

5 ANÁLISE PARAMÉTRICA

5.1 Generalidades

Este capítulo apresenta um estudo paramétrico desenvolvido com objetivo de avaliar a influência de alguns parâmetros geométricos na resistência da ligação e investigar a amplitude do campo de aplicação das formulações analíticas propostas pelo EC3 1-8 [7], 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [3] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8].

Destaca-se que os modelos foram desenvolvidos buscando contemplar uma ampla faixa de perfis comerciais disponíveis, buscando, desta forma, garantir uma abrangência adequada ao estudo. É importante ressaltar ainda, que as combinações foram escolhidas respeitando-se todos os limites geométricos preconizados no EC3 1-8 [7], e adicionalmente escolhidos de forma a manter aproximadamente, a mesma relação entre os parâmetros geométricos estudados.

5.2 Ligações tipo T entre perfis circulares

5.2.1 Resultados para banzo descarregado

Após a calibração do modelo efetuada no capítulo cinco, o estudo paramétrico proposto nesta dissertação para a ligação tipo T entre perfis circulares, abrangeu a análise de 35 modelos numéricos diferentes, sendo escolhidos cinco tipos de perfis para as diagonais para cada grupo de sete tipos de perfis para os banzos, conforme apresentado na Tabela 10. Inicialmente, não houve aplicação de carregamento no banzo, sendo aplicadas cargas de tração ou compressão apenas no montante. A Tabela 11 apresenta os resultados analíticos segundo formulações propostas pelo EC3 1-8 [7], 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [3] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8], considerando-se a falha por plastificação da parte superior do banzo e falha por punção da parede do banzo. Observa-se que os

valores obtidos através da formulação proposta pelo EC3 1-8 [7] são levemente mais conservadores quando comparados às outras propostas. No que diz respeito ao critério de falha que controla a ligação, observa-se que o EC3 1-8 [7] e o projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8] convergem entre si, sendo a ruína por plastificação da face superior do banzo o critério de controle da ligação, segundo estas formulações. Entretanto, verifica-se que, utilizando a formulação preconizada pela 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [8], ocorre uma mudança no critério de falha que controla o dimensionamento. Verifica-se que para maiores valores de beta, acima de 0,46, a ruína por punção da parede do banzo passa a ser o critério de falha da ligação. Com relação à influência do parâmetro beta na resistência da ligação, verifica-se, ainda na Tabela 11, que a resistência da ligação é diretamente proporcional ao aumento de beta.

A análise da Tabela 12 demonstra que em todos os modelos, através do critério de deformação limite, a razão entre a carga N_u , referente ao estado limite último, e a carga N_s , referente ao estado limite de serviço, é menor que 1,50, ou seja, $N_u/N_s < 1,5$, o que significa que o controle do dimensionamento deve-se ao estado limite último. Desta forma, a resistência da ligação será aquela associada ao deslocamento de 3% do diâmetro do banzo, ou seja, N_u . Desta forma, observa-se que o dimensionamento pelo critério de deformação limite [10] apresenta-se consideravelmente mais econômico quando comparado aos critérios analíticos descritos anteriormente. Tal fato pode ser verificado também através da Tabela 13, que apresenta uma relação entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite. Observa-se que, para valores de beta mais baixos, efetuando o dimensionamento utilizando as formulações analíticas, chega-se a alcançar fatores de segurança igual a 2, ou seja, $N_{anal.}/N_{def.} = 0,50$, sendo que esta diferença tende a diminuir com o aumento do parâmetro beta.

Da Figura 41 a 45 são apresentadas as curvas cargas *versus* deslocamento das análises efetuadas, sendo a linha tracejada representativa do montante comprimido e a linha cheia do montante tracionado. De maneira geral, observa-se que ligações com montantes tracionados apresentam uma resistência levemente superior às ligações com montantes comprimidos. Pode-se explicar esta diferença pelo fato de que a resistência de elementos comprimidos é afetada por fenômenos de instabilidade devido à flambagem local. Além disso, sabe-se que peças

tracionadas podem obter um leve ganho de resistência devido ao efeito de membrana.

Tabela 10 – Modelos paramétricos CHS-T

| Banzo | | | Montante | | | $0,2 \leq \beta = \frac{d_1}{d_0} \leq 1,0$ |
|-------|-------|-------------------------------------|----------|-------|-------------------------------------|---|
| d_0 | t_0 | $\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \leq 50$ | d_1 | t_1 | $\gamma = \frac{d_1}{2t_1} \leq 50$ | |
| 88,9 | 8,0 | 5,56 | 33,7 | 6,3 | 2,67 | 0,38 |
| | | | 42,4 | 6,3 | 3,37 | 0,48 |
| | | | 48,3 | 6,3 | 3,83 | 0,54 |
| | | | 51,0 | 6,3 | 4,05 | 0,57 |
| | | | 60,3 | 6,3 | 4,79 | 0,68 |
| 168,3 | 16,0 | 5,26 | 60,3 | 12,5 | 2,41 | 0,36 |
| | | | 76,1 | 12,5 | 3,04 | 0,45 |
| | | | 88,9 | 12,5 | 3,56 | 0,53 |
| | | | 101,6 | 12,5 | 4,06 | 0,60 |
| | | | 114,3 | 12,5 | 4,57 | 0,68 |
| 219,1 | 20,0 | 5,48 | 76,1 | 14,2 | 2,68 | 0,35 |
| | | | 101,6 | 14,2 | 3,58 | 0,46 |
| | | | 114,3 | 14,2 | 4,02 | 0,52 |
| | | | 127 | 14,2 | 4,47 | 0,58 |
| | | | 139,7 | 14,2 | 4,92 | 0,64 |
| 298,5 | 25,0 | 5,97 | 114,3 | 16,0 | 3,57 | 0,38 |
| | | | 139,7 | 16,0 | 4,37 | 0,47 |
| | | | 159,0 | 16,0 | 4,97 | 0,53 |
| | | | 168,3 | 16,0 | 5,26 | 0,56 |
| | | | 193,7 | 16,0 | 6,05 | 0,65 |
| 419,0 | 40,0 | 5,24 | 159,0 | 30,0 | 2,65 | 0,38 |
| | | | 193,7 | 30,0 | 3,23 | 0,46 |
| | | | 219,1 | 30,0 | 3,65 | 0,52 |
| | | | 244,5 | 30,0 | 4,08 | 0,58 |
| | | | 273,0 | 30,0 | 4,55 | 0,65 |
| 508,0 | 50,0 | 5,08 | 193,7 | 36,0 | 2,69 | 0,38 |
| | | | 244,5 | 36,0 | 3,40 | 0,48 |
| | | | 273 | 36,0 | 3,79 | 0,54 |
| | | | 298,5 | 36,0 | 4,15 | 0,59 |
| | | | 323,9 | 36,0 | 4,50 | 0,64 |
| 660,0 | 60,0 | 5,50 | 244,5 | 40,0 | 3,06 | 0,37 |
| | | | 323,9 | 40,0 | 4,05 | 0,49 |
| | | | 355,6 | 40,0 | 4,45 | 0,54 |
| | | | 368,0 | 40,0 | 4,60 | 0,56 |
| | | | 457,0 | 40,0 | 5,71 | 0,69 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm]

Tabela 11 – Resultados Analíticos “CHS-T”

| Banzo | | Montante | | β | EC3 1-8 | | CIDECT | | PN 02.125.03-004 | |
|-------|-------|----------|-------|---------|----------|----------|----------|----------|------------------|----------|
| d_0 | t_0 | d_0 | t_0 | | Plastif. | Punç. | Plastif. | Punç. | Plastif. | Punç. |
| 88,9 | 8,0 | 33,7 | 6,3 | 0,38 | 124,42 | 140,00 | 132,13 | 140,00 | 124,42 | 140,00 |
| | | 42,4 | 6,3 | 0,48 | 154,99 | 176,15 | 170,20 | 176,15 | 154,99 | 176,15 |
| | | 48,3 | 6,3 | 0,54 | 179,70 | 200,66 | 200,97 | 200,66 | 179,70 | 200,66 |
| | | 51,0 | 6,3 | 0,57 | 192,09 | 211,88 | 216,38 | 211,88 | 192,09 | 211,88 |
| | | 60,3 | 6,3 | 0,68 | 239,89 | 250,51 | 275,90 | 250,51 | 239,89 | 250,51 |
| 168,3 | 16,0 | 60,3 | 12,5 | 0,36 | 470,09 | 501,03 | 495,18 | 501,03 | 470,09 | 501,03 |
| | | 76,1 | 12,5 | 0,45 | 579,96 | 632,31 | 631,97 | 632,31 | 579,96 | 632,31 |
| | | 88,9 | 12,5 | 0,53 | 687,63 | 738,66 | 766,03 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | | 101,6 | 12,5 | 0,60 | 810,96 | 844,18 | 919,59 | 844,18 | 810,96 | 844,18 |
| | | 114,3 | 12,5 | 0,68 | 950,74 | 949,71 | 1093,63 | 949,71 | 950,74 | 949,71 |
| 219,1 | 20,0 | 76,1 | 14,2 | 0,35 | 722,92 | 790,38 | 758,14 | 790,38 | 722,92 | 790,38 |
| | | 101,6 | 14,2 | 0,46 | 937,63 | 1055,23 | 1025,47 | 1055,23 | 937,63 | 1055,23 |
| | | 114,3 | 14,2 | 0,52 | 1067,56 | 1187,13 | 1187,23 | 1187,13 | 1067,56 | 1187,13 |
| | | 127 | 14,2 | 0,58 | 1212,76 | 1319,04 | 1368,02 | 1319,04 | 1212,76 | 1319,04 |
| | | 139,7 | 14,2 | 0,64 | 1373,25 | 1450,94 | 1567,84 | 1450,94 | 1373,25 | 1450,94 |
| 298,5 | 25,0 | 114,3 | 16,0 | 0,38 | 1243,15 | 1483,91 | 1322,15 | 1483,91 | 1243,15 | 1483,91 |
| | | 139,7 | 16,0 | 0,47 | 1504,96 | 1813,67 | 1648,12 | 1813,67 | 1504,96 | 1813,67 |
| | | 159,0 | 16,0 | 0,53 | 1738,90 | 2064,24 | 1939,40 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | | 168,3 | 16,0 | 0,56 | 1862,42 | 2184,98 | 2093,19 | 2184,98 | 1862,42 | 2184,98 |
| | | 193,7 | 16,0 | 0,65 | 2235,56 | 2514,74 | 2557,77 | 2514,74 | 2235,56 | 2514,74 |
| 419,0 | 40,0 | 159,0 | 30,0 | 0,38 | 3076,57 | 3302,78 | 3267,79 | 3302,78 | 3076,57 | 3302,78 |
| | | 193,7 | 30,0 | 0,46 | 3705,19 | 4023,58 | 4050,46 | 4023,58 | 3705,19 | 4023,58 |
| | | 219,1 | 30,0 | 0,52 | 4243,73 | 4551,19 | 4720,99 | 4551,19 | 4243,73 | 4551,19 |
| | | 244,5 | 30,0 | 0,58 | 4848,56 | 5078,81 | 5474,04 | 5078,81 | 4848,56 | 5078,81 |
| | | 273,0 | 30,0 | 0,65 | 5606,09 | 5670,81 | 6417,23 | 5670,81 | 5606,09 | 5670,81 |
| 508,0 | 50,0 | 193,7 | 36,0 | 0,38 | 4797,31 | 5029,47 | 5099,04 | 5029,47 | 4797,31 | 5029,47 |
| | | 244,5 | 36,0 | 0,48 | 6005,28 | 6348,51 | 6603,04 | 6348,51 | 6005,28 | 6348,51 |
| | | 273 | 36,0 | 0,54 | 6805,62 | 7088,52 | 7599,52 | 7088,52 | 6805,62 | 7088,52 |
| | | 298,5 | 36,0 | 0,59 | 7596,43 | 7750,63 | 8584,14 | 7750,63 | 7596,43 | 7750,63 |
| | | 323,9 | 36,0 | 0,64 | 8454,30 | 8410,15 | 9652,25 | 8410,15 | 8454,30 | 8410,15 |
| 660,0 | 60,0 | 244,5 | 40,0 | 0,37 | 6851,73 | 7618,21 | 7252,24 | 7618,21 | 6851,73 | 7618,21 |
| | | 323,9 | 40,0 | 0,49 | 8974,46 | 10092,18 | 9895,19 | 10092,18 | 8974,46 | 10092,18 |
| | | 355,6 | 40,0 | 0,54 | 9987,60 | 11079,90 | 11156,62 | 11079,90 | 9987,60 | 11079,90 |
| | | 368,0 | 40,0 | 0,56 | 10409,62 | 11466,26 | 11682,07 | 11466,26 | 10409,62 | 11466,26 |
| | | 457,0 | 40,0 | 0,69 | 13863,16 | 14239,35 | 15981,97 | 14239,35 | 13863,16 | 14239,35 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN].

Tabela 12 – Resultados pelo Critério de Deformação Limite “CHS-T”

| Banzo | | Montante | | β | Compressão no Montante | | | Tração no Montante | | |
|-------|-------|----------|-------|---------|------------------------|----------------------|-----------|----------------------|----------------------|-----------|
| d_o | t_o | d_o | t_o | | N_s (1% d_o) | N_u (3% d_o) | N_u/N_s | N_s (1% d_o) | N_u (3% d_o) | N_u/N_s |
| 88,9 | 8,0 | 33,7 | 6,3 | 0,38 | 201,51 | 240,63 | 1,194 | 214,12 | 273,47 | 1,277 |
| | | 42,4 | 6,3 | 0,48 | 239,79 | 271,00 | 1,130 | 249,00 | 303,67 | 1,220 |
| | | 48,3 | 6,3 | 0,54 | 256,55 | 291,07 | 1,135 | 272,00 | 333,67 | 1,227 |
| | | 51,0 | 6,3 | 0,57 | 272,00 | 305,08 | 1,122 | 278,43 | 339,84 | 1,221 |
| | | 60,3 | 6,3 | 0,68 | 306,18 | 334,92 | 1,094 | 319,14 | 364,26 | 1,141 |
| 168,3 | 16,0 | 60,3 | 12,5 | 0,36 | 858,48 | 980,16 | 1,142 | 880,92 | 1116,95 | 1,268 |
| | | 76,1 | 12,5 | 0,45 | 976,67 | 1116,95 | 1,144 | 1023,10 | 1278,03 | 1,249 |
| | | 88,9 | 12,5 | 0,53 | 1127,57 | 1236,86 | 1,097 | 1161,57 | 1385,79 | 1,193 |
| | | 101,6 | 12,5 | 0,60 | 1213,73 | 1337,58 | 1,102 | 1263,29 | 1494,96 | 1,183 |
| | | 114,3 | 12,5 | 0,68 | 1302,60 | 1440,64 | 1,106 | 1354,88 | 1593,75 | 1,176 |
| 219,1 | 20,0 | 76,1 | 14,2 | 0,35 | 1177,27 | 1382,80 | 1,175 | 1238,82 | 1609,27 | 1,299 |
| | | 101,6 | 14,2 | 0,46 | 1428,51 | 1598,28 | 1,119 | 1493,07 | 1853,96 | 1,242 |
| | | 114,3 | 14,2 | 0,52 | 1524,05 | 1734,48 | 1,138 | 1594,28 | 1977,40 | 1,240 |
| | | 127 | 14,2 | 0,58 | 1641,79 | 1841,78 | 1,122 | 1717,59 | 2076,50 | 1,209 |
| | | 139,7 | 14,2 | 0,64 | 1760,04 | 1952,15 | 1,109 | 1859,99 | 2200,40 | 1,183 |
| 298,5 | 25,0 | 114,3 | 16,0 | 0,38 | 1678,02 | 1970,48 | 1,174 | 1773,03 | 2328,10 | 1,313 |
| | | 139,7 | 16,0 | 0,47 | 1954,71 | 2184,54 | 1,118 | 2010,00 | 2530,00 | 1,259 |
| | | 159,0 | 16,0 | 0,53 | 2146,71 | 2344,24 | 1,092 | 2200,00 | 2660,00 | 1,209 |
| | | 168,3 | 16,0 | 0,56 | 2237,29 | 2413,52 | 1,079 | 2299,93 | 2739,87 | 1,191 |
| | | 193,7 | 16,0 | 0,65 | 2456,60 | 2600,76 | 1,059 | 2550,00 | 2920,00 | 1,145 |
| 419,0 | 40,0 | 159,0 | 30,0 | 0,38 | 4932,55 | 5708,36 | 1,157 | 5210,02 | 6634,57 | 1,273 |
| | | 193,7 | 30,0 | 0,46 | 5606,68 | 6399,27 | 1,141 | 5876,93 | 7297,57 | 1,242 |
| | | 219,1 | 30,0 | 0,52 | 6122,23 | 6902,44 | 1,127 | 6374,26 | 7736,33 | 1,214 |
| | | 244,5 | 30,0 | 0,58 | 6631,23 | 7286,16 | 1,099 | 6966,97 | 8096,00 | 1,162 |
| | | 273,0 | 30,0 | 0,65 | 7133,94 | 7717,15 | 1,082 | 7413,26 | 8546,46 | 1,153 |
| 508,0 | 50,0 | 193,7 | 36,0 | 0,38 | 7615,20 | 8885,25 | 1,167 | 8048,93 | 10148,00 | 1,261 |
| | | 244,5 | 36,0 | 0,48 | 8817,78 | 9999,68 | 1,134 | 9296,89 | 11248,10 | 1,210 |
| | | 273 | 36,0 | 0,54 | 9592,77 | 10612,20 | 1,106 | 9876,12 | 11857,50 | 1,201 |
| | | 298,5 | 36,0 | 0,59 | 10117,20 | 11156,50 | 1,103 | 10604,60 | 12378,00 | 1,167 |
| | | 323,9 | 36,0 | 0,64 | 10594,00 | 11635,80 | 1,098 | 10918,60 | 12815,20 | 1,174 |
| 660,0 | 60,0 | 244,5 | 40,0 | 0,37 | 10792,50 | 12596,10 | 1,365 | 11485,20 | 14682,50 | 1,278 |
| | | 323,9 | 40,0 | 0,49 | 13043,90 | 14731,20 | 1,189 | 13991,00 | 16879,60 | 1,206 |
| | | 355,6 | 40,0 | 0,54 | 13816,70 | 15514,70 | 1,145 | 14639,80 | 17660,70 | 1,206 |
| | | 368,0 | 40,0 | 0,56 | 14304,60 | 15825,30 | 1,273 | 14882,30 | 17960,70 | 1,207 |
| | | 457,0 | 40,0 | 0,69 | 16585,50 | 18209,50 | 1,098 | 17318,10 | 20172,10 | 1,165 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN]

Tabela 13 – Relação entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – ligação T entre perfis circulares

| Banzo | | Montante | | β | Compressão no Montante | | | Tração no Montante | | |
|-------|-------|----------|-------|---------|------------------------|---------------|-------------|--------------------|---------------|-------------|
| d_0 | t_0 | d_1 | t_1 | | EC3/ N_u | CIDECT/ N_u | ABNT/ N_u | EC3/ N_u | CIDECT/ N_u | ABNT/ N_u |
| 88,9 | 8,0 | 33,7 | 6,3 | 0,38 | 0,517 | 0,549 | 0,517 | 0,455 | 0,483 | 0,455 |
| | | 42,4 | 6,3 | 0,48 | 0,572 | 0,628 | 0,572 | 0,510 | 0,560 | 0,510 |
| | | 48,3 | 6,3 | 0,54 | 0,617 | 0,689 | 0,617 | 0,539 | 0,601 | 0,539 |
| | | 51,0 | 6,3 | 0,57 | 0,630 | 0,694 | 0,630 | 0,565 | 0,623 | 0,565 |
| | | 60,3 | 6,3 | 0,68 | 0,716 | 0,748 | 0,716 | 0,659 | 0,688 | 0,659 |
| 168,3 | 16,0 | 60,3 | 12,5 | 0,36 | 0,480 | 0,505 | 0,480 | 0,421 | 0,443 | 0,421 |
| | | 76,1 | 12,5 | 0,45 | 0,519 | 0,566 | 0,519 | 0,454 | 0,494 | 0,454 |
| | | 88,9 | 12,5 | 0,53 | 0,556 | 0,597 | 0,556 | 0,496 | 0,533 | 0,496 |
| | | 101,6 | 12,5 | 0,60 | 0,606 | 0,631 | 0,606 | 0,542 | 0,565 | 0,542 |
| | | 114,3 | 12,5 | 0,68 | 0,660 | 0,659 | 0,660 | 0,597 | 0,596 | 0,597 |
| 219,1 | 20,0 | 76,1 | 14,2 | 0,35 | 0,523 | 0,548 | 0,523 | 0,449 | 0,471 | 0,449 |
| | | 101,6 | 14,2 | 0,46 | 0,587 | 0,642 | 0,587 | 0,506 | 0,553 | 0,506 |
| | | 114,3 | 14,2 | 0,52 | 0,615 | 0,684 | 0,615 | 0,540 | 0,600 | 0,540 |
| | | 127 | 14,2 | 0,58 | 0,658 | 0,716 | 0,658 | 0,584 | 0,635 | 0,584 |
| | | 139,7 | 14,2 | 0,64 | 0,703 | 0,743 | 0,703 | 0,624 | 0,659 | 0,624 |
| 298,5 | 25,0 | 114,3 | 16,0 | 0,38 | 0,631 | 0,671 | 0,631 | 0,534 | 0,568 | 0,534 |
| | | 139,7 | 16,0 | 0,47 | 0,689 | 0,754 | 0,689 | 0,595 | 0,651 | 0,595 |
| | | 159,0 | 16,0 | 0,53 | 0,742 | 0,827 | 0,742 | 0,654 | 0,729 | 0,654 |
| | | 168,3 | 16,0 | 0,56 | 0,772 | 0,867 | 0,772 | 0,680 | 0,764 | 0,680 |
| | | 193,7 | 16,0 | 0,65 | 0,860 | 0,967 | 0,860 | 0,766 | 0,861 | 0,766 |
| 419,0 | 40,0 | 159,0 | 30,0 | 0,38 | 0,539 | 0,572 | 0,539 | 0,464 | 0,493 | 0,464 |
| | | 193,7 | 30,0 | 0,46 | 0,579 | 0,629 | 0,579 | 0,508 | 0,551 | 0,508 |
| | | 219,1 | 30,0 | 0,52 | 0,615 | 0,659 | 0,615 | 0,549 | 0,588 | 0,549 |
| | | 244,5 | 30,0 | 0,58 | 0,665 | 0,697 | 0,665 | 0,599 | 0,627 | 0,599 |
| | | 273,0 | 30,0 | 0,65 | 0,726 | 0,735 | 0,726 | 0,656 | 0,664 | 0,656 |
| 508,0 | 50,0 | 193,7 | 36,0 | 0,38 | 0,540 | 0,566 | 0,540 | 0,473 | 0,496 | 0,473 |
| | | 244,5 | 36,0 | 0,48 | 0,601 | 0,635 | 0,601 | 0,534 | 0,564 | 0,534 |
| | | 273 | 36,0 | 0,54 | 0,641 | 0,668 | 0,641 | 0,574 | 0,598 | 0,574 |
| | | 298,5 | 36,0 | 0,59 | 0,681 | 0,695 | 0,681 | 0,614 | 0,626 | 0,614 |
| | | 323,9 | 36,0 | 0,64 | 0,723 | 0,723 | 0,723 | 0,656 | 0,656 | 0,656 |
| 660,0 | 60,0 | 244,5 | 40,0 | 0,37 | 0,544 | 0,576 | 0,544 | 0,467 | 0,494 | 0,467 |
| | | 323,9 | 40,0 | 0,49 | 0,609 | 0,672 | 0,609 | 0,532 | 0,586 | 0,532 |
| | | 355,6 | 40,0 | 0,54 | 0,644 | 0,714 | 0,644 | 0,566 | 0,627 | 0,566 |
| | | 368,0 | 40,0 | 0,56 | 0,658 | 0,725 | 0,658 | 0,580 | 0,638 | 0,580 |
| | | 457,0 | 40,0 | 0,69 | 0,761 | 0,782 | 0,761 | 0,687 | 0,706 | 0,687 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm]

