

6. Avaliação da Integridade Estrutural de um Guincho Hidráulico – Análise dos Pontos críticos

6.1. Modelo Analítico

Ao analisar as tensões que atuam nos pontos da estrutura, deve-se escolher a posição mais crítica dos componentes móveis da estrutura. Neste caso, a posição da lança que gera as tensões maiores nestes pontos. Como hipótese, assumiu-se que a seção 3 é a mais crítica com relação ao carregamento de momento fletor. Desta forma, analisa-se qual seria o valor do ângulo de inclinação (α) da lança que origina a tensão normal longitudinal máxima ($s_{\max}$) no ponto 3.

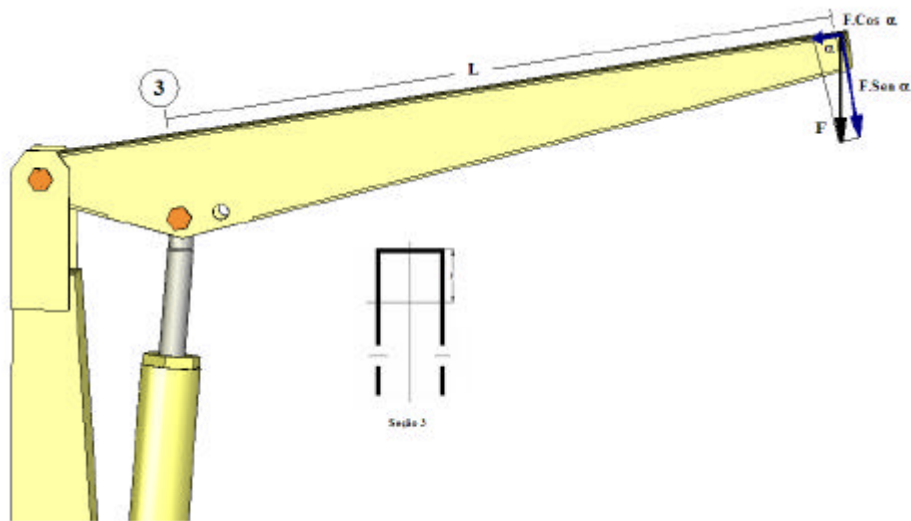


Figura 6.1 - Posição da força de aplicação na lança.

A tensão no ponto 3 é dada por:

$$s_3 = \frac{M.y}{I} - \frac{N}{A} \quad (6.1)$$

$$s_3 = \frac{F.sen\alpha.L.y}{I} - \frac{F.cosa}{A} \quad (6.2)$$

Onde:

N é a componente normal da força F.

M é o momento da força F no ponto 3.

I é o momento de inércia da seção 3.

A é a área da seção 3.

Para encontrar o valor máximo da tensão tem-se a expressão 6.3

$$\frac{d_{s_3}}{d_a} = 0 \quad (6.3)$$

Derivando a expressão 6.2 em função do ângulo inclinação (a), tem-se

$$\frac{F \cdot \cos a \cdot L \cdot y}{I} + \frac{F \cdot \sin a}{A} = 0 \quad (6.4a)$$

$$\operatorname{tga} = -\frac{L \cdot y \cdot A}{I} \quad (6.4b)$$

Sabendo-se que:

$$I = 6311245 \text{ mm}^4$$

$$A = 1926 \text{ mm}^2$$

$$y = 66,5 \text{ mm}$$

$$F = 9810 \text{ N}$$

$$L = 1219 \text{ mm}$$

O valor do ângulo de inclinação a que origina a tensão máxima no ponto 3 é de $a=92,31^\circ$, e a tensão para este valor do ângulo é de $s_{\max}=126,12 \text{ MPa}$.

Pode-se concluir então, que a posição mais crítica é a que considera um ângulo de inclinação $a \cong 90^\circ$, isto é, com a lança na posição horizontal. É nesta posição crítica da lança que os modelos de cálculo serão desenvolvidos.

O Modelo analítico é baseado no estabelecimento dos carregamentos nas principais partes da estrutura, no cálculo das reações, determinação dos diagramas de corpo livre, buscando identificar as seções críticas e seus pontos críticos.

Nesta seção serão mostrados os cálculos realizados na lança da estrutura e no parafuso-pino do pistão. No Apêndice B mostram-se os cálculos para os outros componentes da estrutura.

6.1.1. Elemento # 1 (Lança) - Diagrama de corpo livre:

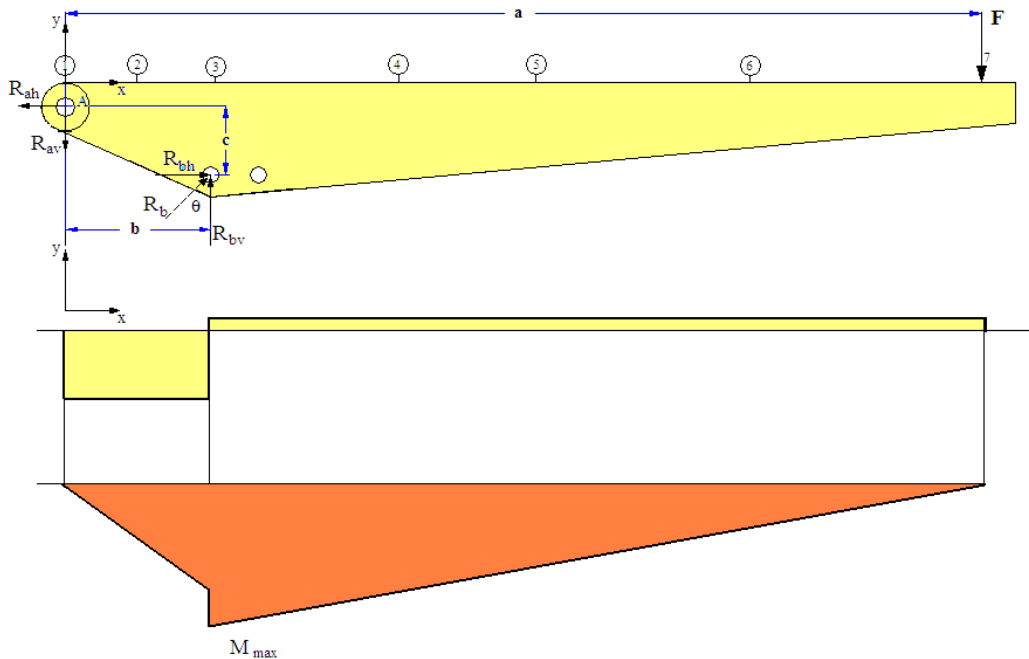


Figura 6.2 - Diagrama de corpo livre, força cortante e momento fletor da lança.

$$\sum F_x = 0 \quad R_{ah} = R_{bh} \quad (6.5)$$

$$\sum F_y = 0 \quad R_{bv} = F + R_{av} \quad (6.6)$$

$$\sum M_A = 0 \quad F.a = R_{bv}.b + R_{bh}.c \quad (6.7)$$

$$R_{bh} = R_{bv}.tg\theta \quad (6.8)$$

(6.8) em (6.7):

$$R_{bv} = \frac{F.a}{(b + .tgq.c)} \quad (6.9)$$

Do gráfico de momento fletor:

$$M_{\max} = R_{av}.b + R_{bh}.c \quad (6.10)$$

Resolvendo as equações anteriores, tem-se:

f	1000	kg	Rbv	58,8	kN
F	9,81	kN	Rbh	6,4	kN
a	1449	mm	Rb	59,1	kN
b	230	mm	Rah	6,4	kN
c	107	mm	Rav	48,9	kN
d	655	mm	Ra	49,4	kN
φ°	6,2	°			

Mmax	11955,45	N.m
------	----------	-----

Tabela 6.1 - Dimensões e Reações na Lança.

Considerando que os pontos superiores das seções da lança estão sujeitos a um estado uniaxial de tensão trativa e sabendo que a solda longitudinal encontra-se nesta mesma região, realiza-se o cálculo das tensões nestes pontos. Para isto considera-se os diferentes tipos de seção para calcular os momentos de inércia respectivos (ver Apêndice A). Os momentos de inércia das seções analisadas na lança são mostrados na tabela 6.2

I (mm ⁴)	4275916,78	6254091,056	6311245,133
y (mm)	61,55	-100,39	66,55
Ponto	2	x	3

7780270,89	5561801,17	2909660,82
78,7	68,6	52,45
4	5	6

Tabela 6.2 - Momentos de Inércia das seções analisadas na lança.

A tensão normal de flexão é dada pela expressão:

$$s = \frac{M.y}{I} \quad (6.11)$$

Finalmente as tensões nos pontos são:

Ponto	x (mm)	s (MPa)
1	0	0,0
2	100	70,5
3	230,3	126,1
4	480,3	96,1
5	704	90,1
6	1062	68,4
7	1449	0,0

Tabela 6.3 - Tensões dos pontos analisados na lança.

6.1.2. Elemento 2 (Parafuso – Pino do Pistão) – Diagrama de corpo livre :

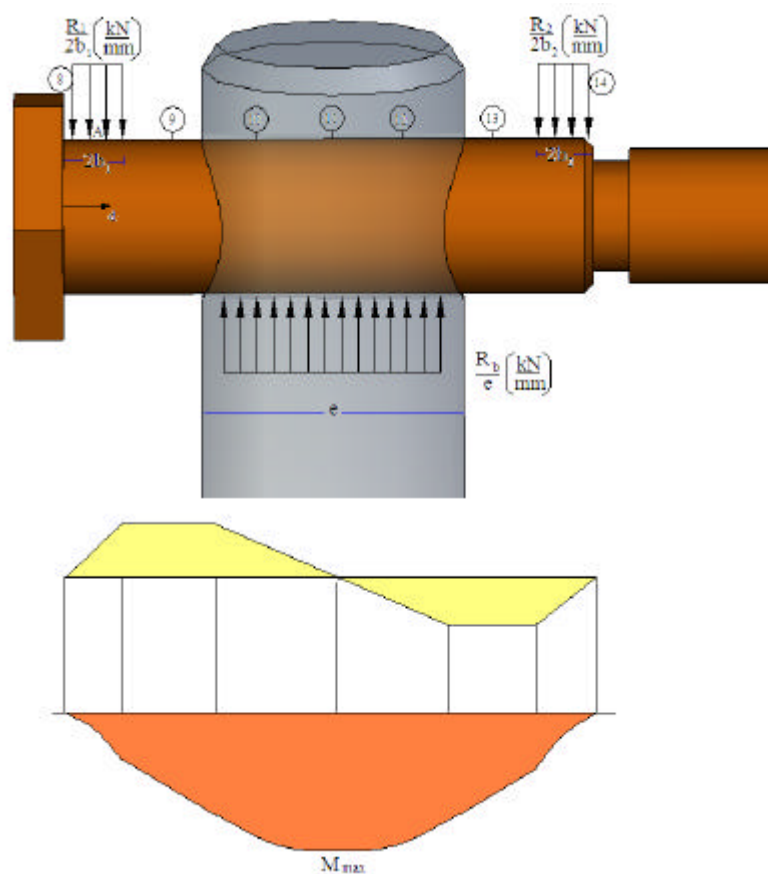


Figura 6.3 – Diagrama de corpo livre, força cortante e momento fletor do parafuso-pino do pistão.

$$R_1 + R_2 = R_b \quad (6.12)$$

$$\sum M_A = 0 \quad R_b \cdot \left(\frac{a}{2} + b_1 \right) = R_2 \cdot (b_1 + b_2 + a) \quad (6.13a)$$

$$R_2 = \frac{R_b \cdot \left(\frac{a}{2} + b_1 \right)}{(b_1 + b_2 + a)} \quad (6.13b)$$

$$M_{\max} = b_1 \cdot R_1 + R_1 \cdot \left(\frac{a - e}{2} \right) + \frac{e \cdot R_1}{4} \quad (6.14)$$

a	56	mm
b1	8	mm
b2	7,3	mm
e	40	mm

R2	29,9	kN
R1	29,2	kN

Tabela 6.4 – Dimensões e Reações no Parafuso – Pino do Pistão.

Sabendo que:

$$I = \frac{p \cdot d^4}{64} \quad (6.15)$$

$$s = \frac{64 \cdot M \cdot c}{p \cdot d^4} \quad (6.16)$$

d (Ø)	25,4	mm
I	20431,8	mm ⁴
c	12,7	mm
s1 (max)	472,6	MPa

Tabela 6.5 – Dimensões do Parafuso- Pino do Pistão.

Finalmente as tensões nos pontos são:

Ponto	d (mm)	s (MPa)
8	0	0,0
9	16	145,4
10	24	290,8
11	44	472,6
12	64	290,8
13	72	145,4
14	86,5	0,0

Tabela 6.6 – Tensões dos Pontos analisados no Parafuso- Pino do Pistão.

De forma semelhante, foram calculadas as tensões nos pontos dos outros componentes da estrutura. Os cálculos detalhados são mostrados no Apêndice B. Os resultados das tensões em todos os pontos são mostrados na tabela 6.7.

Componente	Ponto	s (MPa)
Lança	1	0,0
	2	70,5
	3	126,1
	4	96,1
	5	90,1
	6	68,4
	7	0,0
Parafuso do Pistão	8	0,0
	9	145,4
	10	290,8
	11	472,6
	12	290,8
	13	145,4
	14	0,0
Parafuso da Articulação	15	0,0
	16	58,5
	17	245,8
	18	308,3
	19	224,3
	20	24,1
	21	0,0
Parafuso do Cilindro	22	0,0
	23	91,8
	24	183,7
	25	183,7
	26	183,7
	27	183,7
	28	91,8
	29	0,0
Suporte da Articulação	30	26,5
	31	39,8
Sup. Cilindro	32	18,3
Base	33	201,3
	34	184,8
	35	168,4
	36	114,5
	37	72,4
	38	0,0
Coluna	39	23,1
	40	121,4

Tabela 6.7 - Pontos analisados vs. Tensão Normal Analítica.

O gráfico dos pontos analisados e suas tensões respectivas são mostrados na figura 6.4.

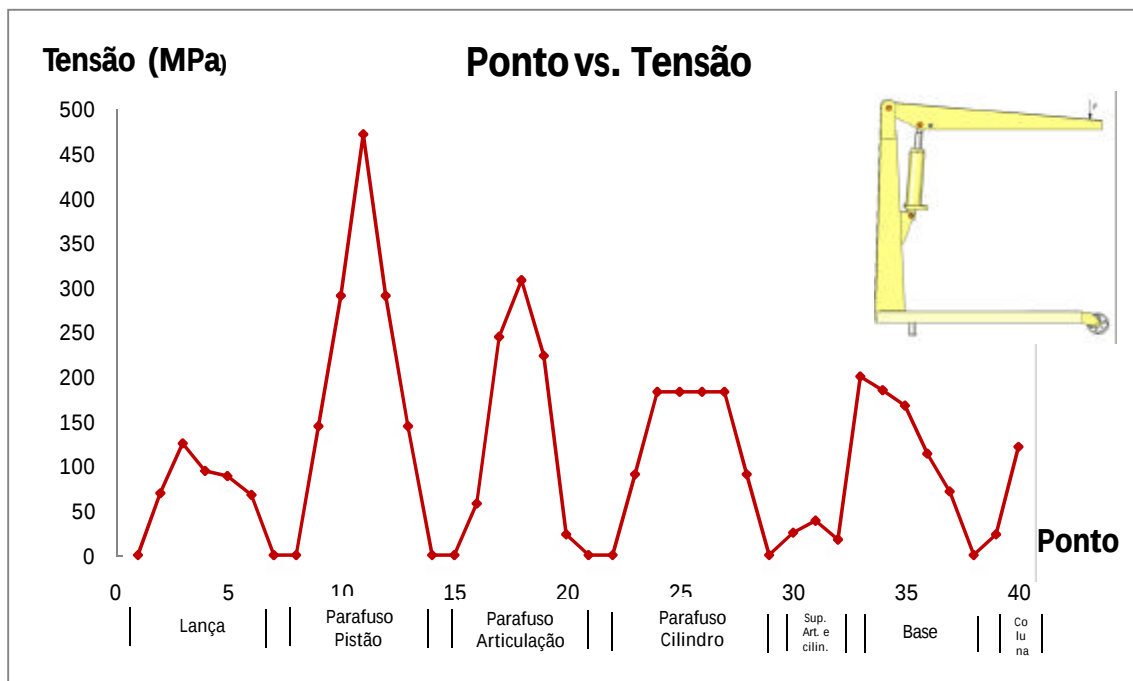


Figura 6.4 - Ponto analisado vs. Tensão Normal Analítica.

6.2. Modelo Numérico por Elementos Finitos

A modelagem pelos elementos finitos se inicia pela discretização de uma dada geometria em um número finito de elementos. Esta discretização permite a resolução do problema impondo um sistema de equações, que é aplicável a quase qualquer estrutura por mais complicada que esta seja, mediante um grande número de operações de natureza repetitiva que pode ser adaptada a uma programação numérica para ser resolvida por um computador. Para cada elemento obtido da discretização acha-se uma matriz de rigidez que relaciona as forças com as deformações; depois procede-se à montagem da matriz de rigidez total para o componente discretizado. Em geral, dado que o método de cálculo por elementos finitos é um procedimento aproximado, a precisão requerida aumenta diretamente com o número de elementos usados.

Uma boa discretização favorece a precisão do modelo usado. Entretanto, à maior discretização da malha corresponde maior tempo computacional. A implementação de soluções por elementos finitos utilizando-se ferramentas de software segue três etapas:

Pré-processamento, a qual tem o objetivo de criar e discretizar a geometria do modelo mediante nós e elementos.

Solução, onde são resolvidos os sistemas de matrizes de rigidez e são calculados os deslocamentos, deformações e tensões.

Pós-processamento, onde os resultados são apresentados para a análise.

6.2.1. Programas e Tipo de Elemento Usado

Neste trabalho foram utilizados os programas comerciais Solid Works 2007 para o desenho da máquina e Ansys Workbench 11.0 para o modelamento. Para modelar as partes do guincho escolheu-se o elemento Solid 186 que dispõe de três graus de liberdade por nó: translações nas direções x, y e z. Este elemento permite considerar elasticidade, plasticidade, hiperelasticidade, comportamentos elasto-plásticos, fluência e grandes deformações.

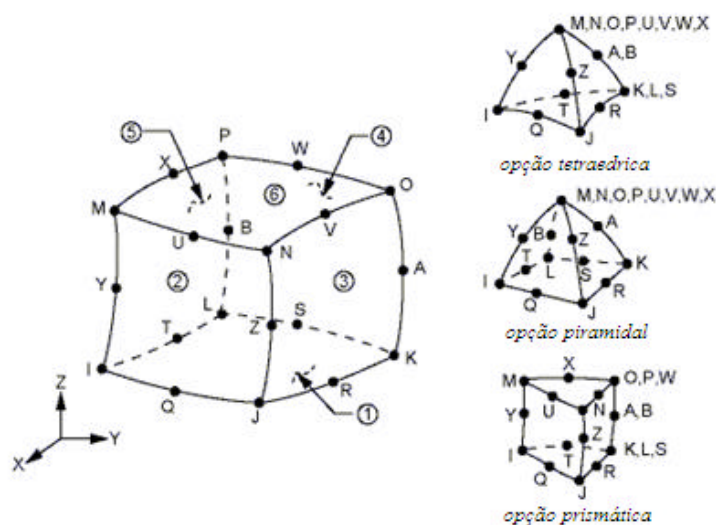


Figura 6.5 – Elemento Solid 186 e suas variantes.

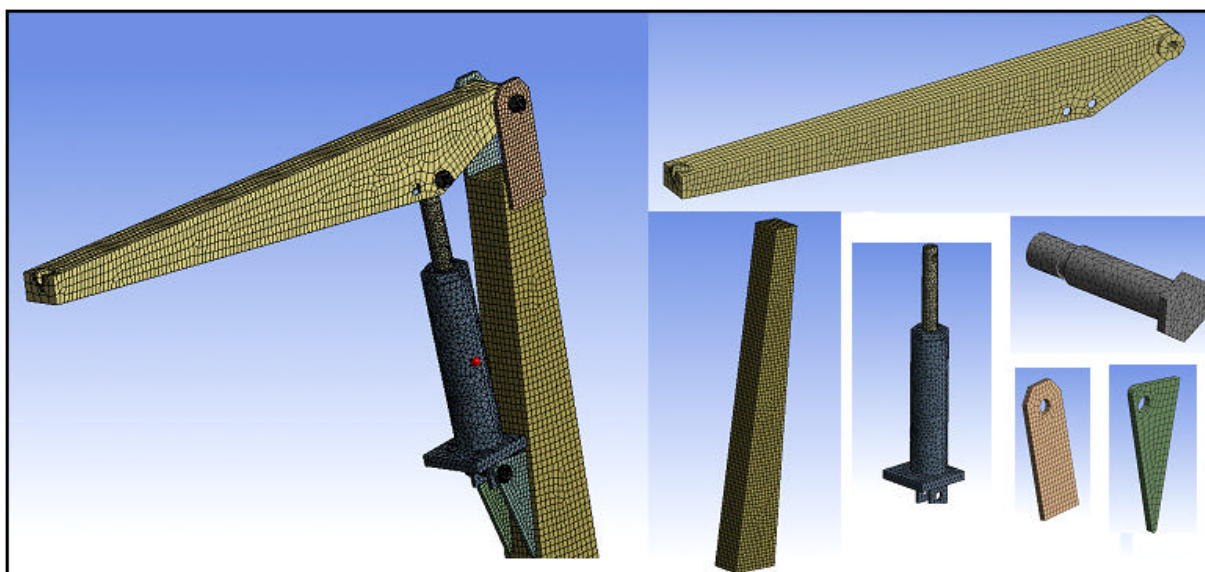


Figura 6.6 – Malhas dos principais elementos do Guincho Hidráulico.

6.2.2. Condições de contorno e carregamento externo

As restrições feitas ao modelo são mostradas na Figura 6.7.

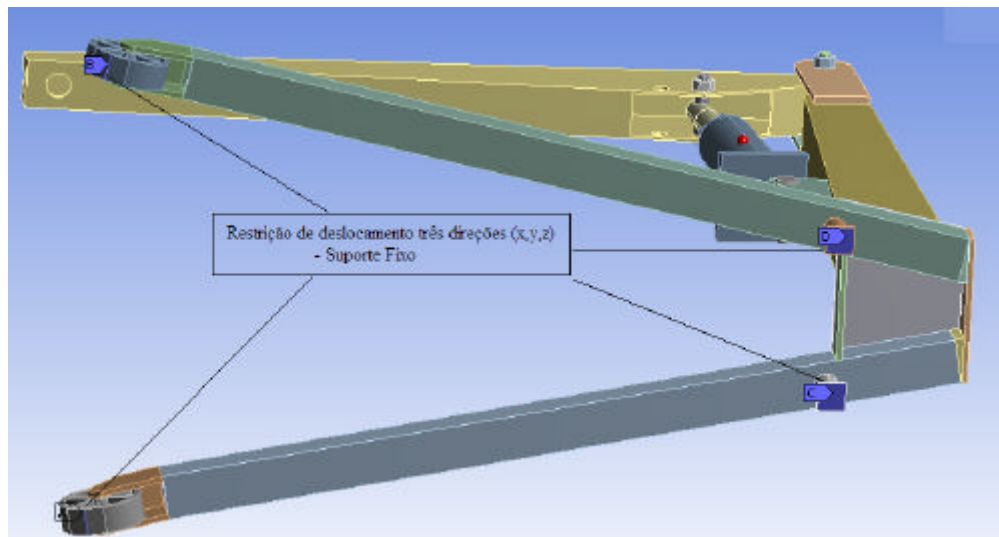


Figura 6.7 - Restrições do Modelo 3D – Vista por debaixo do guincho.

O carregamento externo na máquina é aplicado na extremidade da lança, como se mostra na Figura 6.8.

