,max}$  atender a:

$$\eta_c \cdot \gamma_f \cdot \sigma_{C,\max} \leq f_{cd,fad} \quad (3-5)$$

Onde:

$$f_{cd,fad} = 0,45 \cdot f_{cd} \quad (3-6)$$

$$\eta_c = \frac{1}{1,5 - 0,5 \cdot \frac{|\sigma_{c1}|}{|\sigma_{c2}|}} \quad (3-7)$$

Onde:

$\eta_c$  é um fator que considera o gradiente de tensões de compressão no concreto;

$|\sigma_{c1}|$  é o menor valor, em módulo, da tensão de compressão a uma distância não maior que 300 mm da face sob a combinação relevante de cargas, conforme Figura 3-10 (figura 23.1 da norma);

$|\sigma_{c2}|$  é o maior valor, em módulo, da tensão de compressão a uma distância não maior que 300 mm da face sob a combinação relevante de cargas, conforme figura 3-10 (figura 23.1 da norma).

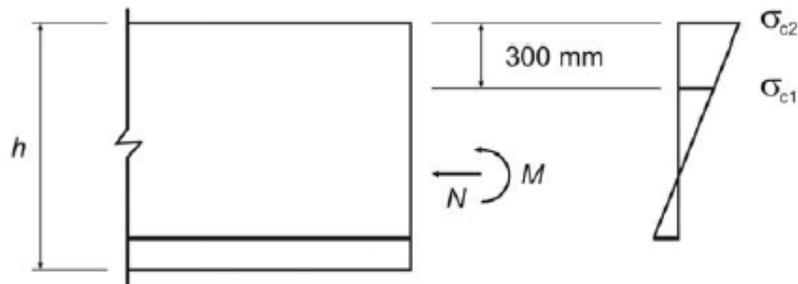


Figura 3-10 Definição das tensões  $\sigma_{c1}$  e  $\sigma_{c2}$ , NBR6118 (2007)

### **Verificação do Concreto à Tração:**

No cálculo de tensões decorrentes da flexão composta, a seção pode ser considerada no estágio II, onde a resistência à tração do concreto é desprezada. Para as demais situações, como no estágio Ia, em que a tração é considerada, deve-se verificar:

$$\gamma_f \cdot \sigma_{ct,\max} \leq f_{ctd,fad} \quad (3-8)$$

Onde:

$$f_{ctd,fad} = 0,3 \cdot f_{ctd,inf} \quad (3-9)$$

**Verificação do Aço à Tração:**

Fica satisfeita a verificação à fadiga se a variação máxima de tensão calculada  $\Delta\sigma_{ss}$ , para a combinação frequente de cargas satisfaz a:

$$\gamma_f \cdot \Delta\sigma_{ss} \leq \Delta f_{sd,fad} \quad (3-10)$$

Os valores de  $\Delta f_{sd,fad}$ , se encontram nas tabelas 3-1 e 3-2 (D é o diâmetro dos pinos de dobramento das barras).

Tabela 3-1. Parâmetros da curva S-N em aços dentro do concreto, NBR6118 (2007)

Armadura passiva, aço CA-50									
Valores de $\Delta f_{sd,fad,min}$ para $2 \times 10^6$ ciclos									
MPa									
Caso	$\phi$ mm								Tipo <sup>2)</sup>
	10	12,5	16	20	22	25	32	40	
Barras retas ou dobradas com $D \geq 25 \phi$	190	190	190	185	180	175	165	150	T <sub>1</sub>
Barras retas ou dobradas com: $D < 25 \phi$ $D = 5 \phi < 20 \text{ mm}$ $D = 8 \phi \geq 20 \text{ mm}$	105	105	105	105	100	95	90	85	T <sub>1</sub>
Estribos $D = 3\phi \leq 10 \text{ mm}$	85	85	85	-	-	-	-	-	T <sub>1</sub>
Ambiente marinho Classe IV	65	65	65	65	65	65	65	65	T <sub>4</sub>
Barras soldadas (incluindo solda por ponto ou das extremidades) e conectores mecânicos	85	85	85	85	85	85	85	85	T <sub>4</sub>

Tabela 3-2. Parâmetros da curva S-N em aços dentro do concreto, NBR6118 (2007)

Tipo	$N^*$	$k_1$	$k_2$
T <sub>1</sub>	$10^6$	5	9
T <sub>2</sub>	$10^6$	3	7
T <sub>3</sub>	$10^6$	3	5
T <sub>4</sub>	$10^7$	3	5

Os valores de  $\Delta f_{sd,fad}$ , se comportam de acordo com a figura 3-11, conforme a reta em escala Log x Log, da equação 3-11. Na figura 3.12, a curva S-N do aço para os diferentes formatos e diâmetros das barras.

$$(\Delta f_{sd,fad})^m \cdot N = cte \quad (3-11)$$

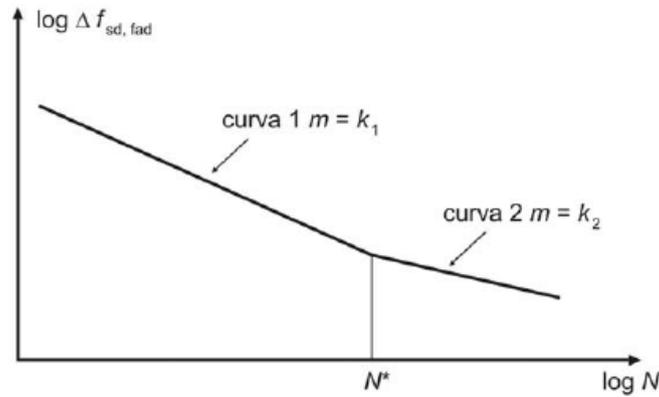


Figura 3-11. Curva S-N para o aço, NBR6118 (2007)

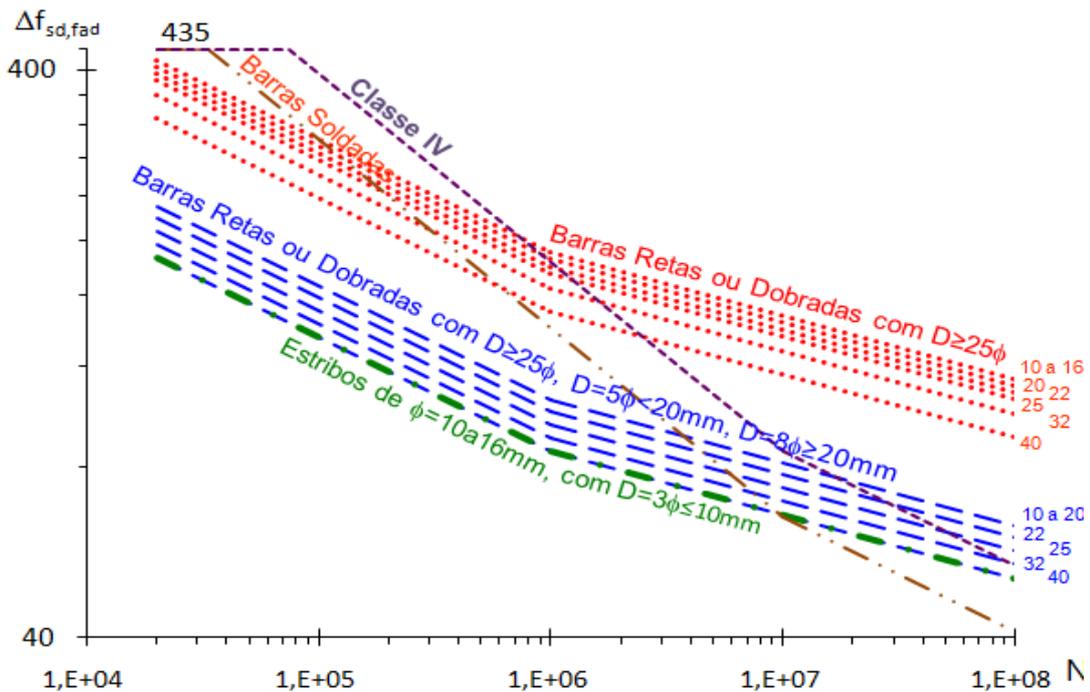


Figura 3-12. Curva S-N para armadura passiva, aço CA-50

Considera-se válida também, a regra de Palmgren-Miner, que supõe que os danos de fadiga acumulem-se linearmente com o número de ciclos aplicados a um certo nível de tensões, já visto anteriormente no item 5.2.

## 4. ESTUDO DE CASO

### 4.1. Fundação estaqueada

#### 4.1.1. Modelo em elementos finitos

Foi modelada no SAP2000 (2011), versão v15.1.0, uma fundação estaqueada composta por 8 estacas e bloco de aproximadamente 2m de altura, com um anel metálico rígido para receber a torre, conforme figuras 4-1 e 4-2:

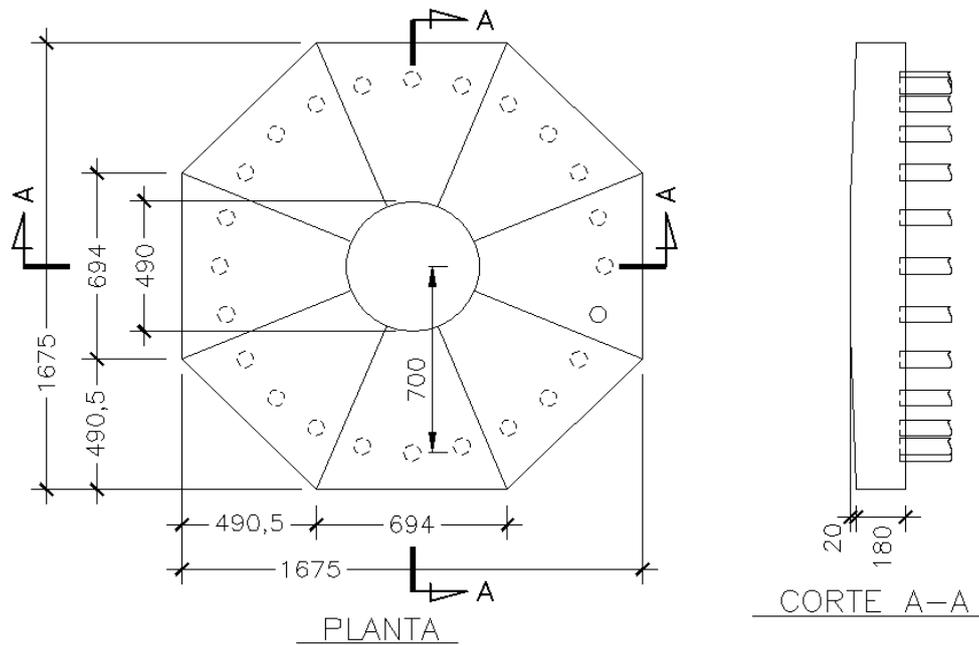


Figura 4-1. Planta e corte, em centímetros

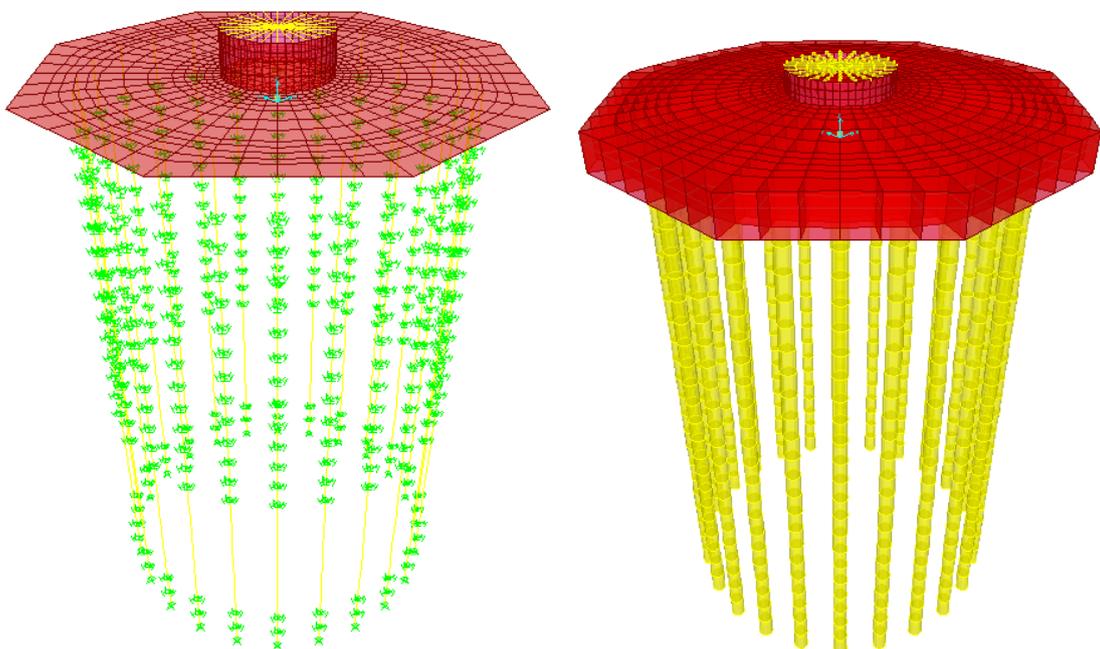


Figura 4-2. (a) Modelo em elementos finitos e (b) extrudado

### **Anel de ligação:**

O anel de ligação entre a torre-bloco é em aço ASTM A992 com 2,5cm de espessura, conforme a figura 4-3. Para simular a transição de cargas nodais advindas da torre, na extremidade de transição torre-bloco, foram considerados elementos de barra de grande rigidez, para transferir uniformemente as cargas ao anel.

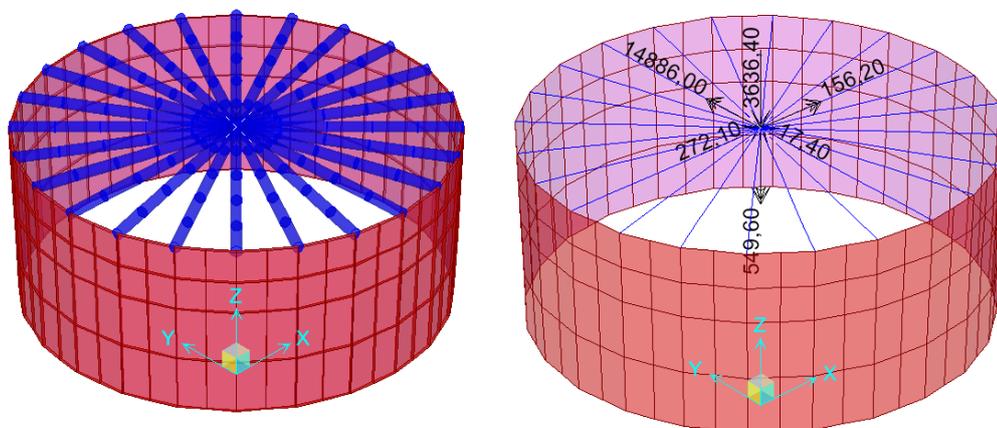


Figura 4-3. Detalhe do anel metálico e barras rígidas, para transferência de esforços

### **Bloco:**

O Bloco foi modelado como elemento de casca espessa (“plate-thick”), onde se tem o interesse em analisar os momentos fletores e forças cortantes, desprezando-se as forças normais, com espessura de 200 cm e em concreto com  $f_{ck}=25\text{MPa}$ . Note-se que, conforme a figura 4-4, no trecho próximo ao anel, onde possivelmente tem-se uma maior variação dos esforços, há uma região mais discretizada. Foi respeitada também uma uniformidade geométrica. Os elementos finitos são triangulares (CST – “Constant Strength Triangle”), e tentou-se aproximar os ângulos internos de  $60^\circ$  e arestas com proporções até 1:3, e nos quadriláteros (“Bilinear”) com ângulos internos próximos de  $90^\circ$  e arestas com proporções até 1:4, para não se ter possíveis distorções nas respostas do modelo.

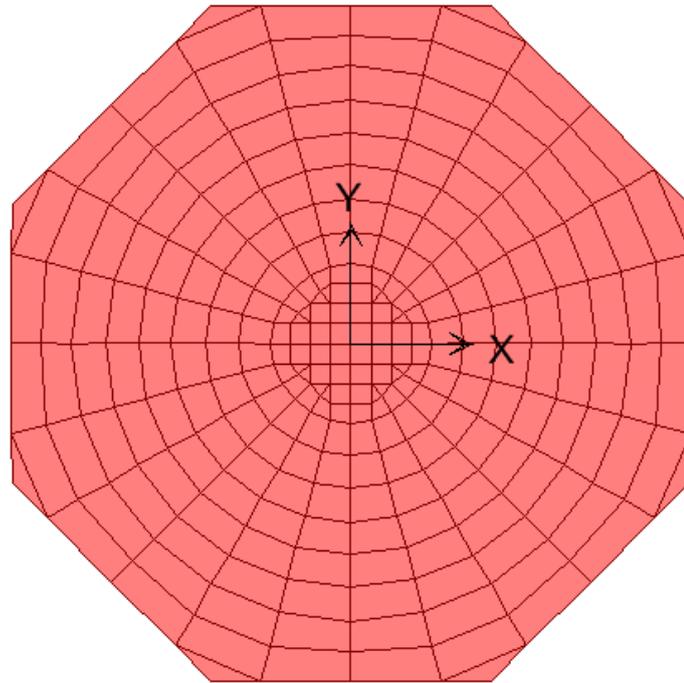


Figura 4-4. Planta do bloco, em elementos discretizados de placa.

Através do comando *Area Object Thickness and Joint Offset Overwrite*, ver figura 4-5, pode-se atender à altura variável de 180 a 200 cm, e à distância dos bordos de placa ao centro de gravidade do mesmo.

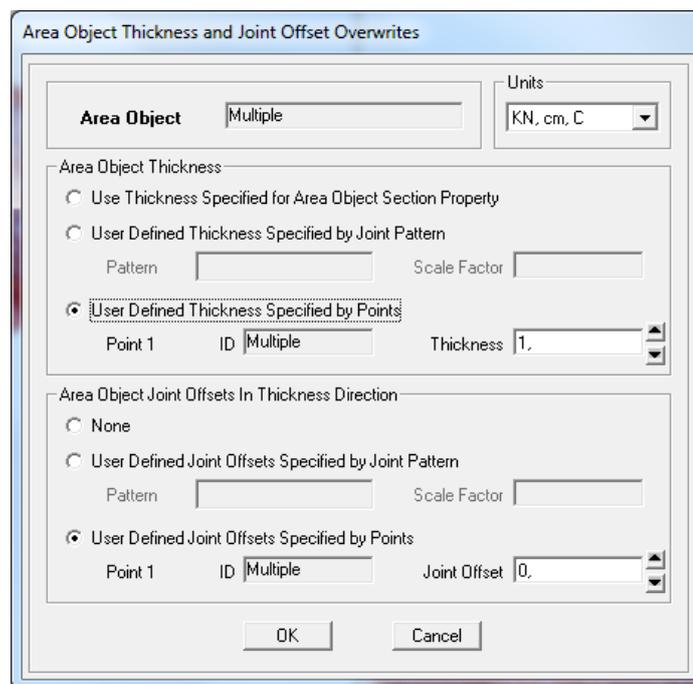


Figura 4-5. Comando *Area Object Thickness and Joint Offset Overwrite*

Através do comando *Constraint*, figura 4-6, pode-se atender à propriedade chamada de “Diafragma” no eixo Z, nos nós do bloco.

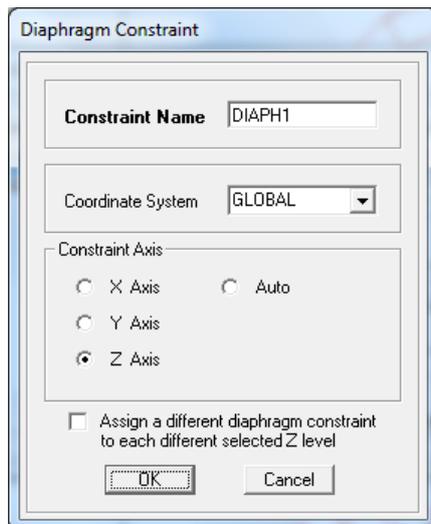


Figura 4-6. Comando *Constraint*

**Estacas:**

Foram consideradas 24 estacas de 60 cm de diâmetro, com 23m de comprimento, de concreto  $f_{ck}=15\text{MPa}$ , em solo arenoso. Para se considerar a rigidez do solo, foram adotadas as molas de translação por metro de acordo com a tabela 4-1. Os eixos locais de barra 1, 2 e 3, correspondem aos eixos globais X, Y e Z consecutivamente.

Tabela 4-1. Coeficiente de mola por metro, por estaca.

TABLE: Joint Spring Assignments 1 - Uncoupled							
Joint	CoordSys	U1	U2	U3	R1	R2	R3
Text	Text	KN/m	KN/m	KN/m	KN-m/rad	KN-m/rad	KN-m/rad
285	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
543	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
544	GLOBAL	194380	194380	115280	0	0	0
545	GLOBAL	194380	194380	115280	0	0	0
546	GLOBAL	194380	194380	115280	0	0	0
547	GLOBAL	583130	583130	345850	0	0	0
548	GLOBAL	583130	583130	345850	0	0	0
549	GLOBAL	583130	583130	345850	0	0	0
550	GLOBAL	583130	583130	345850	0	0	0
551	GLOBAL	583130	583130	345850	0	0	0
552	GLOBAL	592850	592850	351620	0	0	0
553	GLOBAL	592850	592850	351620	0	0	0
554	GLOBAL	592850	592850	351620	0	0	0
555	GLOBAL	592850	592850	351620	0	0	0
556	GLOBAL	592850	592850	351620	0	0	0
557	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
558	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
559	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
560	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
561	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
562	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
563	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
564	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
441	GLOBAL	0	0	0	0	0	0
405	GLOBAL	583130	583130	345850	0	0	0
406	GLOBAL	583130	583130	345850	0	0	0



#### 4.1.2. Carregamentos

Os requisitos mínimos para o projeto de um aerogerador “onshore” são descritos na norma internacional IEC61400-1 (2005) e no GERMANISCHER LLOYD (2010), onde são definidas as classes de turbinas, os parâmetros para o cálculo de distribuição de vento, condições de incidência, períodos de recorrência, entre outros dados. Os carregamentos atuantes devidos à incidência do vento na estrutura podem ser medidos experimentalmente, ou se modelando computacionalmente, através de “softwares” que utilizam o FEM (“Finite Element Method”) e o CFD (“Computational Fluid Dynamics”), simulando um túnel de vento com a estrutura.

O fabricante deverá fornecer os carregamentos advindos do conjunto torre-gerador, para as análises no ELU, ELS e de Fadiga, dentro de uma vida útil de 20 anos. São definidos geralmente no topo do anel de ligação com a torre, conforme a figura 4.7.

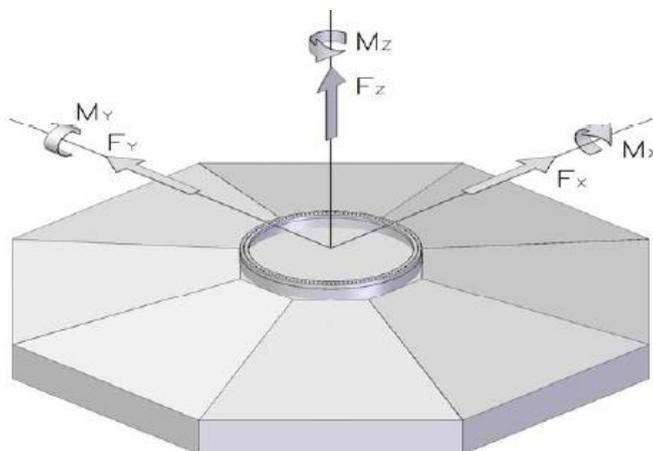


Figura 4-7. Cargas na fundação, advindas do conjunto torre-gerador

#### ***Para análise no ELU e ELS:***

Para a aplicação neste trabalho são consideradas cargas tipicamente presentes um projeto real. São consideradas cargas extremas, equivalentes ao ELU já considerado coeficientes de majoração, e cargas em serviço, equivalentes ao ELS, sem considerar coeficientes de majoração, conforme as tabelas 4-2 e 4-3, respectivamente.