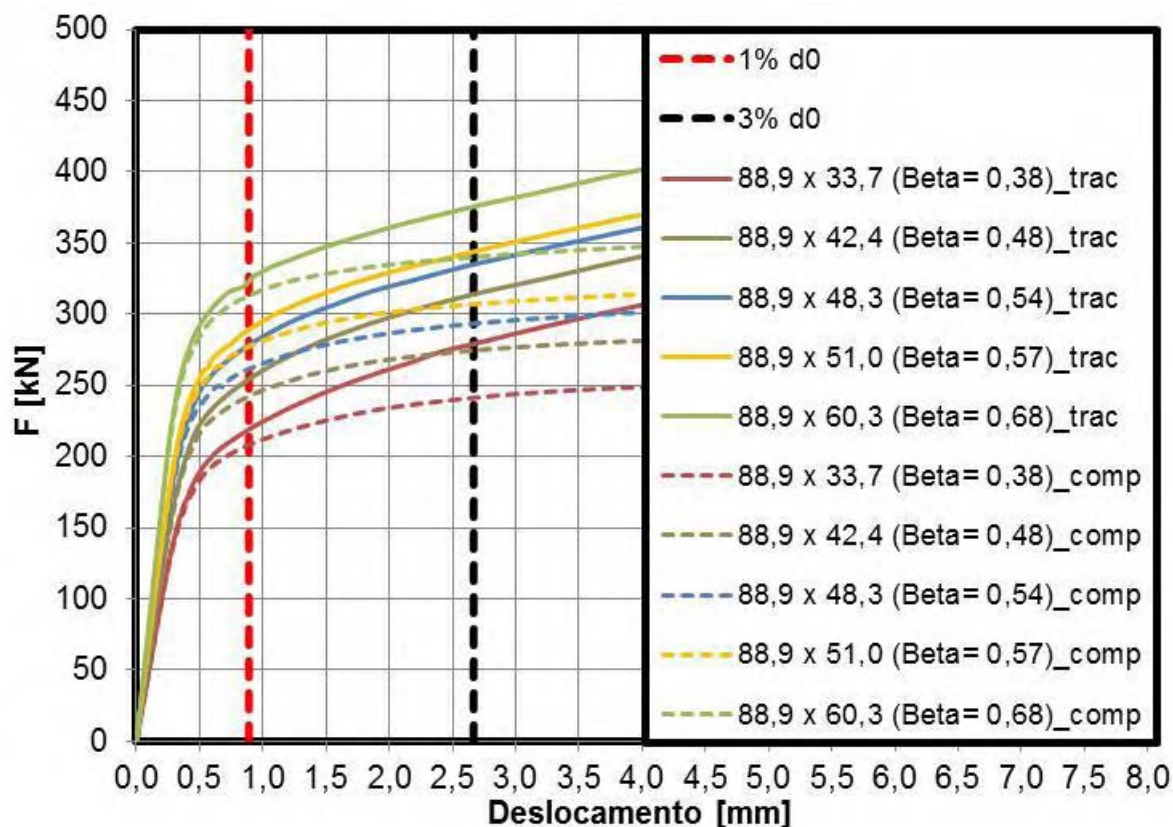


Figura 41 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 88,9 mm

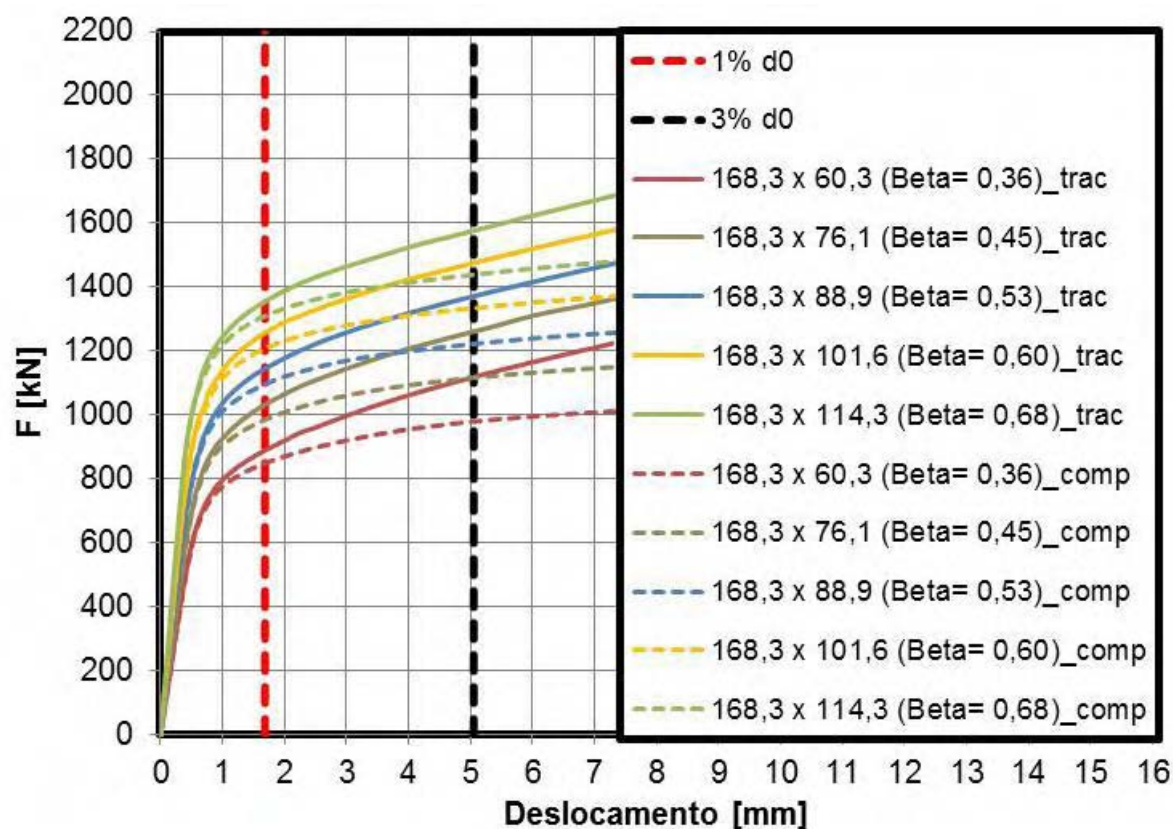


Figura 42 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 168,3 mm

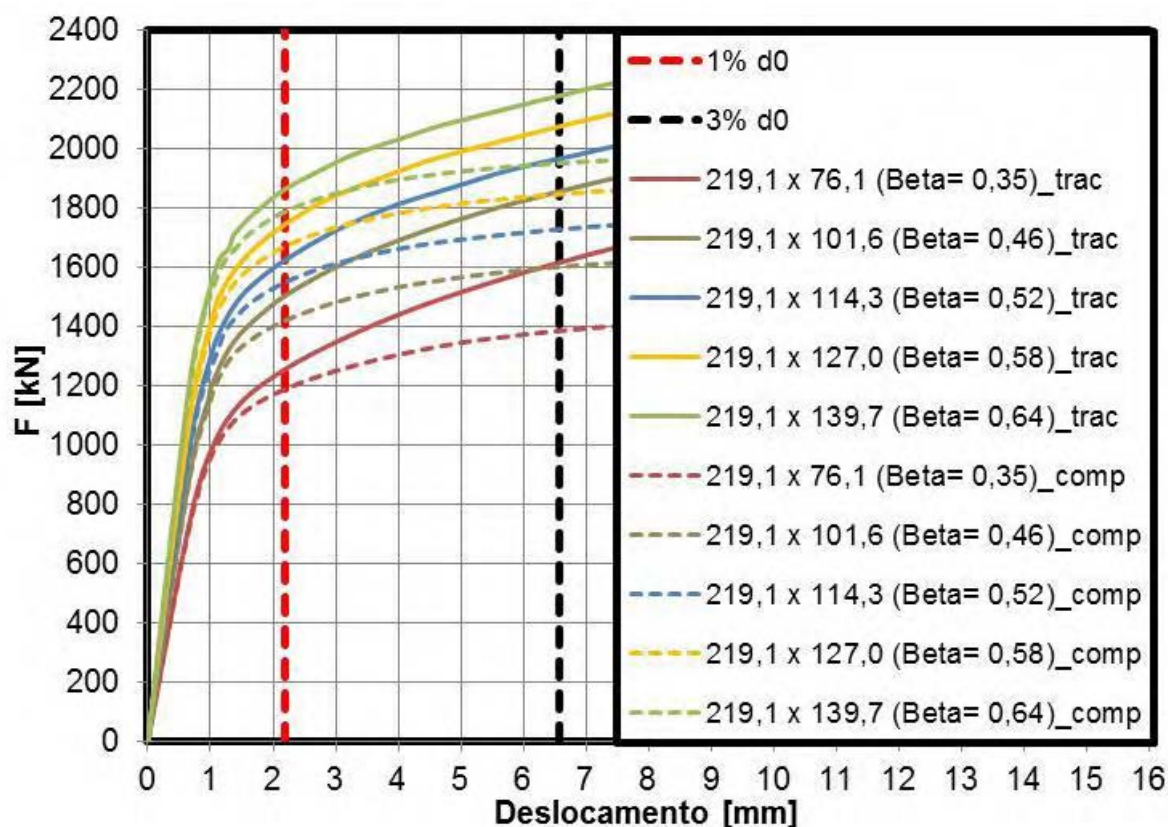


Figura 43 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 219,1 mm

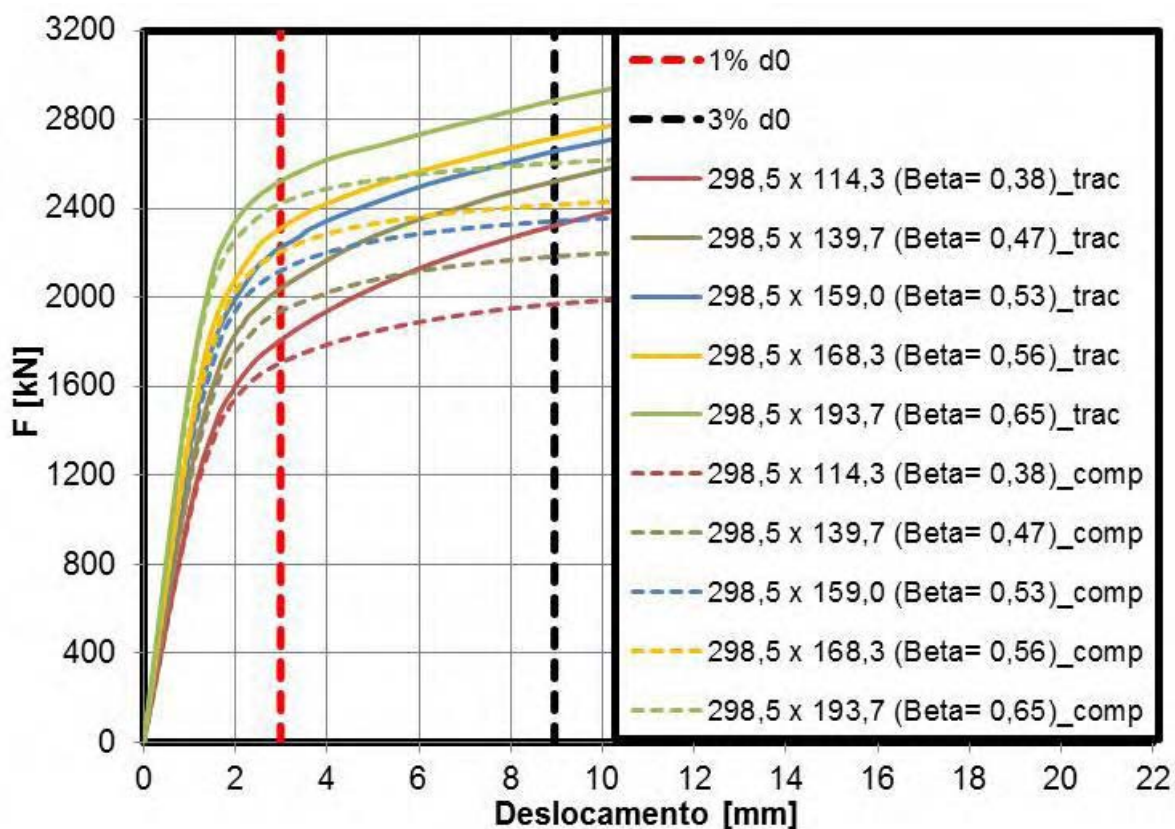


Figura 44 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 298,5 mm

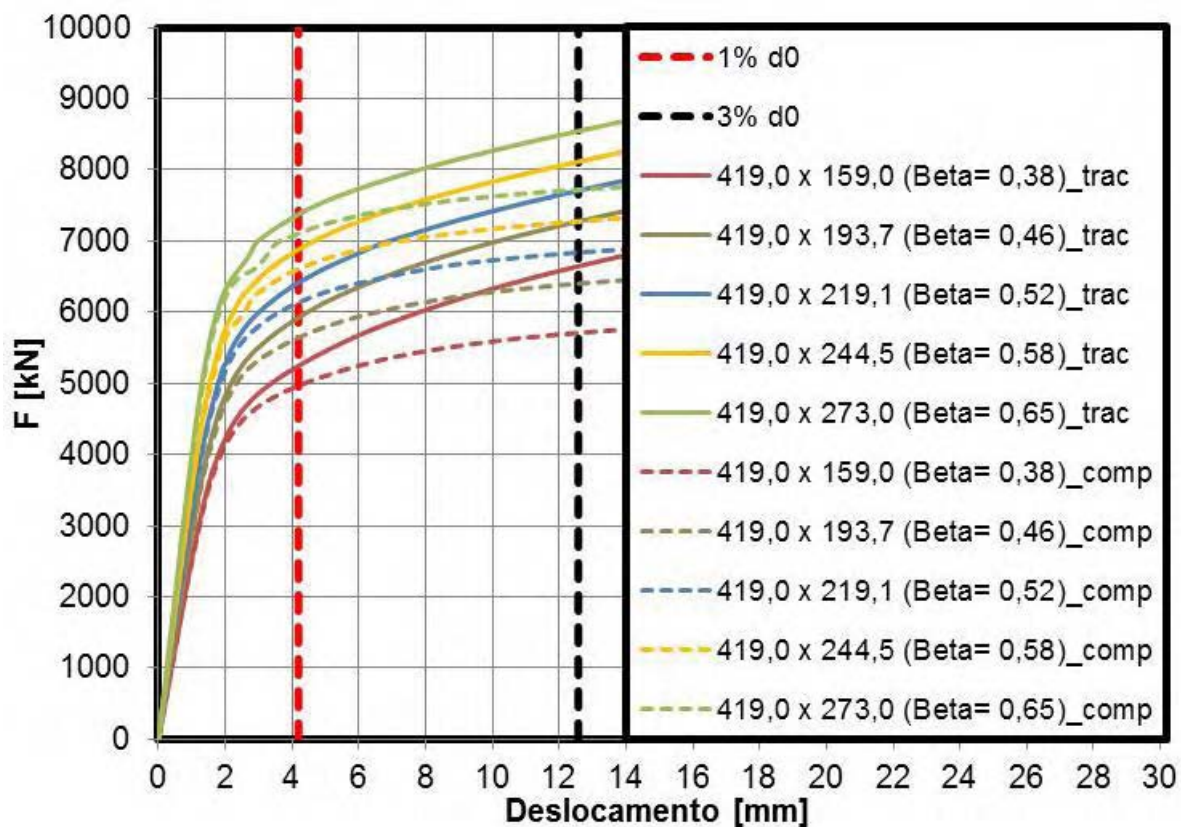


Figura 45 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 419 mm

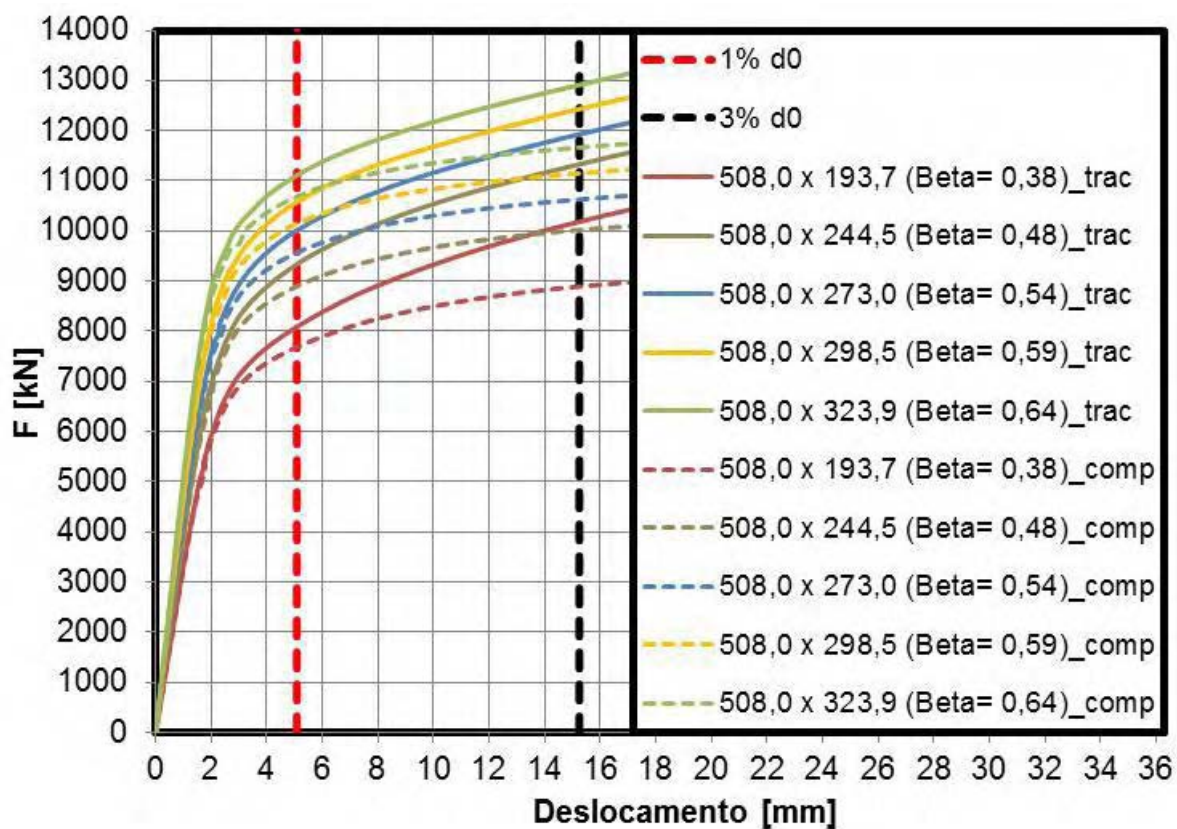


Figura 46 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 508 mm

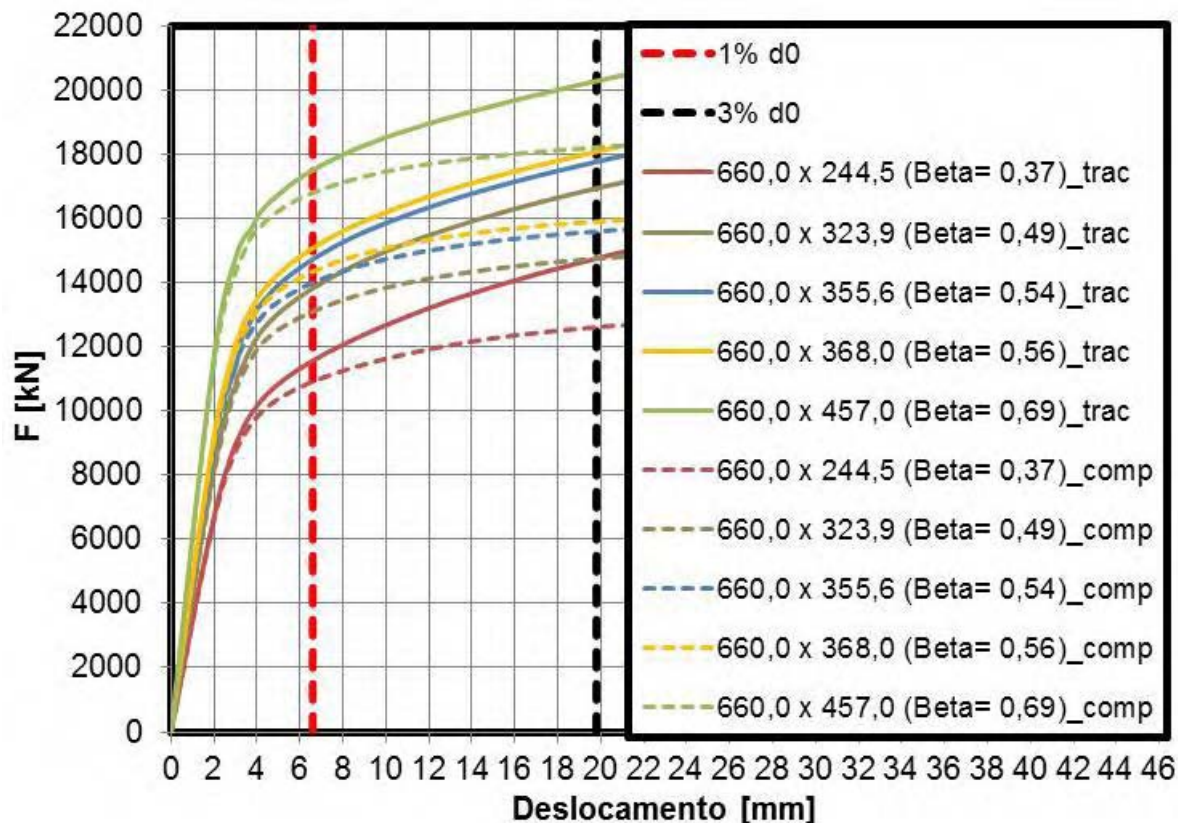


Figura 47 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 660 mm

5.2.2 Resultados para banzo carregado

Objetivando estudar a influência dos esforços e dos níveis de tensões no banzo na resistência da ligação e avaliar a validade das equações de dimensionamento, desenvolveu-se uma análise paramétrica variando a aplicação de esforços no banzo em duas ligações previamente estudadas. Nesta seção, o estudo paramétrico abrangeu a análise de dois modelos numéricos diferentes, sendo aplicados sete níveis de carregamentos no banzo, abrangendo tração e compressão, para cada tipo de esforço no montante, tração ou compressão, totalizando 28 análises distintas. Apresenta-se na Tabela 14 os resultados analíticos segundo formulações propostas pelo EC3 1-8 [7], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8]. Observa-se que a aplicação de carga no banzo não altera o critério de falha que controla o dimensionamento. Analisando-se a Tabela 14, verifica-se que o que ocorre é uma redução na resistência da ligação para alguns níveis de tensão no

banzo. Segundo as equações propostas pelo EC3 1-8 [7], apenas esforços de compressão no banzo são capazes de reduzir a resistência da ligação. Esforços de tração não provocam qualquer alteração na resistência. Isto também ocorre, utilizando a formulação proposta no projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], conforme também pode ser observado na Tabela 14. Por outro lado, conforme as equações preconizadas pelo CIDECT [3], tanto esforços de compressão quanto de tração no banzo reduzem a resistência da ligação.

Tabela 14 – Análise Paramétrica: Resultados analíticos – Banzo carregado – “CHS-T”

| Combinação | Carga no banzo % Npl | Carga no montante | EC3 1-8 | | CIDECT | | ABNT | |
|---|----------------------|-------------------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| | | | Plast. | Punç. | Plast. | Punç. | Plast. | Punç. |
| Banzo 168,3 x 16,0 ($\gamma = 5,26$) X Montante 88,9 x 12,5 ($\gamma = 3,56$) $\beta = 0,53$ | 0% | Tração | 687,63 | 738,66 | 766,03 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | 10% | Tração | 664,93 | 738,66 | 750,05 | 738,66 | 664,93 | 738,66 |
| | -10% | Tração | 687,63 | 738,66 | 740,79 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | 50% | Tração | 532,91 | 738,66 | 666,86 | 738,66 | 532,91 | 738,66 |
| | -50% | Tração | 687,63 | 738,66 | 614,52 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | 80% | Tração | 390,57 | 738,66 | 555,20 | 738,66 | 390,57 | 738,66 |
| | -80% | Tração | 687,63 | 738,66 | 459,21 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | 0% | Compressão | 687,63 | 738,66 | 766,03 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | 10% | Compressão | 664,93 | 738,66 | 750,05 | 738,66 | 664,93 | 738,66 |
| | -10% | Compressão | 687,63 | 738,66 | 740,79 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | 50% | Compressão | 532,91 | 738,66 | 666,86 | 738,66 | 532,91 | 738,66 |
| | -50% | Compressão | 687,63 | 738,66 | 614,52 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| | 80% | Compressão | 390,57 | 738,66 | 555,20 | 738,66 | 390,57 | 738,66 |
| | -80% | Compressão | 687,63 | 738,66 | 459,21 | 738,66 | 687,63 | 738,66 |
| Banzo 298,5 x 25,0 ($\gamma = 5,97$) X Montante 159 x 16 ($\gamma = 4,97$) $\beta = 0,53$ | 0% | Tração | 1738,90 | 2064,24 | 1939,40 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | 10% | Tração | 1681,52 | 2064,24 | 1898,96 | 2064,24 | 1681,52 | 2064,24 |
| | -10% | Tração | 1738,90 | 2064,24 | 1875,72 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | 50% | Tração | 1347,65 | 2064,24 | 1688,34 | 2064,24 | 1347,65 | 2064,24 |
| | -50% | Tração | 1738,90 | 2064,24 | 1557,01 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | 80% | Tração | 987,70 | 2064,24 | 1405,64 | 2064,24 | 987,70 | 2064,24 |
| | -80% | Tração | 1738,90 | 2064,24 | 1164,69 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | 0% | Compressão | 1738,90 | 2064,24 | 1939,40 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | 10% | Compressão | 1681,52 | 2064,24 | 1898,96 | 2064,24 | 1681,52 | 2064,24 |
| | -10% | Compressão | 1738,90 | 2064,24 | 1875,72 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | 50% | Compressão | 1347,65 | 2064,24 | 1688,34 | 2064,24 | 1347,65 | 2064,24 |
| | -50% | Compressão | 1738,90 | 2064,24 | 1557,01 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| | 80% | Compressão | 987,70 | 2064,24 | 1405,64 | 2064,24 | 987,70 | 2064,24 |
| | -80% | Compressão | 1738,90 | 2064,24 | 1164,69 | 2064,24 | 1738,90 | 2064,24 |
| OBS1: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN] | | | | | | | | |
| OBS2: O EC3 1-8 considera compressão com sinal positivo, ao contrário do CIDECT e ABNT, que consideram compressão com sinal negativo. | | | | | | | | |

A Tabela 15 apresenta os resultados segundo o critério de deformação limite, bem como um quadro comparativo entre este critério e as formulações analíticas estudadas. Observa-se que os níveis de tensões no banzo não alteraram o estado limite que controla a ligação, permanecendo o controle da ligação a cargo do estado limite último. Verifica-se que, comparando-se o dimensionamento pelo EC3 1-8 [7], ao Critério de Deformação Limite [10], obtêm-se resultados excessivamente conservadores para banzo comprimido e alguns resultados contra a segurança para banzo tracionado. O mesmo se verifica quando se comparam os resultados obtidos com o Critério de Deformação Limite [10] aos resultados obtidos através da formulação do projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], porém, observa-se uma leve redução da diferença entre os critérios. Por outro lado, considerando uma comparação entre o Critério de Deformação Limite [10] e o dimensionamento pela nova formulação proposta pelo CIDECT [3], observa-se que já não ocorrem mais valores contra a segurança quando se aplicam esforços de tração no banzo. Neste caso, verifica-se que todos os valores apresentam-se conservadores, porém, esta diferença é levemente reduzida se comparada às outras duas formulações analíticas.

Da Figura 48 a 49 são apresentadas as curvas cargas *versus* deslocamento das análises apresentadas nas tabelas anteriores, evidenciando os resultados supracitados. Observa-se que, apenas para baixos níveis de tensões no banzo, valores da ordem de 10% da carga de plastificação da seção transversal, não ocorre variação significativa na resistência da ligação. Observa-se em alguns casos, até um pequeno ganho de resistência que pode ser atribuído ao efeito de membrana. Para valores acima de 10% da carga de plastificação do banzo, verifica-se que ocorre uma considerável redução da resistência, tanto para compressão quanto para tração no banzo.

Apresentam-se ainda da Figura 52 a 53, as curvas carga de compressão no montante *versus* carga no banzo. Estas figuras evidenciam que os resultados obtidos com a formulação proposta pelo CIDECT [3] apresentam uma maior concordância aos resultados obtidos numericamente, no que tange à influência do nível de tensão do banzo na resistência da ligação. Analisando estas curvas, torna-se bastante claro que o CIDECT [3] considera a redução na resistência da ligação tanto para banzo comprimido quanto para banzo tracionado, enquanto que, o EC3 1-

8 [7] e o PN02.125.03-004 [8], não levam em consideração a tração para redução da capacidade resistente da ligação.

Tabela 15 – Análise Paramétrica: Resultados do Critério de Deformação Limite

Banzo carregado – “CHS-T”

| Combinação | Carga no banzo % Npl | Carga no montante | Ns | Nu | Nu/Ns | EC3/Nu | CIDECT/Nu | ABNT/Nu |
|---|----------------------|-------------------|----------------------|----------------------|-------|--------|-----------|---------|
| | | | (1% d _o) | (3% d _o) | | | | |
| Banzo 168,3 x 16,0 ($\gamma = 5,26$) X Montante 88,9 x 12,5 ($\gamma = 3,56$) $\beta = 0,53$ | 0% | Tração | 1161,57 | 1385,79 | 1,19 | 0,496 | 0,553 | 0,496 |
| | 10% | Tração | 1143,80 | 1400,63 | 1,23 | 0,475 | 0,536 | 0,475 |
| | -10% | Tração | 1216,01 | 1400,63 | 1,15 | 0,491 | 0,529 | 0,491 |
| | 50% | Tração | 989,97 | 1310,14 | 1,32 | 0,407 | 0,509 | 0,407 |
| | -50% | Tração | 1078,44 | 1209,15 | 1,12 | 0,569 | 0,508 | 0,569 |
| | 80% | Tração | 808,90 | 1109,18 | 1,37 | 0,352 | 0,501 | 0,352 |
| | -80% | Tração | 673,04 | 907,08 | 1,35 | 0,758 | 0,506 | 0,758 |
| | 0% | Compressão | 1127,57 | 1236,86 | 1,09 | 0,556 | 0,619 | 0,556 |
| | 10% | Compressão | 1132,33 | 1247,49 | 1,10 | 0,533 | 0,601 | 0,533 |
| | -10% | Compressão | 1132,33 | 1247,49 | 1,10 | 0,551 | 0,594 | 0,551 |
| | 50% | Compressão | 1071,66 | 1158,49 | 1,08 | 0,460 | 0,576 | 0,460 |
| | -50% | Compressão | 962,48 | 1059,05 | 1,10 | 0,649 | 0,580 | 0,649 |
| | 80% | Compressão | 719,84 | 887,39 | 1,23 | 0,440 | 0,626 | 0,440 |
| | -80% | Compressão | 737,71 | 865,55 | 1,17 | 0,794 | 0,531 | 0,794 |
| Banzo 298,5 x 25,0 ($\gamma = 5,97$) X Montante 159 x 16 ($\gamma = 4,97$) $\beta = 0,53$ | 0% | Tração | 2200,00 | 2660,00 | 1,21 | 0,654 | 0,729 | 0,654 |
| | 10% | Tração | 2175,04 | 2679,94 | 1,23 | 0,627 | 0,709 | 0,627 |
| | -10% | Tração | 2290,27 | 2679,94 | 1,17 | 0,649 | 0,700 | 0,649 |
| | 50% | Tração | 1785,80 | 2324,30 | 1,30 | 0,580 | 0,726 | 0,580 |
| | -50% | Tração | 1823,84 | 2189,51 | 1,20 | 0,794 | 0,711 | 0,794 |
| | 80% | Tração | 1501,77 | 2146,95 | 1,43 | 0,460 | 0,655 | 0,460 |
| | -80% | Tração | 957,25 | 1368,75 | 1,43 | 1,270 | 0,851 | 1,270 |
| | 0% | Compressão | 2146,71 | 2344,24 | 1,09 | 0,742 | 0,827 | 0,742 |
| | 10% | Compressão | 2167,46 | 2384,85 | 1,10 | 0,705 | 0,796 | 0,705 |
| | -10% | Compressão | 2085,80 | 2293,05 | 1,09 | 0,758 | 0,818 | 0,758 |
| | 50% | Compressão | 1821,37 | 2062,19 | 1,13 | 0,654 | 0,819 | 0,654 |
| | -50% | Compressão | 1654,07 | 1880,48 | 1,14 | 0,925 | 0,828 | 0,925 |
| | 80% | Compressão | 1117,79 | 1627,30 | 1,46 | 0,607 | 0,864 | 0,607 |
| | -80% | Compressão | 1175,57 | 1312,36 | 1,12 | 1,325 | 0,887 | 1,325 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN]

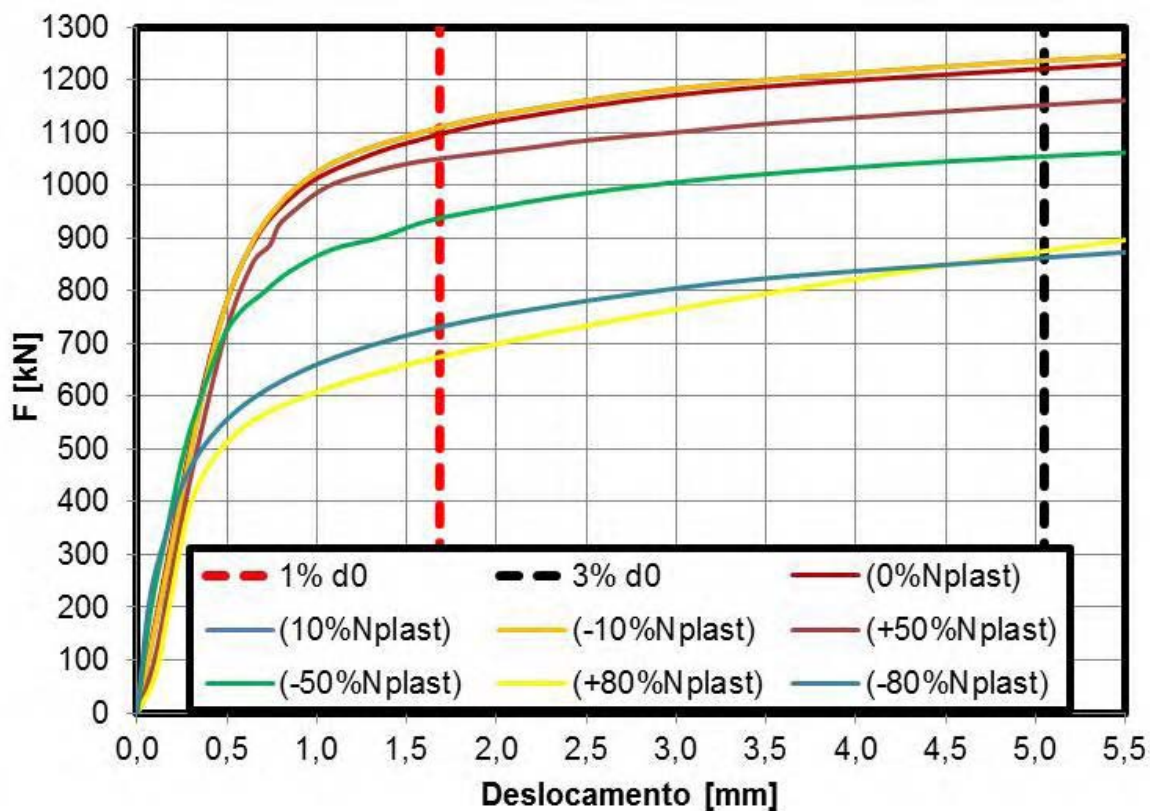


Figura 48 – Banço Carregado: Carga x Deslocamento 168,3_x_88,9 mm
(Montante Comprimido)