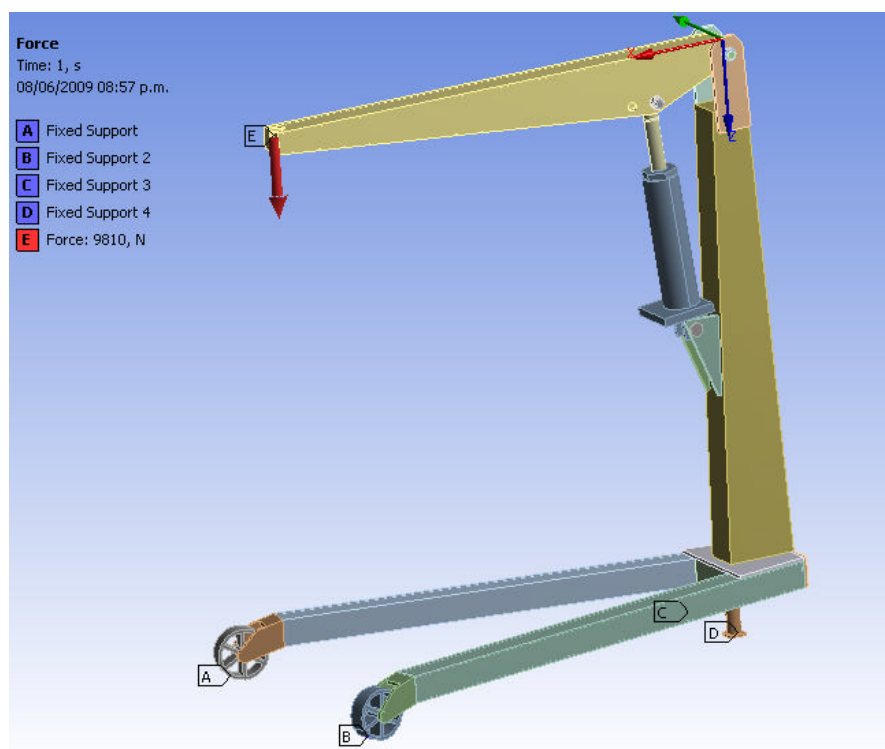


Figura 6.8 - Carregamento externo na máquina.

6.2.3. Resultados do Modelo Numérico

Alguns resultados do modelo numérico são mostrados nas figuras 6.9 – 6.14:

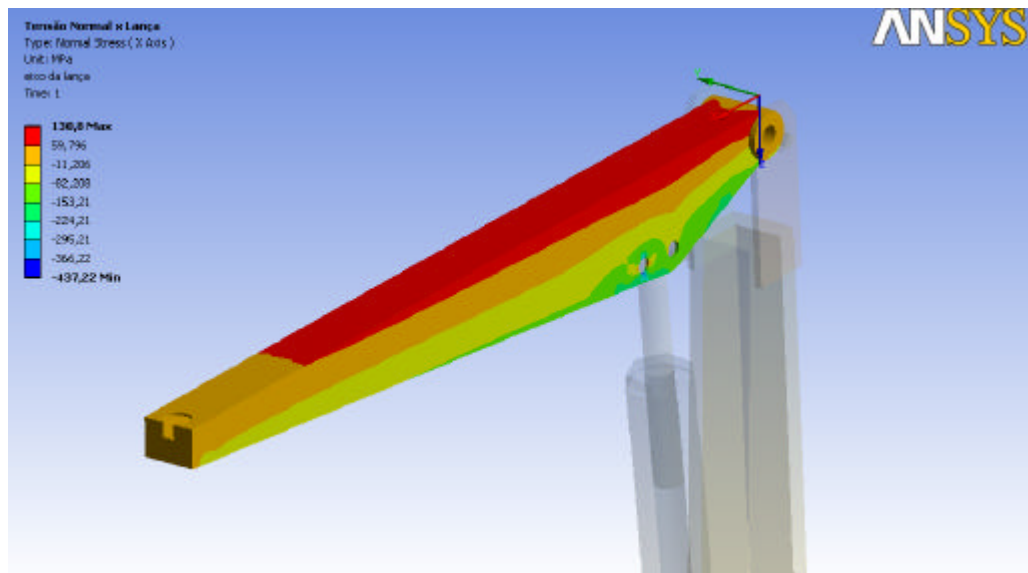


Figura 6.9 – Tensões Normais na Lança

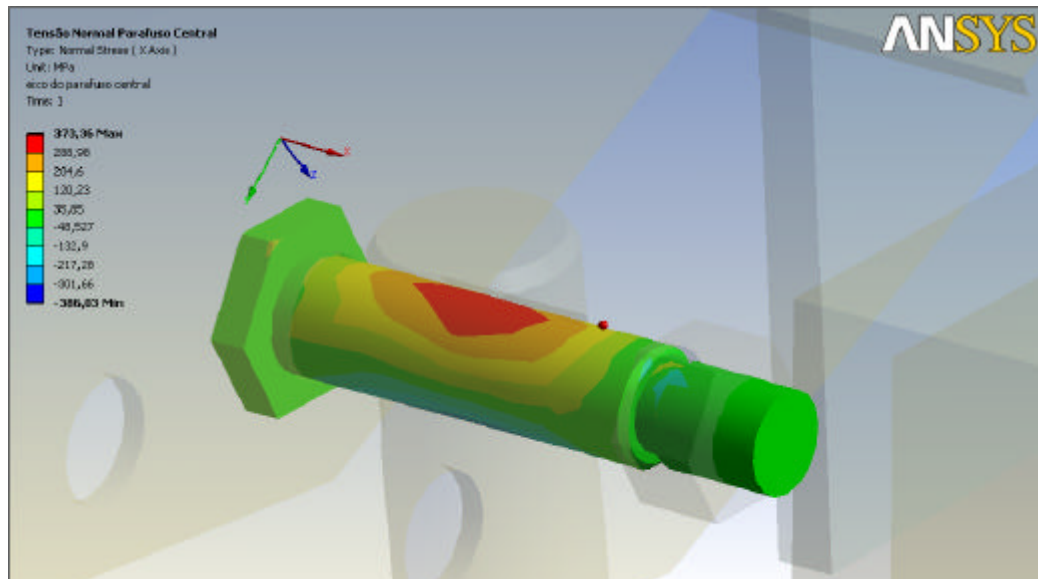


Figura 6.10 - Tensões Normais no Parafuso-Pino do Pistão.

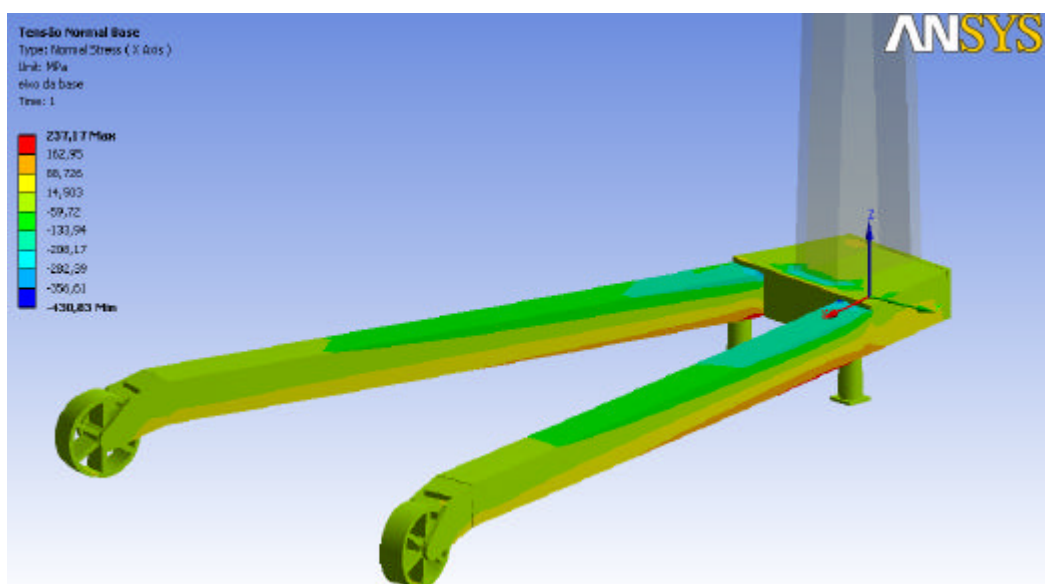


Figura 6.11 - Tensões Normais na Base (parte superior).

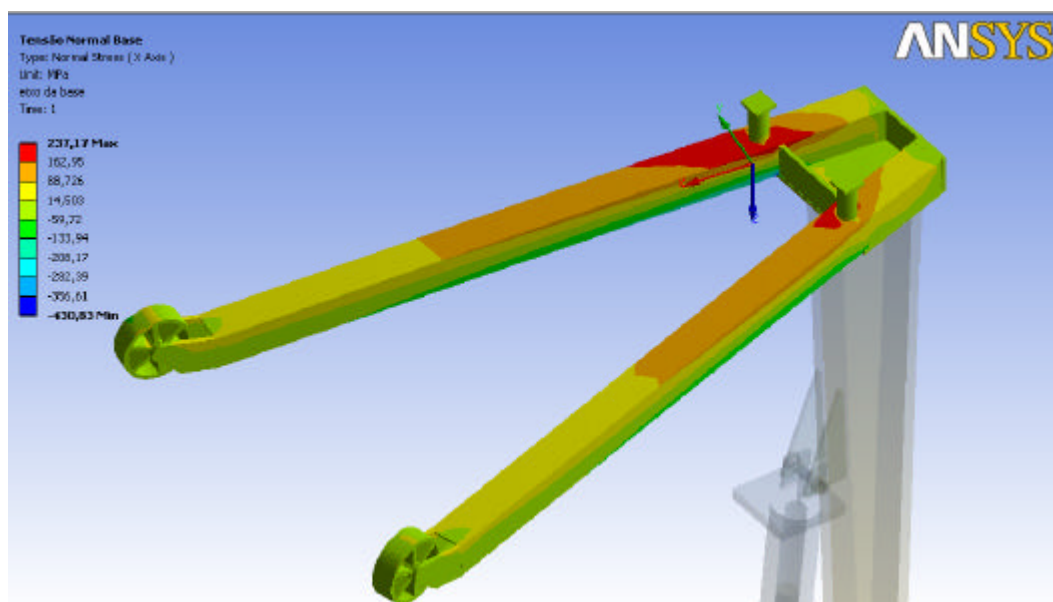


Figura 6.12 - Tensões Normais na Base (parte inferior).

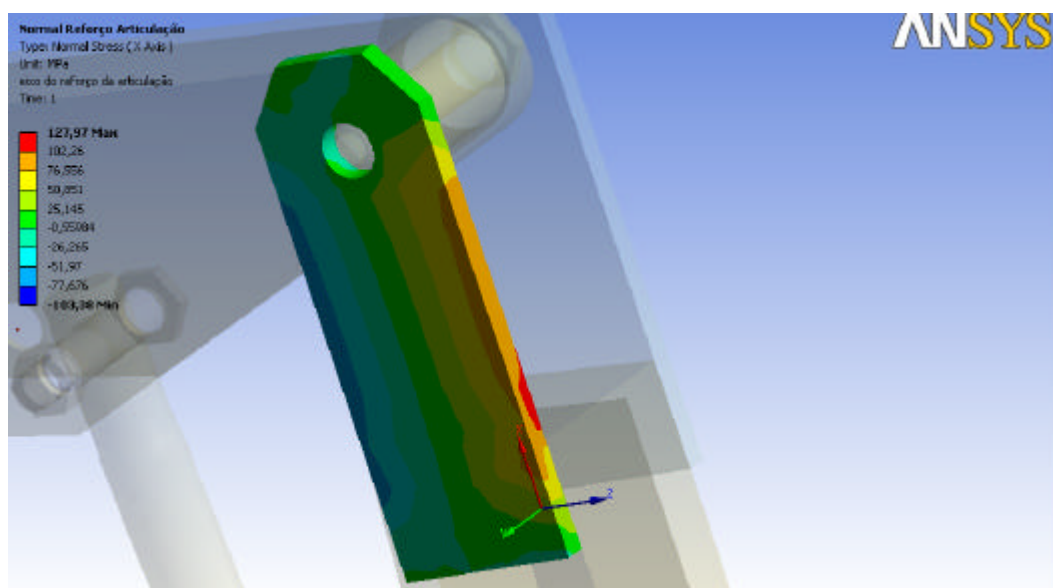


Figura 6.13 - Tensões Normais no Suporte da Articulação.

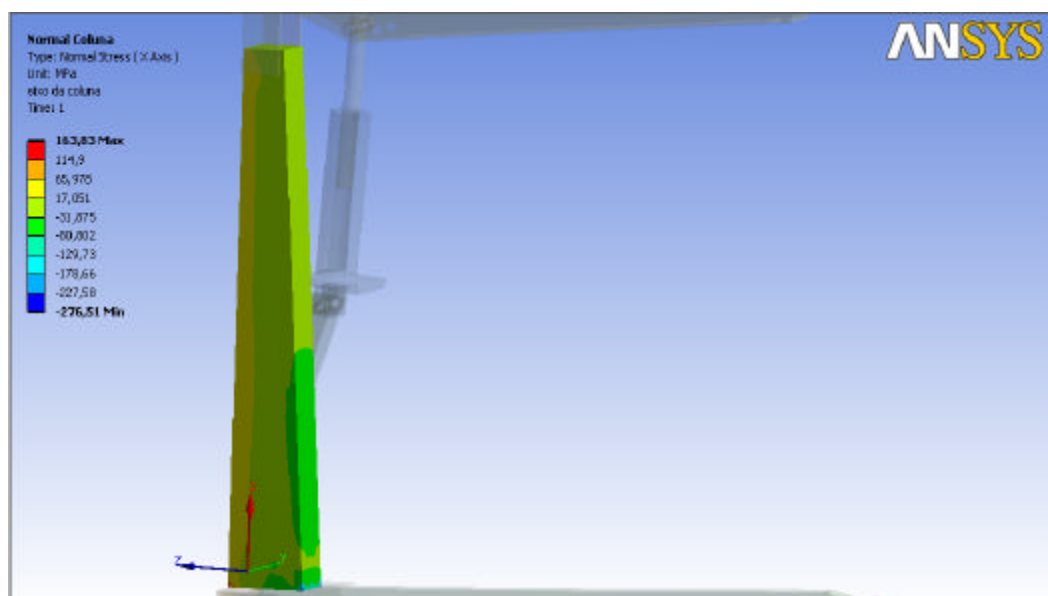


Figura 6.14 - Tensões Normais na Coluna.

Na tabela 6.8 são mostradas as tensões nominais de cada ponto analisado.

Componente	Ponto	s (MPa)
Lança	1	0,0
	2	118,5
	3	126,1
	4	109,5
	5	92,7
	6	70,6
	7	0,0
Parafuso do Pistão	8	-6,0
	9	186,0
	10	271,0
	11	373,0
	12	272,0
	13	168,0
	14	-29,0
Parafuso da Articulação	15	-5,0
	16	43,6
	17	189,0
	18	261,8
	19	205,6
	20	52,1
	21	4,8
Parafuso do Cilindro	22	-7,6
	23	-3,7
	24	47,9
	25	79,5
	26	62,7
	27	40,3
	28	26,3
	29	9,8
Suporte da Articulação	30	27,9
	31	75,2
Sup. Cilindro	32	28,5
Base	33	134,0
	34	213,0
	35	164,0
	36	105,3
	37	60,1
	38	2,0
Coluna	39	47,2
	40	163,80

Tabela 6.8 - Pontos analisados vs Tensão Normal Numérica.

O gráfico dos pontos analisados e suas respectivas tensões são mostrados na figura 6.15:

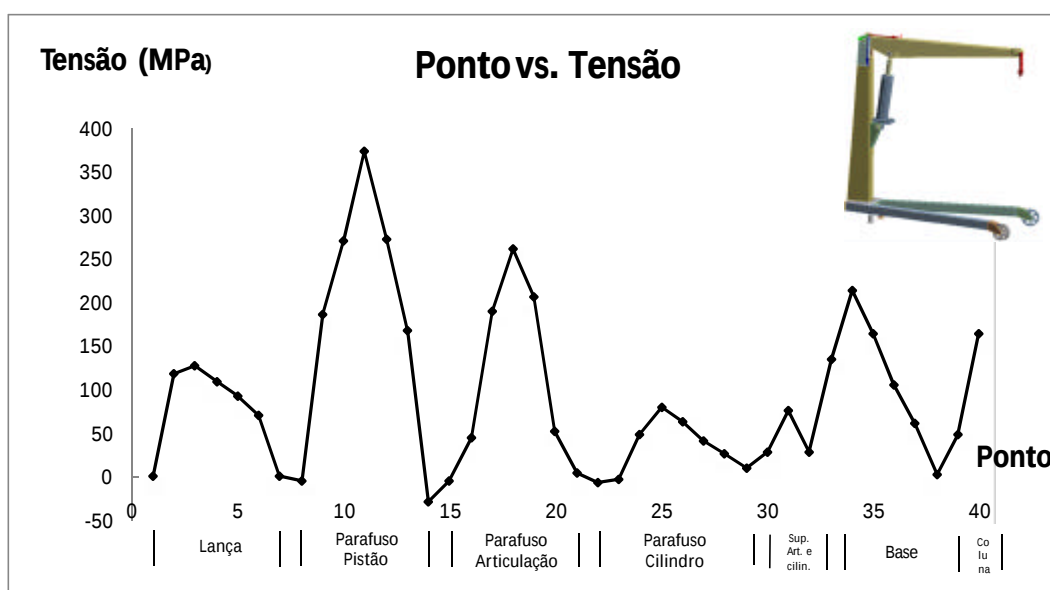


Figura 6.15 - Ponto Analisado vs. Tensão Normal Numérica.

Na figura 6.16 pode-se notar uma boa correlação entre os resultados dos modelos analítico e numérico, exceto nos pontos que pertencem ao parafuso da base do cilindro (22-29).

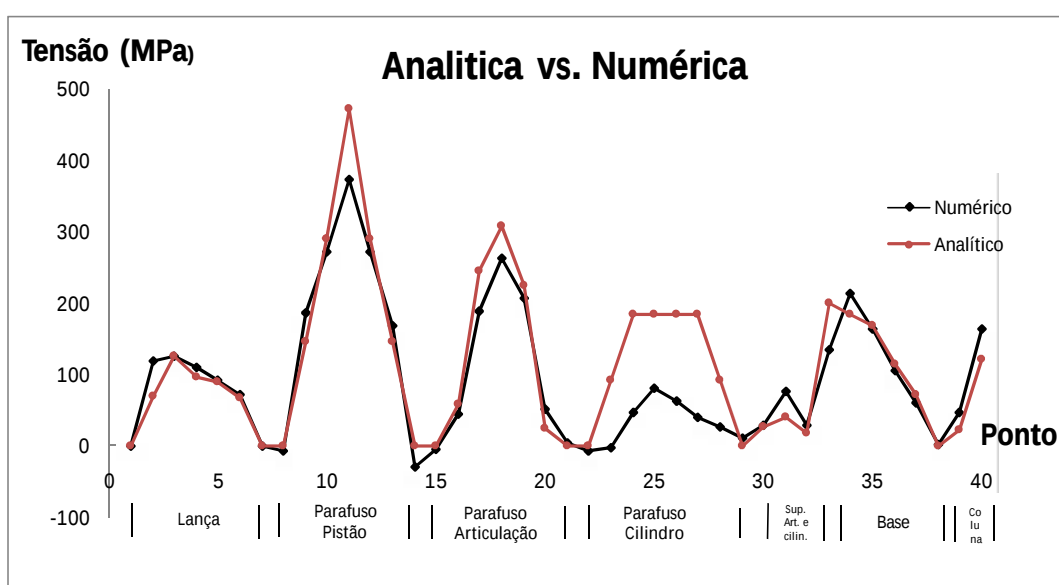


Figura 6.16 - Comparação das tensões calculadas analítica e numericamente.

6.3. Análise Experimental de Tensões

6.3.1. Extensometria

Os extensômetros elétricos são dispositivos de medida que transformam pequenas variações de comprimento em variações equivalentes em sua resistência elétrica. Nenhum outro dispositivo tem uma utilização mais ampla do que os extensômetros elétricos com relação à sua aplicabilidade. Isto deve-se à precisão das medidas, facilidade de manipulação e da capacidade do mesmo de monitorar as deformações até as cargas últimas em ensaios destrutivos. Extensômetros são usados para medir deformações em diferentes estruturas. A medida é realizada colando-se extensômetros em pontos destas estruturas, convertendo a deformação causada em uma quantidade elétrica (voltagem) e amplificando-a para leitura em um local remoto. Deformações em várias partes de uma estrutura real, sob condições de serviço, podem ser medidas com boa exatidão.

No guincho estudado, vinte pontos de sua estrutura foram instrumentados com extensômetros de resistência elétrica, localizados na lança, na estrutura de suporte do cilindro hidráulico, no suporte de articulação, na coluna e nas vigas da base. Alguns desses extensômetros foram colocados em pontos simétricos da estrutura para servirem de verificação. Alguns dos pontos instrumentados são mostrados na figura 6.17.



Figura 6.17 - Pontos Instrumentados na estrutura.

Para a medição das deformações foram utilizados:

- **Strain gages** EA-06-125BT-120 (resistência = 1200 e *gage factor* =2,085) marca MICRO-MEASUREMENTS;
- **Strain gages** FLA-5-11 (resistência = 1200 e *gage factor* =2,11) marca Tokyo Sokki Kenkyujo Co.;
- **Leitor de deformações** Vishay Modelo P3, foram medidas as deformações considerando grupos de 4 extensômetros.

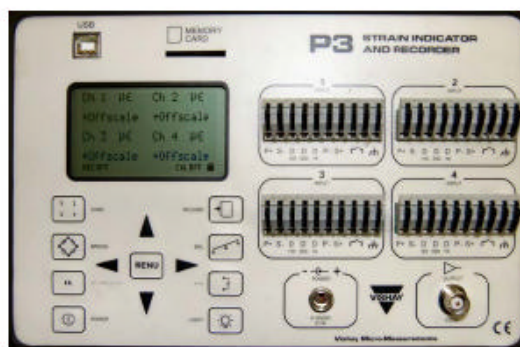


Figura 6.18 - Indicador de deformações Vishay Modelo P3.

A localização dos strain gages na estrutura é mostrada nas figuras 6.19, 6.20, e 6.21.

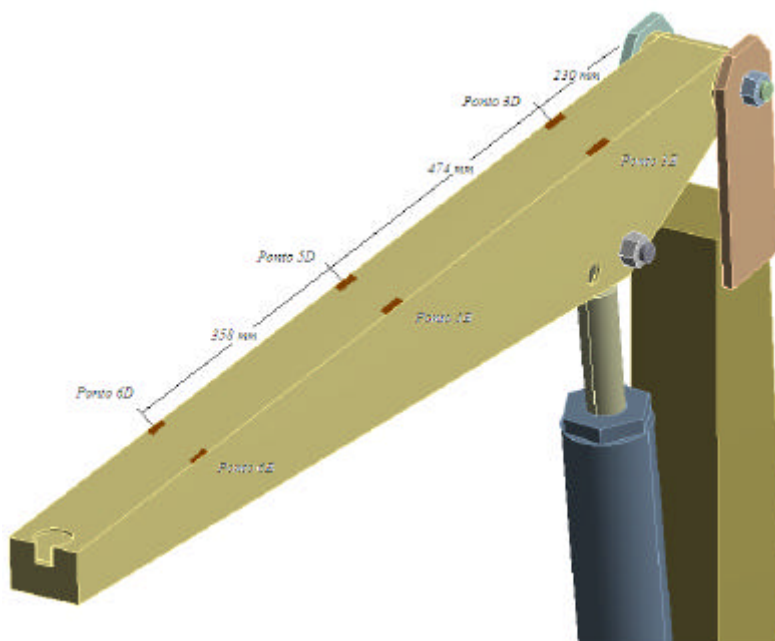


Figura 6.19 - Localização dos strain gages na lança.

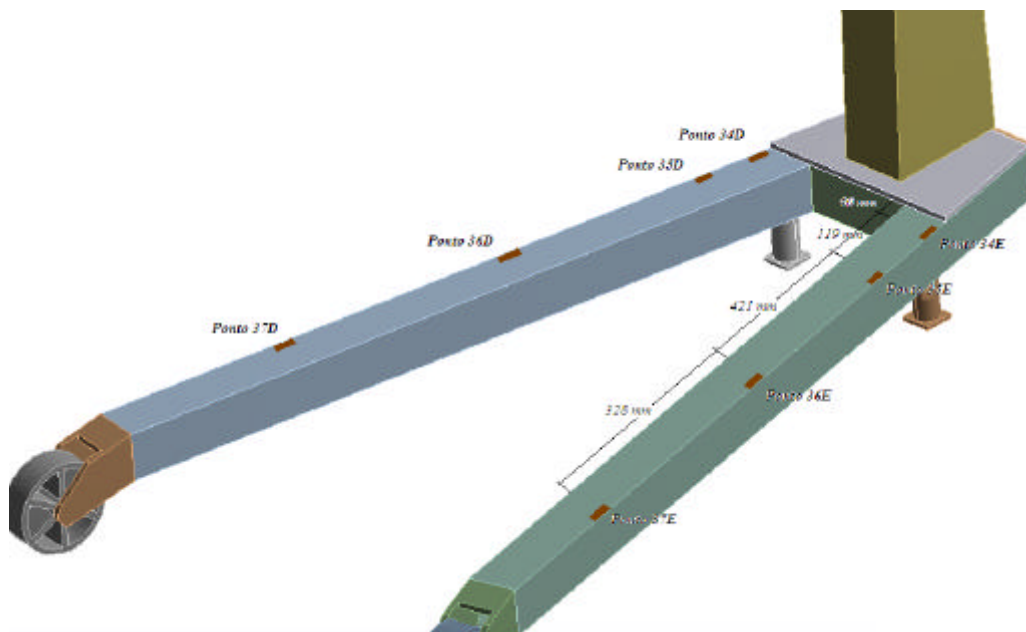


Figura 6.20 - Localização dos strain gages na base.