Tabela 4-2. Cargas Extremas com coeficientes de segurança

Combinações			Mx (kNm)	My (kNm)	Mz (kNm)	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)
Mx	Max	dlc6.2j	58.584,0	4.713,9	843,5	157,2	- 771,1	- 3.729,2
	Min	dlc6.2b	- 51.652,0	5.046,0	- 892,2	154,3	668,9	- 3.750,3
My	Max	dlc1.5d_90	303,7	48.896,0	267,0	554,6	10,9	- 3.799,2
	Min	dlc1.5d_00	2.249,7	- 59.252,0	- 666,4	- 606,2	- 12,5	- 3.770,0
Mxy	Max	dlc1.5d_00	2.249,7	- 59.252,0	- 666,4	- 606,2	- 12,5	- 3.770,0
	Min	dlc3.2a	2,7	3,0	5,4	23,4	0,2	- 3.787,6
Mz	Max	dlc2.2da	9.744,3	10.474,0	2.893,0	143,3	- 99,2	- 3.826,1
	Min	dlc2.2db	- 2.851,0	- 6.636,4	- 2.676,3	- 22,0	47,3	- 3.729,2
Fx	Max	dlc6.1b	2.475,1	35.579,0	- 429,1	632,8	- 8,0	- 3.653,7
	Min	dlc1.5e_00	3.140,2	- 59.167,0	- 746,2	- 610,1	- 55,0	- 3.773,1
Fy	Max	dlc6.2d	- 49.341,0	- 18.271,0	- 682,7	- 253,7	685,5	- 3.765,5
	Min	dlc6.2j	58.458,0	6.094,2	844,7	174,9	- 771,3	- 3.728,9
Fxy	Max	dlc6.2j	58.173,0	7.342,9	867,3	189,7	- 768,9	- 3.729,4
	Min	dlc3.2a	30,2	- 2.271,3	1,4	- 0,0	- 0,1	- 3.785,3
Fz	Max	dlc7.1c_60	156,2	14.886,0	- 549,6	272,1	17,4	- 3.636,4
	Min	dlc8.1a0d	1.479,9	21.957,0	- 46,0	291,4	- 1,9	- 4.316,0

Tabela 4-3. Cargas de Serviço sem coeficientes de segurança

Combinações			Mx (kNm)	My (kNm)	Mz (kNm)	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)
Fxy	Max	dlc1.0d	3.058,3	25.356,0	111,0	278,8	- 23,1	- 3.450,0
Mxy	Min	dlc3.1b	2.262,2	25.340,0	148,9	291,0	- 14,3	- 3.460,4

**Para análise da Fadiga:**

É considerada uma tabela, similar a um espectro de resposta, composto pela variação de cargas *versus* ciclos (número de repetições), dentro de uma vida de 20 anos, conforme tabela 4-4.

Tabela 4-4. Variação de cargas por ciclos

	$\Delta Mx$ (kN.m)		$\Delta My$ (kN.m)		$\Delta Mz$ (kN.m)		$\Delta Fx$ (kN)		$\Delta Fy$ (kN)		$\Delta Fz$ (kN)	
	Valor	Ciclos em 20 anos	Valor	Ciclos em 20 anos	Valor	Ciclos em 20 anos	Valor	Ciclos em 20 anos	Valor	Ciclos em 20 anos	Valor	Ciclos em 20 anos
1	150	4,25E+08	250	3,09E+08	12,5	5,19E+08	3	2,05E+08	1,75	2,19E+08	0,65	5,49E+08
2	450	1,46E+08	750	1,69E+08	37,5	1,09E+08	9	5,43E+07	5,25	1,03E+08	1,95	1,97E+08
3	750	7,49E+07	1.250	1,27E+08	62,5	5,89E+07	15	6,25E+07	8,75	8,82E+07	3,25	1,32E+08
4	1.050	5,26E+07	1.750	1,00E+08	87,5	3,92E+07	21	7,30E+07	12,25	7,82E+07	4,55	1,01E+08
5	1.350	2,70E+07	2.250	7,10E+07	112,5	3,06E+07	27	6,76E+07	15,75	6,88E+07	5,85	8,09E+07
6	1.650	1,66E+07	2.750	5,53E+07	137,5	3,34E+07	33	6,58E+07	19,25	5,55E+07	7,15	6,86E+07

7	1.950	1,06E+07	3.250	3,57E+07	162,5	2,85E+07	39	6,30E+07	22,75	5,30E+07	8,45	6,64E+07
8	2.250	6,81E+06	3.750	2,40E+07	187,5	2,89E+07	45	5,39E+07	26,25	4,17E+07	9,75	6,64E+07
9	2.550	4,45E+06	4.250	1,63E+07	212,5	3,18E+07	51	4,41E+07	29,75	3,70E+07	11,05	5,34E+07
10	2.850	4,25E+06	4.750	8,87E+06	237,5	2,84E+07	57	3,97E+07	33,25	3,06E+07	12,35	4,86E+07
11	3.150	4,59E+06	5.250	4,88E+06	262,5	2,62E+07	63	3,99E+07	36,75	2,92E+07	13,65	4,73E+07
12	3.450	5,44E+06	5.750	6,51E+06	287,5	2,85E+07	69	3,73E+07	40,25	2,50E+07	14,95	4,08E+07
13	3.750	9,23E+06	6.250	3,84E+06	312,5	2,42E+07	75	3,15E+07	43,75	2,29E+07	16,25	3,24E+07
14	4.050	8,96E+06	6.750	4,70E+06	337,5	2,43E+07	81	2,85E+07	47,25	2,35E+07	17,55	3,14E+07
15	4.350	1,02E+07	7.250	3,10E+06	362,5	1,86E+07	87	2,65E+07	50,75	1,84E+07	18,85	2,96E+07
16	4.650	1,05E+07	7.750	3,56E+06	387,5	1,94E+07	93	2,70E+07	54,25	1,63E+07	20,15	2,82E+07
17	4.950	8,83E+06	8.250	3,08E+06	412,5	1,82E+07	99	2,28E+07	57,75	1,40E+07	21,45	2,57E+07
18	5.250	8,58E+06	8.750	3,61E+06	437,5	1,49E+07	105	1,86E+07	61,25	1,17E+07	22,75	2,20E+07
19	5.550	6,60E+06	9.250	3,54E+06	462,5	1,16E+07	111	1,65E+07	64,75	1,34E+07	24,05	1,75E+07
20	5.850	4,44E+06	9.750	2,48E+06	487,5	1,21E+07	117	1,46E+07	68,25	1,17E+07	25,35	1,83E+07
21	6.150	3,36E+06	10.250	3,30E+06	512,5	9,80E+06	123	1,42E+07	71,75	1,16E+07	26,65	1,55E+07
22	6.450	3,83E+06	10.750	2,45E+06	537,5	8,46E+06	129	1,15E+07	75,25	8,08E+06	27,95	1,24E+07
23	6.750	2,23E+06	11.250	1,66E+06	562,5	5,79E+06	135	9,60E+06	78,75	9,65E+06	29,25	1,24E+07
24	7.050	1,27E+06	11.750	1,09E+06	587,5	6,43E+06	141	6,91E+06	82,25	7,82E+06	30,55	1,14E+07
25	7.350	1,07E+06	12.250	1,67E+06	612,5	4,68E+06	147	7,62E+06	85,75	7,88E+06	31,85	1,11E+07
26	7.650	1,36E+06	12.750	1,60E+06	637,5	3,54E+06	153	7,02E+06	89,25	4,55E+06	33,15	8,92E+06
27	7.950	467054	13.250	1,13E+06	662,5	4,65E+06	159	5,99E+06	92,75	4,74E+06	34,45	5,66E+06
28	8.250	530591	13.750	837422	687,5	2,19E+06	165	4,72E+06	96,25	4,71E+06	35,75	4,96E+06
29	8.550	368567	14.250	900320	712,5	2,71E+06	171	4,74E+06	99,75	5,24E+06	37,05	4,53E+06
30	8.850	202543	14.750	507858	737,5	2,34E+06	177	2,65E+06	103,25	2,18E+06	38,35	5,11E+06
31	9.150	254879	15.250	545647	762,5	1,83E+06	183	2,98E+06	106,75	3,62E+06	39,65	3,30E+06
32	9.450	216714	15.750	400767	787,5	1,48E+06	189	2,39E+06	110,25	3,31E+06	40,95	2,25E+06
33	9.750	100991	16.250	644005	812,5	1,52E+06	195	2,90E+06	113,75	2,19E+06	42,25	1,96E+06
34	10.050	139124	16.750	481987	837,5	983201	201	1,35E+06	117,25	1,27E+06	43,55	2,11E+06
35	10.350	174447	17.250	382159	862,5	965937	207	1,79E+06	120,75	1,24E+06	44,85	2,07E+06
36	10.650	147376	17.750	299190	887,5	922909	213	1,08E+06	124,25	1,26E+06	46,15	1,45E+06
37	10.950	60801,8	18.250	349983	912,5	937341	219	1,22E+06	127,75	726393	47,45	1,29E+06
38	11.250	89619,2	18.750	163345	937,5	873689	225	636707	131,25	592368	48,75	713601
39	11.550	112246	19.250	124640	962,5	459299	231	875904	134,75	850032	50,05	688021
40	11.850	81422,3	19.750	114715	987,5	847464	237	491752	138,25	580219	51,35	883889
41	12.150	43447,8	20.250	15433,8	1.012,5	485399	243	593464	141,75	427654	52,65	481536
42	12.450	73273,6	20.750	250336	1.037,5	306846	249	502165	145,25	225603	53,95	301350
43	12.750	19081,2	21.250	151792	1.062,5	625470	255	271270	148,75	131466	55,25	473527
44	13.050	19870,7	21.750	97945,1	1.087,5	212590	261	405071	152,25	156434	56,55	347690
45	13.350	15853,7	22.250	28717,4	1.112,5	120792	267	304573	155,75	284517	57,85	307808
46	13.650	23810,6	22.750	43584,3	1.137,5	244664	273	146094	159,25	36042,4	59,15	259582
47	13.950	50806	23.250	246645	1.162,5	371847	279	529731	162,75	185852	60,45	68326,6
48	14.250	7956,86	23.750	8260	1.187,5	250717	285	191891	166,25	151799	61,75	59194
49	14.550	10874,8	24.250	41969,1	1.212,5	199800	291	160659	169,75	125279	63,05	165573

50	14.850	10914,8	24.750	1520	1.237,5	259929	297	199990	173,25	83709,8	64,35	188138
51	15.150	10754,8	25.250	580	1.262,5	211837	303	235818	176,75	96795,5	65,65	83982
52	15.450	5348,43	25.750	580	1.287,5	99390	309	82220,3	180,25	34862,4	66,95	56692,8
53	15.750	60	26.250	2400	1.312,5	54862,9	315	14711,7	183,75	138345	68,25	11793,8
54	16.050	7896,86	26.750	120	1.337,5	218620	321	34213,3	187,25	36901,7	69,55	2897,95
55	16.350	11965,3	27.250	1060	1.362,5	53542,9	327	120	190,75	33963,8	70,85	11973,8
56	16.650	4008,43	27.750	1460	1.387,5	285699	333	55162,9	194,25	64959,1	72,15	120
57	16.950	3948,43	28.250	0	1.412,5	205682	339	4377,95	197,75	15942,2	73,45	2917,95
58	17.250	5348,43	28.750	13253,8	1.437,5	61916,7	345	107314	201,25	8076,86	74,75	54076,2
59	17.550	0	29.250	1400	1.462,5	68114,6	351	3100	204,75	45577,6	76,05	33783,8
60	17.850	11885,3	29.750	60	1.487,5	50765	357	300	208,25	13425,3	77,35	6806,38
61	18.150	3948,43	30.250	1400	1.512,5	26565,5	363	14651,7	211,75	4068,43	78,65	2917,95
62	18.450	7896,86	30.750	1460	1.537,5	80873,6	369	26857,4	215,25	18600,2	79,95	0
63	18.750	1400	31.250	0	1.562,5	68481,7	375	1660	218,75	0	81,25	11853,8
64	19.050	3948,43	31.750	1460	1.587,5	4417,95	381	60	222,25	0	82,55	120
65	19.350	0	32.250	0	1.612,5	2917,95	387	0	225,75	30865,8	83,85	0
66	19.650	3948,43	32.750	140	1.637,5	11833,8	393	0	229,25	44039,6	85,15	1460
67	19.950	1400	33.250	0	1.662,5	45867,1	399	0	232,75	7266,38	86,45	100
68	20.250	0	33.750	0	1.687,5	56320,8	405	14651,7	236,25	7896,86	87,75	60
69	20.550	1400	34.250	0	1.712,5	68361,7	411	0	239,75	0	89,05	2857,95
70	20.850	0	34.750	0	1.737,5	240914	417	60	243,25	1460	90,35	60
71	21.150	60	35.250	0	1.762,5	11793,8	423	0	246,75	0	91,65	0
72	21.450	3988,43	35.750	0	1.787,5	60	429	60	250,25	4008,43	92,95	0
73	21.750	3948,43	36.250	0	1.812,5	0	435	0	253,75	1400	94,25	0
74	22.050	1400	36.750	0	1.837,5	27037,4	441	60	257,25	4008,43	95,55	0
75	22.350	7896,86	37.250	60	1.862,5	26977,4	447	0	260,75	8016,86	96,85	0
76	22.650	7896,86	37.750	0	1.887,5	2857,95	453	40	264,25	40	98,15	3948,43
77	22.950	0	38.250	0	1.912,5	14711,7	459	0	267,75	5748,43	99,45	0
78	23.250	1400	38.750	0	1.937,5	0	465	0	271,25	3948,43	100,75	0
79	23.550	0	39.250	0	1.962,5	2857,95	471	60	274,75	0	102,05	0
80	23.850	0	39.750	0	1.987,5	0	477	0	278,25	60	103,35	0
81	24.150	0	40.250	0	2.012,5	120	483	0	281,75	0	104,65	0
82	24.450	0	40.750	0	2.037,5	11853,8	489	0	285,25	0	105,95	0
83	24.750	40	41.250	40	2.062,5	60	495	0	288,75	3948,43	107,25	0
84	25.050	1400	41.750	0	2.087,5	53956,2	501	0	292,25	1400	108,55	0
85	25.350	5348,43	42.250	0	2.112,5	60	507	0	295,75	0	109,85	0
86	25.650	0	42.750	0	2.137,5	60	513	0	299,25	1400	111,15	0
87	25.950	0	43.250	0	2.162,5	0	519	0	302,75	0	112,45	0
88	26.250	3948,43	43.750	0	2.187,5	2857,95	525	0	306,25	80	113,75	0
89	26.550	40	44.250	0	2.212,5	0	531	0	309,75	3948,43	115,05	0
90	26.850	0	44.750	0	2.237,5	0	537	0	313,25	0	116,35	60
91	27.150	3948,43	45.250	0	2.262,5	11853,8	543	0	316,75	400	117,65	0
92	27.450	0	45.750	0	2.287,5	0	549	0	320,25	0	118,95	0

93	27.750	0	46.250	0	2.312,5	0	555	0	323,75	3948,43	120,25	0
94	28.050	40	46.750	0	2.337,5	0	561	400	327,25	0	121,55	0
95	28.350	0	47.250	0	2.362,5	0	567	0	330,75	0	122,85	0
96	28.650	0	47.750	0	2.387,5	0	573	1400	334,25	60	124,15	0
97	28.950	0	48.250	0	2.412,5	0	579	0	337,75	0	125,45	0
98	29.250	0	48.750	0	2.437,5	60	585	0	341,25	0	126,75	0
99	29.550	0	49.250	0	2.462,5	0	591	0	344,75	1400	128,05	0
100	29.850	0	49.750	0	2.487,5	26857,4	597	0	348,25	0	129,35	0
101	30.150	0	50.250	0	2.512,5	60	603	0	351,75	0	130,65	0
102	30.450	0	50.750	0	2.537,5	0	609	0	355,25	0	131,95	0
103	30.750	0	51.250	0	2.562,5	2857,95	615	0	358,75	40	133,25	0
104	31.050	0	51.750	0	2.587,5	0	621	0	362,25	0	134,55	0
105	31.350	1400	52.250	0	2.612,5	0	627	0	365,75	0	135,85	0
106	31.650	0	52.750	0	2.637,5	0	633	0	369,25	0	137,15	0
107	31.950	40	53.250	400	2.662,5	0	639	0	372,75	0	138,45	0
108	32.250	0	53.750	0	2.687,5	0	645	0	376,25	0	139,75	0
109	32.550	0	54.250	1400	2.712,5	0	651	0	379,75	0	141,05	0
110	32.850	0	54.750	0	2.737,5	0	657	0	383,25	0	142,35	0
111	33.150	0	55.250	0	2.762,5	0	663	0	386,75	3948,43	143,65	0
112	33.450	3948,43	55.750	0	2.787,5	60	669	0	390,25	0	144,95	0
113	33.750	0	56.250	0	2.812,5	0	675	0	393,75	0	146,25	0
114	34.050	0	56.750	0	2.837,5	0	681	0	397,25	40	147,55	0
115	34.350	0	57.250	0	2.862,5	0	687	0	400,75	0	148,85	0
116	34.650	0	57.750	0	2.887,5	0	693	0	404,25	1400	150,15	0
117	34.950	0	58.250	0	2.912,5	0	699	0	407,75	0	151,45	0
118	35.250	0	58.750	0	2.937,5	0	705	0	411,25	0	152,75	0
119	35.550	0	59.250	0	2.962,5	0	711	0	414,75	0	154,05	0
120	35.850	1400	59.750	0	2.987,5	0	717	0	418,25	0	155,35	0
121	36.150	0	60.250	0	3.012,5	0	723	0	421,75	0	156,65	0
122	36.450	0	60.750	0	3.037,5	0	729	0	425,25	0	157,95	0
123	36.750	0	61.250	0	3.062,5	0	735	0	428,75	0	159,25	0
124	37.050	0	61.750	0	3.087,5	0	741	0	432,25	40	160,55	0
125	37.350	0	62.250	0	3.112,5	0	747	0	435,75	0	161,85	0
126	37.650	0	62.750	0	3.137,5	0	753	0	439,25	0	163,15	0
127	37.950	0	63.250	0	3.162,5	0	759	0	442,75	0	164,45	0
128	38.250	40	63.750	0	3.187,5	0	765	0	446,25	0	165,75	0

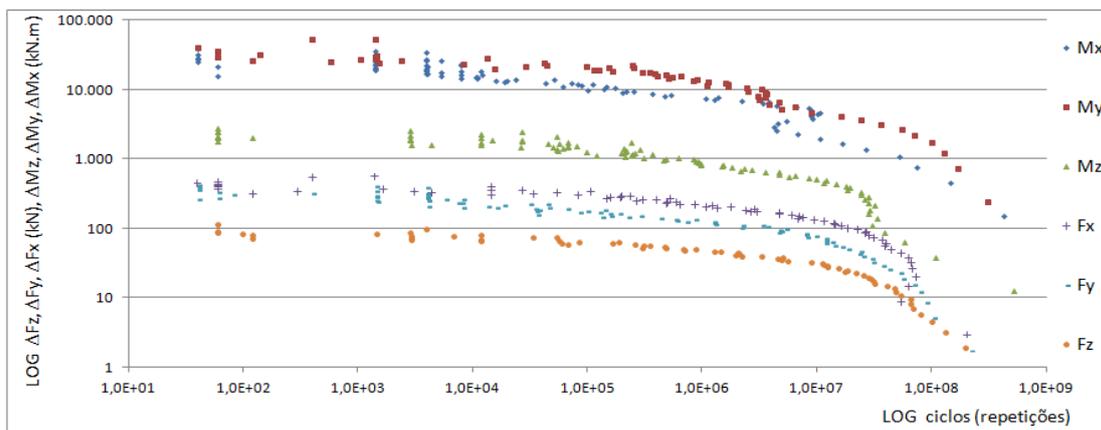


Figura 4-8. Variação de cargas versus ciclos, em escala Log x Log, da tabela 4.4.

### 4.1.3. Verificações

#### 4.1.3.1. Verificação da Rigidez da fundação:

É exigência do fabricante a seguinte rigidez na fundação:

- de translação horizontal, mínima de  $2 \cdot 10^8$  N/m;
- de rigidez rotacional no plano da fundação, mínima de  $3 \cdot 10^{10}$  N.m/rad.

Como as rigidezes solicitadas pelo fabricante são do conjunto fundação-solo, as mesmas se verificam aplicando uma carga horizontal e um momento fletor (quaisquer) no nó de interseção entre as barras rígidas do anel, conforme a figura 4-9.

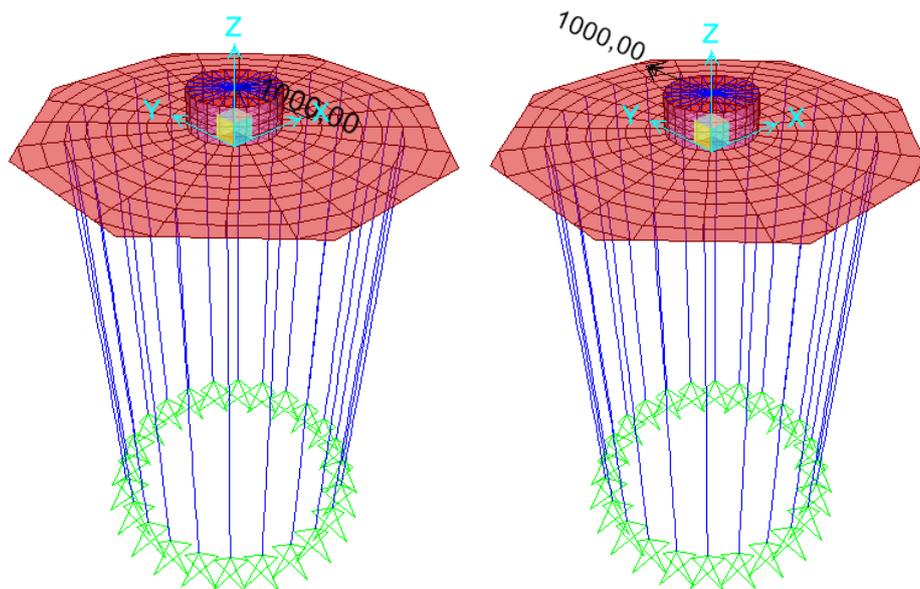


Figura 4-9 (a) Força e (b) Momento aplicado no anel

A seguir os deslocamentos do anel, para a força de 1000kN na figura 4-10, e para o momento de 1000kNm na figura 4-11. Os eixos locais de nó 1, 2 e 3, correspondem aos eixos globais X, Y e Z consecutivamente.

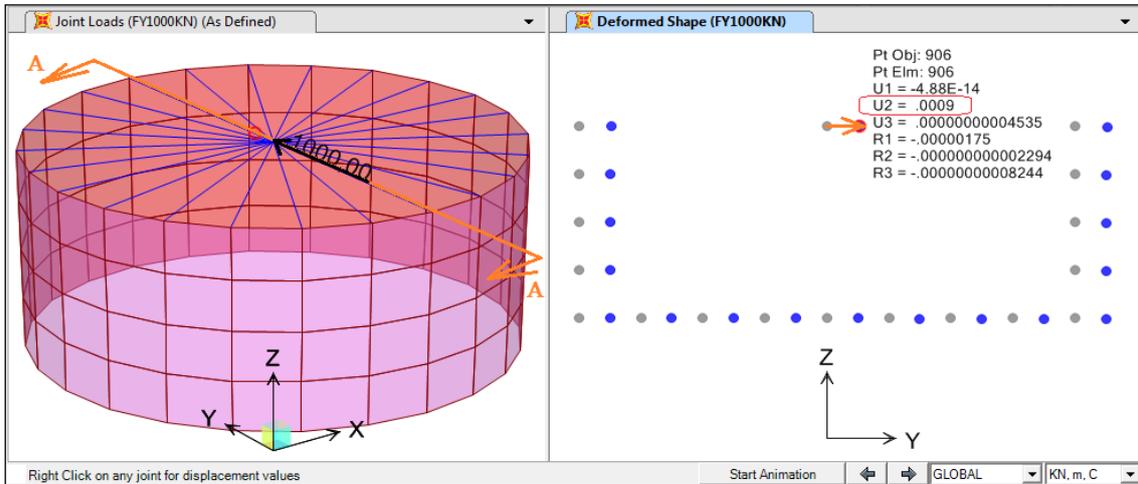


Figura 4-10 (a) Força de 1000kN aplicada no anel (b) Deslocamento do anel no corte AA

Daí, a rigidez de translação horizontal em y:

$$k_y = \frac{F_y}{U_2} = \frac{1000kN}{9.10^{-4}m} = 11,1.10^8 \frac{N}{m} > 2,0.10^8 \frac{N}{m} \quad (Ok) \quad (4-1)$$

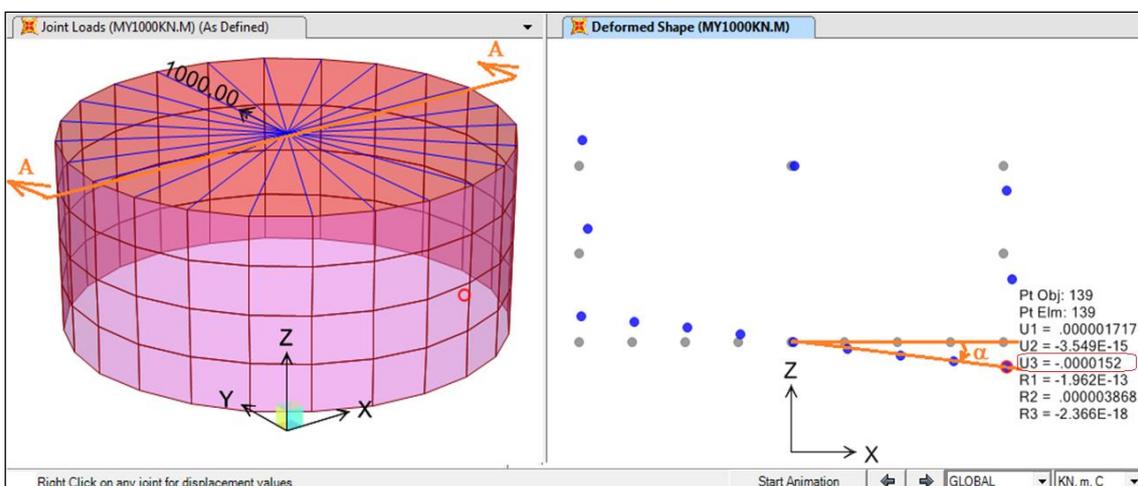


Figura 4-11 (a) Momento de 1000kNm aplicado no anel (b) Rotação do anel no corte AA

E a rigidez rotacional em torno de y:

$$\alpha = \operatorname{tg}^{-1}\left(\frac{U_3}{R_{anel}}\right) = \operatorname{tg}^{-1}\left(\frac{1,52 \cdot 10^{-5} \text{ m}}{2,00 \text{ m}}\right) = 4,35^\circ \cdot 10^{-4} = 7,60 \cdot 10^{-6} \text{ rad} \quad (4-2)$$

$$k_{YY} = \frac{M_{YY}}{\alpha} = \frac{1000 \text{ kNm}}{7,60 \cdot 10^{-6} \text{ rad}} = 13,16 \cdot 10^{10} \frac{\text{Nm}}{\text{rad}} > 3,0 \cdot 10^{10} \frac{\text{Nm}}{\text{rad}} \quad (\text{Ok}) \quad (4-3)$$

É visto então, que a fundação atende os parâmetros de rigidezes exigidos pelo fabricante do conjunto torre-gerador.