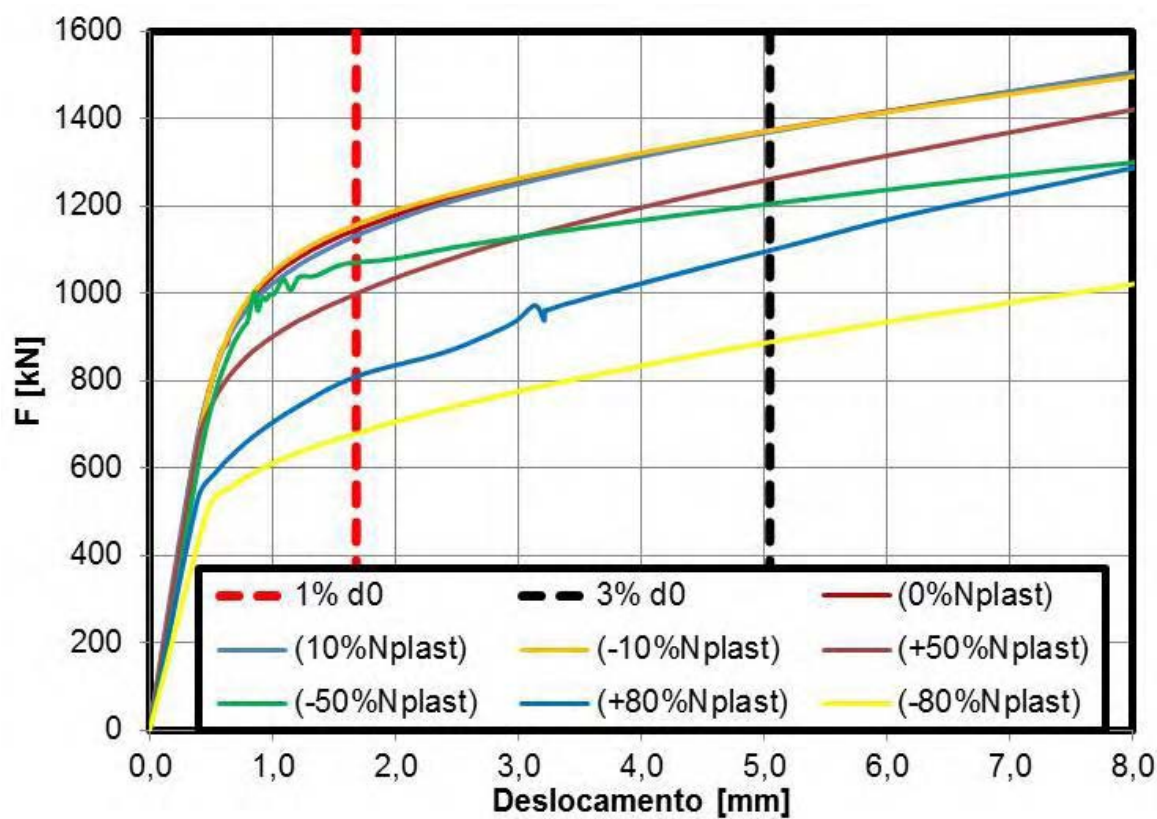


Figura 49 – Banço Carregado: Carga x Deslocamento 168,3_x_88,9 mm
(Montante Tracionado)

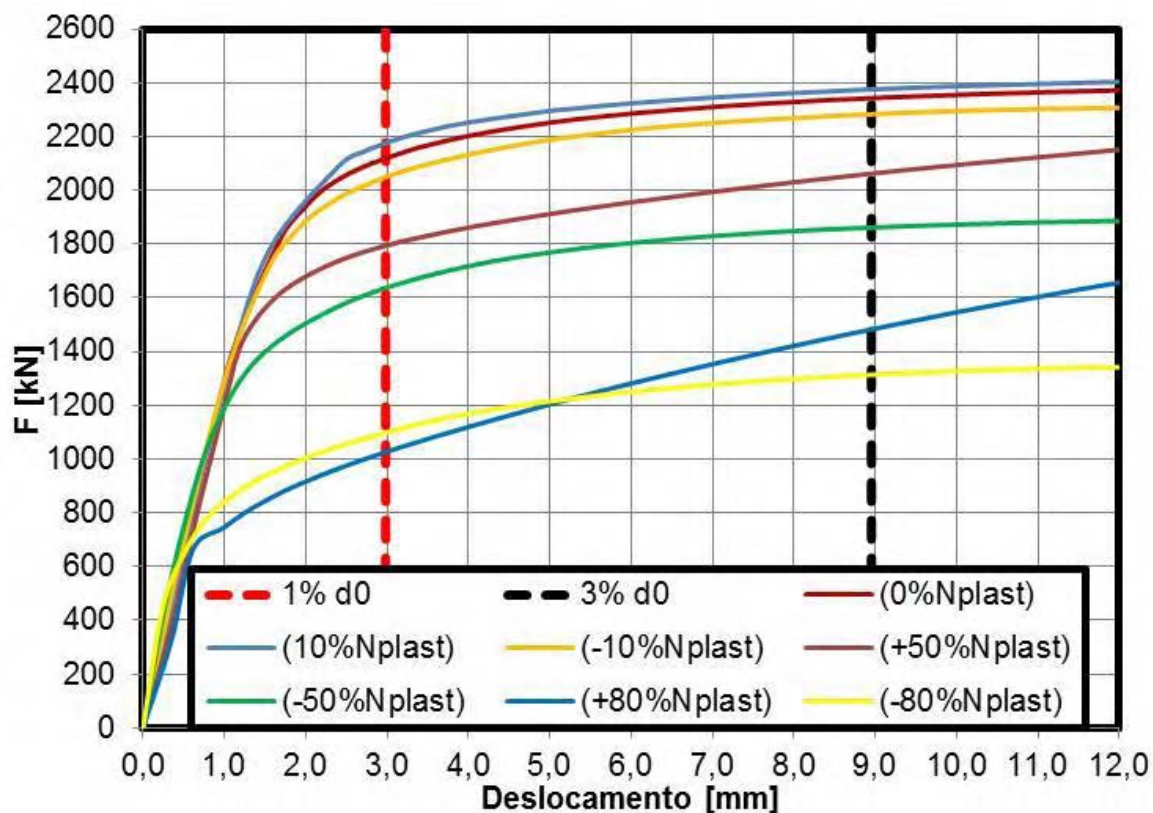


Figura 50 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento 298,5_x_159 mm
(Montante Comprimido)

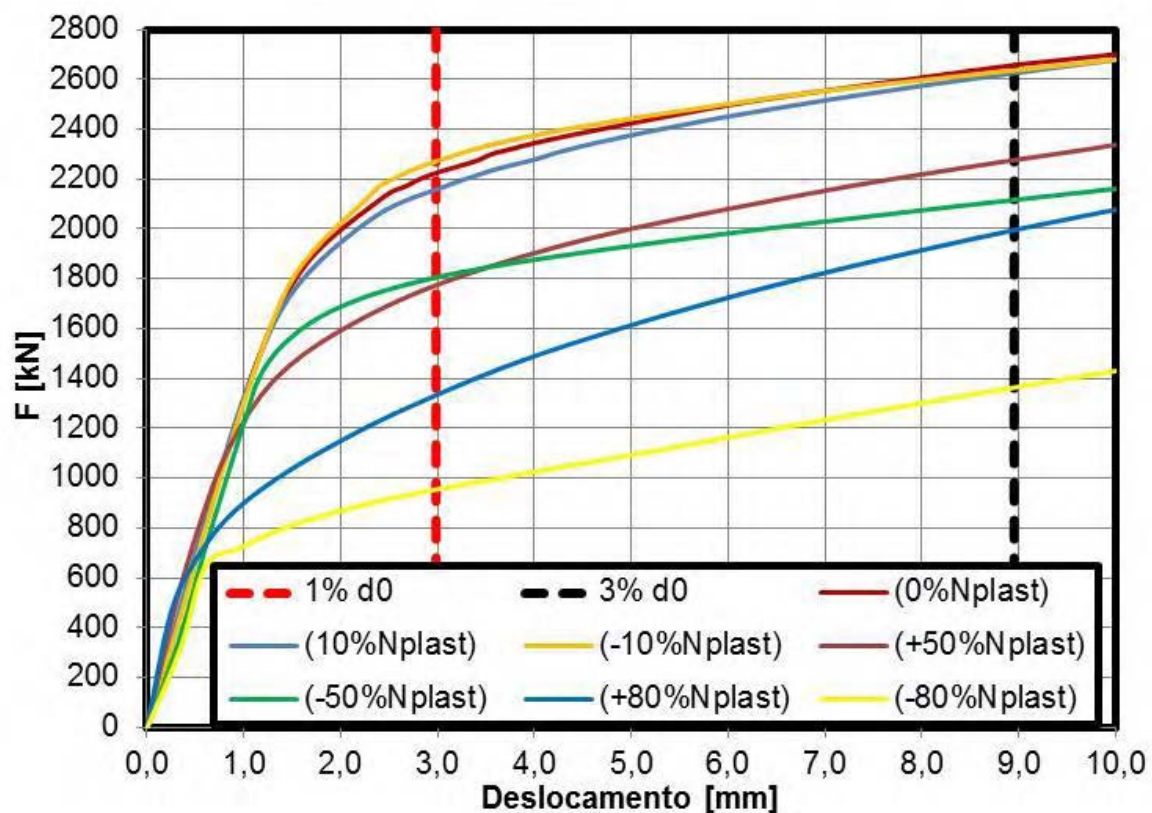


Figura 51 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento 298,5_x_159 mm
(Montante tracionado)

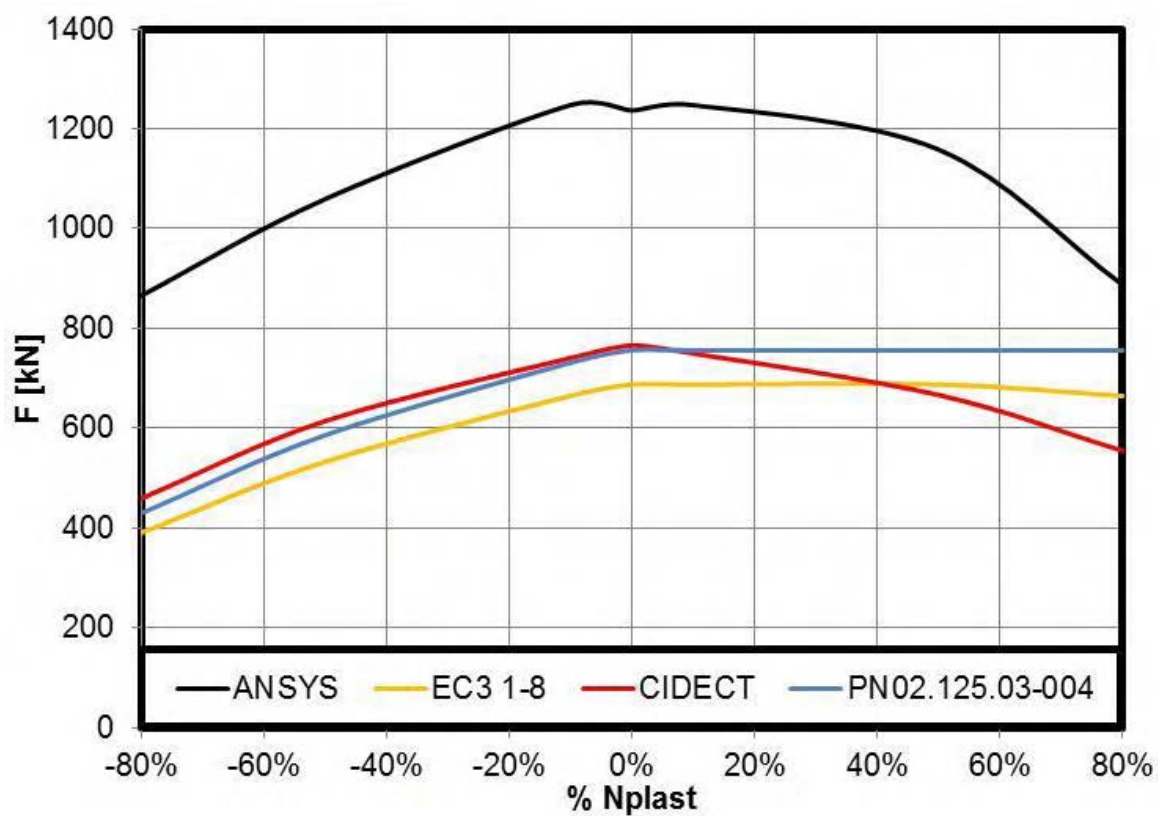


Figura 52 – Carga de Compressão no Montante x Carga no Banzo 168,3_x_88,9 mm

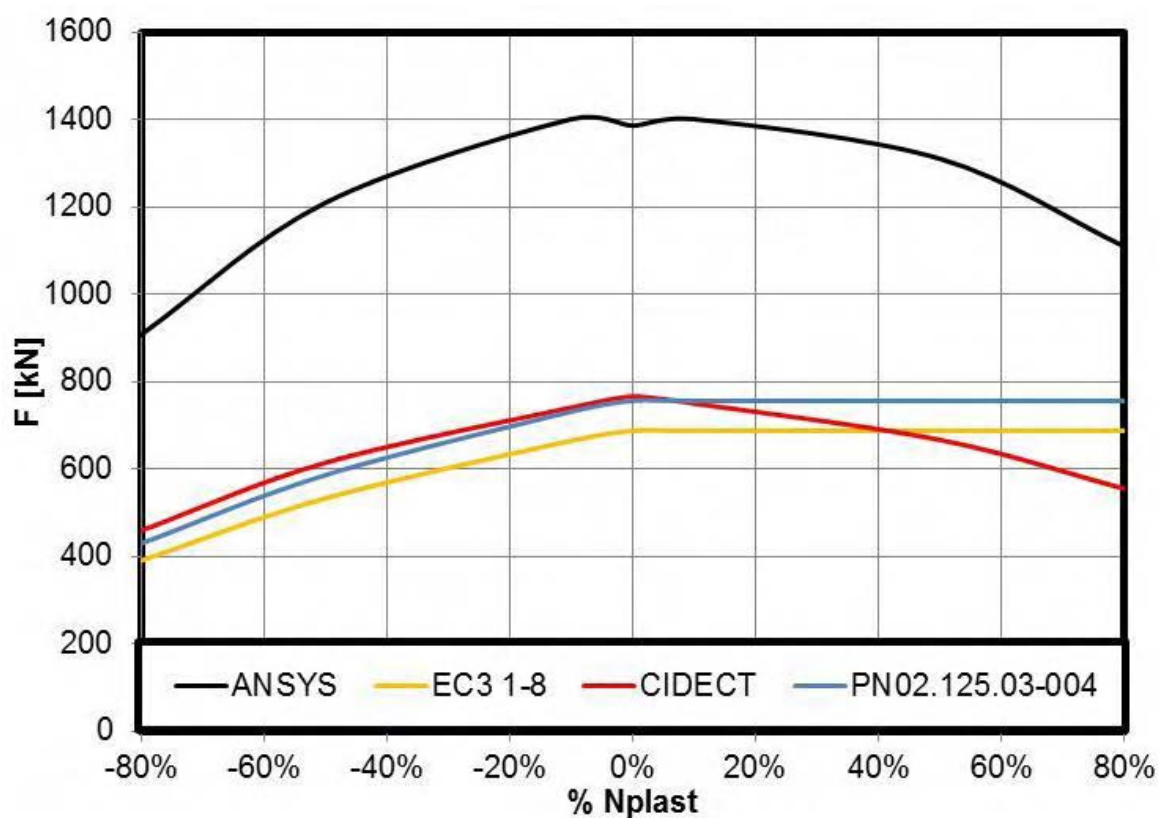


Figura 53 – Carga de Tração no Montante x Carga no Banzo 168,3_x_88,9 mm

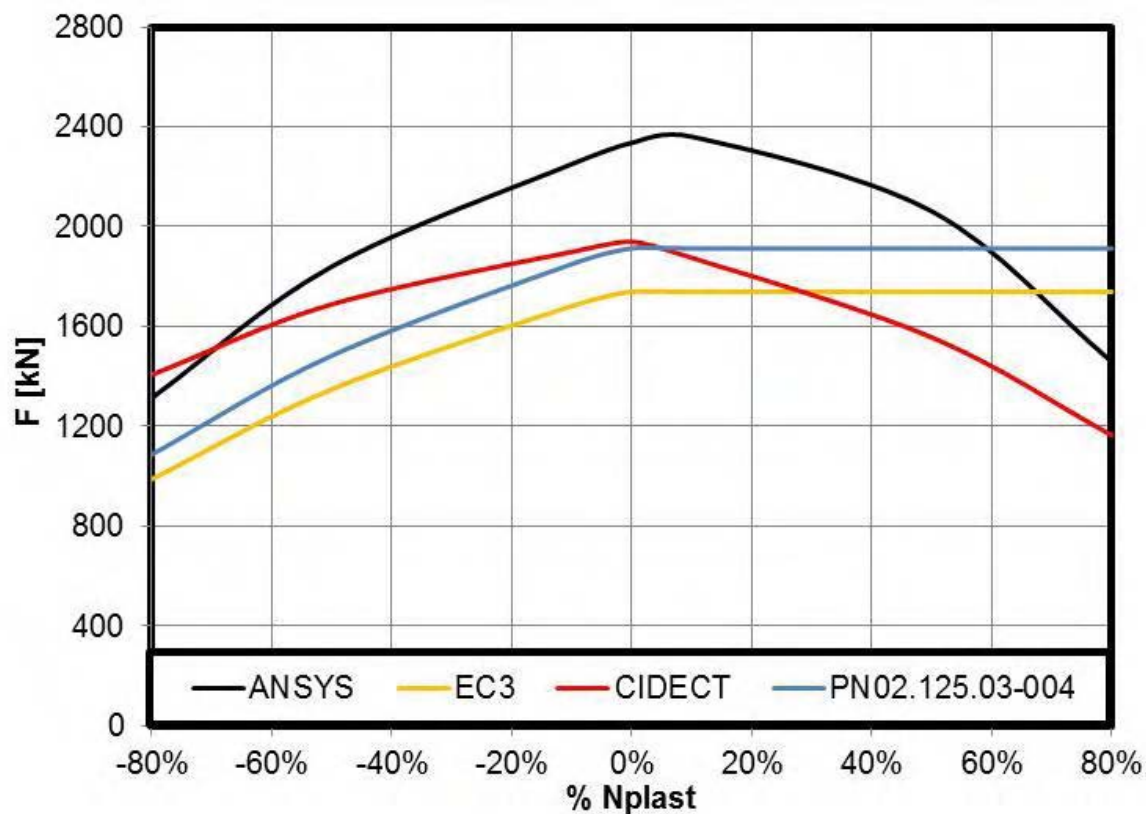


Figura 54 – Carga de Compressão no Montante x Carga no Banzo 298,5_x_159 mm

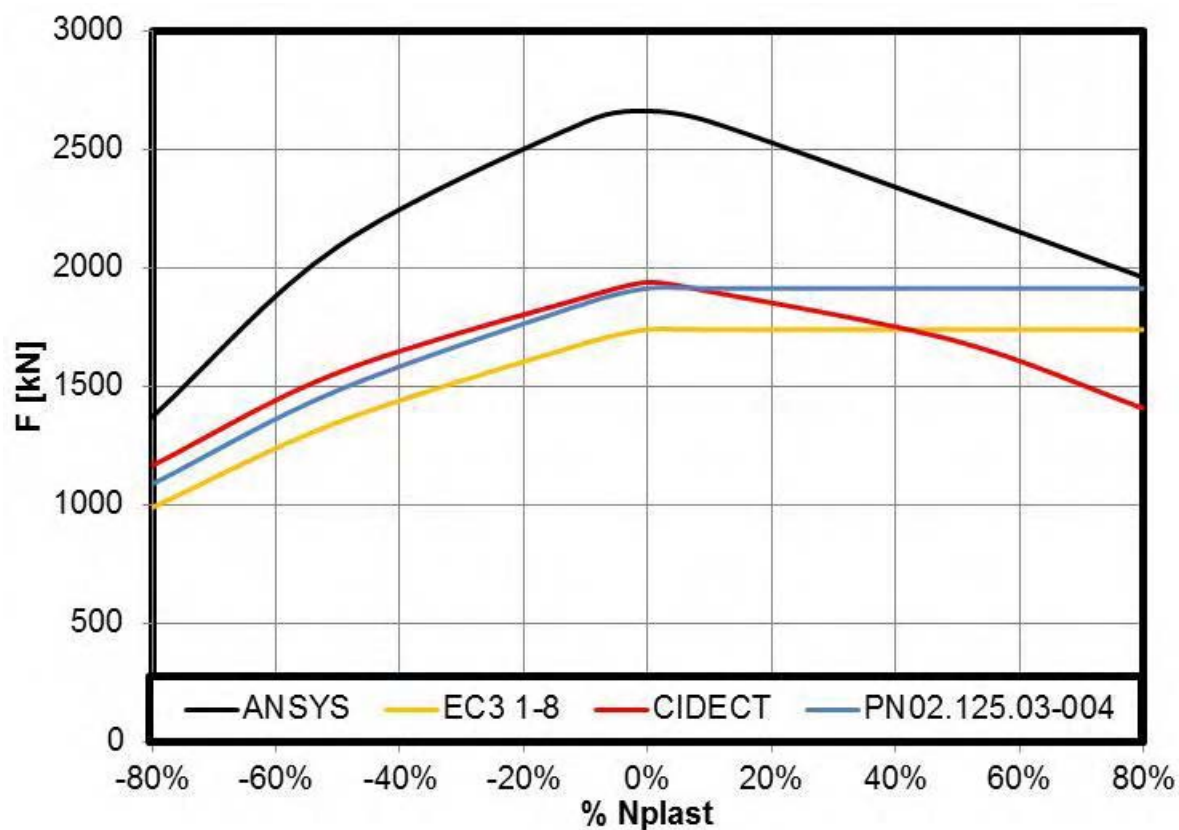


Figura 55 – Carga de Tração no Montante x Carga no Banzo 298,5_x_159 mm

5.3 Ligações tipo K entre perfis circulares

5.3.1 Resultados para banzo descarregado

Após a calibração do modelo efetuada no capítulo quatro, o estudo paramétrico proposto para a ligação tipo K entre perfis circulares, abrangeu a análise de trinta e cinco modelos numéricos diferentes, sendo escolhidos cinco perfis de diagonais para cada grupo de sete perfis de banzos, conforme apresentado na Tabela 16. Destaca-se que em um primeiro momento, não houve aplicação de carregamento inicial no banzo, sendo aplicadas cargas de tração e compressão apenas nas diagonais. A Tabela 17 apresenta os resultados analíticos segundo formulações propostas pelo EC3 1-8 [7], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8], considerando a falha por plastificação da face superior do banzo e falha por punção da parede do banzo. Observa-se que, conforme já evidenciado na seção 4.3 desta dissertação, os valores obtidos através da formulação proposta pelo EC3 1-8 [7] são levemente mais conservadores quando comparados às outras propostas. No que tange ao critério de falha que controla a ligação, observa-se que, diferente para o que ocorre na ligação T entre perfis circulares, todas as formulações analíticas convergem entre si, sendo a ruína por plastificação da face superior do banzo o critério de controle da ligação.

Analisando-se a Tabela 18, observa-se que todos os modelos apresentam a razão entre a carga N_u , referente ao estado limite último, e a carga N_s , referente ao estado limite de serviço, menor que 1,50, ou seja, $N_u/N_s < 1,50$. Isto significa que, utilizando o Critério de Deformação Limite [10], o controle do dimensionamento deve ser atribuído ao estado limite último, e a resistência da ligação será aquela associada ao deslocamento de 3% do diâmetro do banzo. Desta forma, comparando-se os resultados obtidos através das formulações analíticas com o Critério de Deformação Limite [10], observa-se que este último conduz a um dimensionamento mais econômico. Observa-se ainda que em alguns modelos, a curva carga-deslocamento apresenta um pico bem definido, sendo obtida a carga resistente da ligação diretamente através da curva, nestes casos.

Tabela 16 – Modelos paramétricos CHS-K

| Banzo | | | Diagonais | | | $0,2 \leq \beta = \frac{d_1}{d_0} \leq 1,0$ |
|-------|-------|-------------------------------------|-----------|-------|-------------------------------------|---|
| d_0 | t_0 | $\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \leq 50$ | d_1 | t_1 | $\gamma = \frac{d_1}{2t_1} \leq 50$ | |
| 88,9 | 6,3 | 7,06 | 33,7 | 6,3 | 2,67 | 0,38 |
| | | | 42,4 | 6,3 | 3,37 | 0,48 |
| | | | 48,3 | 6,3 | 3,83 | 0,54 |
| | | | 51,0 | 6,3 | 4,05 | 0,57 |
| | | | 60,3 | 6,3 | 4,79 | 0,68 |
| 168,3 | 10,0 | 8,42 | 60,3 | 10,0 | 3,02 | 0,36 |
| | | | 76,1 | 10,0 | 3,81 | 0,45 |
| | | | 88,9 | 10,0 | 4,45 | 0,53 |
| | | | 101,6 | 10,0 | 5,08 | 0,60 |
| | | | 114,3 | 10,0 | 5,72 | 0,68 |
| 219,1 | 12,5 | 8,76 | 76,1 | 12,5 | 3,04 | 0,35 |
| | | | 101,6 | 12,5 | 4,06 | 0,46 |
| | | | 114,3 | 12,5 | 4,57 | 0,52 |
| | | | 127 | 12,5 | 5,08 | 0,58 |
| | | | 139,7 | 12,5 | 5,59 | 0,64 |
| 298,5 | 17,5 | 8,53 | 114,3 | 16,0 | 3,57 | 0,38 |
| | | | 139,7 | 16,0 | 4,37 | 0,47 |
| | | | 159,0 | 16,0 | 4,97 | 0,53 |
| | | | 168,3 | 16,0 | 5,26 | 0,56 |
| | | | 193,7 | 16,0 | 6,05 | 0,65 |
| 419,0 | 20,0 | 10,48 | 159,0 | 17,5 | 4,54 | 0,38 |
| | | | 193,7 | 17,5 | 5,53 | 0,46 |
| | | | 219,1 | 17,5 | 6,26 | 0,52 |
| | | | 244,5 | 17,5 | 6,99 | 0,58 |
| | | | 273,0 | 17,5 | 7,80 | 0,65 |
| 508,0 | 30,0 | 8,47 | 193,7 | 25,0 | 3,87 | 0,38 |
| | | | 244,5 | 25,0 | 4,89 | 0,48 |
| | | | 273 | 25,0 | 5,46 | 0,54 |
| | | | 298,5 | 25,0 | 5,97 | 0,59 |
| | | | 323,9 | 25,0 | 6,48 | 0,64 |
| 660,0 | 36,0 | 9,17 | 244,5 | 30,0 | 4,08 | 0,37 |
| | | | 323,9 | 30,0 | 5,40 | 0,49 |
| | | | 355,6 | 30,0 | 5,93 | 0,54 |
| | | | 368,0 | 30,0 | 6,13 | 0,56 |
| | | | 457,0 | 30,0 | 7,62 | 0,69 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm]

Tabela 17 – Análise Paramétrica: Resultados Analíticos “CHS-K”

| Banzo | | Diagonal | | β | EC3 1-8 | | CIDECT | | PN 02.125.03-004 | |
|-------|-------|----------|-------|---------|----------|----------|----------|----------|------------------|----------|
| d_0 | t_0 | d_i | t_i | | Plastif. | Punç. | Plastif. | Punç. | Plastif. | Punç. |
| 88,9 | 6,3 | 33,7 | 6,3 | 0,38 | 172,13 | 234,44 | 178,21 | 234,44 | 172,13 | 234,44 |
| | | 42,4 | 6,3 | 0,48 | 202,59 | 294,97 | 224,73 | 294,97 | 202,59 | 294,97 |
| | | 48,3 | 6,3 | 0,54 | 223,33 | 336,01 | 258,85 | 336,01 | 223,33 | 336,01 |
| | | 51,0 | 6,3 | 0,57 | 232,66 | 354,80 | 274,82 | 354,80 | 232,66 | 354,80 |
| | | 60,3 | 6,3 | 0,68 | 264,63 | 419,49 | 331,57 | 419,49 | 264,63 | 419,49 |
| 168,3 | 10,0 | 60,3 | 10,0 | 0,36 | 426,57 | 665,86 | 442,59 | 665,86 | 426,57 | 665,86 |
| | | 76,1 | 10,0 | 0,45 | 501,60 | 840,33 | 557,64 | 840,33 | 501,60 | 840,33 |
| | | 88,9 | 10,0 | 0,53 | 562,33 | 981,68 | 659,53 | 981,68 | 562,33 | 981,68 |
| | | 101,6 | 10,0 | 0,60 | 622,53 | 1121,92 | 766,84 | 1121,92 | 622,53 | 1121,92 |
| | | 114,3 | 10,0 | 0,68 | 682,72 | 1262,16 | 879,13 | 1262,16 | 682,72 | 1262,16 |
| 219,1 | 12,5 | 76,1 | 12,5 | 0,35 | 655,75 | 1050,42 | 677,11 | 1050,42 | 655,75 | 1050,42 |
| | | 101,6 | 12,5 | 0,46 | 801,48 | 1402,40 | 901,83 | 1402,40 | 801,48 | 1402,40 |
| | | 114,3 | 12,5 | 0,52 | 874,04 | 1577,70 | 1024,69 | 1577,70 | 874,04 | 1577,70 |
| | | 127 | 12,5 | 0,58 | 946,58 | 1752,99 | 1153,60 | 1752,99 | 946,58 | 1752,99 |
| | | 139,7 | 12,5 | 0,64 | 1019,13 | 1928,29 | 1287,68 | 1928,29 | 1019,13 | 1928,29 |
| 298,5 | 17,5 | 114,3 | 16,0 | 0,38 | 1376,61 | 2208,77 | 1457,46 | 2208,77 | 1376,61 | 2208,77 |
| | | 139,7 | 16,0 | 0,47 | 1585,95 | 2699,61 | 1787,13 | 2699,61 | 1585,95 | 2699,61 |
| | | 159,0 | 16,0 | 0,53 | 1618,76 | 3072,57 | 2056,40 | 3072,57 | 1618,76 | 3072,57 |
| | | 168,3 | 16,0 | 0,56 | 1822,20 | 3252,29 | 2193,20 | 3252,29 | 1822,20 | 3252,29 |
| | | 193,7 | 16,0 | 0,65 | 2031,56 | 3743,13 | 2577,29 | 3743,13 | 2031,56 | 3743,13 |
| 419,0 | 20,0 | 159,0 | 17,5 | 0,38 | 1842,65 | 3511,51 | 1984,69 | 3511,51 | 1842,65 | 3511,51 |
| | | 193,7 | 17,5 | 0,46 | 2117,77 | 4277,86 | 2428,78 | 4277,86 | 2117,77 | 4277,86 |
| | | 219,1 | 17,5 | 0,52 | 2318,70 | 4838,82 | 2779,34 | 4838,82 | 2318,70 | 4838,82 |
| | | 244,5 | 17,5 | 0,58 | 2519,63 | 5399,78 | 3149,10 | 5399,78 | 2519,63 | 5399,78 |
| | | 273,0 | 17,5 | 0,65 | 2745,37 | 6029,20 | 3584,35 | 6029,20 | 2745,37 | 6029,20 |
| 508,0 | 30,0 | 193,7 | 25,0 | 0,38 | 4027,98 | 6416,79 | 4256,15 | 6416,79 | 4027,98 | 6416,79 |
| | | 244,5 | 25,0 | 0,48 | 4749,88 | 8099,66 | 5398,87 | 8099,66 | 4749,88 | 8099,66 |
| | | 273 | 25,0 | 0,54 | 5155,53 | 9043,80 | 6091,85 | 9043,80 | 5155,53 | 9043,80 |
| | | 298,5 | 25,0 | 0,59 | 5518,17 | 9888,55 | 6737,56 | 9888,55 | 5518,17 | 9888,55 |
| | | 323,9 | 25,0 | 0,64 | 5879,12 | 10729,98 | 7401,38 | 10729,98 | 5879,12 | 10729,98 |
| 660,0 | 36,0 | 244,5 | 30,0 | 0,37 | 5742,44 | 9719,60 | 6064,50 | 9719,60 | 5742,44 | 9719,60 |
| | | 323,9 | 30,0 | 0,49 | 7005,98 | 12875,98 | 8086,35 | 12875,98 | 7005,98 | 12875,98 |
| | | 355,6 | 30,0 | 0,54 | 7511,60 | 14136,15 | 8966,60 | 14136,15 | 7511,60 | 14136,15 |
| | | 368,0 | 30,0 | 0,56 | 7708,16 | 14629,09 | 9318,73 | 14629,09 | 7708,16 | 14629,09 |
| | | 457,0 | 30,0 | 0,69 | 9123,94 | 18167,10 | 11985,14 | 18167,10 | 9123,94 | 18167,10 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN].