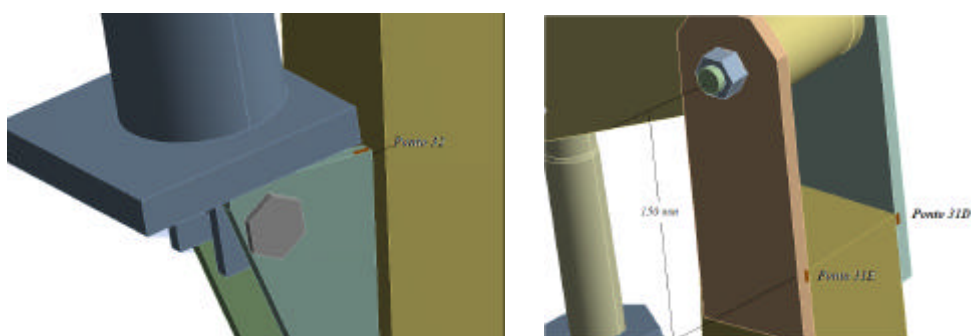


Figura 6.21 - Localização dos strain gages no reforço do cilindro e da articulação.

Ensaio foram feitos com várias repetições para cargas desde 0,981 kN (100 kgf) até 9,81 kN. (1000 kgf) . A aplicação das cargas foi feita tal como se mostra na figura 6.22. A leitura das cargas foi feita usando uma célula de carga de 5t.e o software “Test Star II” da MTS (Material Testing System) que faz a auto-calibração da célula.



Figura 6.22 - Representação do carregamento da estrutura.

Para o carregamento da máquina considerou-se o esquema mostrado na figura 6.22, onde uma viga auxiliar de aço foi colocada transversalmente à base da máquina para assim permitir a aplicação de um carregamento progressivo. Isto originou uma variação nas condições de contorno (no ponto de reação da extremidade das vigas da base) da análise experimental em comparação com as análises numéricas e analíticas. Esta variação será quantificada mediante o cálculo e comparação das tensões nos pontos próximos a esta região.

A figura 6.23 mostra a condição 1 (método analítico e numérico) e a condição 2 (método experimental), sabendo que a diferença entre $c_{(1)}$ e $c_{(2)}$ é de 100 mm.

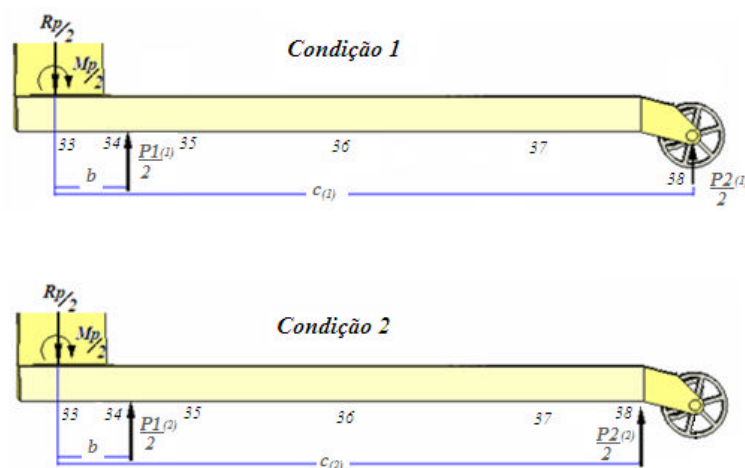


Figura 6.23 - Condições de contorno 1 e 2.

Desta forma são comparados os resultados das tensões calculadas pelo método analítico (tabela 6.9) e pelo método numérico (tabela 6.10).

Ponto	Condição 1 Apoio na roda s_1 (MPa)	Condição 2 Apoio na viga s_2 (MPa)	Diferença (%) $s_2 - s_1 / s_1$
33	201,3	201,3	0,0
34	184,8	184,8	0,0
35	168,4	168,4	0,0
36	114,5	117,0	2,2
37	72,4	74,9	3,4
38	0,0	0,0	0,0

Tabela 6.9 - Tensões nos pontos da base calculadas pelo método analítico.

Ponto	Condição 1 Apoio na roda s_1 (MPa)	Condição 2 Apoio na viga s_2 (MPa)	Diferença (%) $s_2 - s_1 / s_1$
33	134,0	135,1	0,8
34	213,0	214,0	0,5
35	164,0	164,2	0,1
36	105,3	108,8	3,3
37	60,1	63,2	5,2
38	2,0	2,4	20,0

Tabela 6.10 - Tensões nos pontos da base calculadas pelo método numérico.

A diferença entre as tensões nas duas condições estudadas é mínima, logo, os erros entre assumir uma condição ou outra serão incluídos nos desvios padrões das tensões, os quais serão calculados no item 6.6. Os resultados das medições nos diferentes pontos da estrutura para uma carga de 9,81kN. (1000 kgf) são mostradas na tabela 6.11. A nomenclatura D e E refere-se ao lado direito e esquerdo, respectivamente, de um mesmo ponto da estrutura. Na base do guincho foram instrumentados os pontos da superfície superior (submetida à compressão) devido à maior acessibilidade para colagem dos strain gages. As localizações dos pontos XD, XE1 e XE2 estão mostradas na figura 6.25.

Carga : 9,81 kN (1000 kgf)			
Componente	Medição	Ponto	Deformação ϵ ($\mu\epsilon$)
Lança	1	XD	-696
	2	XE1	-495
	3	XE2	-510
	4	3E	588
	5	3D	588
	6	5E	503
	7	5D	463
	8	6E	411
	9	6D	375
Suporte da Articulação	10	31E	171
	11	31D	178
Sup. Cilindro	12	32	116
Base	13	34E	-805
	14	34D	-790
	15	35E	-798
	16	35D	-816
	17	36E	-589
	18	36D	-521
	19	37E	-220
	20	37D	-255

Tabela 6.11 – Medições feitas nos diferentes pontos da estrutura.

6.4. Comparações dos resultados entre os métodos utilizados

A lança do guincho possui um reforço interior na seção de apoio do cilindro hidráulico. O efeito deste reforço foi estudado com os resultados das medições nas seções X e 3, com a finalidade de incluí-lo ou não nos modelos de cálculo. Devido à dificuldade (difícil acesso) para estabelecer a forma exata do reforço e o tipo de união entre este e a chapa da lança foram considerados 5 diferentes tipos. Estas opções são mostradas na figura 6.24:

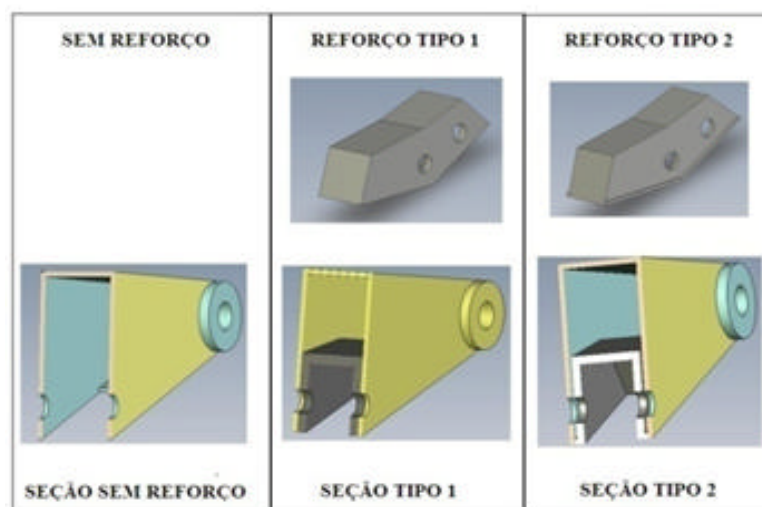


Figura 6.24a - Tipos de reforço considerados.

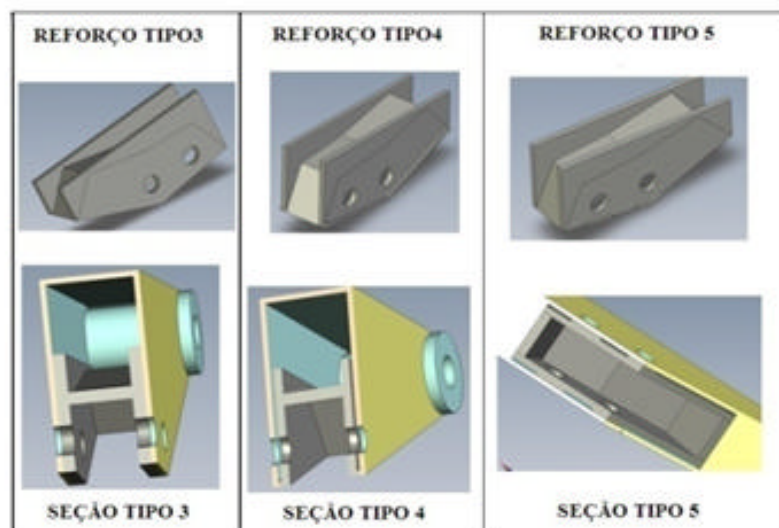


Figura 6.24b - Tipos de reforço considerados.

A seção X foi instrumentada com 3 strain gages , um em cada lado da lança e um terceiro no lado esquerdo do reforço, tal como é mostrado na figura 6.25 :

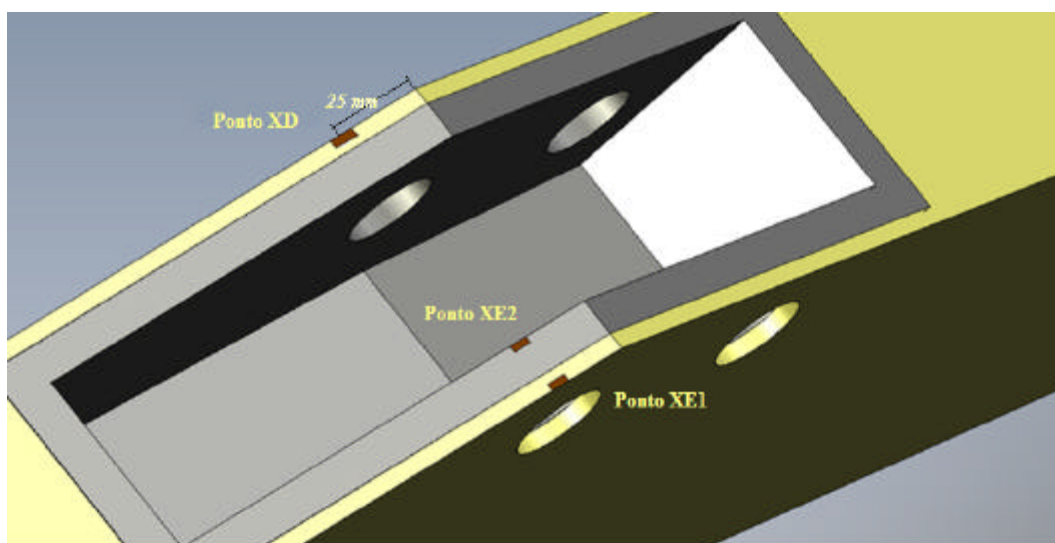


Figura 6.25 - Representação da instrumentação no ponto X.

Ensaio foram feitos com várias repetições para cargas que variaram entre 0,981 kN e 9,81 kN. Os resultados das comparações são mostrados na tabela 6.12 e na figura 6.26.

		XD	XE1	XE2
Carga (kgf)	Carga (kN)	ϵ ($\mu\epsilon$)	ϵ ($\mu\epsilon$)	ϵ ($\mu\epsilon$)
100	0,98	-68	-46,2	-52,8
200	1,96	-137	-95,7	-105,6
300	2,94	-206	-145,2	-155,1
400	3,92	-276	-196,9	-205,7
500	4,91	-346	-246,4	-255,2
600	5,89	-416	-295,9	-305,8
700	6,87	-486	-345,4	-357,5
800	7,85	-556	-396	-408,1
900	8,83	-627	-445,5	-458,7
1000	9,81	-696	-495	-510,4

Tabela 6.12 – Comparações das medições no ponto X

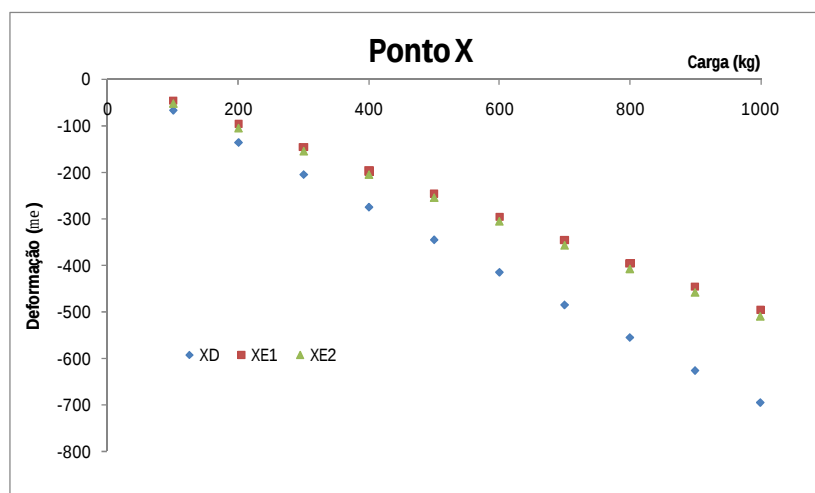
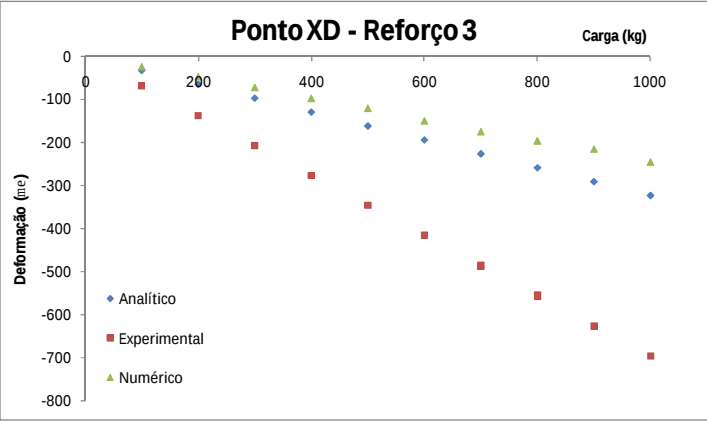
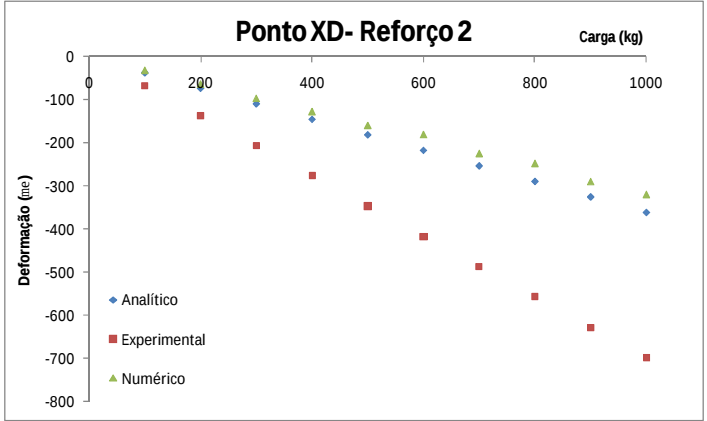
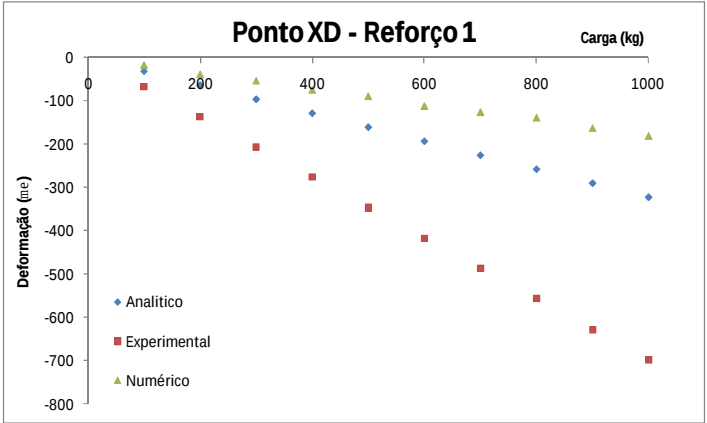
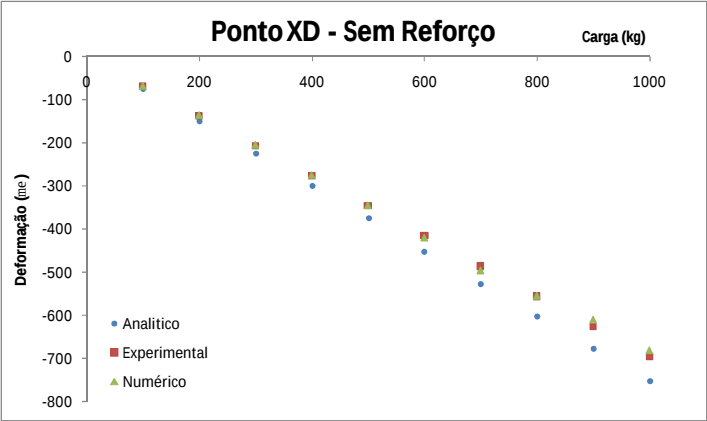


Figura 6.26 - Medições no Ponto X.

Pode-se observar uma variação considerável entre os resultados das medições feitas no lado direito e no lado esquerdo. Isto é devido, possivelmente, a uma união deficiente entre o reforço e a lança que faz o reforço trabalhar de forma diferente de um lado em relação ao outro. Devido ao trabalho desigual do reforço, o ponto X será considerado como um possível ponto crítico.

A seguir são mostrados os gráficos de comparação das deformações calculadas pelo método analítico, de elementos finitos e medições experimentais com a finalidade de estabelecer o tipo de reforço mais apropriado para os cálculos. Os pontos XD e 3 servem para a comparação destes métodos para os diferentes tipos de reforço assumidos.



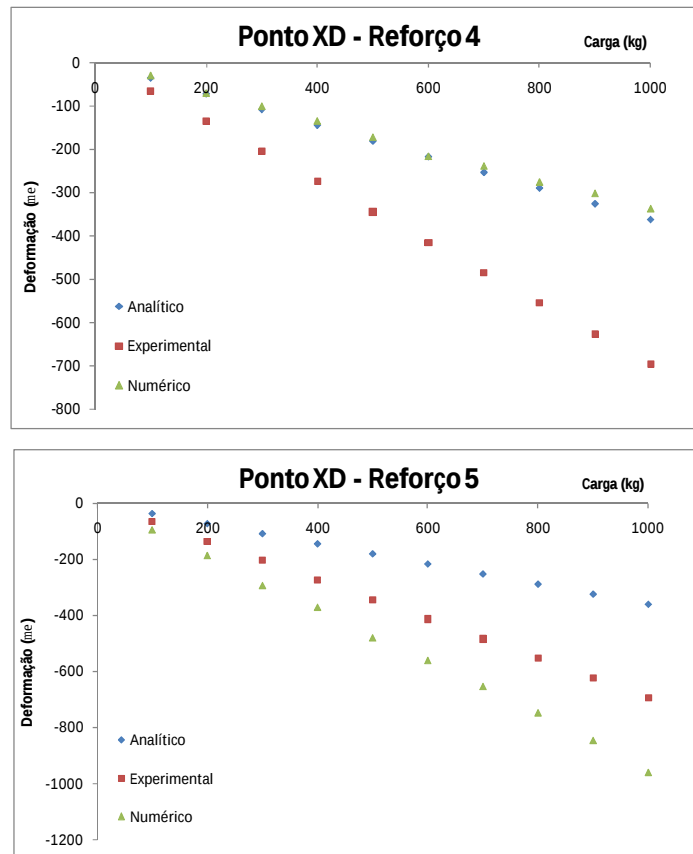
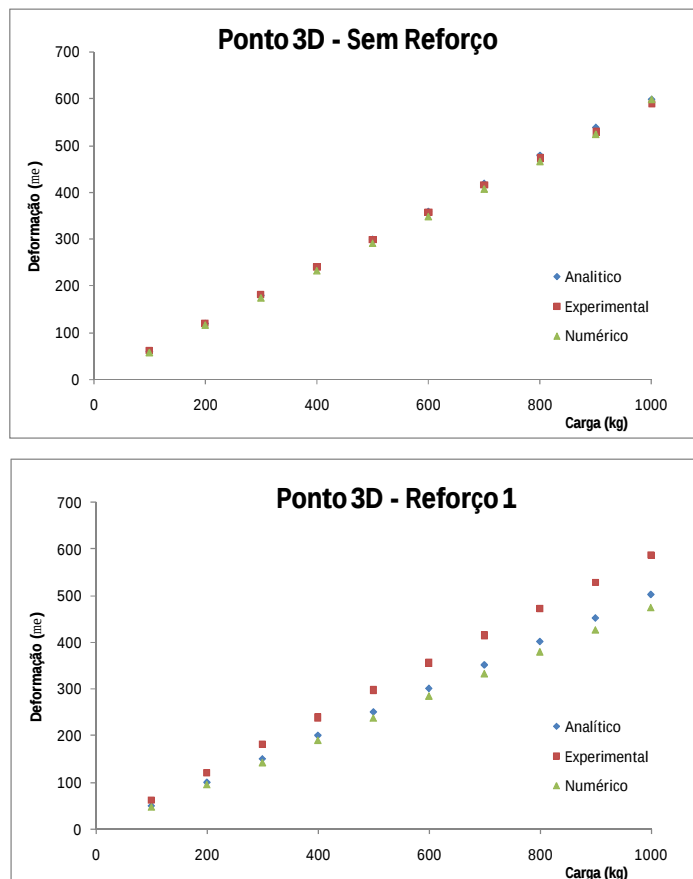


Figura 6.27 - Comparação das medições dos três métodos para diferentes tipos de reforço no ponto XD.