#### 4.1.3.2. Verificação à fadiga

A verificação da resistência do concreto à fadiga segue a NBR6118 (2007), conforme citado no item 3.6. É considerado a seção de concreto no Estádio I ou II, de acordo com o valor do momento de fissuração, definido no apêndice A.

#### Verificação do Concreto

A seguir, apresenta-se a verificação da maior solicitação M11 e M22, positivo e negativo, conforme tabelas 4-5, 4-6, 4-7 e 4-8. Para a verificação dos momentos negativos, este foi considerado como positivo e trocada a posição das armaduras. A disposição das armaduras se encontra na figura 4-12.

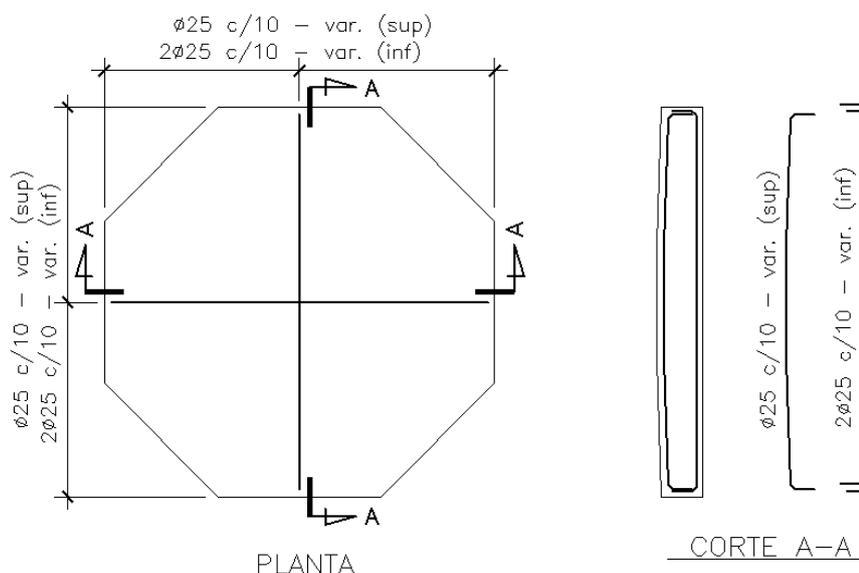


Figura 4-12 Armaduras longitudinal positiva (inf) e negativa (sup)

Tabela 4-5. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos positivos.

Relação Mod. Elast.		Seção Positiva		Mom. de Fissuração		Estadio I		Estadio II	
$f_{ck}$ (MPa)	25	b (m)	1,00	$\alpha$	1,5	B (m <sup>2</sup> )	2,112	A (m)	0,50
$E_c$ (MPa)	23.800	h (m)	2,00	$f_{ct,m}$ (MPa)	2,565	C (m <sup>3</sup> )	2,143	B (m <sup>2</sup> )	0,12
$E_s$ (MPa)	205.000	c (m)	0,15	$f_{ctk,inf}$ (MPa)	1,80	x (m)	1,01	C (m <sup>3</sup> )	-0,16
n ( $E_s/E_c$ )	8,61	c' (m)	0,12	$I_0$ (m <sup>4</sup> )	0,53	$I_I$ (m <sup>4</sup> )	0,749	$\Delta$ (m <sup>2</sup> )	0,34
		$A_s$ (cm <sup>2</sup> /m)	98,0	$M_f$ (kN.m)	1.536			x (m)	0,46
		2 $\phi$ 25 c/10						$I_{II}$ (m <sup>4</sup> )	0,20
		$A_s'$ (cm <sup>2</sup> /m)	49,0						
		$\phi$ 25 c/10							

Tabela 4-6. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 positivos.

	M ( $\pm$ ) (KNm/m)	Estadio	$\sigma_{c2}$ (MPa)	$\sigma_{c1}$ (MPa)	$\eta_c$	$\eta_c \cdot \gamma_f \cdot \sigma_{c,max}$ (MPa)	<	$f_{cd,fad}$ (MPa)
M11(+)	4453	II	10,21	3,52	0,75	7,69	Ok	8,04
M22(+)	4431	II	10,15	3,50	0,75	7,65	Ok	8,04

Tabela 4-7. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos negativos

Relação Mod. Elast.		Seção Negativa		Mom. de Fissuração		Estadio I		Estadio II	
$f_{ck}$ (MPa)	25	b (m)	1,00	$\alpha$	1,5	B (m <sup>2</sup> )	2,112	A (m)	0,50
$E_c$ (MPa)	23.800	h (m)	2,00	$f_{ct,m}$ (MPa)	2,565	C (m <sup>3</sup> )	2,081	B (m <sup>2</sup> )	0,12
$E_s$ (MPa)	205.000	c (m)	0,12	$f_{ctk,inf}$ (MPa)	1,80	x (m)	0,99	C (m <sup>3</sup> )	-0,09
n ( $E_s/E_c$ )	8,61	c' (m)	0,15	$I_0$ (m <sup>4</sup> )	0,55	$I_I$ (m <sup>4</sup> )	0,749	$\Delta$ (m <sup>2</sup> )	0,19
		$A_s$ (cm <sup>2</sup> /m)	49,0	$M_f$ (kN.m)	1.586			x (m)	0,32
		$\phi$ 25 c/10						$I_{II}$ (m <sup>4</sup> )	0,12
		$A_s'$ (cm <sup>2</sup> /m)	98,0						
		2 $\phi$ 25 c/10							

Tabela 4-8. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 negativos

	M ( $\pm$ ) (KNm/m)	Estadio	$\sigma_{c2}$ (MPa)	$\sigma_{c1}$ (MPa)	$\eta_c$	$\eta_c \cdot \gamma_f \cdot \sigma_{c,max}$ (MPa)	<	$f_{cd,fad}$ (MPa)
M11(-)	-2732	II	7,66	0,58	0,68	5,24	Ok	8,04
M22(-)	-2718	II	7,62	0,57	0,68	5,21	Ok	8,04

- **Verificação do Aço:**

A fadiga do aço da armadura foi verificada em função do dano acumulado, conforme proposto pela Teoria de Palmgren-Miner, citada no item 3.4.1, utilizando as curvas S-N (de Wöhler) da NBR6118 (2007) da figura 3-12. Foi analisado o dano

causado pelos momentos fletores M11 e M22, nas armaduras longitudinais inferior ( $A_{INF}$ ) e superior ( $A_{SUP}$ ), e pelo esforço cortante máximo  $V_{max}$  na armadura transversal ( $A_{SW}$ ). Não necessariamente, o nó com maior tensão será o mais danificado, daí a necessidade de se calcular o dano em todos os nós, separadamente. Abaixo um resumo dos nós das armaduras mais danificadas, conforme tabela 4.9.

Tabela 4-9. Localização dos maiores danos, por solicitação e armadura

Solicitação → Armadura Danificada	Area	Nó	DANO
M11 → $A_{S,INF}$	138	139	0,37
M11 → $A_{S,SUP}$	151	131	0,37
M22 → $A_{S,INF}$	98	77	0,04
M22 → $A_{S,SUP}$	191	193	0,04
$V_{mas}$ → $A_{sw}$	121	102	0,37

Abaixo, são apresentados os danos acumulados na armadura longitudinal inferior ( $A_{S,INF}$ ) causados pela solicitação M11 (figura 4-13), o dano causado pelos  $6 \times 128 = 768$  carregamentos no nó mais danificado (figura 4-14) seguido da envoltória da curva S-N para o mesmo ponto (figura 4-15). Os eixos locais de casca, 11 e 22, correspondem aos eixos globais Y e X, consecutivamente. A figura 4-13 foi plotada pelo software ORIGIN (2011).

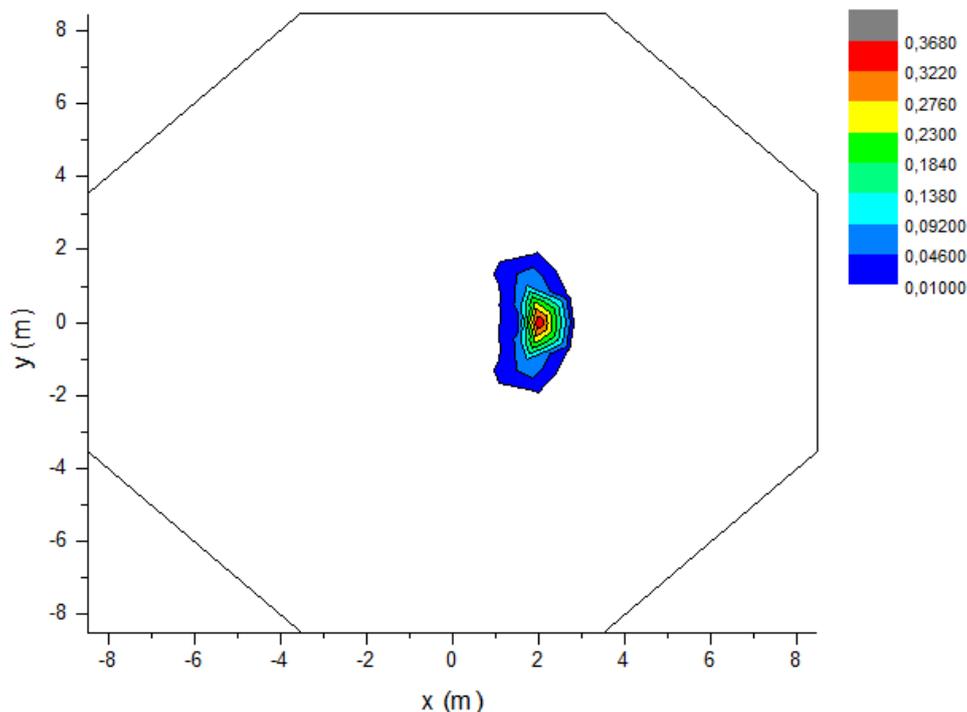


Figura 4-13 Danos para  $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M11, em ORIGIN (2011)

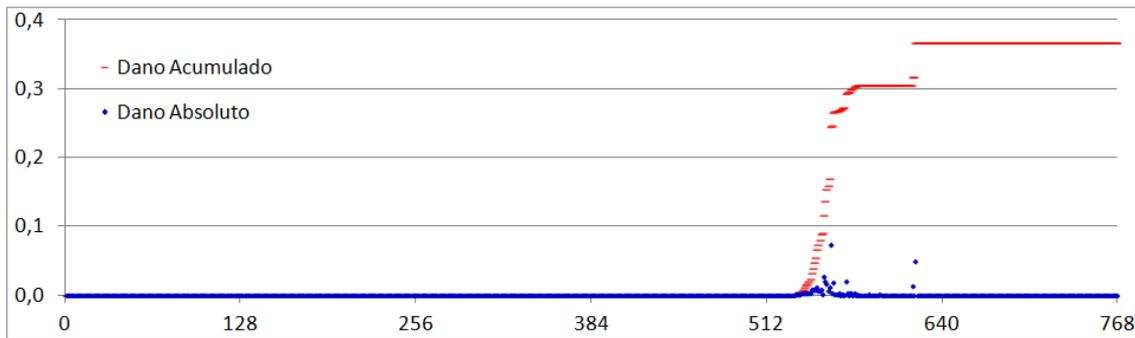


Figura 4-14 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais danificada por M11

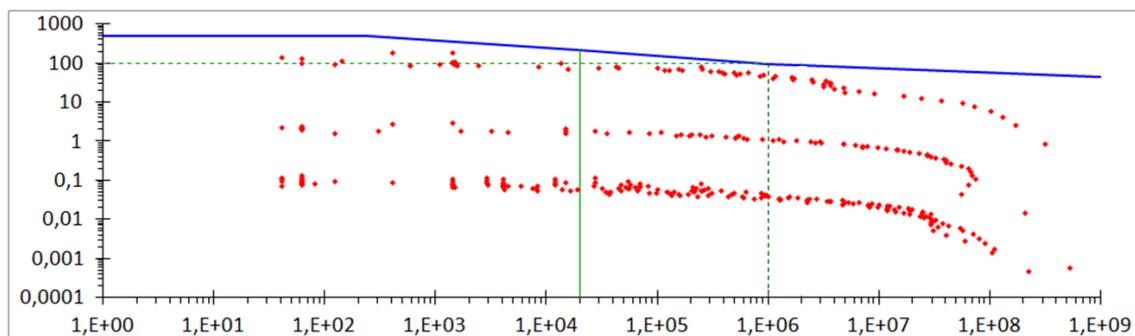


Figura 4-15. Curva S-N, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais solicitada por M11

Os demais danos, causados pelo momento fletor M11 na armadura longitudinal superior ( $A_{S,SUP}$ ), pelo momento fletor M22 na armaduras longitudinais inferior ( $A_{S,INF}$ ) e superior ( $A_{S,SUP}$ ), e pelo esforço cortante máximo na armadura transversal ( $A_{SW}$ ), encontram-se anexadas no apêndice B.

## 4.2. Fundação direta

### 4.2.1. Modelo em Elementos Finitos

Foi modelado no SAP2000 (2011), versão v15.1.0, uma fundação direta, com o objetivo de analisar as solicitações no ELS, ELU e de Fadiga, nos elementos estruturais.

O modelo é composto por sapata, anel metálico para recebimento da torre, e barras rígidas fictícias no topo do anel, conforme figuras 4-16 e 4-17.

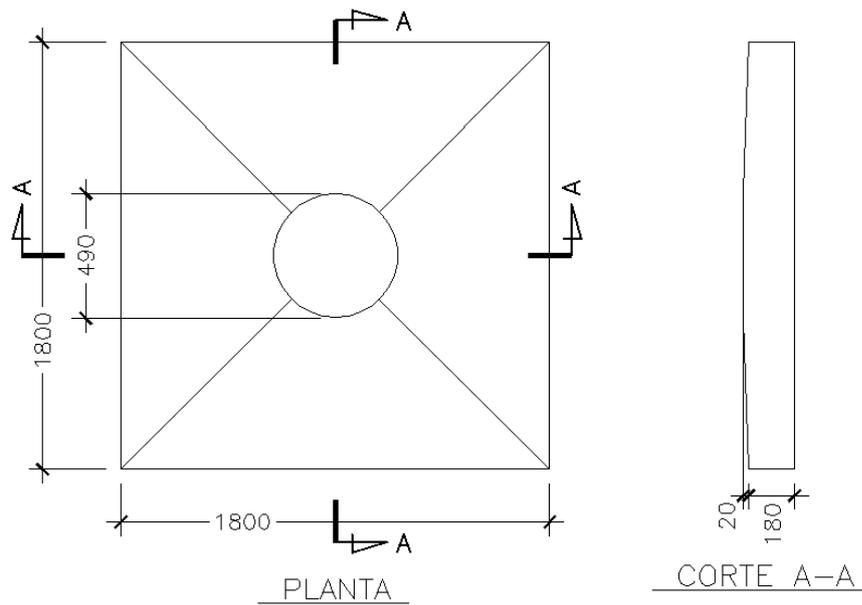


Figura 4-16. Planta e corte, em centímetros

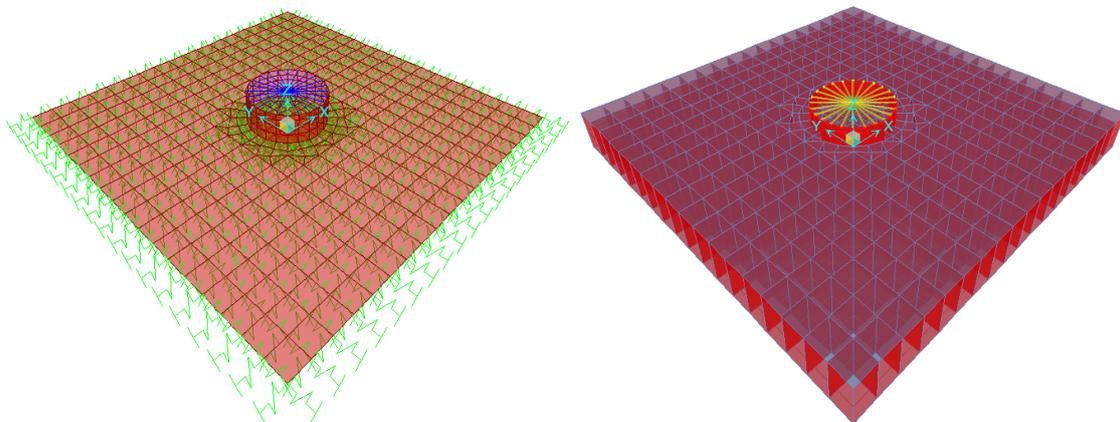


Figura 4-17. (a) Modelo em elementos finitos e (b) extrudado.

**Anel de ligação:**

O anel de ligação é o mesmo utilizado no modelo de bloco estaqueado, conforme o item 4.1.1.

**Sapata:**

A sapata foi modelada como elemento de placa espessa (“plate-thick”), onde se tem o interesse de analisar os momentos fletores e forças cortantes, desprezando-se as forças normais. A sapata tem área de 18x18m, espessura de 2m e é em concreto com

$f_{ck}=25\text{MPa}$ . Note-se que, conforme a figura 4-18, no trecho próximo do anel, onde possivelmente tem-se uma maior variação dos esforços, a malha é mais discretizada. Foi respeitada também, uma uniformidade geométrica, com elementos triangulares (CST – “Constant Strength Triangle”) com ângulos internos próximos de  $60^\circ$  e arestas com proporções até 1:3, e quadriláteros (“Bilinear”) com ângulos internos próximos de  $90^\circ$  e arestas com proporções até 1:4, para não ter possíveis distorções nas respostas do modelo.

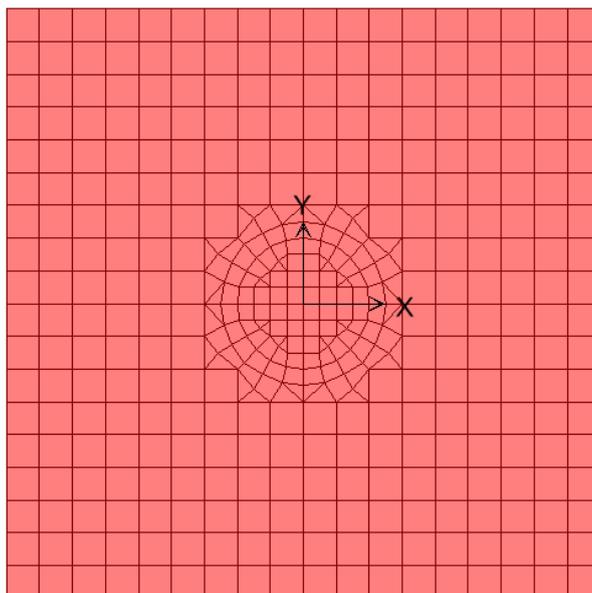


Figura 4-18. Malha para a sapata.

Os comandos *Area Object Thickness and Joint Offset Overwrite* e *Constraint*, foram aplicados nos elementos da sapata de forma similar ao dos elementos do bloco, conforme mostrado no item 5.1.1 para o bloco estaqueado.

#### 4.2.2. Molas na sapata

As molas da sapata foram calculadas com intuito de simular a rigidez solo-estrutura. Foi considerado um modelo de distribuição não uniforme, de acordo com a rigidez condensada do solo, proposto por Santos-Veloso, primeiramente descrito em SANTOS (1990) e posteriormente em RIBEIRO (2010).

#### 4.2.2.1. Molas com coeficientes distribuídos pela matriz de rigidez condensada do solo

O princípio básico dessa teoria se baseia em considerar o solo como sendo um semiespaço homogêneo e elástico, que por sua vez pode ser representado por uma matriz de rigidez que relaciona forças aplicadas aos deslocamentos.

A matriz de rigidez do solo é obtida por inversão de sua matriz de flexibilidade. Para a obtenção da matriz de flexibilidade, a interface fundação-solo é discretizada em áreas retangulares. No centro de cada um desses retângulos se localizam os pontos nodais em que é posteriormente condensada a matriz de rigidez do solo. As áreas retangulares em torno dos pontos nodais são consideradas como “áreas de influência” em que é admitido um campo de deslocamentos aproximadamente uniforme e igual ao do ponto nodal, de acordo com a figura 4-19.

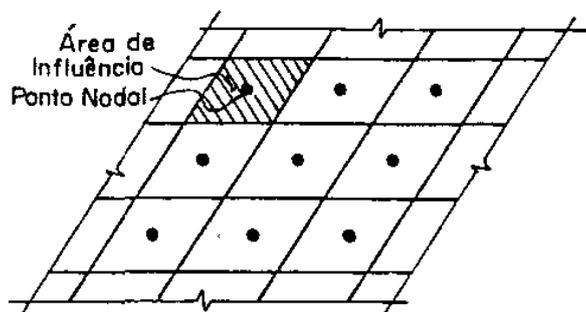


Figura 4-19. Área de influência de um ponto nodal

Para a montagem da matriz de flexibilidade do solo considera-se o desacoplamento entre os três graus de liberdade translacionais de cada nó.

O deslocamento vertical de um ponto distante  $r$  do ponto de aplicação de uma carga vertical  $P$  é expresso pela fórmula de Boussinesq:

$$\Delta_v = \frac{F \cdot (1 - \nu)}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot G} \quad (4-4)$$

Temos então, o termo da matriz de flexibilidade referente a uma carga  $P$  unitária:

$$\delta_v = \frac{(1 - \nu)}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot G} \quad (4-5)$$

Onde:

$G$  - módulo de elasticidade transversal do solo.

$\nu$  - coeficiente de Poisson do solo.

O deslocamento horizontal de um ponto distante  $r$  do ponto de aplicação de uma carga horizontal  $F$  é expresso pela fórmula de Cerruti:

$$\Delta_H = \frac{F \cdot (1 - \nu)}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot G} \cdot \left[ (1 - \nu) + \left( \frac{x^2}{r^2} \cdot \nu \right) \right] \quad (4-6)$$

Temos então, o termo da matriz de flexibilidade referente a uma carga  $F$  unitária:

$$\delta_H = \frac{(1 - \nu)}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot G} \times \left[ (1 - \nu) + \left( \frac{x^2}{r^2} \cdot \nu \right) \right] \quad (4-7)$$

Onde:

$x$  - distância do ponto de aplicação da força  $F$  até o ponto de onde se dá o deslocamento, na direção da força  $F$ , como na figura 4-20.

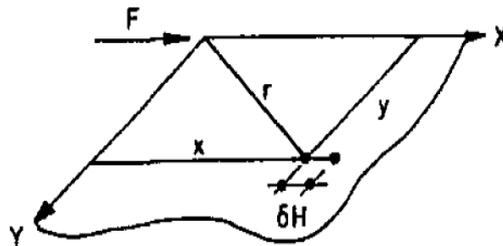


Figura 4-20. Significado dos valores  $x$  e  $r$ .

Apresenta-se na figura 4-21 uma curva típica de deslocamentos verticais  $\delta_v$  para uma carga aplicada em um ponto genérico, em função da distancia  $r$ .

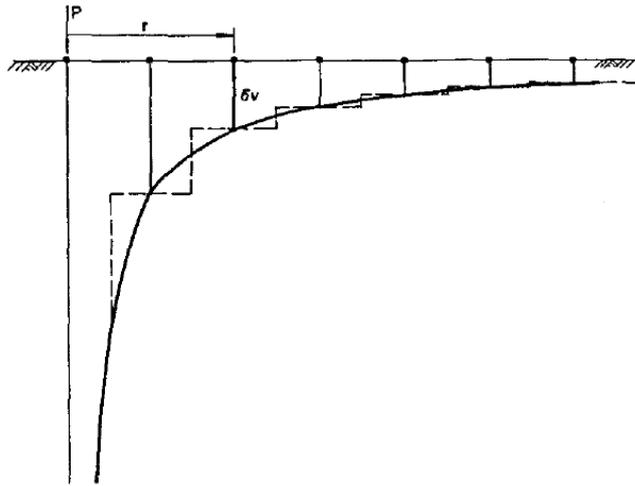


Figura 4-21. Deslocamentos verticais para carga em ponto genérico.

Na figura 4-21 procura-se também ilustrar a hipótese básica considerada para a obtenção da matriz de flexibilidade do solo: supor que os deslocamentos verticais em cada área de influência possam ser admitidos como aproximadamente constantes e iguais aos dos pontos nodais. Os deslocamentos dos pontos nodais podem ser considerados como valores médios dos deslocamentos em cada área de influência.

Este procedimento só pode ser empregado para a obtenção dos termos fora da diagonal principal visto que, para elementos da diagonal principal, o deslocamento tenderia ao infinito de acordo com a teoria. Para a obtenção dos termos da diagonal principal, ou seja, da correlação entre forças aplicadas em um ponto nodal e deslocamentos em sua respectiva área de influência são empregadas soluções analíticas conhecidas: coeficientes de rigidez de placas retangulares rígidas sob a ação de forças horizontais e verticais. Os termos diagonais da matriz de flexibilidade são considerados como numericamente iguais ao inverso desses coeficientes de rigidez.