A Tabela 18 evidencia tal fato onde se pode observar que a razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite [10] não apresentam uma discrepância significativa entre si, sendo os resultados analíticos levemente mais

conservadores. Entretanto, já pela proposta do CIDECT [3], verifica-se uma convergência sensivelmente melhor que as demais formulações analíticas.

Tabela 18 – Análise Paramétrica: Resultados do Critério de Deformação Limite “CHS-K”

| BANZ. | DIAG. | β | DIAGONAL COMPRIMIDA | | | | | | |
|-------|-------|---------|---------------------|----------|------------|----------------------|----------------------|-----------|------------|
| | | | d_0 | d_i | N_{PICO} | N_s (1% d_0) | N_u (3% d_0) | N_u/N_s | EC3/ N_u |
| 88,9 | 33,7 | 0,38 | 202,85 | 196,23 | 202,12 | 1,030 | 0,852 | 0,882 | 0,852 |
| | 42,4 | 0,48 | 243,32 | 229,20 | 243,30 | 1,062 | 0,833 | 0,924 | 0,833 |
| | 48,3 | 0,54 | 263,33 | 247,71 | 263,06 | 1,062 | 0,849 | 0,984 | 0,849 |
| | 51,0 | 0,57 | 269,84 | 255,47 | 269,75 | 1,056 | 0,863 | 1,019 | 0,863 |
| | 60,3 | 0,68 | 291,00 | 278,08 | 290,97 | 1,046 | 0,909 | 1,040 | 0,909 |
| 168,3 | 60,3 | 0,36 | 549,18 | 522,49 | 549,18 | 1,051 | 0,777 | 0,806 | 0,777 |
| | 76,1 | 0,45 | 651,42 | 607,19 | 651,23 | 1,073 | 0,770 | 0,856 | 0,770 |
| | 88,9 | 0,53 | 718,36 | 674,94 | 717,84 | 1,064 | 0,783 | 0,919 | 0,783 |
| | 101,6 | 0,60 | 776,12 | 744,35 | 767,97 | 1,032 | 0,811 | 0,999 | 0,811 |
| | 114,3 | 0,68 | 845,38 | 817,26 | 829,90 | 1,015 | 0,823 | 1,059 | 0,823 |
| 219,1 | 76,1 | 0,35 | 855,66 | 820,19 | 854,34 | 1,042 | 0,768 | 0,793 | 0,768 |
| | 101,6 | 0,46 | 1054,81 | 986,3 | 1054,50 | 1,069 | 0,760 | 0,855 | 0,760 |
| | 114,3 | 0,52 | 1130,99 | 1073,15 | 1130,84 | 1,054 | 0,773 | 0,906 | 0,773 |
| | 127 | 0,58 | 1206,98 | 1157,71 | 1193,46 | 1,031 | 0,793 | 0,967 | 0,793 |
| | 139,7 | 0,64 | 1292,92 | 1251,53 | 1264,57 | 1,010 | 0,806 | 1,018 | 0,806 |
| 298,5 | 114,3 | 0,38 | 1716,08 | 1635,1 | 1713,98 | 1,048 | 0,803 | 0,850 | 0,803 |
| | 139,7 | 0,47 | 1990,87 | 1863,54 | 1990,53 | 1,068 | 0,797 | 0,898 | 0,797 |
| | 159,0 | 0,53 | 2174,75 | 2038,79 | 2173,70 | 1,066 | 0,745 | 0,946 | 0,745 |
| | 168,3 | 0,56 | 2265,61 | 2134,05 | 2264,95 | 1,061 | 0,805 | 0,968 | 0,805 |
| | 193,7 | 0,65 | 2455,64 | 2358,44 | 2440,14 | 1,035 | 0,833 | 1,056 | 0,833 |
| 419,0 | 159,0 | 0,38 | 2423,00 | 2314,71 | 2413,45 | 1,043 | 0,763 | 0,822 | 0,763 |
| | 193,7 | 0,46 | 2810,16 | 2671,61 | 2808,06 | 1,051 | 0,754 | 0,865 | 0,754 |
| | 219,1 | 0,52 | 3067,37 | 2936,78 | 3065,44 | 1,044 | 0,756 | 0,907 | 0,756 |
| | 244,5 | 0,58 | 3306,34 | 3204,18 | 3268,00 | 1,020 | 0,771 | 0,964 | 0,771 |
| | 273,0 | 0,65 | 3583,95 | 3509,83 | 3443,87 | 0,981 | 0,797 | 1,041 | 0,797 |
| 508,0 | 193,7 | 0,38 | 4835,86 | 4675,94 | 4815,37 | 1,030 | 0,836 | 0,884 | 0,836 |
| | 244,5 | 0,48 | 5897,51 | 5581,65 | 5889,02 | 1,055 | 0,807 | 0,917 | 0,807 |
| | 273 | 0,54 | 6440,04 | 6065,81 | 6334,00 | 1,044 | 0,814 | 0,962 | 0,814 |
| | 298,5 | 0,59 | 6879,82 | 6496,76 | 6872,28 | 1,058 | 0,803 | 0,980 | 0,803 |
| | 323,9 | 0,64 | 7258,98 | 6940,83 | 7249,14 | 1,044 | 0,811 | 1,021 | 0,811 |
| 660,0 | 244,5 | 0,37 | 7067,99 | 6854,49 | 6994,24 | 1,020 | 0,821 | 0,867 | 0,821 |
| | 323,9 | 0,49 | 8856,06 | 8349,22 | 8852,44 | 1,060 | 0,791 | 0,913 | 0,791 |
| | 355,6 | 0,54 | 9514,62 | 8965,60 | 9514,16 | 1,061 | 0,790 | 0,942 | 0,790 |
| | 368,0 | 0,56 | 9759,57 | 9198,69 | 9759,35 | 1,061 | 0,790 | 0,955 | 0,790 |
| | 457,0 | 0,69 | 11282,54 | 10964,15 | 11044,06 | 1,007 | 0,826 | 1,085 | 0,826 |

OBS: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN].

Da Figura 56 a 60 são apresentadas as curvas cargas *versus* deslocamento das análises efetuadas para diagonal comprimida. Sabe-se que a resistência de elementos comprimidos é afetada por fenômenos de instabilidade devido à flambagem local. Logo, apresentam-se os resultados apenas da diagonal comprimida por ser esta a diagonal que apresenta a menor resistência. Ainda observando-se as curvas, verifica-se que a resistência da ligação é diretamente proporcional ao aumento do parâmetro beta, o que concorda com as equações analíticas de dimensionamento.

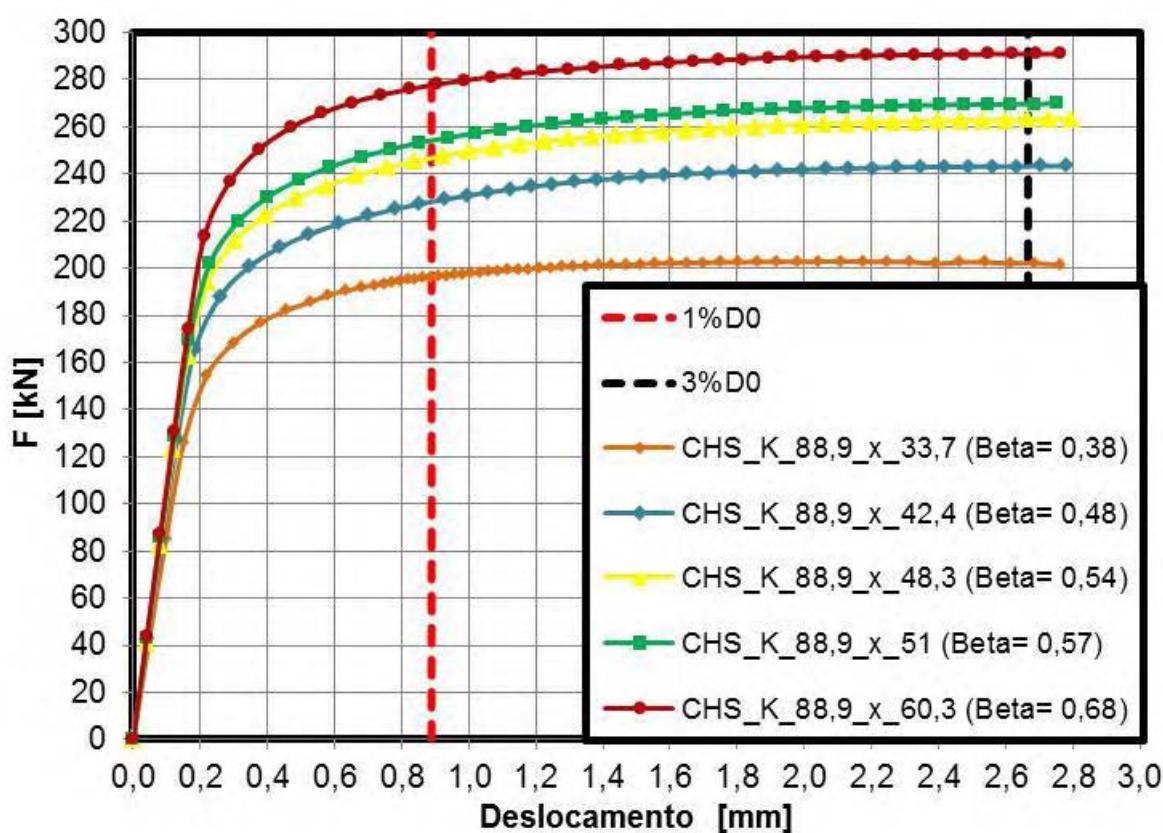


Figura 56 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banço 88,9 mm

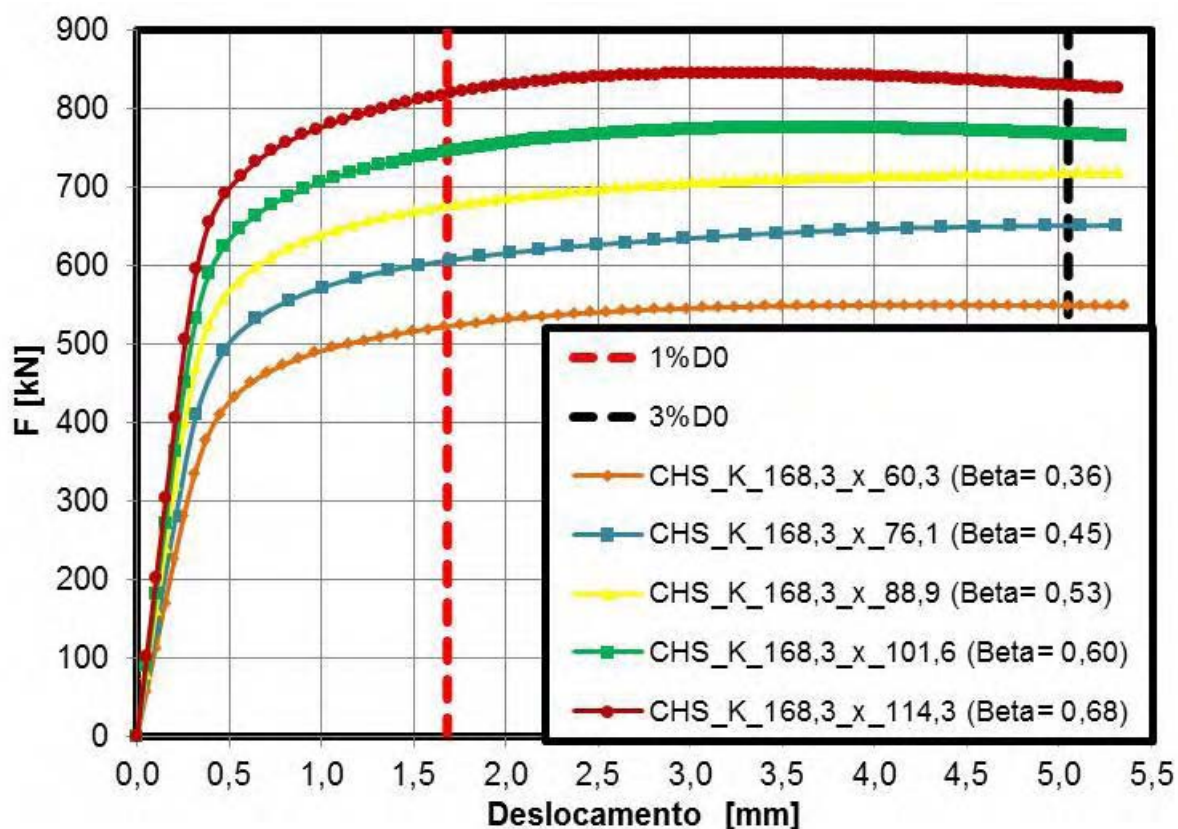


Figura 57 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 168,3 mm

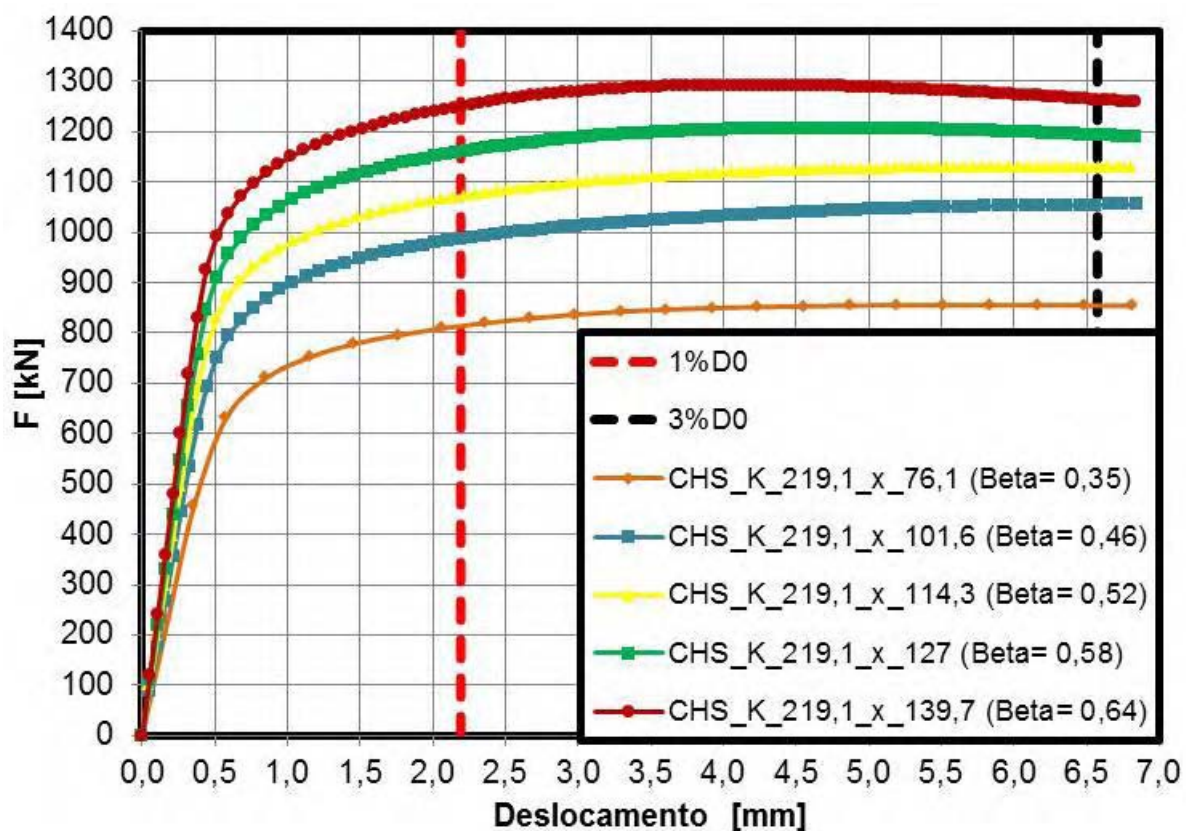


Figura 58 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 219,1 mm

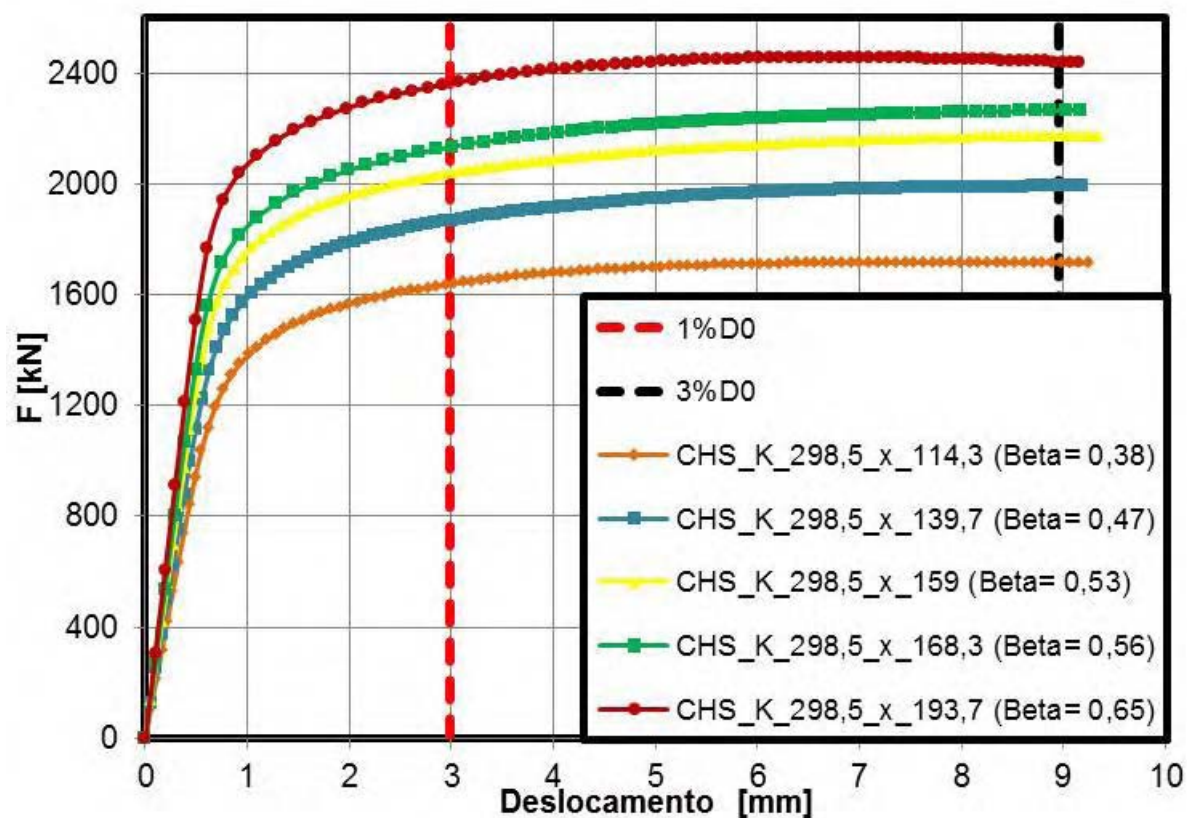


Figura 59 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 298,5 mm

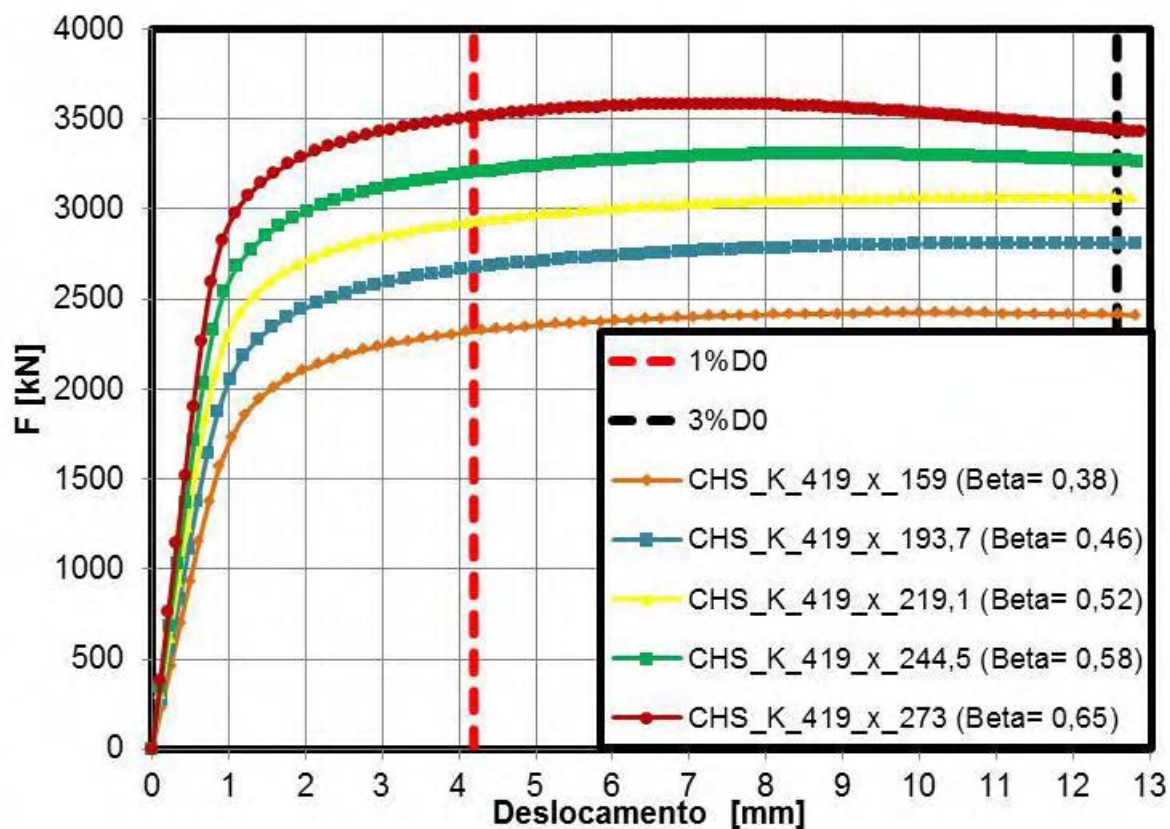


Figura 60 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 419 mm

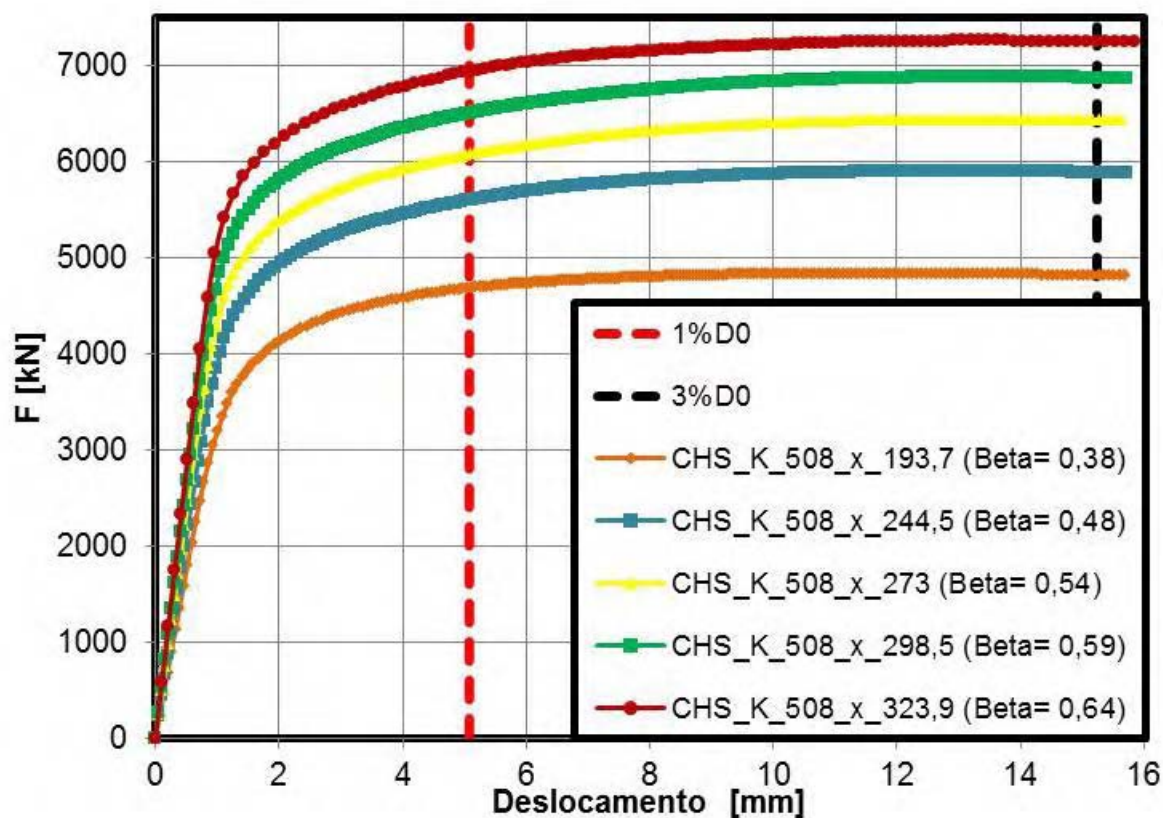


Figura 61 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 508 mm

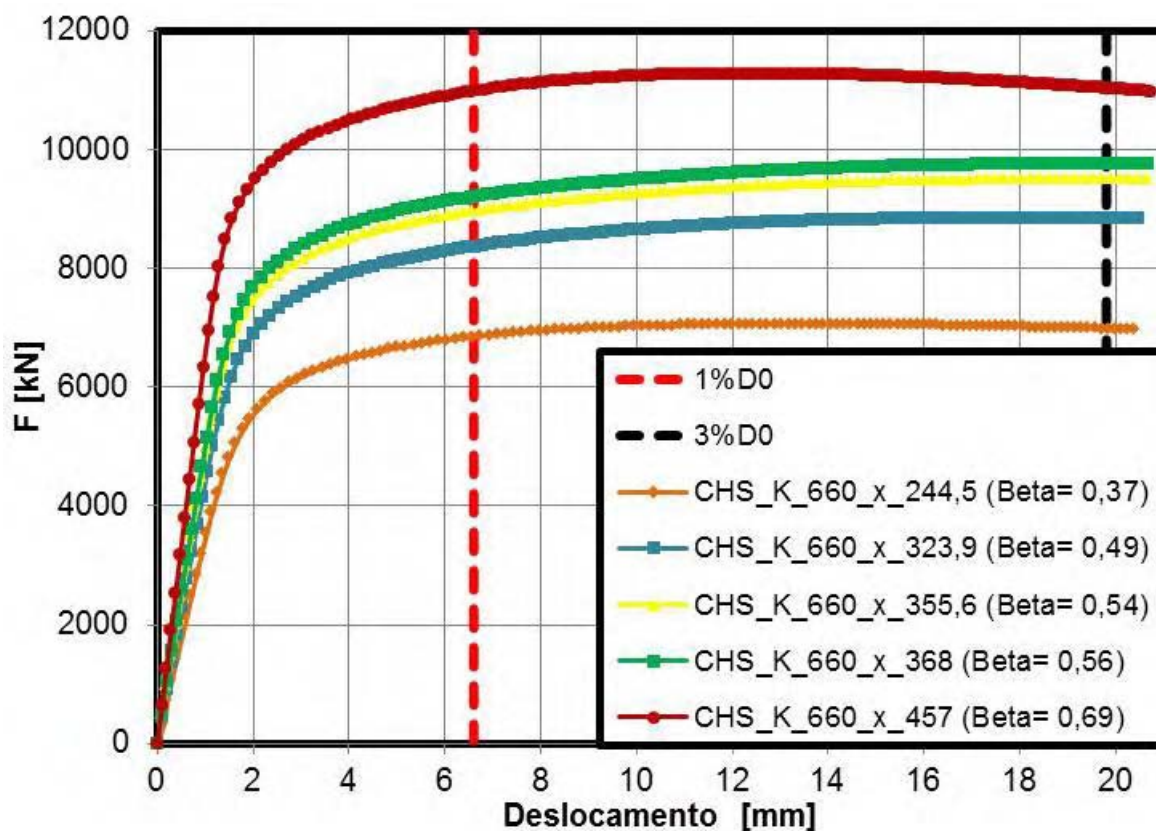


Figura 62 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 660 mm

5.3.2 Resultados para banzo carregado

Objetivando estudar a influência dos esforços e dos níveis de tensões no banzo na resistência da ligação e avaliar a validade das equações de dimensionamento, desenvolveu-se uma análise paramétrica variando a aplicação de esforços no banzo em duas ligações previamente estudadas. Nesta seção, o estudo paramétrico abrangeu a análise de dois modelos numéricos diferentes, sendo aplicados nove níveis de carregamento no banzo, totalizando dezoito análises distintas.