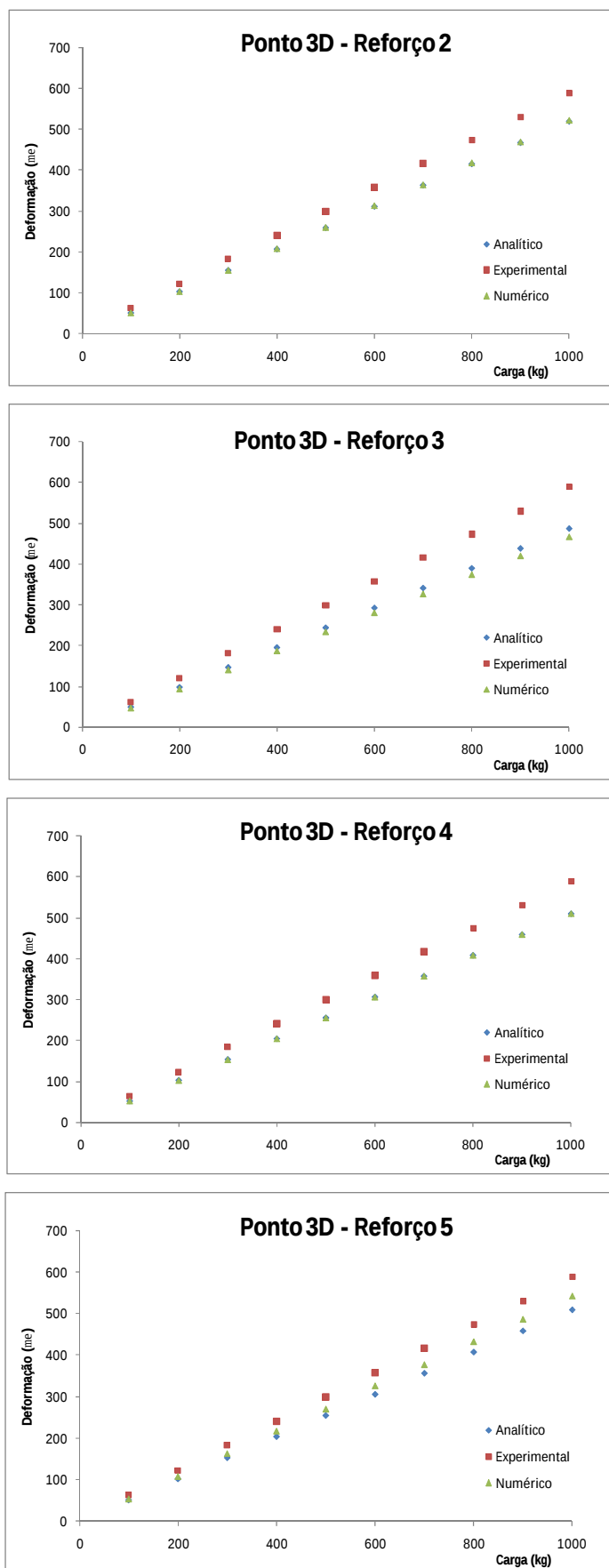
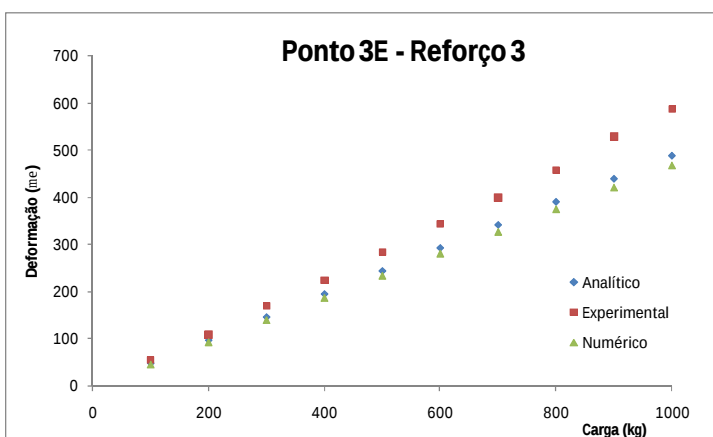
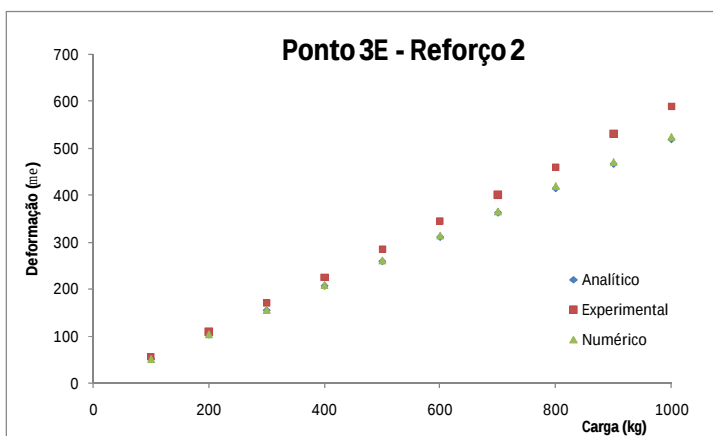
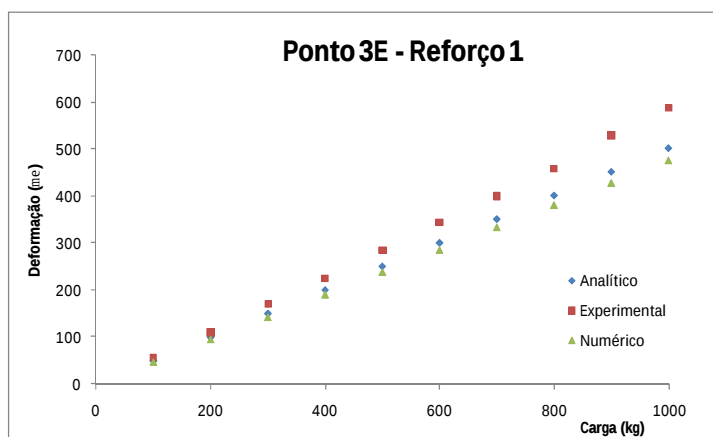
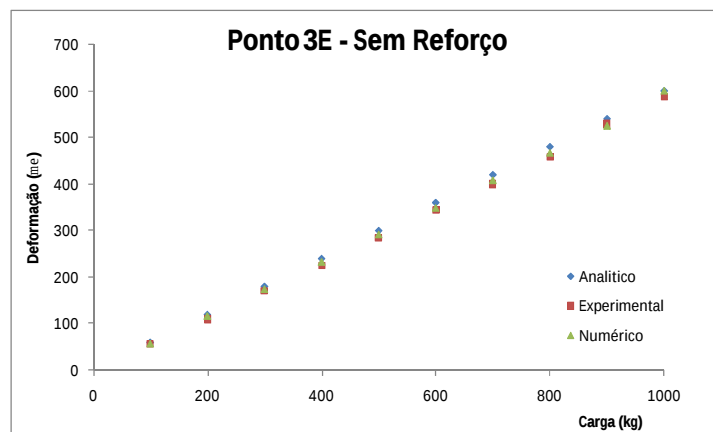


Figura 6.28 - Comparação das medições dos três métodos para diferentes tipos de reforço no ponto 3D.



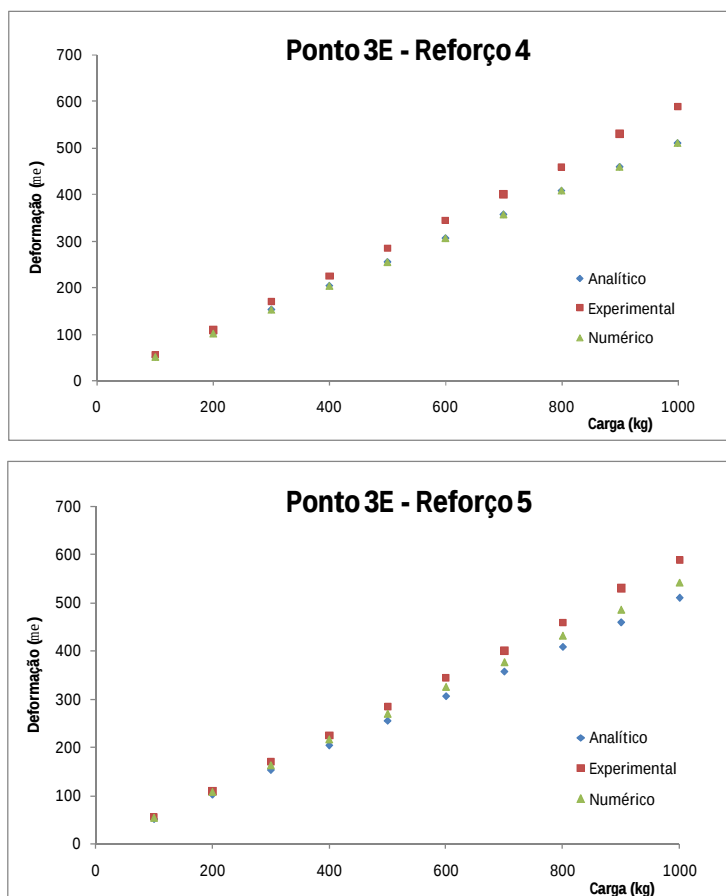


Figura 6.29 - Comparação das medições dos três métodos para diferentes tipos de reforço no ponto 3E.

A partir das comparações feitas, pode-se concluir que os melhores resultados são obtidos quando se considera que a lança opera sem o reforço, ou seja, o reforço nesta parte da máquina não trabalha corretamente ou deixou de trabalhar como se esperava no momento de projetar o equipamento. No Apêndice C são mostrados os gráficos das comparações nos pontos XE1 e XE2.

Nove pontos foram testados em locais simétricos da lança (não afetados pelo reforço), no suporte de articulação e nas vigas da base com a finalidade de comparar os três métodos e verificar o funcionamento simétrico do equipamento. Alguns destes pontos são mostrados nas figuras a seguir e os demais são mostrados no Apêndice C.

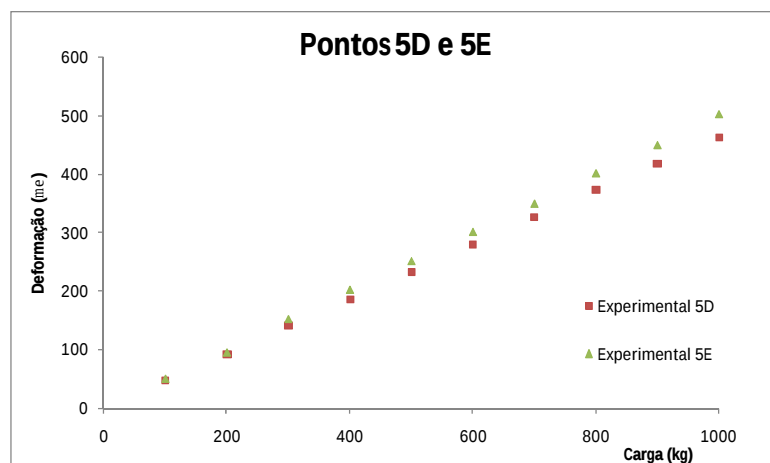


Figura 6.30 - Comparação das medições no Ponto 5 (direita e esquerda).

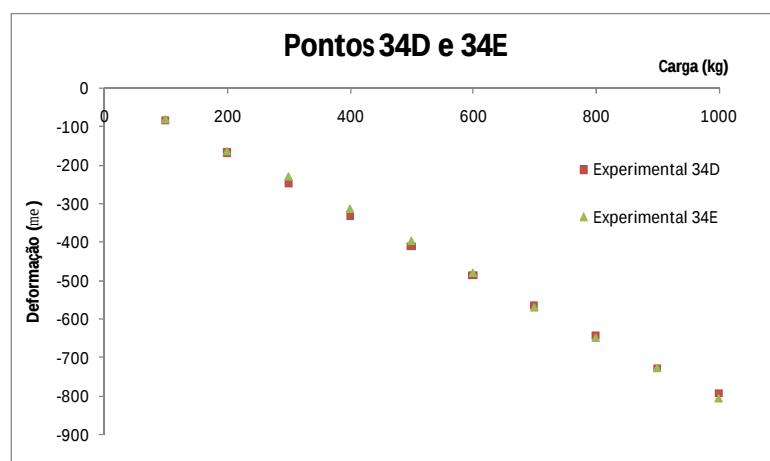


Figura 6.31 - Comparação das medições no Ponto 34 (direita e esquerda).

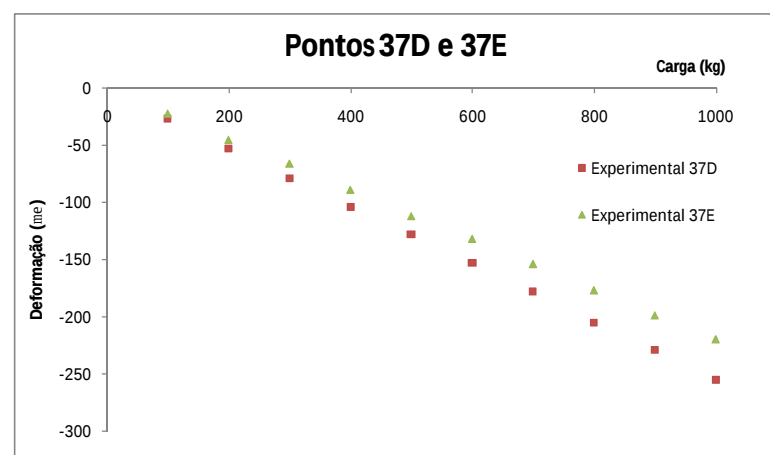


Figura 6.32 - Comparação das medições no Ponto 37 (direita e esquerda).

Note-se que os pontos analisados nas figuras 6.30, 6.31 e 6.32 e os apresentados no Apêndice C tem uma boa correlação entre as medições experimentais, os cálculos numéricos e analíticos. Estas comparações além de validar os modelos analítico e numérico, serão utilizadas para o cálculo dos desvios padrões das medições entre o método numérico e experimental.

6.4.1. Validação dos métodos – Cálculo dos desvios padrões

Para encontrar o desvio padrão das medições experimentais, e dos numéricos em relação às medições experimentais existem diversos métodos:

- Método da Raiz do Erro Quadrático Médio (RMSE/D).
- Método do Estimador de Grubbs.
- Método do Estimador de Thompson.
- Método do Estimador de Jaech.

O método da Raiz do Erro Quadrático Médio (RMSE/D) é usado quando é conhecido que a ferramenta de referência (no caso deste trabalho - o método experimental) é exata, tem desvio muito pequeno ou tem um desvio conhecido. O erro é calculado da seguinte forma:

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y_i - x_i)^2} \quad (6.17)$$

Onde N é o número de medições feitas.

Onde y_i são as medições da ferramenta cujo desvio se quer conhecer e x_i são as medições da ferramenta de referência.

A definição e expressões para o cálculo do erro mediante os outros métodos são detalhados no Apêndice D.

- Desvio padrão das deformações experimentais:

Com o objetivo de estimar um valor para o desvio padrão das medições experimentais, colou-se 18 extensômetros em 9 pontos simétricos da máquina (figuras 6.19, 6.20, 6.21 e 6.25) e foram realizados ensaios com várias repetições para uma carga de 9,81 kN, assim calculou-se o desvio padrão com a equação (6.17). Os valores das medições e desvio padrão são mostrados na tabela 6.13 assim como na figura 6.33.

	Direita	Esquerda	Diferença
Ponto	$\varepsilon (\mu\varepsilon) - x_i$	$\varepsilon (\mu\varepsilon) - y_i$	$\varepsilon (\mu\varepsilon)$
X	-696	-495	201
3	588	588	0
5	463	503	40
6	375	411	36
31	178	171	7
34	-790	-805	15
35	-816	-798	18
36	-521	-589	68
37	-255	-220	35

Desvio Padrão (RMSE/D) 74,34

Tabela 6.13 – Deformações experimentais (esquerda e direita) nos diferentes pontos da estrutura.

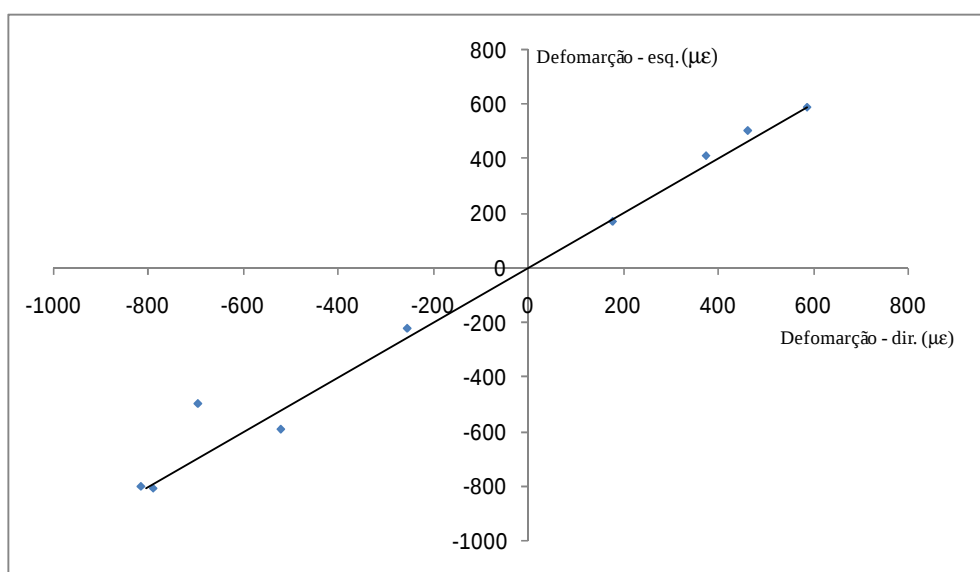


Figura 6.33 - Relação entre os valores de deformação experimental do lado esquerdo e direito.

Pode-se notar que as deformações no ponto X influem muito no valor do desvio das medições (devido à diferença considerável entre as medições do lado direito e esquerdo). A tabela 6.14, mostra o valor do desvio padrão sem considerar este ponto. Desta forma estes dois valores de desvio padrão serão considerados para estimar um valor de desvio padrão mais representativo.

	Direita	Esquerda	Diferença
Ponto	$\varepsilon (\mu\varepsilon)-x_i$	$\varepsilon (\mu\varepsilon)-y_i$	$\varepsilon (\mu\varepsilon)$
3	588	588	0
5	463	503	40
6	375	411	36
31	178	171	7
34	-790	-805	15
35	-816	-798	18
36	-521	-589	68
37	-255	-220	35

Desvio Padrão (RMSE/D) 34,17

Tabela 6.14 - Deformações experimentais (esquerda e direita) nos diferentes pontos da estrutura sem considerar o ponto X.

Estima-se o valor do desvio padrão das medições experimentais como a média entre estes dois valores, desta forma tem-se:

$$s_{eExp} = \frac{74,34 + 34,17}{2} = 54me \approx 50me \quad (6.18)$$

- Desvio padrão das deformações numéricas:

Ensaio foram feitos com várias repetições para uma carga de 9,81 kN com o objetivo de calcular o desvio padrão dos resultados obtidos pelo método numérico em relação às medições experimentais. As deformações¹ medidas experimentalmente e as calculadas pelo o método numérico são mostrados na tabela 6.15.

¹ Medidas no eixo x do sistema coordenado relativo a cada parte analisada (ver figuras 5.16-5.20)

	Experimental	Numérico	Diferença
Ponto	$\varepsilon (\mu\varepsilon)-x_i$	$\varepsilon (\mu\varepsilon)-y_i$	(Exp - Num.)
XD	-696	-681	-15,0
XE1	-495	-681	186,0
XE2	-510	-681	170,6
3E	588	600	-12,0
3D	588	600	-12,0
5E	503	441	62,0
5D	463	441	22,0
6E	411	336	75,0
6D	375	336	39,0
31E	171	358	-187,4
31D	178	358	-180,4
32	116	136	-20,0
34E	-805	-870	65,0
34D	-790	-870	80,0
35E	-798	-797	-1,4
35D	-816	-797	-19,4
36E	-589	-519	-70,0
36D	-521	-519	-2,0
37E	-220	-304	84,0
37D	-255	-304	49,0

Tabela 6.15 – Deformações experimentais e numéricas nos diferentes pontos da estrutura

A figura 6.34 mostra a relação entre estes valores:

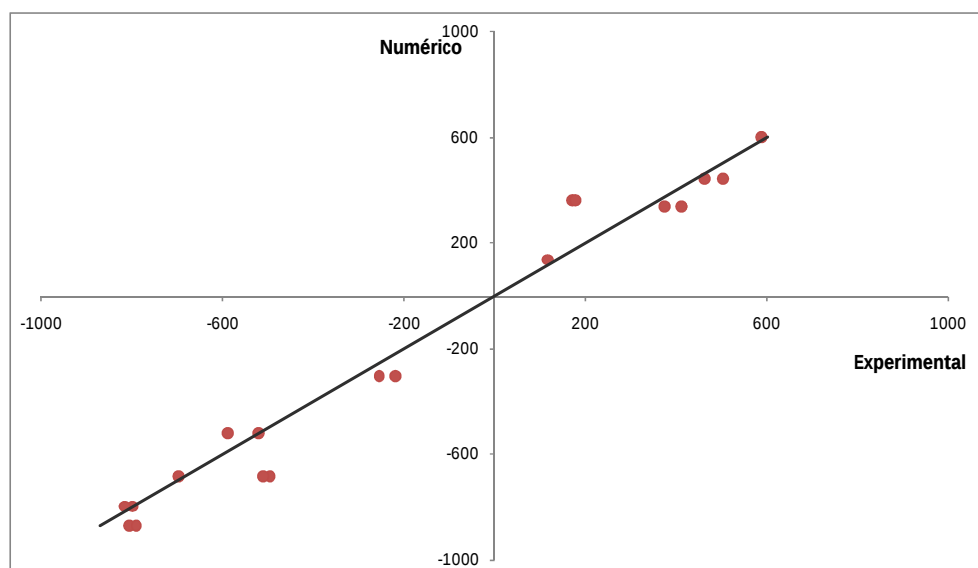


Figura 6.34 - Relação entre os valores de deformação experimental e numérica.

O desvio médio quadrático RMSD (calculado pela equação 6.17) entre os resultados calculados pelo método numérico e resultados medidos é igual a $s=92 \mu\epsilon$, e corresponde à aproximadamente 10% do fundo de escala FS para os pontos medidos. Os desvios foram calculados a partir das comparações entre resultados experimentais x_i e numéricos y_i , mostradas na Tabela 6.15. Sabendo que o desvio padrão total dos dados é expresso pela equação (6.19a), sendo s_{eNum} o desvio padrão representativo do método numérico, e $s_{eExp.} = 50 \mu\epsilon$, pode-se avaliar s_{eNum} igual a $77 \mu\epsilon$.

$$s_{et} = \sqrt{s_{eNum.}^2 + s_{eExp.}^2} = 92me \quad (6.19a)$$

$$s_{eNum.} = \sqrt{s_{et}^2 - s_{eExp.}^2} = 77me \quad (6.19b)$$

A tabela 6.16 mostra os desvios padrões calculados com os distintos métodos existentes.

Método	RMSE/D ($\mu\epsilon$)	Método do Grubbs ($\mu\epsilon$)	Método do Thompson ($\mu\epsilon$)	Método do Jaech ($\mu\epsilon$)
Numérico	77	Não calcula	93	70
Experimental	50	Não calcula	0	59

Tabela 6.16 - Desvios padrões calculados pelos quatro métodos.

Para os métodos de Grubbs, Thompson e Jaech ver apêndice D.

6.5. Confirmação dos pontos críticos

O modelo numérico de cálculo das tensões na estrutura além de comprovar os cálculos analíticos, permite:

- Identificar os pontos mais solicitados da estrutura.

- Auxiliar na definição dos locais onde os extensômetros deveriam ser instalados.
- Comparar os resultados desta análise com os experimentos para verificar a acurácia das previsões e calcular os desvios entre os métodos.
- Calcular as magnitudes de tensão em todos os locais críticos, e não só naqueles instrumentáveis [16].

Dos resultados do modelo numérico pode-se ver que existem pontos com tensões altas, os quais não foram considerados inicialmente na análise. Estes pontos serão denominados como pontos 3.2, 3.5, 30.5, 32.5 e 33.5. As figuras 6.35, 6.36, 6.37 e 6.38 mostram os pontos com tensões altas para cada parte da estrutura.

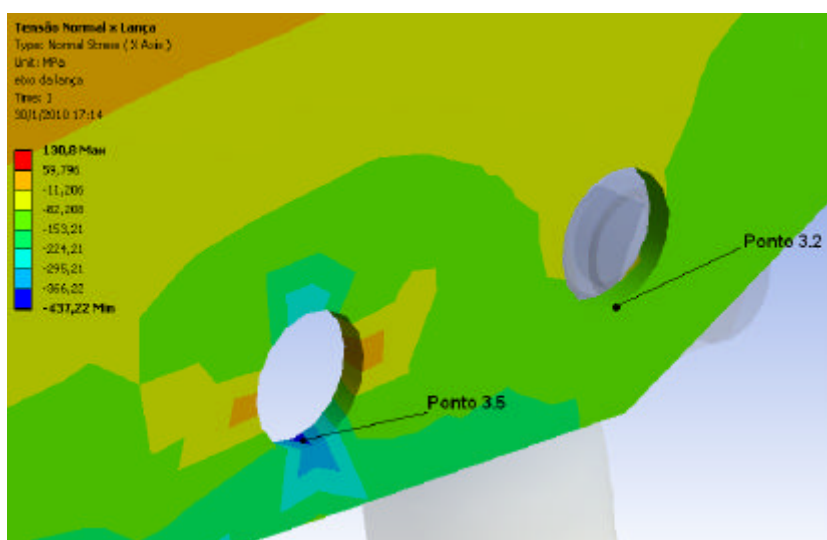


Figura 6.35 - Pontos com tensões altas na lança.

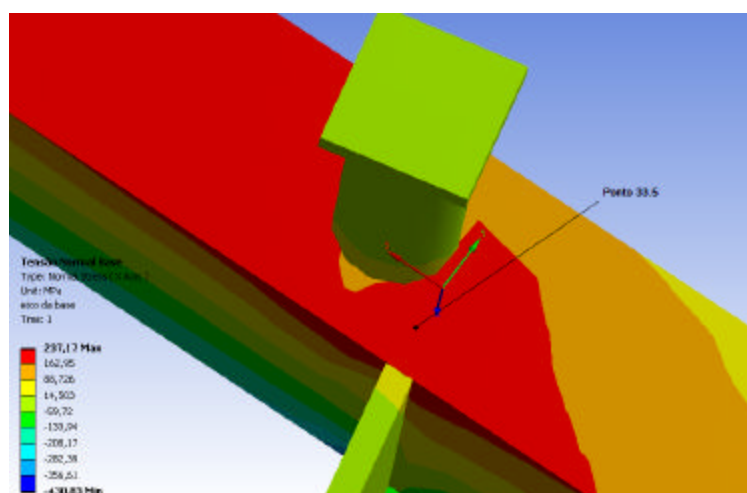


Figura 6.36 - Pontos com tensões altas na base.