Os coeficientes de rigidez vertical e horizontal de uma placa de fundação rígida, de dimensões  $2b \times 2a$  como na Figura 4-22, podem ser expressos segundo WOLF e GAZETAS (*apud* SANTOS, 2012).

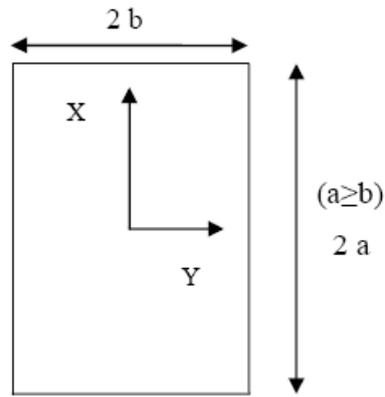


Figura 4-22 – Dimensões da placa segundo Wolf e Gazetas

$$K_x = \frac{G \cdot b}{2 - \nu} \cdot \left[ 6,8 \cdot \left( \frac{a}{b} \right)^{0,65} + 2,4 \right] \quad (4-8)$$

$$K_y = \frac{G \cdot b}{2 - \nu} \cdot \left[ 6,8\nu \left( \frac{a}{b} \right)^{0,65} + 0,8 \cdot \left( \frac{a}{b} \right) + 1,6 \right] \quad (4-9)$$

$$K_z = \frac{G \cdot b}{1 - \nu} \cdot \left[ 3,1 \cdot \left( \frac{a}{b} \right)^{0,75} + 1,6 \right] \quad (4-10)$$

que conduzem aos termos da matriz de flexibilidade:

$$\delta_x = \frac{2 - \nu}{G \cdot b \cdot \left[ 6,8 \cdot \left( \frac{a}{b} \right)^{0,65} + 2,4 \right]} \quad (4-11)$$

$$\delta_y = \frac{2 - \nu}{G \cdot b \cdot \left[ 6,8 \cdot \left( \frac{a}{b} \right)^{0,65} + 0,8 \cdot \left( \frac{a}{b} \right) + 1,6 \right]} \quad (4-12)$$

$$\delta_z = \frac{1 - \nu}{G \cdot b \cdot \left[ 3,1 \cdot \left( \frac{a}{b} \right)^{0,75} + 1,6 \right]} \quad (4-13)$$

Daí, podemos montar a matriz de flexibilidade [f], formada pelos deslocamentos  $\delta$  causados por uma força unitária  $F=1$ , e consecutivamente a matriz de rigidez [k]:

$$K = \frac{F}{\Delta} \xrightarrow{F=1} k = \frac{1}{\delta} \rightarrow [k] = [\delta]^{-1} = [f] \quad (4-14)$$

#### 4.2.2.2. Molas adotadas

Para determinação dos coeficientes de molas, foram utilizados os programas em linguagem “Mathcad”, apresentados no anexo C: ”Molas\_Area-A.xmcd” e ”Molas\_Area-C.xmcd”. São dados os parâmetros elásticos, coeficiente de Poisson  $\nu=0,3$  e o módulo de deformação transversal do solo, em função do número de golpes  $N_{SPT}$  do solo ( $N_{SPT} = 6$ ), segundo OHSAKI e IWASAKI (*apud* ABMS/ ABEF, 1996):

$$G = 11,5 \cdot (N_{SPT})^{0,8} = 11,5 \cdot (6)^{0,8} = 48,219 MPa \quad (4-15)$$

Para o cálculo dos coeficientes de molas, foram consideradas 3 áreas diferentes conforme a figura 4-23. Os coeficientes de molas  $k_X$  e  $k_Y$  (em kN/m), foram lançados nos nós e considerados em uma análise linear, já os coeficientes de molas  $k_Z$  (kN/m.m<sup>2</sup>), foram lançados nas áreas e considerados em um análise não-linear. Note-se a seguir, que os coeficientes de mola  $k_Y$  e  $k_X$  são iguais, pelo fato da sapata ser quadrada.

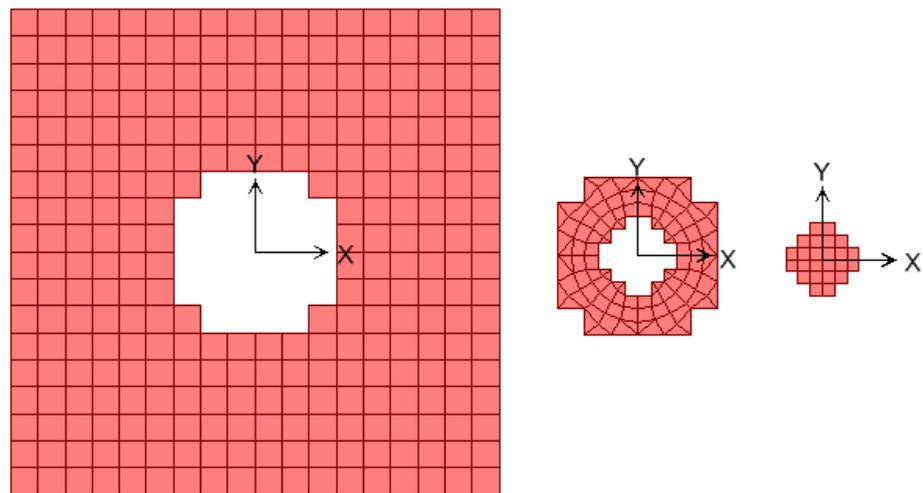


Figura 4-23 (a) Malha A; (b) Malha B, e (c) Malha C.

#### *Molas na Área A*

Para a malha A, foi rodado o programa em linguagem Mathcad ”Molas\_Area-A”, em anexo no apêndice C. Foi considerada uma malha de 18x18 elementos com

dimensões de 1,00 x1,00m. Para o cálculo de  $k_X$  nos nós, a numeração dos mesmos é definida na figura 4-24:

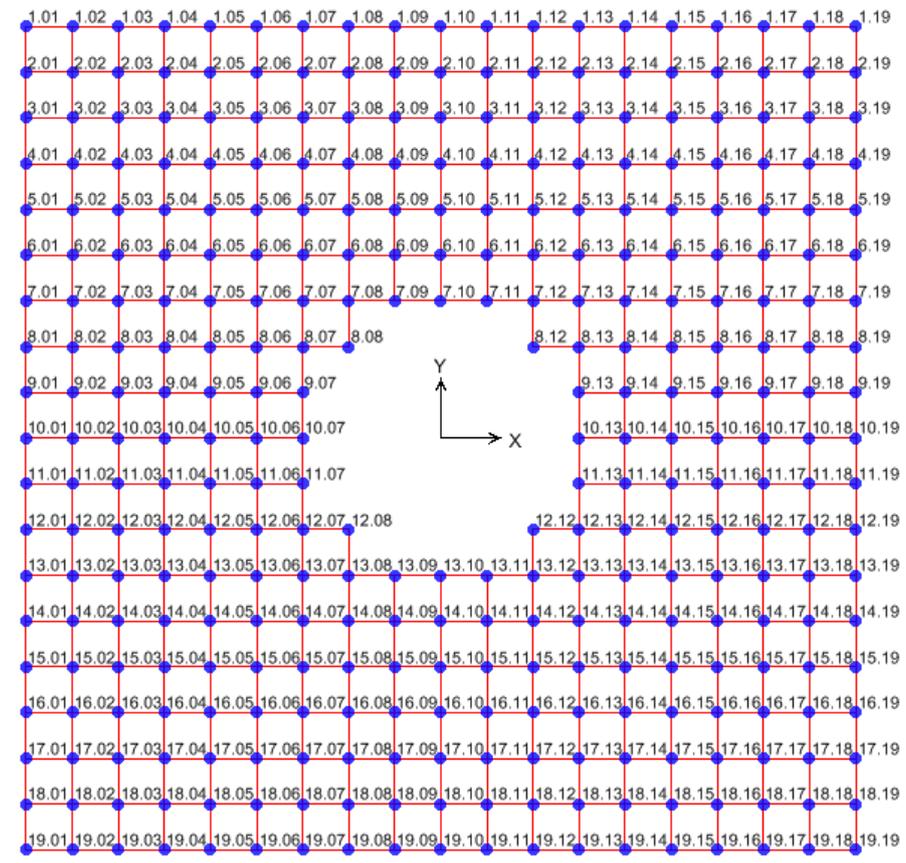


Figura 4-24. Numeração dos nós para a malha A

Tabela 4-10. Coeficientes de Mola  $k_X$  (kN/m) para a malha A:

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
1	8228	12411	8288	7914	7472	7222	7052	6945	6884	6865	6884	6945	7052	7222	7472	7914	8288	12411	8228
2	13538	19431	11761	11246	10529	10144	9884	9721	9630	9600	9630	9721	9884	10144	10529	11246	11761	19431	13538
3	10176	13463	6637	6306	5752	5480	5300	5189	5128	5108	5128	5189	5300	5480	5752	6306	6637	13463	10176
4	9436	12470	6065	5671	5116	4840	4660	4549	4488	4469	4488	4549	4660	4840	5116	5671	6065	12470	9436
5	8959	11802	5659	5246	4693	4415	4233	4122	4062	4042	4062	4122	4233	4415	4693	5246	5659	11802	8959
6	8658	11388	5424	5005	4454	4173	3990	3878	3816	3796	3816	3878	3990	4173	4454	5005	5424	11388	8658
7	8459	11117	5274	4854	4306	4024	3839	3725	3663	3643	3663	3725	3839	4024	4306	4854	5274	11117	8459
8	8332	10944	5181	4761	4215	3932	3747	3632	3569	3549	3569	3632	3747	3932	4215	4761	5181	10944	8332
9	8261	10848	5129	4710	4166	3883	3696	3582	3518	3498	3518	3582	3696	3883	4166	4710	5129	10848	8261
10	8238	10817	5112	4693	4150	3867	3680	3565	3502	3482	3502	3565	3680	3867	4150	4693	5112	10817	8238
11	8261	10848	5129	4710	4166	3883	3696	3582	3518	3498	3518	3582	3696	3883	4166	4710	5129	10848	8261
12	8332	10944	5181	4761	4215	3932	3747	3632	3569	3549	3569	3632	3747	3932	4215	4761	5181	10944	8332
13	8459	11117	5274	4854	4306	4024	3839	3725	3663	3643	3663	3725	3839	4024	4306	4854	5274	11117	8459
14	8658	11388	5424	5005	4454	4173	3990	3878	3816	3796	3816	3878	3990	4173	4454	5005	5424	11388	8658
15	8959	11802	5659	5246	4693	4415	4233	4122	4062	4042	4062	4122	4233	4415	4693	5246	5659	11802	8959
16	9436	12470	6065	5671	5116	4840	4660	4549	4488	4469	4488	4549	4660	4840	5116	5671	6065	12470	9436
17	10176	13463	6637	6306	5752	5480	5300	5189	5128	5108	5128	5189	5300	5480	5752	6306	6637	13463	10176
18	13538	19431	11761	11246	10529	10144	9884	9721	9630	9600	9630	9721	9884	10144	10529	11246	11761	19431	13538
19	8228	12411	8288	7914	7472	7222	7052	6945	6884	6865	6884	6945	7052	7222	7472	7914	8288	12411	8228

Tem-se o somatório de  $k_X$  para a malha A e de toda a sapata A+B+C, conforme assinalado na tabela 4-10:

$$\sum k_x^A = 230696 \cdot 10^4 \text{ kN/m} \quad (4-16)$$

$$\sum k_x^{A+B+C} = 238135 \cdot 10^4 \text{ kN/m} \quad (4-17)$$

Para o cálculo de  $k_z$  nas áreas, a numeração dos mesmos é dada na fig. 4-25:

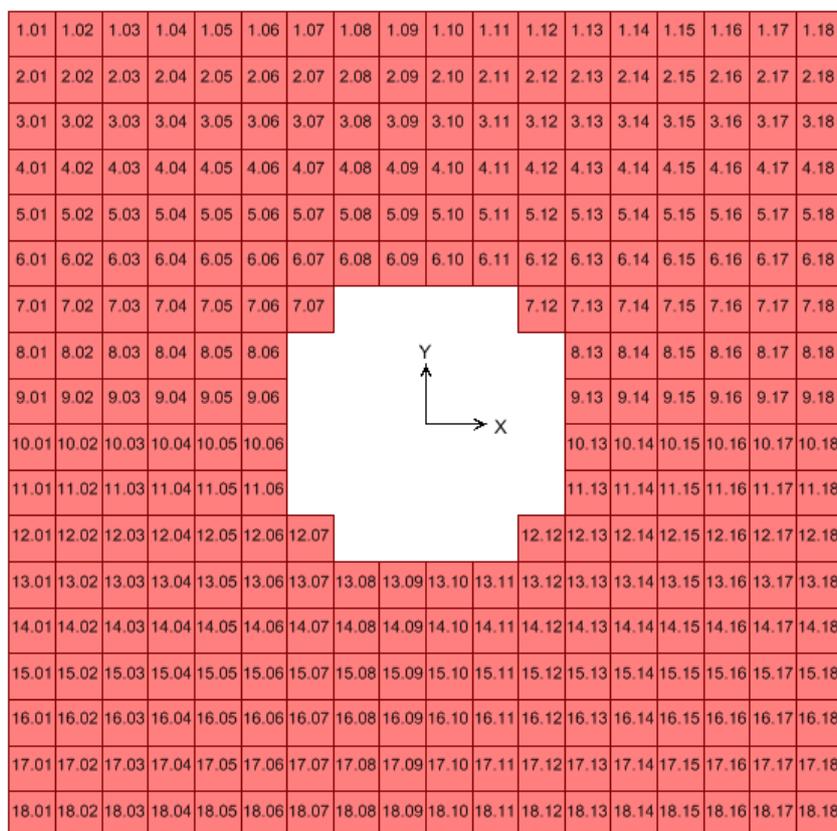


Figura 4-25. Numeração das áreas para a malha A

Tabela 4-11. Coeficientes de Mola  $k_z$  (kN/m.m<sup>2</sup>) para a malha A:

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
$k_z$	1	40007	22965	21564	20189	19393	18863	18515	18303	18202	18202	18303	18515	18863	19393	20189	21564	22965	40007
	2	22965	8587	8214	7449	7069	6821	6664	6569	6524	6524	6569	6664	6821	7069	7449	8214	8587	22965
	3	21564	8214	7688	6901	6507	6255	6095	6000	5955	5955	6000	6095	6255	6507	6901	7688	8214	21564
	4	20189	7449	6901	6130	5743	5496	5341	5249	5206	5206	5249	5341	5496	5743	6130	6901	7449	20189
	5	19393	7069	6507	5743	5357	5110	4956	4864	4821	4821	4864	4956	5110	5357	5743	6507	7069	19393
	6	18863	6821	6255	5496	5110	4864	4709	4617	4574	4574	4617	4709	4864	5110	5496	6255	6821	18863
	7	18515	6664	6095	5341	4956	4709	4554	4462	4418	4418	4462	4554	4709	4956	5341	6095	6664	18515
	8	18303	6569	6000	5249	4864	4617	4462	4369	4326	4326	4369	4462	4617	4864	5249	6000	6569	18303
	9	18202	6524	5955	5206	4821	4574	4418	4326	4282	4282	4326	4418	4574	4821	5206	5955	6524	18202
	10	18202	6524	5955	5206	4821	4574	4418	4326	4282	4282	4326	4418	4574	4821	5206	5955	6524	18202
	11	18303	6569	6000	5249	4864	4617	4462	4369	4326	4326	4369	4462	4617	4864	5249	6000	6569	18303
	12	18515	6664	6095	5341	4956	4709	4554	4462	4418	4418	4462	4554	4709	4956	5341	6095	6664	18515
	13	18863	6821	6255	5496	5110	4864	4709	4617	4574	4574	4617	4709	4864	5110	5496	6255	6821	18863
	14	19393	7069	6507	5743	5357	5110	4956	4864	4821	4821	4864	4956	5110	5357	5743	6507	7069	19393
	15	20189	7449	6901	6130	5743	5496	5341	5249	5206	5206	5249	5341	5496	5743	6130	6901	7449	20189
	16	21564	8214	7688	6901	6507	6255	6095	6000	5955	5955	6000	6095	6255	6507	6901	7688	8214	21564
	17	22965	8587	8214	7449	7069	6821	6664	6569	6524	6524	6569	6664	6821	7069	7449	8214	8587	22965
	18	40007	22965	21564	20189	19393	18863	18515	18303	18202	18202	18303	18515	18863	19393	20189	21564	22965	40007

Tem-se o somatório de  $k_z$  para a malha A e de toda a sapata A+B+C, conforme marcado na tabela 4-11:

$$\sum k_z^A = 275439 \cdot 10^4 \frac{kN}{m} \quad (4-18)$$

$$\sum k_z^{A+B+C} = 238135 \cdot 10^4 \frac{kN}{m} \quad (4-19)$$

### Molas na Área C

Para a malha C, foi rodado o programa em linguagem Mathcad "Molas\_Area-C", em anexo no apêndice C. Foi considerada uma malha de 36x36 elementos com dimensões de 0,50x0,50m. Para o cálculo de  $k_x$  nos nós, a numeração dos mesmos está conforme a figura 4-26.

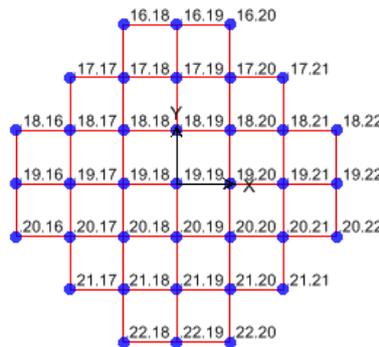


Figura 4-26. Numeração dos nós para a malha C

Tabela 4-12. Coeficientes de Mola  $k_x$  (kN/m ) para a malha C:

	15	16	17	18	19	20	21	22	23
15	906	897	890	887	885	887	890	897	906
16	899	889	883	879	878	879	883	889	899
17	894	884	878	874	873	874	878	884	894
18	891	881	875	871	870	871	875	881	891
19	890	880	874	870	869	870	874	880	890
20	891	881	875	871	870	871	875	881	891
21	894	884	878	874	873	874	878	884	894
22	899	889	883	879	878	879	883	889	899
23	906	897	890	887	885	887	890	897	...

Tem-se o somatório de  $k_x$  para a malha C, conforme marcado na tabela 4-12:

$$\sum k_x^C = 3,240 \cdot 10^4 \frac{kN}{m} \quad (4-20)$$

Para o cálculo de  $k_z$  nas áreas, a numeração dos mesmos é dada na figura 4-27:

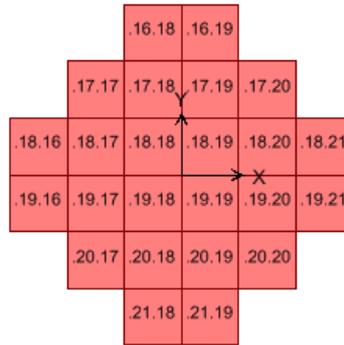


Figura 4-27. Numeração das áreas para a malha C

Tabela 4-13. Coeficientes de Mola  $k_z$  (kN/m.m<sup>2</sup>), para a malha C:

$k_z = \frac{L}{\text{div}_L} \cdot \frac{B}{\text{div}_B}$	15	16	17	18	19	20	21	22	$\frac{\text{kN}}{\text{m} \cdot \text{m}^2}$	
	15	4402	4369	4347	4337	4337	4347	4369		4402
	16	4369	4336	4314	4304	4304	4314	4336		4369
	17	4347	4314	4293	4282	4282	4293	4314		4347
	18	4337	4304	4282	4272	4272	4282	4304		4337
	19	4337	4304	4282	4272	4272	4282	4304		4337
	20	4347	4314	4293	4282	4282	4293	4314		4347
	21	4369	4336	4314	4304	4304	4314	4336		4369
	22	4402	4369	4347	4337	4337	4347	4369		...

Tem-se o somatório de  $k_z$  para a malha C, conforme marcado na tabela 4-27:

$$\sum k_z^C = 2,574 \cdot 10^4 \frac{\text{kN}}{m} \quad (4-21)$$

### Molas na Área B

Para o cálculo dos coeficientes de mola  $k_x$ ,  $k_y$  e  $k_z$  da malha B, malha irregular que não pode ser programada, foi considerado o seguinte: foi subtraída a rigidez das malhas A e C da rigidez total da sapata A+B+C, e dividida pelo número de nós, no caso do sentido X, ou pela área no sentido Y:

$$\begin{aligned} \sum k_x^B &= \frac{K_X^{A+B+C} - \sum k_x^A - \sum k_x^C}{64} \\ &= \frac{238,135 \cdot 10^4 - 230,696 \cdot 10^4 - 3,240 \cdot 10^4}{64} = 656 \frac{\text{kN}}{m} \end{aligned} \quad (4-22)$$

$$\sum k_Y^B = \sum k_X^B \quad (4-23)$$

$$\begin{aligned} \sum k_Z^B &= \frac{\sum k_Z^{A+B+B} - \sum k_Z^A - \sum k_Z^C}{26m^2} \\ &= \frac{289,464 \cdot 10^4 - 275,439 \cdot 10^4 - 2,574 \cdot 10^4}{26m^2} = 4404 \frac{kN}{m} \cdot m^2 \end{aligned} \quad (4-24)$$

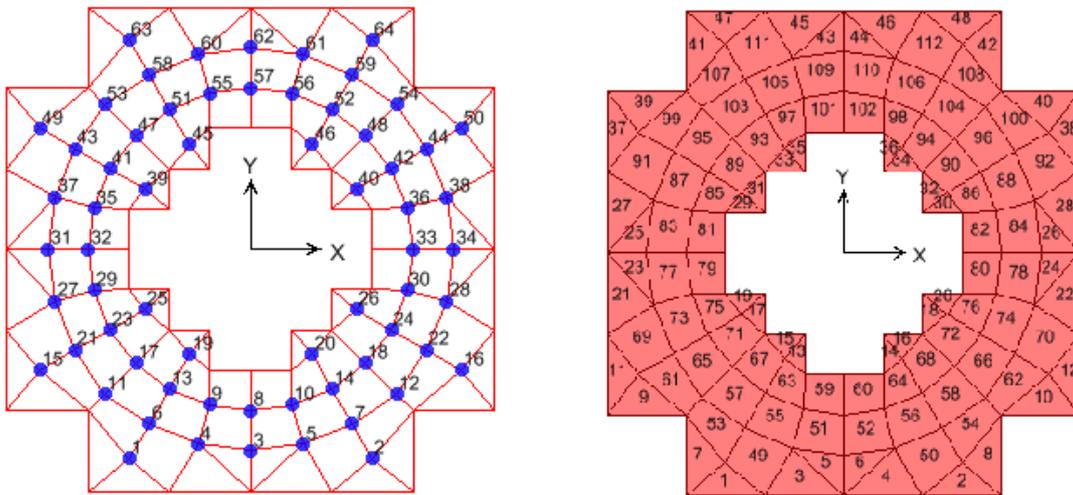


Figura 4-28.(a) Numeração do nós, e (b) Numeração das áreas para a malha B

### 4.2.3. Carregamentos

São os mesmos utilizados no estudo de caso para a fundação estaqueada, no item 4.1.2.

### 4.2.4. Verificações

#### 4.2.4.1. Verificação das excentricidades e tensões

Para tal verificação, a sapata é considerada como rígida e seu comportamento é de corpo rígido. É adotada a Hipótese de Winkler, onde as pressões de contato e os recalques são proporcionais; os esforços são levados ao centróide do plano da base.

### Fundação retangular submetida a carga vertical e um momento

Para uma fundação retangular, submetida a carga vertical e um momento, tem-se as solicitações e as dimensões da sapata:

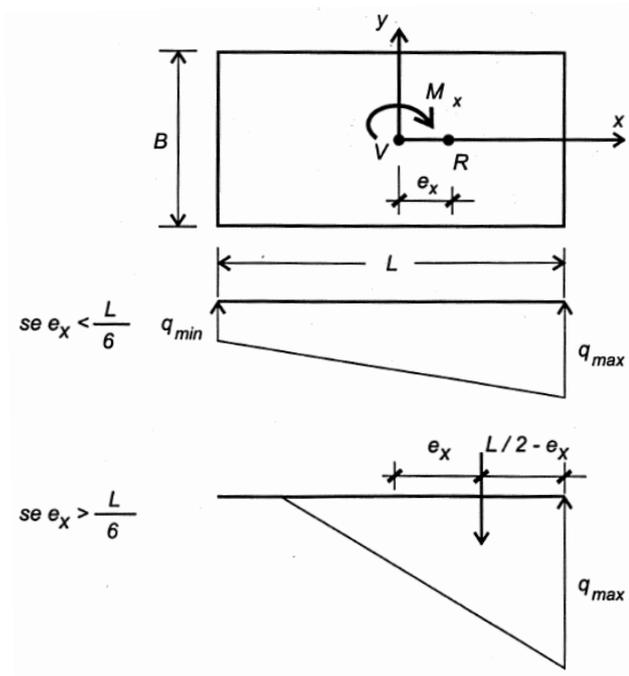


Figura 4-29. Sapata retangular com carga vertical e um momento, VELLOSO e LOPES (2004).