Apresenta-se na Tabela 19 os resultados analíticos segundo formulações propostas pelo EC3 1-8 [7], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8].

Tabela 19 – Análise Paramétrica: Resultados analíticos – “CHS-K” – Banzo carregado e Diagonal Comprimida

| Combinação | Carga no banzo % Npl | EC3 1-8 | | CIDECT | | ABNT | |
|---|----------------------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| | | Plast. | Punç. | Plast. | Punç. | Plast. | Punç. |
| Banzo 168,3 x 10,0 ($\gamma = 8,42$) X Diagonais 88,9 x 10,0 ($\gamma = 4,45$) $\beta = 0,53$ | 0% | 562,33 | 981,68 | 659,53 | 981,68 | 562,33 | 981,68 |
| | 20% | 521,85 | 981,68 | 670,65 | 981,68 | 521,85 | 981,68 |
| | -20% | 562,33 | 981,68 | 663,21 | 981,68 | 562,33 | 981,68 |
| | 40% | 467,86 | 981,68 | 633,16 | 981,68 | 467,86 | 981,68 |
| | -40% | 562,33 | 981,68 | 617,19 | 981,68 | 562,33 | 981,68 |
| | 60% | 400,38 | 981,68 | 583,84 | 981,68 | 400,38 | 981,68 |
| | -60% | 562,33 | 981,68 | 557,69 | 981,68 | 562,33 | 981,68 |
| | 80% | 319,41 | 981,68 | 508,26 | 981,68 | 319,41 | 981,68 |
| | -80% | 562,33 | 981,68 | 468,96 | 981,68 | 562,33 | 981,68 |
| Banzo 298,5 x 17,5 ($\gamma = 8,53$) X Montante 159 x 16 ($\gamma = 4,97$) $\beta = 0,53$ | 0% | 1618,76 | 3072,57 | 2056,40 | 3072,57 | 1618,76 | 3072,57 |
| | 20% | 1618,76 | 3072,57 | 2091,63 | 3072,57 | 1618,76 | 3072,57 |
| | -20% | 1618,76 | 3072,57 | 2037,80 | 3072,57 | 1618,76 | 3072,57 |
| | 40% | 1451,31 | 3072,57 | 1974,68 | 3072,57 | 1451,31 | 3072,57 |
| | -40% | 1618,76 | 3072,57 | 1860,27 | 3072,57 | 1618,76 | 3072,57 |
| | 60% | 1241,98 | 3072,57 | 1820,87 | 3072,57 | 1241,98 | 3072,57 |
| | -60% | 1618,76 | 3072,57 | 1636,01 | 3072,57 | 1618,76 | 3072,57 |
| | 80% | 990,80 | 3072,57 | 1585,16 | 3072,57 | 990,80 | 3072,57 |
| | -80% | 1618,76 | 3072,57 | 1313,43 | 3072,57 | 1618,76 | 3072,57 |
| OBS: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN] | | | | | | | |
| OBS2: O EC3 1-8 considera compressão com sinal positivo, ao contrário do CIDECT e ABNT, que consideram compressão com sinal negativo. | | | | | | | |

Observa-se que o critério de falha que controla o dimensionamento continua sendo a plastificação da face do banzo, mesmo aplicando-se um carregamento no banzo que altera o estado de tensões do mesmo. Analisando-se a Tabela 19, da mesma forma como ocorre para a ligação T entre perfis circulares, para a ligação K, verifica-se a mesma redução na resistência da ligação para alguns níveis de tensão no banzo. Conforme mencionado anteriormente, segundo as equações propostas pelo EC3 1-8 [7], apenas esforços de compressão no banzo são capazes de reduzir a resistência da ligação. Esforços de tração não provocam qualquer alteração na resistência. Isto também ocorre, utilizando o equacionamento proposto pelo projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8]. Por outro lado, conforme as equações preconizadas pelo CIDECT [3], tanto esforços de compressão quanto de tração no banzo são capazes de reduzir a resistência da ligação.

A Tabela 20 apresenta os resultados segundo o critério de deformação limite [10], bem como um quadro comparativo entre este critério e as formulações analíticas estudadas. Observa-se que, mesmo aplicando carregamento no banzo, a razão entre as cargas associadas ao estado limite último e de serviço permanece menor que 1,50, ou seja, $N_u/N_s < 1,50$. Desta forma, estado limite último permanece controlando a ligação. Verifica-se que, comparando-se o dimensionamento pelo EC3 1-8 [7] ao Critério de Deformação Limite [10], obtêm-se resultados mais conservadores para banzo comprimido, sendo a razão, $CS = EC3/N_u$, inversamente proporcional ao aumento da compressão no banzo. Para cargas de tração no banzo, obtêm-se valores excessivamente econômicos para carregamentos acima de 40% da carga de plastificação da seção transversal do banzo. Comparando-se o Critério de Deformação Limite [10] à formulação proposta pelo CIDECT [3], verificam-se resultados também excessivamente econômicos para valores de carregamentos no banzo acima de 20% da carga de plastificação da seção. Para banzo tracionado, encontrou-se resultados levemente conservadores, e assim como o obtido para a formulação proposta pelo EC3 1-8 [7], a razão $CS = CIDECT/N_u$, é inversamente proporcional ao aumento da tração no banzo. O mesmo se verifica quando se comparam os resultados obtidos com o Critério de Deformação Limite [10] aos resultados obtidos através da formulação do projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], porém, observa-se que os valores tornam-se excessivamente econômicos para uma carga de compressão no banzo acima de 40% da carga de plastificação da sua seção. A atuação de esforços de tração no banzo geram

resultados de 10 a 20% mais conservadores que os resultados obtidos através do Critério de Deformação Limite [10].

Tabela 20 – Análise Paramétrica: Resultados do Critério de Deformação Limite - Banzo carregado – “CHS-K”

| Combinação | Carga no banzo % Npl | Ns | Nu | Nu/Ns | EC3/Nu | CIDECT/Nu | ABNT/Nu |
|---|----------------------|----------------------|----------------------|-------|--------|-----------|---------|
| | | (1% d ₀) | (3% d ₀) | | | | |
| Banzo 168,3 x 10,0 ($\gamma = 5,26$) X Montante 88,9 x 10,0 ($\gamma = 3,56$) $\beta = 0,53$ | 0% | 674,94 | 717,84 | 1,064 | 0,783 | 0,919 | 0,783 |
| | 20% | 714,87 | 749,02 | 1,048 | 0,697 | 0,895 | 0,697 |
| | -20% | 642,76 | 563,44 | 0,877 | 0,998 | 1,177 | 0,998 |
| | 40% | 732,20 | 748,66 | 1,022 | 0,625 | 0,846 | 0,625 |
| | -40% | 594,83 | 478,86 | 0,805 | 1,174 | 1,289 | 1,174 |
| | 60% | 715,02 | 731,07 | 1,022 | 0,548 | 0,799 | 0,548 |
| | -60% | 440,34 | 324,85 | 0,738 | 1,731 | 1,717 | 1,731 |
| | 80% | 658,55 | 671,28 | 1,019 | 0,476 | 0,757 | 0,476 |
| | -80% | 120,21 | 185,25 | 1,541 | 3,119 | 2,601 | 3,119 |
| Banzo 298,5 x 17,5 ($\gamma = 5,97$) X Montante 159,0 x 16,0 ($\gamma = 4,97$) $\beta = 0,53$ | 0% | 1915,68 | 2119,83 | 1,107 | 0,764 | 0,970 | 0,764 |
| | 20% | 2006,14 | 2192,55 | 1,093 | 0,738 | 0,954 | 0,738 |
| | -20% | 1873,97 | 1968,40 | 1,050 | 0,822 | 1,035 | 0,822 |
| | 40% | 2034,69 | 2239,93 | 1,101 | 0,648 | 0,882 | 0,648 |
| | -40% | 1712,18 | 1571,58 | 0,918 | 1,030 | 1,184 | 1,030 |
| | 60% | 1919,14 | 2112,19 | 1,101 | 0,588 | 0,862 | 0,588 |
| | -60% | 1355,25 | 1116,98 | 0,824 | 1,449 | 1,465 | 1,449 |
| | 80% | 1803,08 | 2068,20 | 1,147 | 0,479 | 0,766 | 0,479 |
| | -80% | | | | | | |
| OBS: Diâmetros e espessuras em [mm], cargas em [kN] | | | | | | | |
| OBS2: O EC3 1-8 considera compressão com sinal positivo, ao contrário do CIDECT e ABNT, que consideram compressão com sinal negativo. | | | | | | | |

A Figura 63 e a Figura 64 apresentam as curvas cargas *versus* deslocamento das análises apresentadas nesta seção, evidenciando os resultados supracitados. Observa-se que existe um pequeno aumento da resistência da ligação relacionado à atuação de esforços de tração no banzo. Por outro lado, verifica-se que esforços de compressão geram uma redução na capacidade resistente da ligação.

Apresentam-se ainda na Figura 65e na Figura 66, as curvas carga na diagonal comprimida *versus* carga no banzo. Estas curvas evidenciam que os resultados obtidos com a formulação proposta pelo CIDECT [3] apresentam uma maior concordância aos resultados obtidos numericamente, no que tange a influência do nível de tensão do banzo na resistência da ligação. Analisando-se

estas curvas, torna-se bastante claro que o CIDECT [3] considera a redução na resistência da ligação tanto para banzo comprimido quanto para banzo tracionado, enquanto que, o EC3 1-8 [7] e o PN 02.125.03-004 [8], não levam em consideração a redução da capacidade resistente da ligação devido a esforços de tração no banzo.

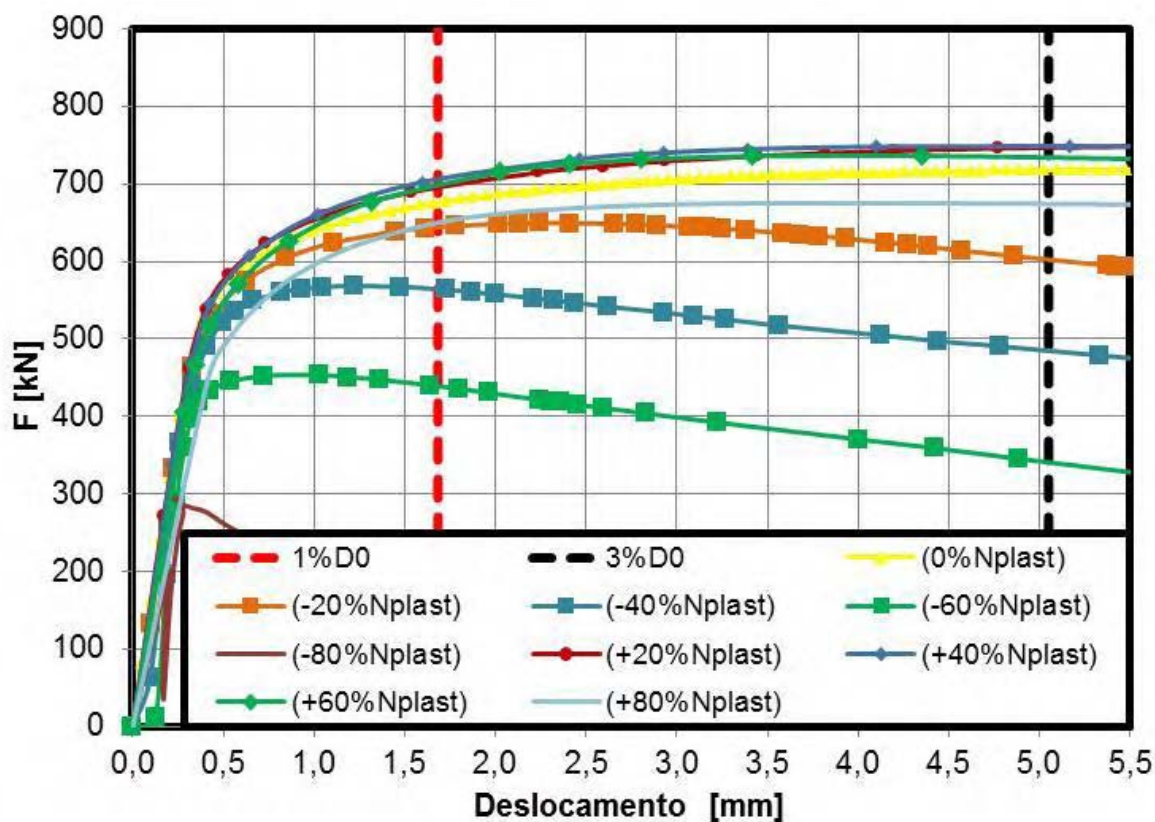


Figura 63 – Banço Carregado: Carga x Deslocamento (168,3_x_88,9 mm)

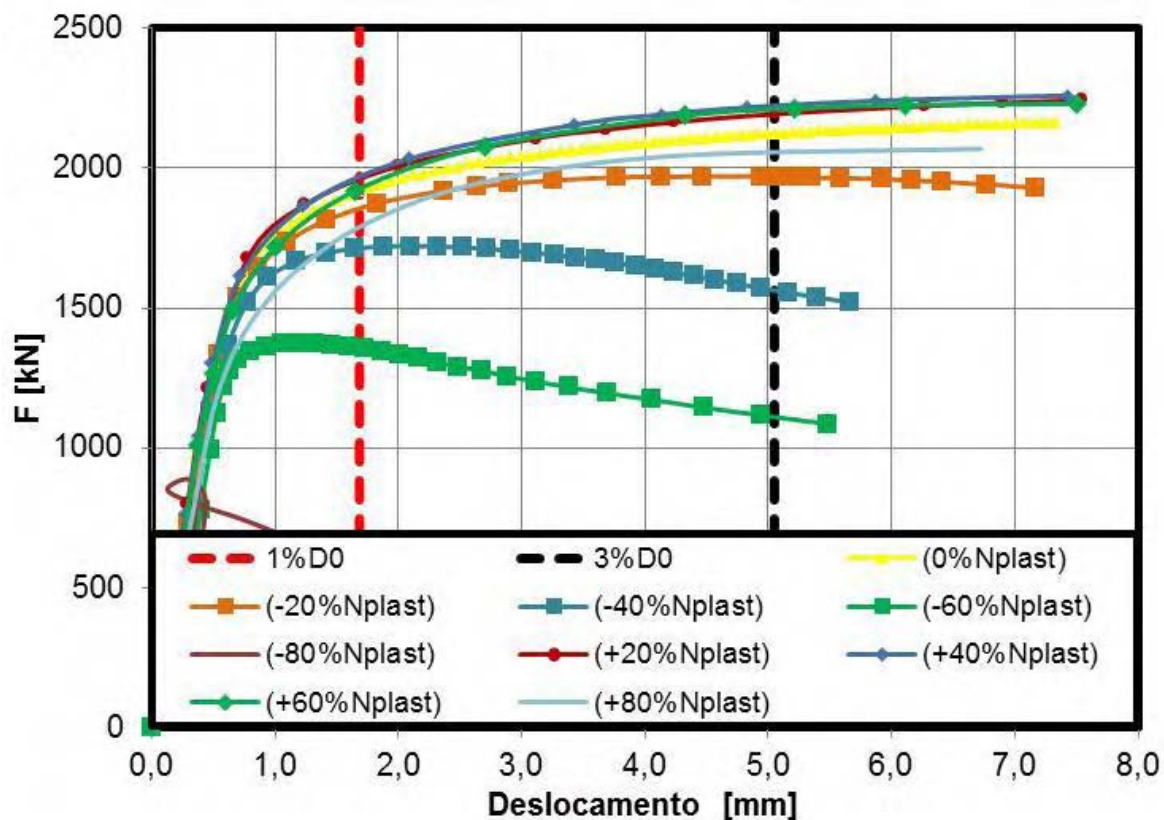


Figura 64 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento (298,5_x_159 mm)

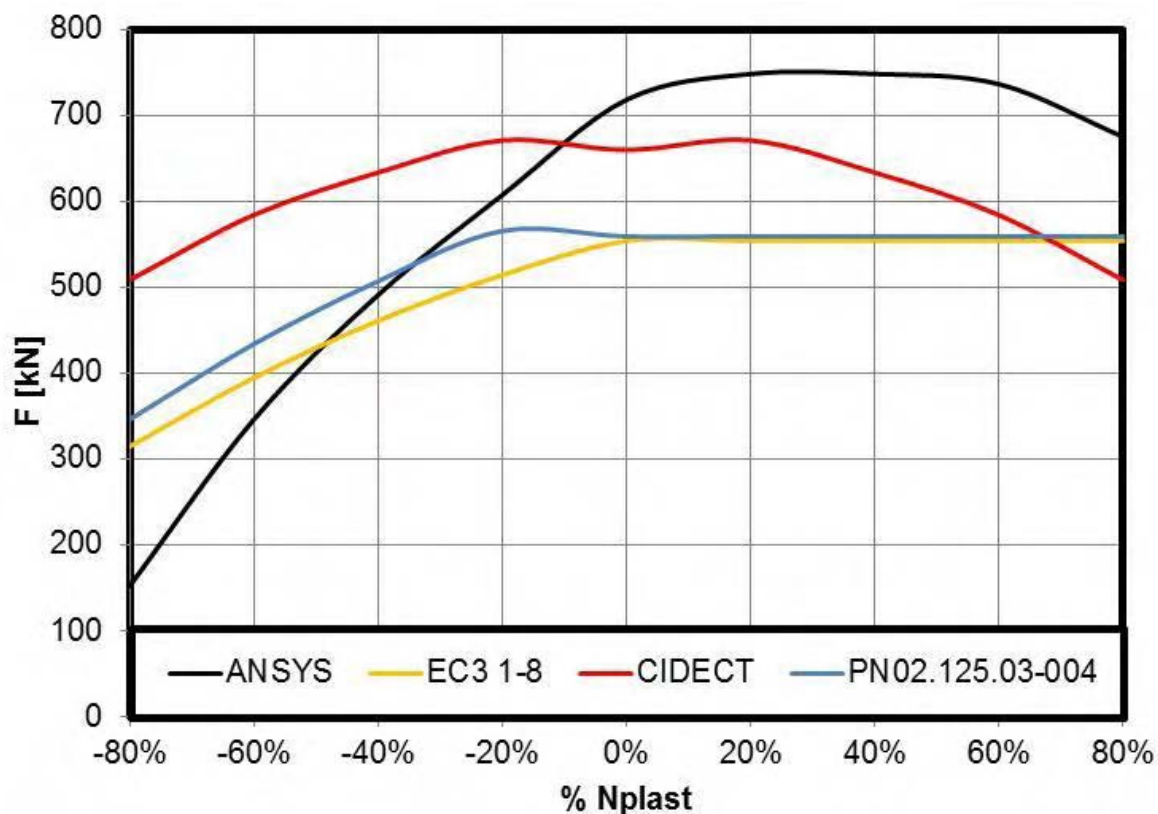


Figura 65 – Carga na Diagonal Comprimada x Carga no Banzo (168,3_x_88,9 mm)

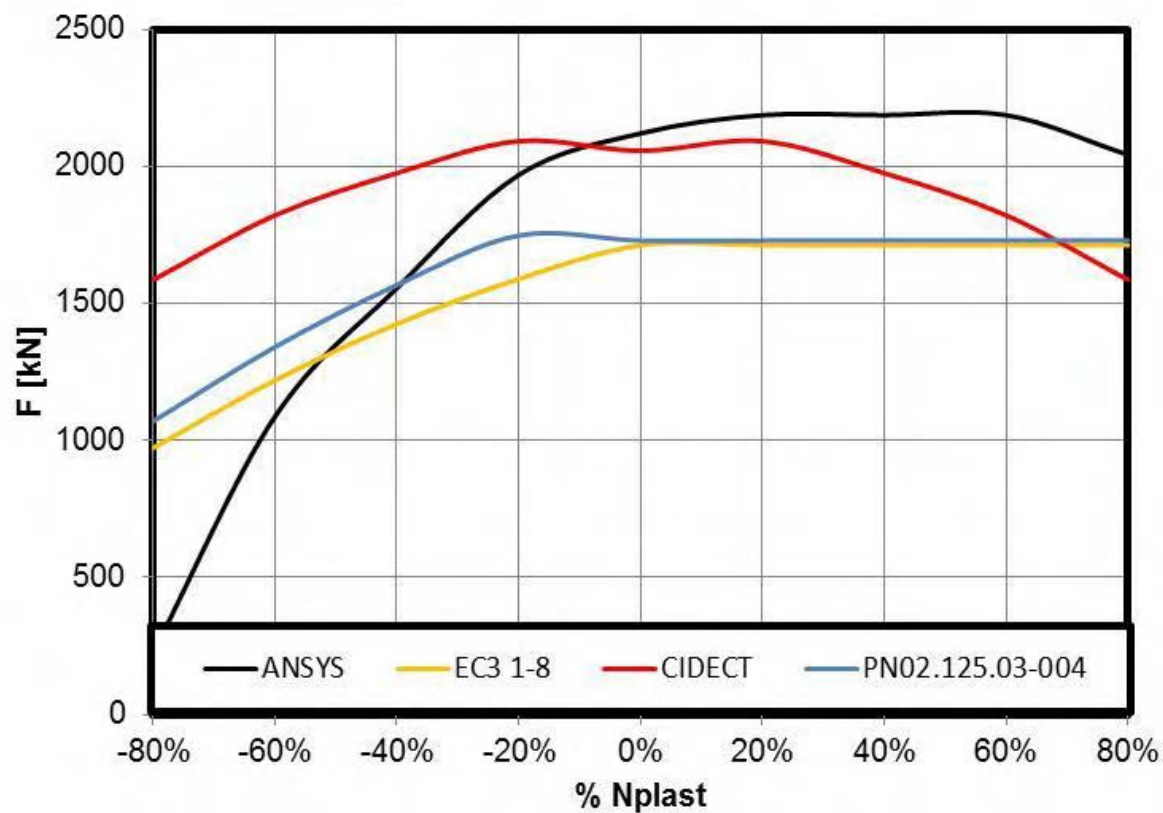


Figura 66 – Carga na Diagonal Comprimida x Carga no Banzo (298,5_x_159 mm)

6 PROJETO DE TRELIÇAS TUBULARES

6.1 Generalidades

Sabe-se que o projeto de qualquer estrutura deve sempre obedecer a um compromisso entre vários requisitos, tais como resistência estática e dinâmica, estabilidade, custos de fabricação e manutenção, etc. os quais, frequentemente, conflitam entre si. Desta forma, o projetista deve ter a ciência das implicações de sua escolha particular.

O projeto de uma estrutura treliçada no plano constituída de perfis tubulares soldados deve abranger simultaneamente, o dimensionamento dos elementos aos esforços a que estão submetidos e o comportamento estrutural das ligações, sob risco de penalizar sobremaneira a rigidez da ligação. Sabe-se que o dimensionamento dos elementos depende dos principais parâmetros geométricos de controle da ligação, devendo ser realizada de tal forma que a escolha dos elementos forneça a resistência adequada à ligação e uma fabricação econômica e otimizada. As treliças são comumente projetadas assumindo que os elementos são rotulados entre si. Momentos fletores de segunda ordem devido à rigidez da ligação podem ser desprezados para carregamentos estáticos, caso a ligação possua suficiente capacidade de rotação. Isto pode ser alcançado respeitando-se os limites de validade dos parâmetros geométricos citados no capítulo anterior.

Vários tipos de treliças no plano são comumente utilizadas na prática, porém, a otimização de um projeto de estrutura treliçada segue na direção de minimizar a quantidade de ligações. Desta forma, em função do menor número de ligações, as treliças do tipo Warren, Figura 67(a), constituídas de ligações K, são preferidas em relação às treliças do tipo Pratt, Figura 67(b), e Howe, Figura 67(c). Constituídas de ligações T, N e KT, as treliças do tipo Pratt são projetadas de forma que todas as diagonais estejam posicionadas descendo e apontando para o centro do vão. Desta forma, espera-se que as mesmas estejam sempre submetidas a esforços de tração, enquanto que os montantes estejam submetidos a esforços de compressão. Já na treliça Howe, as diagonais devem estar posicionadas descendo na direção contrária ao centro da treliça e permanecem sempre submetidas à esforços de compressão.

As treliças tipo Vierendeel, Figura 67(d), constituídas essencialmente de ligações T, são principalmente utilizadas em casos em que aspectos arquitetônicos ou funcionais limitam a utilização de diagonais.

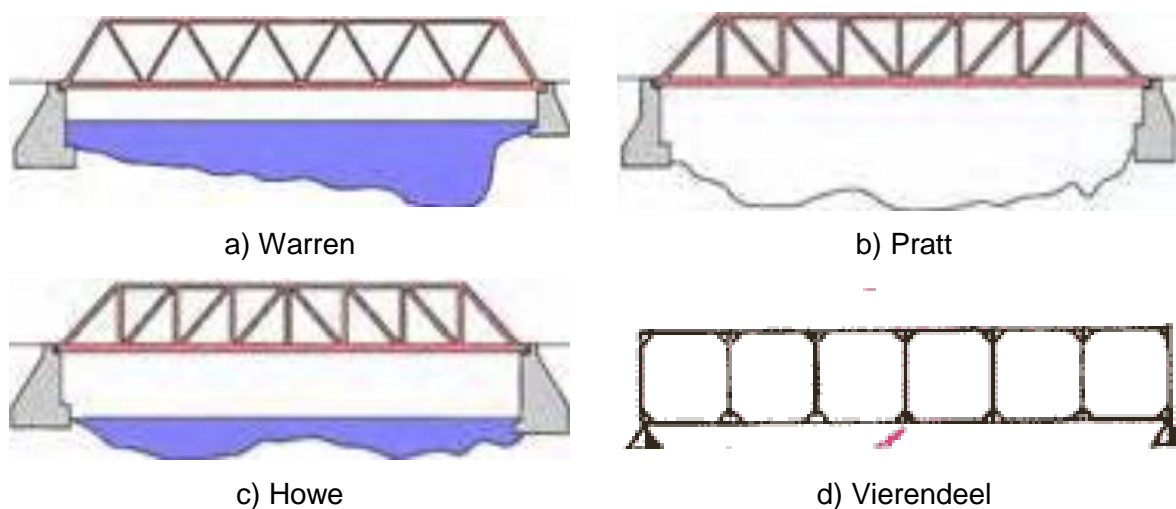


Figura 67 – Tipos de treliça [61].

Apesar da variedade de geometrias, todas as treliças são caracterizadas sempre pelas mesmas variáveis (comprimento L , altura h e distância entre seus nós). Define-se a altura em função do vão a vencer, sendo razoável considerar valores de altura em torno de $1/10$ a $1/16$ do comprimento do vão. Em estruturas treliçadas comuns, nota-se que é prática comum, destinar cerca de 50% do peso da estrutura global ao banzo comprimido, 30% ao banzo tracionado e, finalmente, 20% aos elementos da alma (montantes e/ou diagonais).

Segundo Packer et al. [15], para se alcançar a máxima eficiência e economia em projeto de estruturas treliçadas constituídas de perfis tubulares, o projetista deverá seguir os seguintes requisitos:

- a) Determinar o layout da treliça, vão, altura, comprimento dos elementos, contraventamentos e etc. pelos métodos usuais, de forma a obter um número mínimo de ligações;
- b) Determinar as cargas nas ligações e nos elementos, simplificando-as de forma a obter cargas nodais equivalentes;
- c) Obter os esforços axiais nos elementos, assumindo que as ligações são rotuladas;

- d) Dimensionar os banzos considerando o carregamento devido a esforços axiais, proteção contra a corrosão e esbeltez da parede do elemento, respeitando os requisitos preconizados pelo EC3 1-8 [7]. Considerar um fator $k=0,9$ para a determinação do comprimento efetivo de banzos comprimidos;
- e) Dimensionar as diagonais e montantes considerando o carregamento devido a esforços axiais, sendo a espessura da parede das diagonais e montantes menores que a dos banzos. Considerar um fator $k=0,75$ para a determinação do comprimento efetivo das diagonais;
- f) Sempre que possível deve-se padronizar as diagonais e montantes a poucas variações de dimensões (duas ou três no máximo), objetivando otimizar a montagem. Por razões estéticas, devem ser escolhidos diâmetros externos constantes para todas as diagonais e montantes, variando apenas a espessura das paredes. Entretanto, isto requer um controle de qualidade especial na montagem das estruturas;
- g) Inicialmente, deve-se ajustar o layout das ligações de forma a se obter ligações com afastamento. Verificar se os parâmetros geométricos das ligações satisfazem as recomendações da norma, com especial atenção aos limites de excentricidade. Os procedimentos de fabricação deverão ser considerados no momento em que se define o layout da ligação;
- h) Verificar a resistência da ligação, através das equações do EC3 1-8 [7];
- i) Caso a resistência da ligação não seja adequada, o layout poderá ser modificado (por exemplo, utilizando uma ligação com sobreposição ao invés de uma ligação com afastamento), ou modificando as dimensões do elemento apropriadamente;
- j) Verificar o efeito do momento de primeira ordem no projeto do banzo. Por exemplo, utilizando um ponto de atuação de cargas mais apropriado com o real (ao invés de utilizar cargas nodais equivalentes) e determinar o momento fletor no banzo assumindo que: (a) todas as ligações são rotuladas, ou (b) o banzo é contínuo e as diagonais rotuladas. Para banzo comprimido, determinar também o momento fletor devido à excentricidade nodal;
- k) Verificar as flechas da treliça utilizando as cargas não fatoradas nas posições apropriadas;
- l) Projetar as soldas.