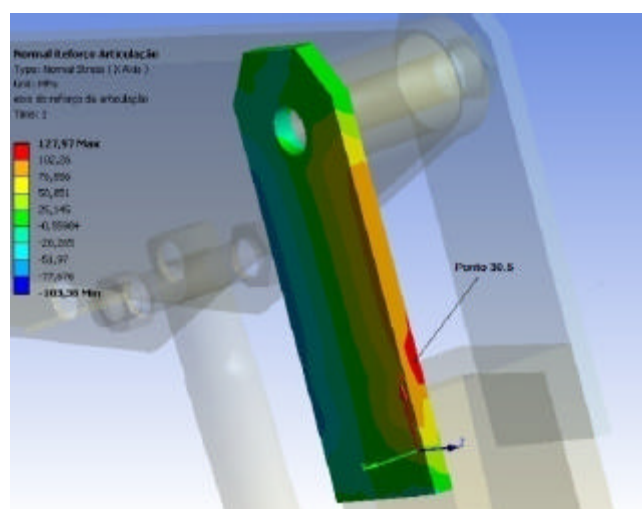


Figura 6.37 - Pontos com tensões altas no Reforço da Articulação.

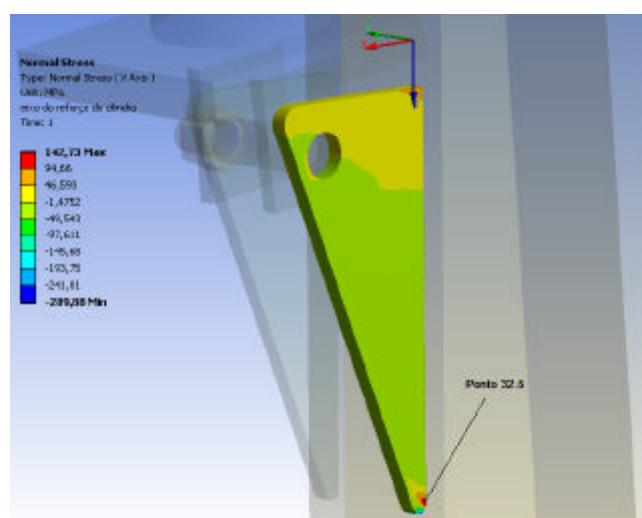


Figura 6.38 - Pontos com tensões altas no Reforço da Base.

A tabela 6.17 mostra as tensões normais considerando os novos pontos.

Componente	Ponto	s (MPa)
Lança	1	0,0
	2	118,5
	x	-143,0
	3	126,1
	3.2	-115,0
	3.5	-360,0
	4	109,5
	5	92,7
	6	70,6
Parafuso do Pistão	7	0,0
	8	-6,0
	9	186,0
	10	271,0
	11	373,0
	12	272,0
	13	168,0
	14	-29,0
Parafuso da Articulação	15	-5,0
	16	43,6
	17	189,0
	18	261,8
	19	205,6
	20	52,1
	21	4,8
Parafuso do Cilindro	22	-7,6
	23	-3,7
	24	47,9
	25	79,5
	26	62,7
	27	40,3
	28	26,3
	29	9,8
Suporte da Articulação	30	27,9
	30,5	127,0
	31	75,2
Sup. Cilindro	32	28,5
	32,5	142,0
Base	33	134,0
	33,5	237,0
	34	213,0
	35	164,0
	36	105,3
	37	60,1
	38	2,0
Coluna	39	47,2
	40	163,8

Tabela 6.17 – Tensões Normais considerando os novos pontos

6.6. Cálculo dos desvios padrões das tensões

Para calcular a probabilidade de falha é necessário conhecer os desvios padrões das variáveis a comparar, ou seja, a demanda e a capacidade (ver 2.4). No caso da demanda (tensão no ponto) os desvios padrões de deformação iguais a $77\mu\epsilon$ (equação 6.19b), para um carregamento de 9,81 kN , foram devidamente transformados para desvios padrões de tensões considerando as equações (6.20) e (6.21). Considerou-se estados de tensões uniaxiais nos pontos analisados.

$$\bar{s} = \bar{E}\bar{e} \quad (6.20a)$$

$$\bar{e} = \frac{\bar{s}}{\bar{E}} \quad (6.20b)$$

Para o cálculo da deformação em cada ponto (equação 6.20) considerou-se o valor da tensão normal (tabela 6.17) e um módulo de elasticidade $E = 210$ GPa.

$$\frac{s_e}{e} = \sqrt{\left(\frac{s_s}{s}\right)^2 + \left(\frac{s_E}{E}\right)^2} \quad (6.21a)$$

$$s_s = \sqrt{(s_e \bar{E})^2 - (s_E \bar{e})^2} \quad (6.21b)$$

Desta forma, a equação (6.21b) é aplicada para o cálculo do desvio padrão de tensão em cada ponto, considerando um desvio padrão do módulo de elasticidade s_E igual a 3% [23] do valor médio e o desvio padrão de deformações igual a $77\mu\epsilon$ (equação 6.19b). Cada desvio padrão de tensão estará associado a um coeficiente de variação (CV) para cada ponto, definido na equação (6.22), o qual será considerado como valor único em cada ponto para qualquer outro carregamento da estrutura.

$$CV_s = \frac{s_s}{s} \quad (6.22)$$

6.7. Probabilidades de falha por colapso por carregamento excessivo considerando corrosão

Na análise de falha por colapso plástico acostuma-se calcular o momento de colapso plástico (M_p), o qual será comparado com o momento na seção (M_y).

Para calcular a probabilidade de falha considerando este critério define-se o momento M_p como Capacidade do sistema e o momento M_y como Demanda, assim o valor médio da variável margem seria:

$$M = M_p - M_s \quad (6.23)$$

A dificuldade de considerar este critério para o nosso estudo é que o momento de colapso plástico (M_p) depende da geometria e da tensão na seção analisada, os quais variam com cada parte da estrutura, o que complica o cálculo da probabilidade de falha, devido a isto foi desenvolvido o critério que considera como Capacidade do sistema a resistência à tração do material, a qual será comparada com a tensão no ponto analisado. Desta forma o valor médio da variável margem M é definido como:

$$\overline{M} = \overline{S_u} - \overline{s} \quad (6.24)$$

Para o cálculo das probabilidades de falha deste mecanismo todas as distribuições de densidade de probabilidade foram consideradas como gaussianas. As demandas, caracterizadas pelas tensões atuantes foram representadas por curvas normais com valores médios dados pelos valores calculados nos pontos para os carregamentos impostos.

A variável padrão z_M de M é dada pela equação 2.4, é rerepresentada abaixo:

$$z_M = \frac{M - \overline{M}}{s_M} \quad (6.25)$$

Para calcular o desvio padrão de M mostra-se a tabela 6.17 onde estão resumidos os principais casos de propagação de incertezas para grandezas independentes entre si.

$A = A(B, C, \dots)$	Operação	Expressões para a incerteza s_A
$A = B \pm C$	Soma e subtração	$s_A^2 = s_B^2 + s_C^2$
$A = a \cdot (B \cdot C)$	Multiplicação	$\left(\frac{s_A}{A}\right)^2 = \left(\frac{s_B}{B}\right)^2 + \left(\frac{s_C}{C}\right)^2$
$A = a \left(\frac{B}{C}\right)$	Divisão	$\left(\frac{s_A}{A}\right)^2 = \left(\frac{s_B}{B}\right)^2 + \left(\frac{s_C}{C}\right)^2$
$A = B^x$	Potência simples	$\left \frac{s_A}{A}\right = x \cdot \left \frac{s_B}{B}\right $
$A = aB$	Multiplicação por constante	$\left \frac{s_A}{A}\right = \left \frac{s_B}{B}\right $ ou $s_A = a s_B$

Tabela 6.17 - Propagação de incertezas [24].

Considerando a operação de subtração tem-se que o desvio padrão de M é:

$$s_M = \sqrt{s_{s_u}^2 + s_s^2} \quad (6.26)$$

Assim, a expressão para z_M é redefinida por:

$$z_M = \frac{-\bar{M}}{\sqrt{s_{s_u}^2 + s_s^2}} \quad (6.27)$$

A probabilidade de falha é a probabilidade da variável M ser menor que zero, e é dada por:

$$POF(M < 0) = POF\left(z_M < -\frac{\bar{M}}{s_M}\right) \quad (6.28)$$

No cálculo das probabilidades de falha deste mecanismo foi considerada a perda de espessura dos componentes estruturais, a qual é causada pela corrosão.

Esta perda de espessura afeta diretamente à tensão no ponto analisado, aumentando o valor desta, ao longo do tempo de funcionamento da máquina.

Considera-se que a estrutura está submetida a corrosão uniforme, ou seja, que a perda de espessura causada por este mecanismo de dano é homogênea em todas as suas superfícies. A taxa de corrosão uniforme assumida foi de 0,05 mm/ano [18] a qual encontra-se dentro dos valores que correspondem a uma classificação de taxa de corrosão baixa na tabela 6.18.

Taxa de Corrosão (mm/ano)	Nível
< 0,127	Baixo
0,127 - 1,27	Medio
> 1,27	Alto

Tabela 6.18 - Níveis de taxa de corrosão [22].

O cálculo da probabilidade de falha usou como capacidade o valor da resistência à tração do material com um desvio padrão igual a 6% [25] com relação ao valor médio esperado. Considerou-se nos cálculos uma sobrecarga de 250 kgf com frequência de quatro ocorrências por ano, para um período total de 20 anos. Calculou-se a probabilidade de falha para determinado ano e se multiplicou por quatro (devido às quatro ocorrências). Assim tem-se 80 eventos de falha no período de 20 anos. A probabilidade de falha total de cada ponto foi calculada somando-se estes 80 valores, usando-se um modelo simples e conservador de eventos independentes².

A título de exemplo, um esquema do cálculo da probabilidade de falha no ponto 11 (ponto central no parafuso do pistão) é mostrado. Este esquema consta de duas tabelas: a tabela 6.19 mostra a tensão normal no ponto 11 (para uma carga de 1250 kg), a qual varia ao longo do tempo (do ano 1 até o ano 20) devido à perda de espessura do material no caso da chapa e a diminuição do diâmetro no

² Este cálculo considera a existência de 80 guindastes similares, cada um deles submetido a um carregamento de teste igual a 12,26 kN (1250 kgf). A probabilidade acumulada refere-se à possibilidade de um destes guinchos falhar no teste realizado.

caso dos parafusos , e a tabela 6.20 que mostra os passos para calcular a probabilidade de falha.

ano	s (MPa)
1	469,0
2	471,8
3	474,6
4	477,4
5	480,3
6	483,2
7	486,1
8	489,0
9	491,9
10	494,9
11	497,9
12	500,9
13	504,0
14	507,0
15	510,1
16	513,2
17	516,4
18	519,5
19	522,7
20	526,0

Tabela 6.19 - Tensão Normal no ponto 11 (parafuso do pistão) ao longo do tempo.

	Tabela 6.19	eq. (6.19)	eq. (6.22)	CV*s	item 3.3.1	6% _s
ano	s (MPa)	S _e (με)	CV (%)	S _a (με)	S _u (MPa)	s _{Su} (MPa)
1	469,0	77,2	0,03	14,7	830	49,8
2	471,8	77,2	0,03	14,8	830	49,8
3	474,6	77,2	0,03	14,9	830	49,8
4	477,4	77,2	0,03	15,0	830	49,8
5	480,3	77,2	0,03	15,1	830	49,8
6	483,2	77,2	0,03	15,2	830	49,8
7	486,1	77,2	0,03	15,3	830	49,8
8	489,0	77,2	0,03	15,4	830	49,8
9	491,9	77,2	0,03	15,5	830	49,8
10	494,9	77,2	0,03	15,6	830	49,8
11	497,9	77,2	0,03	15,6	830	49,8
12	500,9	77,2	0,03	15,7	830	49,8
13	504,0	77,2	0,03	15,8	830	49,8
14	507,0	77,2	0,03	15,9	830	49,8
15	510,1	77,2	0,03	16,0	830	49,8
16	513,2	77,2	0,03	16,1	830	49,8
17	516,4	77,2	0,03	16,2	830	49,8
18	519,5	77,2	0,03	16,3	830	49,8
19	522,7	77,2	0,03	16,4	830	49,8
20	526,0	77,2	0,03	16,5	830	49,8

Su-s	eq. (6.26)	eq. (6.27)	eq. (6.28)	Pof (z)*4
M	S _M (MPa)	z	Pof (z)	Pof (z) - 4 eventos
361,0	51,9	-7,0	1,8E-12	7,3E-12
358,2	52,0	-6,9	2,7E-12	1,1E-11
355,4	52,0	-6,8	4,1E-12	1,6E-11
352,6	52,0	-6,8	6,1E-12	2,4E-11
349,7	52,0	-6,7	9,1E-12	3,6E-11
346,8	52,1	-6,7	1,4E-11	5,4E-11
343,9	52,1	-6,6	2,0E-11	8,1E-11
341,0	52,1	-6,5	3,0E-11	1,2E-10
338,1	52,1	-6,5	4,5E-11	1,8E-10
335,1	52,2	-6,4	6,7E-11	2,7E-10
332,1	52,2	-6,4	1,0E-10	4,0E-10
329,1	52,2	-6,3	1,5E-10	5,9E-10
326,0	52,3	-6,2	2,2E-10	8,8E-10
323,0	52,3	-6,2	3,3E-10	1,3E-09
319,9	52,3	-6,1	4,8E-10	1,9E-09
316,8	52,3	-6,1	7,2E-10	2,9E-09
313,6	52,4	-6,0	1,1E-09	4,3E-09
310,5	52,4	-5,9	1,6E-09	6,3E-09
307,3	52,4	-5,9	2,3E-09	9,3E-09
304,0	52,5	-5,8	3,4E-09	1,4E-08

Pof total-20 anos	4,2E-08
-------------------	---------

Tabela 6.20 – Esquema do cálculo da Probabilidade de falha no ponto 11 (parafuso do pistão).

As probabilidades de falha totais, de todos os pontos analisados na estrutura após 20 anos, para este mecanismo se falha são mostradas na tabela 6.21.

Componente	Ponto	Pof total
Lança	1	4,0E-50
	2	2,7E-15
	x	4,3E-12
	3	8,0E-14
	3,2	1,8E-15
	3,5	1,0E+00
	4	1,9E-16
	5	4,9E-19
Parafuso do Pistão	6	8,6E-23
	7	4,0E-50
	8	7,2E-52
	9	7,0E-25
	10	3,6E-16
	11	4,2E-08
	12	4,5E-16
	13	5,7E-27
Parafuso da Articulação	14	7,5E-56
	15	6,1E-52
	16	3,4E-44
	17	4,9E-25
	18	1,6E-17
	19	3,3E-23
	20	6,6E-43
	21	2,5E-50
Parafuso do Cilindro	22	3,8E-52
	23	1,8E-51
	24	3,4E-43
	25	1,6E-38
	26	5,7E-41
	27	2,3E-44
	28	1,5E-46
	29	3,1E-49
Suporte da Articulação	30	1,0E-33
	30,5	3,3E-17
	31	4,1E-25
Sup. Cilindro	32	5,8E-33
	32,5	1,5E-14
Base	33	1,6E-13
	33,5	2,3E-03
	34	3,6E-05
	35	6,6E-10
	36	1,6E-17
	37	7,7E-25
	38	2,4E-36
Coluna	39	2,4E-26
	40	1,6E-09

Tabela 6.21 – Probabilidade de Falha por carregamento excessivo considerando corrosão.

A figura 6.39 mostra a probabilidade de falha total (depois de 20 anos de operação) para este mecanismo de falha em cada ponto analisado da estrutura. Diante dos resultados, os pontos com maior probabilidade de falha para este mecanismo de dano foram: o ponto 3.5 da base, o qual alcança o estado crítico ($P_{of} = 1$) no segundo ano de operação (ver Figura 6.40), o ponto 11 do parafuso-pino do pistão e os pontos 33.5 e 34 da base.

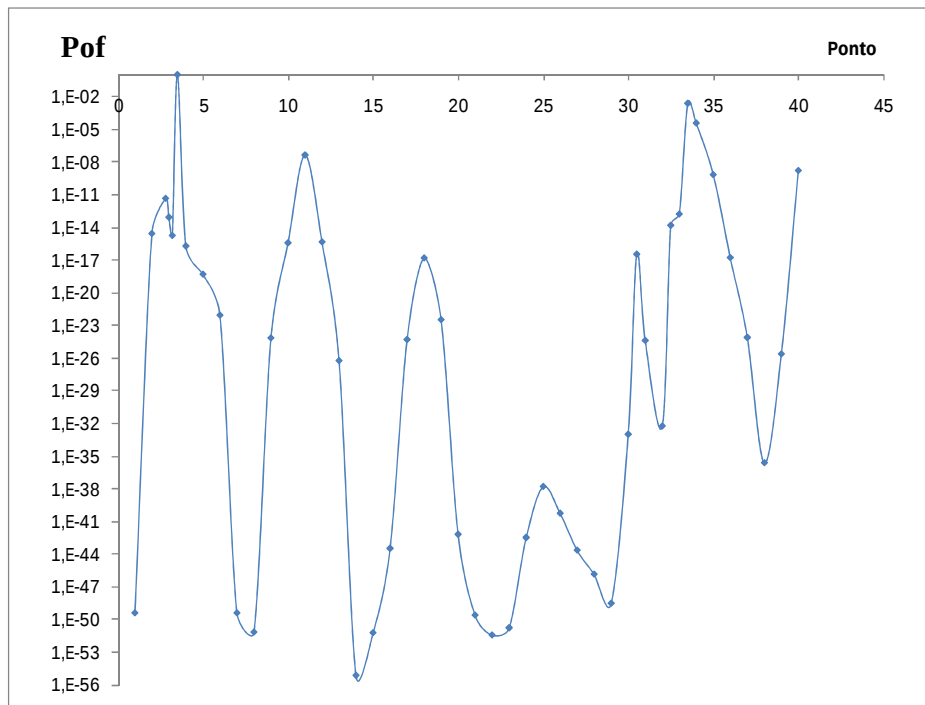


Figura 6.39 – Probabilidade de falha total para este mecanismo.

A figura 6.40 mostra como aumenta a probabilidade de falha dos pontos mais solicitados de cada parte da estrutura durante o período de 20 anos, este aumento na probabilidade de falha é reforçado pela perda de espessura do material ano a ano, o que origina um aumento de tensão no ponto. O cálculo foi feito considerando a evolução ano a ano da probabilidade de falha (tabela 6.20) e considerando a soma de eventos anteriores, ou seja, a probabilidade no ano 2 é o acumulado do ano 1 e o ano 2.

Nesta Figura observa-se que o ponto 3.5 da lança atinge um estado crítico ($P_{of} = 1$) ao segundo ano de operação, este ponto é considerado como de alta prioridade para inspeções futuras e deverá ter uma frequência de inspeção muito maior em comparação com outros pontos.

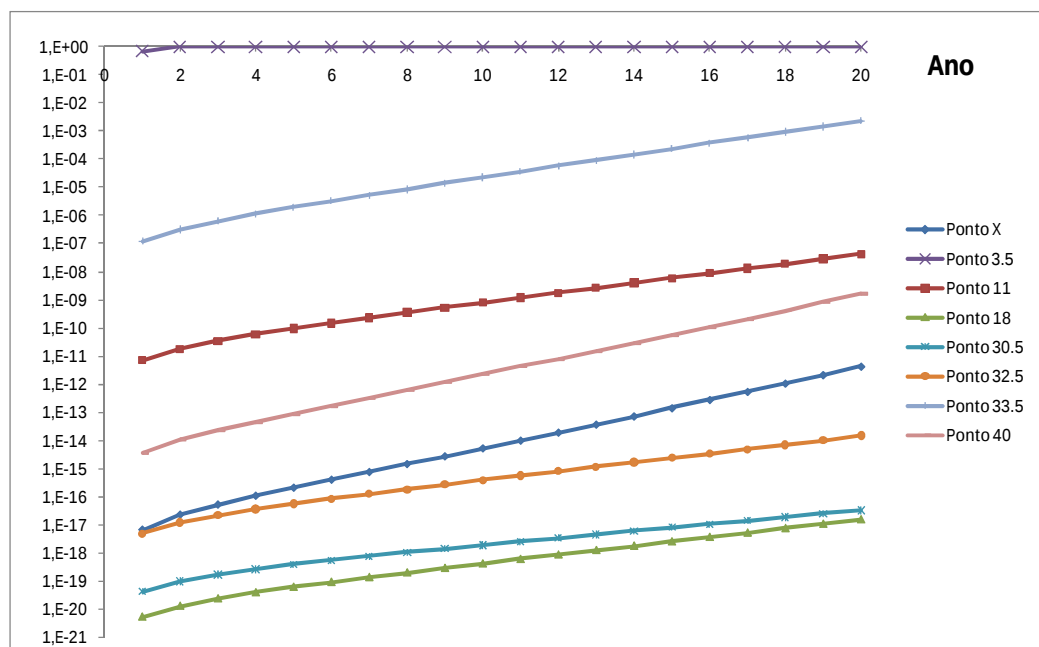


Figura 6.40 - Probabilidade de falha por ano dos pontos mais solicitados da estrutura.

6.8. Probabilidade de Falha por Fadiga

Este trabalho usa e compara os resultados de dois modelos para cálculo de fadiga considerando uma história de carregamento não uniforme

6.8.1. Modelo 1

O primeiro modelo baseia-se na consideração que cada carregamento é um evento e que a probabilidade de falha total é a resultante da soma da probabilidade de falha de cada evento, isto é, a regra de acumulação de dano é representada pela soma das probabilidades de eventos existentes.

6.8.1.1. Probabilidades de Falha para Fadiga de elementos sem solda

Devido ao fato de contar com desvios padrões de tensão (ver 6.6), foi considerado um modelo de cálculo para a probabilidade de falha que utiliza as tensões alternadas σ_a como demanda e a resistência S_a como capacidade, para o caso de elementos sem solda. Este modelo considerou o método SN associado ao método do diagrama de Goodman. A figura 6.41 mostra um esquema do cálculo da resistência S_a : entra-se no diagrama SN com a quantidade de ciclos (n) para estimar $S_{f(n)}$; assim, com este valor, entra-se na curva de Goodman e calcula-se S_a .

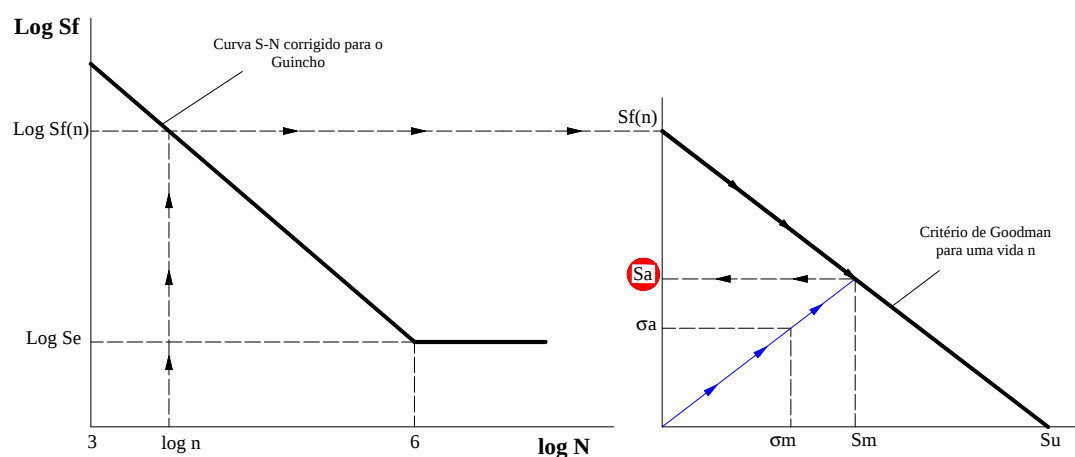


Figura 6.41 – Esquema para o cálculo de S_a (Modelo 1).

Os diagramas de Goodman e Gerber são muito usados na prática. O critério de Goodman foi considerado nos cálculos neste trabalho por ser um critério mais conservador e comumente usado em projetos de fadiga de alto ciclo, em comparação com o diagrama de Gerber. O diagrama de Soderberg tende a ser conservativo demais mas é usado em alguns códigos de projeto.

A figura 6.42 mostra a comparação entre as interferências das variáveis tensão e resistência considerando o critério de Goodman e Gerber para uma tensão determinada. Pode-se notar que a probabilidade de falha será maior ao considerar o critério de Goodman.

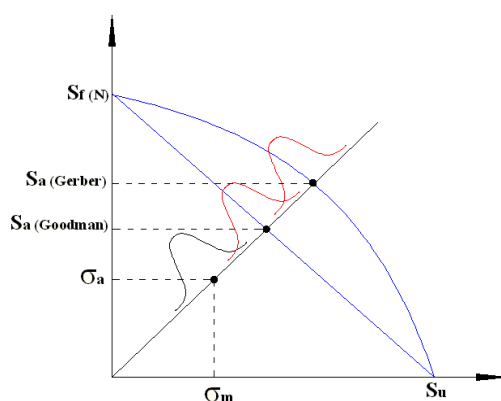


Figura 6.42 - Interferência entre as variáveis S_a - σ_a considerando o critério de Goodman e Gerber.

Para o desenvolvimento do modelo assumiu-se uma história de carregamento para o guincho conforme na figura 6.43

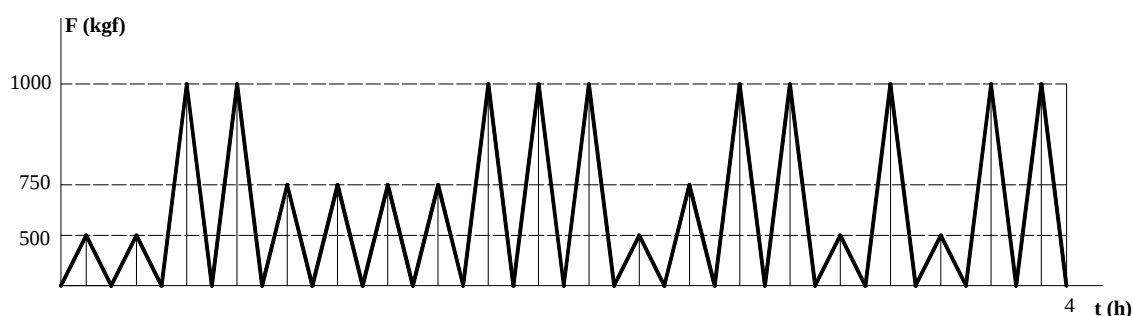


Figura 6.43 - História de carregamento do guincho.

Podem-se subdividir os carregamentos em três níveis: baixo – 0 a 500 kgf; médio– 0 a 750 kgf e alto – 0 a 1000 kgf. A história de carregamento representativa do guincho mostra o número de vezes que cada nível de

carregamento ocorre por hora. A tabela 6.22 apresenta o resultado desta contagem, juntamente com o número de ciclos para uma vida do guincho igual a 20 anos.

Eventos de carga	Níveis de carregamento	Nº de ocorrências por hora	Nº de horas trabalhadas por dia	Quantidade de dias trabalhados por ano	Nº de ciclos de carregamento em 20 anos
1	0 a 500 kgf	1,25	5	250	31250
2	0 a 750 kgf	1,25	5	250	31250
3	0 a 1000 kgf	2,5	5	250	62500

Tabela 6.22 – Número de ciclos estabelecidos no guincho.

Considerando as expressões para estimar a curva SN (ver 4.1.1) para o material da chapa (ASTM A242 com $S_u = 485 \text{ MPa}$) e assumindo um fator de acabamento em todos os pontos de 0.66 (laminado a quente) e fator de tamanho de 0.9 tem-se que :

$$S_L (10^6) = 143.5 \text{ MPa.}$$

$$S_F (10^3) = 368.6 \text{ MPa.}$$

Desta forma, mostra-se na figura 6.44 a curva S-N considerada para os pontos com material da chapa ASTM-A242.

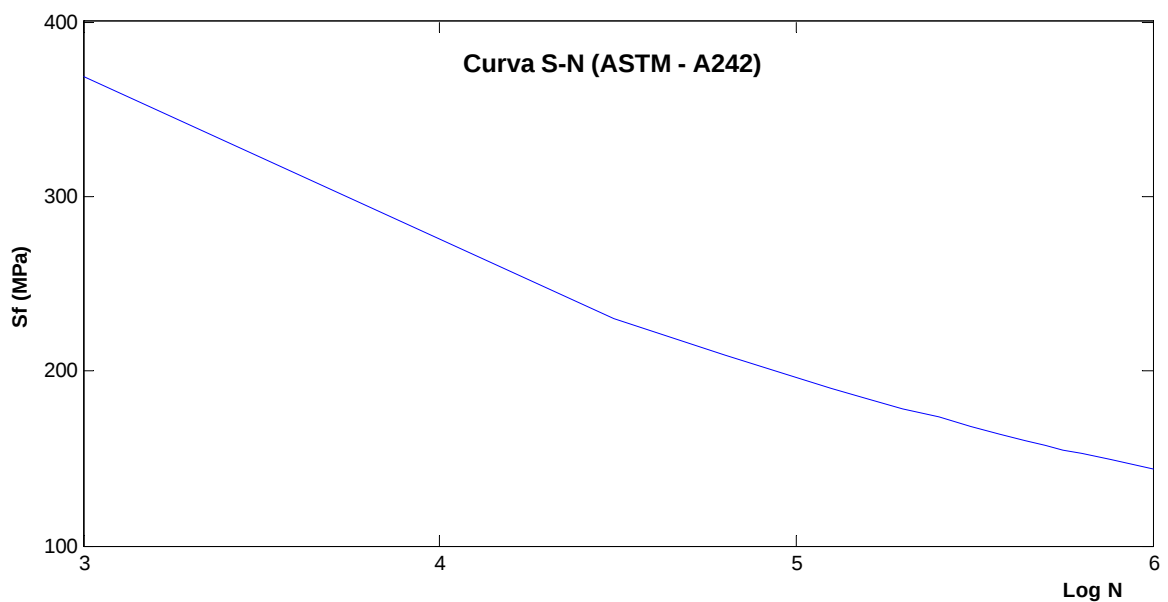


Figura 6.44 - Curva SN para material da chapa (ASTM-A242).

Para o material dos parafusos-pinos (ASTM A325) considerando um fator de acabamento de 0.65 (usinado) e fator de tamanho de 0.9 tem-se que:

$$S_L (10^6) = 280.0 \text{ MPa.}$$

$$S_F (10^3) = 630.8 \text{ MPa.}$$

Desta forma mostra-se na figura 6.45 a curva S-N considerada para os parafusos-pinos.

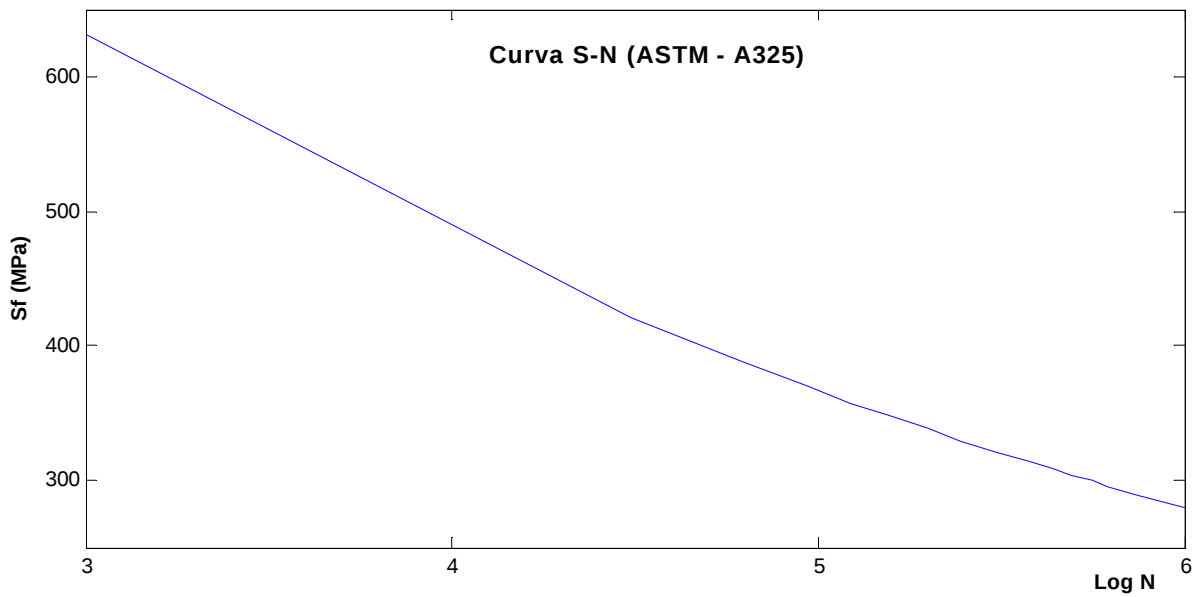


Figura 6.45 - Curva SN para material dos parafusos-pino (ASTM-A325).

No caso do cálculo da probabilidade de falha para fadiga pelo método SN assumiu-se que a razão σ_a/σ_m não varia durante toda a vida da peça; que S e σ são variáveis aleatórias gaussianas; e que pode-se usar um diagrama σ_a/σ_m apropriado para calcular a resistência à componente alternada da carga S_a [4]. Dado um valor de σ_m , calcula-se a probabilidade de falha comparando-se o valor da tensão alternada σ_a com a resistência S_a , que é a resistência à tensão alternada s_a para uma dada vida N.

$$s_a = \frac{S_{\max} - S_{\min}}{2} \quad (6.29)$$

$$s_m = \frac{S_{\max} + S_{\min}}{2} \quad (6.30)$$

A resistência à fadiga S_f para uma quantidade de ciclos n , a resistência à ruptura S_u do material, a tensão alternada s_a e a tensão média s_m são relacionadas entre si por meio da relação de Goodman, como se mostra na equação (6.31).

$$\frac{s_a}{S_{f(n)}} + \frac{s_m}{S_u} = \frac{1}{j_F} \quad (6.31)$$

Sabendo que o fator de segurança é dado pela equação (6.32) e a relação entre a tensão alternada s_a e a tensão média s_m é dada pela equação (6.33).

$$j_F = \frac{S_a}{s_a} = \frac{S_m}{s_m} \quad (6.32)$$

$$s_a = k.s_m \quad (6.33)$$

Pode-se encontrar uma expressão para a resistência à tensão alternada S_a , a qual se mostra na equação (6.34).

$$S_a = \frac{S_f}{\left(1 + \frac{S_f}{k.S_u}\right)} \quad (6.34)$$

Desta forma, define-se a variável margem M com valor médio igual a:

$$\overline{M} = \overline{S_a} - \overline{s_a} \quad (6.35)$$

A variável padrão z_M de M é dada por:

$$Z_M = \frac{M - \overline{M}}{s_M} \quad (6.36)$$

Considerando a operação de subtração na tabela 6.17 tem-se que o desvio padrão de M é:

$$s_M = \sqrt{s_{S_a}^2 + s_{s_a}^2} \quad (6.37)$$

Para calcular o desvio padrão de S_a inicia-se da equação (6.34) e sabendo que $k = \sigma_a/\sigma_m = 1$ ($s_{\min} = 0$ então $s_a = s_m$), a expressão para calcular S_a fica :

$$S_a = \frac{S_f}{(1 + \frac{S_f}{S_u})} = \frac{S_f \cdot S_u}{S_f + S_u} \quad (6.38)$$

Divide-se S_a em duas funções, tal como se apresenta nas equações (6.39) e (6.40).

$$f_1 = S_f \cdot S_u \quad (6.39)$$

$$f_2 = \frac{1}{S_f + S_u} \quad (6.40)$$

Desta forma tem-se que:

$$S_a = f_1 \cdot f_2 \quad (6.41)$$

Consideram-se as equações (6.42) e (6.43) para o cálculo da derivada da função $f_{(x)}$.

$$f_{(x)} = f_{1(x)} \cdot f_{2(x)} \quad (6.42)$$

$$f'_{(x)} = f_{1(x)} \cdot f'_{2(x)} + f'_{1(x)} \cdot f_{2(x)} \quad (6.43)$$

Desta forma e utilizando a regra da cadeia para calcular a derivada de $f_{(x)}$, tem-se

$$d_{S_a} = \frac{\partial S_a}{\partial S_f} \cdot d_{S_f} + \frac{\partial S_a}{\partial S_u} \cdot d_{S_u} \quad (6.44)$$

Utilizando as equações 6.42 e 6.43 para encontrar as derivadas parciais de S_a em função de S_f e S_u , tem-se:

$$\frac{\partial S_a}{\partial S_f} = -\frac{S_f \cdot S_u}{(S_f + S_u)^2} + \frac{S_u}{(S_f + S_u)} = \frac{S_u}{(S_f + S_u)} \left[1 - \frac{S_f}{(S_f + S_u)} \right] \quad (6.45)$$

$$\frac{\partial S_a}{\partial S_u} = -\frac{S_f \cdot S_u}{(S_f + S_u)^2} + \frac{S_f}{(S_f + S_u)} = \frac{S_f}{(S_f + S_u)} \left[1 - \frac{S_u}{(S_f + S_u)} \right] \quad (6.46)$$

Faz-se a substituição das equações (6.38) , (6.45), (6.46) na equação (6.44):

$$\frac{d_{S_a}}{S_a} = \left(\frac{S_u}{S_f + S_u} \right) \frac{d_{S_f}}{S_f} + \left(\frac{S_f}{S_f + S_u} \right) \frac{d_{S_u}}{S_u} \quad (6.47)$$

Finalmente tem-se a expressão para o cálculo do desvio padrão de S_a

$$s_{S_a} = S_a \sqrt{\left[\left(\frac{S_u}{S_f + S_u} \right) \frac{s_{S_f}}{S_f} \right]^2 + \left[\left(\frac{S_f}{S_f + S_u} \right) \frac{s_{S_u}}{S_u} \right]^2} \quad (6.48)$$

Para calcular o desvio padrão de s_a considera-se a equação (6.49), a qual é rerepresentada por:

$$s_a = \frac{s_{\max} - s_{\min}}{2} \quad (6.49)$$

No caso particular do guincho não foi considerado o peso próprio³ da máquina como carga, assim tem-se que $s_{\min}=0$:

$$s_a = \frac{1}{2} \cdot s_{\max} \quad (6.50)$$

Para calcular o desvio padrão de s_a considera-se a operação de multiplicação por uma constante da tabela 6.17, então o desvio padrão de s_a .

³ Em máquinas de grande porte, o peso próprio deve ser considerado como carga ($s_{\min} > 0$)

$$s_{s_a} = \frac{1}{2} \cdot s_{s_{\max}} \quad (6.51)$$

Desta forma o desvio padrão de M é:

$$s_M = \sqrt{s_{s_a}^2 + s_{s_a}^2} \quad (6.52)$$

E a variável padrão z_M fica :

$$z_M = \frac{M - \bar{M}}{\sqrt{s_{s_a}^2 + s_{s_a}^2}} \quad (6.53)$$

A probabilidade de falha é a probabilidade da variável M ser menor que zero, e é dada por:

$$POF(M < 0) = POF\left(z_M < -\frac{\bar{M}}{s_M}\right) \quad (6.54)$$

Considerou-se, também, um desvio padrão igual a 6% [25] com relação ao valor médio esperado para a resistência à tração S_u .

Para o cálculo do desvio padrão da resistência à fadiga S_{Sf} considerou-se um desvio padrão de 15% e de 6%[25] com relação ao valor médio esperado para o limite de fadiga $S_{f(10^6)}$ e para a resistência à fadiga $S_{f(10^3)}$ respectivamente. Considera-se que a resistência à fadiga somada ao seu desvio padrão segue uma curva SN, tal como se mostra na equação 6.55.

$$N \cdot (S_f + s_{Sf})^{m'} = A' \quad (6.55)$$

Sabe-se que para o material da chapa:

$$S_L (10^6) = 143,5 \text{ MPa.}$$

$$S_F (10^3) = 368,6 \text{ MPa.}$$

$$10^3 \cdot (368,6 + 0,06 \cdot 368,6)^{m'} = A'$$

$$10^3 \cdot (143,5 + 0,15 \cdot 143,5)^{m'} = A'$$

Desta forma calcula-se os valores de $m'=8,02$ e $A'=5,94 \cdot 10^{23}$. Sabendo que para o evento 1 ($n=31250$) corresponde um valor da resistência à fadiga $S_{f(n)}=230,36$ MPa., resolve-se a equação (6.55) obtendo um valor do desvio padrão $s_{Sf}=11\%$ do valor médio esperado. A tabela 6.23 mostra o valor do coeficiente de variação de S_f para os diferentes eventos tanto para o material da chapa como para os parafusos.

evento	CV Sf material chapa	CV Sf material parafuso
1	0,10	0,10
2	0,10	0,10
3	0,11	0,11

Tabela 6.23 - Coeficientes de variação de S_f .

O cálculo da probabilidade total considerando os três eventos de carga (tabela 6.22) foi realizado assumindo que as probabilidades de falha por fadiga para os três carregamentos formam parte de um sistema em serie, ou seja, que a falha de qualquer um destes eventos provoca a falha de todo o sistema [5], e considerando cada evento independente. Assim, dado um determinado período de uso (n ciclos), as probabilidades referentes a $M_n < S_{an} - s_a$ são calculadas e substituídas na equação (6.56) que calcula a probabilidade de falha total para a vida indicada.

$$Pof_{total} = 1 - (1 - Pof_{ev,1})(1 - Pof_{ev,2}) \dots (1 - Pof_{ev,n}) = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - Pof_{ev,i}) \quad (6.56)$$

A título de exemplo, a tabela 6.24 apresenta um esquema do procedimento para calcular a probabilidade de falha no ponto 11 após 20 anos, considerando os três eventos de carga (n_1 , n_2 e n_3 da tabela 6.22).

			eq. (6.29)	item 3.3.1	6% Su	Figura 6.45
evento	S _{min}	S _{max}	S _a	S _u	SS _u	S _f
1	0	186,5	93,3	830	49,8	420,8
2	0	279,8	139,9	830	49,8	420,8
3	0	373,0	186,5	830	49,8	387,9

tabela 6.23	eq. (6.38)	eq. (6.48)	eq. (6.51)	Sa-sa	eq. (6.52)	eq. (6.53)	eq. (6.54)
SS _f	S _a	SS _a	S _{s a}	M	s _M	z	Pof (z)
43,7	279,2	20,1	2,9	186,0	20,3	-9,17	2,3E-20
43,7	279,2	20,1	4,4	139,4	20,5	-6,78	5,8E-12
43,8	264,3	21,0	5,9	77,8	21,8	-3,57	1,8E-04

eq. (6.56)	
Pof _{total} (z)	1,8E-04

Tabela 6.24 - Probabilidade de falha no ponto 11 após 20 anos.

6.8.1.2. Probabilidade de Falha para Fadiga de elementos com solda

Para este modelo considera-se o valor da gama de tensões σ_s como demanda e o limite de fadiga σ_S como capacidade. O procedimento baseou-se no método de cálculo para estruturas soldadas proposto pela API RP 579 [21]. No presente estudo, usou-se a classe 80 para os pontos ao longo da lança, da estrutura da base e da coluna, a classe 50 para pontos localizados no suporte onde se apoia o cilindro hidráulico e pontos na junção coluna-estrutura da lança e a classe 63 nos pontos da união base-coluna. Consideraram-se os mesmos eventos de carga estabelecidos na figura 6.43. Os detalhes de cada classe escolhida são mostrados nas figuras 6.46, 6.47 e 6.48.

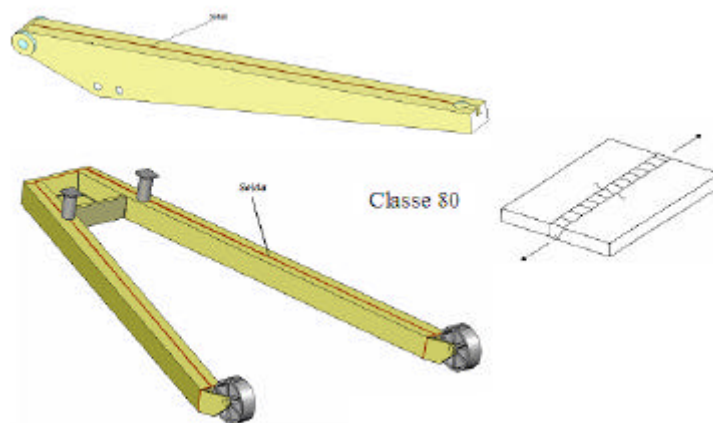


Figura 6.46 – Detalhe da Classe 80 na lança e base da Estrutura.

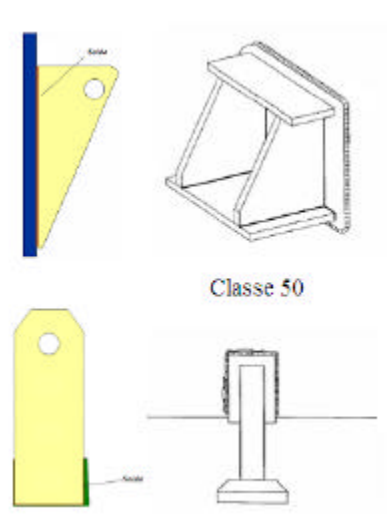


Figura 6.47 - Detalhe da Classe 50 nos reforços da Estrutura.

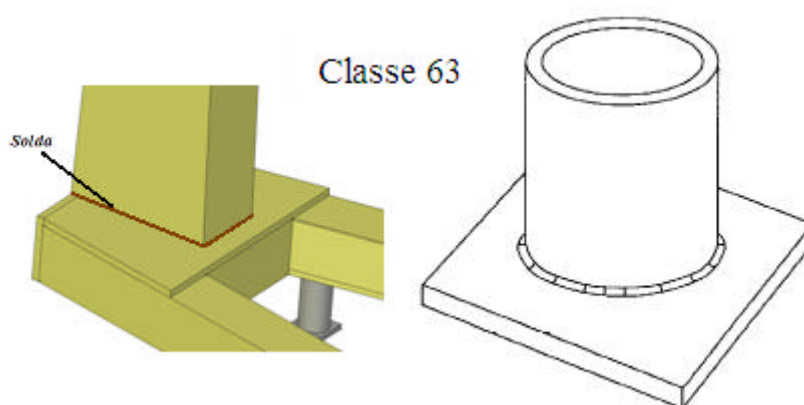


Figura 6.48 - Detalhe da Classe 63 na Coluna.

No cálculo da probabilidade de falha compara-se o valor da gama de tensões σ_s com o limite de fadiga σ_S , assim definiu-se a variável margem M como:

$$\overline{M} = \overline{\Delta S} - \overline{\Delta s} \quad (6.57)$$

Sendo σ_S o limite de fadiga para cada detalhe de solda, dado na tabela 4.1 e σ_s a gama de tensões que é definida por:

$$\overline{\Delta s} = \overline{s}_{\max} - \overline{s}_{\min} \quad (6.58)$$

Sabe-se que para o guincho $s_{\min}=0$ então

$$\overline{\Delta s} = \overline{s}_{\max} \quad (6.59)$$

O desvio padrão para a gama de tensões σ_s é dado pela equação (6.60)

$$s_{\Delta s} = s_{s_{\max}} \quad (6.60)$$

O desvio padrão considerado para o limite de fadiga σ_S é de 15% do valor médio, mas o valor de σ_S calculado na curva SN ($\Delta S^m . n_i = A$) com os coeficientes da tabela 4.1 já é defasado em dois desvios padrões, ou seja :

$$\Delta S_{\text{tabela}} = \overline{\Delta S} - 2.s_{\Delta S} \quad (6.61)$$

Sabe-se que :

$$\frac{s_{\Delta S}}{\overline{\Delta S}} = 0,15 \quad (6.62)$$

Finalmente tem-se que:

$$\overline{\Delta S} = \frac{\Delta S_{\text{tabela}}}{0,7} \quad (6.63)$$

Assim o desvio padrão de M é:

$$s_M = \sqrt{s_{\Delta S}^2 + s_{\Delta s}^2} \quad (6.64)$$

A variável padrão z_M de M é dada por:

$$z_M = \frac{-\bar{M}}{\sqrt{s_{\Delta s}^2 + s_{\Delta s}^2}} \quad (6.65)$$

Da equação (6.54) tem-se que a probabilidade de falha é a probabilidade da variável M ser menor que zero e é dada por:

$$POF(M < 0) = POF\left(z_M < -\frac{\bar{M}}{s_M}\right) \quad (6.66)$$

O cálculo da probabilidade total considerando os três eventos de carga (tabela 6.22) foi realizado assumindo-se que as probabilidades de falha por fadiga para os três carregamentos são independentes. Assim, dado um determinado período de uso (n ciclos), as probabilidades referentes a $M_n < ? S_n - ? s$ são calculadas e substituídas na equação (6.56) que calcula a probabilidade de falha total para a vida indicada. Os passos para calcular a probabilidade de falha no ponto 3 (lança) são mostrados na tabela 6.25.

			eq. (5.57)	eq. (5.59)	tabela 4.2
evento	$s_{\min}$	$s_{\max}$	$? s$	$s_{? s}$	$? Stab$
1	0	63,1	63,1	7,9	319,6
2	0	94,6	94,6	11,8	319,6
3	0	126,1	126,1	15,8	253,7

eq. (5.62)	15% $? S$	$? S - ? s$	eq. (5.63)	eq. (5.64)	eq. (5.65)
$? S$	$s_{? s}$	M	s_M	z	Pof (z)
456,5	68,5	393,5	68,9	-5,71	5,7E-09
456,5	68,5	362,0	69,5	-5,21	9,5E-08
362,4	54,4	236,3	56,6	-4,17	1,5E-05

eq. (5.55)	
Pof _{total} (z)	1,5E-05

Tabela 6.25 – Probabilidade de falha no ponto 3 após 20 anos.