Sendo a excentricidade:

$$e_x = \frac{M_x}{V} \quad (4-25)$$

se  $e_x \leq \frac{L}{6}$ , as tensões máxima e mínima são dadas por:

$$q_{\max, \min} = \frac{V}{A} \cdot \left( 1 \pm \frac{6 \cdot e_x}{L} \right) \quad (4-26)$$

se  $e_x > \frac{L}{6}$ , a tensão máxima é dada por:

$$q_{MAX} = \frac{4}{3} \cdot \frac{V}{B \cdot (L - 2 \cdot e_x)} \quad (4-27)$$

**Fundação retangular submetida a carga vertical e dois momentos**

Para uma fundação retangular, submetida a carga vertical e dois momentos, tem-se as solicitações e dimensões:

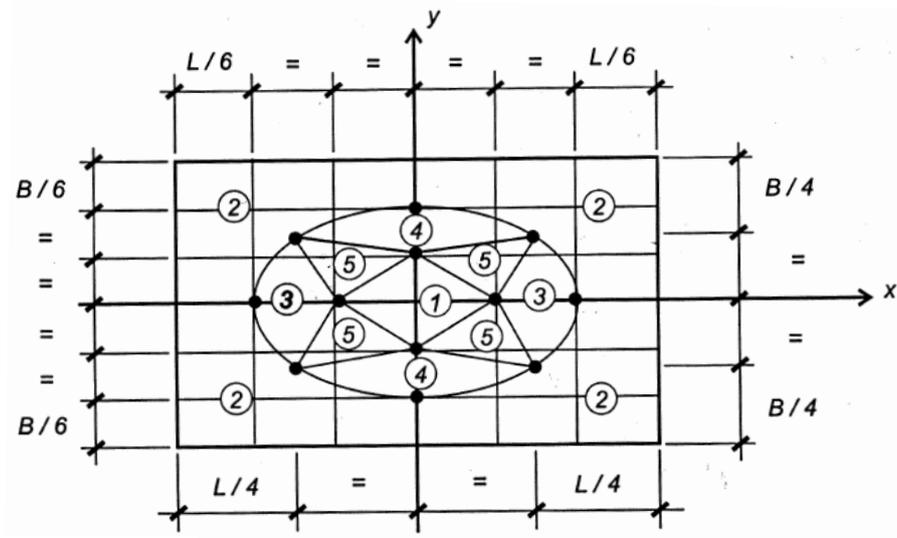


Figura 4-30. Sapata retangular com carga vertical e dois momentos, VELLOSO e LOPES (2004)

A resultante cai na **Zona 1**, se for satisfeita desigualdade:

$$e_y < -\frac{B}{L} \cdot e_x + \frac{B}{6} \quad (4-28)$$

Daí as tensões máxima e mínima:

$$q_{\max, \min} = \frac{V}{A} \cdot \left( 1 + \frac{6 \cdot e_x}{L} + \frac{6 \cdot e_y}{B} \right) \quad (4-29)$$

A resultante cai na **Zona 3**, se for satisfeito o par de desigualdades:

$$e_y < \frac{3 \cdot B}{L} \cdot e_x - \frac{B}{2} \quad \text{e} \quad e_y < \sqrt{\left( \frac{L}{3} - e_x \right) \cdot \left( \frac{3 \cdot B^2}{4 \cdot L} \right)} \quad (4-30)$$

Daí a tensão máxima:

$$s = \frac{B}{12} \cdot \left( \frac{B}{e_y} + \sqrt{\frac{B^2}{e_y^2} - 12} \right) \quad (4-31)$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{3}{2} \cdot \frac{L - 2 \cdot e_x}{s + e_y} \quad (4-32)$$

$$q_{\max} = \frac{12 \cdot V}{B \cdot \operatorname{tg} \alpha} \cdot \frac{B + 2 \cdot s}{B^2 + 12 \cdot s^2} \quad (4-33)$$

A resultante cai na **Zona 4**, se ocorrer:

$$e_y > \frac{B}{3 \cdot L} \cdot e_x + \frac{B}{6}; \quad \text{e} \quad e_y < -\frac{4 \cdot B}{3 \cdot L^2} \cdot e_x^2 + \frac{B}{3} \quad (4-34)$$

Daí a tensão máxima:

$$t = \frac{L}{12} \cdot \left( \frac{L}{e_x} + \sqrt{\frac{L^2}{e_x^2} - 12} \right) \quad (4-35)$$

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{3}{2} \cdot \frac{B - 2 \cdot e_y}{t + e_x} \quad (4-36)$$

$$q_{\max} = \frac{12 \cdot V}{B \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot \frac{L + 2 \cdot t}{L^2 + 12 \cdot t^2} \quad (4-37)$$

A resultante cai na **Zona 5** se ocorrer:

$$e_y > -\frac{B}{L} \cdot e_x + \frac{B}{6}; \quad e_y < \frac{B}{3 \cdot L} \cdot e_x + \frac{B}{6}; \quad \text{e} \quad e_y > \frac{3 \cdot B}{L} \cdot e_x - \frac{B}{2} \quad (4-38)$$

Daí a tensão máxima:

$$\alpha = \frac{e_x}{L} + \frac{e_y}{B} \quad (4-39)$$

$$q_{\max} = \frac{V}{B \cdot L} \cdot \alpha \cdot [12 - 3,9 \cdot (6 \cdot \alpha - 1) \cdot (1 - 2 \cdot \alpha) \cdot (2,3 - 2 \cdot \alpha)] \quad (4-40)$$

A resultante cai na **Zona 2** se ocorrer:

$$e_y > -\frac{4 \cdot B}{3 \cdot L^2} \cdot e_x^2 + \frac{B}{3} \quad \text{ou} \quad e_y > \sqrt{\left(\frac{L}{3} - e_x\right) \cdot \left(\frac{3 \cdot B^2}{4 \cdot L}\right)} \quad (4-41)$$

Nesse caso a fundação deve ser redimensionada, pois a situação é inadmissível.

## Verificação

São considerados os esforços típicos dados na tabela 4.2, aplicados no topo do anel,  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ,  $M_x$ , e  $M_y$ . Os demais esforços  $F_{xy}$ ,  $M_{xy}$  e  $M_{zz}$  não são considerados, pois não tem sentido nessa análise. Os esforços no topo do anel são transladados até o centroide do plano da sapata, de acordo com a tabela 8.5 e as expressões a seguir:

$$V = F_z + PP \quad (4-42)$$

$$M_x' = F_y \cdot h + M_x \quad (4-43)$$

$$M_y' = F_x \cdot h + M_y \quad (4-44)$$

Os valores máximos das tensões (124,9 kPa) são baixos e considerados como admissíveis, como pode ser visto na tabela 4-14. Em nenhum caso a resultante das cargas se encontra em posição inadmissível (zona 2), como pode ser visto na figura 4-31.

Tabela 4-14. Tensões e excentricidades na sapata

Cargas no Topo do Anel					Cargas na Fundação			Tensões no Solo e Excentricidades				
$F_x$ (kN)	$F_y$ (kN)	$F_z$ (kN)	$M_x$ (kNm)	$M_y$ (kNm)	V (kN)	$ M_x' $ (kNm)	$ M_y' $ (kNm)	$e_x$ (m)	$e_y$ (m)	Zona	$q_{MAX}$ (kN/m <sup>2</sup> )	$q_{MIN}$ (kN/m <sup>2</sup> )
157,2	-771,1	3729,2	58584	4713,9	11829	60589	5123	0,43	5,12	4	121,4	-
154,3	668,9	3750,3	-51652	5046	11850	53391	5447	0,46	4,51	4	105,4	-
554,6	10,9	3799,2	303,7	48896	11899	275	50338	4,23	0,02	3	92,8	-
-606,2	-12,5	3770,0	2249,7	59252	11870	2282	57676	4,86	0,19	3	109,6	-
-606,2	-12,5	3770,0	2249,7	59252	11870	2282	57676	4,86	0,19	3	109,6	-
23,4	0,18	3787,6	2,65	3	11888	2	64	0,01	0,00	1	36,8	36,6
143,3	-99,2	3826,1	9744,3	10474	11926	10002	10847	0,91	0,84	1	58,3	15,4
-22	47,3	3729,2	-2851	6636,4	11829	2974	6579	0,56	0,25	1	46,3	26,7
632,8	7,99	3653,7	2475,1	35579	11754	2454	37224	3,17	0,21	3	77,3	-
-610,1	-55	3773,1	3140,2	59167	11873	3283	57581	4,85	0,28	3	110,9	-
253,7	685,5	3765,5	-49341	18271	11866	51123	18931	1,60	4,31	4	121,9	-
174,9	-771,3	3728,9	58458	6094,2	11829	60463	6549	0,55	5,11	4	123,4	-
189,7	-768,9	3729,4	58173	7342,9	11829	60172	7836	0,66	5,09	4	124,9	-
-0,049	-0,14	3785,3	30,2	2271,3	11885	31	2271	0,19	0,00	1	39,1	34,3
272,1	17,4	3636,4	156,2	14886	11736	111	15593	1,33	0,01	1	52,4	20,1
291,4	-1,94	4316	1479,9	21957	12416	1485	22715	1,83	0,12	1	63,2	13,4

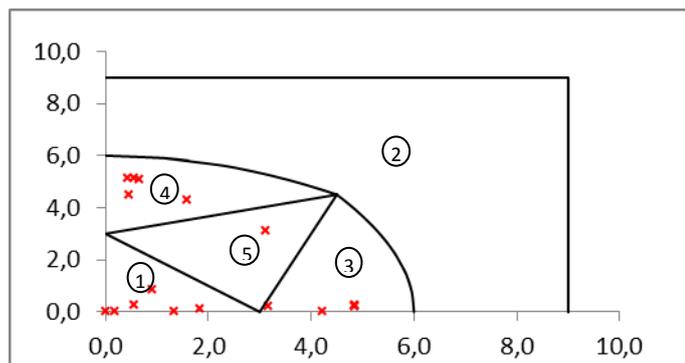


Figura 4-31. Posição das excentricidades da sapata por zonas admissíveis.

#### 4.2.4.2. Verificação da rigidez da fundação:

São exigências típicas de fabricante os seguintes valores de rigidez na fundação:

- translação horizontal, mínimo de  $2 \cdot 10^8$  N/m;
- rigidez rotacional no plano da fundação, mínimo de  $3 \cdot 10^{10}$  N.m/rad

Como a rigidez solicitada pelo fabricante é no conjunto fundação-solo, os mesmos se verificam aplicando-se uma carga horizontal e um momento fletor no nó de interseção entre as barras rígidas do anel, conforme figura 4-32.

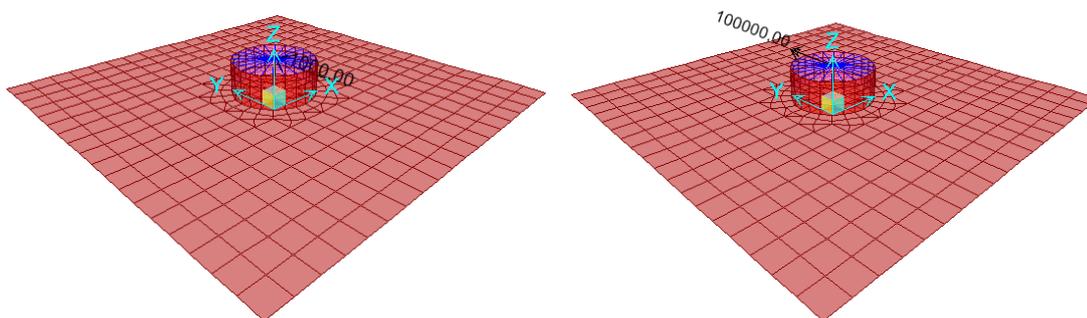


Figura 4-32 (a) Força e (b) Momento aplicado no anel

A seguir os deslocamentos do anel, para a força de 1000kN na figura 4-33, e para o momento de 1000kNm na figura 4-34. Os eixos locais de nó 1, 2 e 3, correspondem aos eixos globais X, Y e Z consecutivamente.

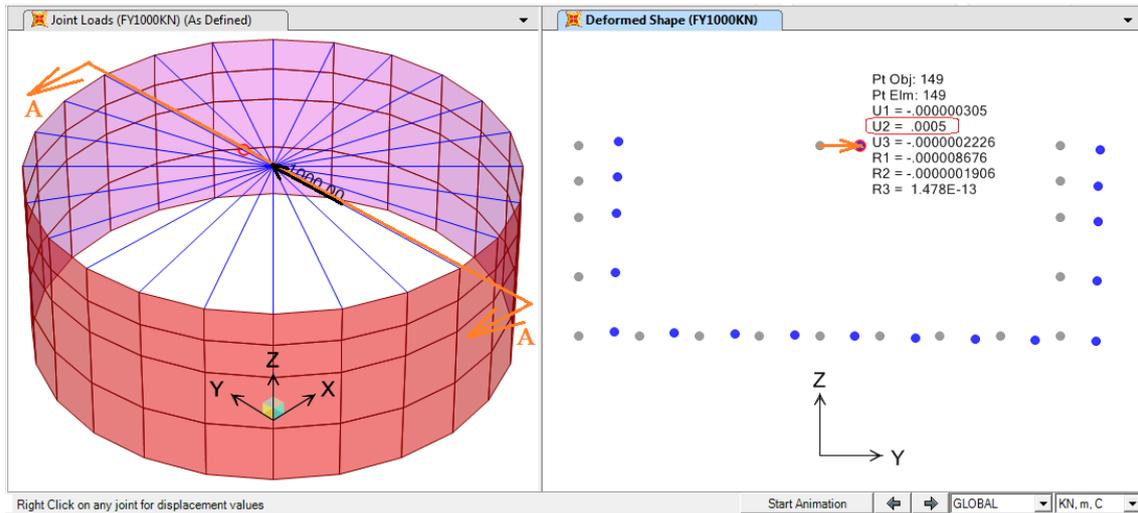


Figura 4-33 (a) Força de 1000kN aplicada no anel (b) Deslocamento do anel no corte AA

Daí, a rigidez de translação horizontal em y:

$$k_y = \frac{F_y}{U_2} = \frac{1000kN}{5.10^{-4}m} = 20,0.10^8 \frac{N}{m} > 2,0.10^8 \frac{N}{m} \quad (Ok) \quad (4-45)$$

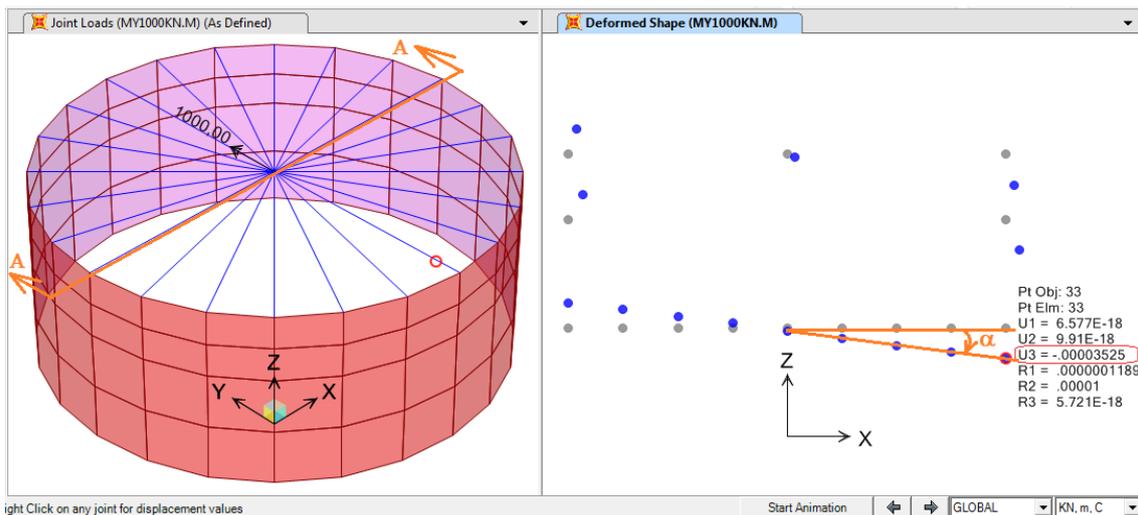


Figura 4-34 (a) Momento de 1000kNm aplicado no anel (b) Rotação do anel no corte AA

E a rigidez rotacional em torno de y:

$$\alpha = \text{tg}^{-1} \left( \frac{U_3}{R_{anel}} \right) = \text{tg}^{-1} \left( \frac{3,52 \cdot 10^{-5} m}{2,00 m} \right) = 1,01^\circ \cdot 10^{-3} = 1,76 \cdot 10^{-5} \text{ rad} \quad (4-46)$$

$$k_{YY} = \frac{M_{YY}}{\alpha} = \frac{1000kNm}{1,76 \cdot 10^{-5} rad} = 5,68 \cdot 10^{10} \frac{Nm}{rad} > 3,0 \cdot 10^{10} \frac{Nm}{rad} \quad (Ok) \quad (4-47)$$

É visto então, que a fundação atende os parâmetros de rigidezes exigidos pelo fabricante do conjunto torre-gerador.

#### 4.2.4.3. Verificação à fadiga

A verificação da resistência do concreto à fadiga segue a NBR6118 (2007), conforme citado no item 3.6. É considerado a seção de concreto no Estádio I ou II, de acordo com o valor do momento de fissuração, definido no apêndice A.

#### Verificação do Concreto

Apresenta-se a seguir, a verificação dos máximos momentos M11 e M22, positivo e negativo, conforme tabelas 4-15, 4-16, 4-17 e 4-18. Note que para verificação dos momentos negativos, este foi tomado como positivo e trocada a posição das armaduras. A disposição das armaduras se encontra na figura 4-35.

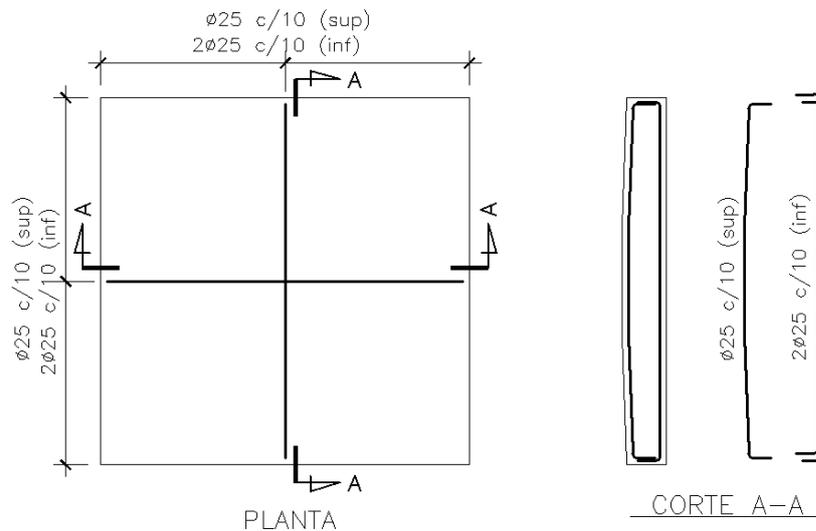


Figura 4-35 Armaduras longitudinal positiva (inf) e negativa (sup)

Tabela 4-15. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos positivos.

Relação Mod. Elast.		Seção Positiva		Mom. de Fissuração		Estadio I		Estadio II	
$f_{ck}$ (MPa)	25	b (m)	1,00	$\alpha$	1,5	B (m <sup>2</sup> )	2,112	A (m)	0,50
$E_c$ (MPa)	23.800	h (m)	2,00	$f_{ct,m}$ (MPa)	2,565	C (m <sup>3</sup> )	2,143	B (m <sup>2</sup> )	0,12
$E_s$ (MPa)	205.000	c (m)	0,15	$f_{ctk,inf}$ (MPa)	1,80	x (m)	1,01	C (m <sup>3</sup> )	-0,16
n ( $E_s/E_c$ )	8,61	c' (m)	0,12	$I_0$ (m <sup>4</sup> )	0,53	$I_I$ (m <sup>4</sup> )	0,749	$\Delta$ (m <sup>2</sup> )	0,34
		$A_s$ (cm <sup>2</sup> )	98,0	$M_f$ (kN.m)	1.536			x (m)	0,46
		2 $\phi$ 25 c/10						$I_{II}$ (m <sup>4</sup> )	0,20
		$A_s'$ (cm <sup>2</sup> )	49,0						
		$\phi$ 25 c/10							

Tabela 4-16. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 positivos.

	M ( $\pm$ ) (KNm/m)	Estadio	$\sigma_{c2}$ (MPa)	$\sigma_{c1}$ (MPa)	$\eta_c$	$\eta_c \cdot \gamma_f \cdot \sigma_{c,max}$ (MPa)	<	$f_{cd,fad}$ (MPa)
M11(+)	4592	II	10,52	3,63	0,75	7,93	Ok	8,04
M22(+)	4548	II	10,42	3,60	0,75	7,85	Ok	8,04

Tabela 4-17. Dados para verificação do concreto à fadiga, com momentos negativos.

Relação Mod. Elast.		Seção Negativa		Mom. de Fissuração		Estadio I		Estadio II	
$f_{ck}$ (MPa)	25	b (m)	1,00	$\alpha$	1,5	B (m <sup>2</sup> )	2,212	A (m)	0,50
$E_c$ (MPa)	23.800	h (m)	2,10	$f_{ct,m}$ (MPa)	2,565	C (m <sup>3</sup> )	2,290	B (m <sup>2</sup> )	0,12
$E_s$ (MPa)	205.000	c (m)	0,12	$f_{ctk,inf}$ (MPa)	1,80	x (m)	1,04	C (m <sup>3</sup> )	-0,09
n ( $E_s/E_c$ )	8,61	c' (m)	0,15	$I_0$ (m <sup>4</sup> )	0,65	$I_I$ (m <sup>4</sup> )	0,864	$\Delta$ (m <sup>2</sup> )	0,20
		$A_s$ (cm <sup>2</sup> )	49,0	$M_f$ (kN.m)	1.760			x (m)	0,33
		$\phi$ 25 c/10						$I_{II}$ (m <sup>4</sup> )	0,13
		$A_s'$ (cm <sup>2</sup> )	98,0						
		2 $\phi$ 25 c/10							

Tabela 4-18. Verificação do concreto à fadiga, para M11 e M22 negativos.

	M ( $\pm$ ) (KNm/m)	Estadio	$\sigma_{c2}$ (MPa)	$\sigma_{c1}$ (MPa)	$\eta_c$	$\eta_c \cdot \gamma_f \cdot \sigma_{c,max}$ (MPa)	<	$f_{cd,fad}$ (MPa)
M11(-)	-2656	II	6,86	0,70	0,69	4,73	Ok	8,04
M22(-)	-2657	II	6,86	0,70	0,69	4,74	Ok	8,04

### Verificação do Aço

A fadiga do aço da armadura foi verificada em função do dano acumulado, conforme proposto pela Teoria de Palmgren-Miner, citada no item 3.4.1, utilizando as curvas S-N (de Wöhler) da NBR6118 (2007) da figura 3-12. Foi analisado o dano

causado pelos momentos fletores M11 e M22, nas armaduras longitudinais inferior ( $A_{INF}$ ) e superior ( $A_{SUP}$ ), e pelo esforço cortante máximo  $V_{max}$  na armadura transversal ( $A_{SW}$ ). Não necessariamente, o nó com maior tensão será o mais danificado, daí a necessidade de se calcular o dano em todos os nós, separadamente. Abaixo um resumo dos nós das armaduras mais danificadas, conforme tabela 4.19.

Tabela 4-19. Localização dos maiores danos, por solicitação e armadura

Solicitação → Armadura Danificada	Area	Nó	DANO
M11 → $A_{S_{INF}}$	80	33	0,34
M11 → $A_{S_{SUP}}$	81	32	0,43
M22 → $A_{S_{INF}}$	60	8	0,04
M22 → $A_{S_{SUP}}$	102	57	0,04
$V_{mas}$ → $A_{SW}$	.20.17	.20.17	0,34

Abaixo, são apresentados os danos acumulados na armadura longitudinal inferior ( $A_{S,INF}$ ) causados pela solicitação M11 (figura 4-36), o dano causado pelos  $6 \times 128 = 768$  carregamentos no nó mais danificado (figura 4-37) seguido da envoltória da curva S-N para o mesmo ponto (figura 4-38). Os eixos locais de casca, 11 e 22, correspondem aos eixos globais Y e X, consecutivamente. A figura 4-36 foi plotada pelo software ORIGIN (2011).