6.2 Análise de Estruturas Treliçadas

Consoante ao preconizado pelo projeto de norma PN 02.125.03-004 [8], a análise estrutural de treliças depende da geometria das ligações e da treliça em si. Para determinação dos esforços solicitantes, deslocamentos e comprimentos de flambagem, os esforços nos elementos da treliça poderão ser determinados considerando-se que os nós sejam rotulados entre si, desde que as geometrias dos nós e barras estejam na faixa de validade especificadas no capítulo três e a razão entre o comprimento, medido entre os nós, e a altura da seção transversal das barras no plano da treliça não seja inferior a 6. Atendidas a estas condições, os elementos da alma podem ser considerados rotulados nos banzos e estes podem ser rotulados nos nós ou como barras contínuas simplesmente apoiadas nos nós.

Os momentos fletores resultantes das forças transversais aplicadas nas barras, entre os nós da treliça, devem ser levados em consideração no dimensionamento dessas barras, porém nessa situação, os banzos devem ser considerados como barras contínuas simplesmente apoiadas nos nós [8].

Os momentos fletores resultantes da existência da excentricidade podem ser desprezados no dimensionamento das diagonais e montantes, porém, devem ser considerados no dimensionamento dos banzos. A distribuição destes esforços deve ser realizada entre as barras de cada lado do nó do banzo, com base em seus coeficientes de rigidez relativa, I/L , sendo I o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo perpendicular ao plano da treliça e L o comprimento da barra medido entre os nós [8]. O modelo estrutural apresentado na Figura 68 representa uma das melhores formas de se considerar o efeito do momento fletor no dimensionamento dos elementos da treliça.

Segundo Packer et al. [15], a avaliação dos esforços em uma treliça tubular plana é usualmente realizada através de processos simplificados de forma a obter cargas nodais equivalentes, desconsiderando-se a atuação da excentricidade e assumindo que as ligações são rotuladas. Desta forma, objetivando quantificar a diferença entre um modelo simplificado, o qual desconsidera a influência da excentricidade, e o modelo teórico proposto pelo PN 02.125.03-004 [8], desenvolver-se-á nas seções a seguir, modelos com e sem excentricidade, construídos com diferentes elementos, a fim de se estabelecer a comparação proposta.

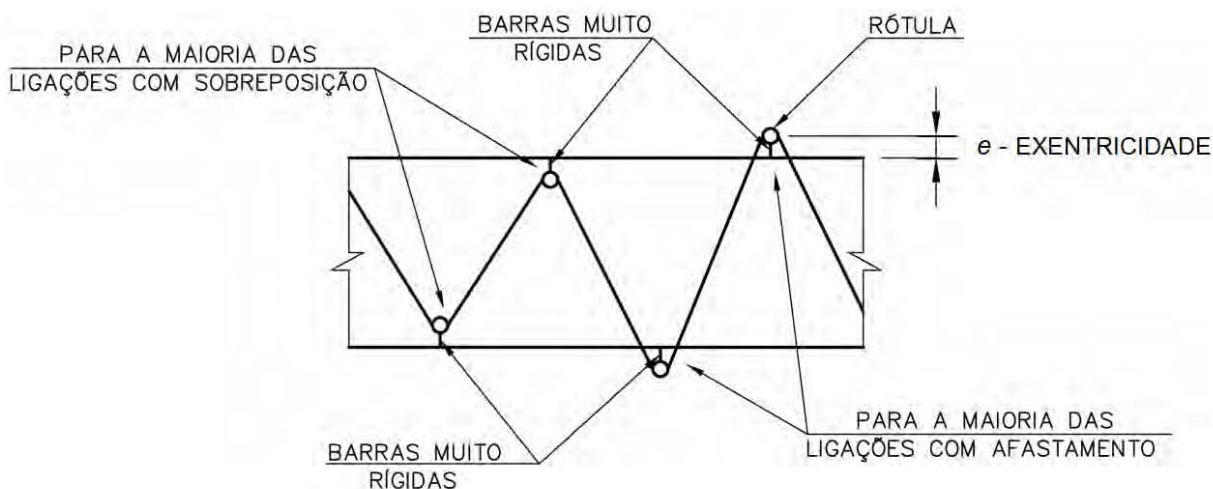


Figura 68 – Modelo de análise de treliça segundo PN 02.125.03-004 [8]

Destaca-se que, conforme descrito na seção 3.3 desta dissertação e segundo o EC3 1-8 [7], para que o efeito do momento fletor possa ser desprezado no dimensionamento da ligação, a inequação $-0,55 \times d_0 \leq e \leq 0,25 \times d_0$ precisa ser obedecida, pois neste caso, o efeito da excentricidade na ligação é levado em conta na função de tensão do banzo.

Segundo o modelo de análise treliça proposto pelo projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], Figura 68, o momento devido a excentricidade é transferido ao banzo através de uma barra extremamente rígida ligando o nó rotulado entre as diagonais ao banzo. Observa-se que a excentricidade positiva, ou seja, para fora da treliça é representativa das ligações com afastamento, enquanto que, a excentricidade negativa é representativa de ligações com sobreposição. Ressalta-se que o escopo desta dissertação não inclui as ligações tipo K com sobreposição.

Nas seções a seguir, será estabelecido um quadro comparativo objetivando investigar a influência da excentricidade no projeto de um sistema treliçado convencional. Para isso, todos os modelos seguiram a mesma configuração geométrica e propriedades materiais do modelo experimental denominado S7, apresentado por Acevedo em sua tese de doutorado em 2011 [63]. Os dados de geometria da treliça estudada serão apresentados na seção 6.6.

6.3 Modelos sem excentricidade: Elemento de barra LINK1 [9] e FTOOL [62]

O modelo desenvolvido no Ansys 12.0 [9] utilizou o elemento LINK1 para todos os elementos da treliça, considerando-se os elementos rotulados entre si. O elemento LINK1 é caracterizado como um elemento de barra 2D uniaxial que considera esforços de tração e compressão, com dois graus de liberdade em cada nó, translação em x e y, desconsiderando-se esforços de flexão. Ressalta-se que neste momento, não se considerou a não-linearidade física. Em paralelo, desenvolveu-se o mesmo modelo no software FTOOL versão 2.12 [62] objetivando obter mais um resultado para comparação. A título de orientação, a Figura 69 apresenta a configuração do modelo, com a respectiva numeração de cada barra da treliça.

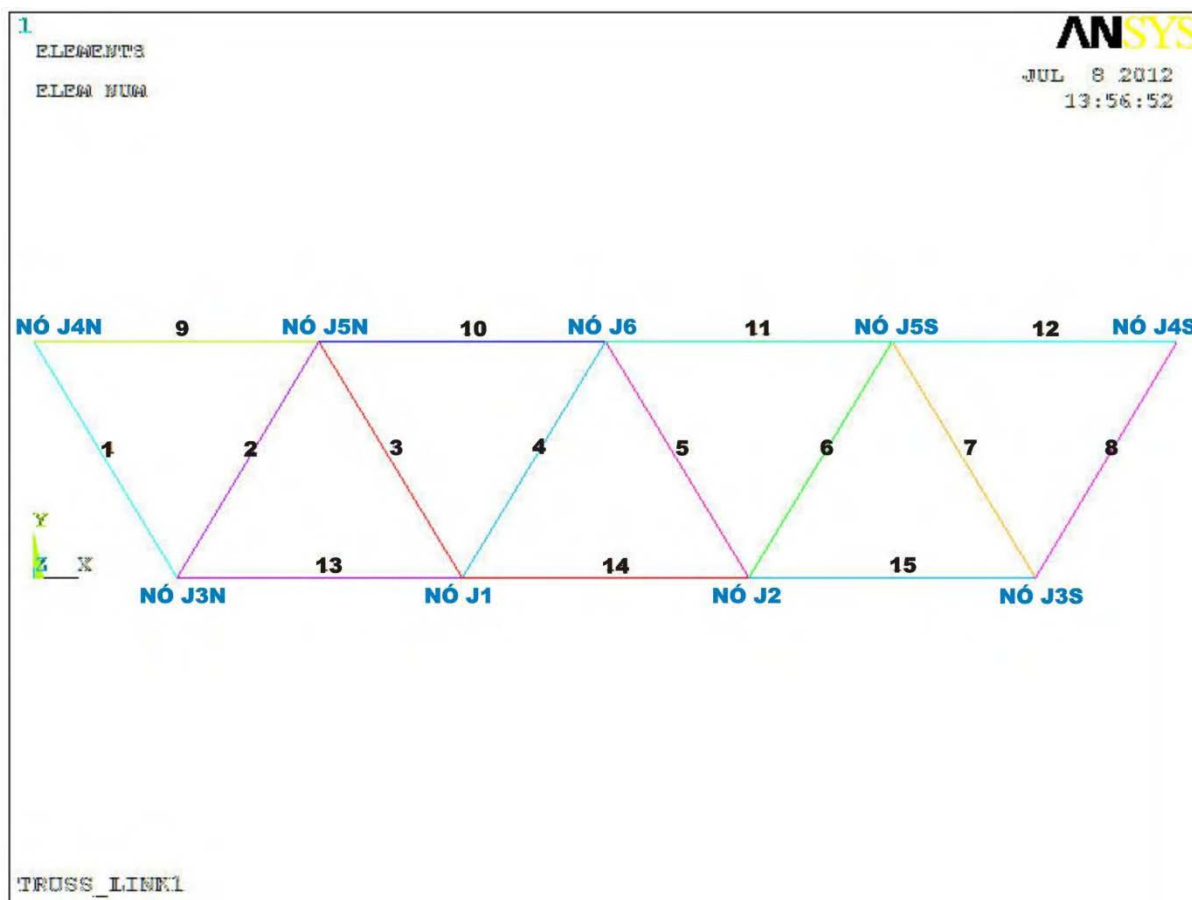


Figura 69 – Modelo simplificado de treliça (LINK1)

A Tabela 21 apresenta os esforços nos elementos da treliça devido à carga de 1104,30 kN referente a um deslocamento prescrito de 20 mm aplicado no centro do banzo superior, nó J6. A Figura 70 apresenta o diagrama de esforços normais da treliça obtido com programa Ftool [62].

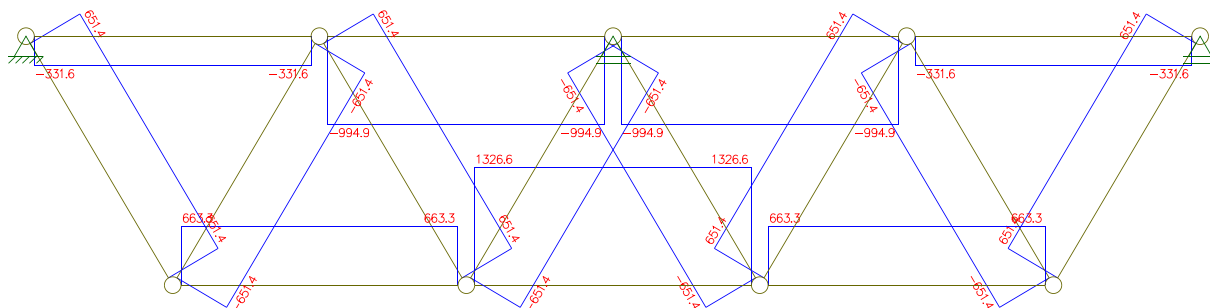


Figura 70 – Esforços axiais FTOOL [62]

Tabela 21 – Esforços normais nos elementos da treliça, desconsiderando a excentricidade

| Elemento | F_{LINK1} | F_{FTOOL} | Erro % F_{LINK1}/F_{FTOOL} |
|-----------------------------------|-------------|-------------|---------------------------------|
| 1 | 650,69 | 651,40 | 0,11 |
| 2 | -650,69 | -651,40 | 0,11 |
| 3 | 650,69 | 651,40 | 0,11 |
| 4 | -650,69 | -651,40 | 0,11 |
| 5 | -650,69 | -651,40 | 0,11 |
| 6 | 650,69 | 651,40 | 0,11 |
| 7 | -650,69 | -651,40 | 0,11 |
| 8 | 650,69 | 651,40 | 0,11 |
| 9 | -331,26 | -331,60 | 0,10 |
| 10 | -993,77 | -994,90 | 0,11 |
| 11 | -993,77 | -994,90 | 0,11 |
| 12 | -331,26 | -331,60 | 0,10 |
| 13 | 662,51 | 663,30 | 0,12 |
| 14 | 1325,00 | 1326,60 | 0,12 |
| 15 | 662,51 | 663,30 | 0,12 |
| OBS: Cargas em [kN] e erro em [%] | | | |

Observa-se que a diferença existente entre os modelos desenvolvidos no Ansys [9] com elemento de barra e no FTOOL [62] é desprezível. Destaca-se que ambas as análises são lineares e desconsideram a existência de esforços devido a excentricidade da ligação, representando bem o modelo simplificado preconizado por Packer et al. [15].

6.4 Modelo com excentricidade: Elementos de viga BEAM3 [9]

Objetivando obter um modelo que simule o efeito da excentricidade na ligação, conforme recomendação do PN 02.125.03-004 [8] (Figura 68), desenvolveu-se uma treliça modelada com o elemento de viga BEAM3 [9]. Este elemento é definido como um elemento uniaxial que considera esforços de tração, compressão e flexão, possuindo três graus de liberdade em cada nó: translação em x e y, e rotação em z. O modelo foi desenvolvido de forma que as diagonais estejam rotuladas entre si e o momento gerado pela excentricidade seja distribuído através dos banzos. Aplicou-se carga pontual no centro do banzo superior, nó J6, em forma de deslocamento prescrito de 20 mm, a fim de se manter as mesmas condições de carregamento dos modelos anteriores. É importante ressaltar que não existem nós nos pontos de interseção entre as diagonais e os banzos, conforme pode-se observar na Figura 71, onde é apresentado o modelo estrutural com a respectiva numeração das barras, e um detalhe da simulação da excentricidade.

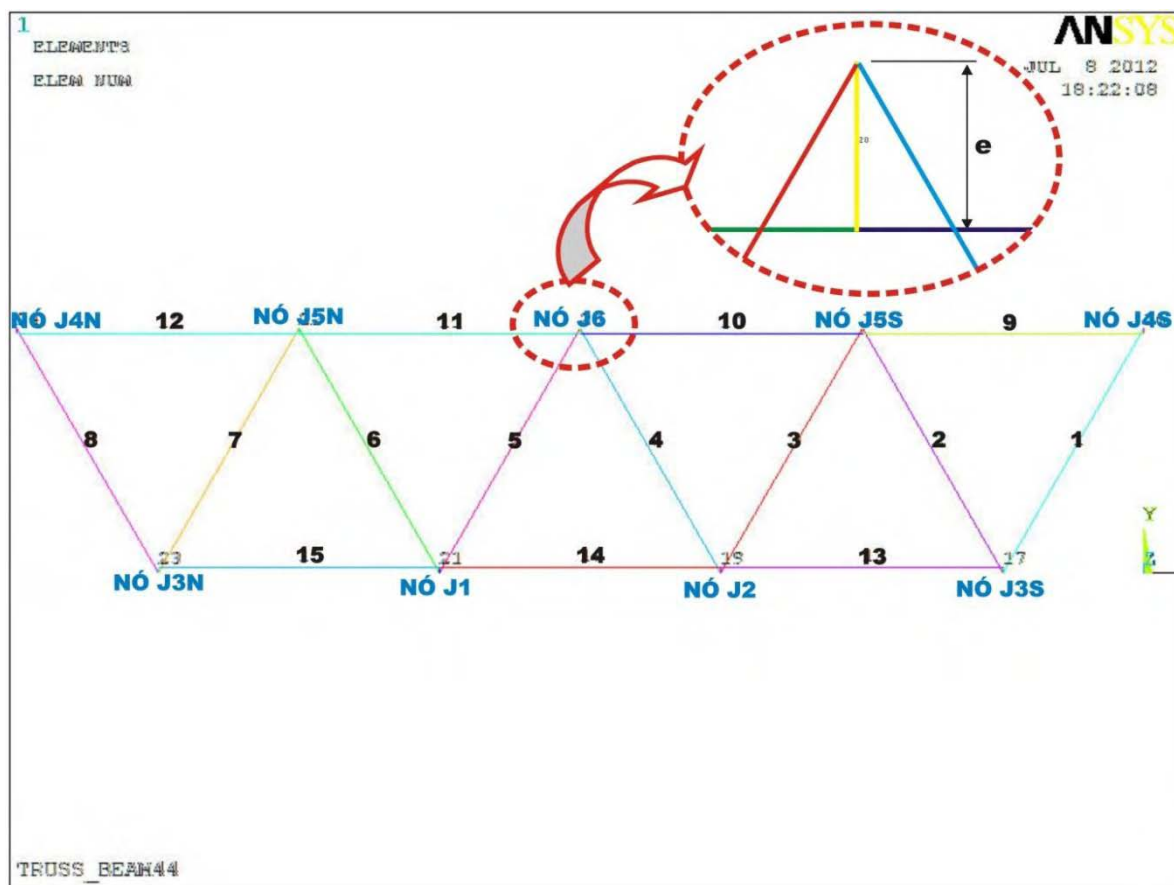


Figura 71 – Modelo com BEAM3, conforme recomendação do PN 02.125.03-004 [9]

A Figura 72 e a Figura 73 apresentam os diagramas de esforços normais e momentos fletores respectivamente, obtidos para a atuação de um carregamento devido a um deslocamento prescrito de 20 mm do centro do banzo superior, nó J6.

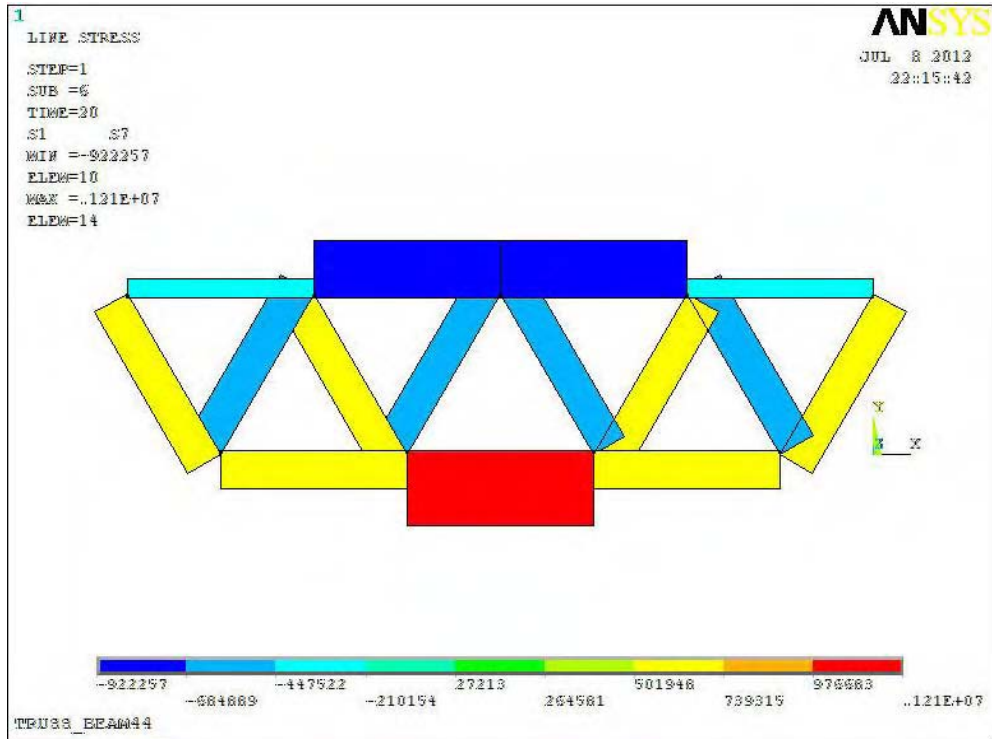


Figura 72 – Modelo com elemento BEAM3: Diagrama de esforços normais [N]

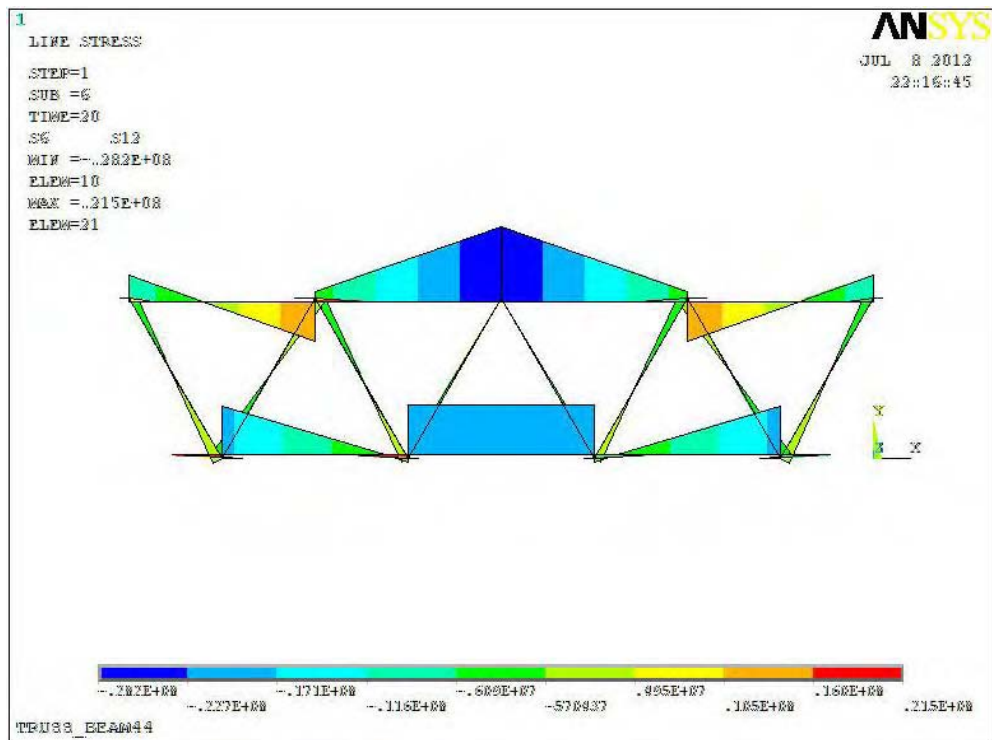


Figura 73 – Modelo com elemento BEAM3: Diagrama de momentos fletores [Nmm]

A Tabela 22 apresenta uma comparação dos resultados dos esforços normais atuantes em cada barra obtidos através do modelo que leva em conta o efeito da excentricidade, BEAM3, e do modelo simplificado, LINK1, desconsiderando-se a atuação da excentricidade.

Tabela 22 – Tabela comparativa de esforços normais com e sem excentricidade

| Elemento | F_{LINK1} | F_{FTOOL} | F_{BEAM3} | Erro % F_{BEAM3}/F_{LINK1} | Erro % F_{BEAM3}/F_{FTOOL} |
|-----------------------------------|-------------|-------------|-------------|---------------------------------|---------------------------------|
| 1 | 650,69 | 651,40 | 610,41 | 6,2 | 6,3 |
| 2 | -650,69 | -651,40 | -622,06 | 4,4 | 4,5 |
| 3 | 650,69 | 651,40 | 595,16 | 8,5 | 8,6 |
| 4 | -650,69 | -651,40 | -582,59 | 10,5 | 10,6 |
| 5 | -650,69 | -651,40 | -582,59 | 10,5 | 10,6 |
| 6 | 650,69 | 651,40 | 595,16 | 8,5 | 8,6 |
| 7 | -650,69 | -651,40 | -622,06 | 4,4 | 4,5 |
| 8 | 650,69 | 651,40 | 610,41 | 6,2 | 6,3 |
| 9 | -331,26 | -331,60 | -307,97 | 7,0 | 7,1 |
| 10 | -993,77 | -994,90 | -922,26 | 7,2 | 7,3 |
| 11 | -993,77 | -994,90 | -922,26 | 7,2 | 7,3 |
| 12 | -331,26 | -331,60 | -307,97 | 7,0 | 7,1 |
| 13 | 662,51 | 663,30 | 622,27 | 6,1 | 6,2 |
| 14 | 1325,00 | 1326,60 | 1214,10 | 8,4 | 8,5 |
| 15 | 662,51 | 663,30 | 622,27 | 6,1 | 6,2 |
| OBS: Cargas em [kN] e erro em [%] | | | | | |

Observa-se que o erro máximo encontrado entre os modelos desenvolvidos com elemento de barra (LINK1) e viga (BEAM3) é aproximadamente igual a 10%. No âmbito desta dissertação, considera-se esta divergência aceitável, já que se pode atribuir uma parcela desta diferença à introdução do efeito da excentricidade no modelo desenvolvido com elemento de viga. Desta forma, conclui-se que a atuação da excentricidade impacta de forma conservadora, porém antieconômica, no dimensionamento dos elementos, já que é usual a utilização de modelos mais simplificados para análise estrutural e avaliação das cargas atuantes na treliça.

6.5 Modelo com excentricidade: Elemento de casca SHELL181 [9] – Análise Linear

Ainda seguindo na linha de se estabelecer um quadro comparativo entre as análises lineares realizadas com modelos desenvolvidos com diferentes elementos, desenvolveu-se um modelo de treliça com elemento de casca (SHELL181), desconsiderando-se as não linearidades físicas e de material, objetivando compará-lo ao modelo teórico.

A Figura 79 apresenta o modelo desenvolvido com elementos de casca e um detalhe da ligação tipo K entre perfis circulares. Para viabilizar a comparação proposta, foram aplicadas as mesmas condições de carregamento descritas anteriormente, ou seja, carga pontual no centro do banzo superior em forma de deslocamento prescrito de 20 mm.

A Tabela 23 mostra uma comparação entre os esforços obtidos em cada barra da treliça com os modelos desenvolvidos com elementos LINK1, BEAM3 e SHELL181.

Tabela 23 – Tabela comparativa dos esforços atuantes na treliça com elementos distintos

| Elemento | F_{LINK1} | F_{BEAM3} | $F_{SHELL181}$ | Erro % $F_{LINK1}/F_{SHELL181}$ | Erro % $F_{BEAM3}/F_{SHELL181}$ |
|----------|-------------|-------------|----------------|------------------------------------|------------------------------------|
| 1 | 650,69 | 610,41 | 660,66 | 1,5 | 7,6 |
| 2 | -650,69 | -622,06 | -654,45 | 0,6 | 5,0 |
| 3 | 650,69 | 595,16 | 595,70 | 9,2 | 0,1 |
| 4 | -650,69 | -582,59 | -595,01 | 9,4 | 2,1 |
| 5 | -650,69 | -582,59 | -595,01 | 9,4 | 2,1 |
| 6 | 650,69 | 595,16 | 596,57 | 9,1 | 0,2 |
| 7 | -650,69 | -622,06 | -654,42 | 0,6 | 4,9 |
| 8 | 650,69 | 610,41 | 660,66 | 1,5 | 7,6 |
| 9 | -331,26 | -307,97 | -326,40 | 1,5 | 5,6 |
| 10 | -993,77 | -922,26 | -962,27 | 3,3 | 4,2 |
| 11 | -993,77 | -922,26 | -963,17 | 3,2 | 4,2 |
| 12 | -331,26 | -307,97 | -332,20 | 0,3 | 7,3 |
| 13 | 662,51 | 622,27 | 661,33 | 0,2 | 5,9 |
| 14 | 1325,00 | 1214,10 | 1238,36 | 7,0 | 2,0 |
| 15 | 662,51 | 622,27 | 661,29 | 0,2 | 5,9 |

OBS: Cargas em [kN] e erro em [%]

Analisando os resultados da Tabela 23, verifica-se um erro máximo de aproximadamente 10% entre o modelo que desconsidera o efeito da excentricidade, LINK1, e o modelo que leva em conta o efeito da excentricidade, SHELL181. Conclui-se que a atuação da excentricidade impacta de forma conservadora, porém antieconômica, no dimensionamento dos elementos, já que é usual a utilização de modelos mais simplificados para análise estrutural e avaliação das cargas atuantes na treliça. Comparando-se os modelos desenvolvidos com os elementos BEAM3 e SHELL181, os quais consideram o efeito da excentricidade, verifica-se que o erro diminui significativamente. Atribui-se esta diferença a características dos elementos, já que o elemento SHELL181 considera esforços de flexão, cisalhamento e efeito de membrana. No âmbito desta dissertação, estes resultados foram considerados razoáveis.

6.6 Modelo com excentricidade: Elemento de casca SHELL181 [9] – Análise Não Linear

Ainda com o objetivo de avaliar a aplicabilidade das equações de dimensionamento de ligações soldadas, bem como efetuar uma comparação do comportamento de um nó isolado com um nó de um sistema treliçado convencional, desenvolveu-se uma modelagem numérica de uma treliça no plano tipo Warren constituída de perfis tubulares circulares soldados, com sete nós tipo K e dois nós tipo N, conforme dimensões apresentadas na Figura 74. Objetivando obter uma calibração razoável desta análise, o modelo seguiu a mesma configuração geométrica e propriedades materiais do modelo experimental denominado S7, apresentado por Acevedo em sua tese de doutorado em 2011 [63].

Tabela 24 – Principais dimensões [mm] e parâmetros geométricos da treliça ensaiada

| Nome | D_0 | t_0 | d_1 | t_1 | $\beta = d_1/d_0$ | $\gamma = d_0/2t_0$ | $\tau = t_1/t_0$ | e | g | θ |
|------|-------|-------|-------|-------|-------------------|---------------------|------------------|------|-----|----------|
| S6 | 168,3 | 20,0 | 88,9 | 8,0 | 0,53 | 4,21 | 0,40 | 49,3 | 51 | 60° |
| S7 | 168,3 | 30,0 | 88,9 | 8,0 | 0,53 | 2,81 | 0,27 | 49,3 | 51 | 60° |

Acevedo propôs o modelo treliçado objetivando investigar o comportamento de uma ligação sujeita a carregamento dinâmico, avaliando a propagação de fissuras na região da solda provocada por estes casos de carregamento e entender a influência dos parâmetros geométricos na resistência da ligação.