Apresenta-se a tabela 6.26 com as probabilidades de falha para cada evento e as probabilidades totais dos pontos com e sem solda para fadiga considerando o Modelo 1 em um prazo total de 20 anos.

Componente	Ponto	Evento 1	Evento 2	Evento 3	Pof Total - Mod. 1
Lança	1	1,0E-33	1,0E-33	1,0E-33	1,0E-33
	2	4,1E-09	6,1E-08	8,2E-06	8,3E-06
	3	5,7E-09	9,5E-08	1,5E-05	1,5E-05
	4	2,8E-09	3,6E-08	4,0E-06	4,0E-06
	5	1,3E-09	1,3E-08	9,7E-07	9,8E-07
	6	5,0E-10	3,2E-09	1,3E-07	1,4E-07
	7	1,0E-33	1,0E-33	1,0E-33	1,0E-33
Parafuso do Pistão	8	4,2E-43	2,1E-41	6,6E-33	6,6E-33
	9	2,2E-30	5,0E-24	8,0E-15	8,0E-15
	10	1,5E-25	5,5E-18	2,8E-09	2,8E-09
	11	2,3E-20	5,8E-12	1,8E-04	1,8E-04
	12	1,7E-25	6,4E-18	3,2E-09	3,2E-09
	13	1,7E-34	1,1E-29	1,8E-20	1,8E-20
	14	8,2E-45	7,4E-44	1,2E-35	1,2E-35
Parafuso da Articulação	15	4,9E-43	2,7E-41	8,7E-33	8,7E-33
	16	1,4E-39	2,2E-36	1,9E-27	1,9E-27
	17	3,3E-30	8,4E-24	1,3E-14	1,3E-14
	18	4,7E-26	1,4E-18	8,3E-10	8,3E-10
	19	3,1E-29	1,5E-22	2,0E-13	2,0E-13
	20	5,6E-39	1,4E-35	1,4E-26	1,4E-26
	21	2,5E-42	2,8E-40	1,1E-31	1,1E-31
Parafuso do Cilindro	22	3,2E-43	1,4E-41	4,3E-33	4,3E-33
	23	6,1E-43	3,7E-41	1,2E-32	1,2E-32
	24	2,9E-39	5,7E-36	5,3E-27	5,3E-27
	25	4,0E-37	5,4E-33	7,4E-24	7,4E-24
	26	3,0E-38	1,5E-34	1,7E-25	1,7E-25
	27	8,5E-40	1,0E-36	8,5E-28	8,5E-28
	28	8,8E-41	4,3E-38	2,7E-29	2,7E-29
	29	5,8E-42	9,2E-40	4,2E-31	4,2E-31
Suporte da Articulação	30	3,4E-35	8,8E-30	1,4E-20	1,4E-20
	30,5	3,2E-25	1,5E-17	2,9E-09	2,9E-09
	31	6,3E-09	1,3E-07	2,8E-05	2,8E-05
Sup. Cilindro	32	2,4E-10	1,5E-09	7,1E-08	7,2E-08
	32,5	4,1E-07	2,7E-05	1,2E-02	1,2E-02
Base	33	8,0E-09	1,5E-07	2,7E-05	2,7E-05
	33,5	4,6E-07	2,9E-05	1,3E-02	1,3E-02
	34	1,9E-07	9,5E-06	4,0E-03	4,0E-03
	35	2,7E-08	7,8E-07	2,2E-04	2,2E-04
	36	2,3E-09	2,8E-08	2,8E-06	2,8E-06
	37	3,1E-10	1,6E-09	4,9E-08	5,1E-08
	38	2,0E-11	3,0E-11	1,1E-10	1,6E-10
Coluna	39	1,7E-10	7,0E-10	1,4E-08	1,4E-08
	40	1,7E-07	8,8E-06	3,7E-03	3,7E-03

Tabela 6.26 - Probabilidade de Falha para fadiga para 20 anos – modelo 1.

A figura 6.49 mostra a probabilidade de falha total para este mecanismo de falha em cada ponto analisado da estrutura. Pode-se notar que os pontos com maior probabilidade de falha foram: o ponto 3 da lança, o ponto 11 do parafuso-pino do Pistão, o ponto 32.5 do Suporte do cilindro, o ponto 33.5 da Base e ponto 40 da Coluna.

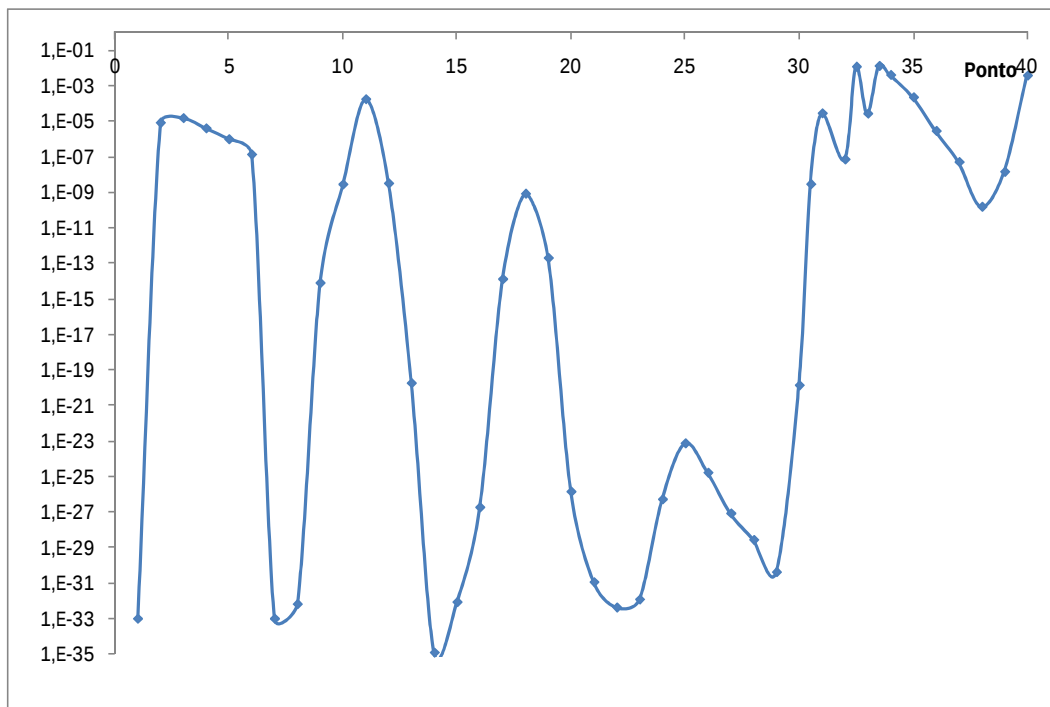


Figura 6.49 - Probabilidade de falha total para este mecanismo – Modelo 1.

6.8.2. Modelo 2

O segundo modelo procura usar a regra linear de acúmulo de dano de Miner [25]. Desenvolvimentos mais complexos para a solução deste problema foram propostos em [23], mas sua aplicação está fora do escopo desta dissertação. Este modelo considera perda de espessura da estrutura da máquina devido à corrosão.

6.8.2.1. Probabilidades de Falha para Fadiga de elementos sem solda

Este modelo é baseado na formulação clássica de interferência entre a capacidade e a demanda. No caso específico, a variável associada à capacidade será definida como o dano crítico, D_c , e a demanda será associada ao nível de dano que possa ter sido acumulado em regiões específicas da estrutura após a aplicação de n ciclos de carregamento D .

O conceito de dano pode ser associado a qualquer perda parcial da funcionalidade de uma peça ou equipamento. Assim, sendo D o dano, se uma peça virgem tem $D=0$, e se $D=1$ representa uma falha terminal, então, há dano parcial se $0 < D < 1$ [20]. O dano causado por cada evento de carga pode ser quantificado pela seguinte expressão:

$$d_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (6.67)$$

onde n_i é o número de ciclos em que o evento atuou na peça e N_i é o número de ciclos que a peça duraria se apenas este evento nela atuasse. A regra de acúmulo de Miner prevê a falha quando a soma dos danos igualar D_c , este dano crítico geralmente feito igual a 1 (acúmulo linear).

Neste estudo o dano acumulado para os três eventos de carga considerados é dado por:

$$D = d_1 + d_2 + d_3 \quad (6.68)$$

Para calcular a probabilidade de falha compara-se o valor do dano acumulado (D) com o valor do dano crítico (D_c). Desta forma, define-se a variável margem M com valor médio igual a:

$$\overline{M} = \overline{D_c} - \overline{D} \quad (6.69)$$

A variável padrão z_M de M é dada por:

$$z_M = \frac{M - \overline{M}}{s_M} \quad (6.70)$$

Considerando a operação de subtração na tabela 6.17 tem-se que o desvio padrão de M é:

$$s_M = \sqrt{s_{D_c}^2 + s_D^2} \quad (6.71)$$

Considera-se de [23] que o dano crítico D_c tem uma distribuição gaussiana com um valor médio igual a 1 e um desvio padrão maior do que 20% deste valor. Neste trabalho será usado 30%.

Considerando a equação (6.68) e a operação de soma na tabela 6.17, tem-se que o valor do desvio padrão do dano acumulado é dado por:

$$s_D = \sqrt{s_{d_1}^2 + s_{d_2}^2 + s_{d_3}^2} \quad (6.72)$$

Da equação (6.66) e considerando a operação divisão da tabela 6.17 tem-se que o desvio padrão do dano em cada evento é dado por :

$$s_{di} = d_i \sqrt{\left(\frac{s_{n_i}}{n_i}\right)^2 + \left(\frac{s_{N_i}}{N_i}\right)^2} \quad (6.73)$$

Supondo n_i determinístico, tem-se que o desvio padrão $s_{ni} = 0$. Então a equação (6.73) fica:

$$s_{di} = d_i \cdot \frac{s_{N_i}}{N_i} \quad (6.74)$$

Desta forma a equação 6.72 é rerepresentada da seguinte forma :

$$s_D = \sqrt{\left(\frac{d_1 \cdot s_{N_1}}{N_1}\right)^2 + \left(\frac{d_2 \cdot s_{N_2}}{N_2}\right)^2 + \left(\frac{d_3 \cdot s_{N_3}}{N_3}\right)^2} \quad (6.75)$$

Para o cálculo do desvio padrão de N, parte-se da curva SN:

$$S^m \cdot N = A \quad (6.76a)$$

$$N = A \cdot S^{-m} \quad (6.76b)$$

Supondo A e m determinísticos⁴, e considerando as operações de potência e multiplicação por uma constante da tabela 6.17 tem-se que:

$$\frac{s_{N_i}}{N_i} = \left(\frac{s_{S_{fi}}}{S_{fi}} \right) m \quad (6.77)$$

Da equação de Goodman tem-se que o limite de fadiga S_{fi} é dado por:

$$S_{fi} = \frac{s_{ai} \cdot S_u}{S_u - s_{ai}} \quad (6.78)$$

Assim, análogo ao cálculo do desvio padrão de S_a no modelo 1 tem-se uma expressão para o desvio padrão de S_{fi} .

$$s_{S_{fi}} = S_{fi} \sqrt{\left[\left(\frac{S_u}{S_u - s_{ai}} \right) \frac{s_{s_{ai}}}{s_{ai}} \right]^2 + \left[\left(\frac{s_{ai}}{S_u - s_{ai}} \right) \frac{s_{S_u}}{S_u} \right]^2} \quad (6.79)$$

Da equação (6.49) sabe-se que:

$$s_{s_{ai}} = \frac{1}{2} \cdot s_{s_{maxi}} \quad (6.80)$$

Desta forma o desvio padrão de M é dado pela equação (6.81).

⁴ Este cálculo tem um grau de imprecisão grande

$$s_M = \sqrt{s_{Dc}^2 + d_1^2 \left[\frac{s_{S_{f1}}}{S_{f1}} \right]^2 .m^2 + d_2^2 \left[\frac{s_{S_{f2}}}{S_{f2}} \right]^2 .m^2 + d_3^2 \left[\frac{s_{S_{f3}}}{S_{f3}} \right]^2 .m^2} \quad (6.81)$$

A variável padrão z_M definida na equação (6.69) é rerepresentada

$$z_M = \frac{M - \bar{M}}{s_M} \quad (6.82)$$

A probabilidade de falha é a probabilidade da variável M ser menor que zero, e é dada por:

$$POF(M < 0) = POF\left(z_M < -\frac{\bar{M}}{s_M}\right) \quad (6.83)$$

No cálculo das probabilidades de falha por este modelo foi estabelecida a mesma história de carregamento do modelo anterior. Considerou-se uma perda de espessura uniforme (taxa de corrosão de 0,05 mm/ano) devido à corrosão, a qual afeta o valor das tensões, o cálculo das probabilidades foi feito considerando o dano acumulado ano a ano. Considerou-se também um desvio padrão de 6% com relação ao valor médio esperado para a resistência à tração S_u .

A título de exemplo, a tabela 6.27 apresenta um esquema do procedimento para calcular a probabilidade de falha no ponto 11 após um ano.

	tabela 6.22	[23]	[23]	item 3.3.1	6%Su	eq.(6.29)	eq.(6.80)	eq.(6.78)	eq.(6.79)
evento	n	Dc	s-Dc	Su	s-Su	sa(Mpa)	s-sa (Mpa)	Sf	s-Sf
1	1562			830	49,8	93,8	2,8	105,8	3,7
2	1562	1	0,3	830	49,8	140,7	4,2	169,4	6,5
3	3125			830	49,8	187,6	5,6	242,4	10,3

eq.(6.76b)	eq.(6.77)	eq.(6.67)	eq.(6.74)	eq.(6.68)	eq.(6.72)	Dc-D	eq.(6.71)	eq.(6.82)	eq.(6.83)
N	s-N	d	s-d	D	s-D	M	s-M	z (D)	Pof (D)
3,9E+09	1,0E+09	4,0E-07	1,01E-07						
7,2E+07	2,0E+07	2,2E-05	6,09E-06	9,40E-04	2,86E-04	9,99E-01	3,00E-01	-3,3	4,3E-04
3,4E+06	1,1E+06	9,2E-04	2,86E-04						

Tabela 6.27 - Probabilidade de falha no ponto 11 após o primeiro ano.

6.8.2.2. Probabilidades de Falha para fadiga de elementos com solda

Para o cálculo da probabilidade de falha de elementos com solda este modelo considera o valor do Dano acumulado (D) como demanda e o valor do crítico (D_c) como capacidade. Da mesma forma que no modelo 1 o procedimento baseou-se no método de cálculo para estruturas soldadas proposto pela API 579. Consideraram-se os mesmos eventos de carga estabelecidos na tabela 6.17 e as mesmas classes (detalhes de solda) consideradas no modelo 1.

No cálculo da probabilidade de falha compara-se o valor do dano acumulado (D) com o valor do dano crítico (D_c). Assim definiu-se a variável margem M como:

$$\overline{M} = \overline{D_c} - \overline{D} \quad (6.84)$$

O variável padrão z_M de M é dada por:

$$z_M = \frac{M - \overline{M}}{s_M} \quad (6.85)$$

Considerando a operação de subtração na tabela 6.17 tem-se que o desvio padrão de M é:

$$s_M = \sqrt{s_{D_c}^2 + s_D^2} \quad (6.86)$$

Considera-se de [23] que o dano crítico D_c tem uma distribuição gaussiana comum valor médio igual a 1 e um desvio padrão igual ao 30% deste valor.

Considerando a equação (6.68) e a operação de soma na tabela 6.17 tem-se que o valor do desvio padrão do dano acumulado é dado por:

$$s_D = \sqrt{s_{d_1}^2 + s_{d_2}^2 + s_{d_3}^2} \quad (6.87)$$

A equação (6.73) é rerepresentada:

$$s_{di} = d_i \sqrt{\left(\frac{s_{n_i}}{n_i}\right)^2 + \left(\frac{s_{N_i}}{N_i}\right)^2} \quad (6.88)$$

Supondo n_i determinístico, tem-se que o desvio padrão $s_{n_i} = 0$. Então a equação (6.88) fica:

$$s_{di} = d_i \cdot \frac{s_{N_i}}{N_i} \quad (6.89)$$

Desta forma a equação 6.87 é rerepresentada da seguinte forma:

$$s_D = \sqrt{\left(\frac{d_1 \cdot s_{N_1}}{N_1}\right)^2 + \left(\frac{d_2 \cdot s_{N_2}}{N_2}\right)^2 + \left(\frac{d_3 \cdot s_{N_3}}{N_3}\right)^2} \quad (6.90)$$

Para o cálculo do desvio padrão de N , parte-se da curva SN que é dada pelos coeficientes da tabela 4.2 para cada detalhe de classe:

$$\Delta S^m \cdot N = A_{classe} \quad (6.91)$$

$$N = A_{classe} \cdot \Delta S^{-m} \quad (6.92)$$

Supondo A e m determinísticos, e considerando as operações de potência e multiplicação por uma constante da tabela 6.17 tem-se que:

$$\frac{s_{N_i}}{N_i} = \left(\frac{s_{\Delta S_i}}{\Delta S_i}\right) m \quad (6.93)$$

Para determinar N_i entra-se na curva da equação (6.91) com o valor de $s = s_{\max} - s_{\min}$ mas utiliza-se o valor dos coeficientes A e m para duas classes acima das definidas para cada detalhe de solda, isto porque as curvas já têm dois desvios padrões incorporados.

Sabe-se da equação (6.60) que:

$$s_{\Delta S} = s_{s \max} \quad (6.94)$$

Então o desvio padrão de M é:

$$s_M = \sqrt{s_{Dc}^2 + \left(d_1 \cdot \frac{s_{\Delta S_1}}{\Delta S_1} \cdot m\right)^2 + \left(d_2 \cdot \frac{s_{\Delta S_2}}{\Delta S_2} \cdot m\right)^2 + \left(d_3 \cdot \frac{s_{\Delta S_3}}{\Delta S_{32}} \cdot m\right)^2} \quad (6.95)$$

E a variável padrão z_M definida na equação (6.85) fica :

$$z_M = \frac{M - \bar{M}}{s_M} \quad (6.96)$$

A probabilidade de falha é a probabilidade da variável M ser menor que zero, e é dada por:

$$POF(M < 0) = POF\left(z_M < -\frac{\bar{M}}{s_M}\right) \quad (6.97)$$

No cálculo das probabilidades de falha por este modelo foi considerada a um desvio padrão de 15% com relação ao valor médio esperado para a σ_{Si} . Analogamente ao cálculo da probabilidade de falha para elementos sem solda, considerou-se uma perda de espessura uniforme com taxa de corrosão de 0,05 mm/ano. A tabela 6.28 mostra um esquema do procedimento para calcular a probabilidade de falha no ponto 3 após um ano de vida.

	tabela 6.22	[23]	[23]	item 3.3.1	6%Su	eq.(6.59)	eq.(6.94)
evento	n	Dc	s-Dc	Su	s-Su	σ_s (MPa)	$\sigma_{s-\sigma_s}$ (MPa)
1	1562,5	1	0,3	830	49,8	63,7	8,0
2	1562,5			830	49,8	95,5	11,9
3	3125			830	49,8	127,3	15,9

Tabela 4.1				eq.(6.92)	eq.(6.93)	eq.(6.67)
Classe	Duas Classes acima	A	m	N	s-N	d
80	124	4,25E+13	3,5	2,1E+07	9,0E+06	7,6E-05
		4,25E+13	3,5	5,0E+06	2,2E+06	3,1E-04
		4,25E+13	3,5	1,8E+06	8,0E+05	1,7E-03

eq.(6.88)	eq.(6.68)	eq.(6.72)	Dc-D	eq.(6.86)	eq.(6.96)	eq.(6.97)
s-d	D	s-D	M	s-M	z (D)	Pof (D)
3,31E-05	2,10E-03	7,62E-04	9,98E-01	3,00E-01	-3,3	4,4E-04
1,37E-04						
7,49E-04						

Tabela 6.28 - Probabilidade de falha no ponto 3 após o primeiro ano.

A tabela 6.29 apresenta as probabilidades de falha totais para fadiga após 1, 10 e 20 anos de operação nos pontos com e sem solda considerando o Modelo 2.

Componente	Ponto	1 ano	10 anos	20 anos
Lança	1	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	2	4,4E-04	5,4E-04	7,5E-04
	3	4,4E-04	5,8E-04	8,7E-04
	4	4,4E-04	5,1E-04	6,6E-04
	5	4,3E-04	4,7E-04	5,4E-04
	6	4,3E-04	4,5E-04	4,7E-04
	7	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
Parafuso do Pistão	8	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	9	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	10	4,3E-04	4,3E-04	4,4E-04
	11	4,3E-04	5,0E-04	6,7E-04
	12	4,3E-04	4,3E-04	4,4E-04
	13	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	14	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
Parafuso da Articulação	15	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	16	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	17	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	18	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	19	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	20	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	21	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
Parafuso do Cilindro	22	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	23	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	24	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	25	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	26	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	27	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	28	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	29	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
Suporte da Articulação	30	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	30,5	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
	31	4,4E-04	5,3E-04	6,7E-04
Sup. Cilindro	32	4,3E-04	4,3E-04	4,4E-04
	32,5	4,9E-04	1,7E-03	7,1E-03
Base	33	4,4E-04	6,1E-04	9,8E-04
	33,5	5,4E-04	4,6E-03	5,6E-02
	34	5,0E-04	2,3E-03	1,6E-02
	35	4,6E-04	8,7E-04	2,2E-03
	36	4,3E-04	5,0E-04	6,2E-04
	37	4,3E-04	4,4E-04	4,5E-04
	38	4,3E-04	4,3E-04	4,3E-04
Coluna	39	4,3E-04	4,3E-04	4,4E-04
	40	4,8E-04	1,4E-03	5,7E-03

Tabela 6.29 - Probabilidade de Falha para fadiga – modelo 2.

A tabela 6.29 mostra a tendência da probabilidade de falha de alguns pontos a um valor de $4,3 \cdot 10^{-4}$, isto é explicado a continuação:

Sabe-se que o valor médio do Dano Crítico é $\overline{D_C} = 1$ e o seu desvio padrão $s_{D_c} = 0,3$. $D_c = 0,3$

A variável margem é dada por:

$$\overline{M} = \overline{D_C} - \overline{D} \quad (6.98)$$

Para pontos onde a dano acumulado é muito pequeno em comparação ao valor do D_c , tem-se:

$$\overline{D} \approx 0 \quad (6.99)$$

$$s_{D_a} \approx 0 \quad (6.100)$$

Então a variável margem e o seu desvio padrão ficam:

$$\overline{M} = \overline{D_C} - \overline{D} \approx \overline{D_C} \quad (6.101)$$

$$s_M = \sqrt{s_{D_c}^2 + s_D^2} \approx s_{D_c} = 0,3 \quad (6.102)$$

A variável padrão z_M é rerepresentada :

$$z_M = \frac{-\overline{M}}{s_M} = \frac{-\overline{D_C}}{s_{D_c}} = \frac{-1}{0,3} = -3,3 \quad (6.103)$$

Finalmente, a probabilidade de falha de um ponto com $z_M = -3,3$ é :

$$Pof_{(-3,3)} = 4,3 \cdot 10^{-4} \quad (6.104)$$

Conclui-se então que segundo o modelo 2 para cálculo da probabilidade de falha para fadiga, os pontos com Dano acumulado muito pequeno ($D \sim 0$) terão uma probabilidade de falha $Pof \sim 4,3 \cdot 10^{-4}$.

A figura 6.50 mostra a probabilidade de falha total para este mecanismo de falha em cada ponto analisado da estrutura após 1, 10 e 20 anos. Pode-se notar que os pontos com maior probabilidade de falha foram: o ponto 3 da lança, o 11 do parafuso-pino do pistão, o ponto 32.5 do Suporte do cilindro, o ponto 33.5 da base e o ponto 40 da Coluna.

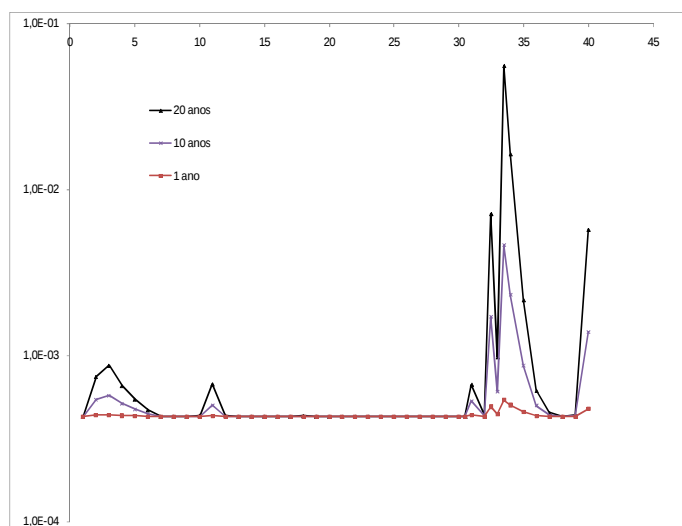


Figura 6.50 - Probabilidade de falha total para este mecanismo – Modelo 2.

A figura 6.51 mostra como aumenta a probabilidade de falha para fadiga, considerando o modelo 2, dos pontos mais solicitados de cada parte da estrutura durante um período de 20 anos, este aumento na probabilidade de falha é reforçado pela perda de espessura do material ano a ano. Os cálculos das probabilidades foram feitos considerando os danos acumulados ano a ano.

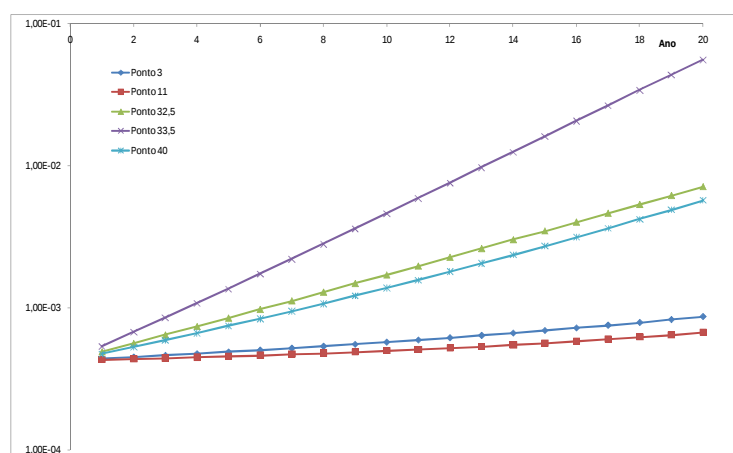


Figura 6.51 - Probabilidade de falha por ano dos pontos mais solicitados da estrutura – Modelo 2.

A figura 6.52 mostra a comparação entre as probabilidades de falha para fadiga considerando os dois modelos (para pontos com probabilidades de falha $>10^6$), pode-se notar uma diferença entre os pontos que tem baixa probabilidade de falha ($<10^4$), mas uma boa correlação em alguns pontos com altas probabilidades.

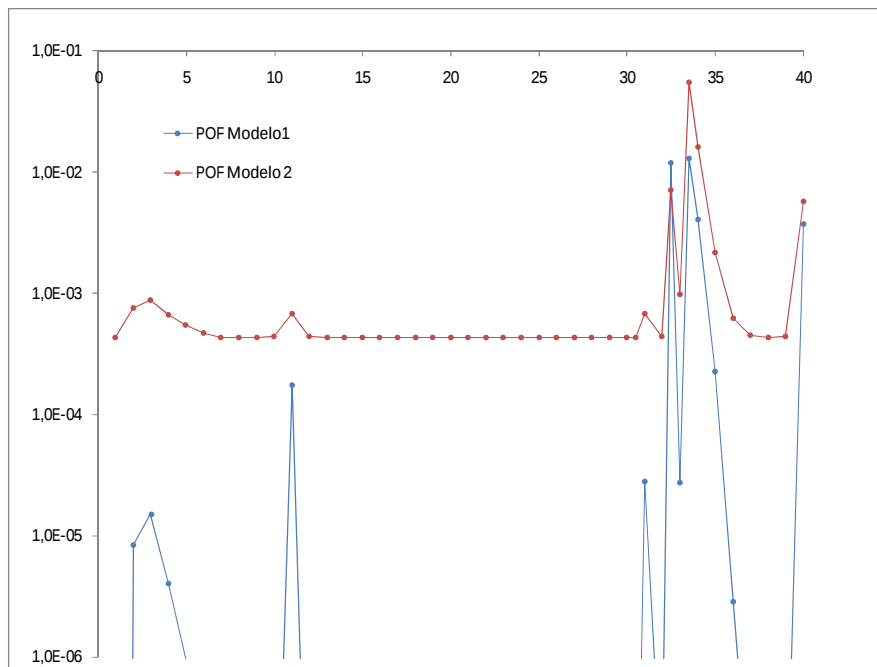


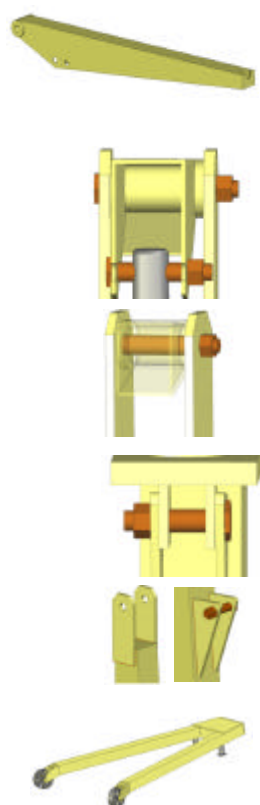
Figura 6.52 - Comparação entre as Probabilidades de falha para fadiga.

6.9. Probabilidade de Falha Totais

Considera-se que cada mecanismo de falha é um evento independente, ou seja, que a falha causada por um mecanismo qualquer provoca a falha de todo o sistema, assim a probabilidade de falha total é dada pela equação (6.105)

$$Pof_{total} = 1 - (1 - Pof_{ev.1})(1 - Pof_{ev.2}) \dots (1 - Pof_{ev.n}) = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - Pof_{ev.n}) \quad (6.105)$$

A tabela 6.30 mostra a probabilidade de falha total após 20 anos para cada ponto analisado considerando os dois modelos de cálculo para fadiga.



	Ponto	Pof Sobrec.	Pof fadiga (mod. 1)	Pof fadiga (mod.2)	Pof Total (mod. 1)	Pof Total (mod. 2)
Lança	1	4,0E-50	1,0E-33	4,3E-04	1,0E-33	4,3E-04
	2	2,7E-15	8,3E-06	7,5E-04	8,3E-06	7,5E-04
	2,8	4,3E-12	-----	-----	4,3E-12	4,3E-12
	3	8,0E-14	1,5E-05	8,7E-04	1,5E-05	8,7E-04
	3,2	1,8E-15	-----	-----	1,8E-15	1,8E-15
	3,5	1,0E+00	-----	-----	1,0E+00	1,0E+00
	4	1,9E-16	4,0E-06	6,6E-04	4,0E-06	6,6E-04
	5	4,9E-19	9,8E-07	5,4E-04	9,8E-07	5,4E-04
Parafuso do Pistão	6	8,6E-23	1,4E-07	4,7E-04	1,4E-07	4,7E-04
	7	4,0E-50	1,0E-33	4,3E-04	1,0E-33	4,3E-04
	8	7,2E-52	6,6E-33	4,3E-04	6,6E-33	4,3E-04
	9	7,0E-25	8,0E-15	4,3E-04	8,0E-15	4,3E-04
	10	3,6E-16	2,8E-09	4,4E-04	2,8E-09	4,4E-04
	11	4,2E-08	1,8E-04	6,7E-04	1,8E-04	6,7E-04
	12	4,5E-16	3,2E-09	4,4E-04	3,2E-09	4,4E-04
	13	5,7E-27	1,8E-20	4,3E-04	1,8E-20	4,3E-04
Parafuso da Articulação	14	7,5E-56	1,2E-35	4,3E-04	1,2E-35	4,3E-04
	15	6,1E-52	8,7E-33	4,3E-04	8,7E-33	4,3E-04
	16	3,4E-44	1,9E-27	4,3E-04	1,9E-27	4,3E-04
	17	4,9E-25	1,3E-14	4,3E-04	1,3E-14	4,3E-04
	18	1,6E-17	8,3E-10	4,3E-04	8,3E-10	4,3E-04
	19	3,3E-23	2,0E-13	4,3E-04	2,0E-13	4,3E-04
	20	6,6E-43	1,4E-26	4,3E-04	1,4E-26	4,3E-04
	21	2,5E-50	1,1E-31	4,3E-04	1,1E-31	4,3E-04
Parafuso do Cilindro	22	3,8E-52	4,3E-33	4,3E-04	4,3E-33	4,3E-04
	23	1,8E-51	1,2E-32	4,3E-04	1,2E-32	4,3E-04
	24	3,4E-43	5,3E-27	4,3E-04	5,3E-27	4,3E-04
	25	1,6E-38	7,4E-24	4,3E-04	7,4E-24	4,3E-04
	26	5,7E-41	1,7E-25	4,3E-04	1,7E-25	4,3E-04
	27	2,3E-44	8,5E-28	4,3E-04	8,5E-28	4,3E-04
	28	1,5E-46	2,7E-29	4,3E-04	2,7E-29	4,3E-04
	29	3,1E-49	4,2E-31	4,3E-04	4,2E-31	4,3E-04
Suporte da Articulação	30	1,0E-33	1,4E-20	4,3E-04	1,4E-20	4,3E-04
	30,5	3,3E-17	2,9E-09	4,3E-04	2,9E-09	4,3E-04
	31	4,1E-25	2,8E-05	6,7E-04	2,8E-05	6,7E-04
Sup. Cilindro	32	5,8E-33	7,2E-08	4,4E-04	7,2E-08	4,4E-04
	32,5	1,5E-14	1,2E-02	7,1E-03	1,2E-02	7,1E-03
Base	33	1,6E-13	2,7E-05	9,8E-04	2,7E-05	9,8E-04
	33,5	2,3E-03	1,3E-02	5,6E-02	1,5E-02	5,8E-02
	34	3,6E-05	4,0E-03	1,6E-02	4,1E-03	1,6E-02
	35	6,6E-10	2,2E-04	2,2E-03	2,2E-04	2,2E-03
	36	1,6E-17	2,8E-06	6,2E-04	2,8E-06	6,2E-04
	37	7,7E-25	5,1E-08	4,5E-04	5,1E-08	4,5E-04
	38	2,4E-36	1,6E-10	4,3E-04	1,6E-10	4,3E-04
	39	2,4E-26	1,4E-08	4,4E-04	1,4E-08	4,4E-04
Coluna	40	1,6E-09	3,7E-03	5,7E-03	3,7E-03	5,7E-03

Tabela 6.30 – Probabilidade de Falha Total dos pontos analisados para os dois modelos após 20 anos.

A figura 6.53 mostra um gráfico dos pontos analisados e suas respectivas probabilidades de falha totais para o modelo 1 após 20 anos.

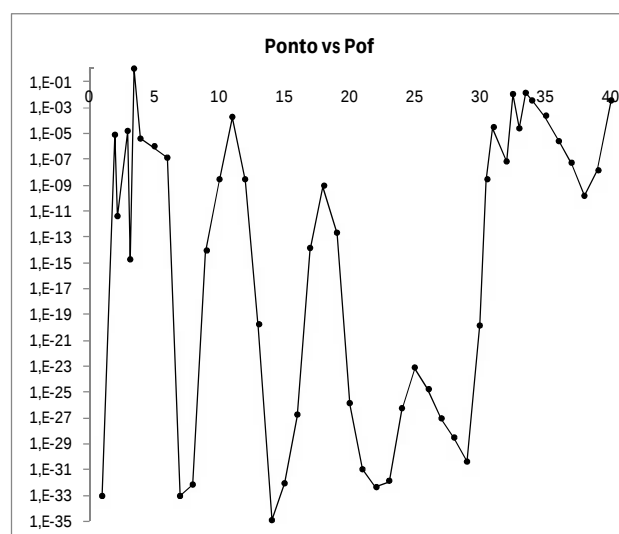


Figura 6.53 - – Probabilidade de Falha Total dos pontos analisados considerando o modelo 1 (após 20 anos).

Pode-se notar nas figuras 6.53 e 6.54, que apesar de dois modelos de cálculo para fadiga apresentarem diferenças na tendência e nos valores das probabilidades de falha, no final destacam: o ponto 3.5 da lança, ponto 11 do parafuso-pino do pistão, o ponto 32.5 do suporte do cilindro, o ponto 33.5 da base e o ponto 40 da coluna como os pontos com maior probabilidade de falha, pode-se concluir então que os dois modelos conseguem identificar os pontos com maior probabilidade de falha, o qual é determinante na identificação dos pontos críticos.

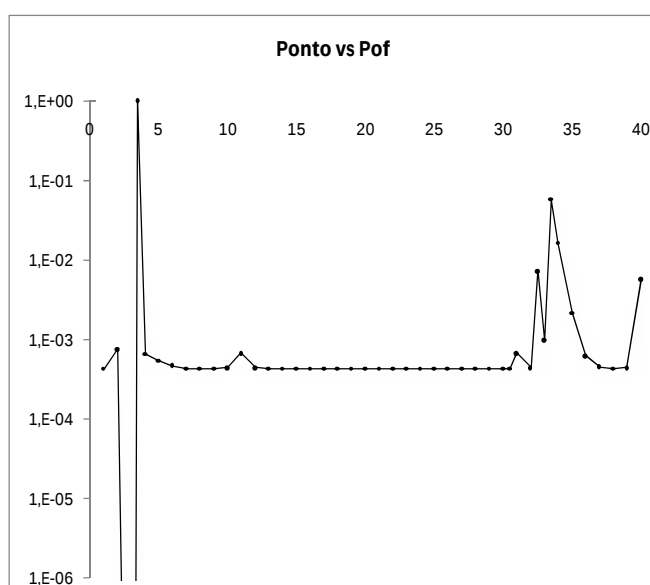


Figura 6.54 - Probabilidade de Falha Total dos pontos analisados considerando o modelo 2 (após 20 anos).

6.10. Probabilidade de Falha e Risco

A classificação do risco para cada um dos pontos analisados da estrutura depende do conhecimento da probabilidade de falha e da consequência de falha. No presente trabalho, a quantificação já realizada para as probabilidades de falhas permite sua classificação em patamares (qualitativos) discretos, conforme sugeridos na Tabela 6.31[3].

Níveis de Prob. Falha		Probabilidade de Falha
1	Baixo	$Pof < 10^{-4}$
2	Médio	$10^{-3} > Pof > 10^{-4}$
3	Alto	$10^{-2} > Pof > 10^{-3}$
4	Muito Alto	$Pof > 10^{-2}$

Tabela 6.31 - Classificação dos níveis de Probabilidade de Falha.

A figura 6.55 mostra a evolução da probabilidade de falha total dos pontos mais solicitados da estrutura ao longo do tempo, considerando o modelo 2. Neste gráfico pode-se observar que o ponto 33.5 chegará a um nível de probabilidade Muito Alto (segundo a tabela 6.31) em um tempo aproximado de 13 anos, assim estabelecendo um nível de probabilidade crítico de acordo com a aplicação, pode-se saber o tempo adequado para realizar uma inspeção. O ponto 3.5 não foi considerado nesta figura porque sabe-se que alcança um estado crítico aos dois anos de operação.

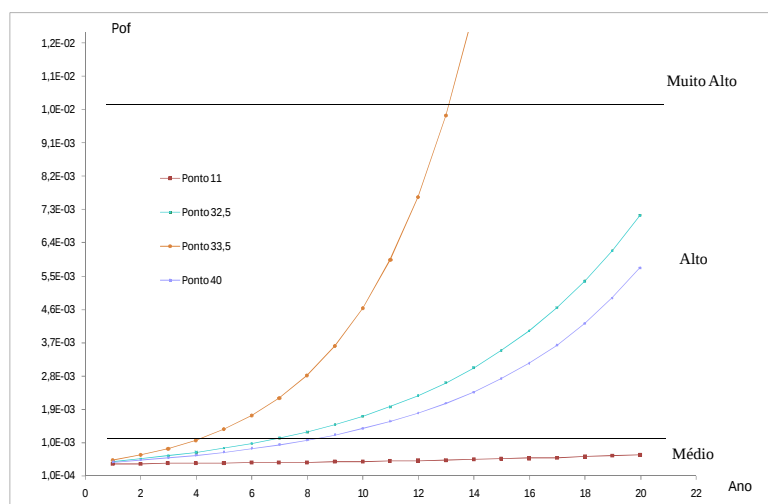


Figura 6.55 - Evolução da Probabilidade de Falha dos pontos mais solicitados—Modelo 2.

As figuras 6.56 e 6.57 mostram a classificação da probabilidade de falha total após de 20 anos, considerando os dois modelos de cálculo para fadiga.

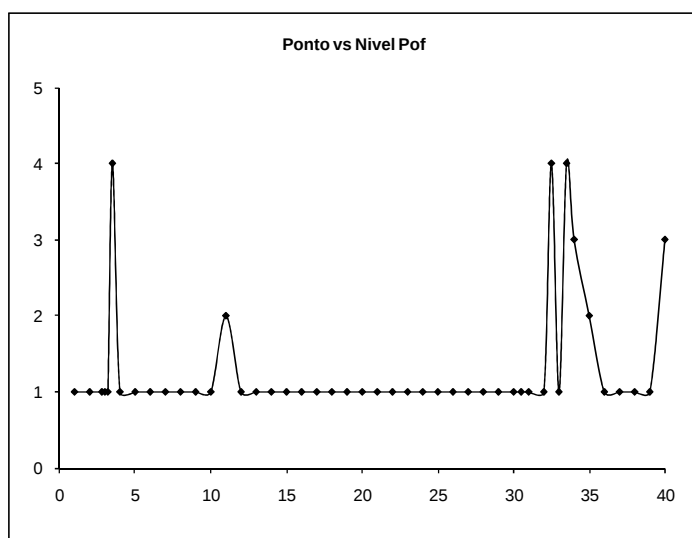


Figura 6.56 - Nível de Probabilidade de Falha dos pontos analisados considerando o modelo 1.

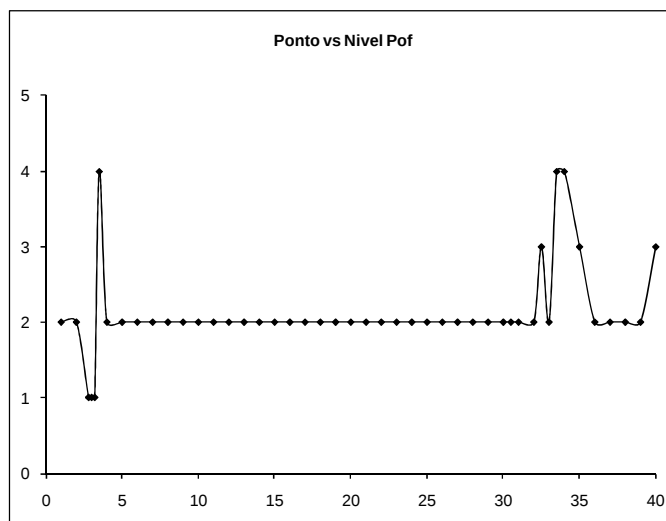


Figura 6.57 - Nível de Probabilidade de Falha dos pontos analisados considerando o modelo 2.

6.11. Análise das Consequências de falha

Como foi mencionado no capítulo 2, a consequência de falha pode ser manifestada de várias formas, as principais são:

- Consequências econômicas
- Consequências de segurança
- Consequências de meio ambiente

Neste exemplo considera-se os eventos que vão contra a segurança dos trabalhadores e os que causam uma inoperância na máquina, ou seja, uma combinação entre as consequências de segurança e econômicas (sem a necessidade de especificar cifras). A tabela 6.32 sugere uma classificação discreta (qualitativa) com quatro níveis de consequências.

Níveis		Consequência
1	Baixo	Não causa inoperância da máquina nem acidente de algum tipo
2	Médio	Não causa inoperância da máquina mas causa acidente
3	Alto	Causa inoperância por período curto da máquina e acidente
4	Muito Alto	Causa inoperância por período de tempo longo da máquina e acidente grave

Tabela 6.32 - Classificação dos níveis de Consequência de Falha.

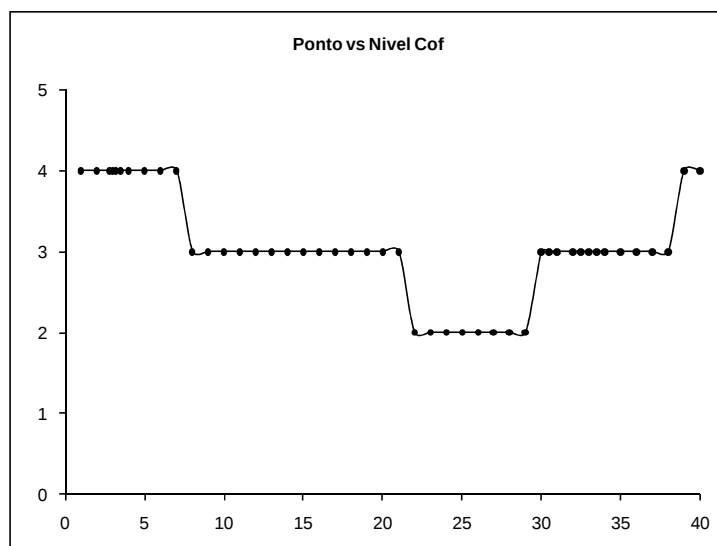


Figura 6.58 - Nível de Consequência de Falha dos pontos analisados.

6.12. Riscos de Falha

Estabelecendo os níveis de COF e POF para os pontos estudados da estrutura e usando a tabela 6.33 de classificação do risco, alcança-se o resultado final da classificação de risco dos pontos da estrutura. Para isto os valores atribuídos aos níveis de POF foram multiplicados pelos valores dos níveis de COF ponto a ponto, resultando nos diagrama das figuras (6.59) e (6.60). As figuras 6.59 e 6.60 mostram no nível de risco para cada modelo de fadiga considerado.

Níveis de Risco	
1 a 2	Baixo
3 a 4	Médio
5 a 9	Alto
>10	Muito Alto

Tabela 6.33 - Níveis de Risco.

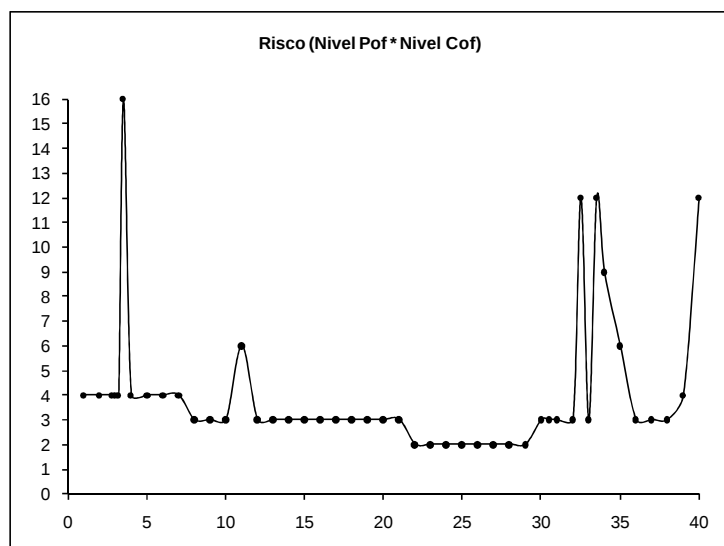


Figura 6.59 - Nível de Risco dos pontos analisados considerando o modelo 1 após 20 anos.

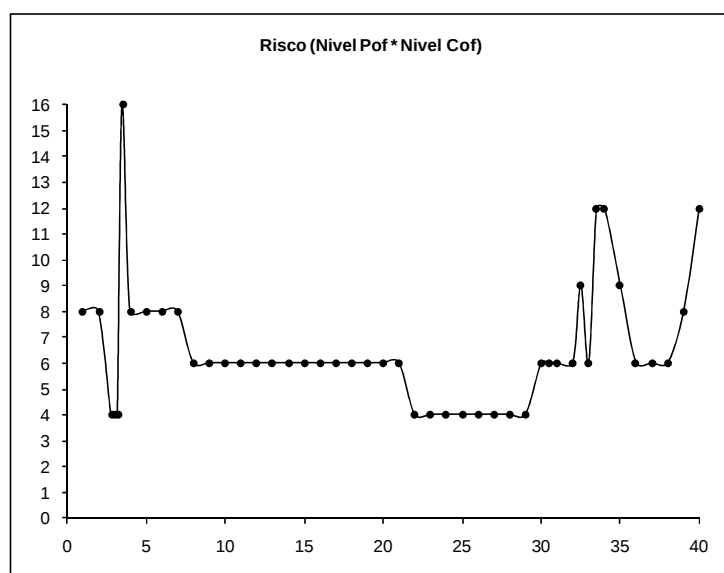


Figura 6.60 - Nível de Risco dos pontos analisados considerando o modelo 2 após 20 anos.