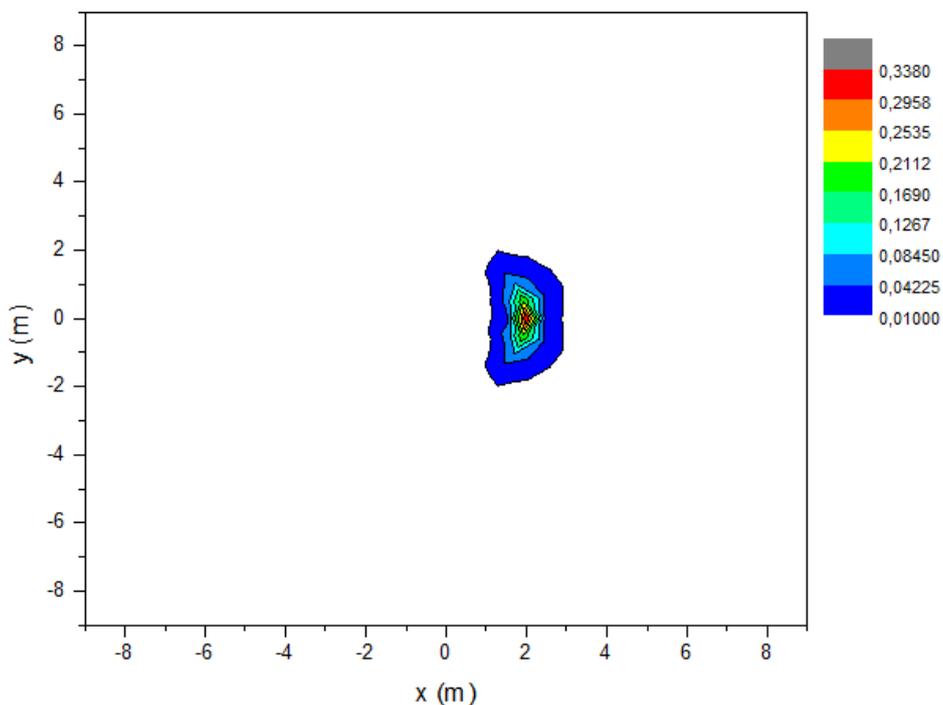


Figura 4-36 Danos para  $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M11, em ORIGIN (2011)

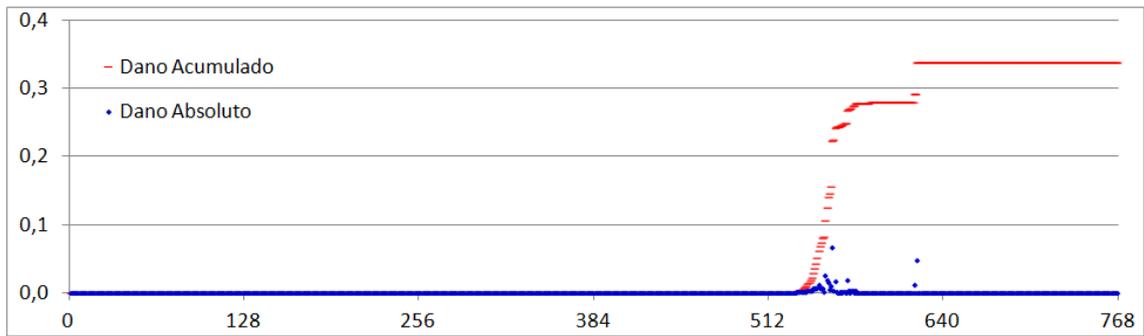


Figura 4-37 Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais danificada por M11

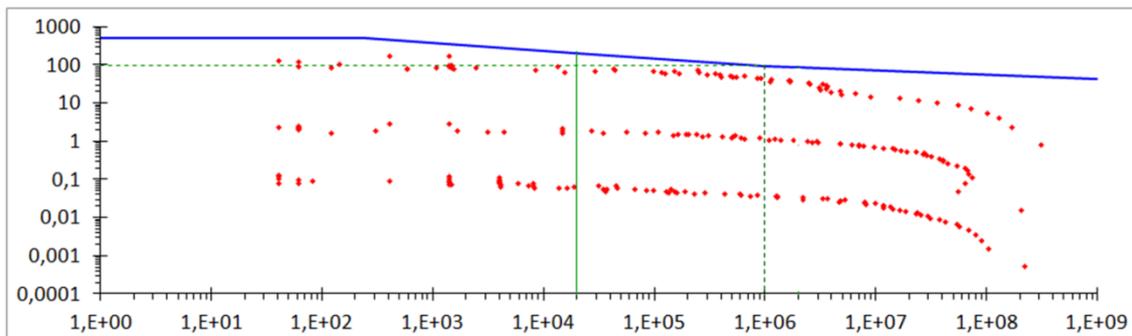


Figura 4-38 Curva S-N, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais solicitada por M11

Os demais danos, causados pelo momento fletor M11 na armadura longitudinal superior ( $A_{S,SUP}$ ), pelo momento fletor M22 na armaduras longitudinais inferior ( $A_{S,INF}$ ) e superior ( $A_{S,SUP}$ ), e pelo esforço cortante máximo na armadura transversal ( $A_{SW}$ ), encontram-se anexadas no apêndice D.

## 5. CONCLUSÃO

O objetivo desse trabalho, primeiramente, foi de mostrar um projeto de fundação de aerogerador e estudar a ocorrência da fadiga. Buscou-se esclarecer todas as considerações utilizadas pelos fabricantes de turbinas, desde a aplicação das cargas advindas da incidência do vento, até a sua representação na estrutura de fundação.

Constatou-se que a Regra de Palmgren-Miner é de aplicação fácil e viável. Mostra-se que não necessariamente a seção de armadura mais tensionada será mais danificada. Há possibilidade de danos nas armaduras, com possibilidade de ruptura, mesmo quando as tensões estão abaixo da curva SN.

Nos dois estudos de caso, quanto ao acúmulo de danos devidos à flexão, se mostrou muito pontual, visto que somente em torno de 5% da área da fundação tem-se dano maior do que 0,01 e apenas 1% chega ao dano máximo e bem abaixo do dano 1,00. Se torna pertinente a possibilidade de se considerar a redistribuição de tensões no pico de maior acúmulo de danos a flexão, mesmo que estivesse rompido, por ocorrer muito pontualmente. Quanto ao acúmulo de danos devidos ao cisalhamento, mostrou-se uma distribuição mais homogênea, ou seja, cerca de quase 10% da área encontra-se próxima do dano máximo, e neste caso, se houvesse o acúmulo de dano igual a 1,00, o mesmo não poderia ser desprezado.

Foi visto 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. Esperava-se que projeto de fundação sobre estacas fosse o mais indicado nesse estudo, a fim de atender aos requisitos de rigidez global, para dimensões razoáveis de forma. Porém verificou-se que uma fundação superficial também é viável, quanto aos parâmetros de rigidez, e de dimensões não tão maiores que a estacada.

Ficam apresentadas abaixo, duas sugestões para futuros estudos:

- verificação das fundações em programa de análise geotécnica, em que o solo é modelado com suas propriedades reais, avaliando se as tensões e deformações no solo e no concreto, com o modelo geotécnico mais refinado, são compatíveis com as obtidas no modelo pelo MEF (Método de Elementos Finitos) e verificando, inclusive se o dano pode ser adequadamente avaliado com um modelo pelo MEF.

- verificar o acúmulo de danos para uma fundação com estacas de ponta, onde o atrito lateral da mesma é desconsiderado, e comparar com uma fundação estaqueada, que apresenta resistência lateral e de ponta.

## 6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABMS/ ABEF, *Fundações – Teoria e Prática*, Editora Pini, São Paulo, 1996

CASTRO, J. T. P.; MEGGIOLARO, M. A., *Fadiga - Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço*. 1ª ed., CreateSpace, 2009.

CRESESB; *Energia Eólica - Princípios e Tecnologia*. Disponível em: <<http://www.cresesb.cepel.br>>. Acesso em: 04 nov. 2013. 22:30:00.

DOMINGUES, J. S., *Órgãos de Máquina - Fadiga*. ISEP - Instituto Superior de Engenharia do Porto, Portugal, 2013.

DRIEMEIER, L., *Considerações sobre a fadiga em metais e o comportamento do concreto sob solicitação cíclica*. Dissertação de Mestrado - Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo, 1995.

EUROCODE 2, *Design of Concrete Structures - Part 1*. European Committee for Standardization, Bruxelas, Bélgica, 2002.

FILHO, A. C., *Estados Limites de Serviço em Estruturas de Concreto Armado*. Departamento de Engenharia Civil da UFRGS, Porto Alegre, 2011.

GERMANISCHER LLOYD, *Guideline for Certification of Wind Turbines*. Germanischer Lloyd SE, Hamburgo, Alemanha, 2010.

GONÇALVES, R. , *Análise de Propagação de Fissuras por Fadiga em Concreto pelo MEF Mediante a Mecânica do Dano Contínuo*. Dissertação de Mestrado - Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo, 2003.

GÖRANSSON, F., NORDENMARK, A., *Fatigue Assessment of Concrete Foundations for Wind Power Plants*. Master of Science Thesis. Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 2011.

GWEC. *Global Wind Energy Council*. Disponível em: <<http://www.gwec.net>>. Acesso em 04 nov. 2013. 22:30:00.

IEC 61400-1, *Wind Turbines – Part 1: Design Requirements*. International Standard, Suíça, 2005.

INTERNATIONAL FEDERATION FOR STRUCTURAL CONCRETE (*fib*) – *Structural Concrete – Textbook on Behaviour, Design and Performance*, 2010.

LIMA, J. B. C. A., *Contribuições para Otimização Estrutural de Torres Tubulares de Aço para Turbinas Eólicas*. Dissertação de M.Sc., PEC/UFC, Fortaleza, CE, 2011.

LEITÃO, F. N., *Verificação à Fadiga de Pontes Rodoviárias Mistas (Aço-Concreto)*. Dissertação de M.Sc., PGECIV/UERJ, Rio de Janeiro, RJ, 2009.

- LOPES, A. M., *Produção Eólica e Enquadramento Técnico-Econômico em Portugal*. Dissertação de M.Sc., FEUP, Porto, Portugal, 2009.
- MELO, M. S. M., *Energia Eólica: Aspectos Técnicos e Econômicos*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, 2012.
- MINER, M. A., *Cumulative Damage in Fatigue*. Journal of Applied Mechanics Transactions – ASME, Vol. 12, No. 3, 1945, p. A159-A164.
- NBR6118, *Norma Brasileira para Projeto de Estruturas de Concreto Armado*. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 2007.
- ORIGIN, *Origin 8.6 - The Data Analysis and Graphing Workspace*. OriginLab Corporation, Massachusetts, USA, 2011.
- PALMGREN. A., Die *Lebensdauer von Kugellagern*. *Zeitschrift de Vereines. Deutsches Ingeniure*, Vol. 68, No. 14, 1924.
- PROINFA *Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica*. Disponível em: <<http://www.mme.gov.br/programas/proinfa>>. Acesso em: 04 nov. 2013. 22:30:00.
- RIBEIRO, M. A. A., *Análise Comparativa de Métodos Utilizados no Cálculo da Interação Solo-Radier*. Projeto de Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Rio de Janeiro, 2010.
- SANTOS, J. B., *Modelagem Matemática do Dano em Fadiga do Aço 4140 utilizando o Método de Elementos Finitos*. Dissertação de M.Sc., PUC, Belo Horizonte, MG, Brasil, 2011.
- SANTOS, S. H. C., *Análise de Placas de Fundação considerando a Matriz de Rigidez do Solo Condensada na Superfície*. Exame de Qualificação para Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, 1990.
- SANTOS, S. H. C., *Fundações de Máquinas*. Apostila da disciplina Fundações de Máquinas, PPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, 2012.
- SAP2000, *Structural Analysis Program v15.1.0*. Computers and Structures, Inc. University Ave. Berkeley, California, 2011.
- SCHIJVE, J. *Fatigue of Structures and Materials*. 2<sup>nd</sup> ed, Springer, 2008.
- SVENSSON H., *Design of Foundations for Wind Turbines*. Master's Dissertation, Lund University, Suécia, 2010.
- VELLOSO D. A. e LOPES F. R., *Fundações - Volume 1*. Oficina de Textos, 2004.
- VERGARA, R. F., *Análise Estrutural de Torres Anemométrica e de Sustentação de Turbinas Eólicas*. Dissertação de M.Sc., FURGS, Rio Grande, RS, 2005.
- WENZEL, G. M., *Projeto Aerodinâmico de Pás de Turbinas Eólicas de Eixo Horizontal*. Trabalho de Graduação, PUCRS, Porto Alegre, RS, 2007.

## APÊNDICES

### Apêndice A - Formulação para o cálculo da seção de concreto fissurada

Para uma seção de concreto submetida à flexão normal simples, temos conforme a figura A-1, a correspondente distribuição das deformações:

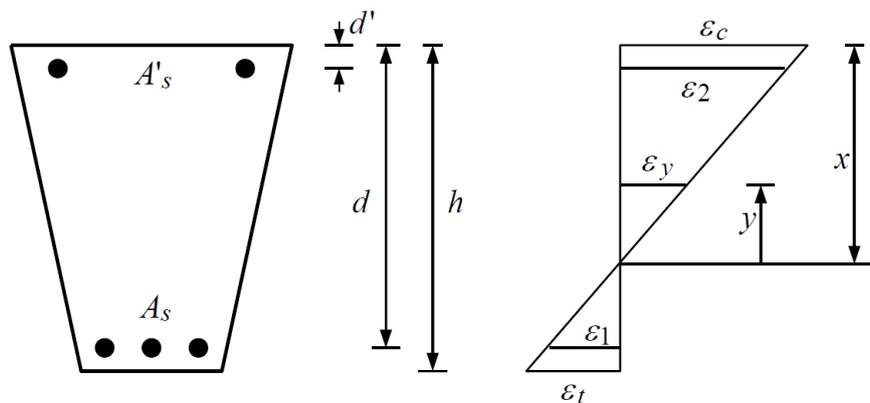


Figura A-1. Deformações em seção de concreto armado, FILHO (2011)

Considerando que as deformações variam linearmente, para os estádios I ao III:

$$\frac{\varepsilon_c}{x} = \frac{\varepsilon_t}{h-x} = \frac{\varepsilon_y}{y} = \frac{\varepsilon_2}{x-d'} = \frac{\varepsilon_1}{d-x} \quad (\text{A-1})$$

Multiplicando-se pela relação abaixo:

$$E_c = \frac{E_s}{E_s/E_c} = \frac{E_s}{n} \quad (\text{A-2})$$

tem-se:

$$\frac{E_c \cdot \varepsilon_c}{x} = \frac{E_c \cdot \varepsilon_t}{h-x} = \frac{E_c \cdot \varepsilon_y}{y} = \frac{E_s \cdot \varepsilon_2}{n \cdot (x-d')} = \frac{E_s \cdot \varepsilon_1}{n \cdot (d-x)} \quad (\text{A-3})$$

e considerando as tensões proporcionais às tensões:

$$\frac{\sigma_c}{x} = \frac{\sigma_t}{h-x} = \frac{\sigma_y}{y} = \frac{\sigma_2}{n \cdot (x-d')} = \frac{\sigma_1}{n \cdot (d-x)} \quad (\text{A-4})$$

**Tensões no Estádio I:**

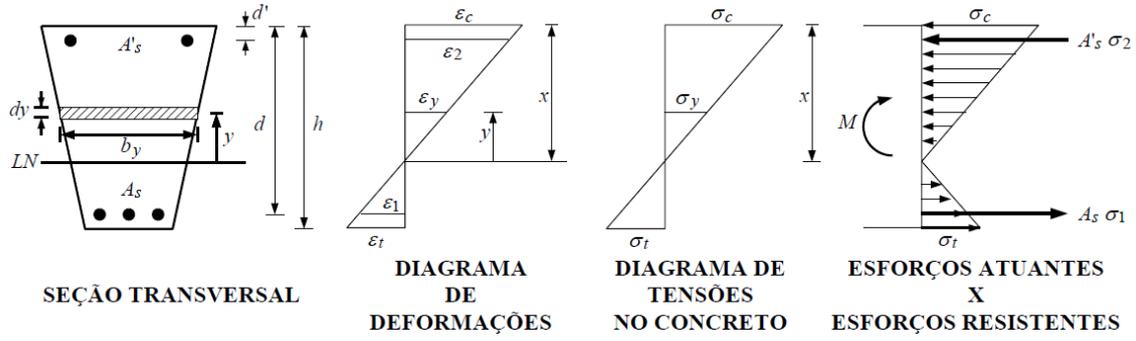


Figura A-2. Seção de concreto armado no estágio I, FILHO (2011).

Condição de equilíbrio da seção a translação:

$$\int_{-(h-x)}^x \sigma_y \cdot b_y \cdot dy + A'_s \cdot \sigma_2 - A_s \cdot \sigma_1 = 0 \quad (A-5)$$

que também pode ser escrito como:

$$\int_{-(h-x)}^x y \cdot b_y \cdot dy + A'_s \cdot (n-1) \cdot (x-d') - A_s \cdot (n-1) \cdot (d-x) = 0 \quad (A-6)$$

Resolvendo:

$$\frac{b \cdot x^2}{2} - \frac{b \cdot (h-x)^2}{2} + (n-1) \cdot [A'_s \cdot (x-d') - A_s \cdot (d-x)] = 0 \quad (A-7)$$

A posição da linha neutra  $x$  é

$$x = \frac{\frac{b \cdot h^2}{2} + (n-1) \cdot (A_s \cdot d + A'_s \cdot d')}{b \cdot h + (n-1) \cdot (A_s + A'_s)} \quad (A-8)$$

A condição de equilíbrio da seção à rotação é:

$$\int_{-(h-x)}^x \sigma_y \cdot b_y \cdot y \cdot dy + A'_s \cdot \sigma_2 \cdot (x-d') + A_s \cdot \sigma_1 \cdot (d-x) = M \quad (A-9)$$

Considerando que:

$$\frac{\sigma_y}{y} = \frac{\sigma_2}{n \cdot (x-d')} = \frac{\sigma_1}{n \cdot (d-x)} = C^{TE} = k \quad (A-10)$$

temos:

$$k \cdot \left( \int_{-(h-x)}^x b_y \cdot y^2 \cdot dy + (n-1) \cdot [A'_s \cdot (x-d')^2 + A_s \cdot (d-x)^2] \right) = M \quad (\text{A-11})$$

O que é equivalente a:

$$k \cdot I_x = M \quad (\text{A-12})$$

O momento de inércia para o estágio I resulta:

$$I_x = \frac{b \cdot x^3}{3} + \frac{b \cdot (h-x)^3}{3} + (n-1) \cdot [A_s \cdot (d-x)^2 + A'_s \cdot (x-d')^2] \quad (\text{A-13})$$

Daí, por definição temos as tensões no concreto e no aço:

$$\sigma_c = \frac{M}{I_x} x, \quad \sigma_T = \frac{M}{I_x} (h-x), \quad \sigma_2 = n \frac{M}{I_x} (x-d'), \quad \sigma_1 = n \frac{M}{I_x} (d-x) \quad (\text{A-14})$$

### Tensões no Estádio II:

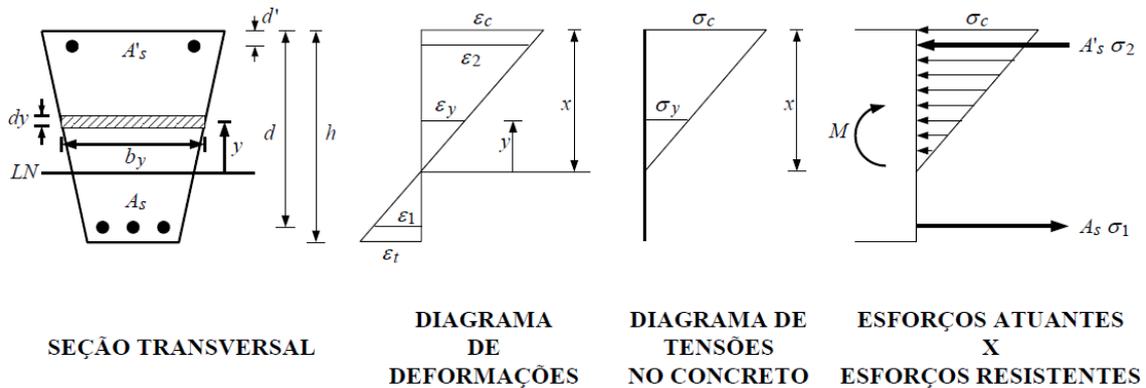


Figura A-3. Seção de concreto armado no estágio II, FILHO (2011).

Condição de equilíbrio da seção à translação:

$$\int_0^x \sigma_y \cdot b_y \cdot dy + A'_s \cdot \sigma_2 - A_s \cdot \sigma_1 = 0 \quad (\text{A-15})$$

que também pode ser escrito:

$$\int_0^x y \cdot b_y \cdot dy + A'_s \cdot (n-1) \cdot (x-d') - A_s \cdot n \cdot (d-x) = 0 \quad (\text{A-16})$$

Resolvendo:

$$\frac{b \cdot x^2}{2} + (n-1) \cdot A'_s \cdot (x-d') - n \cdot A_s \cdot (d-x) = 0 \quad (\text{A-17})$$

Simplificando a uma equação do 2º grau, para raiz x positiva:

$$A \cdot x^2 + B \cdot x + C = 0 \quad (\text{0-18})$$

com os coeficientes:

$$A = \frac{b}{2}, \quad B = n \cdot A_s + (n-1) \cdot A'_s, \quad C = -n \cdot A_s \cdot d - (n-1) \cdot A'_s \cdot c \quad (\text{0-19})$$

Condição de equilíbrio da seção à rotação:

$$\int_0^x \sigma_y \cdot b_y \cdot y \cdot dy + A'_s \cdot \sigma_2 \cdot (x-d') + A_s \cdot \sigma_1 \cdot (d-x) = M \quad (\text{A-20})$$

Considerando que:

$$\frac{\sigma_y}{y} = \frac{\sigma_2}{n \cdot (x-d')} = \frac{\sigma_1}{n \cdot (d-x)} = C^{TE} = k \quad (\text{A-21})$$

temos:

$$k \cdot \left( \int_{-(h-x)}^x b_y \cdot y^2 \cdot dy + (n-1) \cdot \left[ A'_s \cdot (x-d')^2 + A_s \cdot (d-x)^2 \right] \right) = M \quad (\text{A-22})$$

O que é equivalente a:

$$k \cdot I_x = M \quad (\text{A-23})$$

Resulta o momento de inércia para o estágio II:

$$I_x = \frac{b \cdot x^3}{3} + n \cdot A_s \cdot (d-x)^2 + (n-1) \cdot A'_s \cdot (x-d')^2 \quad (\text{A-24})$$

Daí, por definição, temos as tensões no concreto e no aço:

$$\sigma_c = \frac{M}{I_x} x, \quad \sigma_2 = n \frac{M}{I_x} (x-d'), \quad \sigma_1 = n \frac{M}{I_x} (d-x) \quad (\text{A-25})$$

### **Momento de fissuração:**

A separação entre os estádios I e II se caracteriza pelo momento de fissuração, calculado de acordo com a expressão definida na NBR6118 (2007), em seu item 17.3.1:

$$M_r = \frac{\alpha \cdot f_{ct} \cdot I_c}{y_t} \quad (\text{A-26})$$

onde:

$\alpha$  : fator que correlaciona aproximadamente a resistência à tração na flexão com a resistência a tração direta;  $\alpha = 1,2$  para seções T ou duplo T;  $\alpha = 1,5$  para seções retangulares;

$f_{ct}$  : resistência à tração direta do concreto, adotado como  $f_{ctk,inf}$  no estado limite de formação de fissuras;

$I_c$  : momento de inércia da seção bruta de concreto;

$y_t$  : distância do centro de gravidade da seção à fibra mais tracionada.

Neste estudo, foi adotado o estado limite de formação de fissuras,  $f_{ct} = f_{ctk,inf}$  :

$$f_{ct,m} = 0,3 \cdot f_{ck}^{2/3} \quad (\text{A-27})$$

$$f_{ctk,inf} = 0,7 \cdot f_{ct,m} \quad (\text{A-28})$$

## Apêndice B - Gráficos do cálculo do dano acumulado na estrutura em bloco estaqueado

- Danos causados na armadura longitudinal  $A_{S,SUPERIOR}$  solicitada por M11:

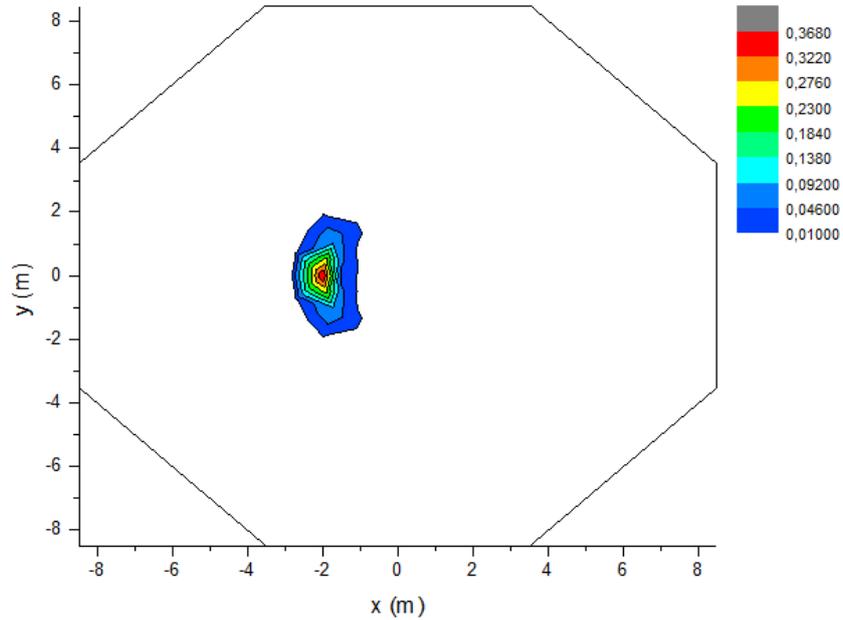


Figura B-1 Danos para  $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M11, em ORIGIN (2011)

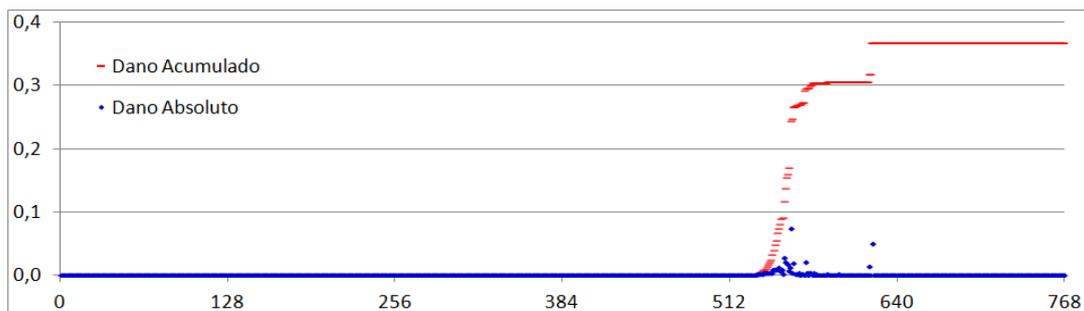


Figura B-2. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais danificada por M11

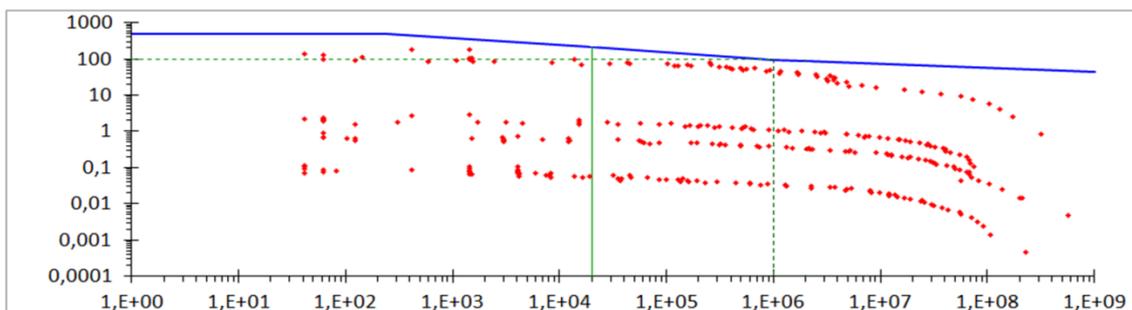


Figura B-3. Curva S-N, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais solicitada por M11

- Danos causados na armadura longitudinal  $A_{S,INFERIOR}$  solicitada por M22:

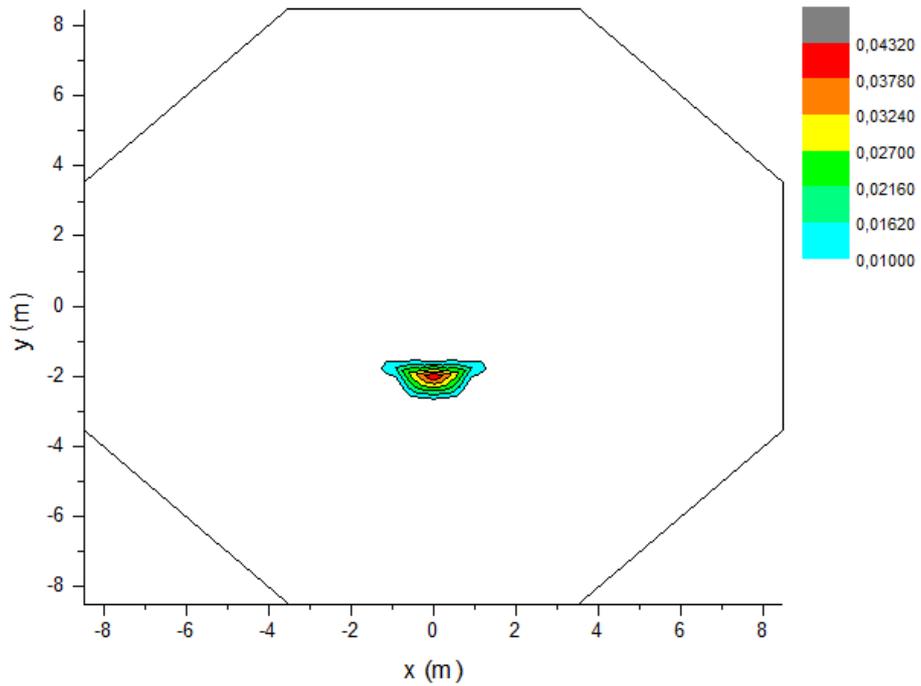


Figura B-4. Danos para  $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M22, em ORIGIN (2011)

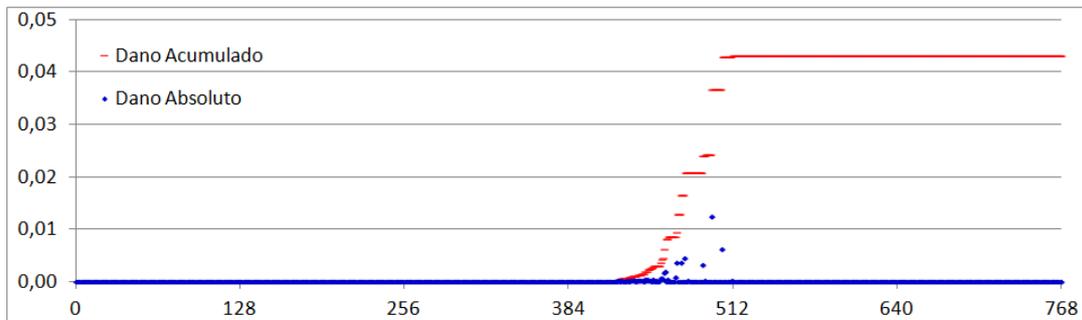


Figura B-5. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais danificada por M22

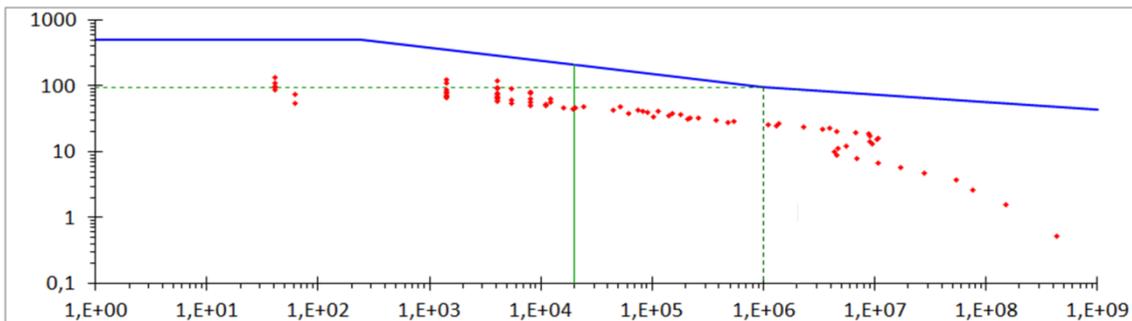


Figura B-6. Curva S-N, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais solicitada por M22

- Danos causados na armadura longitudinal  $A_{S,SUPERIOR}$  solicitada por M22:

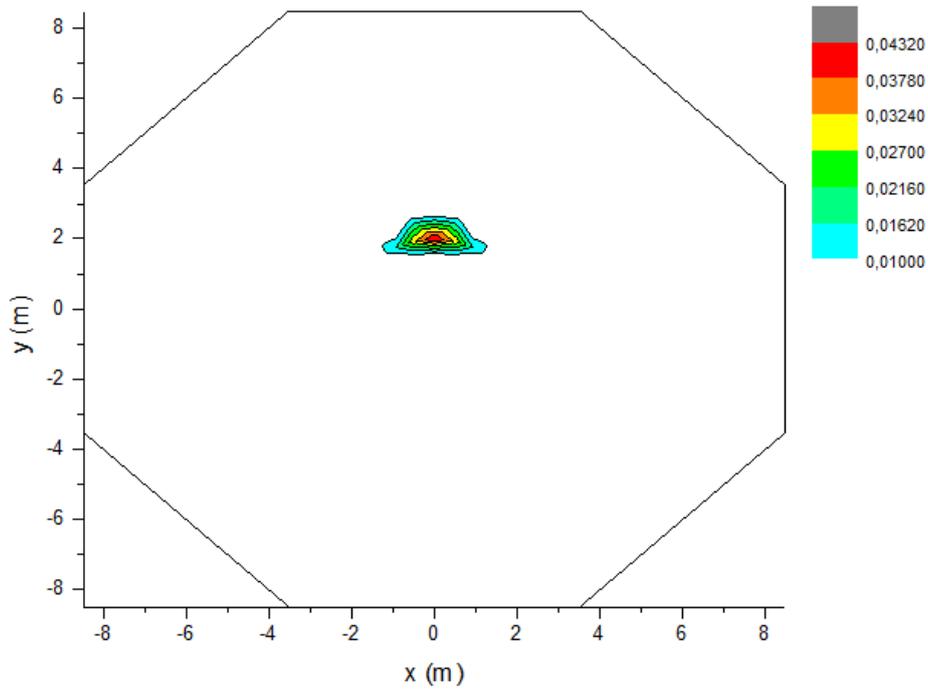


Figura B-7. Danos para  $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M22, em ORIGIN (2011)

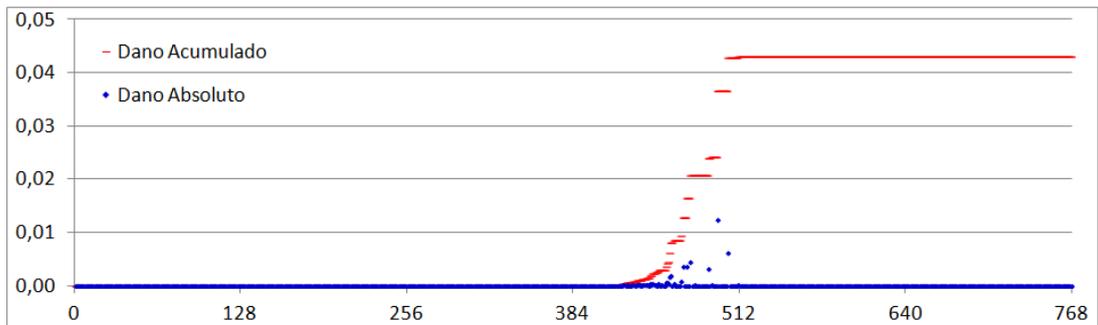


Figura B-8. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais danificada por M22

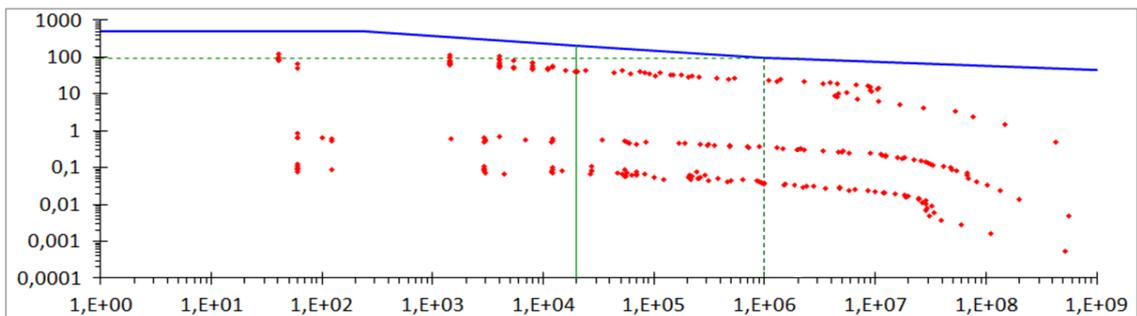


Figura B-9. Curva S-N, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais solicitada por M22

- Danos causados na armadura transversal  $A_{SW}$ , solicitada por  $V_{max}$ :

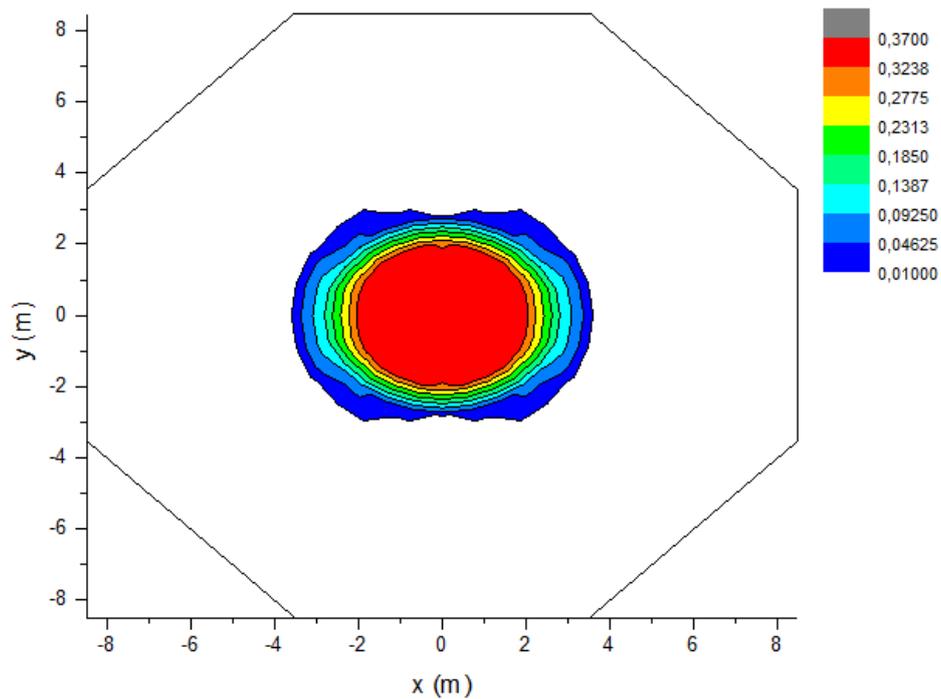


Figura B-10. Danos para  $A_{SW}$ , causados por  $V_{max}$ , em ORIGIN (2011)

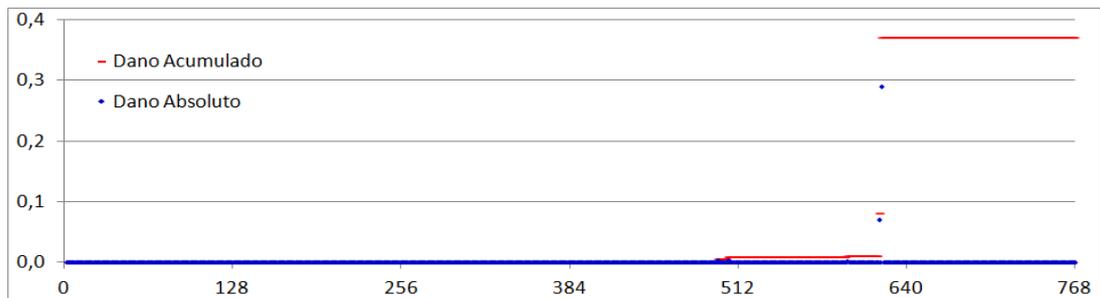


Figura B-11. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{SW}$  mais danificada por  $V_{max}$

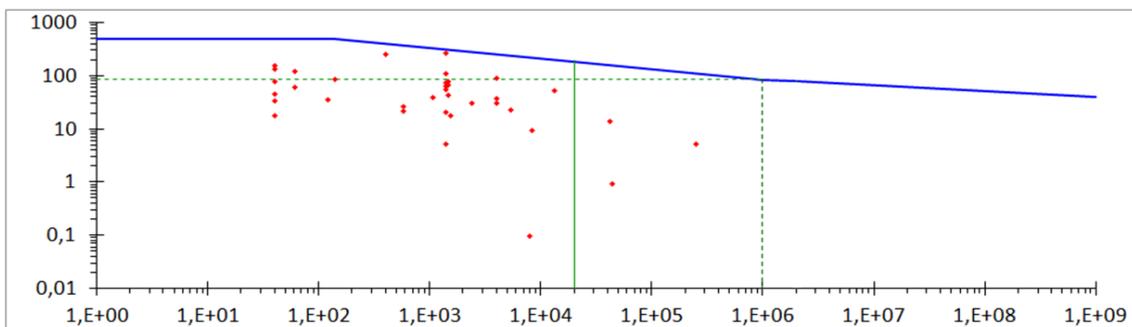


Figura B-12. Curva S-N, para armadura  $A_{SW}$  mais solicitada por  $V_{max}$

### Apêndice C - Cálculo dos coeficientes de molas para estrutura em sapata

- Programa "Molas\_Area-A.xmcd", em linguagem Mathcad:

### Dados Gerais

- do Radier:

Dimensão no eixo x:  $L := 18\text{m}$   
 Dimensão no eixo y:  $B := 18\text{m}$   
 Divisões no eixo x:  $\text{div}_L := 18$   
 Divisões no eixo y:  $\text{div}_B := 18$

- do Solo:

Coef. Poisson:  $\nu := 0.3$   
 Mod.Elastic.Transv.:  $G := 48.219\text{MPa}$

- Condição Inicial:

$\frac{L}{\text{div}_L} \geq \frac{B}{\text{div}_B}$      $\frac{L}{\text{div}_L} = 1.00\text{m}$      $\frac{B}{\text{div}_B} = 1.00\text{m}$

### Mola por Nó

ORIGIN := 1

```

k := | i ← 1
      | j ← 1
      | for a ∈ 1..(div_L·div_B)
      |   | x ← 1
      |   | y ← 1
      |   | for b ∈ 1..(div_L·div_B)
      |   |   | if (i = x) ^ (j = y)
      |   |   |   |  $\delta_{x,a,b} \leftarrow \frac{2 - \nu}{G \cdot \left(\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}\right) \cdot \left[ 6.8 \cdot \left(\frac{\frac{L}{2 \cdot \text{div}_L}}{\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}}\right)^{0.65} + 2.4 \right]}$ 
      |   |   |   |  $\delta_{y,a,b} \leftarrow \frac{2 - \nu}{G \cdot \left(\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}\right) \cdot \left[ 6.8 \cdot \left(\frac{\frac{L}{2 \cdot \text{div}_L}}{\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}}\right)^{0.65} + 0.8 \cdot \left(\frac{\frac{L}{2 \cdot \text{div}_L}}{\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}}\right) + 1.6 \right]}$ 
      |   |   |
      |   |   | if j = div_L
      |   |   |   | i ← i + 1
      |   |   |   | j ← 0
      |   |   |   | j ← j + 1
      |   |   |  $k_x \leftarrow \delta_x^{-1}$ 
      |   |   |  $k_y \leftarrow \delta_y^{-1}$ 
      |   |   | for a ∈ 1..(div_L·div_B)
      |   |   |   | SOMA_LINHAxa ← 0
      |   |   |   | SOMA_LINHAya ← 0
      |   |   | for a ∈ 1..(div_L·div_B)
      |   |   |   | for b ∈ 1..(div_L·div_B)
      |   |   |     | SOMA_LINHAxa ← SOMA_LINHAxa + kxa,b
      |   |   |     | SOMA_LINHAya ← SOMA_LINHAya + kya,b

```

```

otherwise
  d ←  $\sqrt{(i-x)^2 \cdot \left(\frac{B}{\text{div}_B}\right)^2 + (j-y)^2 \cdot \left(\frac{L}{\text{div}_L}\right)^2}$ 
   $\delta_{x_{a,b}} \leftarrow \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot d \cdot G} \left[ 1 - \nu + \frac{(j-y)^2 \cdot \left(\frac{L}{\text{div}_L}\right)^2}{d^2} \cdot \nu \right]$ 
   $\delta_{y_{a,b}} \leftarrow \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot d \cdot G} \left[ 1 - \nu + \frac{(j-y)^2 \cdot \left(\frac{B}{\text{div}_B}\right)^2}{d^2} \cdot \nu \right]$ 
  if y = div_L
    x ← x + 1
    y ← 0
  y ← y + 1

```

```

t ← 1
for i ∈ 1..div_B
  for j ∈ 1..div_L
    kkxi,j ← SOMA_LINHAxt
    kkyi,j ← SOMA_LINHAyt
    t ← t + 1
  for i ∈ 1..(div_B + 1)
    for j ∈ 1..(div_L + 1)
      kkkxi,j ← 0
      kkkyi,j ← 0
    for i ∈ 1..div_B
      for j ∈ 1..div_L

```

```

      kkkxi,j ← kkkxi,j +  $\frac{kk_{x_{i,j}}}{4}$ 
      kkkxi,j+1 ← kkkxi,j+1 +  $\frac{kk_{x_{i,j}}}{4}$ 
      kkkxi+1,j ← kkkxi+1,j +  $\frac{kk_{x_{i,j}}}{4}$ 
      kkkxi+1,j+1 ← kkkxi+1,j+1 +  $\frac{kk_{x_{i,j}}}{4}$ 
      kkkyi,j ← kkkyi,j +  $\frac{kk_{y_{i,j}}}{4}$ 
      kkkyi,j+1 ← kkkyi,j+1 +  $\frac{kk_{y_{i,j}}}{4}$ 
      kkkyi+1,j ← kkkyi+1,j +  $\frac{kk_{y_{i,j}}}{4}$ 
      kkkyi+1,j+1 ← kkkyi+1,j+1 +  $\frac{kk_{y_{i,j}}}{4}$ 
k ← augment(kkkx, kkky)

```

$k_x := \text{submatrix}(k, 1, \text{div}_B + 1, 1, \text{div}_L + 1)$

$k_y := \text{submatrix}(k, 1, \text{div}_B + 1, \text{div}_L + 2, 2 \cdot \text{div}_L + 2)$

$k_x =$		13	14	15	16	17	18	19	$\frac{\text{kN}}{\text{m}}$
	13	3839	4024	4306	4854	5274	11117	8459	
	14	3990	4173	4454	5005	5424	11388	8658	
	15	4233	4415	4693	5246	5659	11802	8959	
	16	4660	4840	5116	5671	6065	12470	9436	
	17	5300	5480	5752	6306	6637	13463	10176	
	18	9884	10144	10529	11246	11761	19431	13538	
	19	7052	7222	7472	7914	8288	12411	...	

$k_x =$		13	14	15	16	17	18	19	$\frac{\text{kN}}{\text{m}}$
	13	3839	4024	4306	4854	5274	11117	8459	
	14	3990	4173	4454	5005	5424	11388	8658	
	15	4233	4415	4693	5246	5659	11802	8959	
	16	4660	4840	5116	5671	6065	12470	9436	
	17	5300	5480	5752	6306	6637	13463	10176	
	18	9884	10144	10529	11246	11761	19431	13538	
	19	7052	7222	7472	7914	8288	12411	...	

### Mola por Área

ORIGIN := 1

```

k := | i ← 1
      | j ← 1
      | for a ∈ 1..(div_L-div_B)
      |   | x ← 1
      |   | y ← 1
      |   | for b ∈ 1..(div_L-div_B)
      |   |   |  $\delta_{z,a,b} \leftarrow \frac{1-\nu}{G \cdot \left(\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}\right) \cdot \left[ 3.1 \cdot \left(\frac{\frac{L}{2 \cdot \text{div}_L}}{\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}}\right)^{0.75} + 1.6 \right]}$  if (i=x) ∧ (j=y)
      |   |   | otherwise
      |   |   |  $d \leftarrow \sqrt{(i-x)^2 \cdot \left(\frac{B}{\text{div}_B}\right)^2 + (j-y)^2 \cdot \left(\frac{L}{\text{div}_L}\right)^2}$ 
      |   |   |  $\delta_{z,a,b} \leftarrow \frac{1-\nu}{2 \cdot \pi \cdot d \cdot G}$ 
      |   |   |
      |   |   | if y = div_L
      |   |   |   | x ← x + 1
      |   |   |   | y ← 0
      |   |   |   | y ← y + 1
      |   |   | if j = div_L
      |   |   |   | i ← i + 1
      |   |   |   | j ← 0
      |   |   |   | j ← j + 1
      |   |   |
      |   |   |  $k_z \leftarrow \delta_z^{-1}$ 
      |   |   | for a ∈ 1..(div_L-div_B)
      |   |   |   | SOMA_LINHA $_z$  ← 0

```

```

for a ∈ 1..(div_L·div_B)
  for b ∈ 1..(div_L·div_B)
    SOMA_LINHAza ← SOMA_LINHAza + kza,b
t ← 1
for i ∈ 1..div_B
  for j ∈ 1..div_L
    |kkzi,j ← SOMA_LINHAzt
    |t ← t + 1
k ← kkz

```

$k_z := k$

$\frac{k_z}{\frac{L}{div_L} \cdot \frac{B}{div_B}} =$	13	4864	5110	5496	6255	6821	18863	$\cdot \frac{kN}{m \cdot m^2}$	
	14	5110	5357	5743	6507	7069	19393		
	15	5496	5743	6130	6901	7449	20189		
	16	6255	6507	6901	7688	8214	21564		
	17	6821	7069	7449	8214	8587	22965		
	18	18863	19393	20189	21564	22965	...		