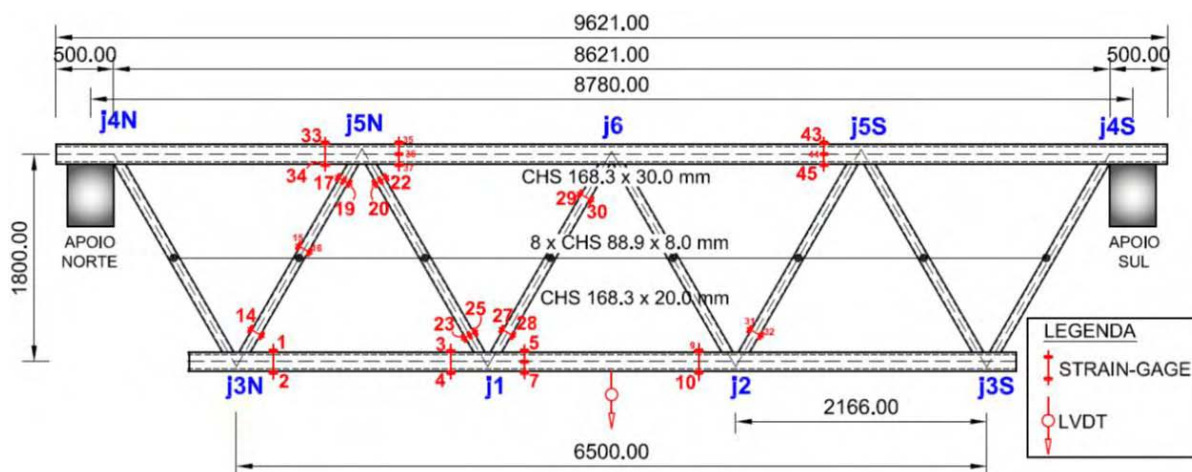


Figura 74 – Treliça tipo Warren modelada [63]

A Figura 75 apresenta uma representação esquemática da estrutura de suporte e aplicação de carregamentos para a realização do ensaio. Observa-se que a treliça foi apoiada em blocos de concreto, através das extremidades do banzo superior, permitindo uma leve movimentação na direção longitudinal e restringida para movimentações para fora do plano através de uma braçadeira posicionada no centro do banzo inferior, Figura 78.

Através de um atuador servo-hidráulico ajustado na superfície externa do banzo superior, Figura 77, um carregamento cíclico concentrado foi aplicado no centro da estrutura com uma taxa constante $\Delta Q = 549 \text{ kN}$ e razão $R = Q_{\min}/Q_{\max} = 0,10$, sendo $Q_{\min} = 61 \text{ kN}$ e $Q_{\max} = 610 \text{ kN}$, até a propagação da primeira fissura. O ensaio foi dividido em dois passos repetidos alternadamente: ensaios estáticos e ensaios dinâmicos. Os ensaios estáticos foram realizados com intuito de verificar a linearidade da resposta ao carregamento, ratificar a simetria do ensaio e verificar que as flexões para fora do plano permanecem desprezíveis. Para calibração do modelo proposto nesta dissertação, serão utilizados apenas os dados obtidos no ensaio estático, realizado conforme Tabela 25.

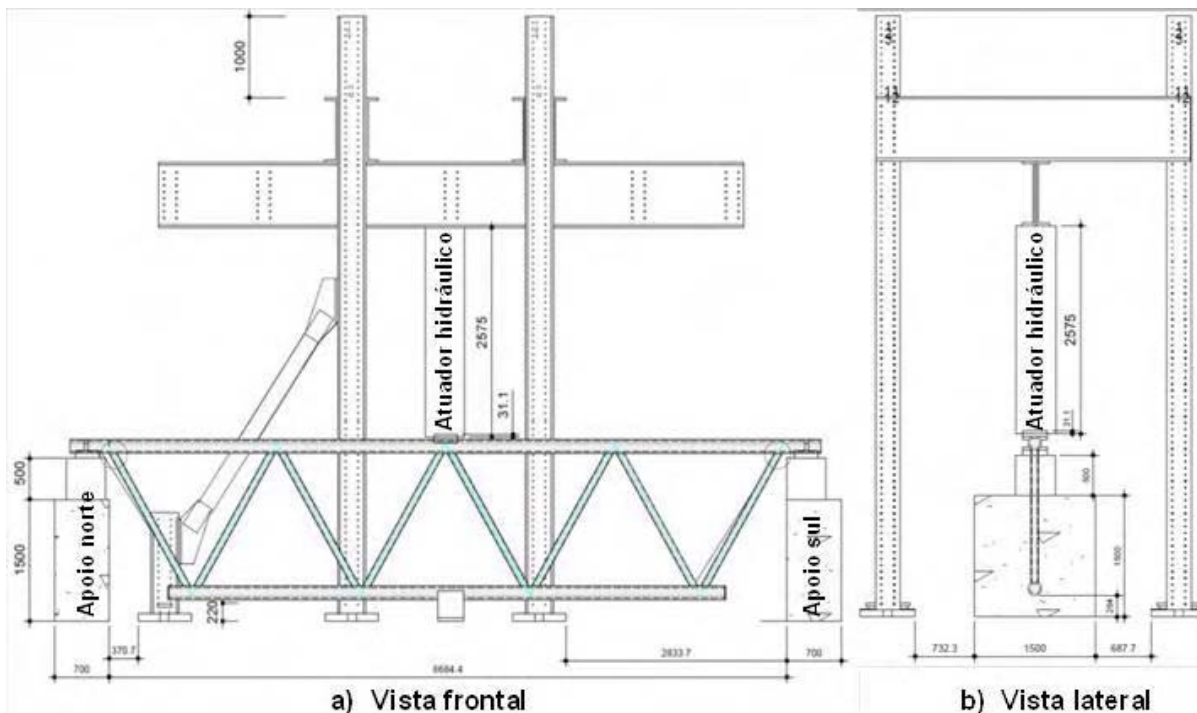


Figura 75 – Configuração do ensaio [63]

Tabela 25 – Procedimentos do ensaio estático [63]

- | |
|---|
| <p>a) Aplicar a carga $Q = 180 \text{ kN}$, referente a 30% de Q_{\max}, através de incrementos de 20 kN entre 0 e $Q_{\min} = 61 \text{ kN}$ e incrementos de 60 kN entre Q_{\min} e $Q = 180 \text{ kN}$;</p> <p>b) Descarregar completamente a estrutura;</p> <p>c) Realizar as leituras no atuador servo-hidráulico;</p> <p>d) Realizar as leituras nos strain-gages;</p> <p>e) Realizar as leituras no LVDT;</p> <p>f) Aplicar a carga máxima $Q_{\max} = 610 \text{ kN}$, através de incrementos de 60 kN alcançados em estágios de 5 segundos. Aguardar 10 segundos para aplicação do próximo estágio de carga;</p> <p>g) Efetuar as mesmas medições nos instrumentos descritos anteriormente.</p> |
|---|

Conforme mostrado na Figura 74, a instrumentação instalada foi constituída de 46 extensômetros unidirecionais (strain gages), objetivando obter a deformação nominal dos elementos sob carregamento estático. Posicionando dois grupos de extensômetros ao longo dos elementos entre dois nós, pôde-se obter a variação linear da deformação no plano de flexão ao longo do elemento. O deslocamento

global da treliça foi obtido através de um transdutor de deslocamento padrão (LVDT) posicionado sob o centro do vão no banzo inferior. A autora [63] concluiu que a diferença nos valores de deformação entre os passos de carregamento e descarregamento permaneceram dentro do limite de 5%, sendo estes resultados considerados aceitáveis para validar a linearidade da resposta.

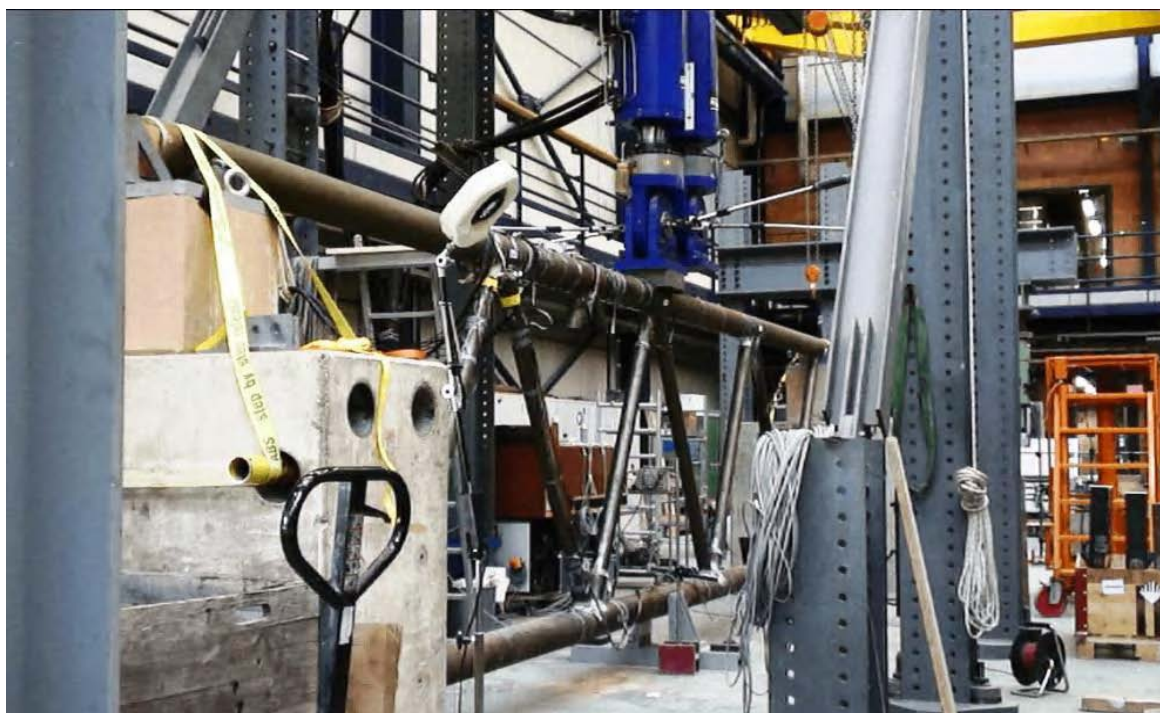


Figura 76 – Treliça ensaiada [63]



Figura 77 – Detalhe do atuador hidráulico [63]

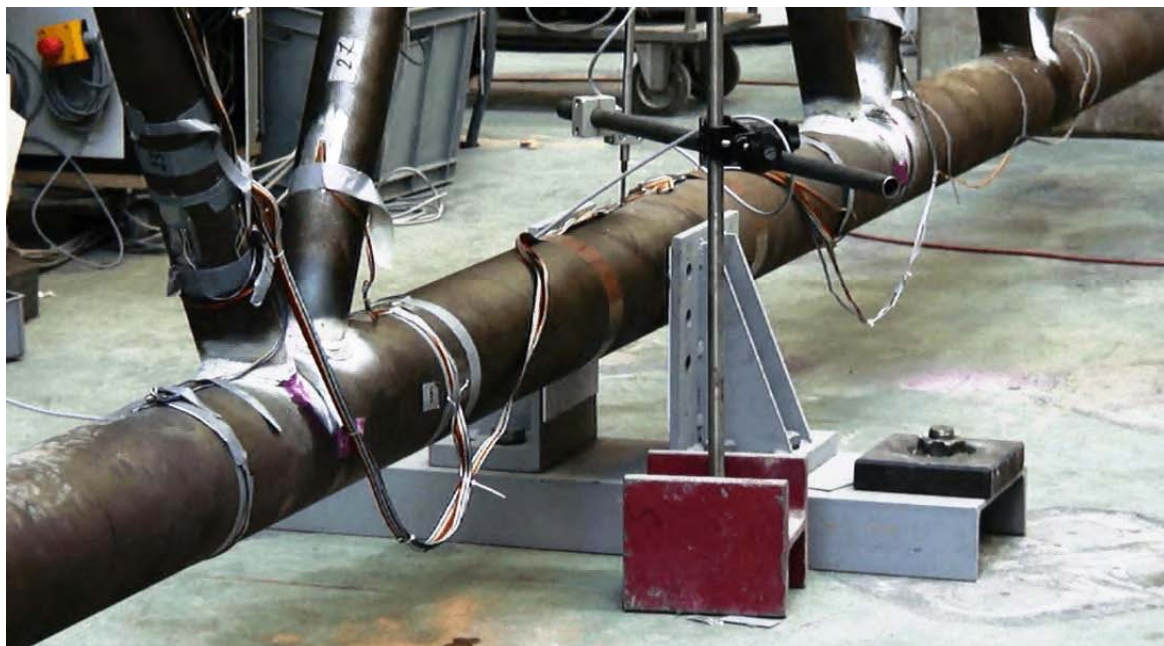


Figura 78 – Detalhe da braçadeira para restrição de movimentações [63]

O modelo numérico considerado nesta análise foi desenvolvido com elemento de casca SHELL181 [9], com quatro nós, tendo seis graus de liberdade por nó, ou seja, translação e rotação nos eixos X, Y e Z, permitindo considerar esforços devido a flexão, cisalhamento e efeito membrana. A Figura 79 apresenta a malha de elementos finitos deste modelo numérico. Destaca-se que, assim como para os modelos das ligações T e K entre perfis circulares apresentados anteriormente, o desenvolvimento deste modelo também seguiu os mesmos critérios de tratamento de malha e consideração da não linearidade geométrica e do material, possibilitando obter uma resposta mais completa do comportamento da treliça e uma comparação coerente entre os resultados obtidos para o nó isolado e nó da treliça. Esta foi constituída de 80163 elementos e 80763 nós e a malha foi desenvolvida com um criterioso controle objetivando minimizar qualquer tipo de problema decorrente do processamento numérico.

Objetivando estabelecer um quadro comparativo entre o ensaio experimental e o estudo numérico e, desta forma, calibrar o modelo, a Figura 80 apresenta um gráfico mostrando duas retas que representam um trecho da reta carga *versus* deslocamento experimental e numérica, obtida através da leitura do LVDT instalado no centro do banzo inferior da treliça para dois passos de carga do ensaio estático, $Q_{\min} = 61 \text{ kN}$ e $Q_{\max} = 610 \text{ kN}$. Observa-se uma razoável concordância entre os

resultados experimentais e numéricos, sendo a diferença entre os estudos da ordem de 10%, considerando-se este valor, aceitável.

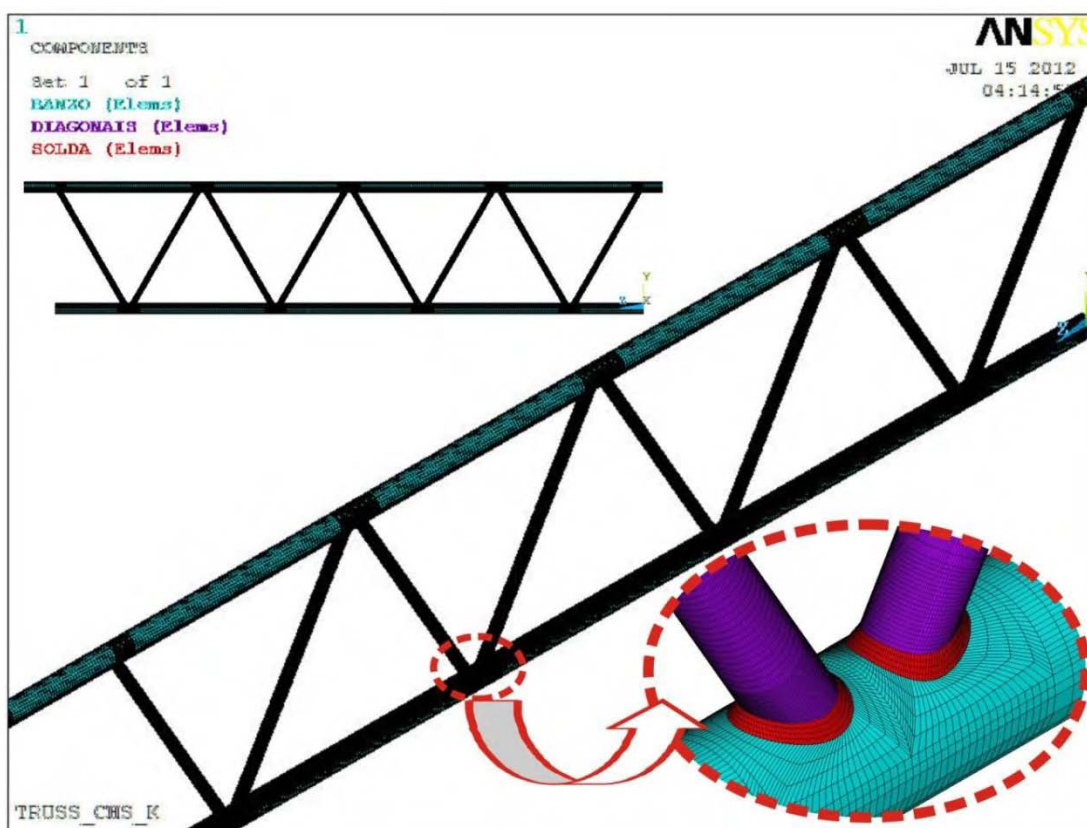


Figura 79 – Malha de elementos finitos da treliça

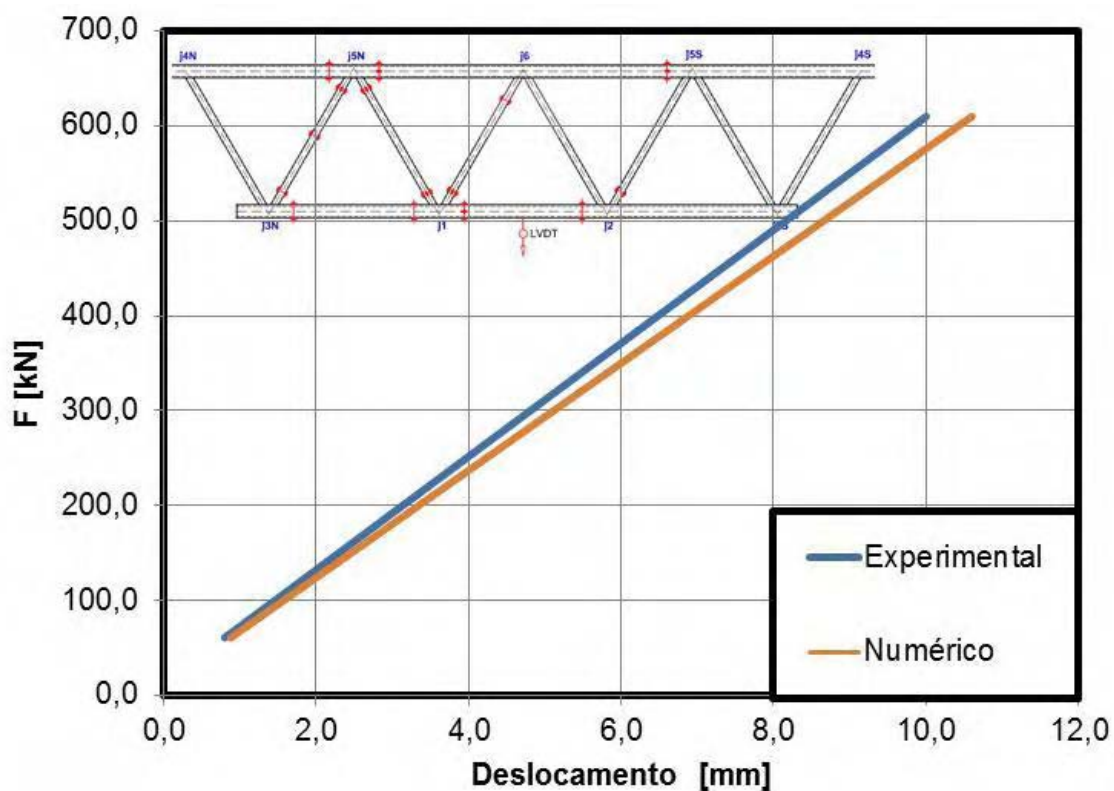


Figura 80 – Carga versus deslocamento treliça

Ainda como forma de complementar a validação e a calibração do modelo, da Tabela 26 a 29 são apresentadas as leituras de alguns dos extensômetros instalados na treliça, bem como, as deformações obtidas no modelo numérico, para os mesmos passos de carga mínimos e máximos do ensaio estático. Observa-se que o erro máximo encontrado entre os estudos foi inferior a 8%, sendo, portanto, o modelo considerado adequadamente calibrado no âmbito desta dissertação.

Tabela 26 – Extensômetros *versus* deformação numérica [10^{-6}] – carga 61 kN (Parte 1)

| Strain gages | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 7 | 10 | 14 | 17 | 19 | 20 |
|---------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Experimental | 8 | 24 | 12 | 14 | 18 | 42 | 41 | -48 | -488 | -408 | 108 |
| Numérico | 7,99 | 23,85 | 11,95 | 13,4 | 17,7 | 41,5 | 40,15 | -47,3 | -480 | -399 | 105 |
| Erro [%] | 0,12 | 0,62 | 0,42 | 4,29 | 1,67 | 1,19 | 2,07 | 1,46 | 1,64 | 2,21 | 2,78 |

Tabela 27 – Extensômetros *versus* deformação numérica [10^{-6}] – carga 61 kN (Parte 2)

| Strain gages | 22 | 23 | 25 | 27 | 28 | 29 | 30 | 33 | 34 | 43 | 45 |
|---------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Experimental | 137 | 417 | -373 | -499 | -544 | -121 | -538 | 71 | -462 | -478 | -3 |
| Numérico | 135 | 410 | -370 | -488 | -535 | -118 | -529 | 70 | -460 | -471 | -2,99 |
| Erro [%] | 1,46 | 1,68 | -0,81 | -2,25 | -1,68 | -2,54 | -1,70 | -1,43 | -0,43 | -1,49 | -0,33 |

Tabela 28 – Extensômetros *versus* deformação numérica [10^{-6}] – carga 610 kN (Parte 1)

| Strain gages | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 7 | 10 | 14 | 17 | 19 | 20 |
|---------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Experimental | 101 | 304 | 149 | 172 | 226 | 523 | 513 | -592 | -1020 | -1416 | 1045 |
| Numérico | 109 | 300 | 156 | 187 | 220 | 525 | 500 | -584 | -995 | -1305 | 1050 |
| Erro [%] | 7,34 | 1,32 | -4,70 | -8,72 | 2,65 | -0,38 | 2,53 | 1,35 | 2,45 | 7,84 | 0,48 |

Tabela 29 – Extensômetros *versus* deformação numérica [10^{-6}] – carga 610 kN (Parte 2)

| Strain gages | 22 | 23 | 25 | 27 | 28 | 29 | 30 | 33 | 34 | 43 | 45 |
|---------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Experimental | 665 | 998 | 505 | -1252 | -1210 | -918 | -1181 | 102 | -616 | -694 | -173 |
| Numérico | 660 | 990 | 520 | -1205 | -1191 | -940 | -1122 | 99 | -602 | -684 | -169 |
| Erro [%] | 0,75 | 0,80 | 2,88 | -3,90 | -1,60 | 2,34 | -5,26 | -3,03 | -2,33 | -1,46 | -2,37 |

Após calibração do modelo, desenvolveu-se uma análise não-linear da mesma treliça estudada nas seções anteriores, considerando as não linearidades geométricas e de material, objetivando obter um comportamento mais próximo de uma treliça real. Destaca-se que o objetivo desta análise é, além de estabelecer uma comparação com os modelos desenvolvidos anteriormente, desenvolver também uma comparação com os resultados para um nó isolado. Para isso, fez-se necessário alterar as dimensões da treliça original de forma que a ligação controlasse o dimensionamento. Logo, verificando a Tabela 30, observa-se que a espessura do banzo foi reduzida para 10 mm, a fim de se assegurar que o dimensionamento seja controlado pela ligação.

Tabela 30 – Principais dimensões [mm] e parâmetros geométricos da treliça modificada

| Nome | D_0 | t_0 | d_1 | t_1 | $\beta = d_1/d_0$ | $\gamma = d_0/2t_0$ | $\tau = t_1/t_0$ | e | g | θ |
|------|-------|-------|-------|-------|-------------------|---------------------|------------------|------|-----|----------|
| S6 | 168,3 | 10,0 | 88,9 | 8,0 | 0,53 | 8,42 | 0,40 | 49,3 | 51 | 60° |

A Tabela 31 apresenta um quadro comparativo entre a análise não linear e os demais modelos desenvolvidos. Para viabilizar a comparação proposta, aplicou-se a mesma condição de carregamento descrito anteriormente, ou seja, carga pontual no centro do banzo superior, nó J6, em forma de deslocamento prescrito de 20 mm.

Tabela 31 – Tabela comparativa dos esforços atuantes na treliça com elementos distintos

| Elemento | F_{LINK1} | F_{BEAM3} | $F_{SHELL181}$ Linear | $F_{SHELL181}$ Não-Linear | Erro % $F_{SHELL181}$ $An_{Linear} / An_{Não-Linear}$ |
|----------|-------------|-------------|--------------------------|------------------------------|--|
| 1 | 650,69 | 610,41 | 660,66 | 638,31 | 3,38 |
| 2 | -650,69 | -622,06 | -654,45 | 636,79 | 2,70 |
| 3 | 650,69 | 595,16 | 595,70 | 580,49 | 2,55 |
| 4 | -650,69 | -582,59 | -595,01 | 581,76 | 2,23 |
| 5 | -650,69 | -582,59 | -595,01 | 581,82 | 2,22 |
| 6 | 650,69 | 595,16 | 596,57 | 581,24 | 2,57 |
| 7 | -650,69 | -622,06 | -654,42 | 636,15 | 2,79 |
| 8 | 650,69 | 610,41 | 660,66 | 638,44 | 3,36 |
| 9 | -331,26 | -307,97 | -326,40 | 318,44 | 2,29 |
| 10 | -993,77 | -922,26 | -962,27 | 930,78 | 3,27 |
| 11 | -993,77 | -922,26 | -963,17 | 931,06 | 3,33 |
| 12 | -331,26 | -307,97 | -332,20 | 318,66 | 4,07 |
| 13 | 662,51 | 622,27 | 661,33 | 640,18 | 3,20 |
| 14 | 1325,00 | 1214,10 | 1238,36 | 1223,94 | 1,16 |
| 15 | 662,51 | 622,27 | 661,29 | 640,10 | 3,20 |

OBS: Cargas em [kN] e erro em [%]

Analisando-se os resultados da Tabela 31, verifica-se uma diferença inferior a 4% entre as análises linear e não-linear para modelagem desenvolvida com o elemento de casca SHELL181.

6.7 Ligação tipo K entre perfis circulares: Nó Isolado versus Nó da Treliça

Apresentam-se na Figura 81, as curvas carga *versus* deslocamento obtidas numericamente para o nó de um sistema treliçado convencional e para um nó isolado. Observa-se ainda no gráfico, as retas referentes aos limites de 1% de d_0 e 3% de d_0 , respectivamente, correspondentes aos estados limites de serviço e último propostos pelo critério de deformação limite de Lu et al. [10]. Verifica-se que, para o nó J2 da treliça, a carga referente ao estado limite de serviço N_s é igual a 499,61 kN e referente ao estado limite último N_u é igual a 557,48 kN. Com relação ao nó isolado, observa-se que a carga referente ao estado limite de serviço N_s é igual a 557,97 kN e referente ao estado limite último N_u é igual a 628,00 kN. Em ambas as situações, a razão N_u/N_s é menor que 1,50, ou seja, a carga referente ao estado limite último controla o dimensionamento. Ainda observando-se o gráfico da Figura 81, verificam-se os resultados analíticos obtidos através das três formulações estudadas neste trabalho. Observa-se que segundo o equacionamento proposto pelo EC3 1-8 [7], a carga de projeto da ligação é igual a 478,47 kN. Através da formulação preconizada pela 2ª. Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3], a carga de projeto da ligação é igual a 570,35 kN. Finalmente, através da proposta do projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], obtém-se uma carga de projeto também igual a 478,47 kN.

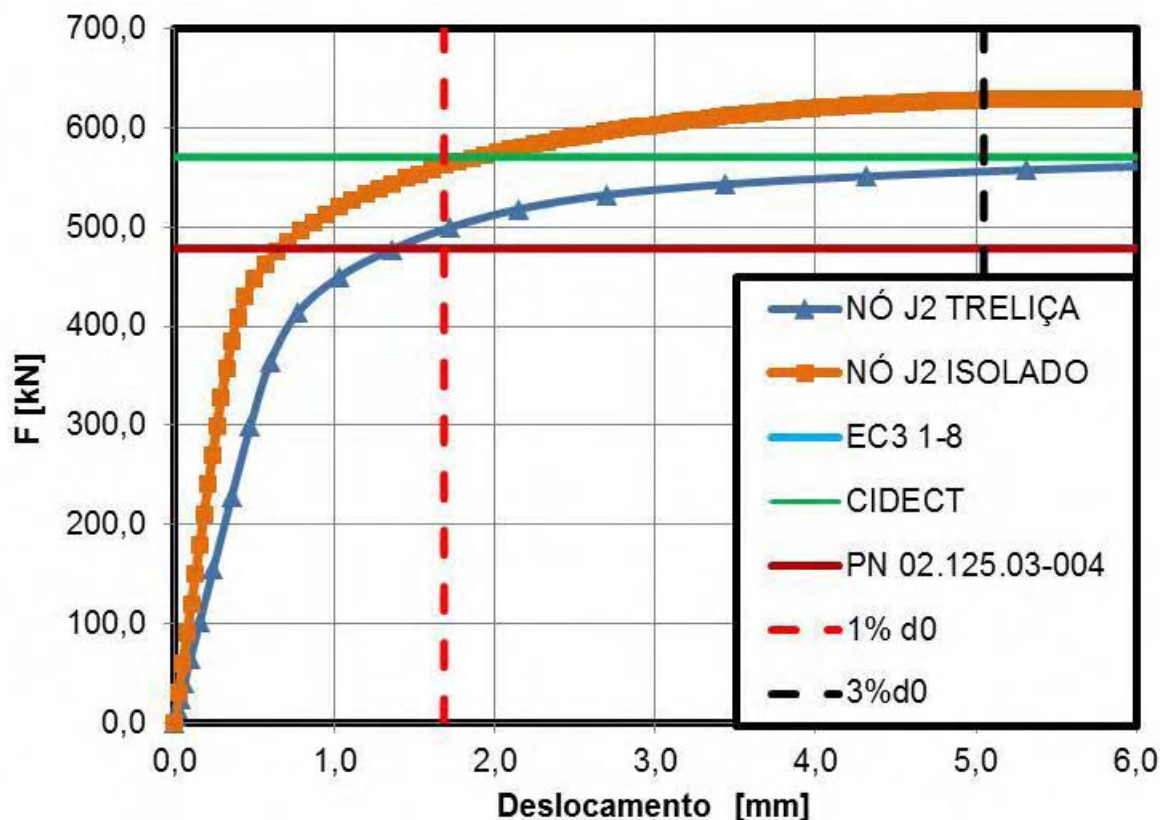


Figura 81 – Carga versus Deslocamento: Nó treliçado versus Nó isolado

Ao comparar as curvas do nó treliçado e do nó isolado, verifica-se uma diferença de aproximadamente 10%, que é considerada razoável no âmbito desta dissertação. Atribui-se esta diferença ao fato das condições de contorno divergirem entre si em ambos os casos. No nó isolado, considerou-se o banzo bi-apoiado, enquanto que na treliça, o nó estudado possui maior liberdade para se deslocar, já que as restrições de contorno são aplicadas nas extremidades do banzo superior. Além disso, forma de aplicação de carregamento também é diferente, já que no nó isolado, a carga é aplicada diretamente nas diagonais, enquanto que na treliça, a carga é aplicada no centro do banzo superior.