- Programa "Molas\_Area-C.xmcd", em linguagem Mathcad:

#### Dados Gerais

- do Radier:

Dimensão no eixo x:  $L := 18m$   
 Dimensão no eixo y:  $B := 18m$   
 Divisões no eixo x:  $div_L := 36$   
 Divisões no eixo y:  $div_B := 36$

- do Solo:

Coef. Poisson:  $\nu := 0.3$   
 Mod.Elastic.Transv:  $G := 48.219 \cdot MPa$

- Condição Inicial:

$\frac{L}{div_L} \geq \frac{B}{div_B}$      $\frac{L}{div_L} = 0.50m$      $\frac{B}{div_B} = 0.50m$

#### Mola por Nó

ORIGIN := 1

```

k := | i ← 1
    | j ← 1
    | for a ∈ 1..(div_L·div_B)
    |   | x ← 1
    |   | y ← 1
    |   | for b ∈ 1..(div_L·div_B)
    |   |   | if (i = x) ∧ (j = y)
    |   |   |   | 
$$\delta_{x,a,b} \leftarrow \frac{2 - \nu}{G \cdot \left( \frac{B}{2 \cdot div_B} \right) \cdot \left[ 6.8 \cdot \left( \frac{\frac{L}{2 \cdot div_L}}{\frac{B}{2 \cdot div_B}} \right)^{0.65} + 2.4 \right]}$$

    |   |   |   | 
$$\delta_{y,a,b} \leftarrow \frac{2 - \nu}{G \cdot \left( \frac{B}{2 \cdot div_B} \right) \cdot \left[ 6.8 \cdot \left( \frac{\frac{L}{2 \cdot div_L}}{\frac{B}{2 \cdot div_B}} \right)^{0.65} + 0.8 \cdot \left( \frac{\frac{L}{2 \cdot div_L}}{\frac{B}{2 \cdot div_B}} \right) + 1.6 \right]}$$


```

```

otherwise
  d ← √((i-x)² · (B/div_B)² + (j-y)² · (L/div_L)²)
  δx,a,b ← 1 / (2 · π · d · G) · [1 - ν + ((j-y)² · (L/div_L)²) / d²] · ν
  δy,a,b ← 1 / (2 · π · d · G) · [1 - ν + ((j-y)² · (B/div_B)²) / d²] · ν
  if y = div_L
    x ← x + 1
    y ← 0
  y ← y + 1
  if j = div_L
    i ← i + 1
    j ← 0
  j ← j + 1

```

```

kx ← δx-1
ky ← δy-1
for a ∈ 1..(div_L · div_B)
  SOMA_LINHAxa ← 0
  SOMA_LINHAya ← 0
for a ∈ 1..(div_L · div_B)
  for b ∈ 1..(div_L · div_B)
    SOMA_LINHAxa ← SOMA_LINHAxa + kx,a,b
    SOMA_LINHAya ← SOMA_LINHAya + ky,a,b
t ← 1
for i ∈ 1..div_B
  for j ∈ 1..div_L

```

```

  kx,i,j ← SOMA_LINHAxt
  ky,i,j ← SOMA_LINHAyt
  t ← t + 1
for i ∈ 1..(div_B + 1)
  for j ∈ 1..(div_L + 1)
    kx,i,j ← 0
    ky,i,j ← 0
for i ∈ 1..div_B
  for j ∈ 1..div_L

```

```

kkk_xi,j ← kkk_xi,j +  $\frac{kk_xi,j}{4}$ 
kkk_xi,j+1 ← kkk_xi,j+1 +  $\frac{kk_xi,j}{4}$ 
kkk_xi+1,j ← kkk_xi+1,j +  $\frac{kk_xi,j}{4}$ 
kkk_xi+1,j+1 ← kkk_xi+1,j+1 +  $\frac{kk_xi,j}{4}$ 
kkk_yi,j ← kkk_yi,j +  $\frac{kk_yi,j}{4}$ 
kkk_yi,j+1 ← kkk_yi,j+1 +  $\frac{kk_yi,j}{4}$ 
kkk_yi+1,j ← kkk_yi+1,j +  $\frac{kk_yi,j}{4}$ 
kkk_yi+1,j+1 ← kkk_yi+1,j+1 +  $\frac{kk_yi,j}{4}$ 
k ← augment(kkk_x, kkk_y)

```

```
k_x := submatrix(k, 1, div_B + 1, 1, div_L + 1)
```

```
k_y := submatrix(k, 1, div_B + 1, div_L + 2, 2*div_L + 2)
```

		31	32	33	34	35	36	37	
$k_x =$	31	1382	1473	1600	1830	2008	4306	3291	$\begin{matrix} kN \\ m \end{matrix}$
	32	1458	1549	1677	1909	2089	4457	3402	
	33	1569	1660	1788	2023	2202	4662	3552	
	34	1751	1843	1971	2210	2382	4967	3771	
	35	2016	2110	2239	2479	2628	5401	4096	
	36	3825	3966	4155	4475	4711	7851	5485	
	37	2742	2836	2960	3160	3331	5027	...	

### Mola por Área

```
ORIGIN := 1
```

```

k := | i ← 1
      | j ← 1
      | for a ∈ 1..(div_L·div_B)
      | | x ← 1
      | | y ← 1
      | | for b ∈ 1..(div_L·div_B)
      | | |  $\delta_{z,a,b} \leftarrow \frac{1-\nu}{G \cdot \left(\frac{B}{2 \cdot \text{div}_B}\right) \cdot \left[ 3.1 \cdot \left(\frac{\frac{L}{2 \cdot \text{div}_L}}{B}\right)^{0.75} + 1.6 \right]}$  if (i = x) ∧ (j = y)

```

```

otherwise
|
|  $d \leftarrow \sqrt{(i-x)^2 \cdot \left(\frac{B}{\text{div}_B}\right)^2 + (j-y)^2 \cdot \left(\frac{L}{\text{div}_L}\right)^2}$ 
|  $\delta_{z_{a,b}} \leftarrow \frac{1-\nu}{2 \cdot \pi \cdot d \cdot G}$ 
| if  $y = \text{div}_L$ 
| |  $x \leftarrow x + 1$ 
| |  $y \leftarrow 0$ 
| |  $y \leftarrow y + 1$ 
| if  $j = \text{div}_L$ 
| |  $i \leftarrow i + 1$ 
| |  $j \leftarrow 0$ 
| |  $j \leftarrow j + 1$ 
|  $k_z \leftarrow \delta_z^{-1}$ 

```

```

for  $a \in 1..(\text{div}_L - \text{div}_B)$ 
  SOMA_LINHA $_z$  $_a \leftarrow 0$ 
for  $a \in 1..(\text{div}_L - \text{div}_B)$ 
  for  $b \in 1..(\text{div}_L - \text{div}_B)$ 
    SOMA_LINHA $_z$  $_a \leftarrow \text{SOMA\_LINHA}_z{}_a + k_{z_{a,b}}$ 
t  $\leftarrow 1$ 
for  $i \in 1.. \text{div}_B$ 
  for  $j \in 1.. \text{div}_L$ 
     $kk_{z_{i,j}} \leftarrow \text{SOMA\_LINHA}_z{}_t$ 
    t  $\leftarrow t + 1$ 
k  $\leftarrow kk_z$ 

```

$k_z := k$

$\frac{k_z}{\frac{L}{\text{div}_L} \cdot \frac{B}{\text{div}_B}} =$		31	32	33	34	35	36	$\frac{\text{kN}}{\text{m} \cdot \text{m}^2}$
	31	7082	7555	8240	9506	10470	29455	
	32	7555	8032	8722	10007	10970	30571	
	33	8240	8722	9420	10726	11674	32095	
	34	9506	10007	10726	12071	12994	34541	
	35	10470	10970	11674	12994	13671	37016	
	36	29455	30571	32095	34541	37016	...	

## Apêndice D - Gráficos do Cálculo do Dano Acumulado na estrutura em Sapata

- Danos causados na armadura longitudinal  $A_{S,SUPERIOR}$  solicitada por M11:

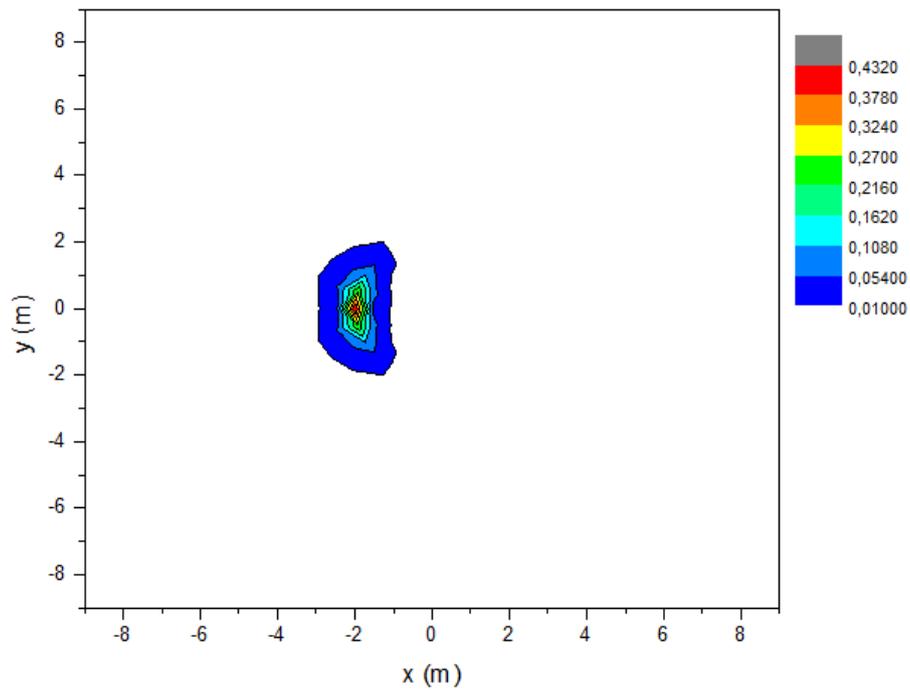


Figura D-1. Danos para  $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M11, em ORIGIN (2011)

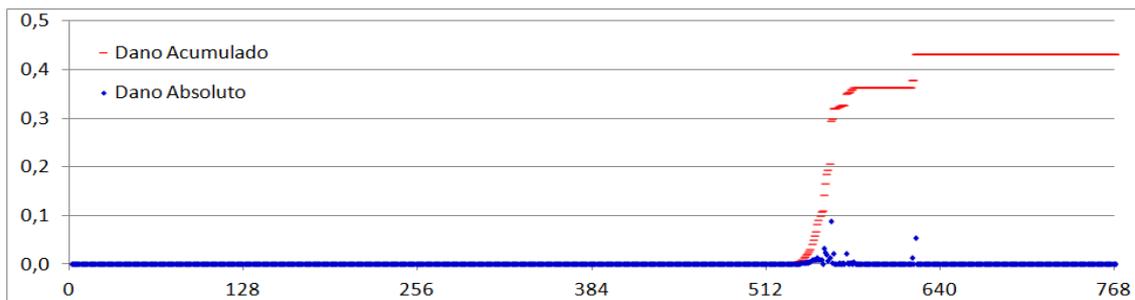


Figura D-2. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais danificada por M11

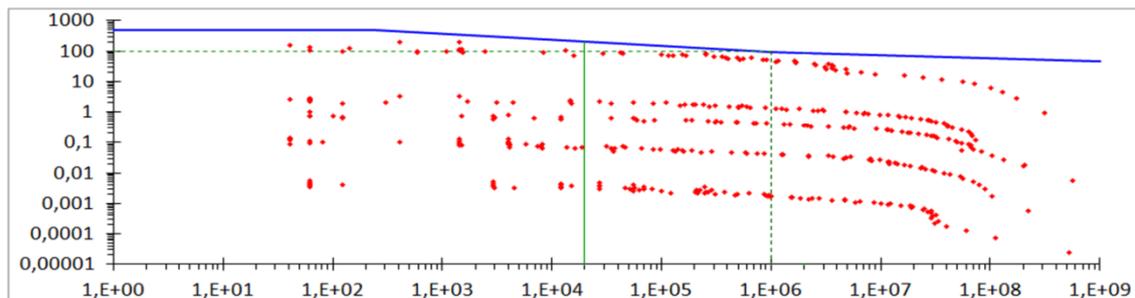


Figura D-3. Curva S-N, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais solicitada por M11

- Danos causados na armadura longitudinal  $A_{S,INFERIOR}$  solicitada por M22:

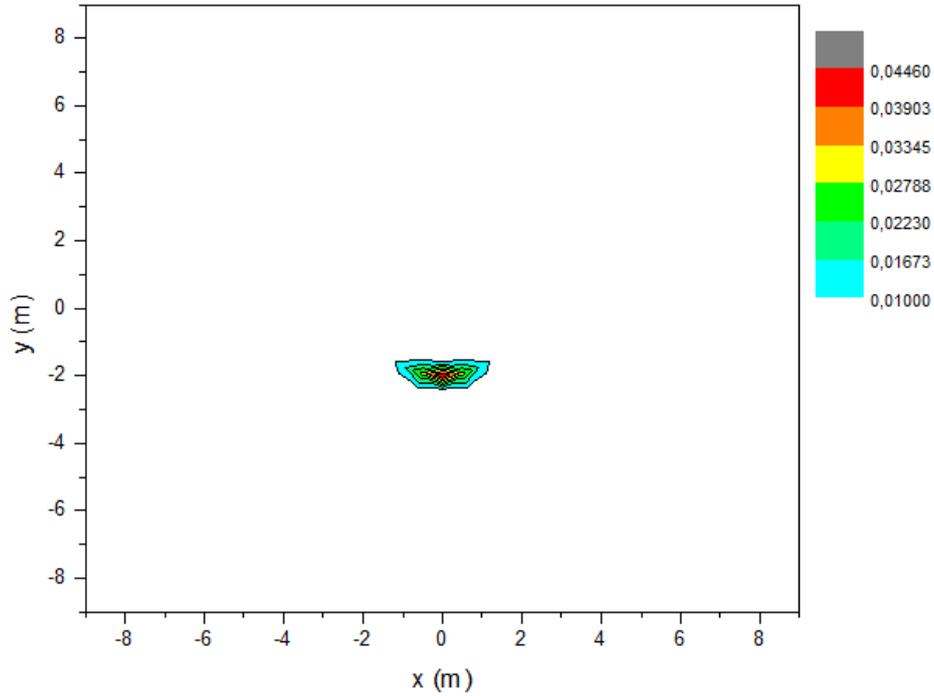


Figura D-4. Danos para  $A_{S,INFERIOR}$ , causados por M22, em ORIGIN (2011)

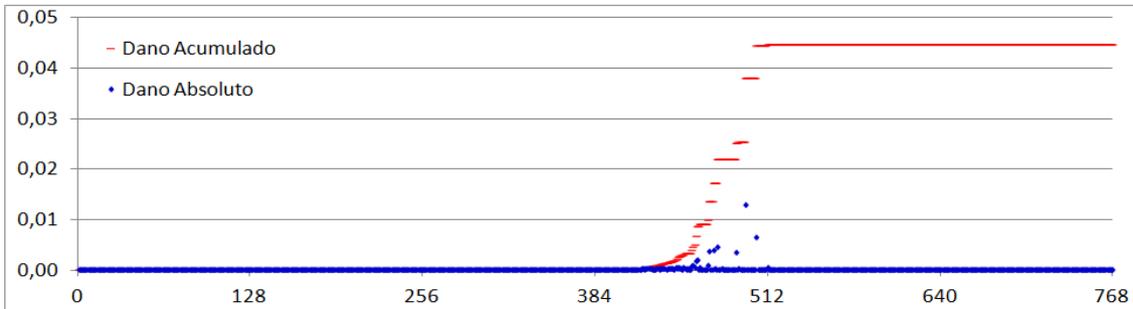


Figura D-5. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais danificada por M22

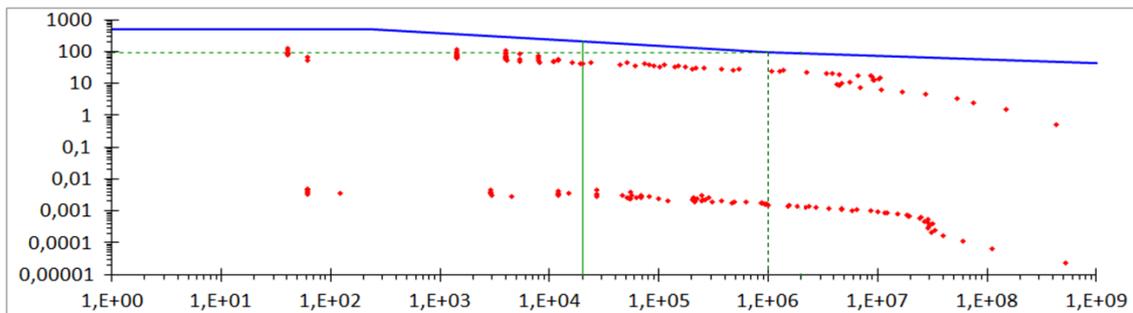


Figura D-6. Curva S-N, para  $A_{S,INFERIOR}$  mais solicitada por M22

- Danos causados na armadura longitudinal  $A_{S,SUPERIOR}$  solicitada por M22:

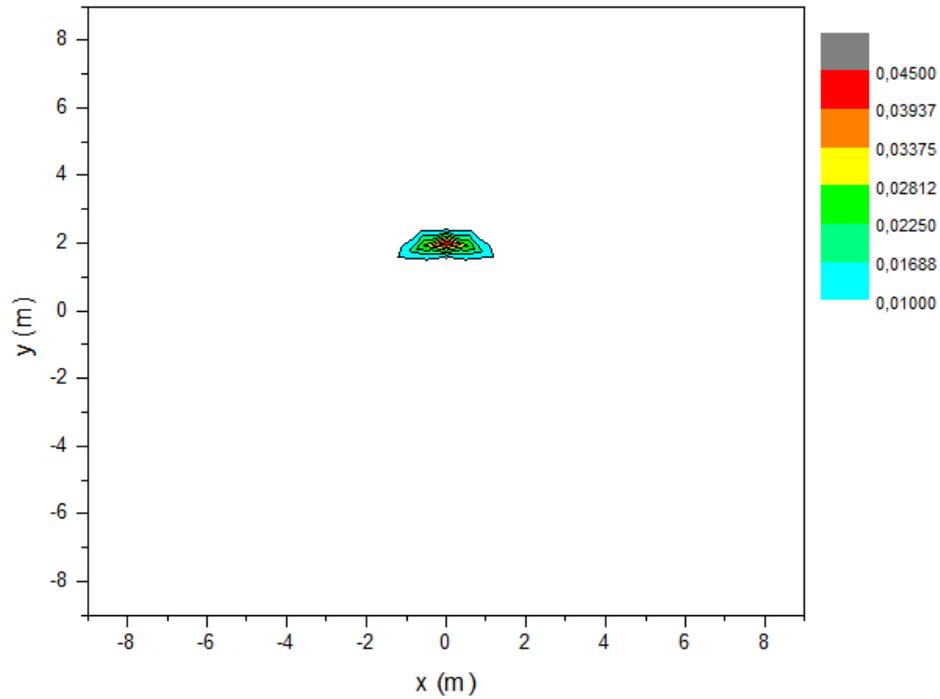


Figura D-7. Danos para  $A_{S,SUPERIOR}$ , causados por M22, em ORIGIN (2011)

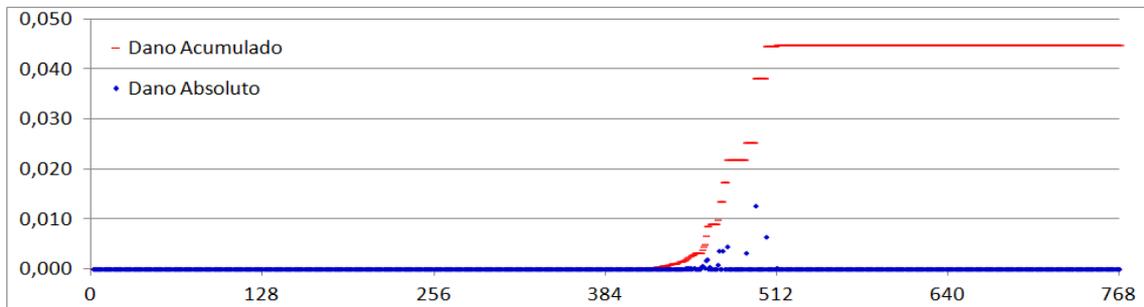


Figura D-8. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais danificada por M22

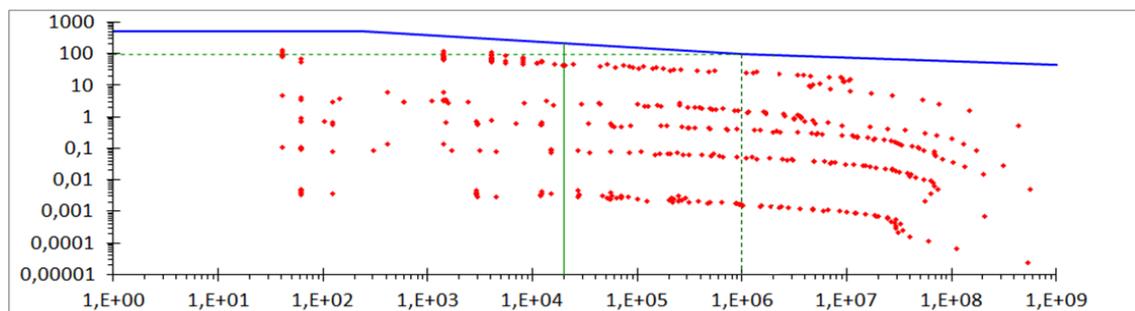


Figura D-9. Curva S-N, para  $A_{S,SUPERIOR}$  mais solicitada por M22

- Danos causados na armadura transversal  $A_{SW}$ , solicitada por  $V_{max}$ :

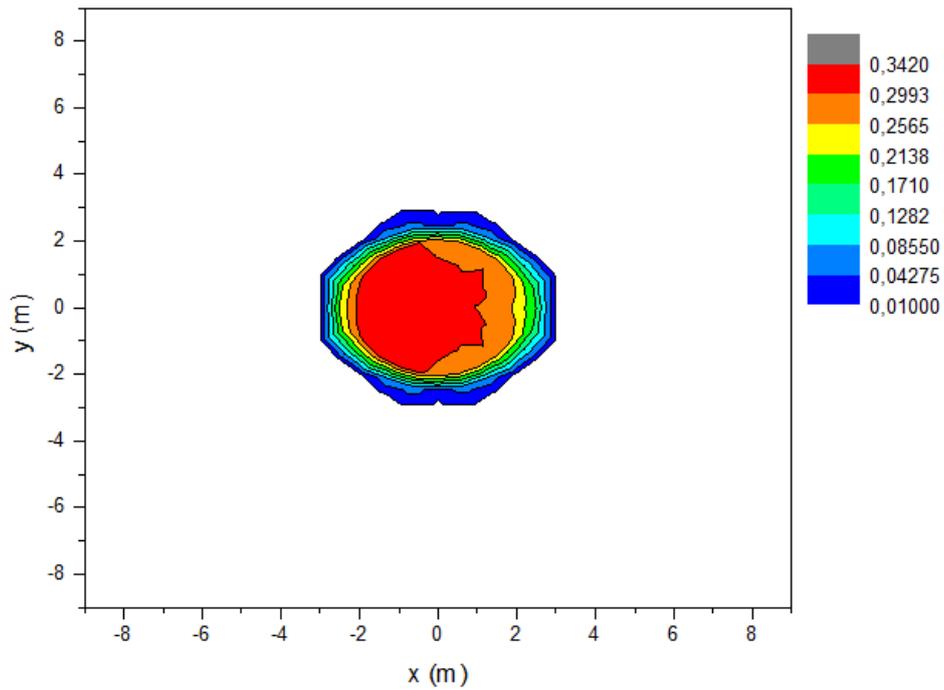


Figura D-10. Danos para  $A_{SW}$ , causados por  $V_{max}$ , em ORIGIN (2011)

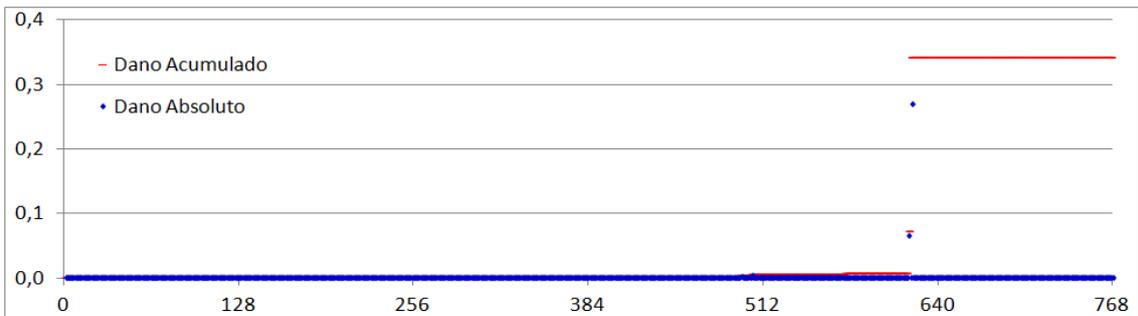


Figura D-11. Dano ao longo das 6x128 solicitações, para  $A_{SW}$  mais danificada por  $V_{max}$

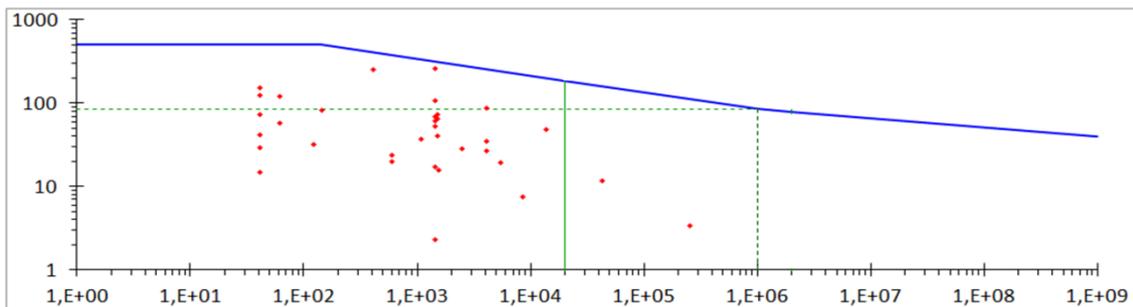


Figura D-12. Curva S-N, para armadura  $A_{SW}$  mais solicitada por  $V_{max}$