Ressalta-se que a diferença entre as análises, representa um dimensionamento mais arrojado para o nó isolado em relação ao nó pertencente a um sistema treliçado convencional.

Conclui-se ainda, que o equacionamento proposto pelo CIDECT [3], apresenta uma melhor convergência ao critério de deformação limite para ambas as situações, sendo, quase que preciso quando comparado ao nó pertencente a treliça.

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

7.1 Introdução

As vantagens estruturais dos perfis tubulares em aço estrutural decorrentes de suas excelentes propriedades mecânicas são reconhecidamente evidentes. Enumeraram-se neste trabalho, diversas vantagens que comprovadamente justificam, não apenas a utilização deste sistema construtivo, mas também um alto investimento em pesquisa e disseminação da tecnologia. Já se verifica que, inúmeras construções executadas com perfis tubulares apresentam uma interessante competitividade econômica sobre estruturas convencionais.

Sabe-se que a eficiência estrutural deste tipo de perfil é intrínseca à geometria de sua seção transversal, que por apresentar concentração de material em pontos mais distantes do centro de massa e por ser uma seção fechada, resulta numa capacidade de resistir às altas solicitações de esforços axiais, torção e aos efeitos combinados [64].

Com o domínio das técnicas de fabricação, o desafio passou a ser um completo entendimento do comportamento estrutural das ligações, já que este é um ponto importantíssimo para assegurar uma adequada transferência de esforços entre os elementos da estrutura e garantir o desenvolvimento de projetos cada vez mais econômicos e/ou arrojados e menos conservadores.

As ligações soldadas de perfis tubulares em aço estrutural são atualmente consideradas no EC3 1-8 [7] onde são previstas ligações entre os mais diversos tipos de perfis. A norma relaciona ainda, os principais parâmetros que influenciam o comportamento das ligações e os diferentes tipos de ruína. Entretanto, a formulação proposta neste regulamento somente pode ser aplicada respeitando-se determinados limites consoantes a configuração geométrica das ligações. Em 2008, o CIDECT propôs, na 2ª edição de seu Guia de Projeto de Estruturas Tubulares [3], uma nova formulação para avaliar a resistência das ligações destas estruturas. No Brasil, até uns anos atrás, o uso destes perfis na construção civil era bastante limitado, não existindo uma norma que regulamentasse sua utilização. Atualmente, já se encontra em fase de consulta pública, o projeto de norma brasileira PN

02.125.03-004 [8], que contempla o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. Neste cenário, este trabalho propôs um programa de análises numéricas através do Método dos Elementos Finitos de ligações do tipo T, K constituídas de perfis tubulares circulares e de uma treliça planar tipo Warren. Destaca-se que todos os modelos desenvolvidos no âmbito desta dissertação foram validados e calibrados satisfatoriamente com resultados de modelos experimentais ou numéricos existentes na literatura técnica, assegurando a confiabilidade das análises. Com os resultados obtidos, pode-se estabelecer um estudo comparativo entre as formulações analíticas propostas no EC3 1-8 [7], 2ª edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3], projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8] e o critério de deformação limite de Lu et al [10]. Cabe ressaltar, que as equações proposta na norma europeia basearam-se na 1ª edição do mesmo Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [20].

7.2 Principais conclusões

Descrevem-se a seguir, as principais conclusões obtidas através das análises numéricas desenvolvidas nesta dissertação.

7.2.1 Ligação tipo T entre perfis circulares

Através da análise da ligação T entre perfis circulares com montante comprimido, concluiu-se que o modo de falha que controla o dimensionamento da ligação é a plastificação da face superior do banzo, tanto para montante tracionado quanto para montante comprimido.

Destaca-se que obteve-se uma razoável convergência entre as análises numérica e experimental descritas em ambos os modelos.

Ainda no que tange aos modelos para montante comprimido e tracionado, segundo o Critério de Deformação Limite [10], o estado limite de serviço controla o dimensionamento, já que a razão $N_u/N_s = 1,79$ e $N_u/N_s = 2,05$ respectivamente é maior que 1,50.

Para montante comprimido, conclui-se que o valor obtido através das formulações propostas pelo EC3 1-8 [7] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8] é cerca de 10% inferior aos demais resultados, resultando em um dimensionamento a favor da segurança, porém, antieconômico. Observa-se que os resultados obtidos através da formulação sugerida pelo CIDECT 2ª Edição [3] e critérios de deformação limite [10] convergem entre si. Entretanto, o resultado obtido com a formulação preconizada pelo CIDECT 2ª Edição [3] é levemente mais econômico quando comparado aos demais resultados analíticos e critério de deformação limite [10], representando um dimensionamento um pouco mais arrojado.

Para montante tracionado, conclui-se que todos os valores analíticos apresentam-se significativamente antieconômicos quando comparados aos resultados obtidos através do critério de deformação limite. O valor obtido através das formulações propostas pelo EC3 1-8 [7] e PN 02.125.03-004 [8] apresentam-se ainda mais antieconômicos se comparados aos valores obtidos com a formulação proposta pelo CIDECT [3].

Do estudo paramétrico desenvolvido para a ligação T entre perfis circulares, conclui-se que os valores obtidos através da formulação proposta pelo EC3 1-8 [7] são levemente mais conservadores quando comparados às outras propostas. No que tange ao critério de falha que controla a ligação, observa-se que o EC3 1-8 [7] e o projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8] convergem entre si, sendo a ruína por plastificação da face superior do banzo o critério de controle da ligação. Entretanto, verifica-se que, utilizando a formulação preconizada pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [8], ocorre uma mudança no critério de falha que controla o dimensionamento. Verifica-se que para valores de beta acima de 0,46, a ruína por punção da parede do banzo passa a ser o critério de ruína que controla a ligação. Com relação à influência do parâmetro beta na resistência da ligação, verifica-se que a resistência da ligação é diretamente proporcional ao aumento de beta.

Considerando o critério de deformação limite [10], conclui-se que em todos os modelos, a razão entre a carga N_u , referente ao estado limite último, e a carga N_s , referente ao estado limite de serviço, é menor que 1,50, ou seja, $N_u/N_s < 1,5$, o que significa que o controle do dimensionamento deve-se ao estado limite último, a carga de resistência será aquela associada ao deslocamento de 3% do diâmetro do banzo.

Desta forma, observa-se que o dimensionamento pelo critério de deformação limite apresenta-se consideravelmente mais econômico quando comparado aos critérios analíticos descritos anteriormente. Observa-se que, para valores de beta mais baixos, efetuando-se o dimensionamento utilizando as formulações analíticas, chega-se a alcançar fatores de segurança igual a 2, ou seja, $N_{anal.}/N_{def.}=0,50$, sendo que esta diferença tende a diminuir com o aumento do parâmetro beta.

Observa-se que ligações com montantes tracionados apresentam uma resistência levemente superior às ligações com montantes comprimidos. Atribui-se este fenômeno ao fato de que a resistência de elementos comprimidos é afetada por fenômenos de instabilidade devido à flambagem local. Além disso, sabe-se que peças tracionadas podem obter um leve ganho de resistência devido ao efeito de membrana.

No que diz respeito à influência do carregamento no banzo, observa-se que a aplicação de carga no banzo não altera o critério de falha que controla o dimensionamento. Verifica-se que ocorre uma redução na resistência da ligação para alguns níveis de tensão no banzo. Segundo as equações propostas pelo EC3 1-8 [7], apenas esforços de compressão no banzo são capazes de reduzir a resistência da ligação. Esforços de tração não provocam qualquer alteração na resistência. Isto também ocorre, utilizando o equacionamento proposto pelo projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8]. Por outro lado, conforme as equações preconizadas pelo CIDECT [3], tanto esforços de compressão quanto de tração no banzo são capazes de reduzir a resistência da ligação.

No que tange ao Critério de Deformação Limite, observa-se que o nível de tensões no banzo não alterou o estado limite que controla a ligação, permanecendo o controle da ligação a cargo do estado limite último. Verifica-se que, comparando o dimensionamento pelo EC3 1-8 [7] ao Critério de Deformação Limite [10], obtêm-se resultados excessivamente conservadores para banzo comprimido e alguns resultados contra a segurança para banzo tracionado. O mesmo se verifica quando se compara os resultados obtidos com o Critério de Deformação Limite [10] aos resultados obtidos através da formulação do projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], porém, observa-se uma leve redução da diferença entre os critérios.

Considerando uma comparação entre o Critério de Deformação Limite [10] e o dimensionamento pela nova formulação proposta pelo CIDECT [3], observa-se que

já não ocorrem mais valores contra a segurança quando se aplica esforços de tração no banzo. Neste caso, verifica-se que todos os valores se apresentam conservadores, porém, esta diferença é levemente reduzida se comparados às outras duas formulações analíticas.

Observa-se que apenas para baixos níveis de tensões no banzo, valores da ordem de 10% da carga de plastificação da seção transversal, não ocorre variação significativa na resistência da ligação. Observa-se em alguns casos, até um pequeno ganho de resistência que pode ser atribuído ao efeito membrana. Para valores acima de 10% da carga de plastificação do banzo, verifica-se que ocorre uma considerável redução da resistência, tanto para compressão quanto para tração no banzo.

As curvas carga de compressão no montante *versus* carga no banzo evidenciam que os resultados obtidos com a formulação proposta pelo CIDECT [3] apresentam uma maior concordância aos resultados obtidos numericamente, no que concerne a influência do nível de tensão do banzo na resistência da ligação. Analisando-se estas curvas, torna-se bastante claro que o CIDECT [3] considera a redução na resistência da ligação tanto para banzo comprimido quanto para banzo tracionado, enquanto que, o EC3 1-8 [7] e o PN 02.125.03-004 [8], não leva em consideração a tração para redução da capacidade resistente da ligação.

7.2.2 Ligação tipo K entre perfis circulares

No que tange à calibração do modelo, observa-se uma ótima concordância entre os resultados para o trecho elástico da curva. Já na fase plástica, verificou-se que a divergência é da ordem de 10%, sendo considerada aceitável na análise desenvolvida no âmbito desta dissertação.

Com relação ao modo de falha da ligação, conclui-se que o dimensionamento é controlado pela plastificação da face superior do banzo.

Consoante preconizado pelos critérios de deformação limite [10], conclui-se que o estado limite último controla o dimensionamento, já que a razão $N_u/N_s = 0,98$ é menor que 1,50. Entretanto, verifica-se que a curva carga vs deslocamento apresenta um pico bem definido, não sendo necessário, portanto, a utilização do critério de deformação limite para definição da carga resistente da ligação.

Comparando-se os resultados analíticos entre si, conclui-se que o valor obtido através da formulação proposta pelo CIDECT [3] é cerca de 16% superior aos demais resultados, resultando em um dimensionamento mais econômico que as formulações do EC3 1-8 [7] e da norma brasileira [8]. Observa-se que os resultados obtidos através do critério de deformação limite e da carga de pico da curva, se apresentam significativamente superior aos resultados analíticos, resultando em uma proposta ainda mais arrojada e econômica quando comparada as equações das normas e manual do CIDECT.

Avaliando-se os resultados da análise paramétrica, observa-se que o critério de falha que controla o dimensionamento continua sendo a plastificação da face do banzo, mesmo aplicando um carregamento que altere o estado de tensões do banzo. Verifica-se uma redução na resistência da ligação para alguns níveis de tensão no banzo. Segundo as equações propostas pelo EC3 1-8 [7], apenas esforços de compressão no banzo são capazes de reduzir a resistência da ligação. Analisando-se os resultados do modelo numérico, observa-se que este comportamento não se verifica. Conclui-se, portanto, que tanto esforços de compressão quanto de tração no banzo são capazes de reduzir a resistência da ligação, sendo a formulação sugerida pelo CIDECT [3], melhor representativa do comportamento da ligação.

Observa-se que, mesmo aplicando-se carregamento no banzo, a razão entre as cargas associadas ao estado limite último e de serviço permanece menor que 1,50, ou seja, $N_u/N_s < 1,50$. Desta forma, o estado limite último permanece controlando a ligação. Verifica-se que, comparando o dimensionamento pelo EC3 1-8 [7] ao Critério de Deformação Limite [10], obtêm-se resultados mais conservadores para banzo comprimido, sendo a razão, $CS = EC3/N_u$, inversamente proporcional ao aumento da compressão no banzo. Para cargas de tração no banzo, obtêm-se valores excessivamente econômicos para carregamentos acima de 40% da carga de plastificação da seção transversal do banzo.

Comparando o Critério de Deformação Limite [10] à formulação proposta pelo CIDECT [3], verificam-se resultados também excessivamente econômicos para valores de carregamentos no banzo acima de 20% da carga de plastificação da seção. Para banzo tracionado, encontram-se resultados levemente conservadores, e assim como encontrado para a formulação proposta pelo EC3 1-8 [7], a razão $CS = CIDECT/N_u$, é inversamente proporcional ao aumento da tração no banzo. O mesmo

se verifica quando se compara os resultados obtidos com o Critério de Deformação Limite [10] aos resultados obtidos através da formulação do projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], porém, observa-se que os valores tornam-se excessivamente econômicos para uma carga de compressão no banzo acima de 40% da carga de plastificação da sua seção. A atuação de esforços de tração no banzo geram resultados de 10 a 20% mais conservadores que os resultados obtidos através do Critério de Deformação Limite [10].

Conclui-se ainda, que os resultados obtidos com a formulação proposta pelo CIDECT [3] apresentam uma maior concordância aos resultados obtidos numericamente, no que concerne a influência do nível de tensão do banzo na resistência da ligação. Verifica-se que é bastante evidente que o CIDECT [3] considera a redução na resistência da ligação tanto para banzo comprimido quanto para banzo tracionado, enquanto que, o EC3 1-8 [7] e o Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8], não levam em consideração a redução da capacidade resistente da ligação devido a esforços de tração no banzo.

7.2.3 Treliça

Observa-se que foram desenvolvidos cinco modelos a fim de se investigar a forma de avaliação estrutural de sistemas treliçados. O primeiro modelo foi desenvolvido no programa FTOOL versão 2.12 [62], sendo uma análise linear sem levar em conta o efeito de excentricidade. O segundo modelo foi desenvolvido no programa Ansys 12.0 [9], com elemento de barra, LINK1, e também representa uma análise linear e desconsidera a atuação da excentricidade. Conclui-se que há uma excelente convergência entre estes dois modelos.

O terceiro modelo foi desenvolvido com elemento de viga, BEAM3, a fim de que se pudesse simular o efeito da excentricidade conforme recomendação do projeto de norma de brasileira, PN 02.125.03-004 [8]. Comparando-se este modelo com os dois anteriores, verificou-se uma diferença de aproximadamente 10% entre o modelo que desconsidera o efeito da excentricidade, LINK1, e o modelo que leva em conta o efeito da excentricidade, BEAM3. Conclui-se que a atuação da excentricidade impacta de forma conservadora, porém antieconômica, no

dimensionamento dos elementos, já que é usual a utilização de modelos mais simplificados para análise estrutural e avaliação das cargas atuantes na treliça.

O quarto modelo foi desenvolvido com elemento de casca, SHELL181, e também leva em conta o efeito da excentricidade. Comparando-se este com o modelo BEAM3, que também considera a excentricidade, verificou-se uma razoável convergência. Atribui-se a pequena diferença existente entre estes modelos, às características dos elementos, já que o elemento SHELL181 considera esforços de flexão, cisalhamento e efeito de membrana. No âmbito desta dissertação, estes resultados foram considerados aceitáveis.

O quinto e último modelo de sistema treliçado desenvolvido neste trabalho, é o representativo de um modelo mais real possível. Este modelo foi desenvolvido com elemento de casca, SHELL181, considerando-se as não-linearidades geométrica e de material, bem como, o efeito da excentricidade na ligação. Observa-se que este modelo foi calibrado e validado com resultados experimentais apresentados por Acevedo em sua tese de doutorado em 2011 [63], apresentando uma boa convergência entre os resultados numérico e experimental.

Ao se traçar uma comparação de um nó pertencente a um sistema treliçado convencional a um nó isolado, verificou-se uma diferença de aproximadamente 10%, que é considerada razoável no âmbito desta dissertação. Observa-se que esta diferença representa um dimensionamento mais arrojado para o nó isolado em relação ao nó da treliça. Conclui-se ainda, que o equacionamento proposto pelo CIDECT [3], apresenta uma melhor convergência ao critério de deformação limite para ambas as situações, sendo, quase que preciso quando comparado ao nó pertencente a treliça.

7.3 Trabalhos futuros

Enumeram-se a seguir, sugestões para trabalhos futuros objetivando prover uma continuidade do estudo proposto nesta dissertação.

- Análise analítica, experimental e numérica de ligações tubulares do tipo Y, N e X, utilizando outras combinações de perfis CHS, RHS ou SHS;

- Análise analítica, experimental e numérica de ligações tubulares do tipo K com sobreposição;
- Análise analítica, experimental e numérica de ligações tubulares multiplanares do tipo DT, DK, DX, etc.;
- Investigar a influência da atuação de momento fletor no banzo na capacidade resistente da ligação;
- Investigar a influência dos outros parâmetros geométricos na capacidade resistente da ligação;
- Avaliação de ligações soldadas entre perfis tubulares considerando a utilização de aço inoxidável;
- Avaliação de ligações soldadas considerando o comportamento à fadiga quando submetidas a ações dinâmicas.

REFERÊNCIAS

- [1] WARDENIER, J.; PACKER, J. A.; ZHAO, X. -L.; VEGTE, G. J. van der. Hollow Sections in Structural Applications, CIDECT, 2a. Edição, 2010.
- [2] www.metrorio.com.br (acesso em 29/10/2010)
- [3] WARDENIER, J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VEGTE, G. J. van der; ZHAO, X. -L., Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 2a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 2008.
- [4] PACKER, J. A.; WARDENIER, J.; ZHAO, X. -L.; VEGTE, G. J. van der; KUROBANE, Y., Design Guide for Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading. CIDECT, 2a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 2009.
- [5] VALLOUREC & MANNESMANN TUBES. Structural Hollow Sections (MSH): circular, square and rectangular. Nominal dimensions, sectional properties and materials. Technical Information, 2010 Edition.
- [6] SILVA, R. S.; Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. S.; Silva, J. G. S.; Análise Paramétrica de Ligações Tipo K entre Perfis Tubulares Circulares em Aço. Proceedings of the XXXII CILAMCE – Iberian Latin American Congresso n Computational Methods in Engineering. Ouro Preto: Editora da UFOP, 2011. V.1. p. 1-17.
- [7] EUROCODE 3, prEN 1993-1-8: 2005. Design of steel structures: Part 1-8: Design of joints. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.

- [8] Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 - Projetos de Estrutura de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares, 2011.

- [9] Ansys 12.0, ANSYS – Inc. Theory Reference, 2010.

- [10] LU, L. H. et al., Deformation Limit for the Ultimate Strength of Hollow Section Joints, VI International Symposium on Tubular Structures, Rotterdam: Balkema, 1994: 341-7.

- [11] EUROCODE 3, prEN 1993-1-1: 2003. Design of steel structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings. Stage 49 Draft. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.

- [12] KOROL, R.; MIRZA, F., Finite Element Analysis of RHS T-Joints, Journal of the Structural Division, ASCE, vol.108, No. ST9, pp 2081-2098, 1982.

- [13] KUROBANE, Y. et al., Local Buckling of Braces in Tubular K-Joints, Thin-Walled Structures 4, pp 23-40, 1986.

- [14] PACKER, J. A., Design Examples for HSS Trusses. Canadian Journal of Civil Engineering. Vol. 13, n.4, p. 460-473, 1986.

- [15] PACKER, J. A.; HENDERSON, J. E.; WARDENIER, J., Load and Resistance Factor Design of Welded Box Section Trusses. Engineering Journal / American Institute of Steel Construction, 1992.

- [16] ZHAO, X., HANCOCK, G., "Plastic Mechanism analysis of T-joints in RHS subject to combined bending and concentrated force", Proceedings of the Fifth International Symposium on Tubular Connections held at Nottingham, UK, 1993, E & FN Spon, London, pp 345-352, 1993.

- [17] International Institute of Welding (IIW), 1989. Design recommendation for hollow section joints – Predominantly statically loaded, 2nd Ed., IIW Document XV-701-89, Cambridge, U.K.
- [18] LEE, M. M. K.; Wilmshurst, S. R., 1995. Numerical modelling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 32. p. 281-30.
- [19] DAVIES, G.; CROCKETT, P., 1996. The strength of welded T-DT joints in rectangular and circular hollow section under variable axial loads. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 37, n. 1. p. 1-31.
- [20] WARDENIER, J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VEGTE, G. J. van der; ZHAO, X. -L., Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 1a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 1996.
- [21] RAUTARUUKKI OYJ, H. V., 1998. Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections. Hämeenlinna.
- [22] SAIDANI, M., 1998. The effect of Joint Eccentricity on the Distribution of Forces in RHS Lattice Girders. *Journal of Constructional Steel Research*, Warwickshire, UK, Research 47, p. 211-221.
- [23] LIU, D. K.; YU, Y.; WARDENIER, J., 1998. Effect of Boundary Conditions and Chord Preload on the Strength of RHS Uniplanar Gap K-Joints. *Proceedings of the Eighth International Symposium on Tubular Structures*, Singapore, p.223-230.
- [24] DEXTER, E. M.; LEE, M. M. K., 1999. Static strength of axially loaded tubular K-Joints. I: Behavior. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 125(2), 194–201.

- [25] DEXTER, E. M.; LEE, M. M. K., 1999. Static strength of axially loaded tubular K-Joints. II: Ultimate capacity. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 125(2), 202–210.
- [26] LEE, M. M. K., Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 51, pp. 265-286, 1999.
- [27] ZHAO, X. L., 2000. Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 53, p.149- 165.
- [28] RASMUSSEN, K. J. R.; HASHAM, A. S., 2001. Tests of X- and K-Joints in CHS Stainless Steel Tubes. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 1183-1189.
- [29] VAN DER VEGTE, G. J.; MAKINO, Y; 2002. The effect of chord pre-load on the static strength of uniplanar tubular K-Joints. *Proceedings of the Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference Kitakyushu, Japão*.
- [30] KONING, C.H.M.; WARDENIER, J.; (1981). "The Static Strength of CHS K-Joints", TNO-IBBC Report BI-81-35/63.5.5470, Stevin Report 6-81-13, Delft, the Netherlands.
- [31] CHOO, Y. S. et al, Static strength of thick-walled CHS X-joints - Part I. New approach in strength definition, *Journal of Constructional Steel Research*, vol.59, pp. 1201-1228, 2003.
- [32] ISO/CD 13819-2: Petroleum and natural gas industries – offshore structures – Part 2: fixed offshore structures, 1999.
- [33] MASHIRI, F. R.; ZHAO, X. L., 2003. Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Joint Madeupof Circular Braces and Square Chords under In-Plane Bending. Australia: Monash University, Department of Civil Engineering.

- [34] SANTOS, A. L. E. F., 2003. Ligações de Barras Tubulares para Estruturas Metálicas Planas. Dissertação de mestrado. Faculdade de Engenharia Civil – Departamento de Estruturas, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo.
- [35] American Institute of Steel Construction Inc - AISC, 2005. Load and resistance factor design specification for steel hollow structural sections.
- [36] GERKEN, F. S., 2003. Perfis Tubulares: Aspectos arquitetônicos e estruturais. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.
- [37] CHIEW, S. P.; LIE, S. T.; LEE, C. K.; HUANG, Z. W., Fatigue Performance of Cracked Tubular T Joints under Combined Loads I: Experimental, Journal of Structural Engineering, Vol. 130, N° 4, p. 562-571, Abril 2004, ASCE.
- [38] LIMA, L. R. et al, 2005. Análise Paramétrica de Ligações “T” com Perfis Tubulares em Aço através de um Modelo de Elementos Finitos. CILAMCE 2005, Guarapari, Espírito Santo.
- [39] CHOO, Y. S. et al. Static Strength of T-Joints Reinforced with Doubler or Collar Plates. I: Experimental Investigations. Journal of Structural Engineering, Vol. 131, nº 1, January 1, 2005. ASCE, ISSN 0733-9445/2005/1-119-128.
- [40] VAN DER VEGTE, G. J. et al. Static Strength of T-Joints Reinforced with Doubler or Collar Plates. II: Numerical Simulations. Journal of Structural Engineering, Vol. 131, nº 1, January 1, 2005. ASCE, ISSN 0733-9445/2005/1-129-138.
- [41] CHOO, Y. S.; QIAN, X. D.; WARDENIER, J., 2006. Effects of boundary conditions and chord stresses on static strength of thick-walled CHS K-joints. Journal of Constructional Steel Research 62, p. 316–328.
- [42] VAN DER VEGTE, G. J.; MAKINO, Y., 2006. The ultimate strength of axially loaded CHS uniplanar T-joints subjected to axial chord load. Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures, Québec, Canada.

- [43] ABAQUS – ABAQUS/Standard e ABAQUS/CAE User's Manual version 6.5.1 (1998) – ABAQUS, Inc. – Rhode Island, United States of America, 1998.
- [44] MENDANHA, F. O.; 2006. Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo K e KT. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.
- [45] SOPHA, T.; CHIEW, S. P., WARDENIER, J., 2006. Test results for RHS K-Joints with 50% and 100% overlap. Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures, Québec, Canada.
- [46] SHAO, Y. B., 2006. Geometrical effect on the stress distribution along weld toe for tubular T- and K-joints under axial loading. Journal of Constructional Steel Research 63, p. 1351-1360.
- [47] FREITAS, A. M. S.; MENDES, F. C.; FREITAS, M. S. R., 2008, Finite Elements Analyses of welded T joints. Eurosteel 2008.
- [48] MENDES, F. C., 2008. Análise teórica-experimental de ligações tipo “T”, “K” e “KT” com perfis metálicos tubulares. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.
- [49] GAZZOLA, F.; LEE, M. M. K.; DEXTER, E. M., Design Equation for Overlap Tubular K-Joints under Axial Loading, Journal of Structural Engineering, Vol. 126, Nº 7, p. 798-808, Julho 2000, ASCE.
- [50] LEE, M. M. K.; GAZZOLA, F., Design Equation for Offshore Overlap Tubular K-Joints under In-Plane Bending, Journal of Structural Engineering, Vol. 132, Nº 7, p. 1087-1095, Julho 2006, ASCE.
- [51] SIMÕES, R. A.D., Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas – 2ª. Edição, Coleção Construção Metálica e Mista, CMM, Coimbra, 2007.

- [52] VALLOUREC & MANNESMANN TUBES. Design-support for MSH sections according to Eurocode 3, DIN EN 1993-1-1:2005 and DIN EN 1993-1-8:2005.
- [53] Stelco, 1981: Hollow structural sections – Design manual for connections. 2nd Edition, Stelco Inc., Hamilton, Canada.
- [54] AISI S100-07 – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, 2007 Edition.
- [55] ANSI/AWS D1.1, 2006: Structural Welding Code – Steel. American Welding Society, Inc, Miami, USA.
- [56] KUROBANE, Y., 1981: New developments and practices in tubular joint design. International Institute of Welding, Annual Assembly, Oporto, IIW Doc. XV-488-81.
- [57] WARDENIER, J., 1982: Hollow section joints. Delft University Press, Delft, The Netherlands.
- [58] SILVA, R. S.; LIMA, L. R. O.; VELLASCO, P. C. G. S.; SILVA, J. G. S.; NEVES, L. F. C.; Numerical Evaluation of CHS K Joints. International Journal of Modeling and Simulation for the Petroleum Industry, VOL. 6, n0 1, 2012.
- [59] KOSTESKI, N.; PACKER, J. A.; PUTHLI, R. S.; A Finite Element Method Based Yield Load Determination Procedure for Hollow Section Connections. Journal Constructional Steel Research, vol. 59, no. 4, pp. 427-559, 2003.
- [60] ALVES FILHO, A. Elementos Finitos: a base da tecnologia CAE / Análise Dinâmica. São Paulo. Editora Érica, 2005. ISBN: 85-365-0050-6.
- [61] http://www.arq.ufsc.br/arq5661/trabalhos_2003-1/pontes/Viga%20Trelicada.htm (acesso em 17/05/2012).

- [62] Ftool – Two-Dimensional Frame Analysis Tool, versão educacional 2.12. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro – PUC-Rio, Departamento de Engenharia Civil e Tecgraf/PUC-Rio – Grupo de Tecnologia em Computação Gráfica. Desenvolvido por Luiz Fernando Martha, fevereiro/2008.
- [63] ACEVEDO, C., 2011. Influence of Residual Stresses on Fatigue Response of Welded Tubular K-Joints. Thèse no. 5056 pour l'obtention du grade de Docteur ès Sciences. École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Faculté Environnement Naturel, Architectural et Construit. Programme Doctoral en Structures.
- [64] LIMA, N. S., 2012. Comportamento Estrutural de Ligações Tubulares T e KT. Dissertação de mestrado. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia, Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil.