

Projeto de um pórtico de cais para contentores

Tiago José Pereira Mota

Dissertação do MIEM

Orientador: Prof. Carlos Manuel Balboa Reis Gomes



FEUP

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Fevereiro 2013

Resumo

A presente tese é parte do plano de estudos do curso do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

O presente trabalho envolveu o projecto de um pórtico de cais para contentores.

O projecto envolveu a análise e caracterização da metodologia de concepção de um pórtico de cais existente no Leixões Porto e análise das implicações estruturais, se o intervalo de operação da lança do pórtico for incrementada para 62,5 metros, a fim de acomodar a nova classe de navios para contentores, designados *Post-Panamax*.

- O primeiro passo desta dissertação foi definir os parâmetros de projeto, como cargas de serviço, coeficientes de segurança, estado limite último e de serviço. Para tal foram utilizadas as normas FEM (*Fédération Européenne De La Manutention*) e EC3 (Eurocódigo 3: Projecto de estruturas de aço). Este passo envolveu também o estudo de parâmetros de projeto de pórticos de cais existentes.

- Num segundo passo, um modelo bidimensional da nova estrutura foi criado de forma a obter uma visão do comportamento estrutural, em termos de tensões e deformações.

- Em seguida, um modelo tridimensional foi criado bem como as secções resistentes para os diferentes componentes utilizando para isso os critérios de integridade estrutural especificados no EC3.

- Em seguida, aspectos construtivos são discutidos tais como a concepção de ligações entre os principais componentes estruturais.

- O trabalho é finalizado com os desenhos técnicos da estrutura.

Palavras-chave: Pórtico de cais para contentores, Eurocódigo 3, normas F.E.M., estruturas metálicas, Multiframe 4D, Section Maker.

Abstract

This thesis is part of the curricula for Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica of the Faculty of Engineering, University of Oporto.

This final course project involved Design of a Dockside Crane for Containers. The project involved the analysis and characterisation of the design methodology of an existing dockside crane at Leixões Port and the analysis of the structural implications if the operating span of the crane beam was increased to 62,5 meters in order to accommodate the new class of container ships, known as Post-Panamax ships.

- The first step of this dissertation design parameters such as service loads, safety coefficients, limit state and service state design criteria, were established using F.E.M (Federation Européenne de la Manutention) and EC3 (Eurocode 3: Design of steel structures) standards. This involved also the study of design parameters of existing dockside cranes.
- In a second step, a two dimensional model of the new structure was created in order to gain insight of the structural behaviour in terms of stresses and deformations.
- Next a three dimensional model was created and components sections designed for the different structural components using deformation and structural integrity criteria specified in EC 3.
- Next, constructive aspects are discussed such as the design of connections between main structural components
- Finally general engineering drawings where produced.

Keywords: dockside crane for containers, Eurocode 3, Metallic structures, Multiframe 4D, Section Maker.

Agradecimentos

Em primeiro lugar gostaria de agradecer ao meu orientador, Prof. Carlos Reis Gomes pela disponibilidade, atitude crítica e conhecimentos transmitidos ao longo de todo o projeto. A vasta experiência em estruturas metálicas foram determinantes para a realização de um projeto desta envergadura.

Aos meus pais, José Mota e Maria Pereira por todo o apoio sentimental e financeiro.

À minha irmã, Ana Mota por todos os momentos engraçados.

À Carla Fonseca por me fazer feliz diariamente e me apoiar incondicionalmente.

Ao Eng. Ramalho e Sr. Miguel Sousa do Terminal de Contentores de Leixões (TCL) pela disponibilidade para visitar a estrutura e explicações sobre aspetos construtivos da máquina.

A todos os meus colegas e amigos de curso pela amizade e momentos engraçados que certamente ficarão para a vida.

Um agradecimento especial ao David Monteiro e Natália Veiga por todos os comentários dados ao longo do projeto.

Índice

Símbolos.....	xx
Tema.....	1
1. Equipamentos de elevação de cargas.....	1
1.1 Aspetos gerais	1
1.2 Pórticos de cais.....	1
2 Objetivos.....	4
3 Regulamentos usados no dimensionamento	5
4 Definição das solicitações segundo as normas F.E.M.	6
4.1 Classificação do grupo de operação do carro-guincho.....	6
4.1.1 Espectro de carga	6
4.1.2 Tempo médio de funcionamento diário	8
4.2 Classificação do grupo da estrutura	9
4.3 Seleção do guincho.....	10
5 Solicitações a considerar no dimensionamento dos membros resistentes	12
5.1 Solicitações principais.....	12
5.2 Solicitações devidas aos movimentos verticais.....	12
5.2.1 Solicitações geradas pela elevação da carga em serviço	12
5.3 Solicitações devidas aos movimentos horizontais	12
5.3.1 Efeitos horizontais devido às acelerações e desacelerações	13
5.3.2 Efeitos da força centrífuga.....	15
5.3.3 Reações transversais provocadas pelo rolamento do carro.....	15
5.3.4 Efeitos de choque originados contra os fins de curso	16
5.4 Solicitações originadas pelos efeitos climáticos	17
5.4.1 Ação do vento sobre a estrutura.....	17
5.4.2 Ação do vento sobre a carga	20
5.5 Casos de solicitações.....	21
6 Dimensionamento do pórtico.....	22
6.1 Pré-dimensionamento (análise bidimensional)	22
6.1.1 1ª Análise bidimensional	22
6.1.2 2ª Análise bidimensional	48
6.2 Análise tridimensional.....	70
6.2.1 Esquema estático da estrutura.....	70

6.2.2	Análise preliminar.....	70
6.2.3	Análise detalhada.....	73
7	Verificação das secções ao Estado Limite Último (ELU)	103
7.1	Lança/contralança.....	103
7.1.1	Classificação da secção.....	103
7.1.2	Resistência à flexão composta com compressão (EC3).....	109
7.1.3	Resistência ao esforço transversal (EC3)	117
7.1.4	Interação entre o esforço transversal, momento fletor e esforço axial (EC3)	118
7.1.5	Resistência à encurvadura local da alma por esforço transversal (EC3)	118
7.1.6	Resistência à encurvadura do banzo no plano da alma (EC3).....	120
7.1.7	Resistência ao esmagamento da alma (EC3)	120
7.1.8	Resistência ao enrugamento da alma (EC3)	122
7.1.9	Resistência dos cutelos de reforço intermédios	123
7.1.10	Verificação da estabilidade da alma ao Enfunamento (F.E.M.).....	126
7.2	Perna direita.....	131
7.3	Perna esquerda.....	142
7.4	Tirantes da lança.....	147
7.4.1	Tirante na extremidade	147
7.4.2	Tirante intermédio.....	149
7.5	Tirante da contralança	150
7.6	Reforços para o tirante da extremidade da lança.....	151
7.6.1	Elemento vertical	151
7.6.2	Diagonal intermédia.....	153
7.6.3	Diagonal extrema.....	156
7.7	Reforços para o tirante da contralança	159
7.7.1	Elemento vertical	159
7.7.2	Diagonal.....	161
7.8	Ligação vertical da torre aos tirantes.....	162
7.8.1	Diagonal e coluna central	162
7.9	Diagonal de ligação da torre aos tirantes	165
7.10	Travamento horizontal no topo da torre.....	167
7.11	Travessa superior entre planos de pórtico	168
7.12	Travessa inferior.....	175

7.13	Travessa inferior entre planos de pórtico (Contrapeso)	181
7.14	Diagonal do contraventamento.....	187
7.15	Travamento no interior da lança/contralança	194
7.15.1	Diagonais.....	194
7.15.2	Montantes	195
7.16	Ligação da lança/contralança às travessas superiores entre planos de pórtico	196
7.17	Montantes no interior da lança/contralança	197
7.17.1	Tirantes	198
7.17.2	Reforços para os tirantes	204
7.17.3	Ligação da lança/contralança às travessas superiores entre planos de pórtico.	207
7.18	Ligação superior.....	212
8	Travamento no interior da lança/contralança.....	217
9	Verificação ao Estado Limite de Serviço (ELS).....	219
10	Projeto de ligações aparafusadas	223
10.1	Ligação perna – travessa inferior	224
10.2	Ligação perna – diagonal do contraventamento.....	230
10.3	Ligação travessa superior entre planos de pórtico – pernas	232
10.4	Ligação do tirante da extremidade da lança – lança.....	239
10.5	Ligação do tirante contralança – contralança.....	243
10.6	Ligação do tirante intermédio da lança – lança.....	246
10.7	Ligação vertical da torre aos tirantes.....	249
10.8	Ligação diagonal superior – perna esquerda	252
11	Dimensionamento dos cordões de soldadura.....	256
11.1	Travamentos no interior da lança/contralança	256
11.2	Ligação diagonal do contraventamento – pernas	259
11.3	Travessa inferior – Pernas	260
11.4	Lança/contralança.....	261
11.5	Travessa superior/inferior entre planos de pórtico	262
11.6	Ligação vertical da torre aos tirantes.....	262
11.7	Travamento horizontal no topo da torre.....	263
12	Aspetos construtivos	265
12.1	Afastamento dos travamentos no topo da torre	265
12.2	Afastamento da ligação do tirante intermédio e tirante na extremidade da lança	265

12.3	Afastamento da ligação do tirante da contralança.....	266
12.4	Desfasamento dos tirantes relativamente ao centro de gravidade da secção transversal da lança/contralança.....	267
13	Trabalhos futuros	269
14	Conclusão.....	270
15	Referências bibliográficas.....	271
Anexos.....		272
Anexo 1 – Grades de aço		272

Índice de figuras

Figura 1 – Pórtico de cais (Porto de Leixões)	1
Figura 2 – Tampas de escotilha de navios de carga	2
Figura 3 – Spreader <i>twin-lift</i>	3
Figura 4 – Espectros de carga (Leve, Médio, Pesado, Muito Pesado)	6
Figura 5 – Função de aproximação do espectro de carga (cálculo do fator de espectro de carga, k_0)	7
Figura 6 – Guincho [19]	10
Figura 7 – Força de inércia na direção longitudinal do caminho de rolamento	13
Figura 8 – Coeficiente λ vs quociente p/a	16
Figura 9 – Reações transversais ao caminho de rolamento	16
Figura 10 - Esbelteza aerodinâmica para vários tipos de secções resistentes.....	18
Figura 11 – Razão de espaçamento a/b (ação do vento).....	19
Figura 12 – Razão de solidez, A/A_e (ação do vento).....	19
Figura 13 – Dimensões gerais da estrutura do pórtico	22
Figura 14 – Nomenclatura dos elementos do pórtico de cais (1ª análise bidimensional).....	23
Figura 15 – Esquema estático da estrutura (1ª análise bidimensional).....	23
Figura 16 - Carro-guincho no extremo da lança (1ª análise bidimensional).....	24
Figura 17 - Carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o da extremidade da lança (1ª análise bidimensional).....	25
Figura 18 - Carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (1ª análise bidimensional)	25
Figura 19 - Carro-guincho no extremo da contralança (1ª análise bidimensional)	26
Figura 20 - Esforços normais para o caso do carro-guincho no extremo da lança (1ª análise bidimensional).....	26
Figura 21 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da lança (1ª análise bidimensional).....	27
Figura 22 – Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o tirante do extremo da lança (1ª análise bidimensional)	27
Figura 23 - Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o tirante do extremo da lança (1ª análise bidimensional)	28
Figura 24 – Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (1ª análise bidimensional)	28
Figura 25 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (1ª análise bidimensional)	29

Figura 26 – Esforços normais para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (1ª análise bidimensional).....	29
Figura 27 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (1ª análise bidimensional).....	30
Figura 28 – Secção circular oca de grande dimensão (<i>Large circular hollow section</i>)	33
Figura 29 – Esquema estático para a lança	41
Figura 30 – Flecha horizontal [9].....	42
Figura 31 - Caminho de rolamento	45
Figura 32 – Diagrama de flechas para o caso 1 (1ª análise bidimensional)	47
Figura 33 – Esquema estático da estrutura incluindo reforços para o tirante da extremidade da lança e para o tirante da contralança (2ª análise bidimensional).....	49
Figura 34 – Nomenclatura dos elementos do pórtico de cais (2ª análise bidimensional).....	49
Figura 35 – Esforços normais para o caso do carro-guincho o extremo da lança (2ª análise bidimensional).....	50
Figura 36 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da lança (2ª análise bidimensional).....	50
Figura 37 – Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre os tirantes da extremidade e o intermédio da lança (2ª análise bidimensional)	51
Figura 38 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre os tirantes da extremidade e o intermédio da lança (2ª análise bidimensional)	51
Figura 39 - Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (2ª análise bidimensional)	52
Figura 40 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (2ª análise bidimensional)	52
Figura 41 - Esforços normais para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (2ª análise bidimensional).....	53
Figura 42 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (2ª análise bidimensional).....	53
Figura 43 – Comprimentos de encurvadura em função das condições de fronteira [6]	59
Figura 44 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está no extremo da lança – Caso 1 (2ª análise bidimensional).....	67
Figura 45 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está a meio vão entre o extremo da lança e o tirante intermédio – Caso 2 (2ª análise bidimensional).....	67
Figura 46 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está a meio vão entre a perna direita e o tirante intermédio da lança - Caso 3 (2ª análise bidimensional)	68
Figura 47 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está no extremo da contralança – Caso 4 (2ª análise bidimensional).....	68

Figura 48 – Esquema estático da estrutura (análise tridimensional).....	70
Figura 49 – Numeração dos nós na vista de topo (análise tridimensional)	70
Figura 50 – Diagrama de flechas para o caso do carro-guincho no extremo da lança (1ª análise tridimensional)	71
Figura 51 – Esquema estático (análise tridimensional detalhada)	73
Figura 52 – Posições do carro-guincho consideradas para determinar os esforços instalados na estrutura do pórtico.	75
Figura 53 – Identificação dos elementos estruturais do pórtico de cais (vista tridimensional)	76
Figura 54 - Identificação dos elementos estruturais do pórtico de cais (vista de topo).....	77
Figura 55 – Esquema das guardas da lança/contralança	81
Figura 56 – Carregamento das guardas da lança/contralança	81
Figura 57 – Diagrama de momentos fletores e flechas nas guardas da lança/contralança	82
Figura 58 – Acessos do pórtico	83
Figura 59 - Relação entre Ψ_h e o parâmetro β para vários valores de μ (cálculo das forças de inércia devidas ao movimento do pórtico de cais)	86
Figura 60 – Esquema da torre (cálculo da razão de solidez).....	89
Figura 61– Esquema da parte superior da torre (cálculo da razão de solidez).....	92
Figura 62 – Diagrama de momentos fletores M_z devido ao peso próprio da estrutura (análise tridimensional detalhada).	93
Figura 63 – Diagrama de momentos fletores M_y para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).	94
Figura 64 – Diagrama de esforços normais para o caso de o carro-guincho estar no extremo da lança (análise tridimensional detalhada).	94
Figura 65 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).	95
Figura 66 – Diagrama de momentos fletores M_y para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).	95
Figura 67 – Diagrama de esforços transversos V_y para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).	96
Figura 68 – Diagrama de esforços transversos V_z para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).	96
Figura 69 – Torção, M_t para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).	97
Figura 70 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 2 (análise tridimensional detalhada).	97
Figura 71 – Diagrama de momentos fletores M_y para o caso 2 (análise tridimensional detalhada).	98

Figura 72 – Diagrama de esforços normais para o caso 2 (análise tridimensional detalhada).	98
Figura 73 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 3 (análise tridimensional detalhada).	99
Figura 74 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 4 (análise tridimensional detalhada).	99
Figura 75 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 5 (análise tridimensional detalhada).	100
Figura 76 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 6 (análise tridimensional detalhada).	100
Figura 77 – Diagrama de esforços normais para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).	101
Figura 78 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).	101
Figura 79 – Diagrama de esforços transversos V_y para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).	102
Figura 80 – Diagrama de esforços transversos V_z para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).	102
Figura 81 – Identificação do centro de gravidade do perfil I (lança/contralança).....	104
Figura 82 – Distribuição das tensões e comprimentos efetivos para o caso de $\psi < 0$. (quadro 5.3.2. do EC3)	106
Figura 83 – Identificação da zona não efetiva do perfil I da lança/contralança (classificação da secção transversal segundo o EC3)	107
Figura 84 – Identificação dos pontos de cálculo das tensões para classificação do banzo do perfil I da lança/contralança (classificação da secção transversal segundo o EC3)	107
Figura 85 – Momento fletor M_z (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).	111
Figura 86 – Momento fletor M_y (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).	111
Figura 87 – Momento fletor M_z entre o travamento mais solicitado (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).....	113
Figura 88 – Momento fletor M_z para o 1º caso (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).....	114
Figura 89 – Momento fletor M_z para o 2º caso (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).....	116
Figura 90 – Momento fletor M_y para o 2º caso (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).....	116
Figura 91 – Perfil I da lança/contralança - Tensão longitudinal no banzo (Verificação da resistência ao esmagamento da alma segundo o EC3)	121
Figura 92 – Degradação da carga no carril.....	122

Figura 93 – Secção efetiva dos reforços transversais	125
Figura 94 – Placa (verificação da estabilidade da alma ao enfunamento segundo as normas F.E.M.)	126
Figura 95 – Identificação dos pontos de cálculo da tensão (verificação da estabilidade da alma segundo as normas F.E.M.)	129
Figura 96 – Diagrama de momentos fletores e esforço axial para o troço mais solicitado da perna direita (membro n.º: 16)	131
Figura 97 – Nomenclatura utilizada para cascas de revolução	132
Figura 98 – Geometria do cilindro, tensões de membrana e tensões resultantes	133
Figura 99 – Reforços intermédios para as pernas da torre	134
Figura 100 – Secção de um anel de reforço para cilindro (EC3 1-6)	135
Figura 101 – a) Distribuição da pressão do vento em redor da circunferência da casca, b) Distribuição equivalente de pressões	138
Figura 102 – Momento fletor M_z para o elemento vertical do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	152
Figura 103 – Momento fletor M_x para o elemento vertical do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	153
Figura 104 – Momento fletor M_y para a diagonal extrema do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	157
Figura 105 – Momento fletor M_z para a diagonal extrema do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	157
Figura 106 – Momento fletor M_x para o elemento vertical do reforço do tirante da contralança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	160
Figura 107 – Momento fletor M_z para o elemento vertical do reforço do tirante da contralança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	160
Figura 108 – Momento fletor M_y para a travessa superior entre planos de pórtico (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	171
Figura 109 – Momento fletor M_x para a travessa superior entre planos de pórtico (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	172
Figura 110 – Momento fletor M_z para a travessa inferior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	179
Figura 111 – Momento fletor M_y para a travessa inferior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	180
Figura 112 – Momento fletor M_x para a travessa inferior entre planos de pórtico ligada às pernas esquerdas (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	185
Figura 113 – Momento fletor M_y para a travessa inferior entre planos de pórtico ligada às pernas esquerdas (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3)	185

Figura 114 – Momento fletor M_y para a ligação superior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).	214
Figura 115 – Momento fletor M_x para a ligação superior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).	215
Figura 116 - Deformada do pórtico de cais para a situação em que o carro guincho se encontra na extremidade da lança (última análise tridimensional).....	220
Figura 117 - Deformada do pórtico de cais para a situação em que o carro guincho se encontra na extremidade da contralança (última análise tridimensional)	220
Figura 118 – Deformada diferencial em linha reta (Verificação ao ELS para o caso 3)	222
Figura 119 – Flange T	223
Figura 120 – Ligação travessa inferior – pernas do pórtico	224
Figura 121 – Geometria da ligação (travessa inferior).....	226
Figura 122 - Identificação das fiadas de parafusos (travessa inferior)	227
Figura 123 – Requisitos geométricos para elementos com extremidades ligadas por cavilhas....	230
Figura 124 – Geometria da ligação da diagonal do contraventamento às pernas do pórtico.....	231
Figura 125 – Esforços nos banzos (ligação por cobrejuntas simples)	233
Figura 126 – Esforços atuantes na cobrejunta da alma (ligação por cobrejuntas simples).....	235
Figura 127 – Identificação de parâmetros (ligação por cobrejuntas simples).....	236
Figura 128 – Geometria da ligação do tirante da lança	240
Figura 129 – Momento fletor numa cavilha	242
Figura 130 – Geometria da ligação do tirante da contralança.....	244
Figura 131 – Geometria da ligação do tirante intermédio da lança	247
Figura 132 – Geometria da ligação vertical da torre aos tirantes.....	250
Figura 133 – Geometria da ligação da diagonal superior às pernas esquerdas	253
Figura 134 – Ligação do montante do travamento no interior da lança	257
Figura 135 – Ligação articulada – Cálculo da espessura da chapa de gousset	258
Figura 136 – Identificação dos cordões de soldadura (diagonal do contraventamento)	259
Figura 137 – Identificação dos cordões de soldadura (ligação da travessa inferior às pernas do pórtico).....	260
Figura 138 – Pormenor dos cordões de soldadura (Perfil I da lança/contralança)	262
Figura 139 – Pormenor dos cordões de soldadura (travessas superiores/inferiores entre planos de pórtico).....	262
Figura 140 – Pormenor do cordão de soldadura para a coluna central da ligação vertical da torre aos tirantes.....	263
Figura 141 – Desfasamento dos travamentos no topo da torre.....	265

Figura 142 – Afastamento entre os tirantes intermédios e da extremidade da lança (aspeto construtivo).....	266
Figura 143 – Afastamento entre os tirantes da contralança e as diagonais superiores.....	266
Figura 144 – Desfasamento da ligação do tirante da extremidade da lança à lança (aspeto construtivo).....	267

Índice de tabelas

Tabela 1 – Fator de espectro de carga vs espectro de carga	8
Tabela 2 – Grupo de operação do carro-guincho	8
Tabela 3 – Classes de utilização	9
Tabela 4 – Grupo da estrutura	9
Tabela 5 – Características do guincho [19]	10
Tabela 6 – Valores de aceleração e tempos de aceleração para várias aplicações	14
Tabela 7 – Pressões e velocidade do vento para diferentes aplicações	17
Tabela 8 – Coeficiente de forma, C_f	18
Tabela 9 – Coeficiente de blindagem, η	19
Tabela 10 – Dimensões dos contentores de carga [20]	20
Tabela 11 – Coeficiente de majoração, γ_c (2.3.4 - F.E.M)	21
Tabela 12 – Esforços instalados nos elementos resistentes (1ª análise bidimensional)	31
Tabela 13 – Coeficiente P_L (cálculo da largura útil do caminho de rolamento)	44
Tabela 14 – Coeficiente C_1 (cálculo da largura útil do caminho de rolamento)	44
Tabela 15 – Coeficiente C_2 (cálculo da largura útil do caminho de rolamento)	45
Tabela 16 – Propriedades do caminho de rolamento para o carro-guincho [18]	45
Tabela 17 – Propriedades da viga em caixão utilizadas na lança/contralança	46
Tabela 18 – Resumo das secções resistentes dos vários elementos (1ª análise bidimensional)	47
Tabela 19 – Flechas para o caso 1 (1ª análise bidimensional)	48
Tabela 20 – Esforços instalados nos elementos (2ª análise bidimensional)	54
Tabela 21 – Resumo das secções resistentes dos vários elementos (2ª análise bidimensional)	66
Tabela 22 – Flechas para várias posições do carro-guincho (2ª análise bidimensional)	69
Tabela 23 – Flechas verticais e horizontais em determinados pontos da estrutura (1ª análise tridimensional)	72
Tabela 24 – Propriedades da secção resistente da lança/contralança (Perfil I)	79
Tabela 25 – Resumo das secções resistentes (análise tridimensional final)	80
Tabela 26 – Massa equivalente (solicitações devidos aos movimentos horizontais, S_H).	85
Tabela 27 – Forças de inércia devidas ao movimento do pórtico de cais (solicitações devidos aos movimentos horizontais, S_H).	87
Tabela 28 – Coeficientes de forma e blindagem para os vários elementos resistentes do pórtico de cais (ação do vento)	90
Tabela 29 – Esforços instalados no membro n.º: 35 para o caso do carro-guincho na posição 1.	103
Tabela 30 – Esforços instalados no membro n.º: 37 para o caso do carro-guincho na posição 1.	103

Tabela 31 – Propriedades da secção resistente efetiva da lança/contralança (Perfil I – EC3).	108
Tabela 32 Esforços máximos instalados no membro n.º: 44 (Caso n.º: 2)	115
Tabela 33 – Coeficiente de enfunamento, κ_t (Verificação da resistência à encurvadura local da alma por esforço transversal – EC3).	119
Tabela 34 – Tensão longitudinal no banzo, $\sigma_{f,sl}$ (verificação da resistência ao esmagamento da alma – EC3).	121
Tabela 35 – Coeficientes de enfunamento para placas simplesmente apoiadas ao longo dos quatro bordos (Verificação da estabilidade da alma ao enfunamento - normas F.E.M.).....	127
Tabela 36 – Propriedades do perfil da perna direita (LCHS Ø1880,t=20,6)	132
Tabela 37 – Condições de fronteira para cascas (verificação da resistência e estabilidade das pernas – EC3-1-6)	135
Tabela 38 – Parâmetro de qualidade de fabrico, Q (verificação da resistência e estabilidade das pernas)	136
Tabela 39 – Fatores de encurvadura para pressão externa no caso de cilindros de comprimento médio C_θ (verificação da resistência e estabilidade das pernas)	137
Tabela 40 – Fator de redução circunferencial elástico de imperfeição, α_θ (verificação da resistência e estabilidade das pernas).....	137
Tabela 41 – Fator de redução ao corte elástico de imperfeição, α_t (verificação da resistência e estabilidade das pernas)	139
Tabela 42 – Propriedades do perfil da perna esquerda (LCHS Ø1880,t=19,1)	143
Tabela 43 – Propriedades da secção resistente do tirante da extremidade da lança – HE 1000 B.	147
Tabela 44 – Propriedades da secção resistente do tirante intermédio da lança – HE 600 B.	149
Tabela 45 – Propriedades do perfil do elemento vertical do reforço para o tirante da extremidade da lança (CHS Ø323,9,t=10).....	151
Tabela 46 – Propriedades do perfil da diagonal intermédia do reforço para o tirante da extremidade da lança (CHS Ø273,0,t=12,5).	154
Tabela 47 – Propriedades do perfil da diagonal extrema do reforço para o tirante da extremidade da lança (CHS Ø193,7 ,t=5,0).....	156
Tabela 48 – Propriedades do perfil do elemento vertical do reforço para o tirante da contralança (CHS Ø355,6 ,t=6,3)	159
Tabela 49 – Propriedades do perfil da diagonal do reforço para o tirante da contralança (CHS Ø193,7, t=6,3).....	161
Tabela 50 – Propriedades do perfil da diagonal da ligação vertical do pórtico aos tirantes(LCHS Ø914, t=20,6).....	163
Tabela 51 – Propriedades da diagonal de ligação do pórtico aos tirantes (LCHS Ø965, t=20,6) ...	165
Tabela 52 – Esforços máximos instalados na diagonal de ligação da torre aos tirantes (membro n.º: 204).....	165

Tabela 53 – Esforços máximos instalados na diagonal de ligação da torre aos tirantes (membro n.º: 204).....	166
Tabela 54 – Esforços máximos instalados no travamento horizontal no topo da torre (membro n.º: 175)	167
Tabela 55 – Propriedades dos elementos que constituem o travamento horizontal no plano superior da torre. (LCHS Ø864, t=19,1)	167
Tabela 56 – Esforços máximos instalados na travessa superior entre planos de pórtico (membro n.º: 183).....	168
Tabela 57 – Propriedades da travessa superior entre planos de pórtico. (viga em caixão 1700x1100x35x17)	168
Tabela 58 – Esforços máximos instalados na travessa superior entre planos de pórtico (membro n.º: 179).....	169
Tabela 59 – Propriedades da secção resistente da travessa inferior (viga em caixão 450x300x23x12).....	176
Tabela 60 – Esforços máximos instalados na travessa inferior quando o carro-guincho se encontra na posição 5 (membro n.º: 12).....	177
Tabela 61 – Reações nos apoios das pernas do pórtico	181
Tabela 62 – Esforços máximos instalados na travessa inferior entre planos de pórtico com o carro-guincho na posição 5 (membro n.º: 5).....	183
Tabela 63 – Esforços máximos instalados na diagonal do contraventamento (membro n.º: 19) .	187
Tabela 64 – Propriedades da secção resistente da diagonal do contraventamento (LCHS Ø610, t=6,4)	187
Tabela 65 – Parâmetro $C_{x,b}$ (verificação da resistência e estabilidade da diagonal do contraventamento)	189
Tabela 66 – Propriedades da secção resistente dos elementos do travamento no interior da lança/contralança (CHS Ø244,5, t=8,0)	195
Tabela 67 – Esforços máximos instalados no montante no interior da lança que permite a ligação do tirante da lança à lança.	198
Tabela 68 – Propriedades da viga caixão 1920x900x35x17	199
Tabela 69 – Esforços máximos instalados nos montantes que permitem a ligação dos reforços para os tirantes da lança e contralança à lança/contralança	204
Tabela 70 – Propriedades do perfil I1920x550x45x19.....	204
Tabela 71- Esforços máximos instalados no montante que permite a ligação da lança/contralança às travessas superiores	207
Tabela 72 – Propriedades da viga caixão 1920x1200x30x19.....	207
Tabela 73 – Esforços máximos instalados na viga em caixão que permite a ligação dos vários tirantes e elementos da torre (membro n.º: 212)	212

Tabela 74 – Propriedades da viga caixão 1300x1000x30x16.....	212
Tabela 75 – Flechas máximas obtidas na Verificação ao ELS para os casos de carregamento C1 e C7 (Cargas verticais + Peso próprio+ carga nominal + contrapeso na base + forças vento).....	221
Tabela 76 – Flechas horizontais máximas obtidas na Verificação ao ELS para o caso 1 (Cargas verticais + Peso próprio+ carga nominal + contrapeso na base + forças vento).....	221
Tabela 77 – Esforços máximos instalados na ligação da travessa inferior às pernas do pórtico...	224
Tabela 78 – Esforços máximos instalados na ligação da travessa superior entre planos de pórtico às pernas do pórtico.....	232
Tabela 79 – Esforços máximos instalados na ligação do tirante da extremidade da lança à lança	239
Tabela 80 – Esforços máximos instalados na ligação do tirante da contralança à contralança	243
Tabela 81 – Esforços máximos instalados na ligação vertical da torre aos tirantes.....	249
Tabela 82 - Esforços máximos instalados na ligação da diagonal superior à perna esquerda	252

Símbolos

Apesar dos símbolos utilizados serem definidos ao longo do projeto, julgou-se conveniente apresentar uma lista dos mais importantes.

a – Espessura do cordão de soldadura

A – Área da secção transversal

A_v – Área resistente ao esforço transversal

A_w – Área de uma alma

A_f – Área de um banzo

A_{eff} – Área efetiva

A_s – Área da secção resistente do parafuso

b – Largura de uma secção transversal

b_{eff} – Largura efectiva

CL – Contralança

CHS – *Circular hollow section*

C_f – Coeficiente de forma

d – Diâmetro nominal do parafuso, diâmetro da cavilha ou diâmetro da peça de ligação

d_0 – Diâmetro do furo para um parafuso ou para uma cavilha

E – Módulo de elasticidade

$EC3$ – Eurocódigo 3

ELU – Estado limite último

ELS – Estado limite de utilização ou de serviço

e_{Ny} – Afastamento entre os centros de gravidade das áreas das secções efetiva e bruta, segundo o eixo y-y.

F.E.M. – *Fédération Européenne De La Manutention*

f_y – Tensão de cedência

f_u – Tensão última

h – Altura de uma secção transversal

h_w – Altura da alma

I – Momento de inércia

I_w – Constante de empenamento

I_t – Constante de torção

i – Raio de giração relativo ao eixo considerado, determinado com base nas propriedades da secção transversal bruta

k_p –fator de espectro de carga

k_w –Fator referente à restrição ao empenamento

l –Comprimento do cordão de soldadura / Comprimento entre condições de fronteira em cilindros

LCHS –*Large Circular hollow section*

M_{cr} –Momento crítico elástico de encurvadura lateral

p_1 –Distância entre os eixos dos parafusos de uma fiada, medida na direcção da transmissão do esforço

p_2 –Distância, medida perpendicularmente à direcção da transmissão do esforço, entre fiadas adjacentes de parafusos.

q –Pressão dinâmica do vento

Q –Parâmetro de qualidade de fabrico de perfis tubulares

R.E.A.P.E. – Regulamento de Estruturas em Aço para Edifícios e Pontes

r –Raio da superfície média do cilindro

S_s –Comprimento de apoio rígido

t –Espessura da casca

t_w –Espessura da alma

t_f –Espessurado banzo

$W_{el.}$ –Módulo elástico de resistência á flexão

$W_{pl.}$ –Módulo plástico de resistência á flexão

β –Fator de escala plástico

λ –Esbelteza

λ_1 –Valor da esbelteza de referência para determinar a esbelteza normalizada

$\bar{\lambda}$ –Esbelteza normalizada

$\bar{\lambda}_{LT}$ –Esbelteza normalizada para a encurvadura lateral

$\bar{\lambda}_{x0}$ –Limite de esbelteza meridional

$\bar{\lambda}_p$ –Esbelteza da chapa

ε –Factor que depende de f_y

ξ – Coeficiente experimental

γ_{M0} –Coeficiente parcial de segurança para a resistência de secções transversais de qualquer classe

γ_{M1} –Coeficiente parcial de segurança para a resistência dos elementos em relação a fenómenos de encurvadura, avaliada através de verificações individuais de cada elemento

γ_{M2} – Coeficiente parcial de segurança para a resistência à rotura de secções transversais tracionadas em zonas com furos de ligação.

χ – Coeficiente de redução para a curva de dimensionamento (de colunas á encurvadura) relevante.

χ_{LT} – Coeficiente de redução para a encurvadura lateral

α_{LT} – Factor de imperfeição para a encurvadura lateral

α – Factor de imperfeição

α_x – Fator de redução meridional elástico de imperfeição

μ – Parâmetro adimensional que define o quociente entre a massa da carga nominal e a massa equivalente

ψ – Coeficiente dinâmico/ relação entre tensões

η – Coeficiente de Poisson/ coeficiente de interação / Coeficiente de blindagem

ω – Parâmetro adimensional (classificação de cilindros)

σ_{sd} – Tensão de cálculo

σ_{Rd} – Tensão resistente

σ_R^E – Tensão crítica de enfunamento

κ_σ – Coeficiente de encurvadura

Δ_{wk} – Amplitude de imperfeição característica

Tema

Projeto de um pórtico de cais para contentores

1. Equipamentos de elevação de cargas

1.1 Aspetos gerais

Existem diversos tipos de equipamentos de elevação de cargas que permitem o transporte de cargas de um determinado ponto para outro. Entre os inúmeros equipamentos disponíveis atualmente no mercado, destacam-se os seguintes: pontes rolantes, pórticos rolantes, pórticos de cais, monta-cargas, guindastes, gruas entre outros.

De salientar que naturalmente existem equipamentos que podem deslocar-se para um determinado local para efetuar os trabalhos de movimentação de cargas necessários, como é caso dos monta-cargas e por outro lado existem aparelhos que estão cativos a um determinado espaço físico como é por exemplo o caso dos pórticos de cais.

O nosso estudo incidirá sobre os pórticos de cais.

Na próxima figura apresenta-se o aspeto de um pórtico de cais atualmente em funcionamento no Porto de Leixões.



Figura 1 – Pórtico de cais (Porto de Leixões)

1.2 Pórticos de cais

Os pórticos de cais são equipamentos especificamente projetados para a carga/descarga de contentores num terminal de contentores. Este tipo de aparelhos apresenta a seguinte constituição típica:

- Estrutura resistente principal

A estrutura resistente principal é constituída por dois planos de pórticos interligados por travessas. O corpo de cada pórtico pode ser constituído por perfis laminados, vigas em caixão ou secções circulares, consoante a magnitude dos esforços instalados na estrutura.

- Plataforma móvel – “carro”

O carro desloca-se longitudinalmente ao longo da lança e contralança. O carro movimenta-se ao longo de um carril que está solidário com o banzo superior do perfil que forma a lança/contralança. O contato do carro com o carril é realizado através de quatro rodas solidárias. É necessário que o carro se movimente ao longo da contralança para permitir a descarga das tampas de escotilha.

A próxima figura apresenta o aspeto de uma tampa de escotilha de um navio de carga.



Figura 2 – Tampas de escotilha de navios de carga

Na plataforma móvel está solidária a cabine do operador (cabine de comando) e é neste elemento que se encontra suspenso o spreader ou gancho conforme a aplicação.

- Spreader ou guincho

À plataforma móvel pode ser acoplada um spreader ou um guincho conforme o tipo de carga a movimentar.

O spreader é o equipamento que engata no topo dos contentores com objetivo de os movimentar. Existem inúmeros tipos de spreaders consoante a capacidade e número de contentores a elevar.

Na figura seguinte apresenta-se um spreader “*twin-lift*” que permite a elevação de dois contentores simultaneamente.



Figura 3 – Spreader *twin-lift*

- Carros laterais / Bogie

Os carros laterais têm duas funções: transferir a carga para o caminho de rolamento e possibilitar o movimento longitudinal do pórtico de cais.
- Caminho de rolamento – Carril

O caminho de rolamento é constituído por dois carris, um em cada extremo do pórtico de cais. Existem diversas dimensões de carris de acordo com a carga a transferir para o solo. A norma DIN 536 define o tipo e dimensões dos carris.

2 Objetivos

O objetivo do presente trabalho é projetar um pórtico de cais para contentores. O local de trabalho do pórtico será no porto de leixões (zona costeira no Norte de Portugal) e deverá cumprir as seguintes especificações:

1. Localização: Porto de Leixões;
2. Operação no exterior;
3. Carga nominal: 65 toneladas com guincho e 40 toneladas com spreader;
4. Lança com 62,5 metros;
5. Altura livre: 25 metros;
6. Velocidades de movimentação dos vários componentes:
 - a. Velocidade de elevação com carga nominal: 70 m/min
 - b. Velocidade longitudinal do carro-guincho: 150 m/min
 - c. Velocidade transversal do pórtico de cais: 45 m/min
7. Número de horas de trabalho = 16 horas/dia (das 8h às 24h)
8. Vão, distância entre pernas num mesmo plano de pórtico: 20 m

De salientar que a lança terá de ter um comprimento tão elevado para permitir o descarregamento dos maiores navios de contentores do mundo atualmente disponíveis no mercado (designados *post-panamax*).

3 Regulamentos usados no dimensionamento

As normas “*F.E.M. Fédération Européenne De La Manutention – rules for design of hoisting appliances*” são compostas por um conjunto de 8 cadernos e cada um aborda os seguintes aspetos técnicos:

- Caderno 1 – Objetivo e campo de aplicação
- Caderno 2 – Classificação e solicitações nas estruturas e mecanismos
- Caderno 3 – Cálculo das tensões nas estruturas
- Caderno 4 – Verificação à fadiga e escolha dos componentes dos mecanismos
- Caderno 5 – Equipamento elétrico
- Caderno 7 – Regras de segurança
- Caderno 8 – Ensaio de cargas e tolerâncias
- Caderno 9 – Suplementos e comentários aos cadernos 1 ao 8

Na atual dissertação serão utilizados os cadernos 1, 2, 3, 4 e 9.

A verificação da resistência dos elementos do pórtico e das respectivas ligações serão efetuadas segundo a EN 1993 Eurocódigo 3: Projeto de Estruturas de Aço. De salientar que à data de realização desta dissertação ainda não tinha sido publicado o Decreto-Lei que torne obrigatória a utilização do Eurocódigo 3 em detrimento do Regulamento de Estruturas em Aço para Edifícios e Pontes.

4 Definição das solicitações segundo as normas F.E.M.

O presente capítulo abordará a classificação do grupo da estrutura e do grupo de operação do carro-guincho bem como as solicitações atuantes na estrutura do pórtico de acordo com o caderno 2 das normas F.E.M.

4.1 Classificação do grupo de operação do carro-guincho

O grupo é definido tendo em conta:

- Espectro de carga
- Tempo médio de funcionamento diário

4.1.1 Espectro de carga

A norma define o espectro de carga em função dos diferentes níveis de carga a que o pórtico pode estar sujeito (os contentores transportam cargas diferentes naturalmente associadas a massas diferentes) e a percentagem de tempo de utilização em cada um desses níveis de carga. Existem quatro tipos de espectros de carga considerados pela norma que são o leve, médio, pesado e muito pesado. Os diferentes espectros de carga podem ser observados nos gráficos abaixo.

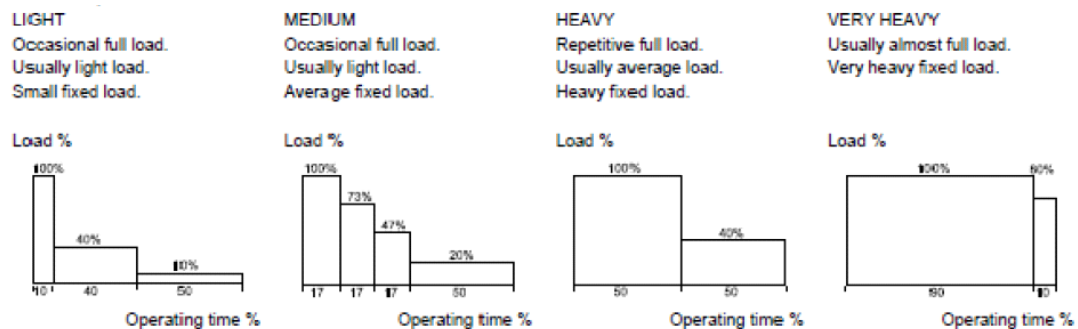


Figura 4 – Espectros de carga (Leve, Médio, Pesado, Muito Pesado)

O espectro de carga é uma função de distribuição $y=f(x)$ que expressa a fração x ($0 \leq x \leq 1$) do tempo total de utilização durante o qual a relação entre a carga e a carga nominal atinge um determinado valor y ($0 \leq y \leq 1$). Em muitas aplicações esta função é aproximada por uma função que consiste num determinado número r de etapas, compreendendo respetivamente $n_1, n_2, \dots, n_r$ ciclos de carga expressos em função da percentagem do número total de ciclos, sendo que a carga m_i em cada ciclo ($i=1, r$) é expressa em percentagem da carga nominal.

Na figura seguinte é apresentada a função de aproximação do espectro de carga.

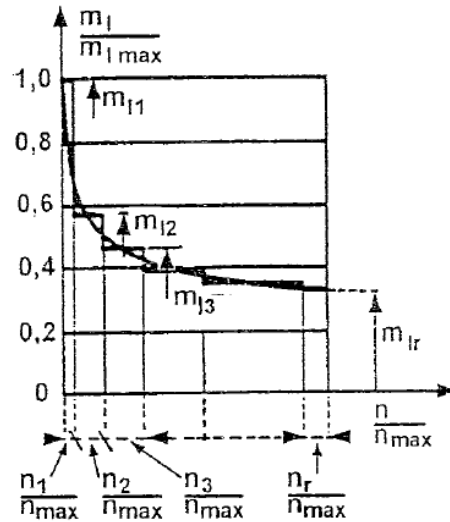


Figura 5 – Função de aproximação do espectro de carga (cálculo do fator de espectro de carga, k_0)

Nas inúmeras informações recolhidas nas visitas ao Porto de Leixões recolheram-se os seguintes dados relativamente ao espectro de carga habitual:

- 40% do tempo em carga máxima
- 60% do tempo a meia carga

A norma define o fator de espectro de carga, k_p , através da seguinte expressão:

$$k_p = (m_1/m_{\max})^3 \cdot (n_1/n_{\max}) + (m_2/m_{\max})^3 \cdot (n_2/n_{\max}) + \dots + (m_r/m_{\max})^3 \cdot (n_r/n_{\max}) \quad (4.1.)$$

Em modo condensado:

$$k_p = \sum_{i=1}^r [(m_i/m_{\max})^3 \cdot (n_i/n_{\max})] \quad (4.2.)$$

Traduzindo as informações recolhidas obtém-se:

$$\frac{n_1}{n_{\max}} = 0,40 \text{ e } \frac{m_1}{m_{\max}} = 1,0$$

$$\frac{n_2}{n_{\max}} = 0,60 \text{ e } \frac{m_2}{m_{\max}} = 0,5$$

Ou seja o fator de espectro de carga, k_p é calculado por:

$$k_p = 1,0^3 \times 0,4 + 0,5^3 \times 0,6 \cong 0,475$$

Consultando a tabela abaixo pode-se facilmente concluir qual o espectro de carga no qual o pórtico de cais irá trabalhar.

Tabela 1 – Fator de espectro de carga vs espectro de carga

Símbolo	Fator de espectro k_p
Q1	$k_p \leq 0,125$
Q2	$0,125 < k_p \leq 0,250$
Q3	$0,250 < k_p \leq 0,500$
Q4	$0,500 < k_p \leq 1,000$

O valor do fator de espectro de carga determinado corresponde à classe Q3 (espectro de carga pesado).

4.1.2 Tempo médio de funcionamento diário

O tempo médio de funcionamento diário é dado por:

$$t = \frac{2 \times H \times N \times T}{V \times 60} \quad (4.3)$$

Sendo:

H – altura média de elevação (m)

N – número de ciclos de trabalho por hora (ciclos/h)

T – tempo de trabalho (h)

V – velocidade de elevação (m/min)

A altura média de elevação é de $H = 25/2 = 12,5$ m. Considerando que é descarregado um contentor a cada 45 segundos, obtém-se $N = 80$ ciclos/hora. De notar que um ciclo de trabalho de elevação da carga contempla a sequência inteira entre o início e o fim da elevação e o momento que o equipamento está novamente pronto para outra elevação. O tempo de trabalho diário é igual ao horário de trabalho dos estivadores que é das 8h-24h ou seja $T = 16$ h. A velocidade de elevação com a carga nominal é de 70 m/min.

Substituindo obtém-se:

$$t = \frac{2 \times 12,5 \times 80 \times 16}{70 \times 60} \cong 7,62 \text{ horas/dia}$$

A tabela seguinte permite a classificar o grupo de operação do carro-guincho consoante o espectro de carga e o tempo médio de funcionamento diário.

Tabela 2 – Grupo de operação do carro-guincho

Load spectrum	Average daily operating time (hours per day)					
	ISO/FEM					
	$\leq 0,5$	≤ 1	≤ 2	≤ 4	≤ 8	≤ 16
LIGHT			M3 1Bm	M4 1Am	M5 2m	M6 3m
MEDIUM		M3 1Bm	M4 1Am	M5 2m	M6 3m	M7 4m
HEAVY	M3 1Bm	M4 1Am	M5 2m	M6 3m	M7 4m	
VERY HEAVY	M4 1Am	M5 2m	M6 3m	M7 4m		

Conclui-se deste modo que o carro-guincho pertence ao **grupo de trabalho M7/4m**.

4.2 Classificação do grupo da estrutura

Classes de utilização

As classes de utilização são definidas consoante a duração total de uso, medida em número de ciclos de elevação. Na próxima tabela são apresentadas as classes de utilização:

Tabela 3 – Classes de utilização

Símbolo	Duração total de uso (número n_{max} de ciclos de elevação)
U0	$n_{max} \leq 16000$
U1	$16\ 000 < n_{max} \leq 32\ 000$
U2	$32\ 000 < n_{max} \leq 63\ 000$
U3	$63\ 000 < n_{max} \leq 125\ 000$
U4	$125\ 000 < n_{max} \leq 250\ 000$
U5	$250\ 000 < n_{max} \leq 500\ 000$
U6	$500\ 000 < n_{max} \leq 1\ 000\ 000$
U7	$1\ 000\ 000 < n_{max} \leq 2\ 000\ 000$
U8	$2\ 000\ 000 < n_{max} \leq 4\ 000\ 000$
U9	$4\ 000\ 000 < n_{max}$

Considera-se uma classe de utilização U7.

O grupo da estrutura é definido pela classe de utilização e pelo espectro de carga de acordo com a seguinte tabela.

Tabela 4 – Grupo da estrutura

Espectro de carga	Classes de utilização									
	U0	U1	U2	U3	U4	U5	U6	U7	U8	U9
Q1	A1	A1	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8
Q2	A1	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A8
Q3	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A8	A8
Q4	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A8	A8	A8

Assim o **grupo da estrutura** foi definido como sendo do grupo **A8**.

4.3 Seleção do guincho

Tal como foi definido no capítulo 2 – objetivos, o pórtico será dimensionado de acordo com a carga nominal máxima a elevar que corresponde a 65 toneladas acrescida do guincho. Consultando o catálogo da empresa Van Mechelen Lifting Gear [19] opta-se por um guincho com 5 ranhuras.

O aspeto do guincho selecionado é apresentado na próxima figura:

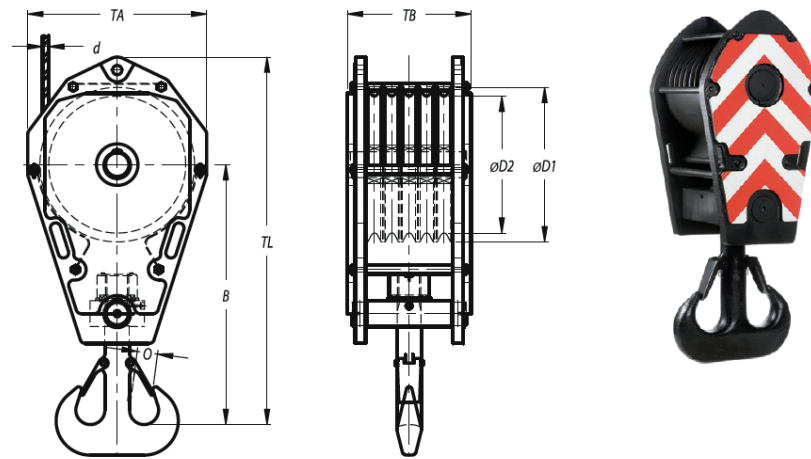


Figura 6 – Guincho [19]

Na próxima tabela são apresentados os dados dos vários guinchos disponíveis com diferentes capacidades de elevação de carga.

Tabela 5 – Características do guincho [19]

Stock No.	Model No.	WLL (t)	Wire d (mm)	Dimensions (mm)								Weight (kg)	
				D1	D2	B	O	TA	TB	TL	T		Z
23.280.025.51	FRB 250.5.25	25	11-12	280	250	780	47	360	310	980	22	27	290
23.320.032.51	FRB 285.5.32	32	13-14	320	285	850	57	400	310	1075	28	32	350
23.365.040.51	FRB 320.5.40	40	15-16	365	320	920	60	450	440	1150	28	32	475
23.410.050.51	FRB 355.5.50	50	17-18	410	355	950	60	500	440	1200	35	37	600
23.460.063.51	FRB 400.5.63	63	19-20	460	400	1025	63	550	450	1325	40	43	700
23.515.080.51	FRB 450.5.80	80	21-22	515	450	1250	73	600	450	1575	40	43	850
23.595.100.51	FRB 520.5.100	100	24-26	595	520	1350	87	680	450	1700	45	52	1050
23.650.125.51	FRB 570.5.125	125	28-29	650	570	1560	108	750	575	1950	50	59	1400
23.720.160.51	FRB 630.5.160	160	30-32	720	630	1800	112	850	575	2250	60	65	1800

A carga nominal a elevar é de 65 toneladas assim optou-se por um guincho com capacidade de elevação de 80 toneladas de modo a satisfazer esse mesmo requisito. A massa do guincho, modelo n.º: FRB 450.5.80, vale:

$$m_{\text{guincho}} = 850 \text{ kg}$$

Os pórticos de cais utilizam carros com cabine de operador, estes equipamentos são projetados e construídos pelas mesmas empresas que projetam a estrutura resistente do pórtico, deste modo iremos considerar que seria usado um carro similar ao que é utilizado atualmente no Porto de Leixões (é uma simplificação válida uma vez que o pórtico será dimensionado para a mesma carga nominal que o instalado no Porto de Leixões), posto isto considera-se que a massa do carro vale:

$$m_{\text{carro}} \cong 30 \text{ ton}$$

Características do carro:

- Bitola: 5700 mm
- Distância entre eixos das rodas de um determinado lado: 4000 mm
- Diâmetro das rodas: 500 mm

Reações nas rodas do carro:

A massa total que será movimentada será dada por:

$$m_{total} = m_{guincho} + m_{carro} + m_{carga\ nominal}$$

Ou seja:

$$m_{total} = 0,850 + 30 + 65 = 95,85\ ton$$

O peso associado a esta massa é:

$$\vec{P} = m \times \vec{g} = 95,85 \times 10^3 \times 9,8 \cong 939330\ N \cong 939,3\ kN$$

A reação em cada roda será dada então por:

$$R_{m\acute{a}x} = \frac{939,3}{4} \cong 234,8\ kN\ por\ roda$$

5 Solicitações a considerar no dimensionamento dos membros resistentes

As solicitações a ter em conta no dimensionamento dos membros resistentes do pórtico são:

- a. Solicitações estáticas
- b. Solicitações devidas ao movimento vertical da carga
- c. Solicitações devidas aos movimentos horizontais
- d. Solicitações originadas pelos efeitos climáticos

5.1 Solicitações principais

Dentro das solicitações principais estão:

- Solicitações devidas ao peso próprio dos elementos, S_G
- Solicitações devidas à carga de serviço, S_L

5.2 Solicitações devidas aos movimentos verticais

5.2.1 Solicitações geradas pela elevação da carga em serviço

As oscilações provocadas pela elevação da carga são levadas em conta através da multiplicação das reações nas rodas do carro-guincho por um coeficiente dinâmico ψ . O coeficiente dinâmico é determinado pela seguinte expressão:

$$\psi = 1 + \xi \times V_L \quad (5.1)$$

Sendo:

ξ —coeficiente experimental

V_L —velocidade de elevação (m/s)

O coeficiente experimental, ξ vale 0,6 para pórticos e pontes rolantes.

A norma refere que o valor do coeficiente calculado pela equação 5.1. nunca deverá ser inferior a 1,15.

O coeficiente dinâmico é então dado por:

$$\psi = 1 + 0,6 \times \frac{70 \text{ m/min}}{60 \text{ s}} \cong 1,7 > 1,15$$

5.3 Solicitações devidas aos movimentos horizontais

As solicitações devidas aos movimentos horizontais compreendem:

- a) Efeitos originados pelas forças de inércia devidas às acelerações e desacelerações do carro-guincho e do pórtico de cais.
- b) Efeitos força centrífuga
- c) Reações horizontais transversais provocados pelo movimento longitudinal do carro
- d) Efeitos de choque contra os fins de curso

5.3.1 Efeitos horizontais devido às acelerações e desacelerações

No caso das solicitações horizontais foram considerados dois casos distintos:

1. O movimento de arranque e paragem do carro-guincho origina forças de inércia, na direção longitudinal do caminho de rolamento.

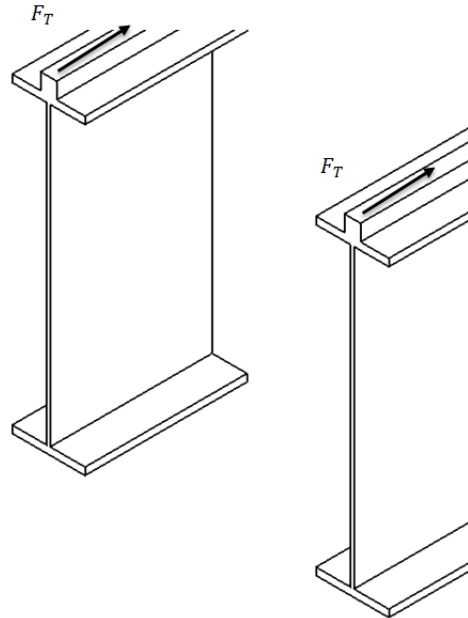


Figura 7 – Força de inércia na direção longitudinal do caminho de rolamento

2. O movimento de arranque e paragem do pórtico de cais origina forças de inércia que serão modeladas como forças distribuídas sobre a estrutura do pórtico.

Considerando o movimento do carro-guincho:

A velocidade horizontal do carro-guincho foi definida como sendo igual a 150 m/min ou seja 2,5 m/s. As normas F.E.M. definem valores para a aceleração e tempos de aceleração consoante a velocidade a ser alcançada pelo carro-guincho ou pórtico de cais, estes valores podem ser observados na tabela seguinte:

Tabela 6 – Valores de aceleração e tempos de aceleração para várias aplicações

Velocidade de a ser alcançada (m/s)	Velocidade baixa e moderada e percurso longo		Velocidade moderada e alta (aplicações normais)		Velocidade elevada com elevadas acelerações	
	Tempo de aceleração (s)	Aceleração (m/s ²)	Tempo de aceleração (s)	Aceleração (m/s ²)	Tempo de aceleração (s)	Aceleração (m/s ²)
4,00			8,0	0,50	6,0	0,67
3,15			7,1	0,44	5,4	0,58
2,5			6,3	0,39	4,8	0,52
2	9,1	0,22	5,6	0,35	4,2	0,47
1,60	8,3	0,19	5,0	0,32	3,7	0,43
1,00	6,6	0,15	4,0	0,25	3,0	0,33
0,63	5,2	0,12	3,2	0,19		
0,40	4,1	0,098	2,5	0,16		
0,25	3,2	0,078				
0,16	2,5	0,064				

Considera-se que a velocidade horizontal do carro-guincho é $V_H=2,5$ m/s e para aplicações normais obtém-se uma aceleração de $a_m^{\text{carro-guincho}}=0,39$ m/s² e um tempo de aceleração $T_m=6,3$ s. Para o cálculo da força de inércia é necessário determinar dois parâmetros: μ e ψ_h .

O parâmetro μ é dado por:

$$\mu = \frac{m_1}{m_{eq}} \quad (5.2)$$

Onde:

m_{eq} – massa equivalente

m_1 – massa da carga nominal

A massa equivalente é igual à massa do carro acrescida da massa do guincho ou seja:

$$m_{eq} = m_{\text{carro}} + m_{\text{guincho}} \Leftrightarrow m_{eq} = 30 + 0,85 = 30,85 \text{ ton}$$

O parâmetro μ é então dado por:

$$\mu = \frac{65 \text{ ton}}{30,85 \text{ ton}} = 2,11$$

Para $\mu > 1$ resulta:

$$\psi_h = \left[2 + \mu + \left(\frac{1}{\mu} \right) \right]^{0,5} = \left[2 + 2,10 + \left(\frac{1}{2,10} \right) \right]^{0,5} = 2,14 \quad (5.3)$$

Considerando o movimento do pórtico de cais

Considera-se $V_p=45 \text{ m/min}=0,75 \text{ m/s}$ e aplicações normais (caso b)) obtém-se uma aceleração de $a_m^{\text{pórtico}}=0,21 \text{ m/s}^2$ e um tempo de aceleração $T_m=3,6 \text{ s}$.

Cálculo da força de inércia, F_T

1. Movimento de arranque ou paragem do **carro e da carga**

$$F_T = \psi_h \times \frac{1}{2} (m_{eq} + m_{carga \text{ nominal}}) \times a_m^{\text{carro-guincho}} \quad (5.4)$$

Substituindo:

$$F_T = 2,14 \times \frac{1}{2} (30850 + 65000) \times 0,39 \cong 40,0 \text{ kN}$$

2. Movimento de arranque ou paragem do **pórtico de cais**

Para este caso as forças de inércia serão calculadas após o dimensionamento das secções resistentes do pórtico de cais.

5.3.2 Efeitos da força centrífuga

Apenas a lança do pórtico de cais realiza movimento de rotação mas a velocidade de elevação é baixa e consequentemente não se considera os efeitos da força centrífuga no dimensionamento da estrutura. De notar que quando a lança efetua o movimento de rotação o carro-guincho tem necessariamente de estar na contralança.

5.3.3 Reações transversais provocadas pelo rolamento do carro

A reação transversal em cada roda do carro-guincho é obtida multiplicando a reação vertical em cada roda por um coeficiente λ . De salientar que o coeficiente λ depende do quociente entre a bitola e a distância entre eixos das rodas do carro-guincho. Este quociente é dado por:

$$\frac{p}{a} = \frac{5700}{4000} = 1,425 \quad (5.5)$$

A norma F.E.M. fornece um gráfico que relaciona o coeficiente λ com o quociente p/a anteriormente referido. O gráfico tem o seguinte aspeto:

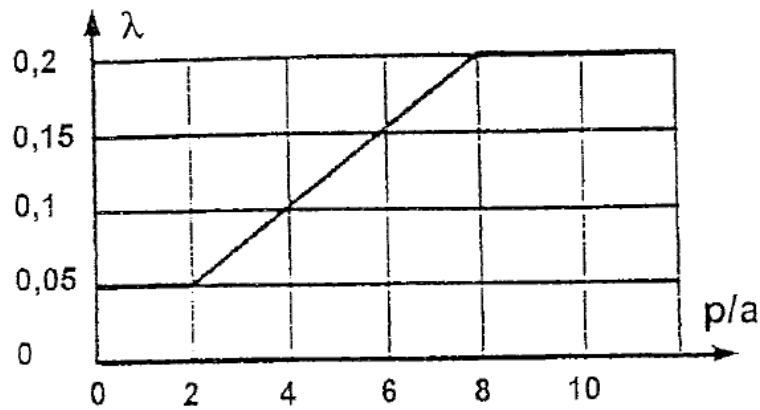


Figura 8 – Coeficiente λ vs quociente p/a .

Assim o coeficiente é $\lambda=0,05$.

A reação transversal em cada roda é dada por:

$$R_T = R_{max} \times \lambda = 234,8 \times 0,05 \cong 11,74 \text{ kN}$$

Na próxima figura apresenta-se a direção das reações provocadas pelo rolamento do carro.

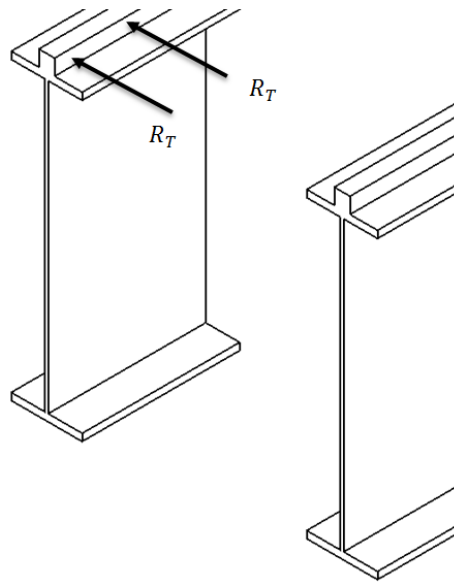


Figura 9 – Reações transversais ao caminho de rolamento

5.3.4 Efeitos de choque originados contra os fins de curso

Neste ponto existem duas situações a ser analisadas: no primeiro caso a carga está suspensa e pode oscilar, no segundo caso esta situação não se verifica (existe guias rígidas que previnem a oscilação da carga). No presente caso em estudo estamos naturalmente perante a primeira situação.

Os efeitos de choque contra os fins de curso podem ocorrer em duas situações, a primeira compreende o impacto do carro-guincho contra os batentes colocados no extremo da lança e da contralança a outra situação é relativa ao choque do pórtico de cais contra os batentes de fim de curso localizados no solo. Estes efeitos não serão considerados porque o pórtico será

equipado com equipamento de deteção de aproximação do carro-guincho aos batentes de fim de curso. No que respeita ao movimento do pórtico de cais o bogie será dotado de um mecanismo de amortecimento de impacto como por exemplo amortecedores.

5.4 Solicitações originadas pelos efeitos climáticos

As solicitações originadas pelos efeitos climáticos podem resultar da ação do vento, neve e variações de temperatura. No presente projeto apenas se justifica quantificar a ação do vento sobre a estrutura. As normas F.E.M. definem que o vento pode soprar em qualquer direção horizontal a uma velocidade constante e é considerada uma solicitação estática aplicada à estrutura do pórtico.

5.4.1 Ação do vento sobre a estrutura

A pressão dinâmica do vento, q é dada pela expressão:

$$q = 0,613 \times V_s^2 \quad (5.6)$$

Sendo V_s a velocidade do vento em m/s.

A tabela seguinte apresenta a velocidade do vento e a respetiva pressão para diferentes tipos e aplicações. De frisar que a norma refere que se pode utilizar uma velocidade média do vento no local de trabalho do pórtico.

Tabela 7 – Pressões e velocidade do vento para diferentes aplicações

Tipo e aplicação	Pressão do vento (N/m ²)	Velocidade do vento (m/s)
Gruas com proteção contra a ação do vento ou projetadas para uso exclusivo em condições de vento	125	14
Gruas normais instaladas no exterior	250	20
Gruas que trabalham sobre a ação de ventos fortes	500	28

Considera-se que se trata de uma grua do tipo normal instalada no exterior ou seja: $V_s=20$ m/s $\Rightarrow q=250$ N/m².

A força do vento no primeiro plano de pórtico é dada pela seguinte equação:

$$F_1 = A \times q \times C_f \quad (5.6)$$

Sendo:

A – Área efetiva frontal da secção (m²)

C_f – Coeficiente de forma

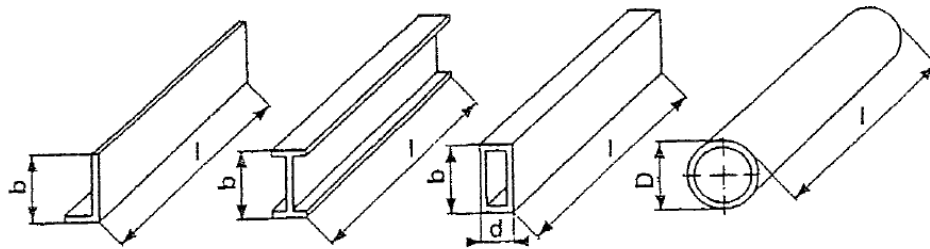
q – Pressão dinâmica do vento (N/mm²)

O coeficiente de forma depende da geometria da secção resistente. As normas F.E.M. apresentam coeficientes de forma para vários tipos de secções. Alguns coeficientes de forma podem ser determinados a partir da próxima tabela:

Tabela 8 – Coeficiente de forma, C_f

Tipo	Descrição		Esbelteza aerodinâmica l/b ou l/D						
			≤ 5	10	20	30	40	50	>50
Membros individuais	Secções laminadas		1,15	1,15	1,3	1,4	1,45	1,5	1,6
	Secções ocas retangulares com mais de 356 mm de lado		1,4	1,45	1,5	1,55	1,55	1,55	1,6
	Secções circulares	$D \times V_s \leq 6 \text{ m}^2/\text{s}$	0,60	0,70	0,80	0,85	0,90	0,90	0,90
		$D \times V_s > 6 \text{ m}^2/\text{s}$	0,60	0,65	0,70	0,70	0,75	0,80	0,80

A esbelteza aerodinâmica é determinada em função do comprimento da secção e outro parâmetro característico da sua geometria, por exemplo para secções circulares é usado o diâmetro.


Figura 10 - Esbelteza aerodinâmica para vários tipos de secções resistentes

O pórtico de cais é constituído por dois planos de pórticos, assim sendo quando o vento sopra numa determinada direção o pórtico a jusante é menos solicitado devido a ação do vento. A norma tem em conta este facto através de um coeficiente de blindagem η . Adota-se a designação de primeiro plano de pórtico para o plano de pórtico mais afetado pela ação do vento e segundo plano de pórtico para o plano de pórtico menos afetado.

A força do vento no segundo plano de pórtico é dada pela seguinte equação:

$$F_2 = \eta \times A \times q \times C_f \quad (5.7)$$

O coeficiente de blindagem, η é determinado através de dois fatores, a razão de espaçamento e a razão de solidez, A/A_e como se pode observar na próxima tabela:

Tabela 9 – Coeficiente de blindagem, η

Razão de espaçamento	A/A_e					
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
0,5	0,75	0,40	0,32	0,21	0,15	0,10
1,0	0,92	0,75	0,59	0,43	0,25	0,10
2,0	0,95	0,80	0,63	0,50	0,33	0,20
4,0	1,0	0,88	0,76	0,66	0,55	0,45
5,0	1,0	0,95	0,88	0,81	0,75	0,68
6,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0

A razão de espaçamento é determinado através do coeficiente entre a altura do perfil, b e da distância entre as secções em análise, a .

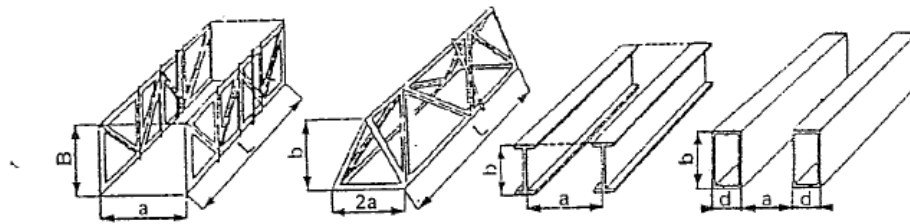


Figura 11 – Razão de espaçamento a/b (ação do vento)

A razão de solidez é determinada pela expressão:

$$\frac{A}{A_e} = \sum_{i=1}^n [(l_i \times b_i) / (L \times B)] \quad (5.8)$$

Sendo A a área parcial (área das secções resistentes) e A_e a área total. Na próxima figura é possível observar os parâmetros geométricos presentes no cálculo da razão de solidez.

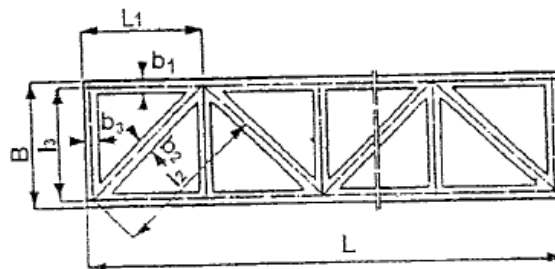


Figura 12 – Razão de solidez, A/A_e (ação do vento)

A ação do vento será contabilizada após o conhecimento de todas as secções resistentes do pórtico de cais porque como foi anteriormente exposto para a contabilização desta acção é necessário o conhecimento da área dos diversos perfis.

5.4.2 Ação do vento sobre a carga

As normas F.E.M. indicam que deve ser considerado para o cálculo da força do vento actuante em carga sólida uma área mínima de $0,5 \text{ m}^2$ por tonelada, não obstante a norma refere que se a área frontal da carga for conhecida é possível utilizar esse valor. Irá considerar-se um contentor de 40 feet padrão que segundo a tabela abaixo tem um comprimento de 12032 mm, largura 2350 mm e 2393 mm de altura.

Tabela 10 – Dimensões dos contentores de carga [20]

Size feet / inches	Door openings* mm feet / inches		Internal dimensions* mm feet / inches			Weight* kg lb			Volume* m ³ cubic feet
	Width	Height	Length	Width	Height	Max. gross	Tare	Max. payload	
20 standard 20' x 8' x 8'6"	2,339 7' 8 1/16"	2,274 7' 5 1/2"	5,896 19' 4 1/8"	2,350 7' 8 1/2"	2,393 7' 10 3/16"	30,480 67,200	2,280 5,030	28,200 62,170	33 1,165
40 standard 40' x 8' x 8'6"	2,340 7' 8 1/8"	2,274 7' 5 1/2"	12,032 39' 5 11/16"	2,350 7' 8 1/2"	2,393 7' 10 3/16"	32,500 71,650	3,700 8,157	28,800 63,493	67 2,366
40 high 40' x 8' x 9'6"	2,340 7' 8 1/8"	2,577 8' 5 7/16"	12,032 39' 5 11/16"	2,350 7' 8 1/2"	2,697 8' 10 1/8"	32,500 71,650	3,880 8,554	28,620 63,100	76 2,684
45 high 45' x 8' x 9'6"	2,340 7' 8 1/8"	2,585 8' 5 12"	13,556 44' 5 11"	2,352 7' 8 9"	2,698 8' 10 3/8"	32,500 71,650	4,900 10,803	27,600 60,848	85 3,036

*Dimensions vary within container series. For dimension of specific units, please contact your nearest Maersk Line representative.

Cálculo da força do vento sobre a carga:

$$F = A \times q = (12,032 \times 2,393) \times 250 = 7198 \text{ N} \cong 7,20 \text{ kN}$$

A força anteriormente calculada será uniformemente distribuída pela estrutura resistente do pórtico de modo a ser contabilizada na análise dos esforços.

$$F_{Vento,carga} = \frac{F}{l_{perna \text{ dir.}} + l_{perna \text{ esq.}} + l_{trav.inf.} + l_{travessa \text{ sup.}} + l_{diag.contrav.}} \quad (5.8)$$

Ou seja:

$$F_{Vento,carga} = \frac{7,20}{42 + 42 + 20 + 20 + 36,06} = 0,04 \text{ kN/m}$$

5.5 Casos de solicitações

As normas F.E.M. definem três casos possíveis de solicitações consoante a presença ou não de vento ou o caso de cargas excecionais. Cargas excecionais podem ocorrer por exemplo nos seguintes casos: gruas a operarem no exterior e sujeitas a ventos muito fortes e em ensaios dinâmicos ou estáticos com cargas superiores a 100% da carga nominal.

Caso I – funcionamento do pórtico sem considerar a ação do vento

Caso II – Funcionamento do pórtico considerando a ação do vento

Caso III – Funcionamento do pórtico considerando ações de carácter excecional.

No presente projeto considera-se o **caso II – funcionamento do pórtico considerando a ação do vento**, e neste caso é necessário levar em conta as solicitações estáticas devidas ao peso próprio S_G , as solicitações resultantes da carga de serviço S_L multiplicadas pelo coeficiente dinâmico ψ , solicitações horizontais S_H e finalmente as solicitações devidas à ação do vento S_w . O conjunto das solicitações S_G , $\psi \times S_L$ e S_H têm que ser multiplicadas por um coeficiente de majoração γ_c em consonância com a seguinte expressão:

$$\gamma_c(S_G + \psi \times S_L + S_H) + S_w \quad (5.9)$$

O coeficiente de majoração depende da classificação do grupo da estrutura, neste caso a estrutura é do grupo A8 e consequentemente o coeficiente de majoração é $\gamma_c=1,20$ de acordo com a tabela apresentada em baixo.

Tabela 11 – Coeficiente de majoração, γ_c (2.3.4 - F.E.M)

Grupo da aplicação	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8
γ_c	1,00	1,02	1,05	1,08	1,11	1,14	1,17	1,20

6 Dimensionamento do pórtico

Numa primeira análise será efetuada uma análise bidimensional da estrutura que possibilitará ter uma ideia das secções resistentes necessárias para os vários elementos. Posteriormente irá realizar-se uma análise tridimensional mais fidedigna da realidade. O pré-dimensionamento das secções resistentes será feito recorrendo ao Regulamento de Estruturas de Aço para Edifícios e Pontes (R.E.A.P.E.), software Multiframe 4D e Section Maker. O Section Maker permite projetar as secções transversais que a biblioteca de secções do Multiframe 4D não possui.

6.1 Pré-dimensionamento (análise bidimensional)

As solicitações verticais devidas ao carro-guincho e carga nominal serão majoradas de acordo com o caso II – Funcionamento do pórtico considerando a ação do vento através dos coeficientes $\psi = 1,7$ (determinado em 5.2.1) e $\gamma_c = 1,20$ (determinado em 5.5.).

A reação máxima em cada roda a considerar será dada por:

$$R_{m\acute{a}x,maj} = \gamma_c \times \psi \times R_{m\acute{a}x} = 1,2 \times 1,7 \times 234,8 \cong 478,0 \text{ kN} \quad (6.1)$$

6.1.1 1ª Análise bidimensional

6.1.1.1 Dimensões gerais

As dimensões gerais da estrutura do pórtico estão representadas na próxima figura (cotas em mm):

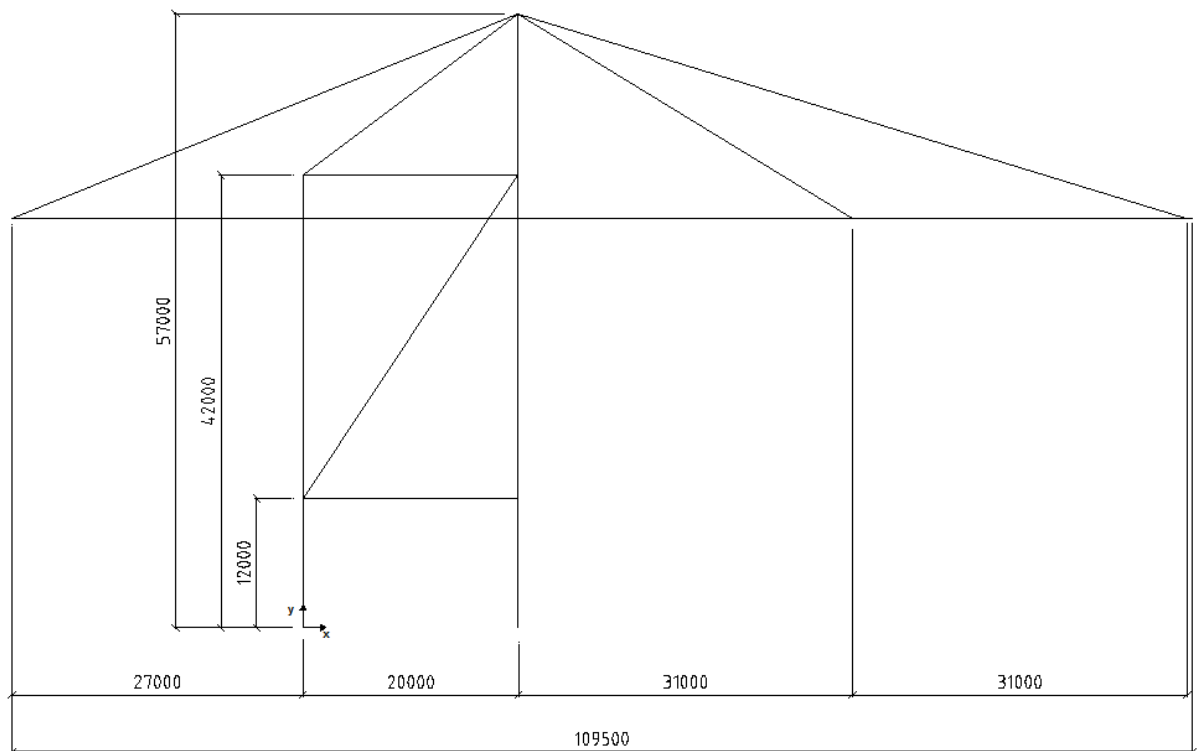


Figura 13 – Dimensões gerais da estrutura do pórtico

6.1.1.2 Nomenclatura

A nomenclatura dos vários elementos resistentes do pórtico é apresentada na próxima figura.

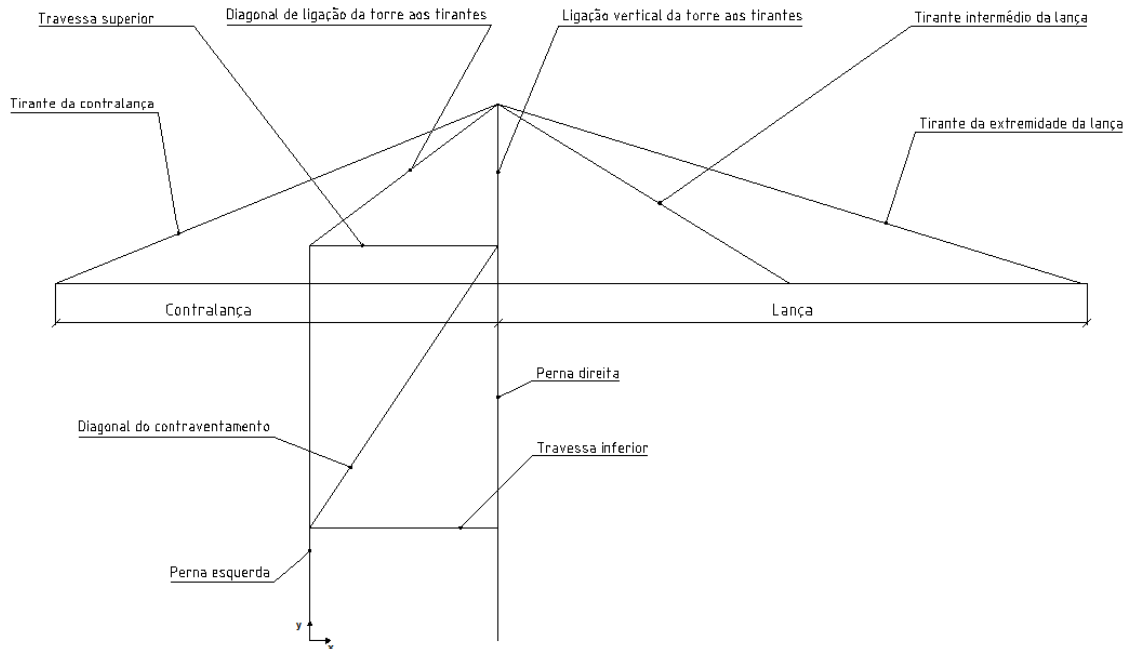


Figura 14 – Nomenclatura dos elementos do pórtico de cais (1ª análise bidimensional)

6.1.1.3 Esquema estático da estrutura

Na próxima figura apresenta-se o esquema estático da estrutura bidimensional inicialmente considerado.

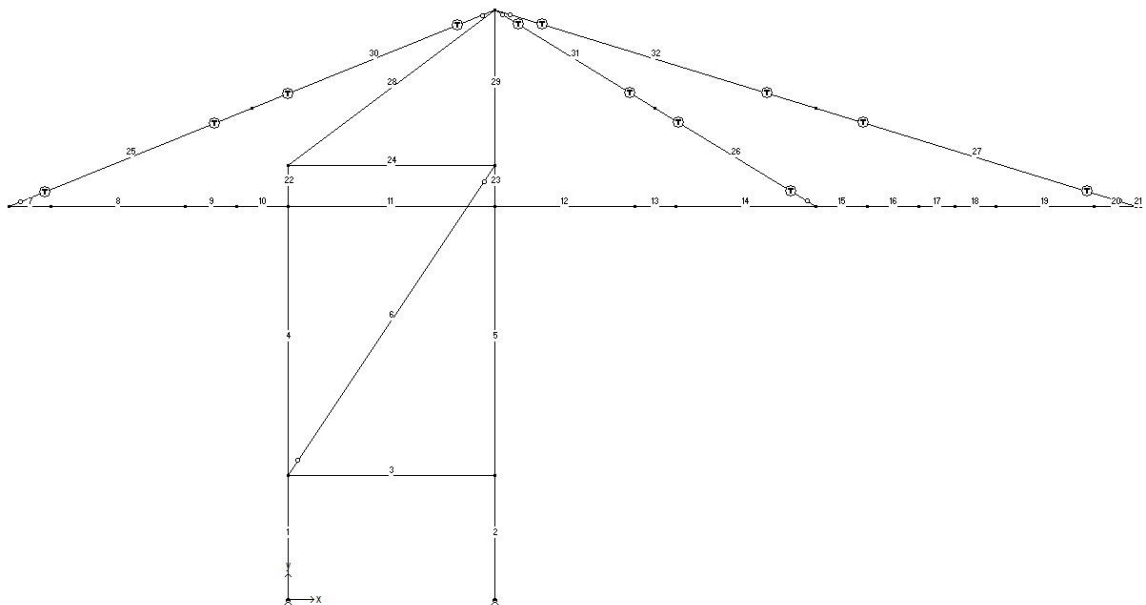


Figura 15 – Esquema estático da estrutura (1ª análise bidimensional)

6.1.1.4 Tipos de ligações e condições de fronteira

No que respeita às condições de fronteira estas serão modeladas como apoios duplos, ou seja os deslocamentos segundo os eixos x e y estarão restringidos. Os apoios duplos representam o tipo de ligação das pernas ao bogie.

As ligações serão modeladas como sendo articuladas nas seguintes ligações:

- Ligação dos tirantes à lança/contralança.
- Ligação da diagonal do contraventamento às pernas da torre
- Ligação dos tirantes ao topo da torre.

As ligações que não foram referidas anteriormente são consideradas como ligações rígidas.

Os tirantes só cumprem a sua função se trabalharem à tração, assim modela-se estes elementos como elementos que apenas suportem esforços de tração.

6.1.1.5 Esquemas de carregamento da estrutura

Nas próximas figuras apresentam-se os esquemas de carregamento da estrutura. Considera-se que a massa majorada da casa das máquinas vale 30 toneladas (aproximadamente 300 kN).

Caso 1 – Carro-guincho no extremo da lança

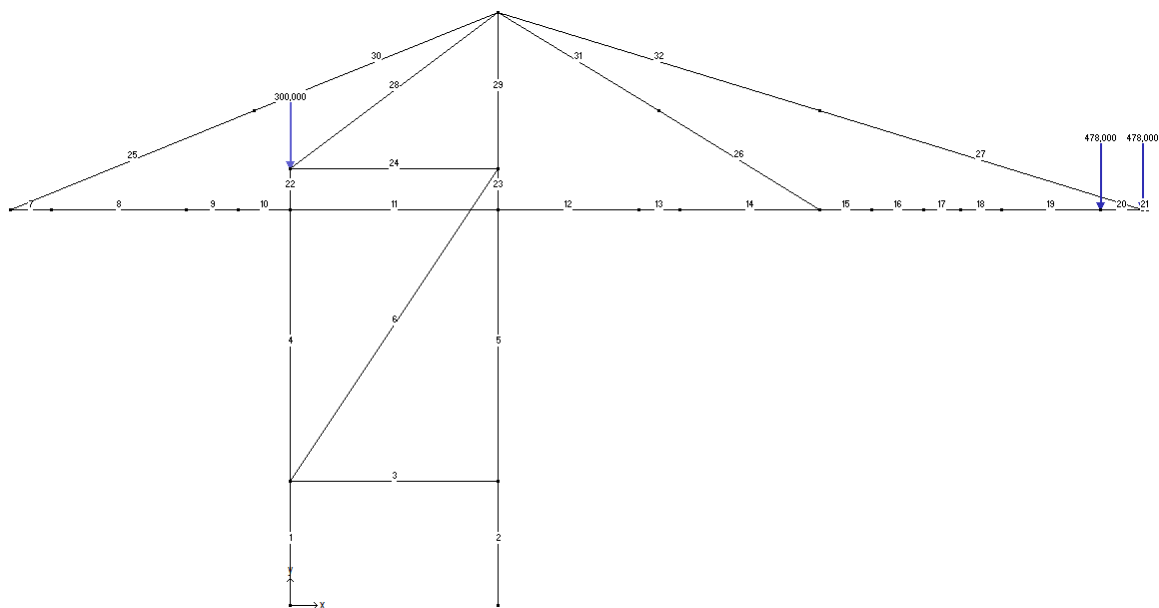


Figura 16 - Carro-guincho no extremo da lança (1ª análise bidimensional)

Caso 2 – Carro-guincho a meio vão entre os tirantes intermédio e o da extremidade da lança

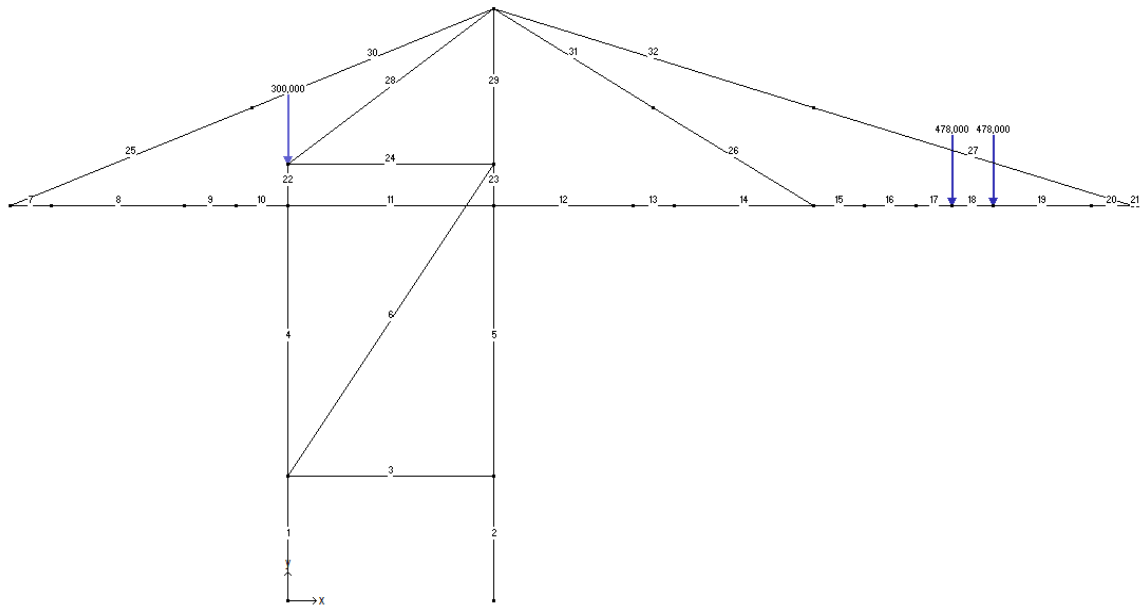


Figura 17 - Carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o da extremidade da lança (1ª análise bidimensional)

Caso 3 – Carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança

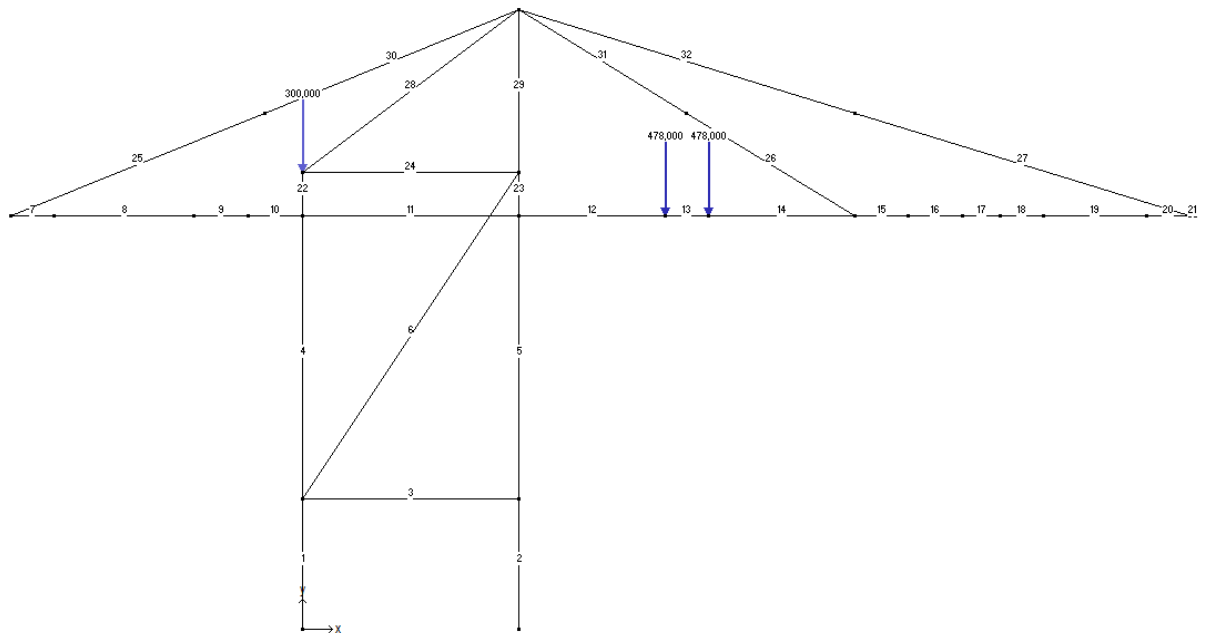


Figura 18 - Carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (1ª análise bidimensional)

Caso 4 – Carro-guincho no extremo da contralança

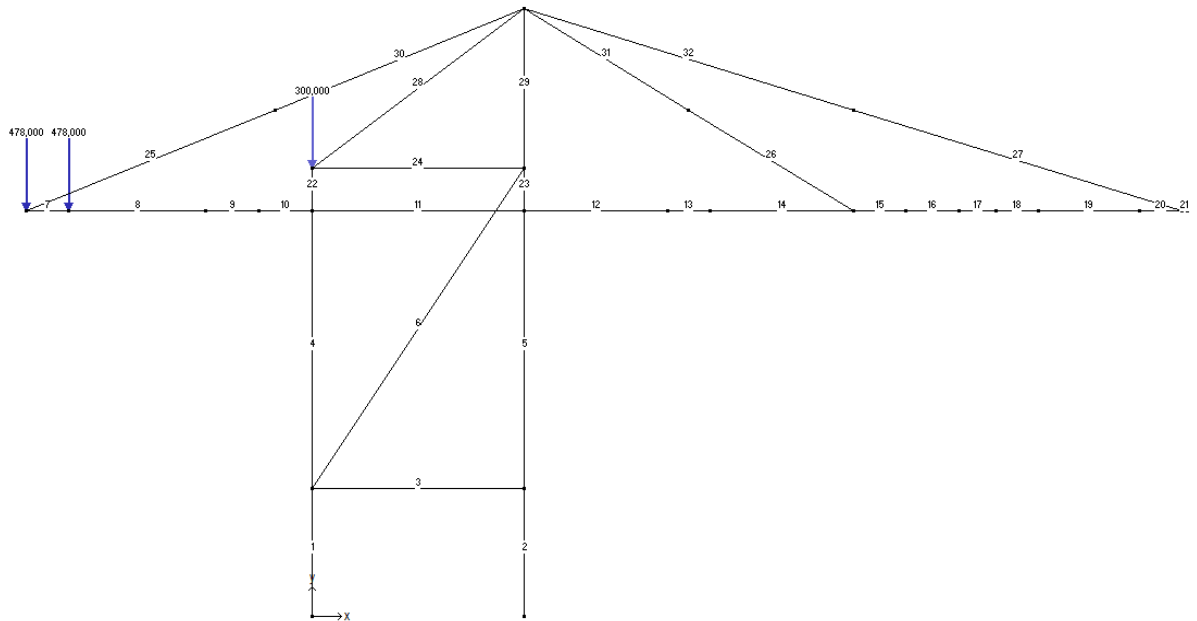


Figura 19 - Carro-guincho no extremo da contralança (1ª análise bidimensional)

6.1.1.6 Diagramas de esforços

Nas próximas figuras apresentam-se os diagramas de esforços para os quatro casos de carregamento considerados anteriormente.

- Caso 1 – Carga no extremo da lança

Esforços normais

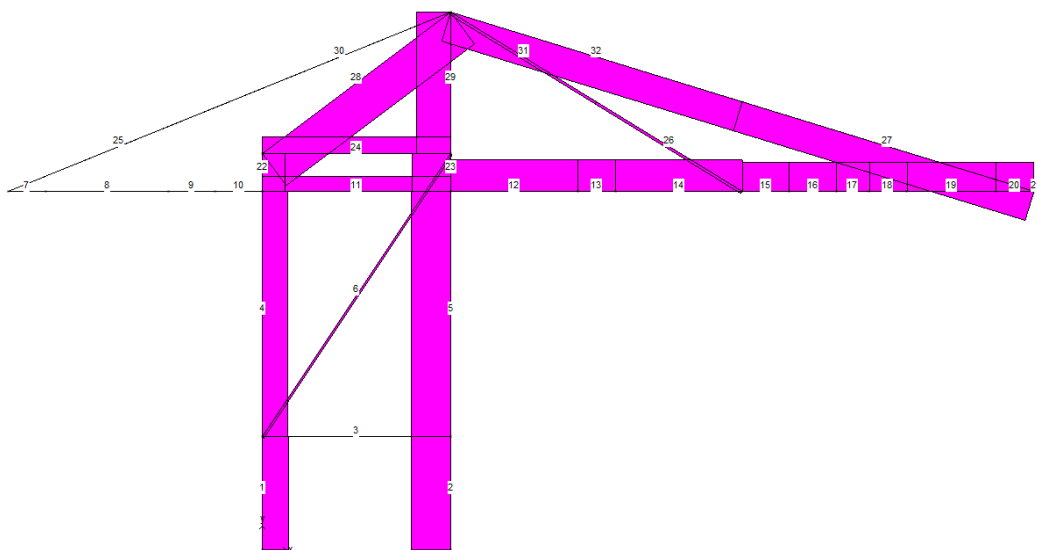


Figura 20 - Esforços normais para o caso do carro-guincho no extremo da lança (1ª análise bidimensional)

Momentos fletores

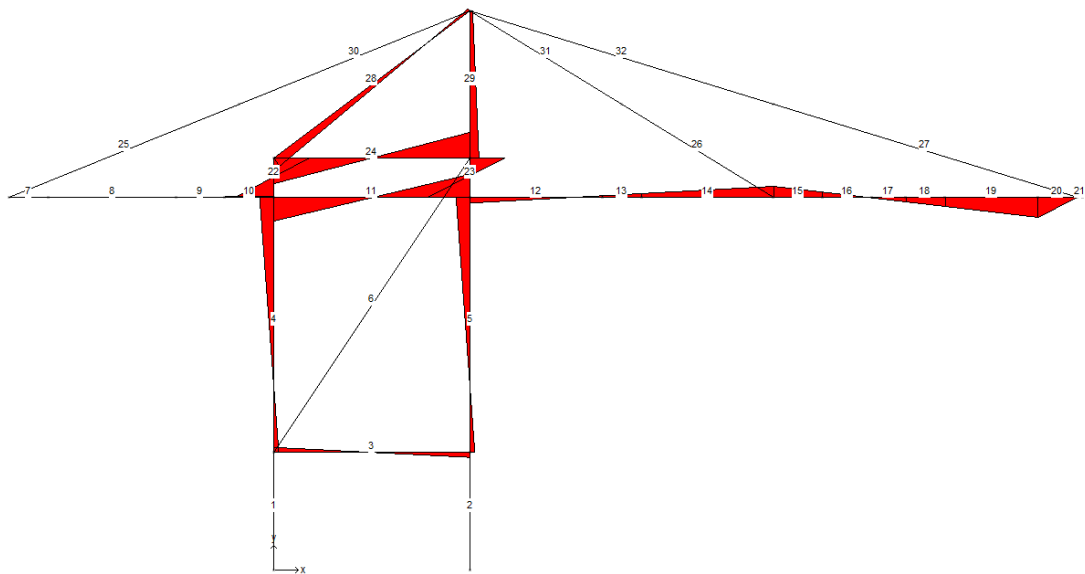


Figura 21 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da lança (1ª análise bidimensional)

- Caso 2 – Carga a meio vão entre os tirantes da extremidade e o intermédio da lança
- Esforços normais

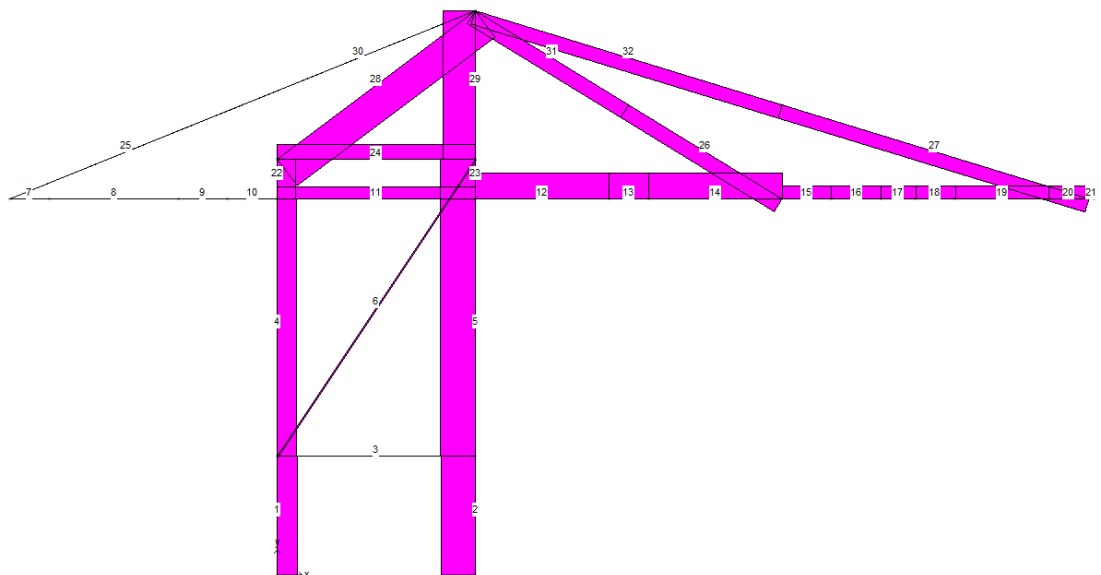


Figura 22 – Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o tirante do extremo da lança (1ª análise bidimensional)

Momentos fletores

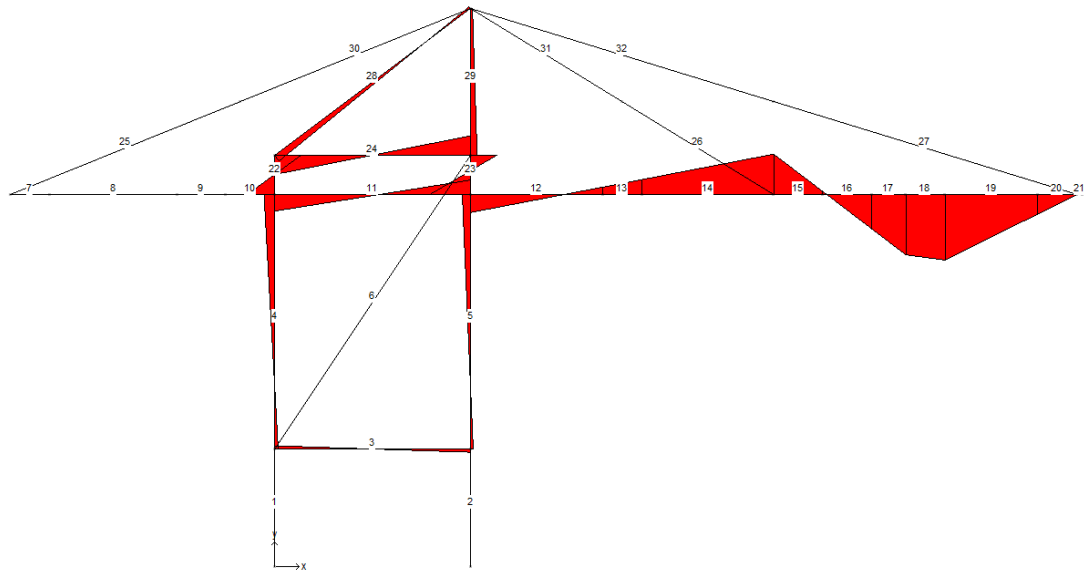


Figura 23 - Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o tirante do extremo da lança (1ª análise bidimensional)

- Caso 3 – Carga a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança

Esforços normais

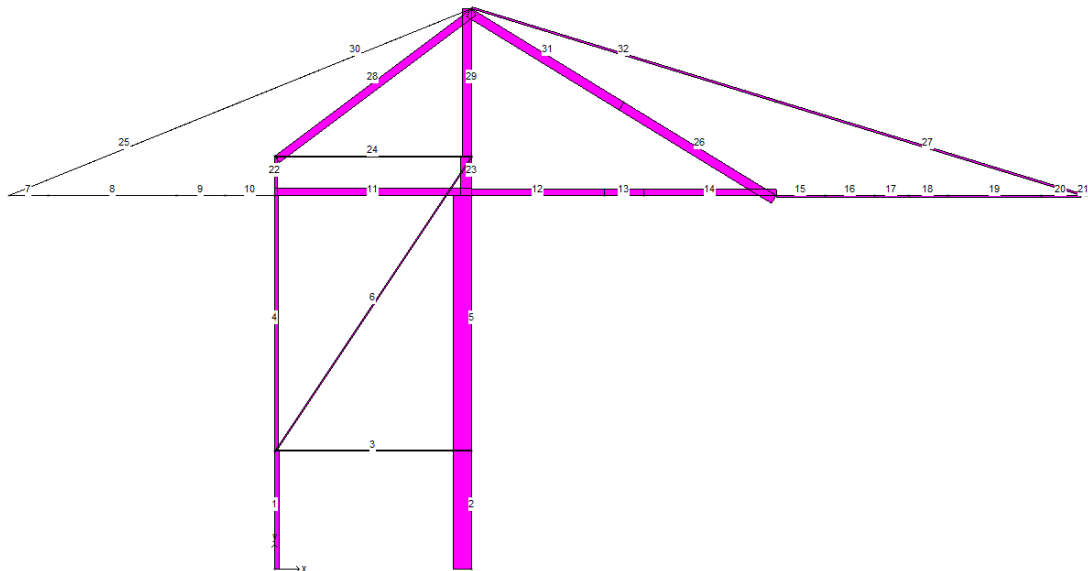


Figura 24 – Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (1ª análise bidimensional)

Momentos fletores

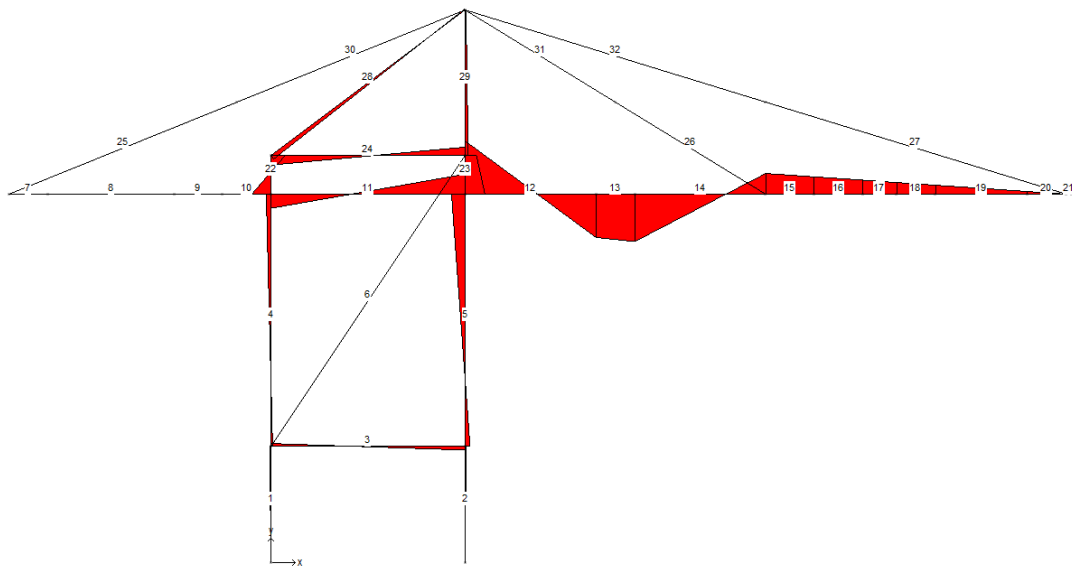


Figura 25 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (1ª análise bidimensional)

- Caso 4 – Carga no extremo da contralança
Esforços normais

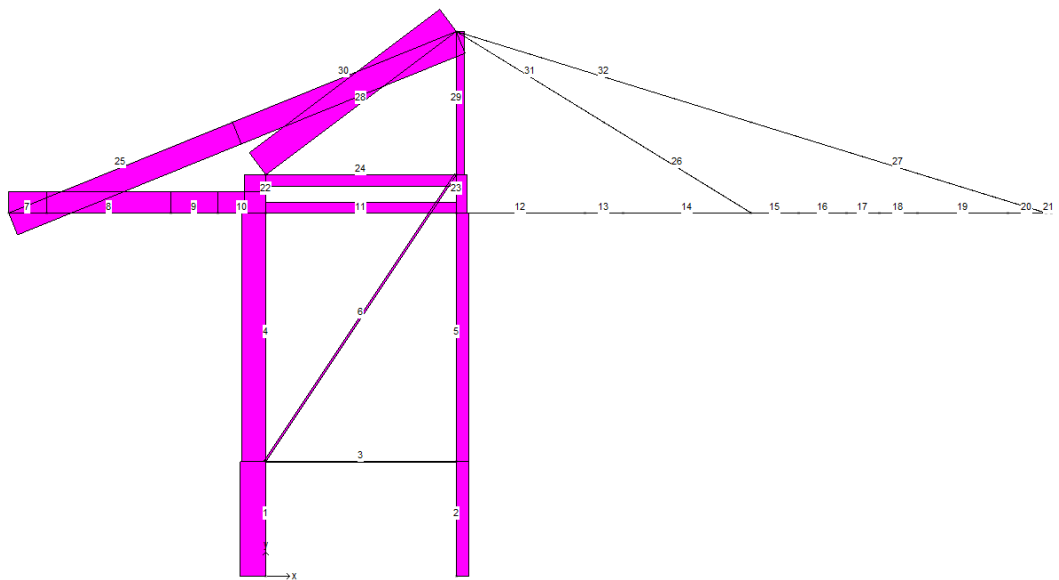


Figura 26 – Esforços normais para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (1ª análise bidimensional)

Momentos fletores

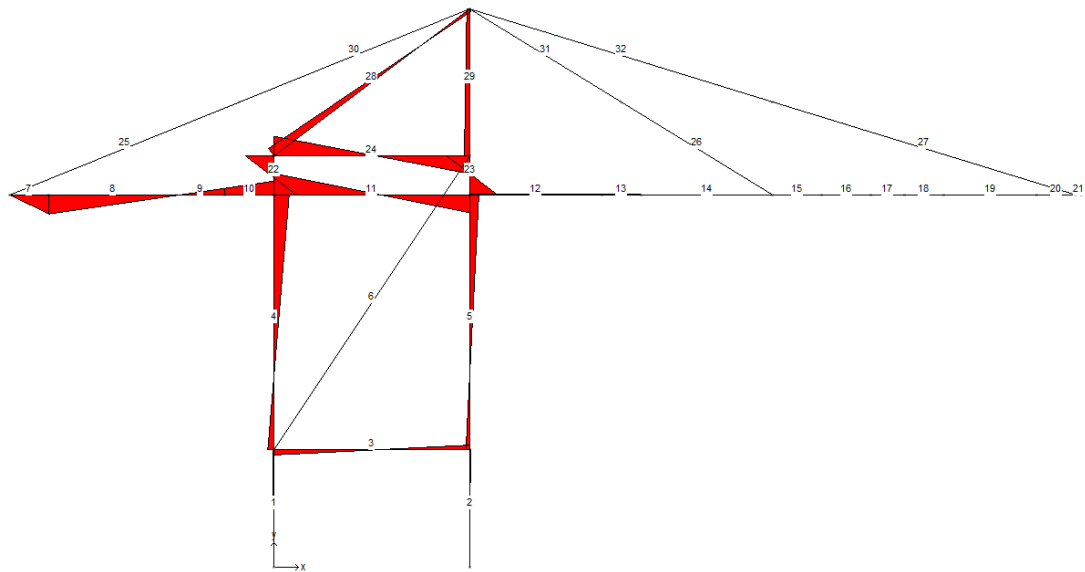


Figura 27 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (1ª análise bidimensional)

Na tabela seguinte apresenta-se a compilação dos valores dos esforços normais e dos momentos fletores para cada caso de carga analisado.

Tabela 12 – Esforços instalados nos elementos resistentes (1ª análise bidimensional)

		Caso 1			Caso 2			Caso 3			Caso 4		
Designação	M. M.	Esforço normal		Mom. fletor	Esforço normal		Mom. fletor	Esforço normal		Mom. fletor	Esforço normal		Mom. fletor
		(kN)		(kN.m)	(kN)		(kN.m)	(kN)		(kN.m)	(kN)		(kN.m)
Perna esquerda	1	2568,0	T	3,3	1922,7	T	25,1	440,9	T	80,9	2451,0	C	27,6
	4	2443,8	T	1033,8	1841,6	T	761,1	355,0		405,9	2347,6	C	943,6
	22	2284,9	T	2974,0	1741,5	T	2082,9	229,3	T	1573,3	2109,5	C	1973,6
Perna direita	2	3824,0	C	3,3	3178,7	C	25,1	1696,9	C	80,9	1195,0	T	27,6
	5	3868,5	C	1000,3	3208,0	C	567,3	1726,0	C	1005,3	1232,4	T	748,8
	23	3742,9	C	3293,8	3256,7	C	3226,9	1041,6	T	1591,8	1102,9	T	2362,5
Travessa inf	3	55,1	C	445,6	29,6	C	302,9	61,0	C	323,7	39,4	T	385,0
Diagonal cont.	6	202,7	T	0,0	132,7	T	0,0	138,2	T	0,0	169,2	C	0,0
Contralança	7	22,5	T	36,4	16,8	T	27,1	8,0	T	12,9	2123,4	C	1521,6
	8	22,5	T	154,5	16,8	T	115,3	8,0	T	55,0	2123,4	C	1521,6
	9	22,5	T	199,9	16,8	T	149,3	8,0	T	71,2	2123,4	C	252,6
	10	22,5	T	245,4	16,8	T	183,2	8,0	T	87,3	2123,4	C	723,4
	11	1439,6	C	1694,8	1026,2	C	1138,6	696,4	C	1499,1	1155,1	C	1470,9
Lança	12	3052,0	C	628,7	2427,2	C	1662,0	564,3	C	4096,2	14,4	T	274,2
	13	3052,0	C	113,3	2427,2	C	1059,1	564,3	C	3712,6	14,4	T	125,6
	14	3052,0	C	685,6	2427,2	C	3158,3	564,3	C	3712,6	14,4	T	81,6
	15	2846,1	C	685,6	1227,3	C	3158,3	178,4	T	1694,4	7,1	C	67,0
	16	2846,1	C	266,6	1227,3	C	2640,5	178,4	T	1421,1	7,1	C	56,2
	17	2846,1	C	445,6	1227,3	C	4670,1	178,4	T	1147,8	7,1	C	45,4
	18	2846,1	C	780,8	1227,3	C	5077,7	178,4	T	956,5	7,1	C	37,8
	19	2846,1	C	1576,8	1227,3	C	5077,7	178,4	T	737,9	7,1	C	29,2
	20	2846,1	C	1576,8	1227,3	C	1504,5	178,4	T	218,6	7,1	C	8,6
	21	0,0		0,0	0,0		0,0	0,0		0,0	0,0		0,0
Travessa sup.	24	1737,1	C	1881,9	1497,1	C	1407,4	99,0	T	756,5	1270,8	T	1392,2
Tirante CL	25 e 30	24,2	C	0,0	18,1	C	0,0	8,6	C	0,0	2290,3	T	0,0

Tirante intermédio	26 e 31	241,5	T	0,0	1407,2	T	0,0	871,0	T	0,0	25,2	C	0,0
Tirante extremo lança	27 e 32	2976,8	T	0,0	1283,7	T	0,0	186,5	C	0,0	7,4	T	0,0
Diagonal superior	28	3952,4	T	764,1	3139,6	T	535,9	743,1	T	398,1	2752,7	C	581,3
Lig. Vert. T	29	3387,2	C	1076,3	3006,6	C	842,7	858,5	C	242,1	824,5	T	788,5

6.1.1.7 Dimensionamento

O conhecimento dos esforços instalados nos vários elementos permite proceder ao dimensionamento das várias secções resistentes. De salientar que se recorreu aos catálogos dos fabricantes Arbed e Tara ([16,17]).

Perna esquerda

- Perna esquerda (membro n.º: 22)

O membro n.º: 22 é o membro mais solicitado da perna esquerda, deste modo é necessário analisar dois casos distintos de modo a verificar qual o mais crítico.

Caso 1

$$N_{sd} = 2284,9 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 2974,0 \text{ kN.m}$$

Caso 4

$$N_{sd} = 2109,5 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 1973,6 \text{ kN.m}$$

Para o caso 1: Considerando que a barra está apenas sujeita a momento fletor calcula-se o módulo elástico de resistência à flexão necessário:

$$W_{el,z} > \frac{M_{sd}^z}{\frac{f_y}{1,5}}$$

Substituindo:

$$W_{el,z} > \frac{2974,0 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el,z} = 1,25662 \times 10^7 \text{ mm}^3 \cong 12566 \text{ cm}^3$$

Recorrendo a um catálogo de secções circulares ocas de grandes dimensões (*Large Circular Hollow Sections - LCHS*) verifica-se que a primeira secção a cumprir o requisito do módulo de resistência à flexão é: LCHS Ø1067 mm, t=15,9 mm com $W_{el.} = 13594 \text{ cm}^3$, $A = 525 \text{ cm}^2$, $i_x = i_z = 37,2 \text{ cm}$.

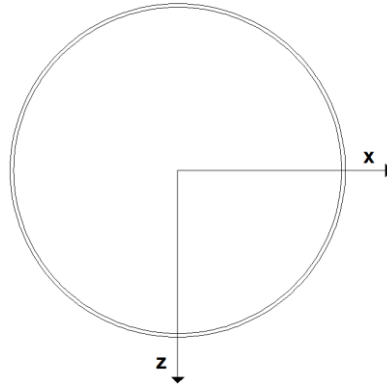


Figura 28 – Secção circular oca de grande dimensão (*Large circular hollow section*)

Neste caso existe um esforço axial de tração combinado com momento fletor, posto isto a tensão de cálculo é determinada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{N_{sd}}{A} + \frac{M_{sd}^z}{W_{el,z}} < f_y$$

Substituindo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2284,9 \times 10^3}{52500} + \frac{2974,0 \times 10^6}{13594 \times 10^3} = 262,3 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Verifica-se assim que a secção circular escolhida aguenta os esforços a que está sujeita, há agora que verificar se resiste igualmente para o caso 4 de modo a validar a escolha do perfil.

O comprimento de encurvadura a considerar será igual ao comprimento físico do membro n.º: 22 (visão conservadora), ou seja $l_e^{M.22} = l_{\text{físico}}^{M.22} = 4000 \text{ mm}$.

A esbelteza vale:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{4000}{372,0} = 10,75$$

Para aço S355 e $\lambda \leq 20$ o coeficiente de encurvadura vale $\varphi = 1$. A secção aguenta o esforço de compressão e o momento fletor se se verificar a condição:

$$\sigma_{sd} = \frac{N_{sd}}{A \times \varphi} + \frac{M_{sd}^z}{W_{el,z}} < f_y$$

Substituindo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2109,5 \times 10^3}{52500 \times 1} + \frac{1973,6 \times 10^6}{13594 \times 10^3} = 185,4 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Verifica-se que existe uma folga entre a tensão limite de cedência do aço S355 e a tensão de cálculo para o caso mais crítico (caso 1) de 92,7 MPa assim é economicamente preferível optar-se por um perfil de menor dimensão.

Optando por LCHS Ø1067 mm, t=14,3 mm com $W_{el}=12282 \text{ cm}^3$, $A=473 \text{ cm}^2$, $i_x=i_z=i=37,2 \text{ cm}$.

Para o caso 1:

$$\sigma_{sd} = \frac{2284,9 \times 10^3}{47300} + \frac{2974,0 \times 10^6}{12282 \times 10^3} = 290,5 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Para o caso 4: Como o raio de giração da secção não foi alterado a esbelteza e consequentemente o coeficiente de encurvadura não foram alterados, assim a tensão de cálculo será:

$$\sigma_{sd} = \frac{2109,5 \times 10^3}{47300 \times 1} + \frac{1973,6 \times 10^6}{12282 \times 10^3} = 205,3 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Como os outros dois elementos que constituem a perna esquerda tem comprimentos muito superiores a 4 m e estão igualmente sujeitas a esforços de compressão é ainda necessário verificar se a secção circular escolhida anteriormente resiste aos esforços instalados na perna esquerda (membros n.º: 1 e 4).

- Verificação para a perna esquerda (membro n.º: 1)

Caso 4

$$N_{sd} = 2451,0 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 27,6 \text{ kN.m}$$

Para o caso 4

Comprimento de encurvadura:

$$l_e^{M.1} = l_{físico}^{M.1} = 12000 \text{ mm}$$

Esbelteza:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{12000}{372,0} = 32,26$$

O coeficiente de encurvadura é:

$$\varphi = 1,1723 - 0,00862 \times \lambda \Leftrightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 32,26 \cong 0,894$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2451,0 \times 10^3}{47300 \times 0,894} + \frac{27,6 \times 10^6}{12282 \times 10^3} \cong 60,2 \text{ MPa} << 355 \text{ MPa}$$

- Verificação para a perna esquerda (membro n.º: 4)

Caso 4

$$N_{sd} = 2347,6 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 943,6 \text{ kN.m}$$

$$l_e^{M.4} = 26000 \text{ mm}$$

Esbelteza:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{26000}{372,0} = 69,89$$

O coeficiente de encurvadura é:

$$\varphi = 1,1723 - 0,00862 \times \lambda \Leftrightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 69,89 \cong 0,570$$

A tensão imposta pelos esforços anteriormente explicitados é dada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{2347,6 \times 10^3}{47300 \times 0,570} + \frac{943,6 \times 10^6}{12282 \times 10^3} \cong 163,9 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Perna direita

- Perna direita (membro n.º: 23)

Caso 1

$$N_{sd} = 3742,9 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 3293,8 \text{ kN.m}$$

Considerando que a barra está apenas sujeita a momento fletor calcula-se o módulo elástico de resistência à flexão necessário:

$$W_{el.z} > \frac{3291,6 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el.z} = 1,3908 \times 10^7 \text{ mm}^3 \cong 13908 \text{ cm}^3$$

Recorrendo a um catálogo de secções circulares de grandes escolhemos LCHS Ø1118 mm, t=15,9 mm com $W_{el.}=14955 \text{ cm}^3$, $A=551 \text{ cm}^2$, $i_x = i_z=39,0 \text{ cm}$.

Comprimento de encurvadura:

$$l_e^{M.23} = 4000 \text{ mm}$$

A esbelteza é dada por:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{4000}{390,0} = 10,26 \Rightarrow \varphi = 1 \text{ (aço S355)}$$

A tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{3740,2 \times 10^3}{55100 \times 1} + \frac{3293,8 \times 10^6}{14955 \times 10^3} \cong 288,1 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

- Verificação para a perna direita (membro n.º: 2)

Caso 1

$$N_{sd} = 3824,0 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 3,3 \text{ kN.m}$$

O comprimento de encurvadura a considerar é:

$$l_e^{M.2} = 12 \text{ m}$$

A esbelteza vale:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{12000}{390,0} = 30,77$$

Coefficiente de encurvadura:

$$\varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 30,77 \cong 0,907$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{3824,0 \times 10^3}{55100 \times 0,907} + \frac{3,3 \times 10^6}{14955 \times 10^3} \cong 76,7 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

- Verificação para a perna direita (membro n.º: 5)

Caso 1

$$N_{sd} = 3868,5 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 1000,3 \text{ kN.m}$$

A esbelteza vale:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{26000}{390,0} = 66,67$$

Coefficiente de encurvadura:

$$\varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 66,67 \cong 0,598$$

A tensão de cálculo será:

$$\sigma_{sd} = \frac{3868,5 \times 10^3}{55100 \times 0,598} + \frac{1000,3 \times 10^6}{14955 \times 10^3} \cong 117,5 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Travessa inferior (membro n.º: 3)

Existe apenas um caso a analisar que corresponde ao carregamento no extremo da lança (caso 1).

$$N_{sd} = 55,1 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 445,6 \text{ kN.m}$$

Considerando apenas o momento fletor:

$$W_{el,z} > \frac{445,2 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el,z} = 1,8811 \times 10^6 \text{ mm}^3 \cong 1881 \text{ cm}^3$$

Optando por LCHS Ø508 mm, t=10,3 mm com $W_{el}=1964 \text{ cm}^3$, $A=161 \text{ cm}^2$, $i_x=i_z=i=17,6 \text{ cm}$.

Considerando que o comprimento de encurvadura neste caso é 20 m a esbelteza é:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{20000}{176,0} \cong 113,64$$

Como $\lambda > 85$ o coeficiente de encurvadura é dado por:

$$\varphi = \frac{3179}{113,64^2} \cong 0,246$$

Tensão de cálculo, σ_{sd} :

$$\sigma_{sd} = \frac{55,1 \times 10^3}{16100 \times 0,246} + \frac{445,6 \times 10^6}{1964 \times 10^3} \cong 240,8 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Aliviando o perfil escolhe-se o LCHS Ø508 mm, t=7,9 mm com $W_{el}=1528 \text{ cm}^3$, $A=124 \text{ cm}^2$, $i_x=i_z=i=17,7 \text{ cm}$.

Neste caso a esbelteza é:

$$\lambda = \frac{20000}{177,0} \cong 112,99 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{112,99^2} = 0,249$$

A nova tensão de cálculo seria dada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{55,1 \times 10^3}{12400 \times 0,249} + \frac{445,6 \times 10^6}{1528 \times 10^3} \cong 309,7 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Diagonal do contraventamento (membro n.º: 6)

$$l_{diag. \text{ cont.}} \cong 36,06 \text{ m}$$

Caso 1

$$N_{sd} = 202,7 \text{ kN (T)}$$

Caso 4

$$N_{sd} = 169,2 \text{ kN (C)}$$

Considerando o caso 4:

O R.E.A.P.E. impõe um limite máximo de esbelteza de 180. A partir desta imposição determina-se o raio de giração mínimo que a secção deverá ter:

$$\lambda = \frac{l_e}{i_{min}} < 180 \Leftrightarrow i_{min} = \frac{36060}{180} \cong 200 \text{ mm}$$

Opta-se por LCHS Ø610 mm, t=6,4 mm com A=121 cm², i_x=i_z=i=21,3 cm. A esbelteza é:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{36060}{213,0} \cong 169,3 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{169,3^2} \cong 0,111$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{169,2 \times 10^3}{12100 \times 0,111} \cong 126,0 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Apesar da tensão de cálculo ser relativamente baixa não é possível aliviar o perfil caso contrário o requisito de esbelteza inferior a 180 não será cumprido.

Para o caso 1:

$$\sigma_{sd} = \frac{202,7 \times 10^3}{12100} \cong 16,8 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

Travessa superior (membro n.º: 24)

Para o dimensionamento deste elemento há apenas que considerar o caso em que o carro-guincho está na extremidade da lança (caso 1), nesta situação os esforços instalados na travessa superior valem:

$$N_{sd} = 1737,1 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 1881,9 \text{ kN.m}$$

O módulo elástico de resistência à flexão mínimo vale:

$$W_{el.z} > \frac{1888,9 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el.z} = 7,9813 \times 10^7 mm^3 \cong 7981 cm^3$$

Opta-se por LCHS Ø864 mm, t=15,9 mm com $W_{el.}=8820 cm^3$, $A=424 cm^2$, $i_x=i_z=i=30,0 cm$. A esbelteza e o coeficiente de encurvadura são dados por:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{20000}{300,0} \cong 66,67 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 66,67 \cong 0,598$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{1737,1 \times 10^3}{42400 \times 0,598} + \frac{1881,9 \times 10^6}{8820 \times 10^3} \cong 281,9 MPa < 355 MPa$$

É conveniente aliviar o perfil. Selecionando o perfil LCHS Ø864 mm, t = 14,3 mm com as seguintes propriedades: $W_{el.}=7977 cm^3$, $A=382 cm^2$ e $i_x=i_z=i=30,0 cm$. A tensão de cálculo vale:

$$\sigma_{sd} = \frac{1737,1 \times 10^3}{38200 \times 0,598} + \frac{1881,9 \times 10^6}{7977 \times 10^3} \cong 312,0 MPa < 355 MPa$$

Tirante da contralança (membro n.º: 25)

O tirante da contralança é naturalmente mais solicitado quando o carro-guincho se encontra na extremidade da contralança. Neste caso o esforço de tração imposto vale:

$$N_{sd} = 2290,3 kN (T)$$

A área mínima que a secção transversal do perfil terá de ter para resistir a este esforço de tração é:

$$A_{min} = \frac{N_{sd}}{f_y} \Leftrightarrow A_{min} = \frac{2290,3 \times 10^3}{355} \cong 6451,6 mm^2 \cong 64,5 cm^2$$

Consultando um catalogo de perfis H verifica-se que o HE 240 A possui uma área de $76,84 cm^2$, e consequentemente a tensão é:

$$\sigma_{sd} = \frac{2290,3 \times 10^3}{7684} \cong 298,1 MPa < f_y = 355 MPa$$

Tirante intermédio da lança (membro n.º: 26)

O tirante intermédio da lança é mais solicitado quando o carro-guincho se encontra na posição 2. Neste caso o esforço de tração imposto é:

$$N_{sd} = 1407,2 kN (T)$$

A área mínima da secção é determinada por:

$$A_{min} = \frac{N_{sd}}{f_y} \Leftrightarrow A_{min} = \frac{1407,2 \times 10^3}{355} \cong 3963,9 \text{ mm}^2 \cong 39,6 \text{ cm}^2$$

Consultando um catálogo de perfis H verifica-se que o HE 180 A possui uma área de 45,25 cm², assim a tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{1407,2 \times 10^3}{4525} \cong 311,0 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Tirante da extremidade da lança (membro n.º: 27)

O tirante da extremidade da lança é mais solicitado quando o carro-guincho se encontra na extremidade da lança. Neste caso o esforço de tração imposto é:

$$N_{sd} = 2976,8 \text{ kN (T)}$$

A área mínima da secção é determinada por:

$$A_{min} = \frac{N_{sd}}{f_y} \Leftrightarrow A_{min} = \frac{2976,8 \times 10^3}{355} \cong 8385,4 \text{ mm}^2 \cong 83,9 \text{ cm}^2$$

Consultando um catálogo de perfis H verifica-se que o HE 280 A possui uma área de 97,26 cm².

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2976,8 \times 10^3}{97,26 \times 100} \cong 303,0 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Ligação vertical da torre aos tirantes (membro n.º: 29)

O caso crítico ocorre quando o carro-guincho se encontra no extremo da lança (caso 1), nesta situação os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 3387,2 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 1076,3 \text{ kN.m}$$

Considerando que apenas atua o momento fletor, o módulo elástico de resistência à flexão é dado por:

$$W_{el.z} > \frac{1076,3 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el.z} = 4,3323 \times 10^6 \text{ mm}^3 \cong 4332 \text{ cm}^3$$

Escolhendo um perfil LCHS Ø559 mm, t=20,6 mm com as seguintes propriedades: $W_{el.} = 4524 \text{ cm}^3$ $A = 348 \text{ cm}^2$ e $i_x = i_z = i = 19,0 \text{ cm}$. A esbelteza e o coeficiente de encurvadura são dados por:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{15000}{190,0} \cong 78,95 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 78,95 \cong 0,492$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{3387,2 \times 10^3}{34800 \times 0,492} + \frac{1076,3 \times 10^6}{2911 \times 10^3} \cong 567,6 \text{ MPa} > f_y = 355 \text{ MPa}$$

Como $\sigma_{sd} > f_y$ obrigatoriamente teremos que incrementar a secção resistente do perfil. Opta-se por LCHS Ø711 mm, $t=19,1$ mm com $W_{el.}=5989 \text{ cm}^3$ $A=385 \text{ cm}^2$, $i_x=i_z=i=22,7$ cm.

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{15000}{227,0} \cong 66,08 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 66,08 \cong 0,603$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{3387,2 \times 10^3}{38500 \times 0,603} + \frac{1076,3 \times 10^6}{5989 \times 10^3} \cong 325,6 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Diagonal de ligação da torre aos tirantes (membro n.º: 28)

Para o dimensionamento da secção para este elemento resistente à que ter em consideração dois casos:

Caso 1

$$N_{sd} = 3952,4 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 764,1 \text{ kN.m}$$

Caso 4

$$N_{sd} = 2752,7 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 581,3 \text{ kN.m}$$

Considerando o caso 1 e que atua apenas o momento fletor, o módulo elástico de resistência à flexão é:

$$W_{el.z} > \frac{764,1 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el.z} = 3,2289 \times 10^6 \text{ mm}^3 \cong 3229 \text{ cm}^3$$

Escolhe-se um perfil LCHS Ø610 mm, $t=15,9$ mm com $W_{el.}=4296 \text{ cm}^3$, $A=297 \text{ cm}^2$ e $i_x=i_z=i=21,0$ cm. A tensão de cálculo vale:

$$\sigma_{sd} = \frac{3952,4 \times 10^3}{29700} + \frac{764,1 \times 10^6}{4296 \times 10^3} \cong 310,9 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Para o caso 4 a esbelteza e o coeficiente de encurvadura são:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{25000}{210,0} \cong 119,05 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{119,05^2} \cong 0,224$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2752,7 \times 10^3}{29700 \times 0,224} + \frac{581,3 \times 10^6}{4296 \times 10^3} \cong 549,1 \text{ MPa} > 355 \text{ MPa}$$

Como $\sigma_{sd} > \sigma_{Rd}$ é necessário incrementar o perfil. Opta-se por LCHS Ø762 mm, $t=15,9$ mm com $W_{el.}=6810 \text{ cm}^3$, $A=373 \text{ cm}^2$ e $i_x=i_z=i=26,4$ cm.

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{25000}{264,0} \cong 94,70 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{94,70^2} \cong 0,355$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2752,7 \times 10^3}{37300 \times 0,355} + \frac{581,3 \times 10^6}{6810 \times 10^3} \cong 293,2 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Para o caso 1 a tensão de cálculo vale:

$$\sigma_{sd} = \frac{3952,4 \times 10^3}{37300} + \frac{764,1 \times 10^6}{6810 \times 10^3} \cong 218,2 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Lança (membros n.º: 12 a n.º: 21)

O momento fletor máximo na lança ocorre quando o carro-guincho se encontra a meio vão entre os tirantes da extremidade e o intermédio da lança (caso 2). Nesta situação os esforços instalados máximos nos membros n.º: 18 e n.º: 19 valem:

$$N_{sd} = 1227,3 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 5077,7 \text{ kN.m}$$

O módulo elástico de resistência à flexão necessário é:

$$W_{el,z} > \frac{5077,7 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el,z} = 2,1455 \times 10^7 \text{ mm}^3 \cong 21455 \text{ cm}^3$$

A referência bibliográfica [9] - “Charpentes métalliques – Conception et dimensionnement des halles et bâtiments” enuncia as seguintes flechas máximas admitidas:

A flecha vertical máxima admitida que permite o movimento longitudinal correto do carro-guincho ao longo do caminho de rolante é:

$$\delta_v = \frac{L}{700} = \frac{31000}{700} = 44,3 \text{ mm}$$

Para determinar o momento de inércia necessário recorre-se ao esquema estático ilustrado na figura abaixo.

De modo simplificado o carregamento da lança/contralança será considerado igual a $P=2 \times R_{\text{máx}}=2 \times 478,0=956 \text{ kN}$ aplicado a meio vão da viga.

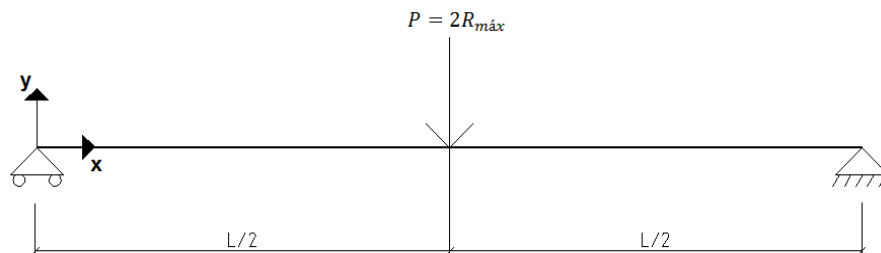


Figura 29 – Esquema estático para a lança

A flecha para uma viga simplesmente apoiada é dada por:

$$\delta_v = \frac{P \times L^3}{48 \times E \times I_z}$$

Organizando em ordem ao momento de inércia:

$$I_z = \frac{P \times L^3}{48 \times E \times \delta_v} = \frac{956 \times 10^3 \times 31000^3}{48 \times 210000 \times 44.3} = 63779,1 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

De notar que a viga em caixão não terá de ter um momento de inércia segundo o seu eixo forte igual ou superior ao calculado anteriormente uma vez que se considerou uma carga concentrada equivalente às reações das rodas a meio vão o que não corresponde à realidade uma vez que as reações estão separadas pela distância entre eixos das rodas do carro-guincho (4000 mm).

- Será ainda imposta uma flecha vertical máxima na extremidade da lança de:

$$\delta_v^{\text{lança}} = \frac{L_{\text{lança}}}{200} = \frac{62500}{200} = 312,5 \text{ mm}$$

- O mesmo se aplica à extremidade da contralança:

$$\delta_v^{\text{lança}} = \frac{L_{\text{contralança}}}{200} = \frac{27000}{200} = 135 \text{ mm}$$

- Flecha horizontal admitida na lança/contralança de modo a garantir o correto movimento do carro-guincho.

$$|\Delta_1 - \Delta_2| \leq 20 \text{ mm}$$

Em que Δ_1 e Δ_2 estão ilustrados na figura abaixo.

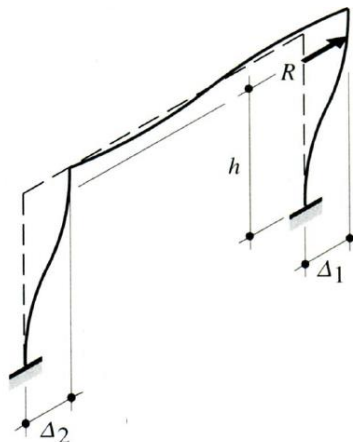


Figura 30 – Flecha horizontal [9]

6.1.1.8 Caminho de rolamento

O cálculo exato das propriedades da secção resistente da lança/contralança exige que seja conhecido as dimensões do caminho de rolamento assim nesta secção irá determinar-se a largura útil do caminho de rolamento de modo a conhecer-se a secção resistente necessária.

Cálculo da largura útil do caminho de rolamento

A largura útil do caminho de rolamento necessária para o movimento correto do carro-guincho pode ser obtida através do caderno 4 (4.2.4.1) das normas F.E.M. A norma impõe

que sejam verificadas os dois requerimentos no caso de serem consideradas no projeto da estrutura os três casos de solicitações. Os dois requerimentos apresentam-se a seguir:

$$P_{medio,III} \leq P_L \times C_{1max} \times C_{2max} < 1,38 \times P_L \approx 1,4 P_L \quad (6.2)$$

E

$$\frac{P_{medio,I,II}}{b \times D} \leq P_L \times C_1 \times C_2 \quad (6.3)$$

Sendo:

D – Diâmetro da roda (mm)

b – Largura útil do caminho de rolamento (mm)

P_L – Pressão limite que depende do aço utilizado no fabrico da roda (MPa)

C_1 – Coeficiente que depende da velocidade de rotação da roda

C_2 – Coeficiente que depende do grupo do mecanismo

$P_{medioI,II}$ – Carga média para os casos de carga I e II

$P_{medioIII}$ – Carga média que as rodas do carro-guincho tem de suportar, no caso de carga III (N)

Como referido no capítulo 5.5. (casos de solicitações) neste projeto considera-se o caso II – funcionamento do pórtico considerando a ação do vento, deste modo apenas à que verificar o segundo requerimento. Para determinar a carga mínima e máxima que atua em cada roda a norma estipula que deve-se omitir do cálculo o coeficiente dinâmico ψ e considerar apenas o coeficiente de majoração γ_c (definido no capítulo 5.5). A carga mínima atuante na roda corresponde à situação em que o carro-guincho não tem que elevar qualquer carga nominal e a carga máxima corresponde ao caso em que o carro-guincho está a elevar a carga nominal. As cargas mínimas e máximas na roda são então dadas por:

$$P_{min,II} = \gamma_c \times m_{carro-guincho} \times g = 1,20 \times (30000 + 850) \times 9,8 \cong 362,8 \text{ kN} \quad (6.4)$$

Dividindo a carga anterior pelo número de rodas do carro-guincho obtemos:

$$P_{min,II}^{Roda} = \frac{362,8}{4} \cong 90,7 \text{ kN/roda}$$

$$P_{max,II} = \gamma_c \times (m_{carro-guincho} + C_{noninal}) \times g \quad (6.5)$$

Substituindo:

$$P_{max,II} = 1,20 \times (30000 + 850 + 65000) \times 9,8 \cong 1127,2 \text{ kN}$$

Dividindo a carga máxima anterior pelo número de rodas do carro-guincho obtemos:

$$P_{max,II}^{Roda} = \frac{1127,2}{4} \cong 281,8 \text{ kN/roda}$$

A carga média é dada pela expressão:

$$P_{medio,II} = \frac{P_{min,II} + 2 \times P_{max,II}}{3} \quad (6.6)$$

Substituindo:

$$P_{médio,II} = \frac{90,7 + 2 \times 281,1}{3} \cong 218,1 \text{ kN/roda}$$

O coeficiente P_L é determinado considerando a seguinte tabela:

Tabela 13 – Coeficiente P_L (cálculo da largura útil do caminho de rolamento)

Tensão de rotura do aço utilizado nas rodas do carro guincho	Coeficiente P_L	Tensão de cedência mínima para o caminho de rolamento
$f_u > 500$	5,00	350
$f_u > 600$	5,60	350
$f_u > 700$	6,50	510
$f_u > 800$	7,20	510
$f_u > 900$	7,80	600
$f_u > 1000$	8,50	700

O coeficiente C_1 depende da velocidade de rotação das rodas do carro-guincho. Este coeficiente é obtido através da tabela seguinte.

Tabela 14 – Coeficiente C_1 (cálculo da largura útil do caminho de rolamento)

Diâmetro da roda do carro-guincho	Valores do coeficiente C_1 para velocidade de deslocamento em m/min														
	10	12,5	16	20	25	31,5	40	50	63	80	100	125	160	200	250
200	1,09	1,06	1,03	1	0,97	0,94	0,91	0,87	0,82	0,77	0,72	0,66	-	-	-
250	1,11	1,09	1,06	1,03	1	0,97	0,94	0,91	0,87	0,82	0,77	0,72	0,66	-	-
315	1,13	1,11	1,09	1,06	1,03	1	0,97	0,94	0,91	0,87	0,82	0,77	0,72	0,66	-
400	1,14	1,13	1,11	1,09	1,06	1,0	1	0,97	0,94	0,91	0,87	0,82	0,77	0,72	0,66
500	1,15	1,14	1,13	1,11	1,09	1,06	1,03	1	0,97	0,94	0,91	0,87	0,82	0,77	0,72
630	1,17	1,15	1,14	1,13	1,11	1,09	1,06	1,03	1	0,97	0,94	0,91	0,87	0,82	0,77
710	-	1,16	1,14	1,13	1,12	1,1	1,07	1,04	1,02	0,99	0,96	0,92	0,89	0,84	0,79

O coeficiente depende do grupo do carro-guincho. O carro-guincho foi classificado como sendo do grupo M7 aquando da definição do tempo médio de funcionamento diário (ver 4.1.2.).

Tabela 15 – Coeficiente C_2 (cálculo da largura útil do caminho de rolamento)

Grupo do mecanismo	Coeficiente C_2
M1 e M2	1,25
M3 e M4	1,12
M5	1,00
M6	0,90
M7 e M8	0,80

Segundo as informações recolhidas no Porto de Leixões as rodas do carro-guincho têm um diâmetro de 500 mm e será com este valor que se determina a largura mínima do caminho de rolamento. Recorrendo à equação 6.3:

$$\frac{218,1 \times 10^3}{b \times 500} \leq 7,2 \times 0,834 \times 0,80 \Rightarrow b \geq 90,8 \text{ mm}$$

Consulta-se o catálogo [18] e considera-se um caminho de rolamento quadrado. Verifica-se que a largura do caminho de rolamento exatamente acima de 90,8 mm é 100 mm.

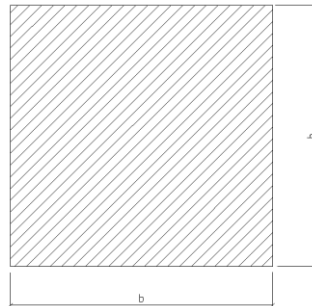


Figura 31 - Caminho de rolamento

Na próxima tabela apresenta-se uma síntese das propriedades do caminho de rolamento selecionado.

Tabela 16 – Propriedades do caminho de rolamento para o carro-guincho [18]

Propriedade	Unidade
b	100 mm
G	78,5 kg/m
Área, A	10000 mm ²
Momento de inércia, I	8,33 × 10 ⁶
Módulo elástico de resistência à flexão, W_{el}	167 × 10 ³ mm ³
Módulo plástico de resistência à flexão, W_{pl}	250 × 10 ³ mm ³

Relembrando a primeira análise bidimensional conclui-se que a secção resistente da lança/contralança deverá possuir, com base nas tensões (considerando apenas o momento fletor atuante), um módulo elástico de resistência à flexão de $W_{el,z} \geq 2,1455 \times 10^7 mm^3$ e com base na flecha máxima um momento de inércia segundo o eixo forte de $I_z < 63779,1 \times 10^6 mm^4$. Na tabela seguinte apresenta-se as propriedades de uma viga em caixão que cumpre estes dois requisitos.

Tabela 17 – Propriedades da viga em caixão utilizadas na lança/contralança

	Propriedades da viga em caixão (caminho de rolamento 100x100) para a lança e contralança	
	Parâmetro geométrico	Dimensão
	Banzo, b	950 mm
	Espessura do banzo, t_f	35 mm
	Altura, h	1625 mm
	Espessura da alma, t_w	17 mm
	b2	100 mm
	P	91,5 mm
	Massa por metro, G	1017,5 kg/m
	Área, A	129370 mm ²
	Momento de inércia segundo z-z, I_z	60137,26 × 10 ⁶ mm ⁴
	Momento de inércia segundo y-y, I_y	13852,06 × 10 ⁶ mm ⁴
	Raio de giração segundo z-z, i_z	681,8 mm
	Raio de giração segundo y-y, i_y	327,2 mm
	Módulo elástico de resistência à flexão segundo z-z, $W_{el,z}$	74015,09 × 10 ³ mm ³
	Módulo elástico de resistência à flexão segundo y-y, $W_{el,y}$	29162,22 × 10 ³ mm ³

Na próxima tabela é apresentada uma síntese das secções dimensionadas para os vários elementos.

Tabela 18 – Resumo das secções resistentes dos vários elementos (1ª análise bidimensional)

Elemento		Secção	Massa (kg/m)
Pernas	Esquerda	LCHS Ø1067 mm, t = 14,3 mm	371,0
	Direita	LCHS Ø1118 mm, t = 15,9 mm	389,0
Travessas	Inferior	LCHS Ø508 mm, t = 7,9 mm	97,4
	Superior	LCHS Ø864 mm, t = 14,3 mm	300,0
Diagonais	Contraventamento	LCHS Ø610 mm, t = 6,4 mm	95,3
	Ligação do pórtico aos tirantes	LCHS Ø610 mm, t = 15,9 mm	233,0
Ligação vertical do pórtico aos tirantes		LCHS Ø711 mm, t = 19,1 mm	326,0
Lança e contralança		Viga em caixão 1625×950×35×17	1017,5
Tirantes	Contralança	HE 240 A	60,3
	Lança (int. médio)	HE 180 A	35,5
	Lança (extremo)	HE 280 A	76,4

Considerando as secções resistentes anteriormente enunciadas apresenta-se na próxima figura o diagrama de flechas para o caso em que o carro-guincho está no extremo da lança

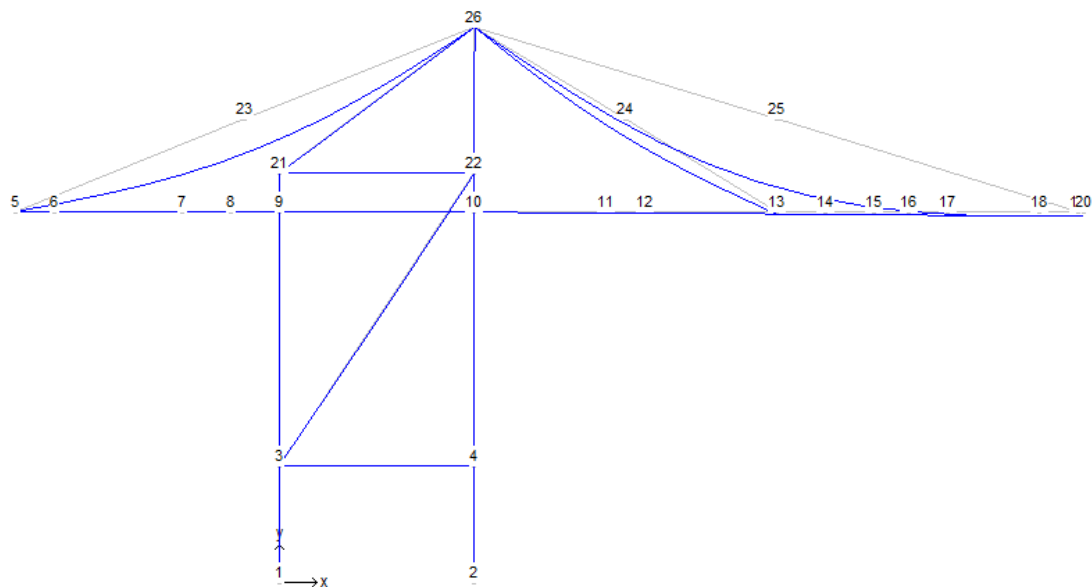


Figura 32 – Diagrama de flechas para o caso 1 (1ª análise bidimensional)

A tabela seguinte apresenta uma compilação das magnitudes das flechas segundo o eixo vertical e horizontal para os vários nós considerados.

Tabela 19 – Flechas para o caso 1 (1ª análise bidimensional)

Nó	d _x (mm)	d _y (mm)	Nó	d _x (mm)	d _y (mm)
1	0,00	0,00	14	-0,65	-206,90
2	0,00	0,00	15	-0,98	-247,92
3	-5,70	1,73	16	-1,20	-277,15
4	-5,90	-4,16	17	-1,47	-310,31
5	3,93	69,37	18	-2,09	-385,33
6	3,87	57,25	19	-2,35	-415,00
7	3,69	23,71	20	-2,35	-418,68
8	3,62	14,05	21	21,86	6,18
9	3,55	5,65	22	19,29	-14,06
10	2,46	-12,98	23	1167,70	-2791,37
11	1,25	-64,33	24	-676,05	-1240,91
12	0,89	-84,59	25	-1741,45	-5984,71
13	-0,32	-168,44	26	54,37	-19,04

Analizando a tabela anterior verifica-se que será necessário incrementar a secção resistente dos tirantes de modo a diminuir significativamente a flecha vertical a meio vão. A título de exemplo conclui-se que no nó 25 a flecha vertical atinge aproximadamente 5985 mm. Há no entanto uma ressalva a fazer ao incremento das secções resistentes dos tirantes que tem a ver que ao aumentarmos a secção do perfil o peso aumenta necessariamente, deste modo é necessário um compromisso entre a secção escolhida e o seu peso. Irá ainda providenciar-se dois suportes, um destinado ao tirante da extremidade da lança e outro para o tirante da contralança. Não será usado um suporte para o tirante intermédio porque este impossibilitaria o movimento de ascendente da lança necessário para permitir a passagem dos navios.

Para os tirantes da lança e contralança considerar-se o perfil HE 600 B.

6.1.2 2ª Análise bidimensional

6.1.2.1 Esquema estático

O esquema estático da estrutura do pórtico incluindo os reforços para o tirante da extremidade da lança e para o tirante da contralança pode ser observado na figura seguinte.

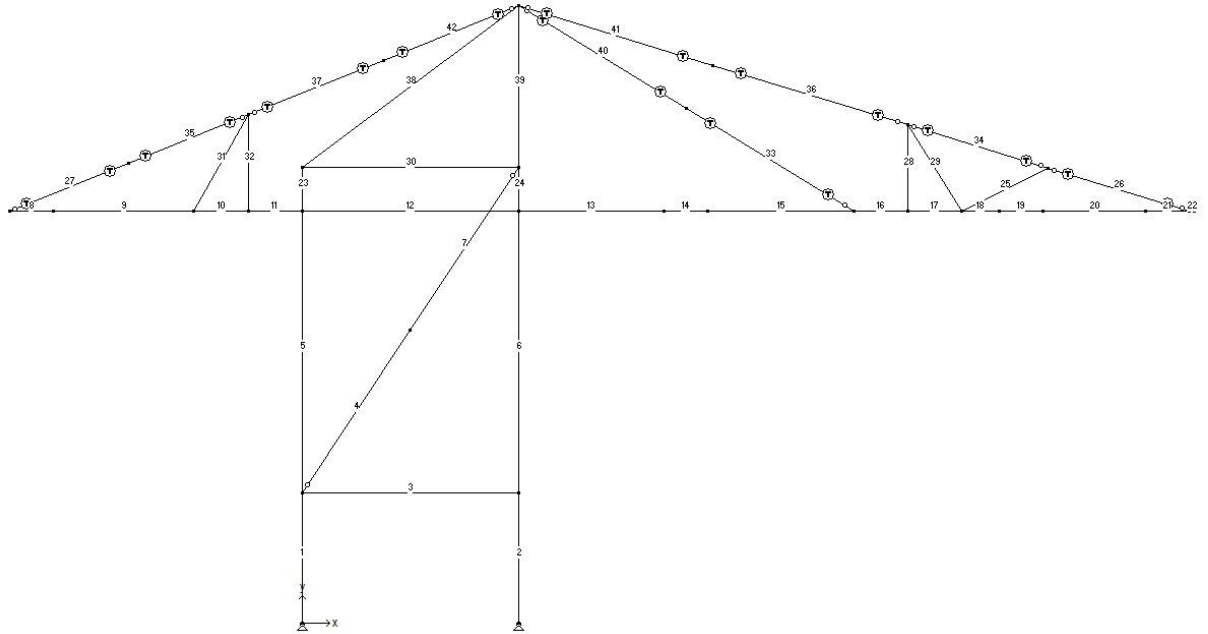


Figura 33 – Esquema estático da estrutura incluindo reforços para o tirante da extremidade da lança e para o tirante da contralança (2ª análise bidimensional)

6.1.2.2 Nomenclatura

Na figura abaixo encontra-se a nomenclatura utilizada para os vários elementos resistentes do pórtico.

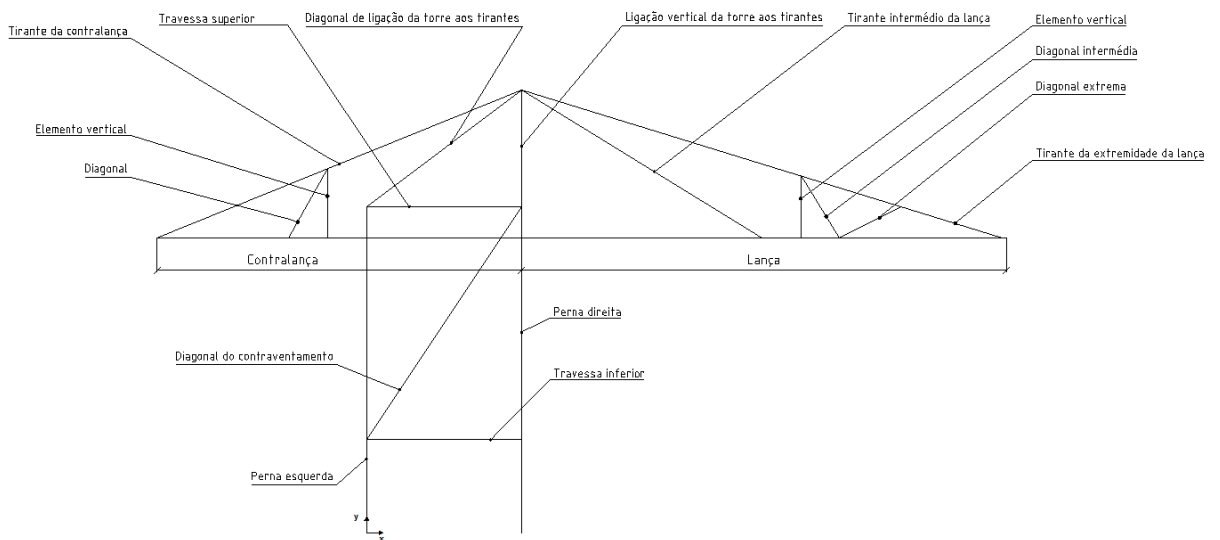


Figura 34 – Nomenclatura dos elementos do pórtico de cais (2ª análise bidimensional)

6.1.2.3 Diagramas de esforços

Nas próximas figuras apresentam-se os diagramas de esforços para as mesmas posições do carro-guincho consideradas na 1ª análise bidimensional. De salientar que o peso próprio dos perfis foi considerado nos diagramas.

- Caso 1 - Carro-guincho no extremo da lança com casa das máquinas e peso próprio da estrutura

Esforços normais

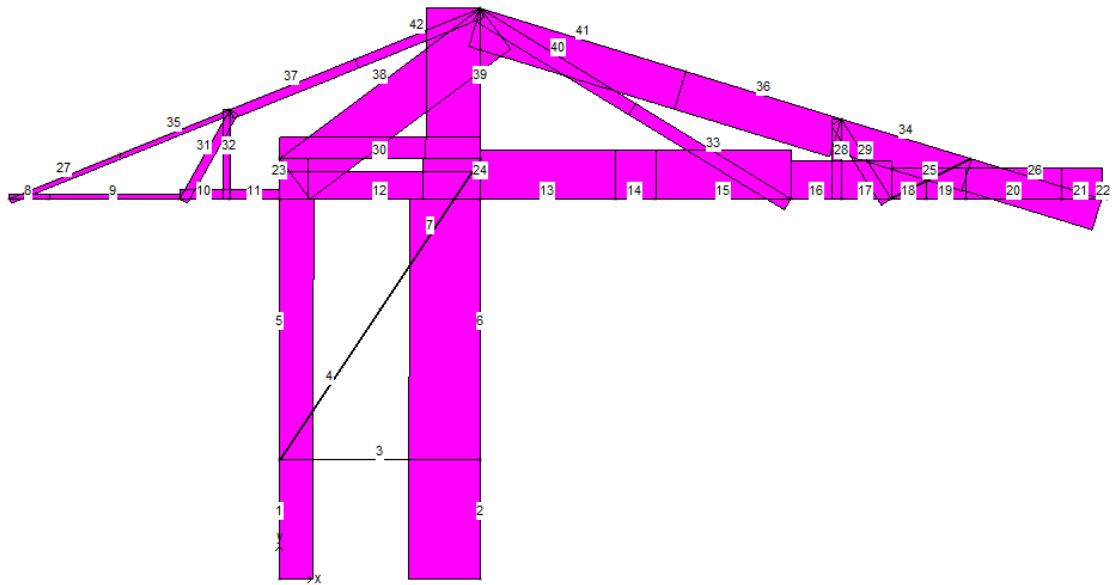


Figura 35 – Esforços normais para o caso do carro-guincho no extremo da lança (2ª análise bidimensional)

Momentos fletores

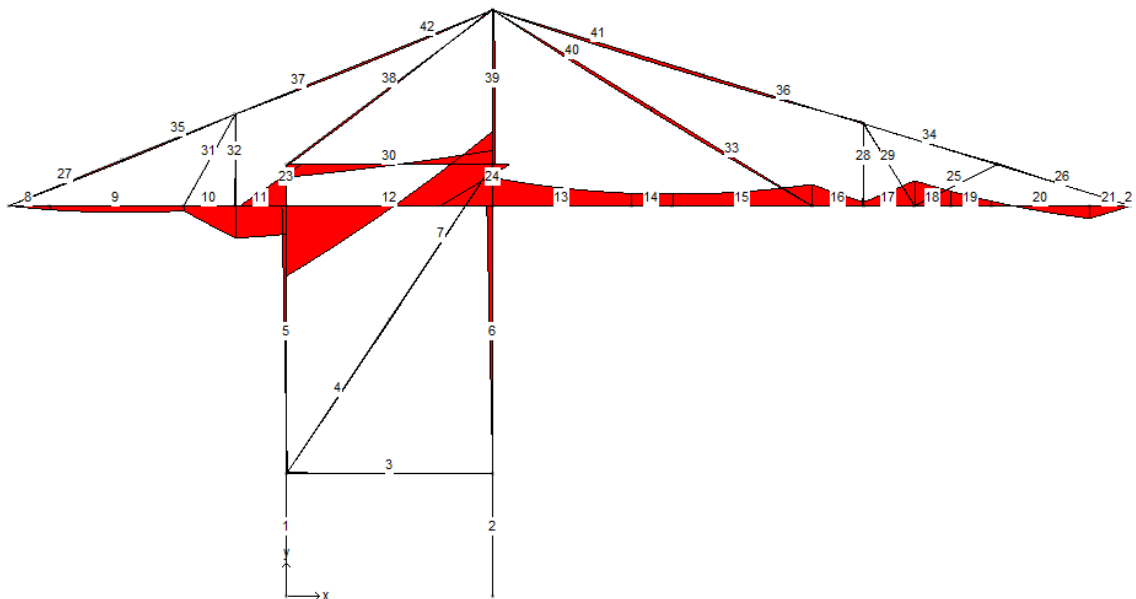


Figura 36 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da lança (2ª análise bidimensional)

- Caso 2 - Carro-guincho a meio vão entre os tirantes da extremidade e o intermédio da lança

Esforços normais

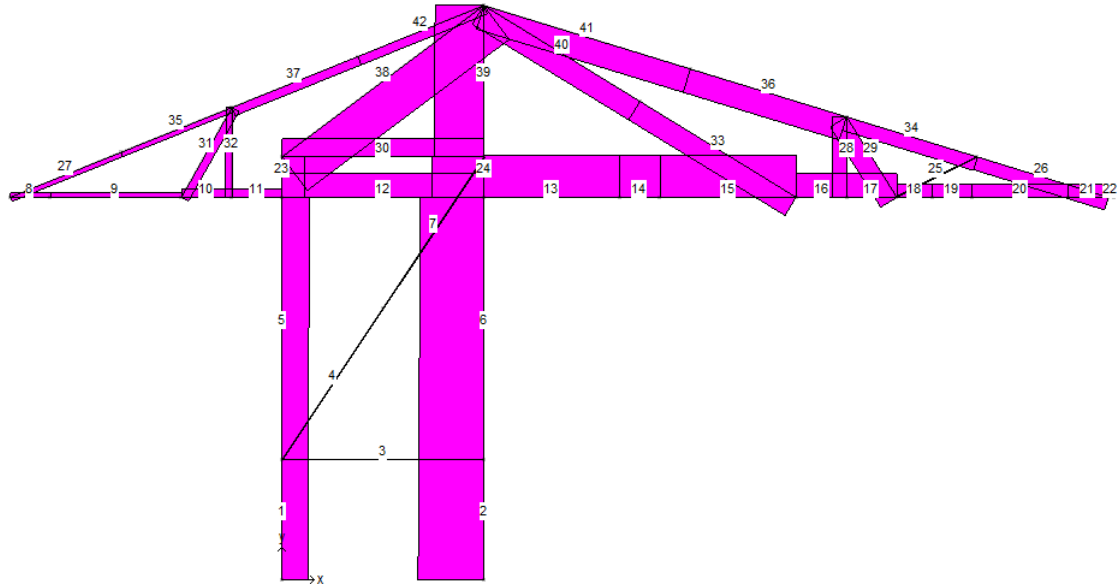


Figura 37 – Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre os tirantes da extremidade e o intermédio da lança (2ª análise bidimensional)

Momentos fletores

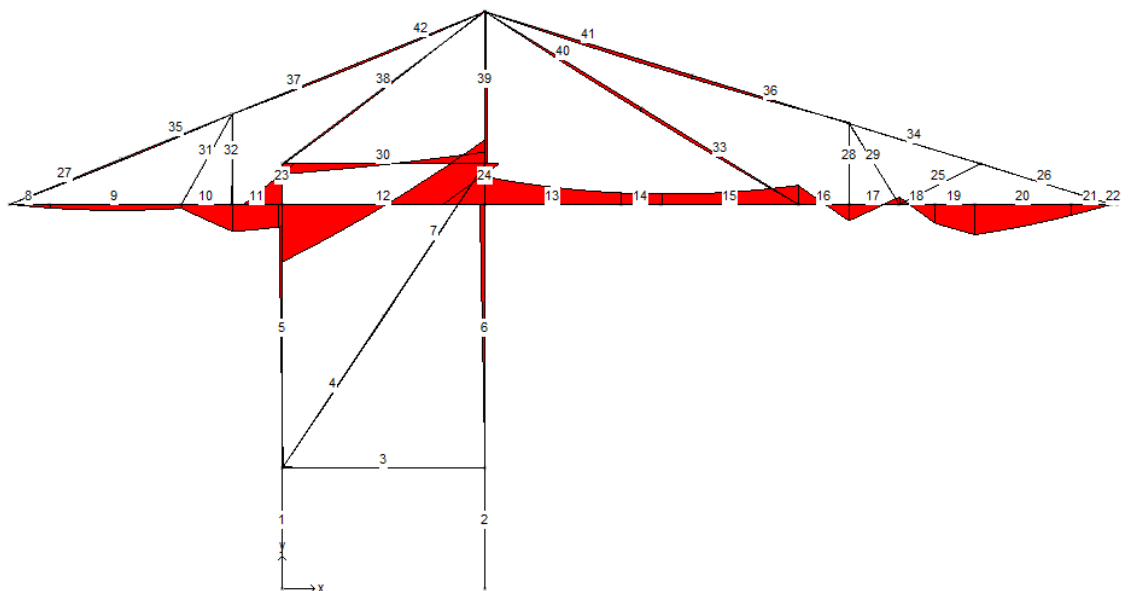


Figura 38 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre os tirantes da extremidade e o intermédio da lança (2ª análise bidimensional)

- Caso 3 - Carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança

Esforços normais

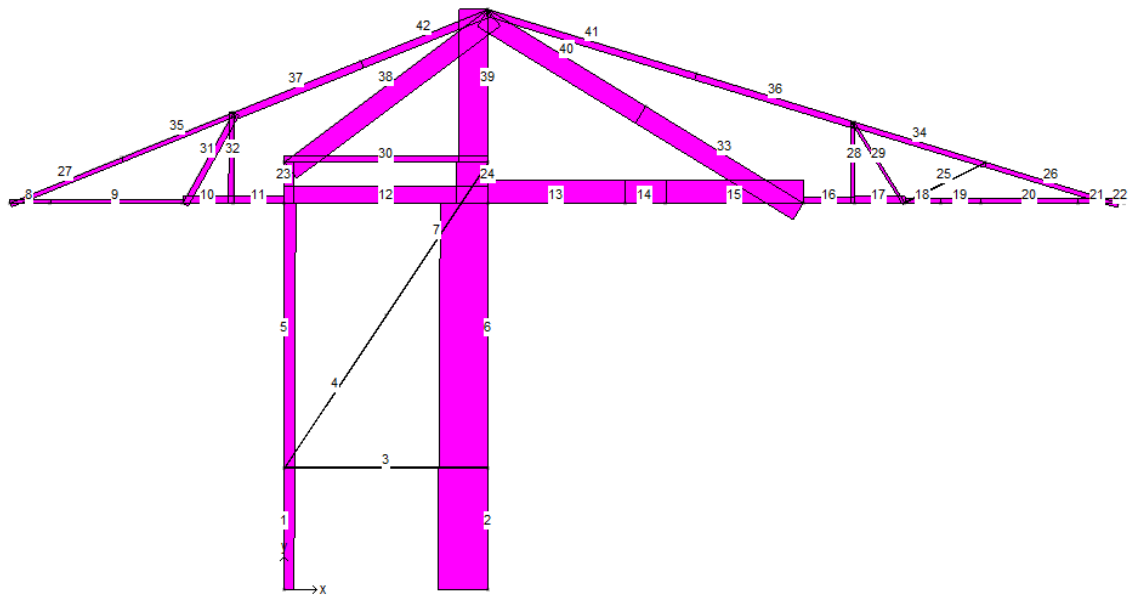


Figura 39 - Esforços normais para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (2ª análise bidimensional)

Momentos fletores

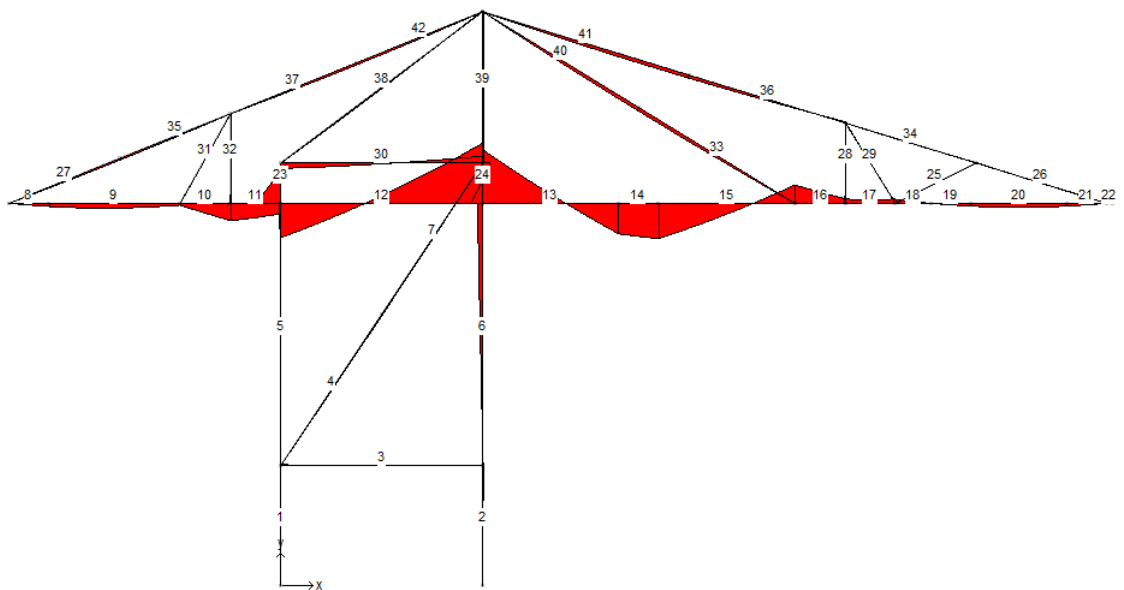


Figura 40 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho a meio vão entre a ligação à perna direita e o tirante intermédio da lança (2ª análise bidimensional)

- Caso 4 - Carro-guincho no extremo da contralança

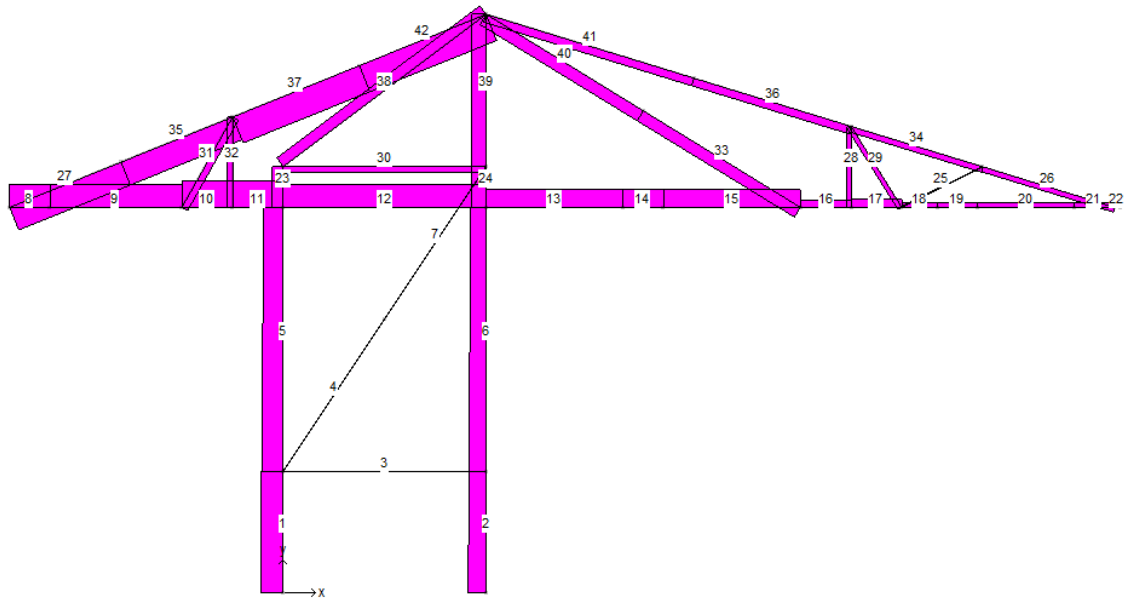


Figura 41 - Esforços normais para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (2ª análise bidimensional)

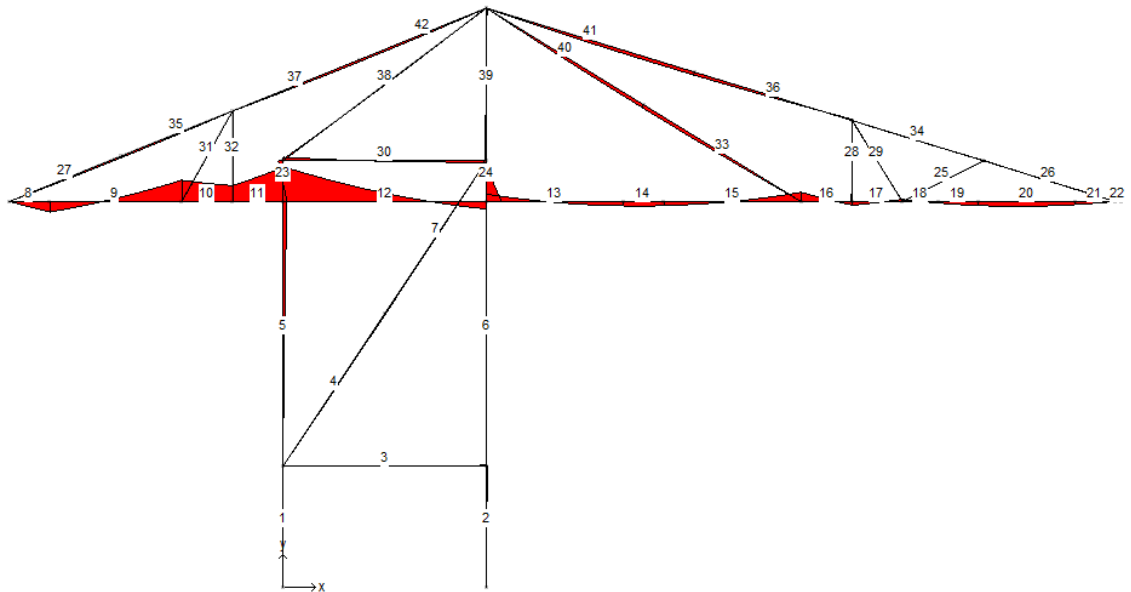


Figura 42 – Momentos fletores para o caso do carro-guincho no extremo da contralança (2ª análise bidimensional)

Na próxima tabela apresentam-se os esforços instalados em cada um dos elementos resistentes do pórtico.

Tabela 20 – Esforços instalados nos elementos (2ª análise bidimensional)

		Caso 1			Caso 2			Caso 3			Caso 4		
M	Desig.	Esforço normal (<i>kN</i>)		Momento fletor (<i>kN.m</i>)	Esforço normal (<i>kN</i>)		Momento fletor (<i>kN.m</i>)	Esforço normal (<i>kN</i>)		Momento fletor (<i>kN.m</i>)	Esforço normal (<i>kN</i>)		Momento fletor (<i>kN.m</i>)
1	Perna esquerda	3035,7	T	22,3	2390,4	T	30,3	908,5	T	88,3	1983,3	C	92,6
5		3111,1	T	556,4	2476,7	T	447,7	1011,3	T	144,2	1815,8	C	359,3
23		2540,4	T	5215,2	2045,9	T	4429,7	782,2	T	2867,6	-991,1	C	579,5
2	Perna direita	6581,8	C	22,3	5936,5	C	30,3	4454,7	C	88,3	1562,8	C	92,6
6		6441,2	C	649,2	5795,3	C	571,5	4312,4	C	592,2	1549,3	C	36,2
24		5304,7	C	5840,9	4766,9	C	4755,6	2860,3	C	1326,8	1357,1	C	1707,5
3	Travessa inf.	27,6	C	72,2	25,3	C	65,5	32,8	C	53,7	8,4	C	56,4
4	Diagonal cont.	88,4	T	101,3	74,5	T	101,3	53,5	T	101,3	28,9	C	101,3
7		88,4	T	101,3	74,5	T	101,3	53,5	T	101,3	28,9	C	101,3
8	CL	406,1	C	442,5	389,8	C	416,1	356,2	C	361,8	2061,0	C	1206,4
9		406,1	C	557,4	389,8	C	445,5	356,2	C	361,8	2061,0	C	2409,7
10		805,0	C	3582,4	746,1	C	3057,7	624,6	C	1975,8	2352,7	C	2390,0
11		808,6	C	3605,7	749,3	C	3078,4	627,1	C	1991,1	2353,5	C	3865,9
12		2522,1	C	8311,1	2191,2	C	7314,4	1504,3	C	6862,6	2087,8	C	3922,9
13	Lança	4482,4	C	3119,5	3802,6	C	3130,4	2085,0	C	6128,0	1584,1	C	827,2
14		4482,4	C	1380,3	3802,6	C	1285,1	2085,0	C	4014,1	1584,1	C	501,7
15		4482,4	C	2373,7	3802,6	C	2141,1	2085,0	C	4014,1	1584,1	C	1023,7
16		3459,1	C	2373,7	2127,2	C	2141,1	571,3	C	2098,5	684,2	C	1023,7
17		3473,6	C	2799,3	2137,8	C	1865,8	585,0	C	469,3	697,8	C	431,6
18		2836,8	C	2779,1	1152,5	C	2139,4	399,9	C	438,3	433,3	C	224,7
19		2836,8	C	1630,8	1152,5	C	3448,4	399,9	C	323,9	433,3	C	461,2
20		2836,8	C	1424,4	1152,5	C	3448,4	399,9	C	323,9	433,3	C	461,2
21		2836,8	C	1424,4	1152,5	C	1248,2	399,9	C	322,4	433,3	C	-363,1
22		0,0	-	1,5	0,0	-	1,5	0,0	-	1,5	0,0	-	1,5
25	Reforço para tirante extremo da lança	85,4	C	16,0	70,2	C	18,4	66,0	C	8,0	66,0	C	8,8
28		804,2	C	82,3	1271,0	C	67,2	258,6	C	34,9	353,0	C	74,8
29		1069,6	T	75,4	1747,6	T	66,8	252,8	T	66,8	402,6	T	68,9
26	Tirante extremo da lança	2975,6	T	156,0	1212,2	T	79,6	424,8	T	69,4	459,7	T	68,6
34		3041,9	T	140,0	1268,3	T	61,2	475,9	T	61,3	510,9	T	59,8
36		3614,7	T	324,5	2221,8	T	338,1	594,5	T	334,5	712,5	T	332,6
41		3614,7	T	324,5	2221,8	T	338,1	594,5	T	334,5	712,5	T	332,6
33	Tirante interméd. da lança	1200,3	T	351,4	1965,0	T	351,3	1775,4	T	351,3	1055,6	T	351,4
40		1200,3	T	351,4	1965,0	T	351,3	1775,4	T	351,3	1055,6	T	351,4
27	Tirante da CL	438,0	T	162,8	420,5	T	162,8	384,2	T	162,8	2223,1	T	162,8
35		438,0	T	162,8	420,5	T	162,8	384,2	T	162,8	2223,1	T	162,8
37		872,2	T	210,2	808,2	T	210,2	676,4	T	210,2	2538,5	T	210,2
42		872,2	T	210,2	808,2	T	210,2	676,4	T	210,2	2538,5	T	210,2
31	Reforço Tir. CL	807,3	T	10,2	720,2	T	10,2	540,6	T	10,2	585,6	T	19,7
32		629,8	C	23,3	571,2	C	20,7	450,4	C	15,3	480,1	C	5,4

30	Travessa sup	1993,5	C	1574,7	1636,6	C	1339,3	583,9	C	780,5	534,6	T	401,3
38	Diag. lig. Torre aos tirantes	4634,3	T	174,7	3852,9	T	161,2	1845,7	T	130,5	1003,2	C	178,2
39	Lig. Vertical da torre aos tirantes	5005,6	C	322,9	4503,2	C	259,7	2612,0	C	130,5	1333,6	C	141,5

6.1.2.4 Dimensionamento

O conhecimento dos esforços instalados nos vários elementos permita novamente o dimensionamento das várias secções resistentes.

Perna esquerda

- Perna esquerda (membro n.º: 23)**

O membro n.º: 23 é o elemento mais solicitado da perna esquerda, deste modo analisa-se dois casos distintos e verifica-se qual o mais crítico.

Para o caso 1 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 2540,4 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 5215,2 \text{ kN.m}$$

Para o caso 4 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 991,1 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 579,5 \text{ kN.m}$$

Considerando que a barra está apenas sujeita a momento fletor calcula-se o módulo elástico de resistência à flexão necessário (considerando o caso 1):

$$W_{el.z} > \frac{M_{sd}^z}{\frac{f_y}{1,5}}$$

Substituindo:

$$W_{el.z} > \frac{5215,2 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el.z} = 2,2036 \times 10^7 \text{ mm}^3 \cong 22036 \text{ cm}^3$$

Recorrendo a um catálogo de secções circulares de grandes dimensões verifica-se que a primeira secção a cumprir o requisito do módulo de resistência à flexão é: LCHS Ø1473 mm, t=14,3 mm com $W_{el.} = 23668 \text{ cm}^3$, $A = 655 \text{ cm}^2$, $i_x = i_z = 51,6 \text{ cm}$.

Neste caso existe um esforço axial de tração combinado com momento fletor, posto isto a tensão de cálculo é determinada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{N_{sd}}{A} + \frac{M_{sd}^z}{W_{el.z}} < f_y$$

Substituindo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2540,4 \times 10^3}{65500} + \frac{5215,2 \times 10^6}{23668 \times 10^3} = 259,1 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Verifica-se assim que a secção circular escolhida aguenta os esforços a que está sujeita, há agora que verificar se resiste igualmente para o caso 4 de modo a validar a escolha do perfil. Adotando uma visão conservadora para o comprimento de encurvadura considera-se:

$$l_e^{M.23} = l_{físico}^{M.23} = 4000 \text{ mm}$$

Esbelteza, λ :

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{4000}{516,0} = 7,75$$

Para aço S355 e $\lambda \leq 20$ o coeficiente de encurvadura vale $\varphi = 1$. A secção aguenta o esforço de compressão e o momento fletor se se verificar a condição:

$$\sigma_{sd} = \frac{N_{sd}}{A \times \varphi} + \frac{M_{sd}^z}{W_{el.z}} < f_y$$

Substituindo:

$$\sigma_{sd} = \frac{991,1 \times 10^3}{65500 \times 1} + \frac{579,5 \times 10^6}{23668 \times 10^3} = 39,6 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

- Verificação para a perna esquerda (membro n.º: 1)

Para o caso 1 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 3035,7 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 22,3 \text{ kN.m}$$

Para o caso 4 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 1983,3 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 92,6 \text{ kN.m}$$

O comprimento de encurvadura a considerar no caso 4 é:

$$l_e^{M.1} = l_{físico}^{M.1} = 12000 \text{ mm}$$

A esbelteza é:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{12000}{516,0} = 23,26$$

Coeficiente de encurvadura:

$$\varphi = 1,1723 - 0,00862 \times \lambda \Leftrightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 23,26 \cong 0,972$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{1983,3 \times 10^3}{65500 \times 0,972} + \frac{92,6 \times 10^6}{23668 \times 10^3} \cong 35,1 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

No caso do carro-guincho estar no extremo da lança (caso 1) a tensão é:

$$\sigma_{sd} = \frac{3035,7 \times 10^3}{65500} + \frac{22,3 \times 10^6}{23668 \times 10^3} \cong 47,3 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

- Verificação para a perna esquerda (membro n.º: 5)

Caso 1

$$N_{sd} = 3111,1 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 556,4 \text{ kN.m}$$

Caso 4

$$N_{sd} = 1815,8 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 359,3 \text{ kN.m}$$

Para o caso 1:

$$\sigma_{sd} = \frac{3111,1 \times 10^3}{65500} + \frac{556,4 \times 10^6}{23668 \times 10^3} \cong 71,0 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

Considera-se novamente que o comprimento de encurvadura é igual ao comprimento físico do membro. Para o caso 4:

$$\frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{26000}{516} = 50,39 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 50,39 \cong 0,738$$

A tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{1815,8 \times 10^3}{65500 \times 0,738} + \frac{359,3 \times 10^6}{23668 \times 10^3} \cong 52,7 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

Perna direita

- Para perna direita (membro n.º:24)

No caso de o carro-guincho estar no extremo da lança os esforços valem:

$$N_{sd} = 5304,7 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 5840,9 \text{ kN.m}$$

Considerando que a barra está apenas sujeita a momento fletor calcula-se o módulo elástico de resistência à flexão necessário:

$$W_{e,z} > \frac{5840,9 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el,z} = 2,46799 \times 10^7 \text{ mm}^3 \cong 24680 \text{ cm}^3$$

Recorrendo a um catálogo de secções circulares de grandes dimensões escolhe-se o perfil LCHS Ø1473mm, t=15,9 mm com as seguintes propriedades: $W_{el.}=26230 \text{ cm}^3$, $A = 728 \text{ cm}^2$, $i_x=i_z=i=51,5 \text{ cm}$. Considera-se que o comprimento de encurvadura é:

$$l_e^{M.24} = l_{físico}^{M.24} = 4000 \text{ mm}$$

A esbelteza é dada por:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{4000}{515,0} = 7,77 \Rightarrow \varphi = 1 \text{ (aço S355)}$$

A tensão de cálculo será:

$$\sigma_{sd} = \frac{5304,7 \times 10^3}{72800 \times 1} + \frac{5840,9 \times 10^6}{26230 \times 10^3} \cong 295,58 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

- Verificação para a perna direita (membro n.º: 2)

Os esforços máximos para o membro n.º: 2 ocorrem no caso 1 e valem:

$$N_{sd} = 6581,8 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 22,3 \text{ kN.m}$$

O comprimento de encurvadura é mais uma vez igual ao comprimento real do membro ou seja $l_e^{M.2} = 12 \text{ m}$. A esbelteza é:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{12000}{515,0} = 23,30 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 23,30 \cong 0,971$$

A tensão de cálculo será:

$$\sigma_{sd} = \frac{6581,8 \times 10^3}{72800 \times 0,971} + \frac{22,3 \times 10^6}{26230 \times 10^3} \cong 94,0 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

- Verificação para a perna direita (membro n.º: 6)

Para o caso 1 os esforços instalados no membro 6 valem:

$$N_{sd} = 6441,2 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 649,2 \text{ kN.m}$$

Comprimento de encurvadura:

$$l_e^{M.6} = l_{físico}^{M.6} = 26000 \text{ mm}$$

A esbelteza λ e coeficiente de encurvadura φ são:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{26000}{515,0} = 50,49 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 50,49 \cong 0,737$$

A tensão de cálculo será:

$$\sigma_{sd} = \frac{6441,2 \times 10^3}{72800 \times 0,737} + \frac{649,2 \times 10^6}{26230 \times 10^3} \cong 115,9 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Travessa inferior (membro n.º: 3)

Existe apenas um caso a analisar que corresponde ao carregamento no extremo da lança (caso 1).

$$N_{sd} = 28,4 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 73,3 \text{ kN.m}$$

O raio de giração mínimo que a secção terá de possuir para cumprir o requisito que a esbelteza tem de ser inferior a 180 segundo o R.E.A.P.E. é dado por::

$$\frac{l_e}{i_{min}} < 180 \Leftrightarrow i_{min} = \frac{20000}{180} = 111,1$$

De modo a aumentar-se a rigidez do pórtico irá utilizar-se para a travessa superior uma viga em caixão. Opta-se por uma viga em caixão com $h=450$, $b=300$, $t_f=23$, $t_w=12$ e $p=15 \text{ mm}$ com as seguintes propriedades: $A=23496 \text{ mm}^2$, $W_{el,z}=3384,54 \times 10^3 \text{ mm}^3$, $W_{el,y}=1766,45 \times 10^3 \text{ mm}^3$, $i_y=106,2 \text{ mm}$, $i_z=180,0 \text{ mm}$ e $G=184,8 \text{ kg/m}$. A travessa inferior tem um comprimento de 20 m.

O comprimento de encurvadura a considerar quer seja segundo o eixo forte (eixo z) ou eixo fraco (eixo y) da secção será o mesmo. Este comprimento depende das condições de fronteira e é determinado por: $l_e = \mu \times l$ em que l é o comprimento físico da peça e μ um coeficiente que inclui o efeito das diferentes condições de fronteira.

Na próxima figura apresenta-se o coeficiente μ para dois casos. No primeiro caso existe um apoio duplo na base do pilar e um apoio simples no topo, enquanto que o segundo caso ilustra dois encastramentos.

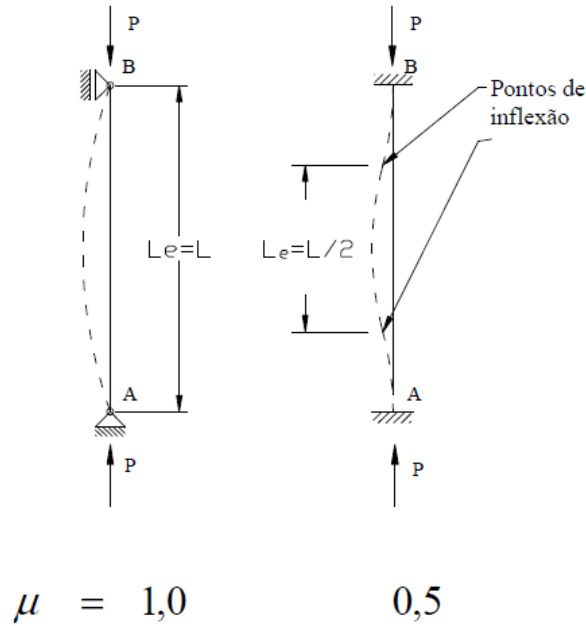


Figura 43 – Comprimentos de encurvadura em função das condições de fronteira [6]

No nosso caso estarmos perante um caso intermédio entre os anteriormente referidos, deste modo é legítimo admitir que $\mu = 0,75$. Os comprimentos de encurvadura a considerar são:

$$l_e = \mu \times l = l_{e,y} = l_{e,z} = 0,75 \times 20000 = 15000 \text{ mm}$$

A esbelteza associada ao eixo de maior inércia é:

$$\lambda_{zz} = \frac{l_{e,z}}{i_z} \Leftrightarrow \lambda = \frac{15000}{180,0} \cong 83,33 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 83,33 \cong 0,454$$

A esbelteza associada ao eixo de menor inércia é:

$$\lambda_{yy} = \frac{l_{e,y}}{i_y} \Leftrightarrow \lambda = \frac{15000}{106,2} \cong 141,2 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{141,2^2} \cong 0,159$$

Como seria expectável verifica-se que o eixo crítico é o eixo de menor inércia (eixo y) porque o comprimento de encurvadura a considerar em ambos os casos é idêntico e o raio de giração segundo o eixo y é inferior ao raio de giração segundo o eixo forte da secção.

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{28,4 \times 10^3}{23496 \times 0,159} + \frac{73,3 \times 10^6}{3384,54 \times 10^3} \cong 29,3 \text{ MPa} \ll f_y = 355 \text{ MPa}$$

A tensão de cálculo é baixa mas é necessário cumprir o requisito imposto pelo REAPE: $\lambda_{yy} < 180 \wedge \lambda_{zz} < 180$.

Diagonal do contraventamento (membros n.º:4 e n.º:7)

Existem dois casos a analisar porque este elemento está sujeito a esforços de tração (caso 1) e a esforços de compressão (caso 4) e é necessário verificar qual a situação crítica.

$$l_{\text{diag. cont.}} \cong 36,06 \text{ m}$$

Para o caso 1 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 88,4 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 101,3 \text{ kN.m}$$

Para o caso 4 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 28,9 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 101,3 \text{ kN.m}$$

Considerando o caso 4:

Cálculo do raio de giração mínimo:

$$\lambda = \frac{l_e}{i_{\min}} < 180 \Leftrightarrow i_{\min} = \frac{36060}{180} \cong 200 \text{ mm}$$

Opta-se por LCHS Ø610 mm, t=6,4 mm com as seguintes propriedades: $A=121 \text{ cm}^2$, $W_{el}=1812 \text{ cm}^3$ e $i_y=i_z=i=21,3 \text{ cm}$. A diagonal do contraventamento tem um comprimento total de aproximadamente 36,06 m.

Esbelteza:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{36060}{213,0} \cong 169,3 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{169,3^2} \cong 0,111$$

A tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{28,9 \times 10^3}{12100 \times 0,111} + \frac{101,3 \times 10^6}{1812 \times 10^3} \cong 77,4 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

Apesar da tensão de cálculo ser relativamente baixa não é possível aliviar o perfil caso contrário o requisito de esbelteza inferior a 180 não será cumprido.

A tensão de cálculo para o caso 1 é:

$$\sigma_{sd} = \frac{88,4 \times 10^3}{12100} + \frac{101,3 \times 10^6}{1812 \times 10^3} \cong 63,2 \text{ MPa} \ll 355 \text{ MPa}$$

Travessa superior (membro n.º: 30)

Para o dimensionamento deste elemento à apenas que considerar os esforços instalados quando o carro-guincho se encontra no extremo da lança (caso 1):

$$N_{sd} = 1993,5 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 1574,7 \text{ kN.m}$$

O módulo elástico de resistência à flexão mínimo segundo o eixo forte vale:

$$W_{el.z} > \frac{1993,5 \times 10^6}{\frac{355}{1,5}} \Leftrightarrow W_{el.z} = 8,42324 \times 10^7 mm^3 \cong 8423 cm^3$$

Optando por *LCHS* $\varnothing 762 mm$, $t = 17,5 mm$ com $W_{el.} = 7447 cm^3$ $A = 409 cm^2$ e raios de giração $i_x = i_z = i = 26,3 cm$. A esbelteza e o coeficiente de redução de encurvadura são:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{20000}{263,0} \cong 76,05 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 76,05 \cong 0,517$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{1993,5 \times 10^3}{40900 \times 0,517} + \frac{1574,7 \times 10^6}{7447 \times 10^3} \cong 302,1 MPa < 355 MPa$$

Tirante da contralança (membro n.º: 42)

O tirante da contralança é naturalmente mais solicitado quando o carro-guincho está no extremo da contralança, neste caso os esforços instalados neste elemento são:

$$N_{sd} = 2538,5 kN (T) + M_{sd}^z = 210,2 kN.m$$

Área mínima para suportar o esforço de tração:

$$A_{min} = \frac{N_{sd}}{f_y} \Leftrightarrow A_{min} = \frac{2538,5 \times 10^3}{355} \cong 7150,7 mm^2 \cong 71,5 cm^2$$

Consultando um catalogo de perfis H verifica-se que o HE 240 A possui uma área de $76,84 cm^2$ e $W_{el.} = 675,1 cm^3$ (segundo o eixo forte da secção).

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2538,5 \times 10^3}{7684} + \frac{210,2 \times 10^6}{675,1 \times 10^3} \cong 641,7 MPa \gg f_y = 355 MPa$$

Incrementando o perfil para HE320A com $A = 124,4 cm^2$ e $W_{el.} = 1479 cm^3$ (segundo o eixo forte da secção) a tensão de cálculo passa a ser dada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{2538,5 \times 10^3}{12440} + \frac{210,2 \times 10^6}{1479 \times 10^3} \cong 346,2 MPa < f_y = 355 MPa$$

Tirante intermédio da lança (membros n.º: 33 e n.º: 40)

O tirante intermédio da lança é mais solicitado quando o carro-guincho se encontra na posição 2.

$$N_{sd} = 1965,0 kN (T) + M_{sd}^z = 351,3 kN.m$$

Área mínima para suportar o esforço de tração:

$$A_{min} = \frac{N_{sd}}{f_y} \Leftrightarrow A_{min} = \frac{1965,0 \times 10^3}{355} \cong 5535,1 mm^2 \cong 55,4 cm^2$$

Consultando um catálogo de perfis H verifica-se que o HE 220 A possui uma área de $64,34 cm^2$ e $W_{el.} = 515,2 cm^3$ (segundo o eixo forte da secção).

$$\sigma_{sd} = \frac{1965,0 \times 10^3}{6434} + \frac{351,3 \times 10^6}{515,2 \times 10^3} \cong 987,3 \text{ MPa} \gg f_y = 355 \text{ MPa}$$

Incrementando o perfil para HE340A com $A=133,5 \text{ cm}^2$ e $W_{el.}=1678 \text{ cm}^3$ (segundo o eixo forte da secção).

Tensão de cálculo, σ_{sd} :

$$\sigma_{sd} = \frac{1965,0 \times 10^3}{13350} + \frac{351,3 \times 10^6}{1678 \times 10^3} \cong 323,0 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Tirante no extremo da lança (membro 36)

Naturalmente que o tirante no extremo da lança é mais solicitado quando o carro-guincho está no extremo da lança, neste caso os esforços são:

$$N_{sd} = 3614,7 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 324,5 \text{ kN.m}$$

Área mínima para suportar o esforço de tração:

$$A_{min} = \frac{N_{sd}}{f_y} \Leftrightarrow A_{min} = \frac{3614,7 \times 10^3}{355} \cong 10182,3 \text{ mm}^2 \cong 101,8 \text{ cm}^2$$

Consultando um catálogo de perfis H verifica-se que o HE 300 A possui uma área de $112,5 \text{ cm}^2$ e $W_{el.}=1260 \text{ cm}^3$ (segundo o eixo forte da secção). A tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{3614,7 \times 10^3}{11250} + \frac{324,5 \times 10^6}{1260 \times 10^3} \cong 578,8 \text{ MPa} \gg f_y = 355 \text{ MPa}$$

Incrementando o perfil para HE450A com $A=178,0 \text{ cm}^2$ e $W_{el.}=2896 \text{ cm}^3$ (segundo o eixo forte da secção).

$$\sigma_{sd} = \frac{3614,7 \times 10^3}{17800} + \frac{324,5 \times 10^6}{2896 \times 10^3} \cong 315,1 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Ligação vertical do pórtico aos tirantes (membro n.º:39)

Para o caso 1 os esforços instalados neste elemento são:

$$N_{sd} = 5005,6 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 322,9 \text{ kN.m}$$

Escolhe-se um perfil LCHS $\emptyset 711 \text{ mm}$, $t = 15,9 \text{ mm}$ com as seguintes propriedades $W_{el.}=5902 \text{ cm}^3$ $A=347 \text{ cm}^2$, $i_x=i_z=i=24,6 \text{ cm}$.

Esbelteza:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{15000}{24,6} \cong 60,98 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 60,98 \cong 0,647$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{5005,6 \times 10^3}{34700 \times 0,647} + \frac{322,9 \times 10^6}{5902 \times 10^3} \cong 277,7 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Diagonal de ligação do pórtico aos tirantes (membro n.º: 38)

Para o dimensionamento da secção para este elemento resistente à que ter em consideração dois casos:

Caso 1

$$N_{sd} = 4634,3 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 174,7 \text{ kN.m}$$

Caso 4

$$N_{sd} = 1003,2 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 178,2 \text{ kN.m}$$

Para o caso 1 opta-se por um perfil LCHS Ø508 mm, t=15,9 mm com $W_{el.}=2932 \text{ cm}^3$ $A=246 \text{ cm}^2$, $i_y=i_z=i=17,4 \text{ cm}$. A tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{4634,3 \times 10^3}{19800} + \frac{174,7 \times 10^6}{2932 \times 10^3} \cong 248,5 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Para o caso 4 a esbelteza é dada por:

$$\lambda = \frac{l_e}{i} \Leftrightarrow \lambda = \frac{25000}{174,0} \cong 143,7 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{143,7^2} \cong 0,154$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{1003,2 \times 10^3}{24600 \times 0,154} + \frac{178,2 \times 10^6}{2932 \times 10^3} \cong 325,6 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Reforços para o tirante extremo da lança

- Diagonal extrema (membro n.º: 25)**

Para o caso 1 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 85,4 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 16,0 \text{ kN.m}$$

O comprimento de encurvadura a considerar será igual ao comprimento real da diagonal extrema ou seja $l_e=l_{\text{físico}}=8940 \text{ mm}$.

$$\lambda = \frac{l_e}{i_{\min}} < 180 \Leftrightarrow i_{\min} = \frac{8940}{180} \cong 49,7 \text{ mm}$$

Opta-se por uma perfil circular: CHS 193,7 t=5,0

$$\lambda = \frac{8940}{66,7} = 134,0 \Rightarrow \varphi = \frac{3179}{134,0^2} = 0,177$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{85,4 \times 10^3}{2960 \times 0,177} + \frac{16,0 \times 10^6}{136 \times 10^3} \cong 280,6 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

- Diagonal intermédia (membro n.º: 29)**

A diagonal intermédia é mais solicitada quando o carro-guincho se encontra na posição 2.

$$N_{sd} = 1747,6 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 66,8 \text{ kN.m}$$

O comprimento de encurvadura a considerar será igual ao comprimento real da diagonal intermédia ou seja $l_e = l_{\text{físico}} = 9410 \text{ mm}$. Opta-se por CHS 273,0 t=12,5 a tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{1747,6 \times 10^3}{10200} + \frac{66,8 \times 10^6}{637 \times 10^3} \cong 276,2 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

- **Elemento vertical (membro n.º: 28)**

O elemento vertical é mais solicitado quando o carro-guincho se encontra na posição 2.

$$N_{sd} = 1271,0 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 67,2 \text{ kN.m}$$

Este elemento tem um comprimento de 7,97 m e consequentemente a esbelteza é:

$$\lambda = \frac{l_e}{i_{min}} < 180 \Leftrightarrow i_{min} = \frac{7970}{180} \cong 44,28 \text{ mm}$$

Optando por CHS 323,9 t=10,0 a esbelteza e o coeficiente de encurvadura são:

$$\lambda = \frac{7970}{111,0} = 71,80 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 71,80 = 0,553$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{1271,0 \times 10^3}{9860 \times 0,553} + \frac{67,2 \times 10^6}{751 \times 10^3} \cong 322,6 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Reforços do tirante da contralança

- **Diagonal (membro n.º: 31)**

Para o caso 1 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 807,3 \text{ kN (T)} + M_{sd}^z = 10,2 \text{ kN.m}$$

Área mínima para suportar o esforço de tração:

$$A_{min} = \frac{N_{sd}}{f_y} \Leftrightarrow A_{min} = \frac{807,3 \times 10^3}{355} \cong 2274,1 \text{ mm}^2 \cong 22,7 \text{ cm}^2$$

Optando por um perfil circular CHS 193,7 t=6,3 a tensão de cálculo é:

$$\sigma_{sd} = \frac{807,3 \times 10^3}{3710} + \frac{10,2 \times 10^6}{168 \times 10^3} \cong 278,3 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

- **Elemento vertical (membro n.º: 32)**

Caso 2

$$N_{sd} = 1271,0 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 67,2 \text{ kN.m}$$

O comprimento de encurvadura a considerar será igual ao comprimento real do elemento vertical ou seja $l_e = l_{\text{físico}} = 8890 \text{ mm}$.

$$\lambda = \frac{l_e}{i_{min}} < 180 \Leftrightarrow i_{min} = \frac{8890}{180} \cong 49,39 \text{ mm}$$

Optando por CHS 355,6 t=6,3 a esbelteza e o coeficiente de encurvadura são:

$$\lambda = \frac{8890}{124,0} = 71,69 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 71,69 = 0,554$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{1271,0 \times 10^3}{6910 \times 0,554} + \frac{67,2 \times 10^6}{593 \times 10^3} \cong 297,2 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Lança (membros n.º: 13 a n.º: 22)

É necessário analisar dois casos distintos de modo a verificar qual o caso gravoso.

Para o caso 3 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 2085,0 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 6128,0 \text{ kN.m}$$

O comprimento de encurvadura a considerar será a distância entre a perna direita e o tirante intermédio da lança ou seja:

$$l_{e,z} = 31000 \text{ mm}$$

A esbelteza e o coeficiente de encurvadura são:

$$\lambda_{zz} = \frac{l_{e,z}}{i_z} = \frac{31000}{681,8} = 45,47 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 45,47 = 0,780$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{2085,0 \times 10^3}{129370 \times 0,780} + \frac{6128,0 \times 10^6}{74015,1 \times 10^3} \cong 103,5 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Para o caso 1 os esforços instalados são:

$$N_{sd} = 4482,4 \text{ kN (C)} + M_{sd}^z = 3119,5 \text{ kN.m}$$

A esbelteza e o coeficiente de encurvadura são:

$$\lambda_{zz} = \frac{l_{e,z}}{i_z} = \frac{31000}{681,8} = 45,47 \Rightarrow \varphi = 1,1723 - 0,00862 \times 45,47 = 0,780$$

Tensão de cálculo:

$$\sigma_{sd} = \frac{4482,4 \times 10^3}{129370 \times 0,780} + \frac{3119,5 \times 10^6}{74015,1 \times 10^3} \cong 86,6 \text{ MPa} < 355 \text{ MPa}$$

Na próxima tabela é apresentada uma síntese das secções dimensionadas para os vários elementos.

Tabela 21 – Resumo das secções resistentes dos vários elementos (2ª análise bidimensional)

Elemento		Secção	Massa (kg/m)
Pernas	Esquerda	LCHS Ø1473 mm, t = 14,3 mm	514
	Direita	LCHS Ø1473 mm, t = 15,9 mm	571
Travessas	Inferior	Viga em caixão 450x300x23x12 p=15	184,8
	Superior	LCHS Ø762 mm, t = 17,5 mm	321
Diagonais	Contraventamento	LCHS Ø610 mm, t = 6,4 mm	95,3
	Ligação do pórtico aos tirantes	LCHS Ø508 mm, t = 15,9 mm	193
Ligação vertical do pórtico aos tirantes		LCHS Ø711 mm, t = 15,9 mm	273
Lança e contralança		Viga em caixão 1625x950x35x17 p=91,5	1017,5
Tirantes	Contralança	HE 600 B	212
	Lança (intermédio)	HE 600 B	212
	Lança (extremo)	HE 600 B	212
Reforços para o tirante da extremidade da lança	Vertical	CHS Ø323,9 mm, t = 10,0 mm	77,4
	Diagonal extrema	CHS Ø193,7 mm, t = 5,0 mm	23,3
	Diagonal intermédia	CHS Ø273,0 mm, t = 12,5 mm	80,3
Reforços para o tirante da contralança	Vertical	CHS Ø355,6 mm, t = 6,3 mm	54,3
	Diagonal	CHS Ø193,7 mm, t = 6,3 mm	29,1

Nas próximas figuras apresentam-se os diagramas de flechas para os quatro casos de carga considerados.

Caso 1 – Carro-guincho no extremo da lança

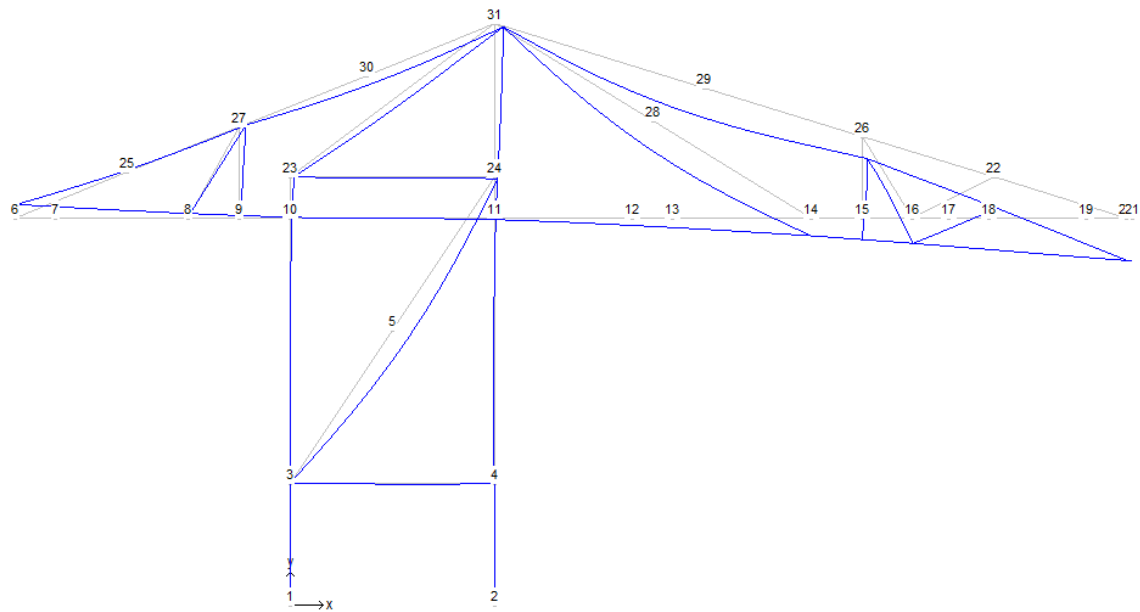


Figura 44 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está no extremo da lança – Caso 1 (2ª análise bidimensional)

Caso 2 – Carro-guincho a meio vão entre o extremo da lança e o tirante intermédio

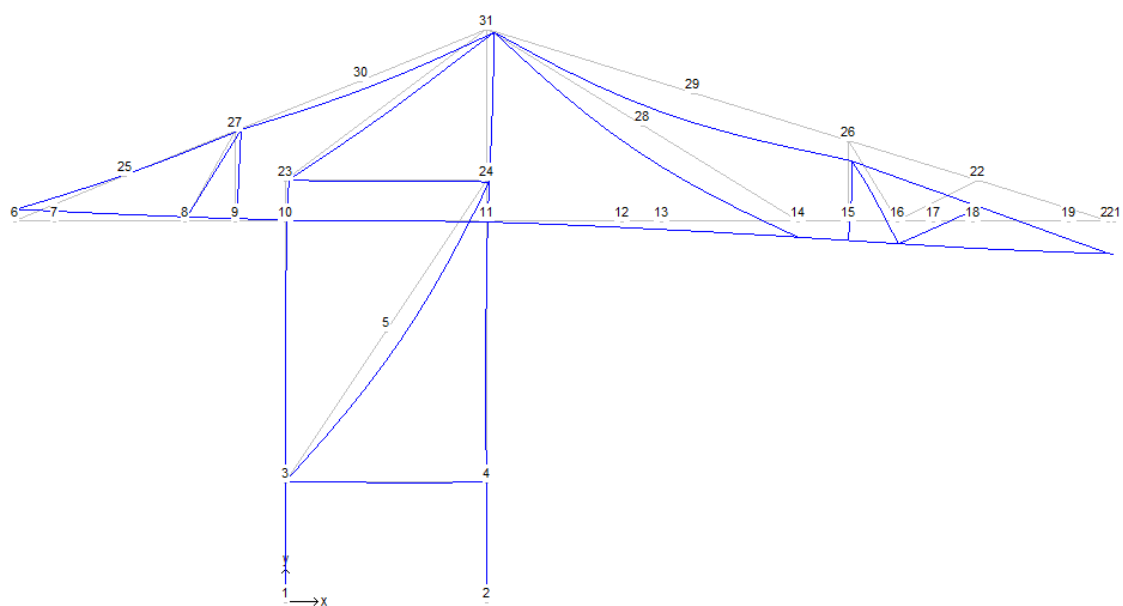


Figura 45 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está a meio vão entre o extremo da lança e o tirante intermédio – Caso 2 (2ª análise bidimensional)

Caso 3 – Carro-guincho a meio vão entre a perna direita e o tirante intermédio da lança

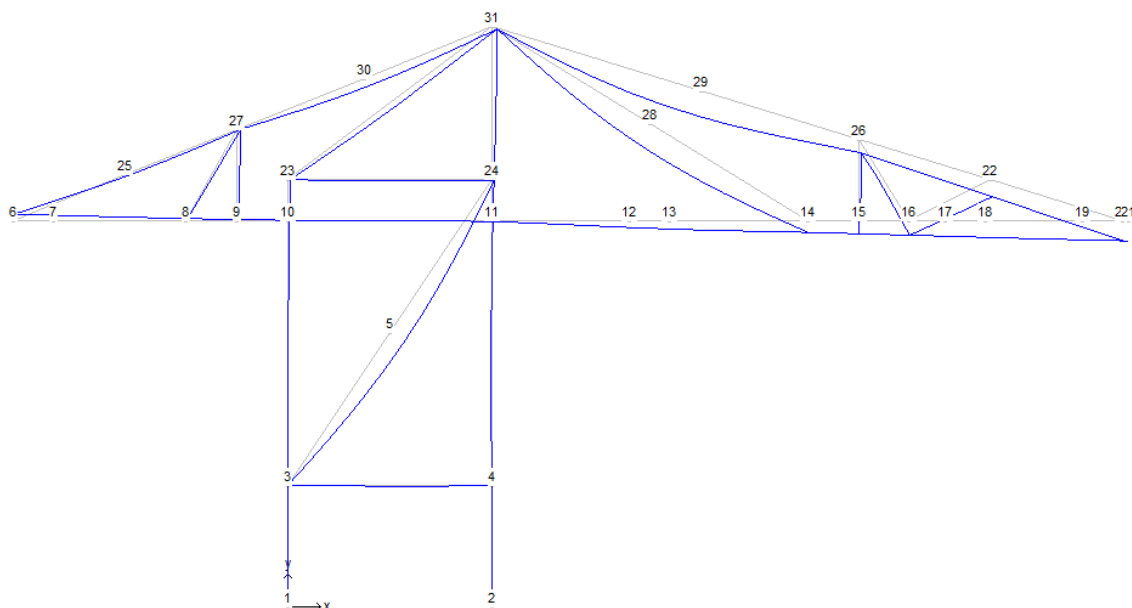


Figura 46 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está a meio vão entre a perna direita e o tirante intermédio da lança - Caso 3 (2ª análise bidimensional)

Caso 4 – Carro-guincho no extremo da contralança

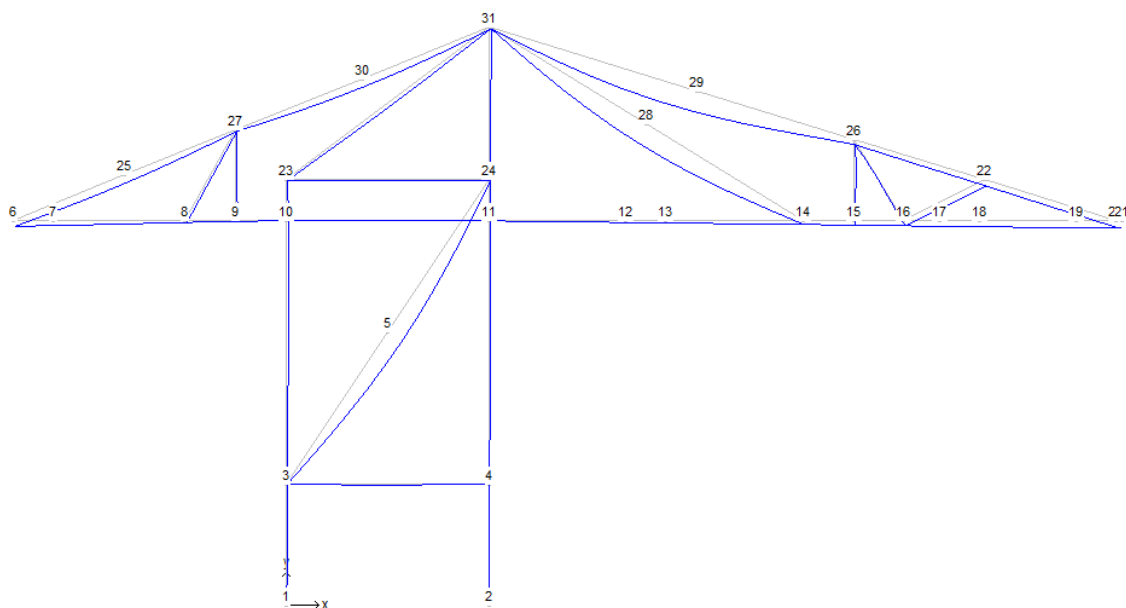


Figura 47 – Diagrama de flechas quando o carro-guincho está no extremo da contralança – Caso 4 (2ª análise bidimensional)

A próxima tabela apresenta uma síntese das flechas verticais e horizontais obtidas nos quatro casos de carregamento da estrutura do pórtico consideradas anteriormente.

Tabela 22 – Flechas para várias posições do carro-guincho (2ª análise bidimensional)

Nó	Caso 1		Caso 2		Caso 3		Caso 4	
	$d_x (mm)$	$d_y (mm)$	$d_x (mm)$	$d_y (mm)$	$d_x (mm)$	$d_y (mm)$	$d_x (mm)$	$d_y (mm)$
1	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
3	-3,98	1,24	-3,19	0,97	-2,36	0,33	3,19	-0,91
4	-4,12	-3,32	-3,31	-3,07	-2,51	-2,50	3,12	-1,39
5	88,48	-59,61	88,25	-59,32	86,81	-58,60	87,59	-57,36
6	6,95	84,10	7,01	71,65	5,84	41,09	9,72	-37,19
7	6,89	69,51	6,95	59,02	5,79	33,27	9,54	-32,55
8	6,70	27,50	6,77	23,04	5,62	12,10	8,97	-13,31
9	6,61	14,53	6,69	12,07	5,55	6,07	8,74	-6,82
10	6,52	4,03	6,60	3,17	5,47	1,19	8,50	-2,61
11	5,31	-10,31	5,51	-9,52	4,62	-7,71	7,47	-4,17
12	3,97	-47,01	4,33	-43,88	3,86	-43,68	6,83	-13,84
13	3,57	-60,40	3,98	-56,54	3,64	-53,28	6,65	-16,86
14	2,22	-112,01	2,80	-105,17	2,88	-74,14	6,01	-26,07
15	1,87	-134,80	2,57	-126,21	2,79	-82,76	5,91	-30,52
16	1,51	-158,50	2,33	-146,36	2,69	-91,85	5,80	-34,65
17	1,31	-176,24	2,24	-160,25	2,64	-98,35	5,75	-37,49
18	1,08	-197,26	2,13	-174,78	2,59	-105,65	5,70	-40,48
19	0,53	-246,25	1,87	-200,84	2,47	-121,08	5,56	-45,36
20	0,30	-265,56	1,76	-209,61	2,41	-126,86	5,51	-46,62
21	0,30	-267,95	1,76	-210,69	2,41	-127,57	5,51	-46,77
22	18,04	-193,63	12,39	-168,24	8,24	-104,64	6,94	-38,59
23	19,70	4,42	18,06	3,49	13,08	1,33	7,89	-2,72
24	17,19	-11,17	15,95	-10,31	12,24	-8,25	8,24	-4,52
25	30,96	27,14	28,95	19,71	22,69	1,52	15,56	-44,11
26	31,04	-136,72	22,26	-128,97	13,55	-83,71	7,91	-31,65
27	37,55	13,32	33,47	10,93	22,13	5,10	3,97	-7,88
28	-34,04	-165,31	-36,61	-161,19	-44,38	-143,71	-53,04	-117,15
29	8,92	-188,32	0,29	-187,13	-11,00	-158,37	-22,87	-126,08
30	59,75	-38,07	54,84	-38,58	41,37	-39,52	22,06	-43,48
31	52,89	-17,50	47,15	-16,13	31,54	-12,19	11,09	-7,11

Verifica-se que o caso mais crítico tanto para a flecha máxima na extremidade da lança como na contralança ocorre quando o carro-guincho está no extremo da lança. A flecha na extremidade da lança (nó 21) vale 268 mm enquanto que na extremidade da contralança este valor diminui para 84 mm (nó 6). De salientar que ambos os valores cumprem a flecha vertical máxima imposta (ver 6.1.1.7).

6.2 Análise tridimensional

6.2.1 Esquema estático da estrutura

Recorre-se novamente ao software Multiframe 4D para projetar a estrutura tridimensional. Através de uma análise mais cuidada da estrutura verifica-se que as ligações das diagonais superiores à torre e ligações verticais dos tirantes à torre são mais facilmente concretizadas no local de operação do pórtico se forem modeladas como articuladas na base e rígidas no topo.

O esquema estático da estrutura é apresentado a seguir.

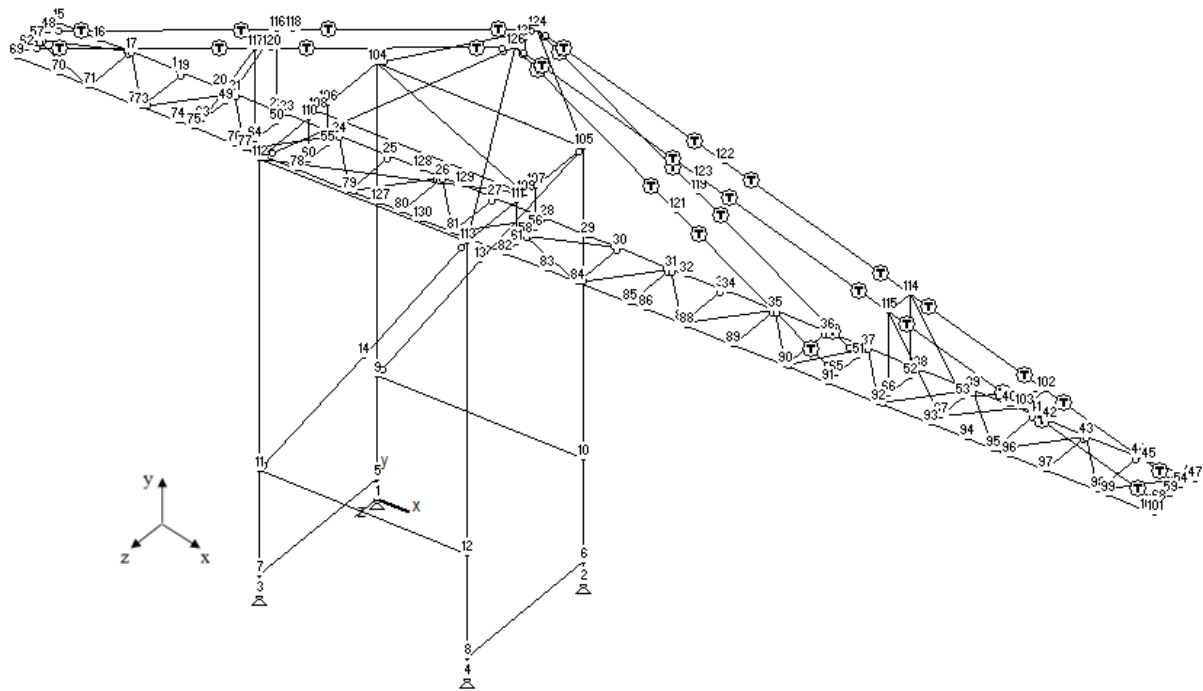


Figura 48 – Esquema estático da estrutura (análise tridimensional)

A numeração dos nós é apresentada a seguir.

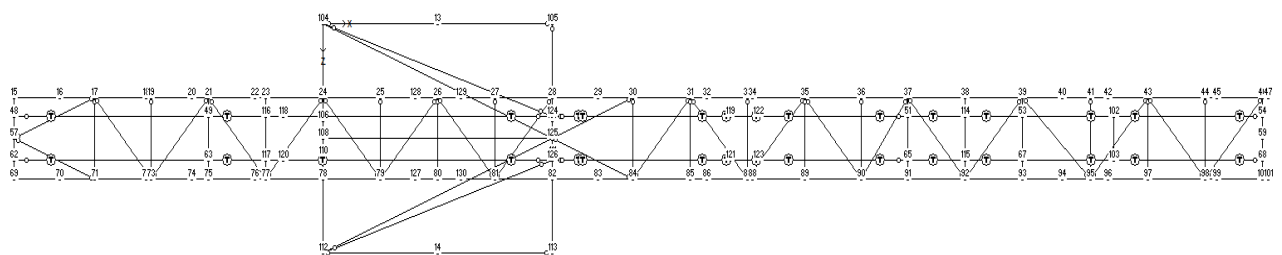


Figura 49 – Numeração dos nós na vista de topo (análise tridimensional)

6.2.2 Análise preliminar

A análise tridimensional inclui naturalmente os elementos resistentes pré-dimensionados anteriormente e ainda os seguintes elementos necessários ao correto funcionamento da estrutura:

- Ligações verticais da lança/contralança às travessas superiores

- Travamento no plano superior da torre
- Travessas inferiores e superiores que permitem a ligação entre os dois planos de pórticos.
- Montantes e diagonais que constituem o travamento entre os dois perfis em caixão da lança/contralança.

De notar que o travamento no plano superior da torre aumenta a rigidez do pórtico e consequentemente ajuda a controlar a flecha máxima na extremidade da lança.

O modelo 2D não contempla:

1. Os diferentes tipos de perfis necessários às inúmeras ligações.
2. Esforços da lança/contralança são descarregados nas pernas do pórtico e através dos tirantes mas o que realmente acontece é que as travessas superiores entre planos de pórtico e os tirantes é que suportam a lança/contralança
3. O peso da casa das máquinas está distribuído ao longo da travessa superior e não apenas num determinado ponto.

É importante neste ponto verificar as flechas verticais máximas obtidas de modo a validar ou não a utilização das secções resistentes anteriormente escolhidas. De frisar que neste ponto não se considera as flechas horizontais porque ainda não se contabilizou a ação do vento.

Na próxima figura apresenta-se o diagrama de flechas obtidas para o caso em que o carro-guincho se encontra na extremidade da lança. De salientar que o peso próprio dos vários perfis foi incluído na presente análise.

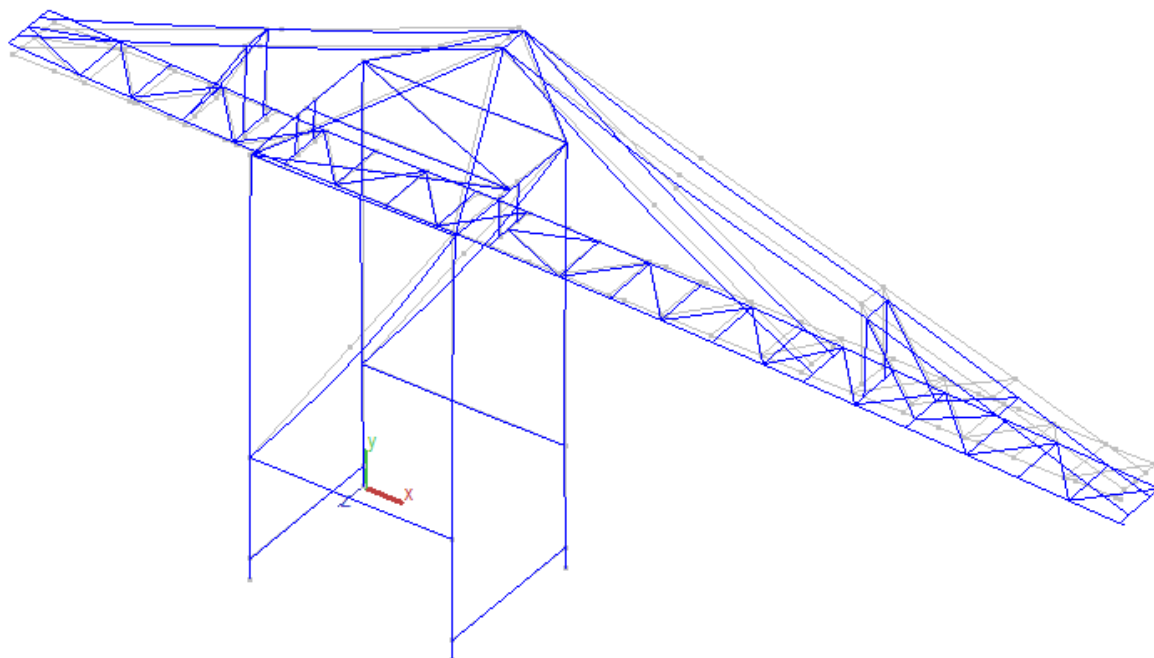


Figura 50 – Diagrama de flechas para o caso do carro-guincho no extremo da lança (1ª análise tridimensional)

A próxima tabela resume as flechas obtidas nos pontos em que é importante controlar a flecha máxima.

Tabela 23 – Flechas verticais e horizontais em determinados pontos da estrutura (1ª análise tridimensional)

Caso	Flechas	Designação					
		Extremo CL	Extremo lança	Topo da perna esquerda		Topo da perna direita	
		Nó 57	Nó 101	Nó 104	Nó 112	Nó 105	Nó 113
Caso 1	$d_x(mm)$	-36,81	-40,37	-2,97	19,33	-3,52	19,15
	$d_y(mm)$	165,05	-413,90	4,83	4,59	-12,68	-12,72
	$d_z(mm)$	44,89	-128,97	4,87	4,89	-22,30	-21,49
Caso 2	$d_x(mm)$	-32,48	-33,81	-6,20	19,71	-6,62	19,53
	$d_y(mm)$	142,83	-340,96	3,83	3,70	-11,75	-11,91
	$d_z(mm)$	51,13	-153,15	3,40	3,42	-28,45	-27,69
Caso 3	$d_x(mm)$	-22,78	-25,62	-0,44	7,29	-0,74	7,26
	$d_y(mm)$	90,93	-226,94	1,70	1,50	-9,91	-9,74
	$d_z(mm)$	12,03	-62,03	-4,80	-4,79	-13,61	-13,05
Caso 4	$d_x(mm)$	-3,53	-11,52	2,69	-8,99	2,65	-8,81
	$d_y(mm)$	-29,78	-82,87	-2,60	-2,67	-6,12	-5,71
	$d_z(mm)$	-39,07	41,43	-17,43	-17,44	-2,49	-2,09

Analisando a primeira situação de carga, correspondente ao carro-guincho no extremo da lança, verifica-se que a flecha máxima na extremidade da lança vale aproximadamente 414 mm e na extremidade da contralança a flecha diminui para aproximadamente 165 mm. Ambos os casos não respeitam o limite de $l/200$ imposto inicialmente.

Deste modo será assim necessário efectuar várias iterações de modo a que a estrutura cumpra os requisitos de deflexões máximos admissíveis ou seja estamos perante um problema em que há necessidade de controlar as flechas em pontos específicos da estrutura e por isso à partida as tensões de cálculo não serão um problema.

6.2.3 Análise detalhada

6.2.3.1 Novo esquema estático

Na próxima figura apresenta-se o novo esquema estático da estrutura.

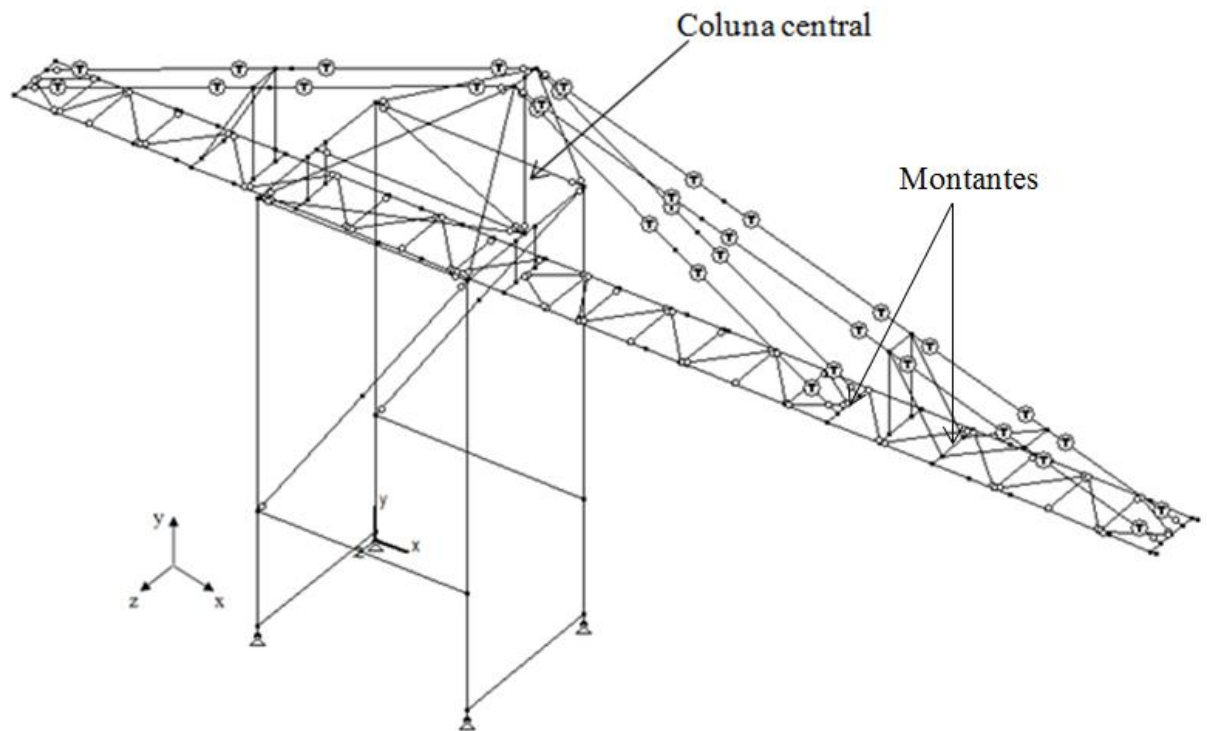


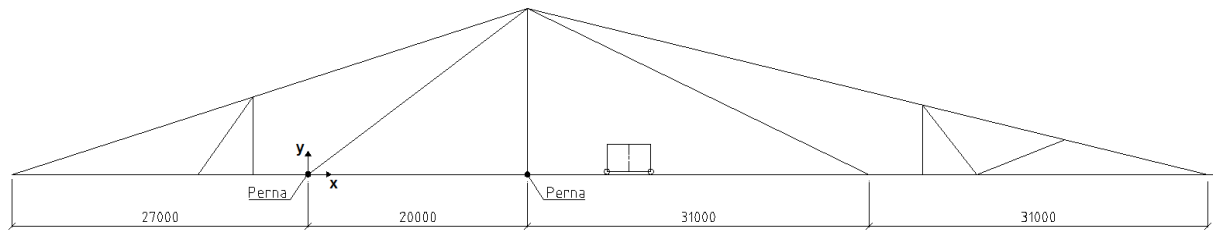
Figura 51 – Esquema estático (análise tridimensional detalhada)

Uma análise ao comportamento da estrutura permite verificar que para controlar a flecha máxima no extremo da lanca, atingida como anteriormente se constatou quando o carro-guincho se encontra no extremo da lanca, é crucial controlar os deslocamentos horizontais e verticais dos nós da ligação que permitem encaminhar os esforços dos tirantes da lanca e do tirante da contralanca para a torre principal (através das diagonais de ligação e das ligações verticais). Posto isto, verifica-se que houve a necessidade de acrescentar mais um elemento à ligação vertical que se designou “coluna central”.

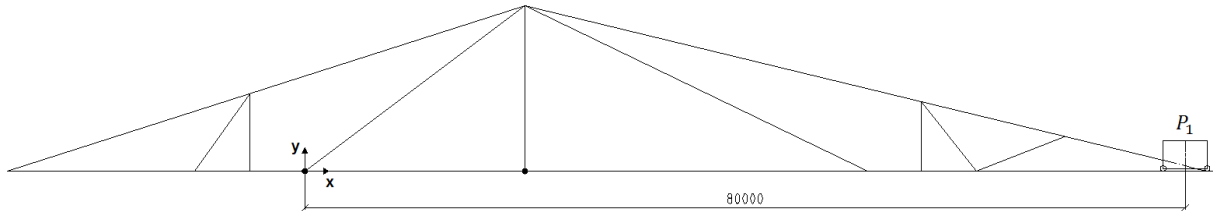
6.2.3.2 Análise dos esforços na estrutura

Posições do carro-guincho

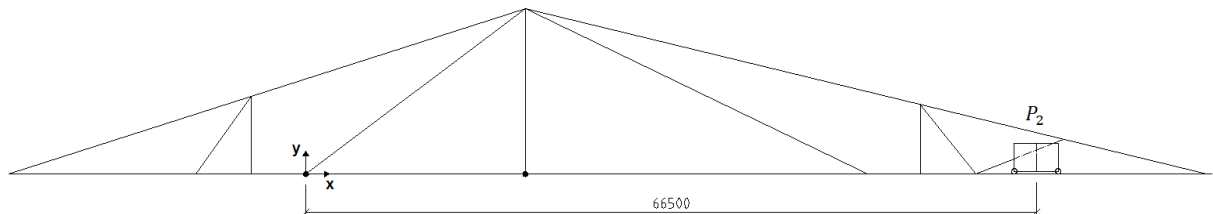
Uma análise muito cuidada dos esforços na estrutura do pórtico deveria incluir sucessivas posições do carro-guincho, por exemplo de 1 em 1 metro, para definir qual a situação mais crítica. A estrutura do pórtico tem uma envergadura total de 109,5 m o que torna a análise dos esforços na estrutura muito morosa, posto isto determina-se os esforços nos vários elementos considerando 7 posições do carro-guincho conforme se indica nas figuras abaixo.



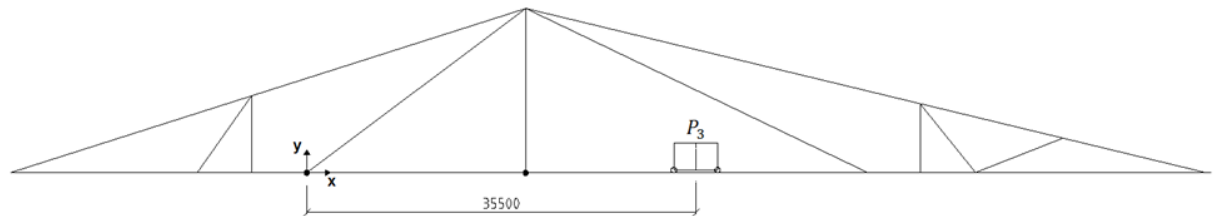
Posição 1 – Carro-guincho no extremo da lança.



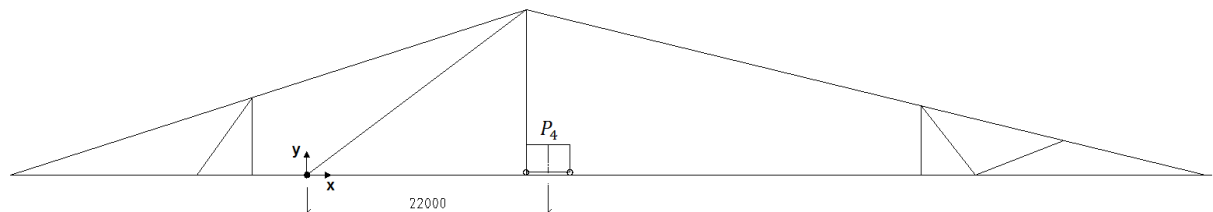
Posição 2 – Carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o da extremidade da lança.



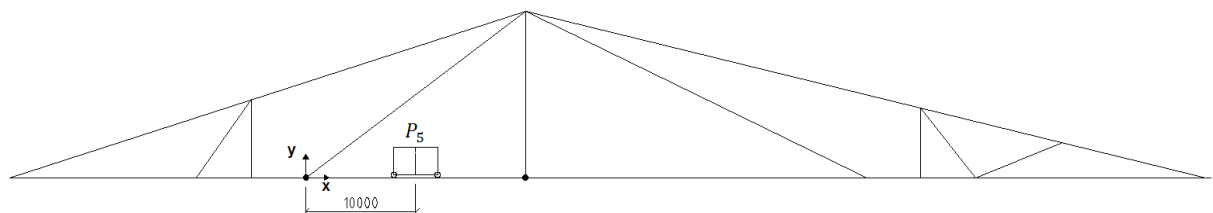
Posição 3 – Carro-guincho a meio vão entre a ligação da lança à travessa superior entre planos de pórtico e o tirante intermédio da lança.



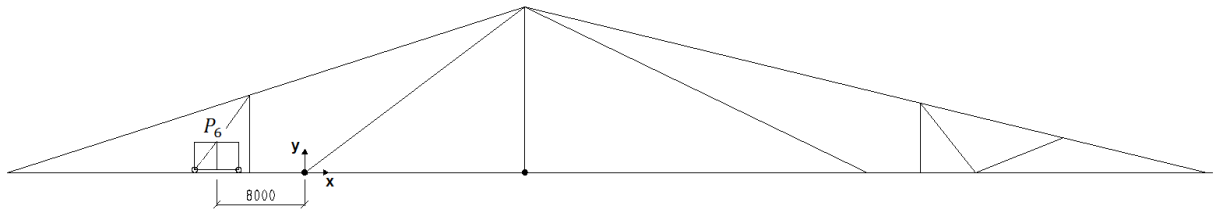
Posição 4 – Carro-guincho junto à ligação da lança à travessa superior entre planos de pórtico.



Posição 5 – Carro-guincho a meio vão entre as pernas da torre.



Posição 6 – Carro-guincho próximo dos reforços do tirante da contralança.



Posição 7 – Carro-guincho no extremo da contralança.

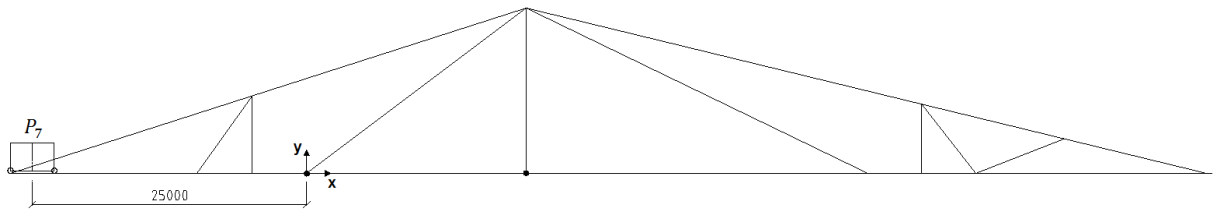


Figura 52 – Posições do carro-guincho consideradas para determinar os esforços instalados na estrutura do pórtico.

Nas próximas figuras apresenta-se a identificação dos elementos estruturais do pórtico.

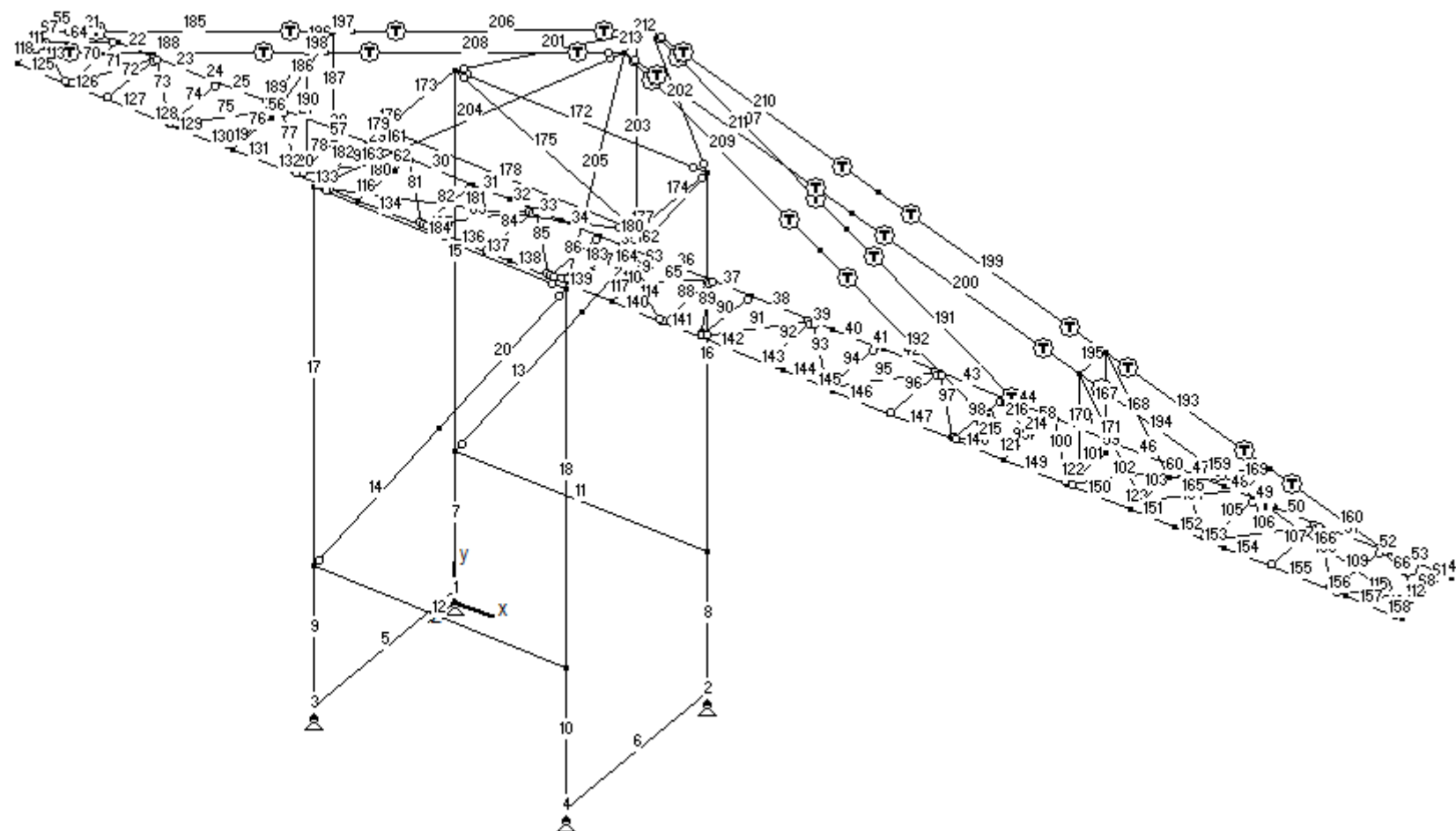


Figura 53 – Identificação dos elementos estruturais do pórtico de cais (vista tridimensional)

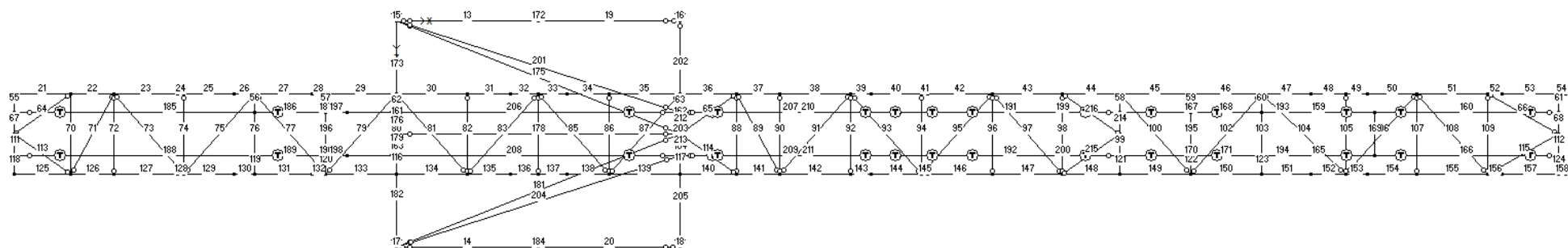


Figura 54 - Identificação dos elementos estruturais do pórtico de cais (vista de topo)

Uma otimização importante na estrutura seria verificar se é possível substituir a viga em caixão inicialmente proposta para a lança/contralança por uma viga em I. De salientar que as vigas em caixão são secções resistentes com um custo de fabrico superior aos perfis em I porque exigem um maior número de soldaduras e consequentemente mais mão-de-obra qualificada que acarreta custos consideráveis.

O Regulamento de Estruturas de Aço para Edifícios e Pontes (R.E.A.P.E.) impõe uma relação entre a largura do banzo, b e a espessura do banzo t_f e ainda uma relação entre a espessura da alma e a altura do perfil, h para o caso de secções I de bordos livres. As relações são dadas por:

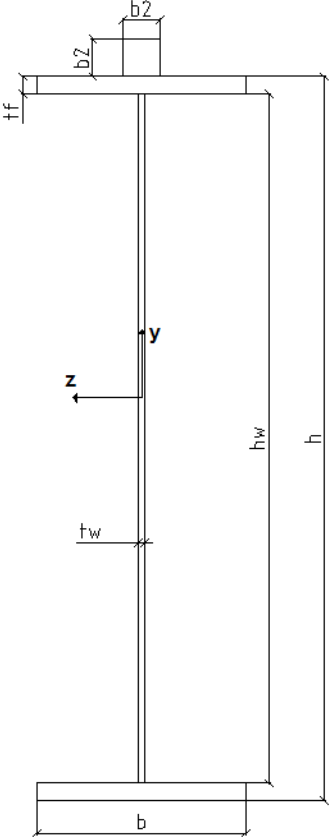
$$\frac{b}{t_f} \leq 30 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (6.7)$$

$$t_w > \frac{6}{1000} \times h \quad (6.8)$$

Relembrando que a secção resistente da lança/contralança deverá possuir com base na flecha máxima admissível um momento de inércia segundo o eixo forte de $I_z < 63779,1 \times 10^6 \text{ mm}^4$.

Na próxima tabela são apresentados as propriedades do perfil I projetado.

Tabela 24 – Propriedades da secção resistente da lança/contralança (Perfil I).

	Propriedades do perfil I (caminho de rolamento 100x100) para a lança e contralança	
	Parâmetro geométrico	Unidade
	Banzo, b	550 mm
	Espessura do banzo, t_f	45 mm
	Altura, h	1920 mm
	Altura da alma, h_w	1830 mm
	Espessura da alma, t_w	19 mm
	Carril, b_2	100 mm
	Massa por metro, G	741,5 kg/m
	Área, A	94270 mm^2
	Momento de inércia segundo z-z, I_z	$63426,98 \times 10^6 mm^4$
	Momento de inércia segundo y-y, I_y	$1257,19 \times 10^6 mm^4$
	Raio de giração segundo z-z, i_z	820,3 mm
	Raio de giração segundo y-y, i_y	115,5 mm
	Módulo elástico de resistência à flexão segundo z-z, $W_{el,z}$	$59438,6 \times 10^3 mm^3$
	Módulo elástico de resistência à flexão segundo y-y, $W_{el,y}$	$4571,6 \times 10^3 mm^3$

Verificação das condições imposta pelo R.E.A.P.E.:

$$\frac{b}{t_f} \leq 30 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \Leftrightarrow \frac{550}{45} = 12,22 < 30 \sqrt{\frac{235}{355}} = 24,41$$

$$t_w > \frac{6}{1000} \times h \Leftrightarrow 19 > \frac{6}{1000} \times 1920 = 11,52$$

Conclui-se que as condições impostas pelo R.E.A.P.E. são cumpridas.

De salientar que foram consideradas outros perfis I com inércia segundo o eixo forte mais reduzidas e consequentemente mais leves mas foi verificado que as flechas verticais permitidas não eram cumpridas.

Após muitas iterações chega-se ao seguinte conjunto de secções resistentes para os diversos elementos considerados:

Tabela 25 – Resumo das seções resistentes (análise tridimensional final)

Elemento		Secção	Massa (kg/m)
Pernas	Esquerda	LCHS Ø1880 mm, t = 19,1 mm	877
	Direita	LCHS Ø1880 mm, t = 20,6 mm	945
Travessas	Inferior	Viga em caixão 450x300x23x12 p=15	184,4
	Inferior (entre planos de pórtico)	Viga em caixão 1700x1100x35x17 p=50	1041,5
	Superior	LCHS Ø864 mm, t = 19,1 mm	398
	Superior (entre planos de pórtico)	Viga em caixão 1700x1100x35x17 p=50	1041,5
Diagonais	Contraventamento	LCHS Ø610 mm, t = 6,4 mm	95,3
	Ligação do pórtico aos tirantes	LCHS Ø965 mm, t = 20,6 mm	480
Ligação vertical do pórtico aos tirantes		LCHS Ø914 mm, t = 20,6 mm	454
Ligação vertical do pórtico aos tirantes (coluna central)		LCHS Ø914 mm, t = 20,6 mm	454
Lança e contralança		Perfil I1920x550x45x19	741,5
Tirantes	Contralança	HE 1000 B	314
	Lança (intermédio)	HE 600 B	212
	Lança (extremo)	HE 1000 B	314
Reforços para o tirante da extremidade da lança	Vertical	CHS Ø323,9 mm, t = 10,0 mm	77,4
	Diagonal extrema	CHS Ø193,7 mm, t = 5,0 mm	23,3
	Diagonal intermédia	CHS Ø273,0 mm, t = 12,5 mm	80,3
Reforços para o tirante da contralança	Vertical	CHS Ø355,6 mm, t = 6,3 mm	54,3
	Diagonal	CHS Ø193,7 mm, t = 6,3 mm	29,1
Ligação da lança/contralança às travessas superiores		LCHS Ø965 mm, t = 20,6 mm	429
Travamento horizontal no plano superior da torre		LCHS Ø864 mm, t = 19,1 mm	398
Travamento no interior da lança/contralança (montantes e diagonais)		CHS Ø244,5 mm, t = 8,0 mm	46,7
Ligação superior entre tirantes, ligação vertical e diagonais de ligação		Caixão 1300x1000x30x16 p=40	784,0
Montantes de ligação no interior da lança/contralança para os reforços dos tirantes da lança/contralança		Perfil I1920x550x45x19	741,5
Montantes de ligação das travessas superiores à lança/contralança		Caixão 1920x1200x30x19, p=20	1122,2

Montantes de ligação no interior da lança/contralança para os tirantes	Caixão 1920x900x35x17, p=20	990,2

Na próxima secção procede-se ao cálculo detalhado de todas as solicitações atuantes na estrutura do pórtico.

6.2.3.3 Solicitações

1. Peso próprio da estrutura, S_G

1.1. Guardas, parapeitos e cabos elétricos (solicitação na direção y-y)

A segurança dos utilizadores do pórtico é assegurada por guardas colocadas ao longo da extensão da lança e contralança.

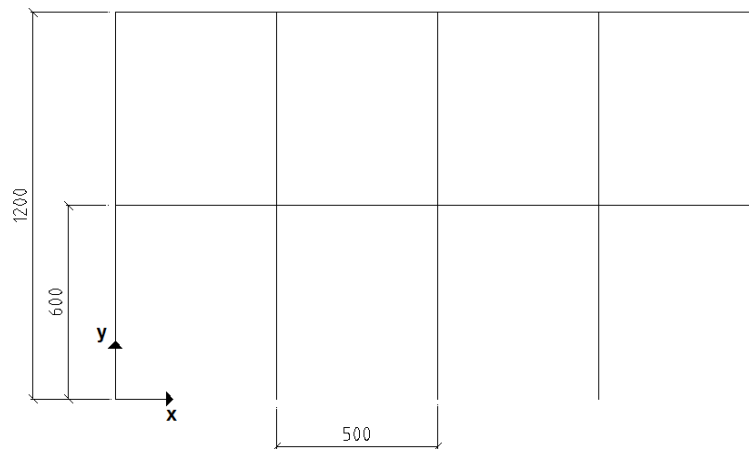


Figura 55 – Esquema das guardas da lança/contralança

O Regulamento de Estruturas em Aço para Edifícios e Pontes (R.E.A.P.E.) define no artigo 38º - Ações em guardas e parapeitos para estruturas privadas uma carga de 0,5 kN/m. Aplicando 0,5 kN/m na travessa superior da guarda como ilustrado na figura a seguir:

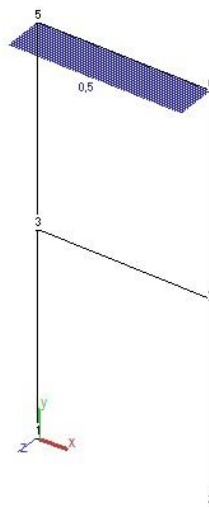


Figura 56 – Carregamento das guardas da lança/contralança

O momento fletor máximo segundo o eixo x vale 0,15 kN.m na base dos pilares. Considerando que seria utilizado um aço S235 seria necessário o seguinte módulo elástico de resistência à flexão:

$$W_{el,x} = \frac{0,15 \times 10^6}{\frac{235}{1,5}} \cong 957,3 \text{ mm}^3 \cong 0,96 \text{ cm}^3$$

Opta-se por um perfil tubular com diâmetro 26,9 mm e espessura 2,3 mm e $W_{el}=1,01 \text{ cm}^3$. Uma vez que os pilares estariam sujeitos apenas a momento fletor simples a tensão de cálculo seria dada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{0,15 \times 10^6}{1010} \cong 148,5 \text{ MPa} < f_y = 235 \text{ MPa}$$

O diagrama de momentos fletores M_x e o diagrama de flechas apresentam-se na figura seguinte:

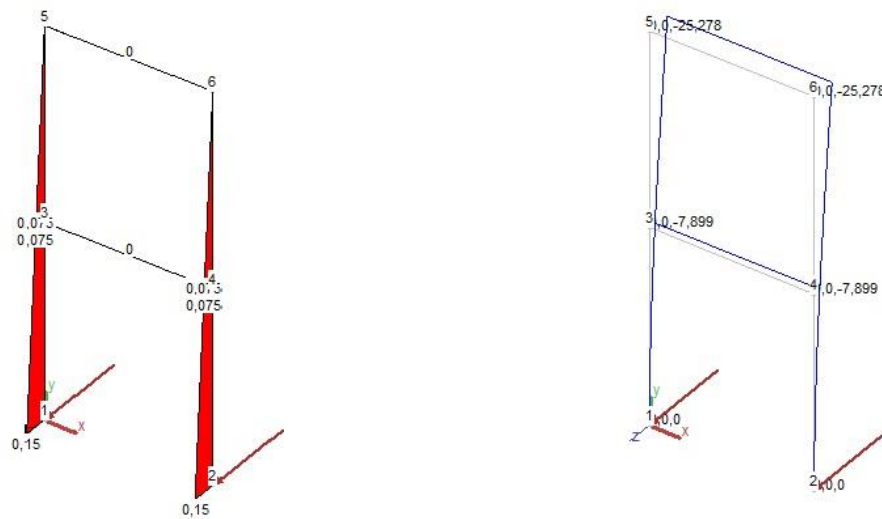


Figura 57 – Diagrama de momentos fletores e flechas nas guardas da lança/contralança

Verifica-se que a flecha máxima é naturalmente obtida nos nós do topo dos pilares da guarda e vale aproximadamente 25,3 mm ($G=1,40 \text{ kg/m}$).

O comprimento total da lança e contralança é 109,5 metros e largura 5,7 m.

Para construir uma guarda é necessário o seguinte comprimento de tubo:

$$N = \frac{L_{lança+contralança}}{L_{divisão}} = \frac{109,5}{0,5} = 219 \text{ divisões}$$

$$L_{1 \text{ var.}} = 109,5 + 109,5 + 1,20 \times (219 + 1) = 483 \text{ m}$$

$$m_{1 \text{ guarda}} = G_{tubo} \times L_{1 \text{ guarda}} \Leftrightarrow m_{1 \text{ guarda}} = 1,40 \times 483 \Leftrightarrow m_{1 \text{ guarda}} = 676,2 \text{ kg}$$

Dividindo a massa anterior pelo comprimento total da lança e contralança obtém-se a seguinte carga por metro:

$$C_{guarda} = \frac{m_{1 \text{ guarda}}}{L_{1 \text{ guarda}}} \Leftrightarrow C_{guarda} = \frac{676,2}{109,5} = 6,18 \text{ kg/m} \cong 62 \text{ N/m}$$

Considera-se uma carga uniformemente distribuída sobre a lança e contralança de intensidade 250 N/m devido aos cabos de elétricos. Deste modo a carga distribuída total a considerar na lança e contralança vale:

$$C_{guarda+cab.} = 250 + 62 = 312 \text{ N/m} \cong 0,312 \text{ kN/m}$$

1.2. Acessos do pórtico

Na próxima figura apresenta-se o aspeto de um lanço de escadas presente num dos pórticos de cais atualmente em funcionamento no Porto de Leixões.

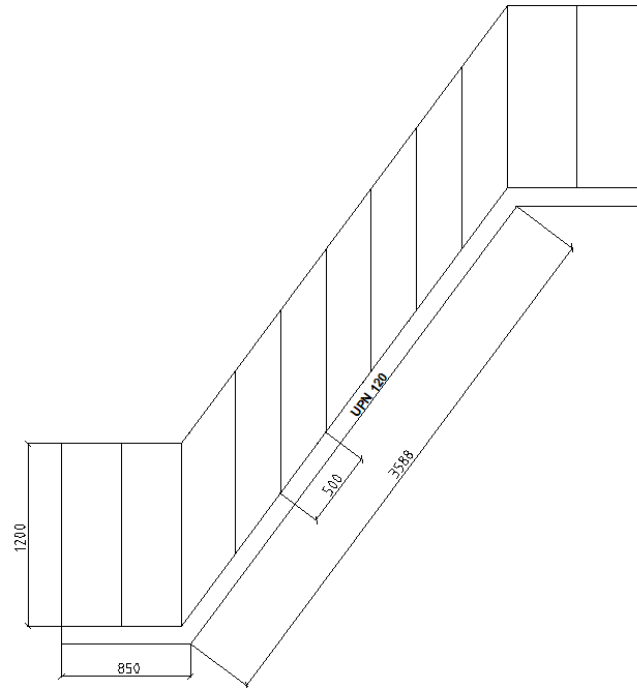


Figura 58 – Acessos do pórtico

O perfil UPR 120 tem uma massa de $13,4 \text{ kg/m}$. O painel que irá formar o chão e as escadas escolhido foi o C205 do fabricante Webforge [15] com uma massa de $22,5 \text{ kg/m}^2$ (anexo 1).

$$L_{tubo} = 12 \times 1,20 + (0,85 + 3,588) \times 2 = 23,28 \text{ m}$$

$$L_{viga} = 0,85 + 3,588 \cong 4,44 \text{ m}$$

$$A_{painel} = largura \times (n.^{\circ} \text{ escadas} \times L_{esc} + L_{ch\tilde{a}o}) = 0,625 \times (11 \times 0,249 + 0,85) = 2,24 \text{ m}^2$$

$$m_{1 \text{ plano.}} = G_{tubo} \times L_{tubo} + L_{viga} \times G_{viga} = 1,40 \times 23,28 + 4,44 \times 13,4 = 92,10 \text{ kg}$$

$$m_{1 \text{ lanço escadas}} = 92,10 \times 2 + 2,24 \times 22,5 \cong 234,6 \text{ kg}$$

Para subir até ao topo da perna esquerda (à cota de 42 m) será necessário aproximadamente 15 lanços de escada, assim:

$$m_{total \text{ acessos}} = m_{1 \text{ lanço escadas}} \times 15 \Leftrightarrow m_{total \text{ acessos}} = 234,6 \times 15 = 3519 \text{ kg}$$

2. Solicitações devidas aos movimentos verticais, S_L

2.1. Carga nominal (solicitação y-y)

A carga nominal origina reações na direção y-y assim esta solicitação será considerada nas 4 rodas do carro-guincho.

$$R_{rodas} = \gamma_c \times \psi \times R_{máx} = 1,2 \times 1,7 \times 234,8 \cong 478,0 \text{ kN}$$

3. Solicitações devidas aos movimentos horizontais, S_H

3.1. Forças transversais provocadas pelo rolamento (solicitação na direção z-z)

As forças transversais serão aplicadas nas duas rodas de um determinado lado.

$$R_T = \gamma_c \times R_{max} \times \lambda = 1,20 \times 11,74 \cong 14,1 \text{ kN}$$

3.2. Forças de inércia devido ao movimento de arranque e paragem do carro-guincho (solicitação x-x)

Esta solicitação será aplicada apenas numa roda de cada lado do carro-guincho.

$$F_T^{Carro-guincho} = 1,20 \times 40,0 = 48,0 \text{ kN}$$

3.3. Forças de inércia devido ao movimento de arranque e paragem do pórtico de cais (solicitação na direção z-z)

Cálculo de ψ_h

$$\mu = \frac{m_1}{m_{eq}}$$

Não serão considerados os seguintes elementos: travamentos no interior da lança/contralança ($G=46,7 \text{ kg/m}$), reforços dos tirantes da extremidade da lança e contralança nem os vários montantes no interior da lança que permitem a ligação dos tirantes e da lança à travessa superior entre planos de pórtico porque a sua massa é insignificante quando comparada por exemplo com a massa dos pilares ou da lança/contralança.

A próxima tabela apresenta uma síntese da massa total de cada elemento resistente bem como a massa equivalente da estrutura.

Tabela 26 – Massa equivalente (solicitações devidos aos movimentos horizontais, S_H).

Elemento		Comprimento (m)	Massa (kg/m)	Massa total (kg)
Pernas	Esquerda	42	877	$2 \times 42 \times 877 = 73668$
	Direita	42	945	$2 \times 42 \times 945 = 79380$
Travessas	Inferior	20	184,4	$2 \times 20 \times 184,4 = 7376$
	Inferior (entre planos de pórtico)	16	1041,5	$2 \times 16 \times 1041,5 = 33328$
	Superior	20	398	$2 \times 20 \times 398 = 15920$
	Superior (entre planos de pórtico)	16	1041,5	$2 \times 16 \times 1041,5 = 33328$
Diagonais	Contraventamento	36,06	95,3	$2 \times 36,06 \times 95,3 = 6873$
	Ligação do pórtico aos tirantes	25,83	480	$2 \times 25,83 \times 480 = 24797$
Ligação vertical do pórtico aos tirantes (diagonais)		32,7	454	$32,7 \times 454 = 14846$
Ligação vertical do pórtico aos tirantes (coluna central)		15	454	$15 \times 454 = 6810$
Lança e contralança		109,5	741,5	$2 \times 109,5 \times 741,5 = 162389$
Tirantes	Contralança	50,7	314	$2 \times 50,7 \times 314 = 31840$
	Lança (intermédio)	36,36	212	$2 \times 36,36 \times 212 = 15417$
	Lança (extremo)	64,85	314	$2 \times 64,85 \times 314 = 40726$
Travamento horizontal no plano superior da torre		63,08	398	$63,08 \times 398 = 25106$
				$\sum m = m_{eq} = 601802$

A massa equivalente vale aproximadamente 601,8 toneladas. O parâmetro μ é calculado por:

$$\mu = \frac{m_1}{m_{eq}} = \frac{m_{carga\ nominal}}{m_{eq.}} = \frac{65000}{601802} \cong 0,11 < 1$$

Como $\mu < 1$ é necessário determinar o parâmetro adimensional β .

$$\beta = \frac{T_m}{T_1}$$

Sendo:

T_m – Tempo para o qual a fase de abrandamento da grua duraria se a desaceleração fosse constante e o sistema em movimento não estivesse sujeito a deformação.

T_1 – Período de oscilação para o sistema pêndulo formado pela carga em suspensão (grua parada).

O tempo de desaceleração do pórtico foi determinado em 5.3.1. – Efeitos horizontais devidos às acelerações e desacelerações e vale:

$$T_m = \frac{V_{portico}}{a_m} \cong 3,6 \text{ s}$$

Nota: foi considerado que o valor de aceleração é igual ao de desaceleração.

O período de oscilação para um sistema de pêndulo pode ser determinado por:

$$T_1 = \frac{2\pi}{\omega_1} = 2\pi \left(\frac{l}{g} \right)^{0,5}$$

Considera-se que o comprimento l como sendo a altura média de elevação da carga ou seja $l = 12,5 \text{ m}$.

Substituindo:

$$T_1 = 2\pi \left(\frac{12,5}{9,8} \right)^{0,5} \cong 7,10 \text{ s}$$

O parâmetro adimensional é então dado por:

$$\beta = \frac{T_m}{T_1} = \frac{3,6}{7,10} \cong 0,51$$

Na próxima figura é evidenciada a relação entre Ψ_h e β para vários valores de μ .

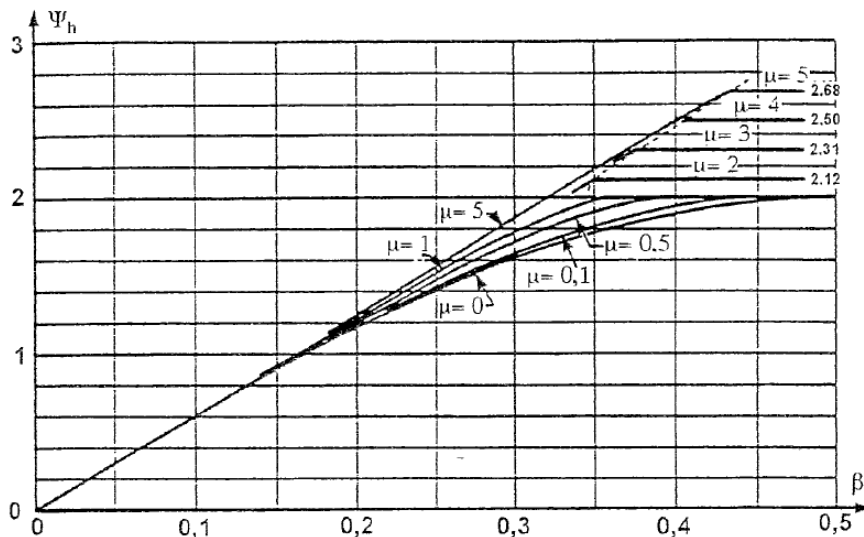


Figura 59 - Relação entre Ψ_h e o parâmetro β para vários valores de μ (cálculo das forças de inércia devidas ao movimento do pórtico de cais)

De notar que a curva $\mu=0$ representa o caso de um sistema com aceleração regulada.

Analisando o gráfico anterior conclui-se que para o caso de $\beta > 0,5$ e $\mu < 1$ o coeficiente de majoração Ψ_h vale 2.

A força de inércia para cada elemento é determinada por:

$$F_{I,elemento} = \Psi_h \times (l_{elemento} \times m_{elemento}) \times a_m^{p\acute{o}rtico} \text{ (kN/m)}$$

Sendo a aceleração média do pórtico de cais igual a $0,21 \text{ m/s}^2$. Na próxima tabela apresenta-se um resumo dos cálculos efetuados para determinar as forças de inércia associadas aos vários elementos resistentes do pórtico.

Tabela 27 – Forças de inércia devidas ao movimento do pórtico de cais (solicitações devidos aos movimentos horizontais, S_H).

Elemento		Comprimento (m)	Força de inércia (kN)	Forças de inércia por metro (kN/m)
Pernas	Esquerda	42	$=2 \times (42 \times 877) \times 0,21 = 15,47$	$\frac{15,47}{42} = 0,37$
	Direita	42	$=2 \times (42 \times 945) \times 0,21 = 16,67$	$\frac{16,67}{42} = 0,40$
Travessas	Inferior	20	$=2 \times (20 \times 184,4) \times 0,21 = 1,55$	$\frac{1,55}{20} = 0,08$
	Inferior (entre planos de pórtico)	16	$=2 \times (16 \times 1041,5) \times 0,21 = 7,00$	-
	Superior	20	$=2 \times (20 \times 398) \times 0,21 = 3,34$	$\frac{3,34}{20} = 0,17$
	Superior (entre planos de pórtico)	16	$=2 \times (16 \times 1041,5) \times 0,21 = 7,00$	-
Diagonais	Contraventamento	36,06	$=2 \times (36,06 \times 95,3) \times 0,21 = 1,44$	$\frac{1,44}{36,06} = 0,04$
	Ligação do pórtico aos tirantes	25,83	$=2 \times (25,83 \times 480) \times 0,21 = 5,21$	$\frac{5,21}{25,83} = 0,20$
Ligação vertical do pórtico aos tirantes		32,7	$=2 \times (32,7 \times 454) \times 0,21 = 6,24$	$\frac{6,24}{32,7} = 0,19$
Ligação vertical do pórtico aos tirantes (coluna central)		15	$=2 \times (15 \times 454) \times 0,21 = 2,86$	$\frac{2,86}{15} = 0,19$
Lança e contralança		109,5	$=2 \times (109,5 \times 741,5) \times 0,21 = 34,10$	$\frac{34,10}{109,5} = 0,31$
Tirantes	Contralança	50,7	$=2 \times (50,7 \times 314) \times 0,21 = 6,69$	$\frac{6,69}{50,7} = 0,13$
	Lança (intermédio)	36,36	$=2 \times (36,36 \times 212) \times 0,21 = 3,24$	$\frac{3,24}{36,36} = 0,09$
	Lança (extremo)	64,85	$=2 \times (64,85 \times 314) \times 0,21 = 8,55$	$\frac{8,55}{64,85} = 0,13$
Travamento horizontal no plano superior da torre		63,08	$=2 \times (63,08 \times 398) \times 0,21 = 10,54$	$\frac{10,54}{63,08} = 0,17$

As forças de inércia associadas às travessas inferiores e superiores entre planos de pórtico serão consideradas como cargas concentradas.

As forças de inércia devidas ao movimento do pórtico de cais serão aplicadas nas rodas do carro-guincho mas esta situação só será considerada quando o carro estiver posicionado entre

as pernas da torre, por outras palavras quando o pórtico se movimenta o carro-guincho terá necessariamente de estar parado entre as pernas da torre principal e sem carga nominal.

Para o carro-guincho a força inércia será distribuída pelas 4 rodas do carro-guincho, ou seja neste caso a força de inércia é dada pela expressão:

$$F_{I,carro-guincho} = \Psi_h \times m_{carro-guincho} \times a_m^{p\acute{o}rtico} \text{ (kN/roda)}$$

Para o carro-guincho (solicitação z-z):

$$F_{I,carro-guincho} = 2 \times 30000 \times 0,21 = 12,6 \text{ kN}$$

$$F_{I,carro-guincho} = \frac{12,6}{4} = 3,15 \text{ kN/roda}$$

4. Solicitações originadas pelos efeitos climáticos, S_w

4.1. Força do vento (solicitação na direção z-z)

A força do vento é diretamente proporcional à área frontal de cada elemento e será modelada como uma carga distribuída ao longo do comprimento de cada elemento.

A força do vento no 1º plano de pórtico é determinada pela expressão:

$$F_1 = A \times q \times C_f$$

Perna esquerda e direita

Em seguida exemplifica-se o método de cálculo dos coeficientes de forma e blindagem para o caso das pernas esquerda e direita, posteriormente será apresentada uma tabela com a compilação de todos os coeficientes para os vários elementos resistentes.

O coeficiente de forma é igual para a perna direita e esquerda porque o diâmetro das secções é o mesmo. O coeficiente de forma é determinado em função de: $D \times V_s = 1,880 \times 20 = 37,6 > 6 \text{ m}^2/\text{s}$ e $1/D = 42000/1880 = 22,34$ consultando a tabela 8 (ver 5.4.1. – ação do vento sobre a estrutura) resulta $C_f = 0,70$.

Para o cálculo da força do vento no 2º plano de pórtico é necessário determinar o coeficiente de blindagem η . O coeficiente de blindagem é dado em função da razão de espaçamento, $a/B = 16000/21880 \cong 0,73$ e da razão de solidez, $A/A_e = 0,232$ resultando $\eta = 0,52$. A razão de solidez foi calculada por:

$$\frac{A}{A_e} = \frac{(42 - 1,442/2) \times 1,880}{42 \times 21,880} + \frac{20 \times 0,3556}{42 \times 21,880} + \frac{36,06 \times 0,610}{42 \times 21,880} + \frac{(42 - 1,442/2)}{42 \times 21,880} + \frac{20 \times 1,422}{42 \times 21,880} \cong 0,232$$

Os valores anteriormente utilizados são explicitados na próxima figura.

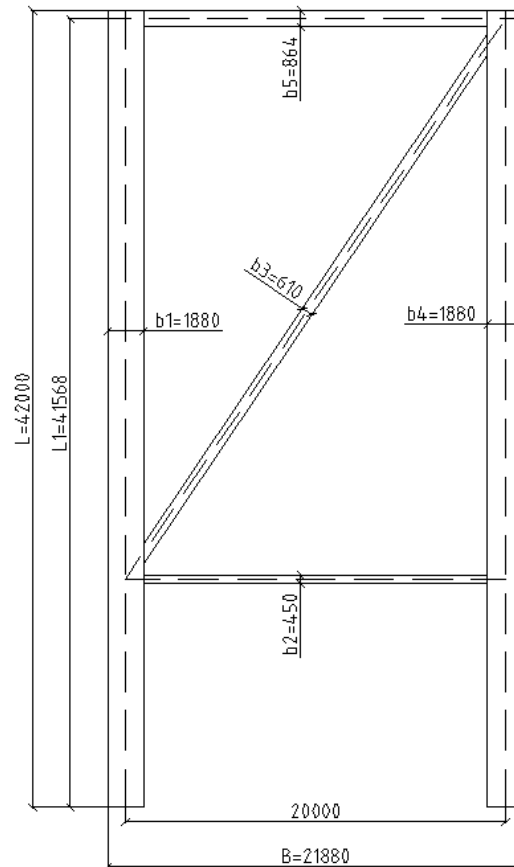


Figura 60 – Esquema da torre (c3lculo da raz3o de solidez)

Na pr3xima tabela apresenta-se uma s3ntese dos coeficientes de forma e de blindagem para os v3rios elementos resistentes.

Tabela 28 – Coeficientes de forma e blindagem para os vários elementos resistentes do pórtico de cais (ação do vento)

Elemento		Secção	Parâmetro geométrico característico	Comprimento dos elementos individuais (m)	Cálculos preliminares	Coeficiente de forma, C_f	Coeficiente de blindagem, η
Pernas	Esquerda	Tubular	$\varnothing = 1880$	42	$\frac{1}{D} = \frac{42000}{1880} = 22,3$ $D \times V_s = 1,880 \times 20 = 37,6 > 6 \text{ m}^2/s$	0,70	0,52
	Direita	Tubular	$\varnothing = 1880$				
Travessas	Inferior	Viga em caixão	h = 450	20	$\frac{1}{b} = \frac{20000}{450} = 44,4$	1,55	0,52
	Superior	Tubular	$\varnothing = 864$	20	$\frac{1}{D} = \frac{20000}{864} = 23,2$ $D \times V_s = 0,864 \times 20 = 17,3 > 6 \text{ m}^2/s$	0,70	0,52
Diagonais	Contraventamento	Tubular	$\varnothing = 610$	36,06	$\frac{1}{D} = \frac{36060}{610} = 59,1 > 50$ $D \times V_s = 0,610 \times 20 = 12,2 > 6 \text{ m}^2/s$	0,80	0,52
	Ligação do pórtico aos tirantes		$\varnothing = 965$	25,83	$\frac{1}{D} = \frac{25830}{965} = 26,8$ $D \times V_s = 0,965 \times 20 = 19,3 > 6 \text{ m}^2/s$	0,70	0,80
Ligação vertical do pórtico aos tirantes		Tubular	$\varnothing = 914$	15	$\frac{1}{D} = \frac{15000}{965} = 15,5$ $D \times V_s = 0,965 \times 20 = 19,3 > 6 \text{ m}^2/s$	0,68	0,80
Ligação vertical do pórtico aos tirantes (coluna central)				15			0,64
Lança e contralança		Perfil I	h = 1920	109,5	$\frac{1}{b} = \frac{109500}{1920} = 57,0 > 50$	1,6	0,32
Tirantes	Contralança	Perfil HEB	h = 1000	50,7	$\frac{1}{b} = \frac{50700}{1000} = 50,7 > 50$	1,6	0,33
	Lança (intermédio)		h = 600	36,36	$\frac{1}{b} = \frac{36360}{600} = 60,6 > 50$	1,6	0,68
	Lança (extremo)		h = 1000	64,85	$\frac{1}{b} = \frac{64850}{1000} = 64,9 > 50$	1,6	0,33

Cálculo das forças do vento no 1º e 2º plano de pórticos

Perna esquerda e direita

$$F_{p.1} = (1,880 \times 42) \times 250 \times 0,70 \cong 13,82 \text{ kN}$$

$$F_{p.2} = 0,52 \times (1,880 \times 42) \times 250 \times 0,70 \cong 7,19 \text{ kN}$$

$$F_{p.1}^{metro} = \frac{F_{p.1}}{L_{p.}} = \frac{13,82}{42} \cong 0,33 \text{ kN/m}$$

$$F_{p.2}^{metro} = \frac{F_{p.2}}{L_{p.}} = \frac{7,19}{42} \cong 0,17 \text{ kN/m}$$

Travessa inferior

$$F_{trav. inf.1} = (0,450 \times 20) \times 250 \times 1,55 \cong 3,49 \text{ kN}$$

$$F_{trav.inf.1} = 0,52 \times (0,450 \times 20) \times 250 \times 1,55 \cong 1,81 \text{ kN}$$

$$F_{trav.inf.1}^{metro} = \frac{F_{trav.inf.1}}{L_{trav.inf.}} = \frac{3,49}{20} \cong 0,17 \text{ kN/m}$$

$$F_{trav.inf.2}^{metro} = \frac{F_{trav.inf.2}}{L_{trav.inf.}} = \frac{1,81}{20} \cong 0,09 \text{ kN/m}$$

Diagonal do contraventamento

$$F_{d.cont.1} = (0,610 \times 36,06) \times 250 \times 0,80 \cong 4,40 \text{ kN}$$

$$F_{d.cont.1} = 0,52 \times (0,610 \times 36,06) \times 250 \times 0,80 \cong 2,29 \text{ kN}$$

$$F_{d.cont.1}^{metro} = \frac{F_{d.cont.1}}{L_{d.cont.}} = \frac{4,40}{36,06} \cong 0,12 \text{ kN/m}$$

$$F_{d.cont.2}^{metro} = \frac{F_{d.cont.2}}{L_{d.cont.}} = \frac{2,29}{36,06} \cong 0,06 \text{ kN/m}$$

Travessa superior

$$F_{trav. sup.1} = (1,700 \times 20) \times 250 \times 0,67 \cong 5,70 \text{ kN} \Rightarrow F_{trav. sup.1}^{metro} = 0,29 \text{ kN/m}$$

$$F_{trav. sup.2} = 0,52 \times (1,700 \times 20) \times 250 \times 0,67 \cong 2,96 \text{ kN} \Rightarrow F_{trav. sup.2}^{metro} = 0,15 \text{ kN/m}$$

$$F_{trav. sup.3} = 0,52^{(3-1)} \times (1,700 \times 20) \times 250 \times 0,67 \cong 1,54 \text{ kN} \Rightarrow F_{trav. sup.3}^{metro} = 0,08 \text{ kN/m}$$

$$F_{trav. sup.4} = 0,52^{(4-1)} \times (1,700 \times 20) \times 250 \times 0,67 \cong 0,80 \text{ kN} \Rightarrow F_{trav. sup.4}^{metro} = 0,04 \text{ kN/m}$$

$$F_{trav. sup.5} = 0,52^{(5-1)} \times (1,700 \times 20) \times 250 \times 0,67 \cong 0,42 \text{ kN} \Rightarrow F_{trav. sup.5}^{metro} = 0,02 \text{ kN/m}$$

Lança/Contralança

$$F_{LeCL1} = (1,920 \times 109,5) \times 250 \times 1,6 \cong 84,1 \text{ kN} \Rightarrow F_{LeCL1}^{metro} \cong 0,77 \text{ kN/m}$$

$$F_{LeCL1} = 0,32 \times (1,920 \times 109,5) \times 250 \times 1,6 \cong 26,9 \text{ kN} \Rightarrow F_{LeCL2}^{metro} \cong 0,25 \text{ kN/m}$$

Tirantes

- Extremidade da lança

$$F_{tir. ext.1} = (1,000 \times 64,85) \times 250 \times 1,6 \cong 25,94 \text{ kN} \Rightarrow F_{tir. ext.1}^{metro} \cong 0,40 \text{ kN/m}$$

$$F_{tir. ext.1} = 0,33 \times (1,000 \times 64,85) \times 250 \times 1,6 \cong 8,56 \text{ kN} \Rightarrow F_{tir. ext.2}^{metro} \cong 0,13 \text{ kN/m}$$

- Intermédio

$$F_{tir. int.1} = (0,600 \times 36,36) \times 250 \times 1,6 \cong 8,73 \text{ kN} \Rightarrow F_{tir. int.1}^{metro} \cong 0,24 \text{ kN/m}$$

$$F_{tir. int.1} = 0,68 \times (0,600 \times 36,36) \times 250 \times 1,6 \cong 5,93 \text{ kN} \Rightarrow F_{tir. int.2}^{metro} \cong 0,16 \text{ kN/m}$$

- Contralança

$$F_{tir. CL1} = (1,000 \times 50,70) \times 250 \times 1,6 \cong 20,28 \text{ kN} \Rightarrow F_{tir. CL1}^{metro} \cong 0,40 \text{ kN/m}$$

$$F_{tir. CL1} = 0,33 \times (1,000 \times 50,70) \times 250 \times 1,6 \cong 6,70 \text{ kN} \Rightarrow F_{tir. CL2}^{metro} \cong 0,13 \text{ kN/m}$$

Parte superior da torre

Neste caso considera-se a área projetada da diagonal da ligação dos tirantes à torre e da ligação vertical da torre aos tirantes no plano da torre.

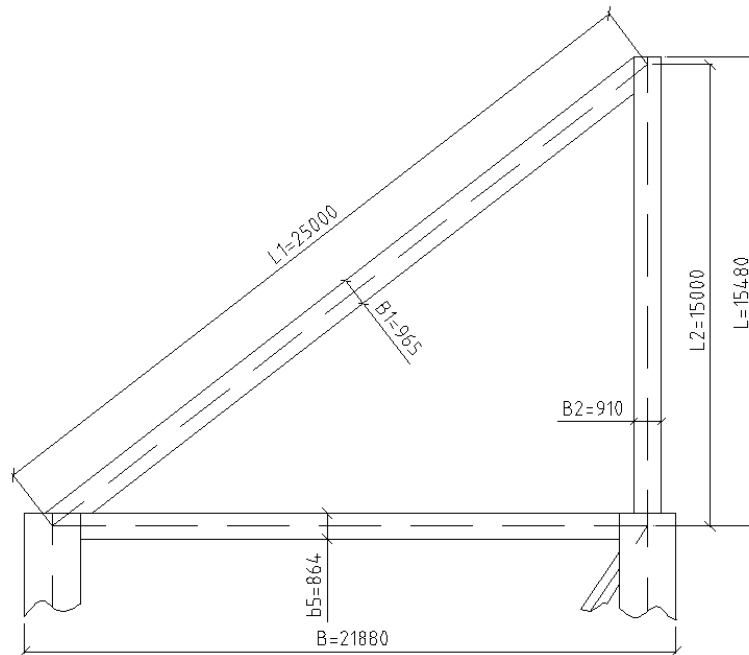


Figura 61– Esquema da parte superior da torre (cálculo da razão de solidez)

$$\frac{A}{A_e} = \frac{25 \times 0,965}{15,48 \times 21,880} + \frac{15 \times 0,914}{15,48 \times 21,880} \cong 0,112$$

- Diagonal de ligação dos tirantes à torre

$$F_{d.sup.1} = (0,965 \times 25) \times 250 \times 0,70 \cong 4,22 \text{ kN} \Rightarrow F_{d.sup.1}^{metro} = 0,17 \text{ kN/m}$$

$$F_{d.sup.2} = 0,80 \times (0,965 \times 25) \times 250 \times 0,70 \cong 3,38 \text{ kN} \Rightarrow F_{d.sup.2}^{metro} = 0,14 \text{ kN/m}$$

- Ligação vertical da torre aos tirantes

$$F_{l.vert.1} = (0,914 \times 15) \times 250 \times 0,68 \cong 2,33 \text{ kN} \Rightarrow F_{l.vert.1}^{metro} = 0,16 \text{ kN/m}$$

$$F_{l.vert.2} = 0,80 \times (0,914 \times 15) \times 250 \times 0,68 \cong 1,86 \text{ kN} \Rightarrow F_{l.vert.2}^{metro} = 0,12 \text{ kN/m}$$

$$F_{l.vert.3} = 0,80^{(3-1)} \times (0,914 \times 15) \times 250 \times 0,68 \cong 1,49 \text{ kN} \Rightarrow F_{l.vert.3}^{metro} = 0,10 \text{ kN/m}$$

6.2.3.4 Diagrama de esforços

Nas próximas figuras apresentam-se os diagramas de esforços para as várias posições do carro-guincho consideradas.

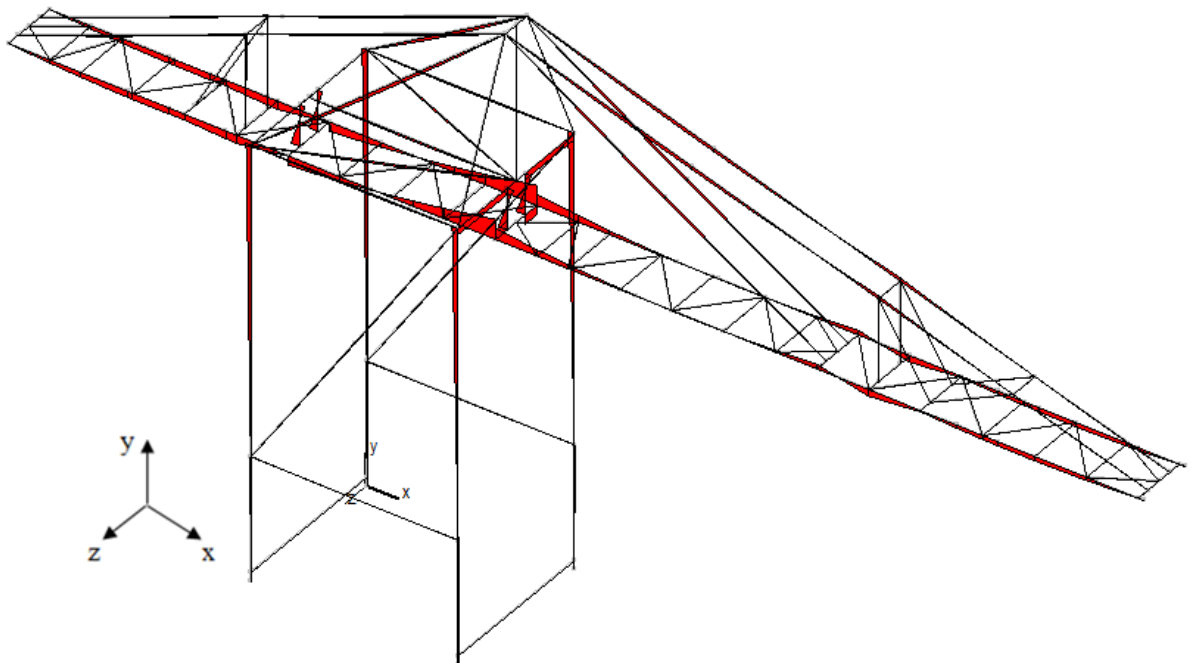


Figura 62 – Diagrama de momentos fletores M_z devido ao peso próprio da estrutura (análise tridimensional detalhada).

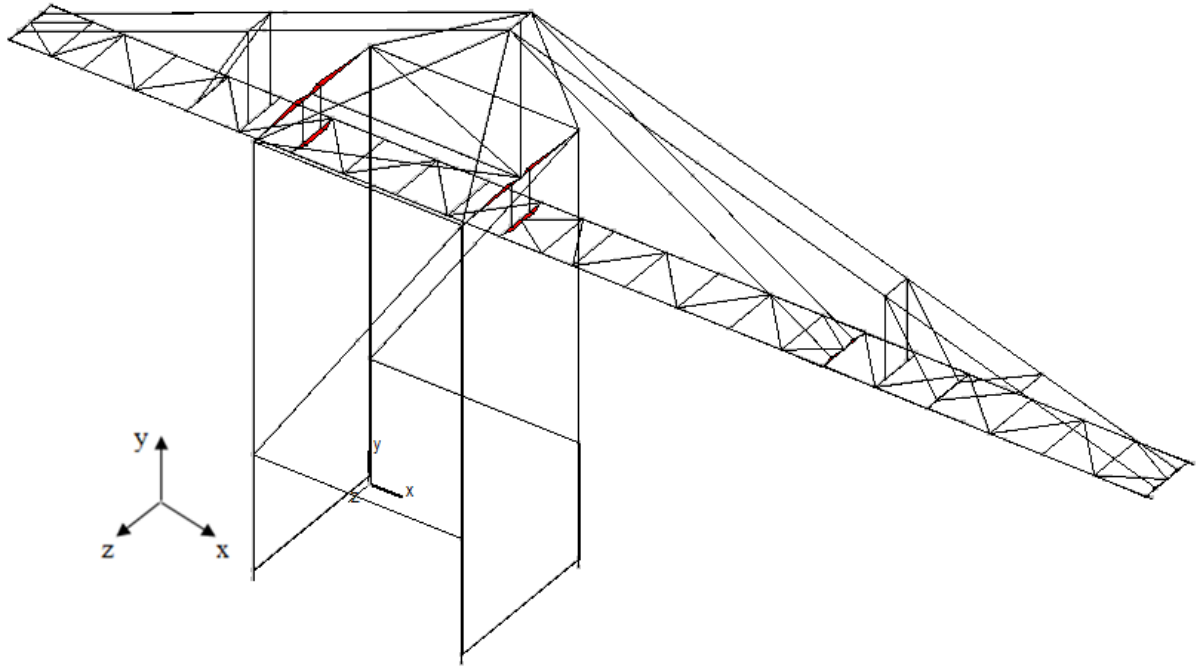


Figura 63 – Diagrama de momentos fletores M_y para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).

Caso 1 – Carro-guincho no extremo da lança

Esforços normais

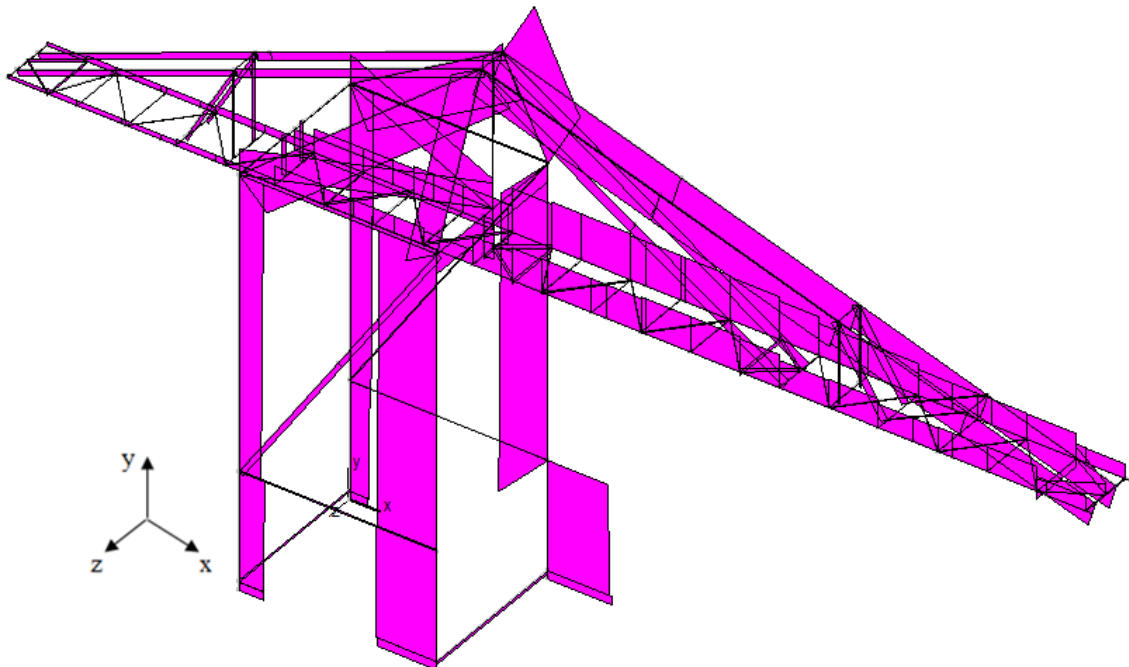


Figura 64 – Diagrama de esforços normais para o caso de o carro-guincho estar no extremo da lança (análise tridimensional detalhada).

Nota: Os esforços normais na perna direita aparentemente têm direções diferentes mas na realidade a distribuição é idêntica ao mostrado para as outras pernas. De frisar que o desenho

dos diagramas sejam de esforços normais, momentos fletores, esforços transversos ou torção depende de como o programa coloca o sistema de eixos local de cada membro.

Momento fletor M_z

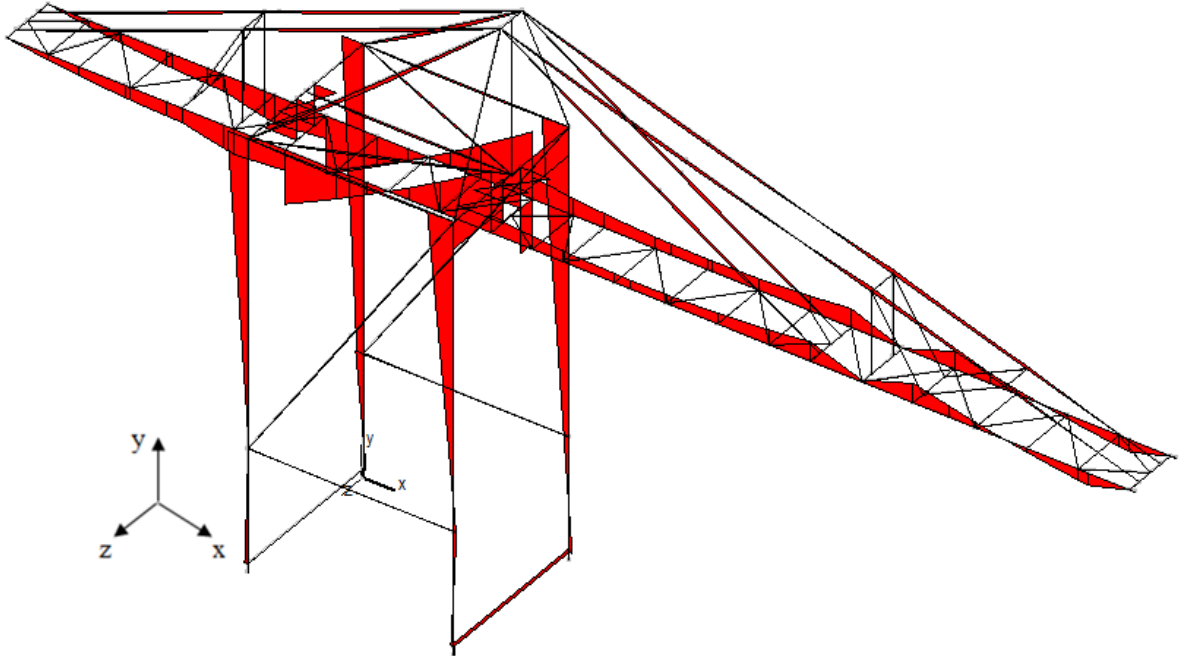


Figura 65 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).

Momento fletor M_y

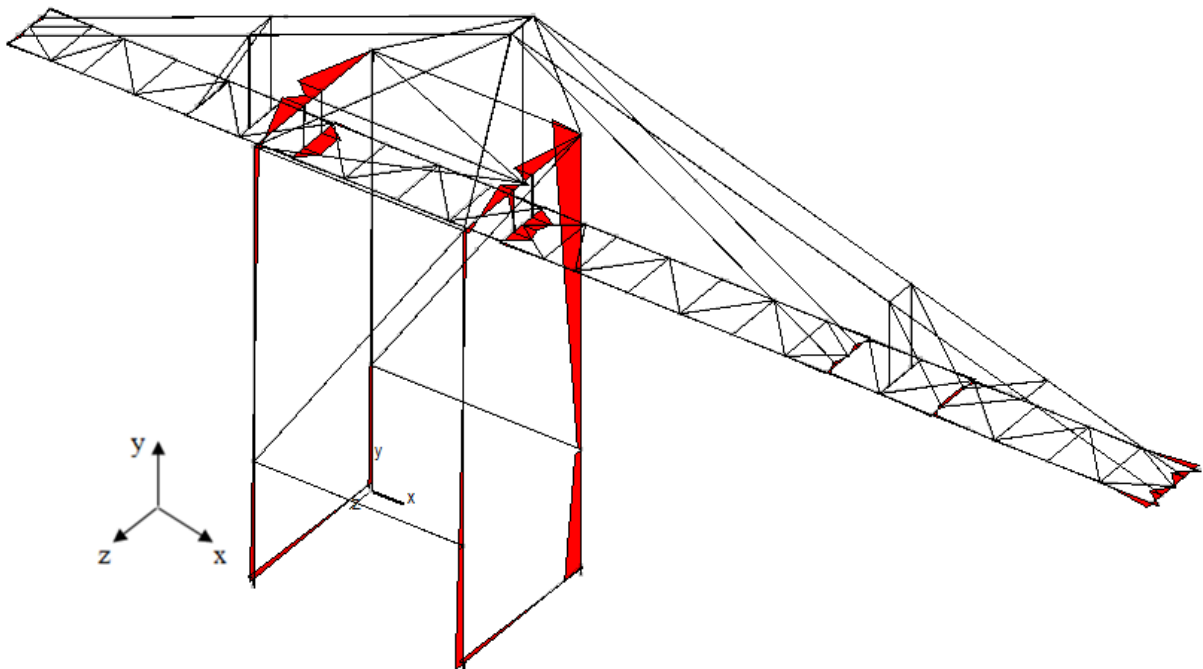


Figura 66 – Diagrama de momentos fletores M_y para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).

Esforço transverso V_y

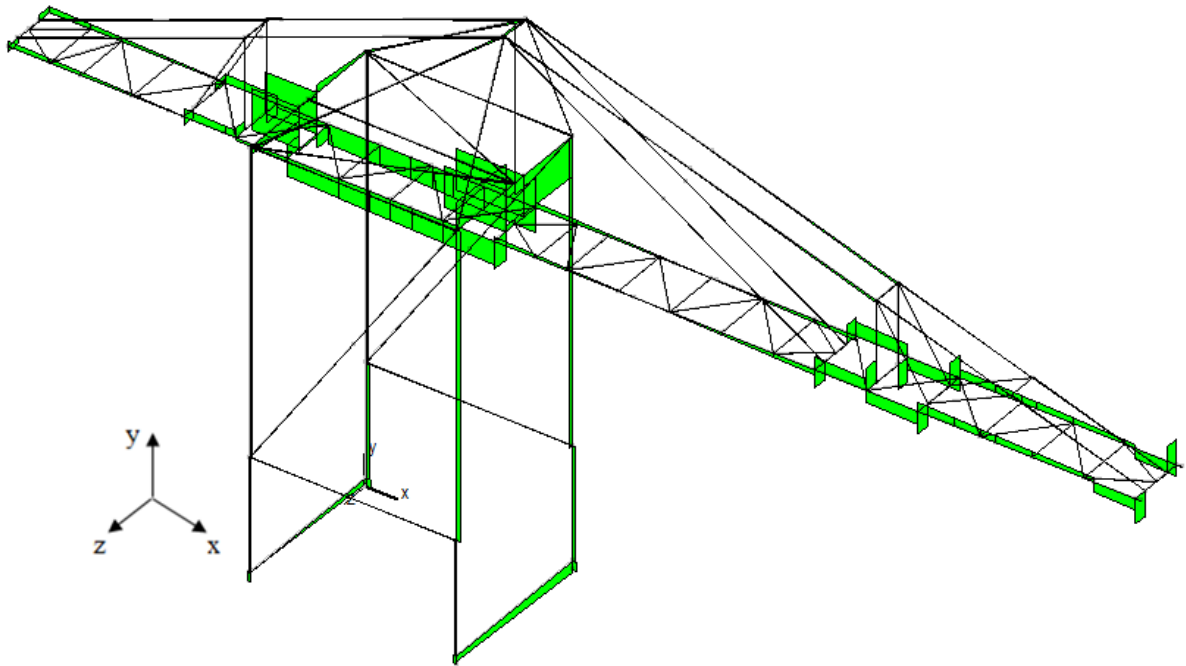


Figura 67 – Diagrama de esforços transversos V_y para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).

Esforço transverso V_z

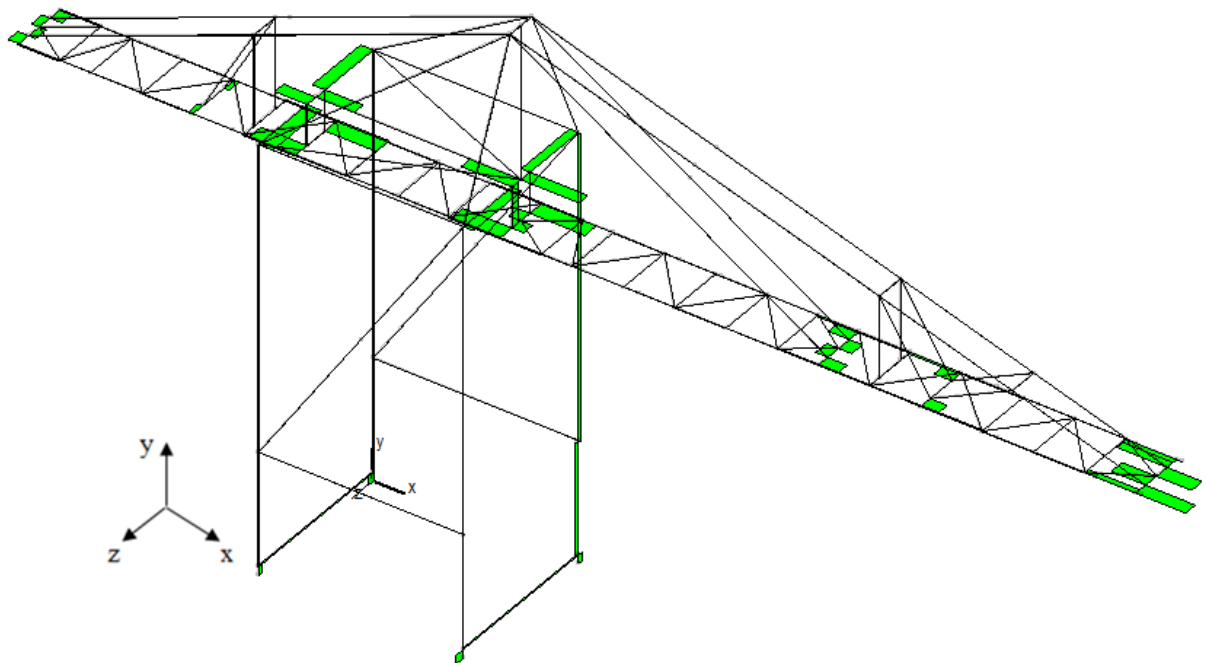


Figura 68 – Diagrama de esforços transversos V_z para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).

Torção

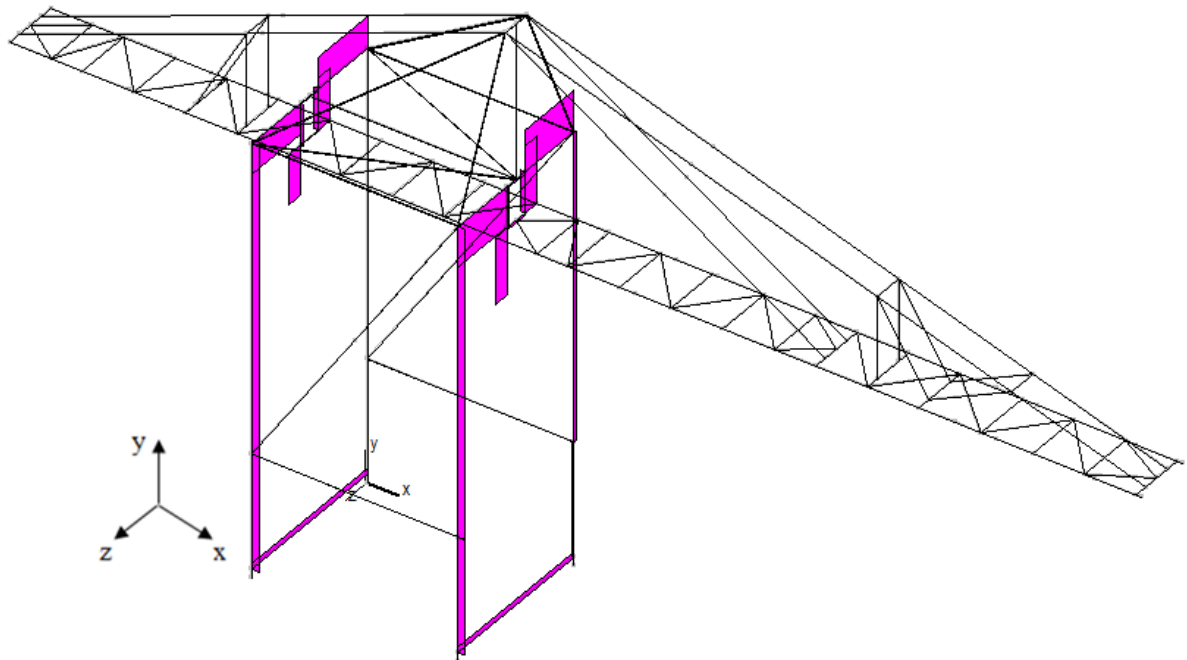


Figura 69 – Torção, M_t para o caso 1 (análise tridimensional detalhada).

Caso 2 – Carro-guincho a meio vão entre o tirante intermédio e o da extremidade da lança.

Momento fletor M_z

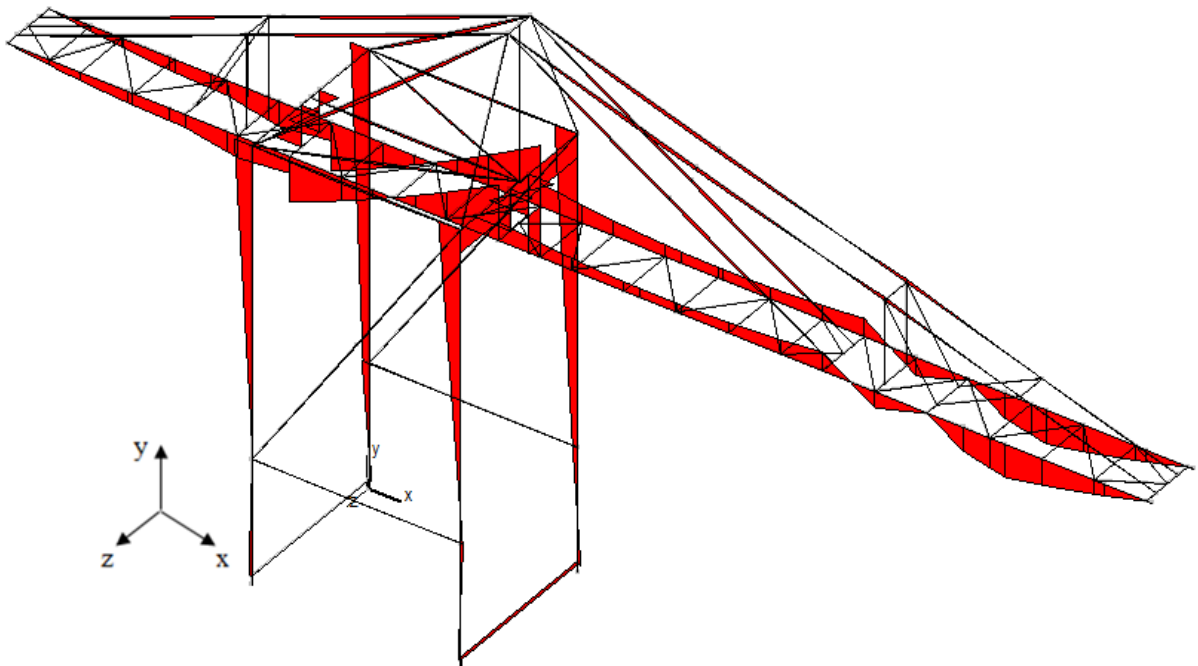


Figura 70 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 2 (análise tridimensional detalhada).

Momento fletor M_y

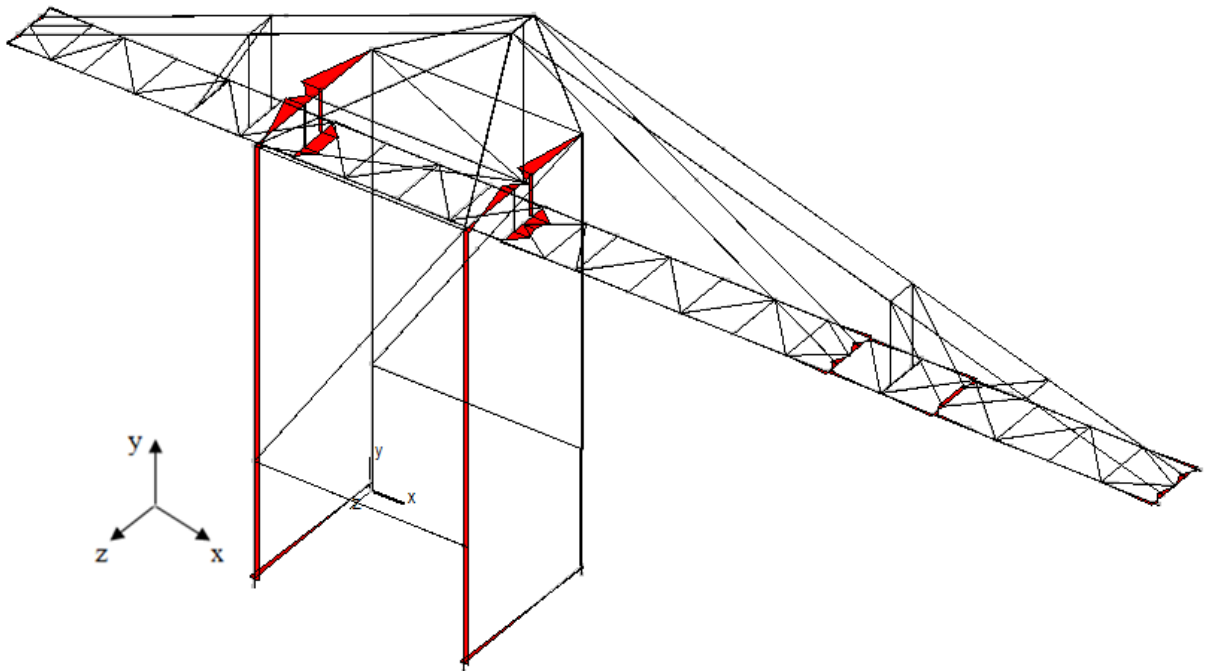


Figura 71 – Diagrama de momentos fletores M_y para o caso 2 (análise tridimensional detalhada).

Esforços normais

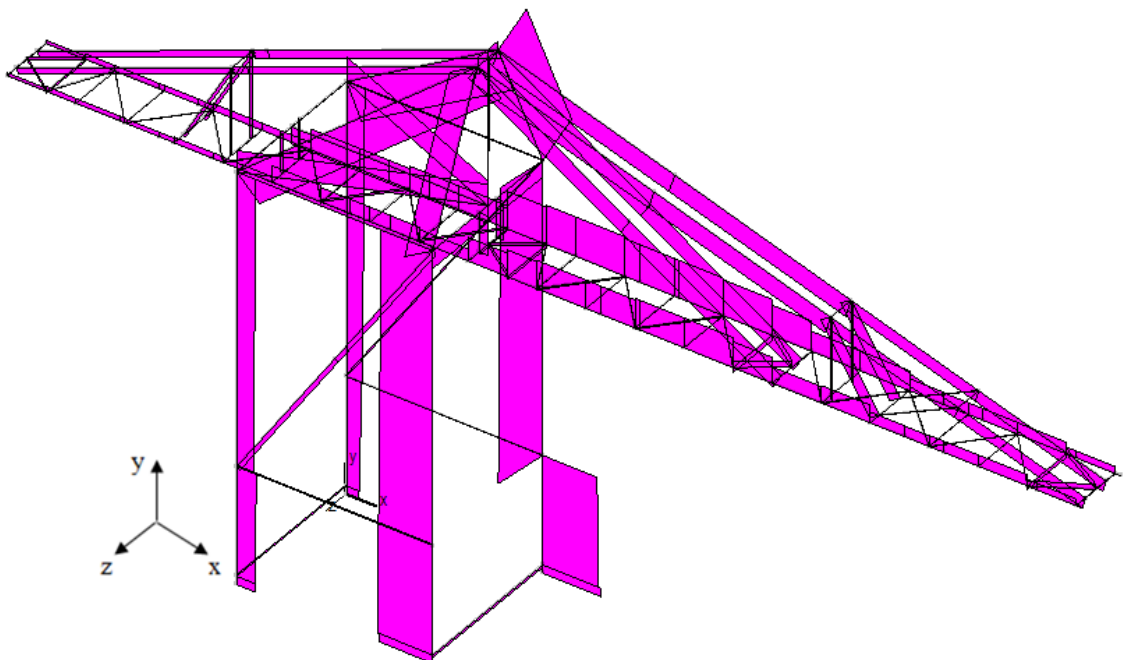


Figura 72 – Diagrama de esforços normais para o caso 2 (análise tridimensional detalhada).

Caso 3 - A meio vão entre a ligação da lança à travessa superior entre planos de pórtico e o tirante intermédio da lança.

Momento fletor M_z

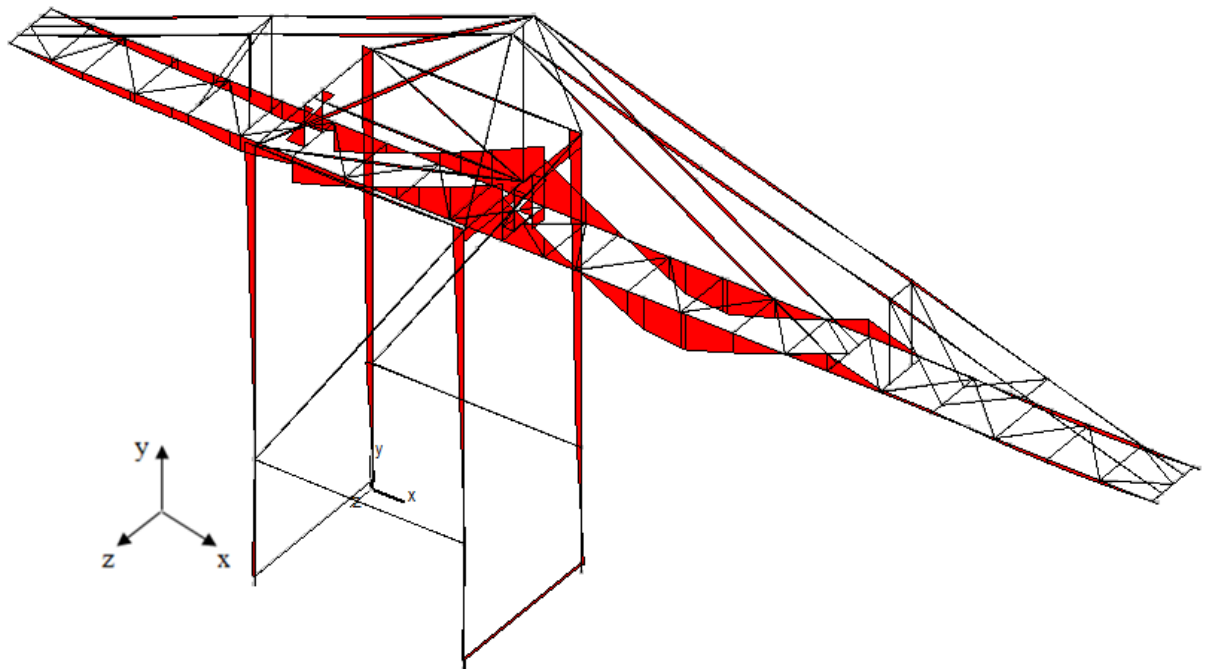


Figura 73 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 3 (análise tridimensional detalhada).

Caso 4 – Carro-guincho junto à ligação da lança à travessa superior entre planos de pórtico.

Momento fletor M_z

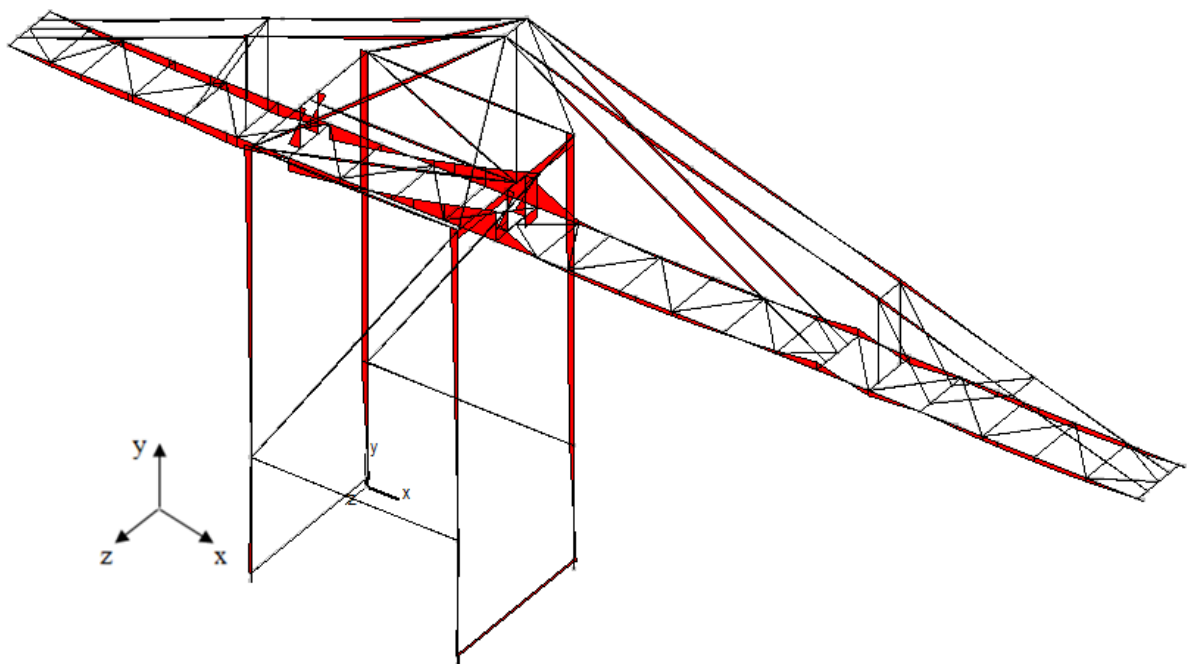


Figura 74 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 4 (análise tridimensional detalhada).

Caso 5 – Carro-guincho a meio vão entre as pernas da torre.

Momento fletor M_z

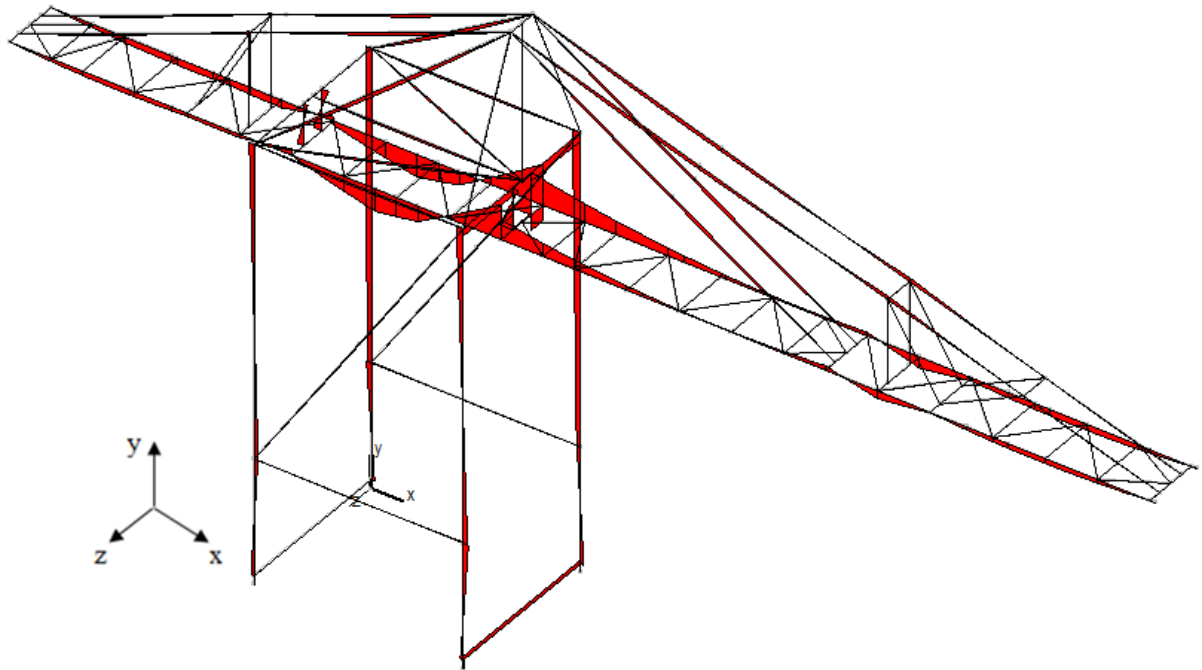


Figura 75 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 5 (análise tridimensional detalhada).

Caso 6 – Carro-guincho próximo dos reforços do tirante da contralança.

Momento fletor M_z

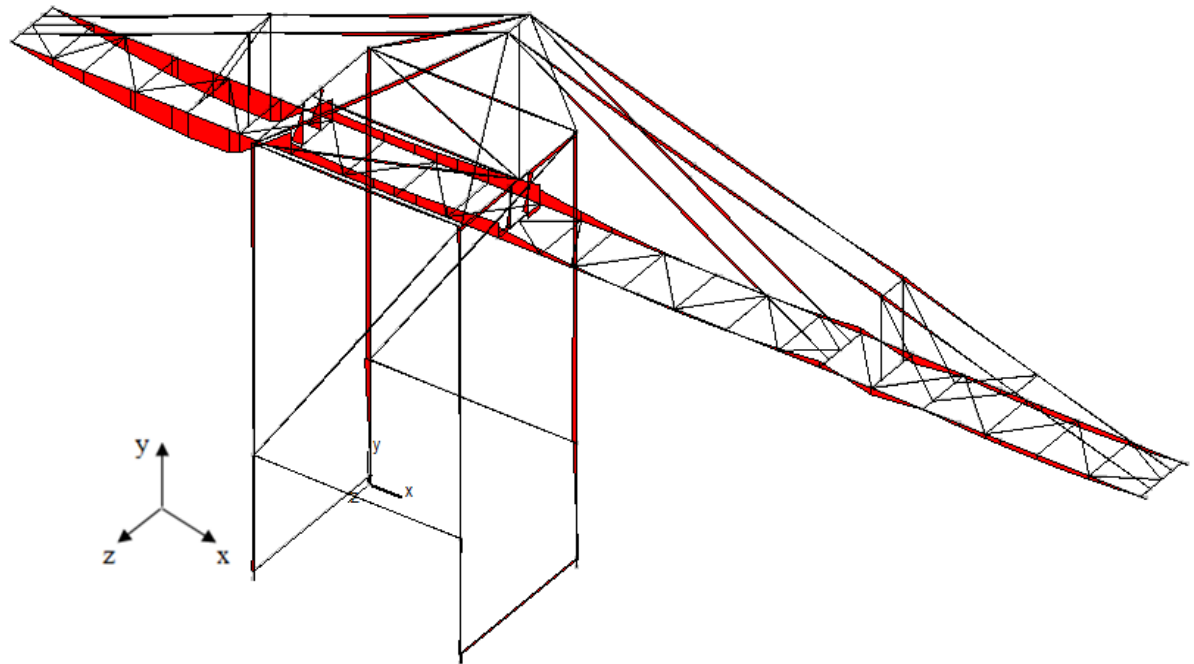


Figura 76 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 6 (análise tridimensional detalhada).

Caso 7 – Carro-guincho no extremo da contralança

Esforços normais

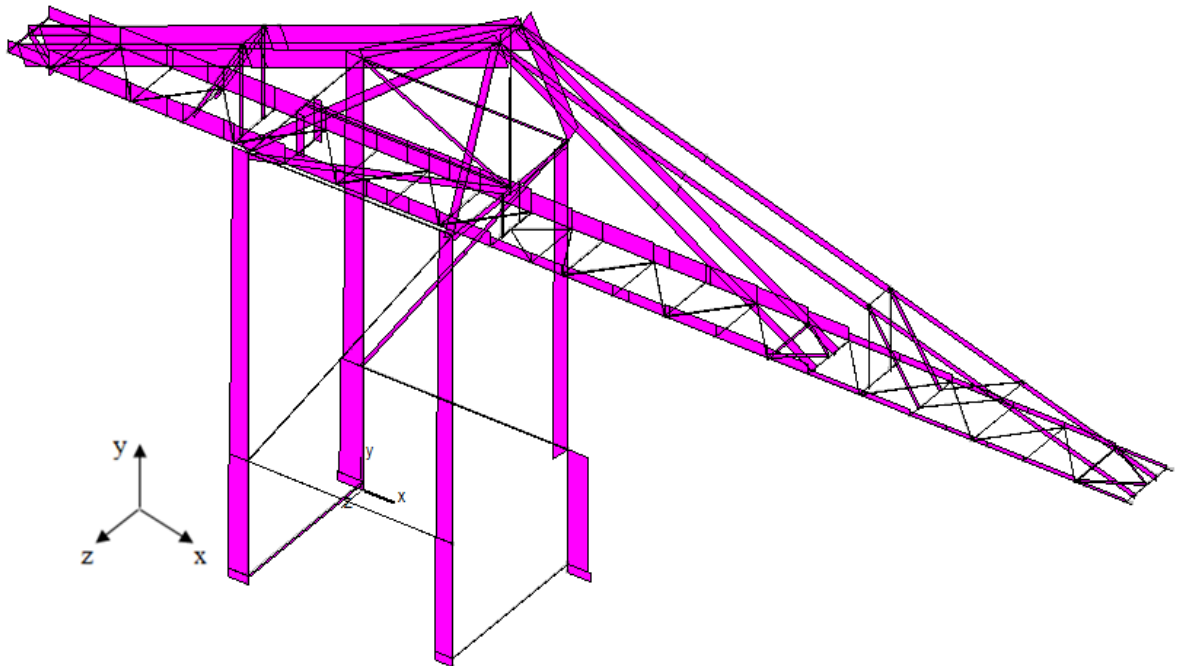


Figura 77 – Diagrama de esforços normais para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).

Momento fletor M_z

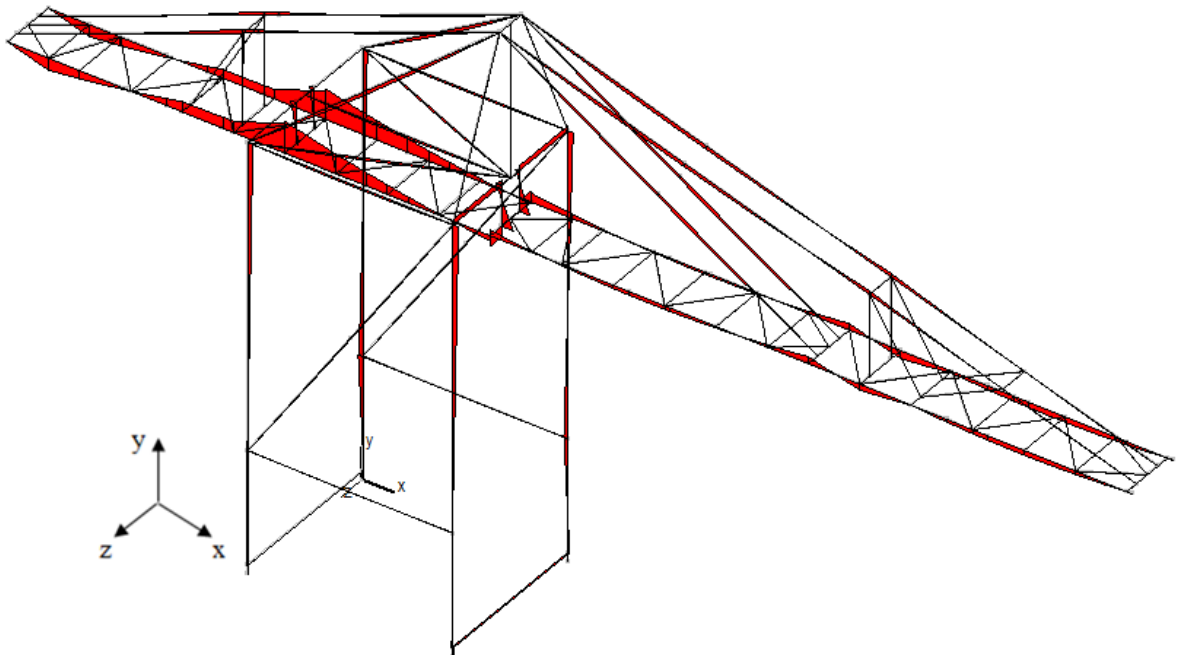


Figura 78 – Diagrama de momentos fletores M_z para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).

Esforço transversal V_y

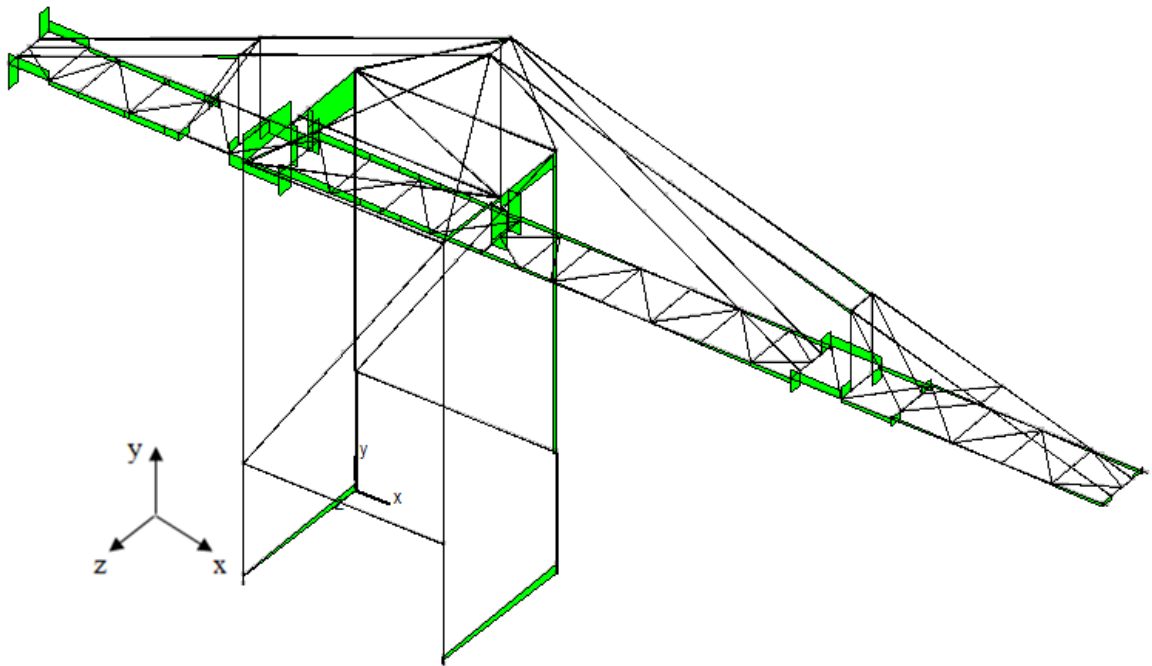


Figura 79 – Diagrama de esforços transversos V_y para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).

Esforço transversal V_z

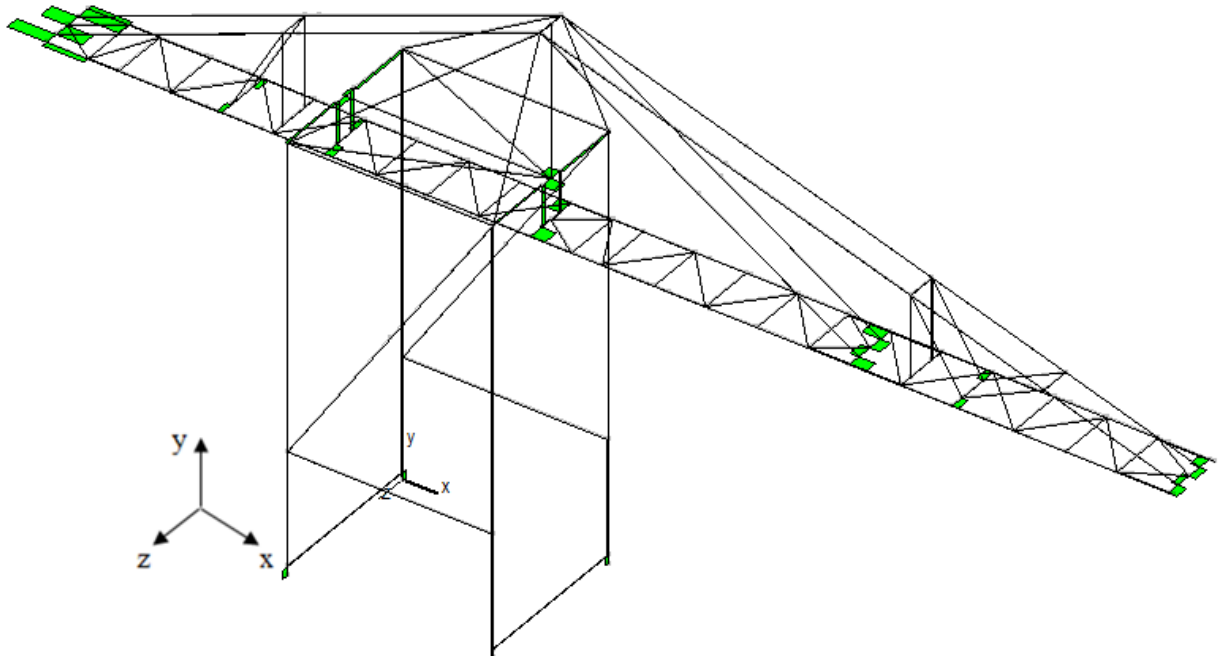


Figura 80 – Diagrama de esforços transversos V_z para o caso 7 (análise tridimensional detalhada).

7 Verificação das secções ao Estado Limite Último (ELU)

No presente capítulo irá proceder-se à verificação da resistência das secções de acordo com o EC3 relativamente a cada um dos modos de ruína associados aos diferentes tipos de esforços ou combinação de esforços. Quando se justificar recorre-se igualmente às normas F.E.M. para assegurar a resistência das secções.

7.1 Lança/contralança

7.1.1 Classificação da secção

Para determinar o caso crítico é necessário recorrer ao R.E.A.P.E. para verificar a tensão máxima de cálculo para os vários casos de carga.

A tensão em qualquer ponto da secção será dada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{M_{sd}^y}{W_{el.y}} - \frac{M_{sd}^z}{W_{el.z}} + \frac{N}{A}$$

Quando o carro-guincho se encontra no extremo da lança os esforços no elemento n.º: 35 (contralança) valem:

Tabela 29 – Esforços instalados no membro n.º: 35 para o caso do carro-guincho na posição 1

Esforço normal, $N_{sd}(kN)$	Momento fletor, $M_{sd}^z (kN.m)$	Momento fletor, $M_{sd}^y (kN.m)$
3061,4 (C)	-7464,7	280,2

A tensão no ponto crítico corresponde ao caso de todas as componentes a subtrair porque o esforço axial é de compressão, ou seja:

$$\sigma_{sd} = \frac{-280,2 \times 10^6}{4571,6 \times 10^3} - \frac{7464,7 \times 10^6}{59438,6 \times 10^3} - \frac{3061,4 \times 10^3}{94270} = -219,4 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

O esforço de compressão máximo ocorre para a mesma posição do carro-guincho mas no elemento n.º: 37 (lança) os esforços são:

Tabela 30 – Esforços instalados no membro n.º: 37 para o caso do carro-guincho na posição 1

Esforço normal $N_{sd}(kN)$	Momento fletor, $M_{sd}^z (kN.m)$	Momento fletor, $M_{sd}^y (kN.m)$
5276,0 (C)	-2523,1	20,2

A tensão no ponto crítico vale:

$$\sigma_{sd} = \frac{-20,2 \times 10^6}{4571,6 \times 10^3} - \frac{2523,1 \times 10^6}{59438,6 \times 10^3} - \frac{5276,0 \times 10^3}{94270} = -102,8 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Conclui-se que o caso crítico ocorre no elemento n.º: 35.

Classificação da secção

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} = \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,81$$

A lança/contralança encontra-se sob flexão e compressão, sendo por isso necessário determinar o parâmetro α que é determinado em função da distribuição de tensões na secção.

Irá verificar se se para este esforço é possível a plastificação total da alma:

Alma

Cota ξ determina a área do diagrama de tensões em que a resultante das tensões normais iguala o esforço normal aplicado à secção.

$$\xi \times t_w \times f_y = N_{sd}$$

$$\xi \times 19 \times 355 = 3061,4 \times 10^3 \Rightarrow \xi = 453,9 \text{ mm}$$

$$d = h - 2 \times t_f \Rightarrow d = 1920 - 2 \times 45 = 1830 \text{ mm}$$

$$\left(\frac{d}{2} + \frac{\xi}{2}\right) = \alpha \times d \Leftrightarrow \left(\frac{1830}{2} + \frac{453,9}{2}\right) = \alpha \times 1830 \Leftrightarrow \alpha = 0,624 > 0,5$$

O limite de esbelteza para a classe 2 compatível com a plastificação total da secção para $\alpha > 0,5$ é:

$$\frac{d}{t_w} \leq \frac{456\varepsilon}{13\alpha - 1} \Leftrightarrow \frac{1830}{19} \leq \frac{456 \times 0,81}{13 \times 0,624 - 1} \Leftrightarrow 96,3 > 51,9$$

Assim a alma não pode ser classificada como uma secção da classe 2. Para secções da classe 3 é necessário determinar a relação entre tensões de compressão e tração na alma, esta relação é denominada ψ .

A figura abaixo ilustra a posição do centro de gravidade da secção projetada para a lança/contralança.

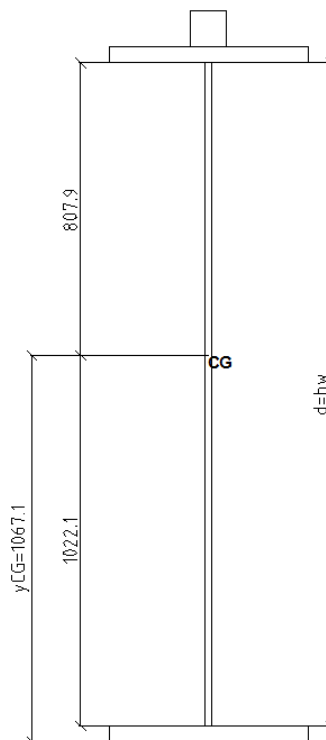


Figura 81 – Identificação do centro de gravidade do perfil I (lança/contralança)

$$\psi = \frac{\sigma_{Tração}}{\sigma_{Compressão}} = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}$$

Em que σ_1 e σ_2 são determinados por:

$$\sigma_1 = -\frac{M_z y}{I_z} - \frac{N}{A} = \frac{7464,7 \times 10^6 \times (-1022,1)}{63426,98 \times 10^6} - \frac{3061,4 \times 10^3}{94270} = -152,8 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{M_z y}{I_z} - \frac{N}{A} = \frac{7464,7 \times 10^6 \times (807,9)}{63426,98 \times 10^6} - \frac{3061,4 \times 10^3}{94270} = 62,5 \text{ MPa}$$

De acordo com o EC3 a compressão é positiva e a tração é negativa assim:

$$\psi = \frac{-62,5}{152,8} = -0,41 > -1$$

Para $\psi > -1$:

$$\frac{d}{t_w} \leq \frac{42\varepsilon}{0,67 + 0,33\psi} \Leftrightarrow \frac{1830}{19} \leq \frac{42 \times 0,81}{0,67 + 0,33 \times (-0,41)} \Leftrightarrow 96,3 \geq 63,6 \text{ (Não verifica)}$$

Conclui-se assim que a alma não pertence à classe 3 logo terá necessariamente de ser classificada como **classe 4**.

A esbelteza da chapa $\bar{\lambda}_p$ é definida por:

$$\bar{\lambda}_p = \left[\frac{f_y}{\sigma_{cr}} \right]^{0,5} = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$$

Sendo:

t – espessura da chapa

σ_{cr} – tensão crítica da chapa

k_σ – coeficiente de encurvadura correspondente à relação de tensões conforme o elemento é interno comprimido ou é um elemento saliente comprimido.

$\bar{b}$ – largura apropriada definida da seguinte forma:

- $\bar{b} = d$ para almas
- $\bar{b} = b$ para banzos interiores

Um valor aproximado do fator de redução ρ para elementos comprimidos internos pode ser obtido conforme se segue:

- Quando $\bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi}$: $\rho = 1$
- Quando $\bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi}$: $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3+\psi)}{\bar{\lambda}_p^2}$

Da tabela 5.3.2. do EC3, elementos internos comprimidos, para $0 > \psi > -1$ o coeficiente de encurvadura k_σ é calculado por:

$$k_\sigma = 7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2 \Leftrightarrow k_\sigma = 7,81 - 6,29 \times (-0,41) + 9,78 \times (-0,41)^2 = 12,03$$

Cálculo da esbelteza da chapa, $\bar{\lambda}_p$:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{1830/19}{28,4 \times 0,81 \times \sqrt{12,03}} = 1,21$$

Como $\bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055 \times -0,41} = 0,83$ o fator de redução vale:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{1,21 - 0,055[3 + (-0,41)]}{1,21^2} = 0,729$$

Para $\psi < 0$ as larguras efetivas são:

$$b_{eff} = \rho b_c = \frac{\rho \bar{b}}{1 - \psi} = \frac{0,729 \times 1830}{1 - (-0,41)} = 946,1 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = 0,4 \times b_{eff} = 0,4 \times 946,1 = 378,4 \text{ mm}$$

$$b_{e2} = 0,6 \times b_{eff} = 0,6 \times 946,1 = 567,7 \text{ mm}$$

O aspeto da distribuição das tensões e comprimentos efetivos para o caso da relação de tensões ser inferior a zero ($\psi < 0$) é apresentado na próxima figura.

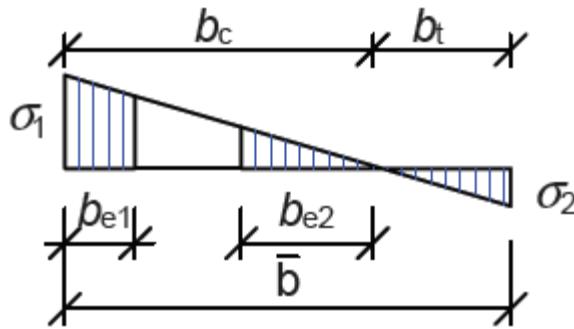


Figura 82 – Distribuição das tensões e comprimentos efetivos para o caso de $\psi < 0$. (quadro 5.3.2. do EC3)

Cálculo do comprimento da alma sujeita a esforços de tração:

$$\frac{h_w}{152,8 + 62,5} = \frac{b_t}{62,5} \Leftrightarrow \frac{1830}{152,8 + 62,5} = \frac{b_t}{62,5} \Leftrightarrow b_t = 531,2 \text{ mm}$$

$$b_{\text{não efectivo}} = h_w - (b_t + b_{eff}) = 1830 - (531,2 + 946,1) = 352,7 \text{ mm}$$

$$\bar{b} = b_c + b_t \Leftrightarrow 1830 = b_c + 531,2 = 1298,8 \text{ mm}$$

Na próxima figura é possível observar a zona não efetiva da alma bem como os diferentes comprimentos efetivos anteriormente calculados.

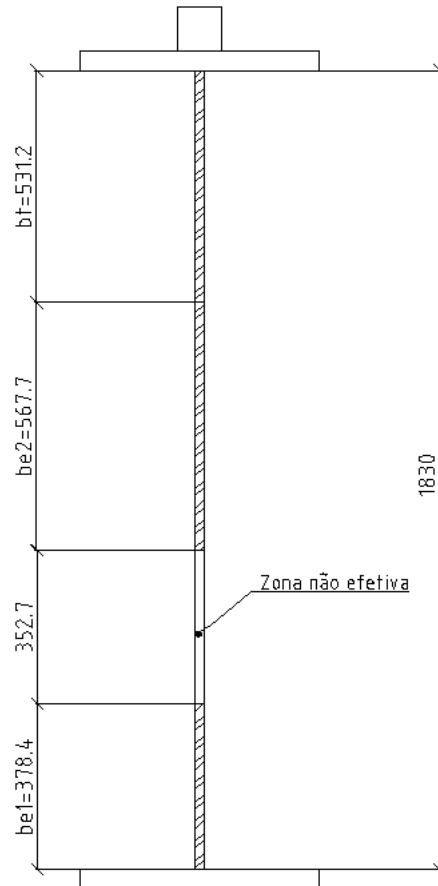


Figura 83 – Identificação da zona não efetiva do perfil I da lanca/contralanca (classificação da secção transversal segundo o EC3)

Nota: As propriedades geométricas dos banzos mantém-se inalteradas porque os banzos pertencem à classe 1 como se demonstra a seguir.

Banzo

Para classificar o banzo verifica-se se o banzo que contém o ponto crítico da secção está totalmente à compressão ou não.

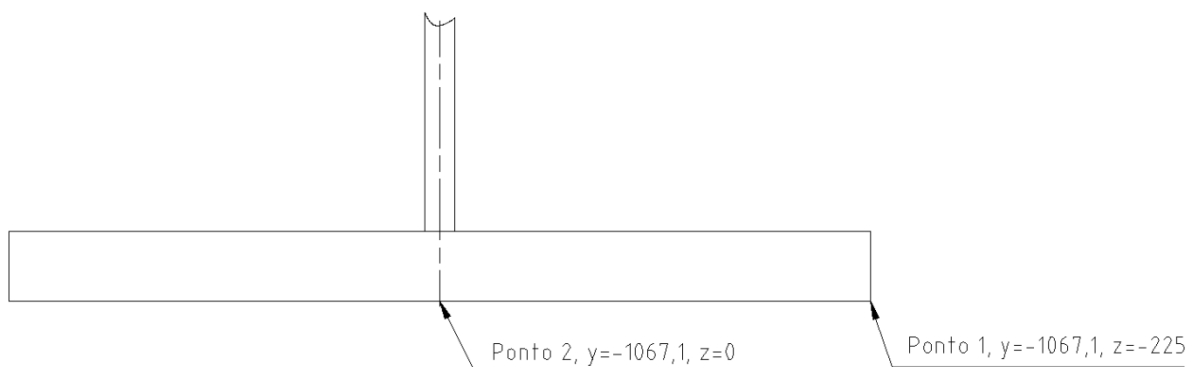


Figura 84 – Identificação dos pontos de cálculo das tensões para classificação do banzo do perfil I da lanca/contralanca (classificação da secção transversal segundo o EC3)

$$\sigma_1 = \sigma_{\text{crítico}} = \frac{7464,7 \times 10^6 \times (-1067,1)}{63426,98 \times 10^6} + \frac{280,2 \times 10^6 \times (-225)}{1257,19 \times 10^6} - \frac{3061,4 \times 10^3}{94270} = -206,7 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{7464,7 \times 10^6 \times (-1067,1)}{63426,98 \times 10^6} - \frac{3061,4 \times 10^3}{94270} = -158,1 \text{ MPa}$$

Verifica-se assim que a parte do banzo ligada ao ponto crítico está totalmente à compressão.

Para banzo sujeitos à compressão (classe 1):

$$\frac{c}{t_f} \leq 9\varepsilon \Leftrightarrow \frac{265,5}{45} \leq 9 \times 0,81 \Leftrightarrow 5,9 \leq 7,3 \text{ (Verifica)}$$

Em que $c = (b/2) - (t_w/2)$.

O banzo é da **classe 1**.

A tabela seguinte resume as propriedades da secção resistente efetiva da lança/contralança.

Tabela 31 – Propriedades da secção resistente efetiva da lança/contralança (Perfil I – EC3).

	Propriedades do perfil I (caminho de rolamento 100x100) para a lança e contralança	
	Parâmetro geométrico	Unidade
	Banzo, b	550 mm
	Espessura do banzo, t_f	45 mm
	Altura, h	1830 mm
	Espessura da alma, t_w	19 mm
	Carril, b_z	100 mm
	Área, A	87568,7 mm ²
	Momento de inércia segundo z-z, I_z	60699,5 × 10 ⁶ mm ⁴
	Momento de inércia segundo y-y, I_y	1257,0 × 10 ⁶ mm ⁴
	Raio de giração segundo z-z, i_z	832,6 mm
	Raio de giração segundo y-y, i_y	119,8 mm
	Módulo elástico de resistência à flexão segundo z-z, $W_{el,z}$	55036,2 × 10 ³ mm ³
	Módulo elástico de resistência à flexão segundo y-y, $W_{el,y}$	4570,9 × 10 ³ mm ³

A posição do centro de gravidade da secção é determinada por:

$$y_{CG} = \frac{\sum A_i \times y_i}{\sum A_i}$$

Substituindo:

$$y_{CG} = \frac{550 \times 45 \times 22,5 + 378,4 \times 19 \times \left(\frac{378,4}{2} + 45\right) + (531,2 + 567,7) \times 19 \times \left(1830 - \frac{1098,9}{2} + 45\right) + 550 \times 45 \times \left(1830 + 45 + \frac{45}{2}\right) + 100 \times 100 \times (1920 + 50)}{550 \times 45 \times 2 + 1477,3 \times 19 + 100 \times 100}$$

Ou seja:

$$y_{CG} = 1102,9 \text{ mm}$$

De notar que a cota y_{CG} é determinada a partir da face inferior do banzo inferior da secção.

Segundo o EC3 uma secção transversal é classificada em função da classe mais elevada (menos favorável) dos seus elementos comprimidos deste modo a secção em I da lança/contralança é classificada como sendo da **classe 4**.

Será averiguada a resistência da secção transversal aos seguintes tipos de esforços:

1. Resistência à flexão composta com compressão (EC3).
2. Resistência ao esforço transversal (EC3).
3. Interação entre o esforço transversal, momento fletor e esforço axial (EC3).
4. Resistência à encurvadura local da alma por esforço transversal (EC3).
5. Resistência à encurvadura do banzo no plano da alma (EC3).
6. Resistência ao esmagamento da alma (EC3).
7. Resistência ao enrugamento da alma (EC3).
8. Resistência dos cutelos de reforço intermédio (EC3)
9. Verificação da estabilidade da alma ao enfunamento (F.E.M.)

7.1.2 Resistência à flexão composta com compressão (EC3)

Os elementos com secção transversal da classe 4 devem satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{N_{sd}}{\chi_{min} \times A_{eff} \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_y \times (M_{y, sd} + N_{sd} \times e_{Ny})}{W_{eff, y} \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z \times (M_{z, sd} + N_{sd} \times e_{Nz})}{W_{eff, z} \times f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

Sendo:

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \times N_{sd}}{\chi_y \times A_{eff} \times f_y} \text{ mas } k_y \leq 1,5$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A_{eff} \times f_y} \text{ mas } k_z \leq 1,5$$

$$\mu_y = \bar{\lambda}_y (2\beta_{My} - 4) \text{ mas } \mu_y \leq 0,90$$

$$\mu_z = \bar{\lambda}_z (2\beta_{Mz} - 4) \text{ mas } \mu_z \leq 0,90$$

χ_{min} é o menor dos valores de χ_y e χ_z .

7.1.2.1 1º Caso

Neste caso o elemento mais solicitado encontra-se entre as pernas da torre (contralança) logo o comprimento de encurvadura será igual ao comprimento da travessa superior ou seja $l_{e,z}=20000$ mm. O comprimento de encurvadura segundo o eixo fraco da secção será considerando como igual à distância entre montantes que constituem o travamento no interior da lança e contralança, assim $l_{e,y}=5000$ mm.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura χ .

$$\chi_i = \frac{1}{\phi_i + \sqrt{\phi_i^2 - \bar{\lambda}_i^2}} \text{ mas } \chi_i \leq 1,0$$

Onde,

$$\phi_i = 0,5 \times [1 + \alpha_i \times (\bar{\lambda}_i - 0,2) + \bar{\lambda}_i^2]$$

$\bar{\lambda}_i$ é a esbelteza normalizada

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo y-y

$$\phi_y = 0,5 \times [1 + \alpha_y \times (\bar{\lambda}_y - 0,2) + \bar{\lambda}_y^2]$$

Onde

$\alpha_y = 0,76$, curva d, porque trata-se de um perfil I soldado e $t_f > 40 \text{ mm}$ (5.5.1.5 do EC3).

Esbelteza de Euler:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} = 76,4$$

A esbelteza segundo y é dada por:

$$\lambda_y = \frac{l_{e,y}}{i_y} = \frac{5000}{119,8} = 41,7$$

$$\beta_A = \frac{A_{eff}}{A} = \frac{87568,7}{94270,0} = 0,93$$

Esbelteza normalizada, $\bar{\lambda}_y$

$$\bar{\lambda}_y = \left(\frac{\lambda_y}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{41,7}{76,4} \times \sqrt{0,93} = 0,53$$

Substituindo obtemos:

$$\phi_y = 0,5 \times [1 + 0,76 \times (0,53 - 0,2) + 0,53^2] = 0,77$$

Coeficiente de redução de encurvadura, χ_y

$$\chi_y = \frac{1}{0,77 + \sqrt{0,77^2 - 0,53^2}} = 0,75$$

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo z-z

$$\phi_z = 0,5 \times [1 + \alpha_z \times (\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2]$$

Onde,

$\alpha_z = 0,49$, curva c, porque $t_f > 40 \text{ mm}$ (5.5.1.5 do EC3).

A esbelteza segundo z é dada por:

$$\lambda_z = \frac{l_{e,z}}{i_z} = \frac{20000}{832,6} = 24,0$$

Esbelteza normalizada, $\bar{\lambda}_z$

$$\bar{\lambda}_z = \left(\frac{\lambda_z}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{24,0}{76,4} \times \sqrt{0,93} = 0,30$$

Substituindo obtemos:

$$\phi_z = 0,5 \times [1 + 0,49 \times (0,30 - 0,2) + 0,30^2] = 0,57$$

Coeficiente de redução de encurvadura, χ_z

$$\chi_z = \frac{1}{0,57 + \sqrt{0,57^2 - 0,30^2}} = 0,95$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,z}$ (figura 5.5.3. do EC3).

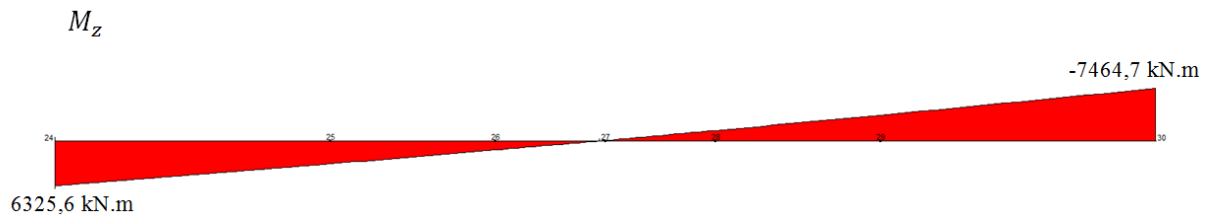


Figura 85 – Momento fletor M_z (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -7464,7 \text{ kN.m} \quad 6325,6 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,85$$

$$\beta_{M,z} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,85 = 2,40$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,y}$ (figura 5.5.3. do EC3).

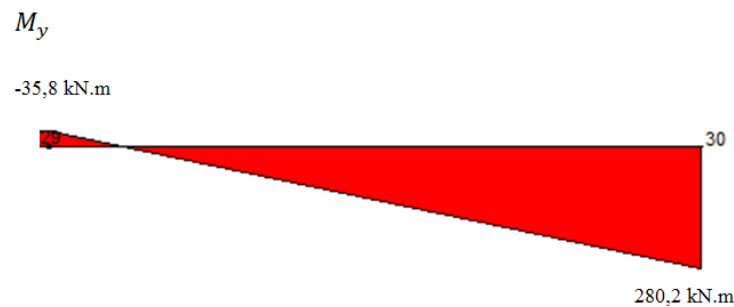


Figura 86 – Momento fletor M_y (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = 280,2 \text{ kN.m} \quad -35,8 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,13$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,13 = 1,89$$

Cálculo dos parâmetros μ_z , k_z , μ_y e k_y :

$$\begin{aligned}\mu_z &= 0,30 \times (2 \times 2,40 - 4) = 0,24 \\ k_z &= 1 - \frac{0,24 \times 3061,4 \times 10^3}{0,95 \times 87568,7 \times 355} = 0,97 \\ \mu_y &= 0,53 \times (2 \times 1,89 - 4) = -0,12 \\ k_y &= 1 - \frac{-0,12 \times 3061,4 \times 10^3}{0,75 \times 87568,7 \times 355} = 1,02 \\ \chi_{min} &= \chi_y = 0,75\end{aligned}$$

A condição de resistência é:

$$\frac{3061,4 \times 10^3}{0,75 \times 87568,7 \times 355 / 1,1} + \frac{1,02 \times (280,2 \times 10^6 + 3061,4 \times 10^3 \times 35,8)}{4570,9 \times 10^3 \times 355 / 1,1} + \frac{0,97 \times 7464,7 \times 10^6}{55036,2 \times 10^3 \times 355 / 1,1} = 0,91 < 1$$

Resistência assegurada.

É necessário verificar se a encurvadura lateral é um modo de colapso possível. Em caso afirmativo os elementos com secção transversal da classe 4 devem satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_y \times A_{eff} \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_{LT} \times (M_{y.Sd} + N_{Sd} \times e_{Ny})}{\chi_{LT} \times W_{eff.y} \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z \times (M_{z.Sd} + N_{Sd} \times e_{Nz})}{W_{eff.z} \times f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

Com:

Afastamento entre os centros de gravidade das áreas das secções efetiva e bruta, segundo o eixo z-z, e_{Nz} :

$$e_{Nz} = 0$$

Afastamento entre os centros de gravidade das áreas das secções efetiva e bruta, segundo o eixo y-y, e_{Ny} :

$$e_{Ny} = y_{CG}^{classe 4} - y_{CG} = 1102,9 - 1067,1 = 35,8 \text{ mm}$$

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{LT} \times N_{Sd}}{\chi_y \times A_{eff} \times f_y} \text{ mas } k_{LT} \leq 1,0$$

$$\mu_{LT} = 0,15 \times \bar{\lambda}_y \times \beta_{M.LT} - 0,15 \text{ mas } \mu_{LT} \leq 0,90$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{Sd}}{\chi_z \times A_{eff} \times f_y} \text{ mas } k_z \leq 1,5$$

$$\mu_z = \bar{\lambda}_z (2\beta_{Mz} - 4) \text{ mas } \mu_z \leq 0,90$$

O momento crítico de bambeamento elástico para o caso de secções transversais bi-simétricas e cargas aplicadas no centro de torção ($z_g = 0$). é:

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 E I_y}{l_{LT}^2} \sqrt{\left(\frac{k}{k_w}\right)^2 \frac{I_w}{I_y} + 0,039 l_{LT}^2 \times \frac{I_t}{I_y}}$$

Nota: Aproximou-se a secção I com o carril por uma secção bi-simétrica, na realidade a secção é apenas simétrica segundo o eixo vertical.

Sendo I_w a constante de empenamento, I_t a constante de torção, I_y o momento de inércia segundo o eixo de menor inércia e l_{LT} o espaçamento entre os travamentos no interior da lança/contralança. O fator k_w refere-se à restrição ao empenamento, este fator varia entre 0,5 para deformações impedidas, 0,7 para deformações livres numa extremidade e impedidas na outra e 1,0 para deformações livres. Adota-se conservativamente $k_w = 1$ porque a restrição é apenas parcial.

O espaçamento máximo entre os travamentos no interior da lança/contralança vale:

$$l_{LT} = 5000 \text{ mm}$$

$$k = k_w = 1 \text{ e } \psi = \frac{-3653,5}{-7464,7} = 0,49$$

O diagrama de momentos fletores entre o travamento mais solicitado tem o seguinte aspeto:

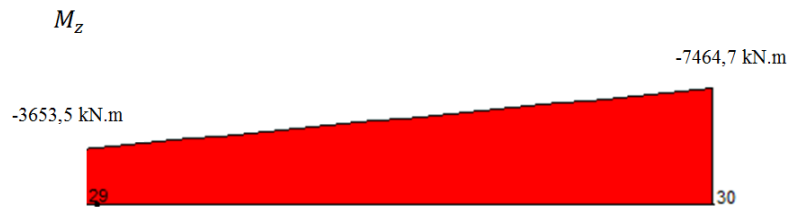


Figura 87 – Momento fletor M_z entre o travamento mais solicitado (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).

Da tabela F1.1. do anexo F do EC3 obtemos para $\psi = 0,5$:

$$C_1 = 1,323$$

A constante de empenamento, I_w vale:

$$I_w = I_y \times \left(\frac{h - t_f}{2} \right)^2 = 1256,99 \times 10^6 \times \left(\frac{1567,3 - 45}{2} \right)^2 = 7,2824 \times 10^{14} \text{ mm}^6$$

A constante de torção, I_t é:

$$I_t = \frac{2bt_f^3 + ht_w^3}{3} = \frac{2 \times 550 \times 45^3 + 1567,3 \times 19^3}{3} = 3,6996 \times 10^7 \text{ mm}^4$$

O momento crítico de bambeamento elástico é:

$$M_{cr} = 1,323 \frac{\pi^2 \times 210 \times 10^3 \times 1256,99 \times 10^6}{5000^2} \sqrt{\frac{7,2824 \times 10^{14}}{1256,99 \times 10^6} + 0,039 \times 5000^2 \times \frac{3,6996 \times 10^7}{1256,99 \times 10^6}} \times 10^{-6} = 107508 \text{ kN.m}$$

A esbelteza normalizada para secções da classe 4 é:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{eff,z} \times f_y}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{55036 \times 10^3 \times 355}{107508 \times 10^6}} = 0,426 > 0,4$$

Como $\bar{\lambda}_{LT} > 0,4$ é necessário efetuar a verificação da resistência ao bambeamento.

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,LT}$.

$$\beta_{M,LT} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times 0,49 = 1,46$$

Cálculo de μ_{LT} e k_{LT} :

$$\mu_{LT} = 0,15 \times 0,53 \times 1,46 - 0,15 = -0,034$$

$$k_{LT} = 1 - \frac{-0,034 \times 3061,4 \times 10^3}{0,75 \times 87568,7 \times 355} = 1,00$$

O parâmetro de imperfeição a adotar para a encurvadura lateral e secções soldada é $\alpha_{LT} = 0,49$. Para $\lambda_{LT} = 0,43$ o coeficiente de redução á encurvadura resulta:

$$\phi_{LT} = 0,5 \times [1 + 0,49 \times (0,43 - 0,2) + 0,43^2] = 0,65$$

Coeficiente de redução para a encurvadura lateral, χ_{LT}

$$\chi_{LT} = \frac{1}{0,65 + \sqrt{0,65^2 - 0,43^2}} = 0,88$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,z}$ (figura 5.5.3. do EC3).

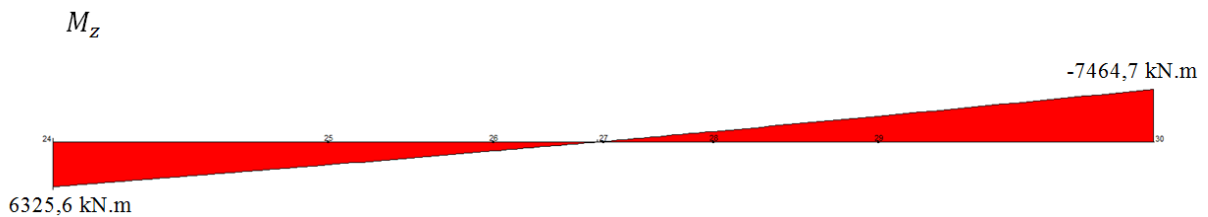


Figura 88 – Momento flector M_z para o 1º caso (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -7464,7 \text{ kN.m} \quad 6325,6 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,85$$

$$\beta_{M,z} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,85 = 2,40$$

Cálculo de μ_z e k_z :

$$\mu_z = 0,30 \times (2 \times 2,40 - 4) = 0,24$$

$$k_z = 1 - \frac{0,24 \times 3061,4 \times 10^3}{0,95 \times 887568,7 \times 355} = 1,00$$

Substituindo:

$$\frac{3061,4 \times 10^3}{0,75 \times 87568,7 \times 355/1,1} + \frac{1,00 \times (280,2 \times 10^6 + 3061,4 \times 10^3 \times 35,8)}{0,88 \times 4570,9 \times 10^3 \times 355/1,1} + \frac{1,00 \times 7464,7 \times 10^6}{55036,2 \times 10^3 \times 355/1,1} = 0,86 < 1$$

Resistência verificada.

7.1.2.2 2º Caso

O comprimento de encurvadura a considerar segundo o eixo forte da secção, $l_{e,z}$ será igual à distância entre a ligação da lança às travessas superiores entre os plano de pórtico e o tirante intermédio da lança (notar que esta distância é igual à distância entre o tirante intermédio e o tirante da extremidade da lança) ou seja $l_{e,z}=31000$ mm.

O comprimento de encurvadura segundo o eixo fraco da secção será considerado como igual à distância entre montantes que constituem o travamento no interior da lança e contralança, assim $l_{e,y}=5000$ mm. Como o comprimento de encurvadura $l_{e,y}$ considerado no 2º caso é igual ao considerado para o 1º caso e a secção transversal em análise é a mesma resulta: $\chi_y^{1º caso} = \chi_y^{2º caso} = \chi_y = 0,75$.

O caso crítico ocorre quando o carro-guincho está na posição 2. Nesta situação os esforços no membro n.º: 44 valem:

Tabela 32 Esforços máximos instalados no membro n.º: 44 (Caso n.º: 2)

$N_{sd} (kN)$	$M_{sd}^y (kN.m)$	$M_{sd}^z (kN.m)$	$M_{sd}^t (kN.m)$	$V_{sd}^y (kN)$	$V_{sd}^z (kN)$
3397,3 (C)	-365,7	-2464,4	0,0	136,6	91,9

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura χ .

$$\chi_i = \frac{1}{\phi_i + \sqrt{\phi_i^2 - \bar{\lambda}_i^2}}$$

Onde,

$$\phi_i = 0,5 \times [1 + \alpha_i \times (\bar{\lambda}_i - 0,2) + \bar{\lambda}_i^2]$$

$\bar{\lambda}_i$ é a esbelteza normalizada

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo z-z

$$\phi_z = 0,5 \times [1 + \alpha_z \times (\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2]$$

Onde,

$\alpha_z = 0,49$, curva c, porque $t_f > 40$ mm (5.5.1.5 do EC3).

A esbelteza segundo z é dada por:

$$\lambda_z = \frac{l_{e,z}}{i_z} = \frac{31000}{832,6} = 37,2$$

Esbelteza normalizada, $\bar{\lambda}_z$

$$\bar{\lambda}_z = \left(\frac{\lambda_z}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{37,2}{76,4} \times \sqrt{0,93} = 0,47$$

Substituindo obtém-se:

$$\phi_z = 0,5 \times [1 + 0,49 \times (0,47 - 0,2) + 0,47^2] = 0,68$$

Coeficiente de redução para a encurvadura, χ_z

$$\chi_z = \frac{1}{0,68 + \sqrt{0,68^2 - 0,47^2}} = 0,85$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,z}$ (figura 5.5.3. do EC3).

M_z



Figura 89 – Momento fletor M_z para o 2º caso (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -2956,3 \text{ kN.m} \quad -2464,4 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = 0,83$$

$$\beta_{M,z} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times 0,83 = 1,22$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,y}$ (figura 5.5.3. do EC3).

M_y



Figura 90 – Momento fletor M_y para o 2º caso (verificação da resistência da lança/contralança à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -365,7 \text{ kN.m} \quad -3,8 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = 0,01$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times 0,01 = 1,79$$

Cálculo dos parâmetros μ_z , k_z , μ_y e k_y :

$$\mu_y = 0,53(2 \times 1,79 - 4) = -0,22$$

$$k_y = 1 - \frac{-0,22 \times 3397,3 \times 10^3}{0,75 \times 87568,7 \times 355} = 1,03$$

$$\mu_z = 0,47(2 \times 1,22 - 4) = -0,73$$

$$k_z = 1 - \frac{-0,73 \times 3397,3 \times 10^3}{0,85 \times 87568,7 \times 355} = 1,09$$

A condição de resistência é verificada se:

$$\frac{3397,3 \times 10^3}{0,75 \times 87568,7 \times 355 / 1,1} + \frac{1,03 \times (365,7 \times 10^6 + 3397,3 \times 10^3 \times 35,8)}{4570,9 \times 10^3 \times 355 / 1,1} + \frac{1,09 \times 2464,4 \times 10^6}{55036,2 \times 10^3 \times 355 / 1,1} = 0,65 < 1$$

Resistência assegurada.

7.1.3 Resistência ao esforço transversal (EC3)

O esforço transversal máximo segundo o eixo y verifica-se quando o carro-guincho está no extremo da lança, nesta situação os esforços transversos para o membro n.º: 35 valem $V_{Sd,y} = 785,0 \text{ kN}$ e $V_{Sd,z} = -63,8 \text{ kN}$. O esforço transversal máximo segundo o eixo z vale $V_{Sd,z} = -198,6 \text{ kN}$ e ocorre no membro n.º: 157 (lança) com o carro-guincho na mesma posição.

A resistência ao esforço transversal é garantida se a próxima condição for verificada:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl,Rd}} \leq 1,0$$

É necessário considerar duas áreas resistentes ao esforço transversal, deste modo para secções soldadas em I obtém-se:

- Carga paralela aos banzos

$$A_{V1} = A - \sum (h_w t_w) = (94270 - 100 \times 100) - (1830 \times 19) = 49500 \text{ mm}^2$$

Sendo h_w a altura da alma e t_w a sua espessura.

Nota: A área do carril foi desprezada.

- Carga paralela à alma

$$A_{V2} = \eta \sum (h_w t_w) = 1 \times (1830 \times 19) = 34770 \text{ mm}^2$$

De forma conservativa pode-se tomar $\eta = 1$.

O esforço transversal resistente plástico é dado por:

$$V_{pl,Rd,y} = \frac{A_{V2} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{34770 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 6478,6 \text{ kN}$$

$$V_{pl,Rd,z} = \frac{A_{V1} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{49500 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 9223,2 \text{ kN}$$

No caso de secções em I ou H, a tensão tangencial na alma pode ser considerada igual a:

$$\tau_{Sd}^{alma} = \frac{V_{Sd,y}}{A_w} \text{ se } A_f / A_w \geq 0,6$$

Sendo A_f a área de um banzo e A_w a área da alma ($A_w = h_w \times t_w$).

Como $A_f / A_w = (550 \times 45) / (1830 \times 19) \cong 0,71 \geq 0,6$ pode-se utilizar a expressão anterior para o cálculo da tensão de corte na alma.

$$\tau_{Sd}^{alma} = \frac{785,0 \times 10^3}{1830 \times 19} \cong 22,6 \text{ MPa}$$

Verificação das condições:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{pl,Rd,y}} = \frac{785,0}{6478,6} = 0,12 \leq 1,0$$

$$\frac{V_{Sd,z}}{V_{pl,Rd,z}} = \frac{198,6}{9223,2} = 0,02 \leq 1,0$$

O esforço cortante pode implicar uma redução do momento fletor resistente da secção, é por isso necessário verificar se o esforço cortante de cálculo é inferior a 50% do esforço resistente (condição necessária para que não haja qualquer redução do momento resistente devido ao esforço cortante) assim:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{pl.Rd,y}} = \frac{785,0}{6478,6} = 0,12 \leq 0,5$$

$$\frac{V_{Sd,z}}{V_{pl.Rd,z}} = \frac{198,6}{9223,2} = 0,02 \leq 0,5$$

Pode-se assim concluir que o efeito do esforço cortante sobre o momento fletor resistente pode ser desprezado.

7.1.4 Interação entre o esforço transversal, momento fletor e esforço axial (EC3)

O capítulo 5.6.7 do EC3 estabelece que desde que V_{Sd} não exceda 50% de $V_{ba.Rd}$, a resistência de cálculo da secção transversal ao momento fletor e ao esforço axial não tem que ser reduzida para ter em conta o esforço transversal. A relação entre os esforços transversos é dada por:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{ba.Rd}} = \frac{785,0}{4450,6} = 0,18 \leq 0,5 \text{ (condição verificada)}$$

O valor de $V_{ba.Rd}$ é calculado no próximo tópico.

7.1.5 Resistência à encurvadura local da alma por esforço transversal (EC3)

No caso de uma alma não reforçada deverá verificar-se (5.4.6 (7) do EC3):

$$\frac{d}{t_w} > 69\epsilon \Rightarrow \frac{1920 - 2 \times 45}{19} = 96,3 > 69\epsilon = 55,9$$

Como o quociente d/t_w é superior a 69ϵ então é necessário dotar a alma de reforços transversais nos apoios.

No caso de uma alma reforçada deverá verificar-se:

$$\frac{d}{t_w} > 30\epsilon \sqrt{k_\tau}$$

O coeficiente de enfunamento por tensões de corte depende da existência de cutelos de reforço intermédio bem como da relação entre o espaçamento dos reforços e da altura da alma. Na próxima tabela apresentam-se as equações para o cálculo dos coeficientes de enfunamento.

Tabela 33 – Coeficiente de enfunamento, κ_τ (Verificação da resistência à encurvadura local da alma por esforço transversal – EC3).

Existem cutelos de reforço intermédios?		Valor de κ_τ
Não		$\kappa_\tau = 5,34$
Sim	$a/d < 1$	$\kappa_\tau = 4 + \frac{5,34}{(a/d)^2}$
	$a/d \geq 1$	$\kappa_\tau = 5,34 + \frac{4}{(a/d)^2}$

Sendo a o espaçamento livre entre reforços transversais e d a altura da alma da secção.

$$\frac{a}{d} = \frac{5000}{1830} = 2,73 > 1$$

O coeficiente de enfunamento vale:

$$\kappa_\tau = 5,34 + \frac{4}{\left(\frac{5000}{1830}\right)^2} = 5,88$$

Para alma reforçada é necessário verificar a resistência à encurvadura por esforço transversal se:

$$\frac{d}{t_w} > 30\varepsilon\sqrt{\kappa_\tau} \Leftrightarrow 96,3 > 30 \times 0,81 \times \sqrt{5,88} = 58,9$$

Verifica-se assim que será necessário averiguar a resistência. A verificação será efetuada de acordo com o Método Pós-Crítico Simples (5.6.3. do EC3).

A esbelteza da alma é definida por:

$$\bar{\lambda}_w = \frac{\frac{d}{t_w}}{37,4 \times \varepsilon \times \sqrt{k_\tau}} = \frac{\frac{1830}{19}}{37,4 \times 0,81 \times \sqrt{5,88}} = 1,31 > 1,2$$

Para $\bar{\lambda}_w > 1,2$ a resistência pós-encurvatura ao corte τ_{ba} é:

$$\tau_{ba} = \frac{0,9}{\bar{\lambda}_w} \times \frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} = \frac{0,9}{1,31} \times \frac{355}{\sqrt{3}} = 140,8 \text{ MPa}$$

O valor de cálculo do esforço transversal resistente à encurvadura $V_{ba.Rd}$ é obtido por:

$$V_{ba.Rd} = \frac{d \times t_w \times \tau_{ba}}{\gamma_{M1}} = \frac{1830 \times 19 \times 140,8}{1,1} = 4450,6 \text{ kN}$$

Verificação da condição de resistência:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{ba.Rd}} = \frac{785,0}{4450,6} = 0,18 \leq 1 \text{ (Condição verificada)}$$

7.1.6 Resistência à encurvadura do banzo no plano da alma (EC3)

Para impossibilitar que o banzo comprimido encurve no plano da alma, a relação d/t_w deve satisfazer o próximo critério (5.7.7. do EC3).

$$\frac{d}{t_w} \leq k \left(\frac{E}{f_{yf}} \right) \sqrt{\frac{A_w}{A_{fc}}}$$

Em que, A_w é a área da secção da alma, A_{fc} é a área do banzo comprimido, f_{yf} é a tensão de cedência do banzo comprimido e k é um coeficiente que depende da classe do banzo. Para banzo da classe 1 o coeficiente k vale 0,3.

$$\frac{1830}{19} = 96,3 \leq 0,3 \left(\frac{210 \times 10^3}{355} \right) \sqrt{\frac{1830 \times 19}{550 \times 45}} = 210,3 \text{ (Condição verificada)}$$

7.1.7 Resistência ao esmagamento da alma (EC3)

Para cargas de rodas de aparelhos de elevação, transmitidas através de um carril apoiado num banzo mas sem lhe estar soldado, o valor de cálculo da resistência da alma ao esmagamento $R_{y.Rd}$ é obtido por:

$$R_{y.Rd} = \frac{S_y \times t_w \times f_{yw}}{\gamma_{M1}}$$

Em que:

$$S_y = 2(h_r + t_f) \left[1 - (\gamma_{M0} \times \sigma_{f.Sd} / f_{yf})^2 \right]^{0,5}$$

Sendo, h_r a altura do carril do aparelho de elevação, $\sigma_{f.Sd}$ é a tensão longitudinal no banzo, f_{yf} é a tensão de cedência do banzo, f_{yw} é a tensão de cedência da alma.

Nota: Irá calcular-se a resistência da alma ao esmagamento considerando que o carril está apoiado num banzo sem lhe estar soldado, efetivamente o carril será soldado ao banzo mas o EC3 não dispõe de fórmulas de cálculo da resistência para esta situação.

De frisar que a resistência da alma às forças transversais é influenciada pelo comprimento de apoio rígido.

Na próxima tabela apresenta-se o cálculo da tensão longitudinal no banzo para as diversas posições do carro-guincho consideradas.

Tabela 34 – Tensão longitudinal no banzo, $\sigma_{f.sd}$ (verificação da resistência ao esmagamento da alma –EC3)

Posição do carro-guincho	Ponto crítico	Esforços máximos instalados	Tensão longitudinal no banzo, $\sigma_{f.sd}$
1	47	$M_{sd}^z = 1574,1 \text{ kN.m}$ $M_{sd}^y = -88,1 \text{ kN.m}$ $N_{sd} = 1550,6 \text{ kN (C)}$	$\sigma_{f.sd} = -36,5 \text{ MPa}$
2	44	$M_{sd}^z = 4617,5 \text{ kN.m}$ $M_{sd}^y = -38,1 \text{ kN.m}$ $N_{sd} = 1508,5 \text{ kN (C)}$	$\sigma_{f.sd} = -74,8 \text{ MPa}$
3	36	$M_{sd}^z = 4053,1 \text{ kN.m}$ $M_{sd}^y = 10,3 \text{ kN.m}$ $N_{sd} = 2446,4 \text{ kN (C)}$	$\sigma_{f.sd} = -77,5 \text{ MPa}$
4	30	$M_{sd}^z = -3760,9 \text{ kN.m}$ $M_{sd}^y = -98,5 \text{ kN.m}$ $N_{sd} = 1522,9 \text{ kN (C)}$	$\sigma_{f.sd} = 31,7 \text{ MPa}$
5	26	$M_{sd}^z = 2617,5 \text{ kN.m}$ $M_{sd}^y = 4,0 \text{ kN.m}$ $N_{sd} = 1226,1 \text{ kN (C)}$	$\sigma_{f.sd} = -46,3 \text{ MPa}$
6	21	$M_{sd}^z = 3067,9 \text{ kN.m}$ $M_{sd}^y = -116,7 \text{ kN.m}$ $N_{sd} = 1072,0 \text{ kN (C)}$	$\sigma_{f.sd} = -50,4 \text{ MPa}$
7	16	$M_{sd}^z = 1475,4 \text{ kN.m}$ $M_{sd}^y = -39,3 \text{ kN.m}$ $N_{sd} = 2244,9 \text{ kN (C)}$	$\sigma_{f.sd} = -42,6 \text{ MPa}$

A tensão longitudinal no banzo, $\sigma_{f.sd}$ foi calculada com base na próxima figura:

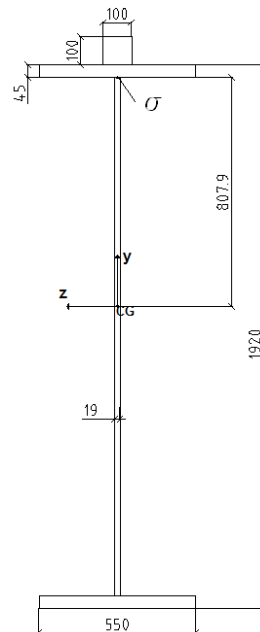


Figura 91 – Perfil I da lança/contralança - Tensão longitudinal no banzo (Verificação da resistência ao esmagamento da alma segundo o EC3)

Para o carro-guincho no extremo da lança (posição 1) a tensão longitudinal é dada por:

$$\sigma_{f.sd} = \frac{M_{zy}}{I_z} - \frac{N}{A} = \frac{-1574,1 \times 10^6 \times (807,9)}{63426,98 \times 10^6} - \frac{1550,6 \times 10^3}{94270} = -36,5 \text{ MPa}$$

O processo de cálculo das tensões longitudinais no banzo para as restantes posições do carro-guincho é em tudo idêntico.

$$S_y = 2(100 + 45)[1 - (1,1 \times 77,5/355)^2]^{0,5} = 281,5 \text{ mm}$$

A resistência da alma ao esmagamento $R_{y.Rd}$ é:

$$R_{y.Rd} = \frac{281,5 \times 19 \times 355}{1,1} = 1726,1 \text{ kN} \gg R_{max,maj.} = 478,0 \text{ kN}$$

Resistência garantida.

Na próxima figura encontra-se definido o comprimento de apoio S_s que é a distância ao longo da qual a carga aplicada se admite ser efetivamente distribuída. Para o cálculo deste comprimento admite-se uma degradação da carga sobre o carril de 45° .

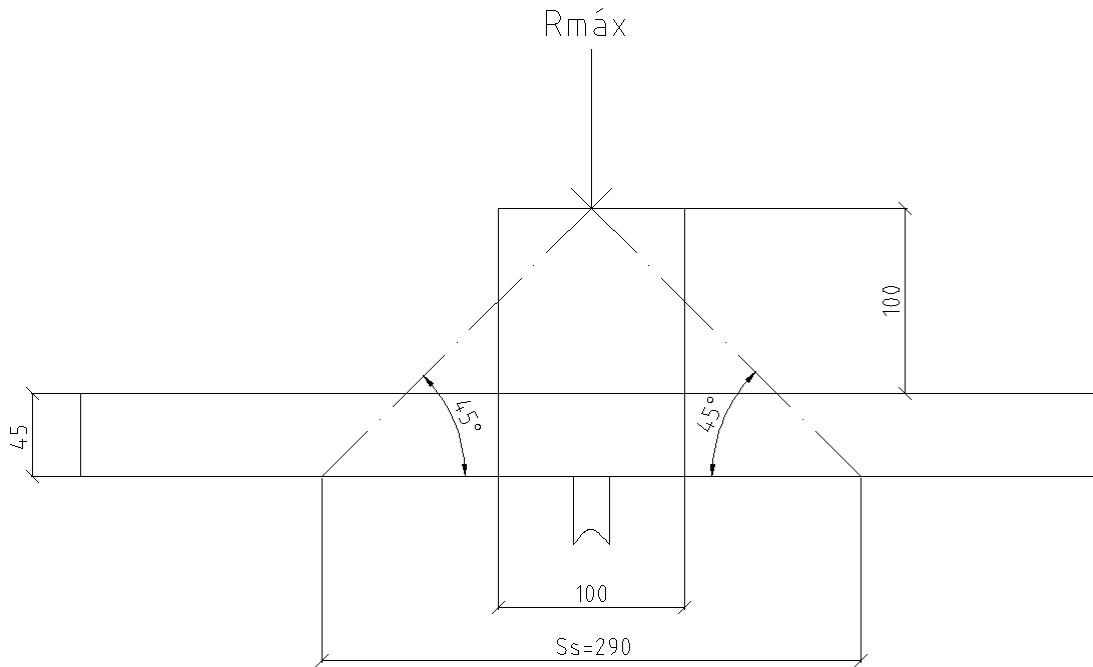


Figura 92 – Degradação da carga no carril

7.1.8 Resistência ao enrugamento da alma (EC3)

O valor de cálculo da resistência ao enrugamento da alma para uma secção em I obtém-se a partir de (5.7.4 do EC3):

$$R_{a.Rd} = \frac{0,5 \times t_w^2 (E \times f_{yw})^{0,5} \left[\left(\frac{t_f}{t_w} \right)^{0,5} + 3 \left(\frac{t_w}{t_f} \right) \left(\frac{S_s}{d} \right) \right]}{\gamma_{M1}}$$

Mas S_s/d não deve ser considerado superior a 0,2. A relação entre o comprimento do apoio rígido e a altura da alma é:

$$\frac{S_s}{d} = \frac{290}{1830} = 0,16 < 0,2 \text{ (verifica)}$$

Substituindo:

$$R_{a,Rd} = \frac{0,5 \times 19^2 (210 \times 10^3 \times 355)^{0,5} \left[\left(\frac{45}{19} \right)^{0,5} + 3 \left(\frac{19}{45} \right) \left(\frac{290}{1830} \right) \right]}{1,1} = 2464,8 \text{ kN} \gg R_{\text{máx,maj}} = 478,0 \text{ kN}$$

O EC3 define ainda que quando a peça esta sujeita a momentos fletores devem ser satisfeitos os seguintes critérios:

$$M_{Sd} \leq M_{c,Rd}$$

$$\frac{F_{Sd}}{R_{a,Rd}} + \frac{M_{Sd}}{M_{c,Rd}} \leq 1,5$$

A resistência à compressão da secção transversal é determinada por:

Para secção da classe 4:

$$M_{c,Rd} = \frac{W_{eff} \times f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{55036,2 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 17761,7 \text{ kN.m}$$

Substituindo:

$$\frac{478,0}{2038,6} + \frac{7464,7}{17761,7} = 0,65 \leq 1,5 \text{ (condição verificada)}$$

7.1.9 Resistência dos cutelos de reforço intermédios

O esforço de compressão num cutelo de reforço intermédio é dada por (5.6.5 do EC3):

$$N_s = V_{Sd,y} - \frac{d \times t_w \times \tau_{bb}}{\gamma_{M1}} \text{ mas } N_s \geq 0$$

Em que τ_{bb} é a tensão crítica de encurvadura por corte e é função da esbelteza da alma $\bar{\lambda}_w$.

$$\bar{\lambda}_w = \frac{\frac{d}{t_w}}{37,4 \times \varepsilon \times \sqrt{k_\tau}} = \frac{\frac{1830}{19}}{37,4 \times 0,81 \times \sqrt{5,88}} = 1,31$$

Para $\bar{\lambda}_w > 1,25$:

$$\tau_{bb} = \frac{1}{(\bar{\lambda}_w)^2} \frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{1,31^2} \times \frac{355}{\sqrt{3}} = 119,4 \text{ MPa}$$

$$N_s = 785,0 \times 10^3 - \frac{1830 \times 19 \times 119,4}{1,1} = -2989,1 \text{ kN}$$

De notar que N_s deu negativo o que significa que a alma por si só resiste ao esforço transversal, sendo assim os cutelos de reforço intermédios estão verificados, todavia a norma indica que é necessário verificar se o cutelo apresenta uma rigidez suficiente.

Como $a/d = 5000/1830 = 2,73 > \sqrt{2}$ o momento de inércia de um reforço transversal intermédio deve satisfazer o seguinte critério:

$$I_{R,min} \geq 0,75d \times t_w^3 = 0,75 \times 1830 \times 19^3 = 9,414 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

O momento de inércia do reforço, I_R é:

$$I_R = \frac{7 \times (150 \times 2 + 19)^3}{12} + 2 \times \frac{231 \times 19^3}{12} = 19,200 \times 10^6 \text{ mm}^4 > I_{R,min}$$

A área do reforço vale:

$$A_R = 468 \times 19 + 2 \times 7 \times 150 = 10992 \text{ mm}^2$$

O raio de giração é:

$$i_R = \sqrt{\frac{I_R}{A_R}} = \sqrt{\frac{19,200 \times 10^6}{10992}} = 41,8 \text{ mm}$$

O EC3 define que o comprimento de encurvadura a considerar não deverá ser inferior a $0,75d$, deste modo considera-se $l_R = d$.

$$\lambda = \frac{l_R}{i_R} = \frac{1830}{41,8} = 43,8$$

A esbelteza de Euler:

$$\lambda_E = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} = 76,4$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_E} = \frac{43,8}{76,4} = 0,57$$

A resistência à encurvadura na direção perpendicular à alma deve ser determinada utilizando a curva c de encurvadura e um comprimento de encurvadura l não inferior a $0,75d$, ou superior conforme as condições de apoio. Considerando a curva c, o fator de imperfeição é $\alpha = 0,49$.

$$\phi = 0,5 \times [1 + \alpha \times (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] = 0,5 \times [1 + 0,49 \times (0,57 - 0,2) + 0,57^2] = 0,75$$

O fator de redução para a encurvadura, χ vale:

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = \frac{1}{0,75 + \sqrt{0,75^2 - 0,57^2}} = 0,77$$

O esforço resistente à compressão do reforço vale:

$$N_{b,Rd} = \chi \times \frac{A \times f_y}{\gamma_{M1}} = 0,77 \times \frac{10992 \times 355}{1,1} = 2731,5 \text{ kN}$$

Na próxima figura apresenta-se a secção efetiva dos reforços transversais:

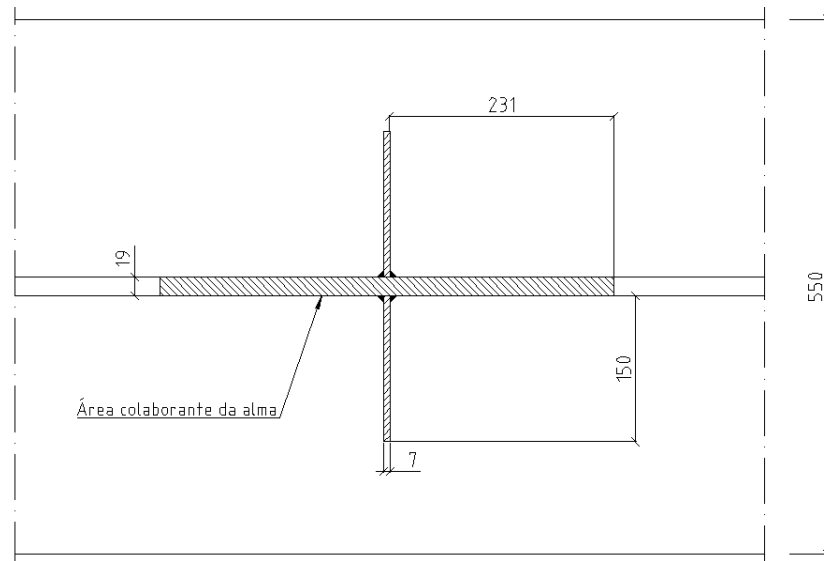


Figura 93 – Secção efetiva dos reforços transversais

7.1.10 Verificação da estabilidade da alma ao Enfunamento (F.E.M.)

A verificação ao enfunamento considera uma tensão crítica de enfunamento definida por:

$$\sigma_R^E = \frac{\pi^2 \times E \times (e/b)^2}{12(1 - \eta^2)}$$

Sendo b é a dimensão da placa medida no sentido perpendicular aos esforços de compressão, neste caso b é igual à altura da alma, ou seja $b=1830$ mm. O módulo de elasticidade é representado por E , η é o coeficiente de Poisson e a é a distância entre rigidificadores da alma, assim $a = 5000$ mm.

Na próxima figura apresenta-se a geometria da placa bem como a solicitação de compressão.



Figura 94 – Placa (verificação da estabilidade da alma ao enfunamento segundo as normas F.E.M.)

Para um aço com módulo de Young $E = 210 \times 10^3$ MPa e $\eta = 0,3$ a tensão de Euler é dada por:

$$\sigma_R^E = 189800 \times \left(\frac{e}{b}\right)^2$$

A tensão crítica ao enfunamento devido a solicitações de compressão é dada por:

$$\sigma_{cr}^v = \kappa_\sigma \times \sigma_R^E$$

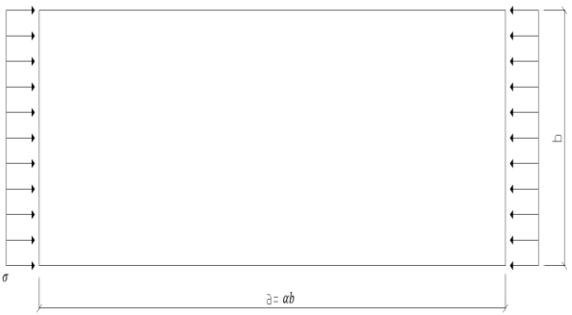
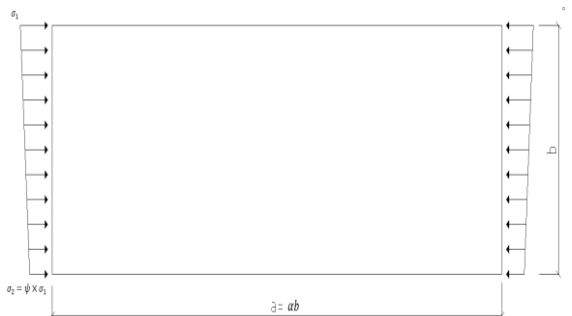
A tensão crítica ao enfunamento devido a solicitações de corte é dada por:

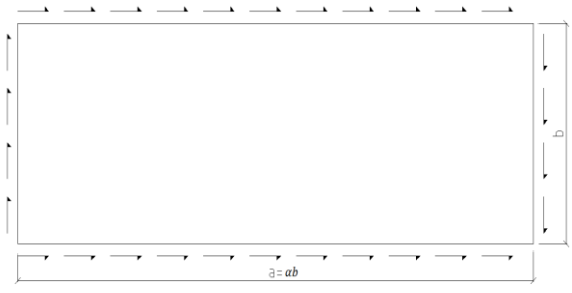
$$\tau_{cr}^v = \kappa_\tau \times \sigma_R^E$$

Os coeficientes de enfunamento, κ_σ e κ_τ dependem do rácio $\alpha = a/b$, do modo como a placa está apoiada, tipo de solicitação no plano da placa (parâmetro ψ) e da existência ou não de reforços. Estes coeficientes são determinados a partir de expressões constantes nas normas F.E.M. que fornece expressões para cinco casos de solicitação diferentes.

Na próxima tabela são apresentados os coeficientes de enfunamento para placas simplesmente apoiadas ao longo dos quatro bordos.

Tabela 35 – Coeficientes de enfunamento para placas simplesmente apoiadas ao longo dos quatro bordos
(Verificação da estabilidade da alma ao enfunamento - normas F.E.M.)

Caso	Modo de solicitação	$\alpha = a/b$	κ_σ ou κ_τ
I	Compressão simples e uniforme, $\psi = 0$ 	$\alpha \geq 1$	$\kappa_\sigma = 4$
		$\alpha \leq 1$	$\kappa_\sigma = \left(\alpha + \frac{1}{\alpha}\right)^2$
II	Compressão não uniforme, $0 < \psi \leq 1$ 	$\alpha \geq 1$	$\kappa_\sigma = \frac{8,4}{\psi + 1,1}$
		$\alpha \leq 1$	$\kappa_\sigma = \frac{2,1 \times \left(\alpha + \frac{1}{\alpha}\right)^2}{\psi + 1,1}$
III	Flexão pura $\psi = -1$ ou flexão com tração preponderante, $\psi < -1$ 	$\alpha \geq 2/3$	$\kappa_\sigma = 23,9$
		$\alpha \leq 2/3$	$\kappa_\sigma = 15,87 + \frac{1,87}{\alpha^2} + 8,6\alpha^2$
IV	Flexão com compressão preponderante, $-1 < \psi < 0$ 	$\kappa_\sigma = (1 + \psi)\kappa' - \psi\kappa'' + 10\psi \times (1 + \psi)$ Onde: $\kappa' = \kappa_\sigma$ para $\psi = 0$ no caso n.º: 2 $\kappa'' = \kappa_\sigma$ para flexão pura (caso n.º: 3)	

V		$\alpha \geq 1$	$\kappa_\tau = 5,34 + \frac{4}{\alpha^2}$
		$\alpha \leq 1$	$\kappa_\tau = 4 + \frac{5,34}{\alpha^2}$

Para combinação de esforços de corte e compressão a tensão crítica de enfunamento $\sigma_{cr.c}^V$ é dada por:

$$\sigma_{cr.c}^V = \frac{\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}}{\frac{1+\psi}{4} \times \frac{\sigma}{\sigma_{cr}} + \sqrt{\left(\frac{3-\psi}{4} \times \frac{\sigma}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2}}$$

Em que σ é a tensão máxima de compressão para o troço em causa, resultante do momento fletor e esforço axial, τ é a tensão tangencial, no troço, admitindo que o esforço cortante é integralmente resistido pela alma e que a tensão de corte é uniformemente distribuída ao longo da altura da alma. O parâmetro ψ é definido pelo quociente σ_2/σ_1 em que σ_1 é a tensão de compressão e σ_2 a tensão de tração. De salientar que no caso de os valores máximos de M^* e V^* não coincidirem na mesma secção do troço devem verificar-se duas secções, uma onde o valor de M^* é máximo outra onde V^* é máximo.

A instabilidade ocorre no domínio elástico ou não elástico se:

$$1. \sigma_{cr.c}^V \leq \sigma_p = 0,8 \times f_y$$

Nesta situação o enfunamento ocorre antes de esgotada a capacidade de resistência elástica. O valor da tensão teórica coincide com o valor da tensão crítica real.

$$2. \sigma_{cr.c}^V > \sigma_p = 0,8 \times f_y$$

No regime elastoplástico o módulo de elasticidade do material deixa de ser constante e passa a variar de ponto para ponto da curva que relaciona as tensões com as deformações. Para considerar este facto na análise é necessário considerar esta variação.

$$\sigma_{cr,real}^V = 50 \times \left(\beta + \sqrt{\beta^2 - 0,6} \right) \times (0,8 - \beta) \times \sigma_{cr}^V$$

Sendo:

$$\beta = 0,8 - \frac{f_y}{50\sigma_{cr}^V}$$

As normas F.E.M. referem que o valor de $\sigma_{cr,c,real}^V$ deve ser dividido por um coeficiente de segurança ν que para o caso de solicitação II – funcionamento do pórtico considerando a ação do vento, é dado pela expressão:

$$v = 1,50 + 0,125(\psi - 1)$$

A estabilidade da alma é garantida se se verificar a próxima condição (considerando a actuação simultânea de compressão e corte):

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq \frac{\sigma_{cr,c,real}^V}{v}$$

Na próxima figura encontram-se identificados os pontos de cálculo da tensão.

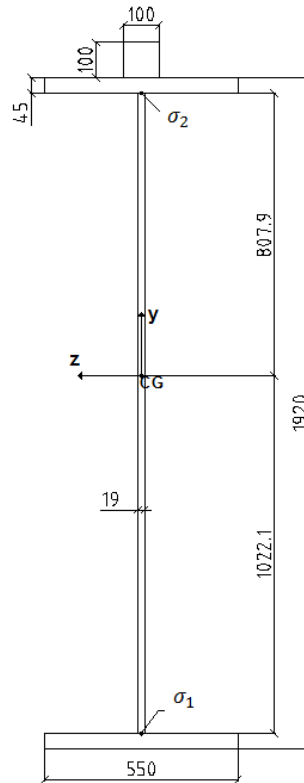


Figura 95 – Identificação dos pontos de cálculo da tensão (verificação da estabilidade da alma segundo as normas F.E.M.)

As tensões de cálculo valem:

$$\sigma_1 = -\frac{M_z^* h_1}{I_z} - \frac{N^*}{A} = \frac{7464,7 \times 10^6 \times (-1022,1)}{63426,98 \times 10^6} - \frac{3061,4 \times 10^3}{94270} = -152,8 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{M_z^* h_1}{I_z} - \frac{N^*}{A} = \frac{7464,7 \times 10^6 \times (807,9)}{63426,98 \times 10^6} - \frac{3061,4 \times 10^3}{94270} = 62,6 \text{ MPa}$$

$$\tau = \frac{V_y}{t_w \times h_w} = \frac{785,0 \times 10^3}{19 \times 1830} = 22,6 \text{ MPa}$$

Não será necessário analisar mais nenhum caso porque o momento fletor máximo coincide com o esforço transversal máximo.

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{62,6}{-152,8} = -0,41$$

$$\alpha = \frac{a}{b} = \frac{5000}{1830} = 2,73$$

Analisando os quatro casos anteriormente explicitados verifica-se que estamos perante um caso de flexão com compressão preponderante ($-1 < \psi < 0$) assim:

$$\kappa' = \kappa_\sigma = \frac{8,4}{\psi + 1,1} = \frac{8,4}{1,1} = 7,64 \quad (\psi = 0 \text{ no caso II})$$

$$\kappa'' = \kappa_\sigma = 23,9 \quad (\text{caso III})$$

$$\kappa_\sigma = (1 + \psi)\kappa' - \psi\kappa'' + 10\psi \times (1 + \psi)$$

$$\kappa_\sigma = (1 - 0,41) \times 7,64 - (-0,41) \times 23,9 + 10 \times (-0,41) \times (1 - 0,41) = 11,89$$

O coeficiente κ_τ para $\alpha \geq 1$ vale (Caso V):

$$\kappa_\tau = 5,34 + \frac{4}{\alpha^2} = 5,34 + \frac{4}{2,73^2} = 5,88$$

A tensão de referência de Euler é:

$$\sigma_R^E = 189800 \times \left(\frac{19}{1830}\right)^2 = 20,5 \text{ MPa}$$

Compressão

$$\sigma_{cr}^V = \kappa_\sigma \times \sigma_R^E = 11,89 \times 20,5 = 243,7 \text{ MPa} < \sigma_p = 0,8 \times 355 = 284 \text{ MPa} \Rightarrow \sigma_{cr}^V = \sigma_{cr,real}^V$$

Verifica-se que a instabilidade ocorre no domínio elástico ou não elástico.

Corte

$$\tau_{cr}^v = \kappa_\tau \times \sigma_R^E = 5,88 \times 20,5 = 120,5 \text{ MPa}$$

$$\sqrt{3} \times \tau_{cr}^v = \sqrt{3} \times 120,5 = 208,7 < \sigma_p = 0,8 \times 355 = 284 \text{ MPa} \Rightarrow \tau_{cr}^v = \tau_{cr,real}^v$$

A tensão de comparação crítica de enfunamento $\sigma_{cr,c}^V$ é:

$$\sigma_{cr,c}^V = \frac{\sqrt{152,8^2 + 3 \times 22,6^2}}{\frac{1 - 0,41}{4} \times \frac{152,8}{243,7} + \sqrt{\left(\frac{3 + 0,41}{4} \times \frac{152,8}{243,7}\right)^2 + \left(\frac{22,6}{120,5}\right)^2}} = 239,4 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{cr,c}^V < \sigma_p = 0,8 \times 355 = 284 \text{ MPa} \Rightarrow \sigma_{cr,c}^V = \sigma_{cr,c,real}^V = 239,4 \text{ MPa}$$

O coeficiente v é dado por:

$$v = 1,50 + 0,125(\psi - 1) = 1,50 + 0,125(-0,41 - 1) = 1,32$$

Substituindo:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq \frac{\sigma_{cr,c,real}^V}{v} \Leftrightarrow \sqrt{152,8^2 + 3 \times 22,6^2} = 157,7 \text{ MPa} < \frac{239,4}{1,32} = 181,4 \text{ MPa}$$

Resistência da alma ao enfunamento assegurada.

7.2 Perna direita

As secções tubulares sujeitas a esforços de flexão e/ou compressão pertencem à classe 3 se a seguinte condição for cumprida:

$$\frac{d}{t} \leq 90\varepsilon^2 \Leftrightarrow \frac{1880}{20,6} = 91,3 > 59,0$$

Assim a secção não pode ser classificada como sendo da classe 3. O Eurocódigo 3 indica que para $d/t > 90\varepsilon^2$ é necessário consultar a EN 1993-1-6 Resistência e estabilidade de cascas. As pernas do pórtico estão sujeitas a esforços de compressão, esforços de corte, momento torsor e esforços de flexão. Consultando a norma anteriormente referida verifica-se que a norma fornece expressões de cálculo para as diversas tensões para casos simples tais como cilindros sujeitos a pressões internas e esforços axiais. O anexo C da norma não fornece expressões para a verificação da resistência no caso uma combinação de esforços normais com momento fletor.

De modo a verificar-se a estabilidade das pernas admite-se que a tensão máxima de compressão de cálculo, correspondente ao caso crítico, devidas à combinação de esforço axial de compressão e momento fletor é distribuída uniformemente por toda a perna, na realidade o momento fletor não tem uma distribuição uniforme e consequentemente impõe tensões de compressão e tração em diferentes zonas da perna.

Na próxima figura pode-se observar a distribuição real dos momentos fletores para o troço mais solicitado da perna direita.

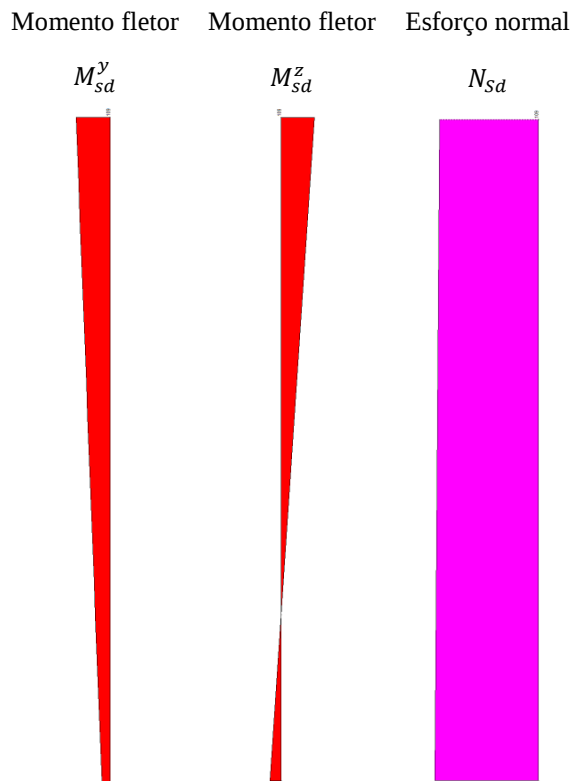


Figura 96 – Diagrama de momentos fletores e esforço axial para o troço mais solicitado da perna direita (membro n.º: 16)

A nomenclatura utilizada para as cascas de revolução é apresentada a seguir:

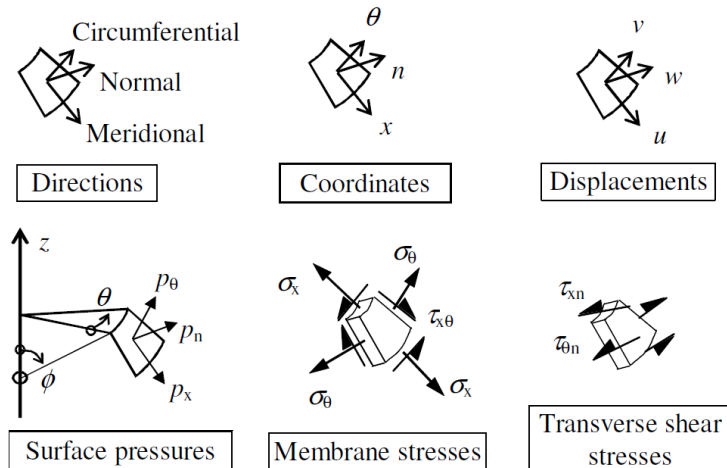


Figura 97 – Nomenclatura utilizada para cascas de revolução

As propriedades da secção resistente da perna direita são apresentadas na próxima tabela:

Tabela 36 – Propriedades do perfil da perna direita (LCHS Ø1880,t=20,6)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	1880 mm	
t	20,6 mm	
G	945 kg/m	
A	120300 mm ²	
I	52011,4 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	650,7 mm	
$W_{el.}$	55331 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	71225 × 10 ³ mm ³	

Expressões para o cálculo das tensões resistente à encurvadura

Para a análise da resistência e estabilidade das pernas considera-se uma casca de revolução sem reforços intermédios com parede de espessura constante.

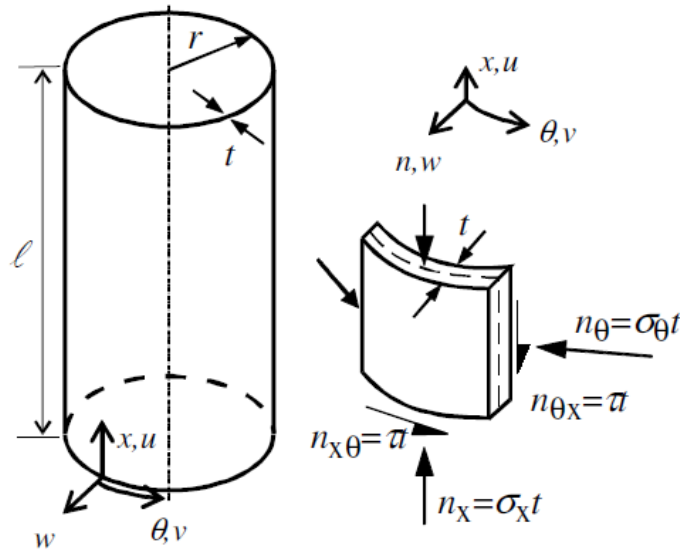


Figura 98 – Geometria do cilindro, tensões de membrana e tensões resultantes.

Sendo:

l – Comprimento entre as condições de fronteira

r – Raio da superfície média do cilindro

t – Espessura da casca

Δ_{wk} – Amplitude de imperfeição característica

O raio da superfície média vale 929,7 mm, a espessura da casca 20,6 mm e o comprimento entre as condições de fronteira representa o comprimento entre reforços internos e considera-se igual a 3000 mm.

O caderno 3 das normas F.E.M. refere que deverá ser verificada a resistência à encurvadura em cilindros circulares se se verificar a seguinte condição:

$$\frac{t}{r} \leq 25 \times \frac{\sigma_E}{E}$$

Ou seja:

$$\frac{20,6}{929,7} = 0,022 \leq 25 \times \frac{355}{210 \times 10^3} = 0,042$$

Será assim necessário verificar a resistência da perna direita à encurvadura. Para um espaçamento máximo de $10 \times r$ os reforços têm de ter um momento de inércia de pelo menos:

$$I_{min} = 0,5 \times r \times t^3 / (r/t)^{0,5}$$

Ou seja:

$$I_{min} = 0,5 \times 929,7 \times 20,6^3 / (929,7/20,6)^{0,5} = 6,0489 \times 10^5 \text{ mm}^4$$

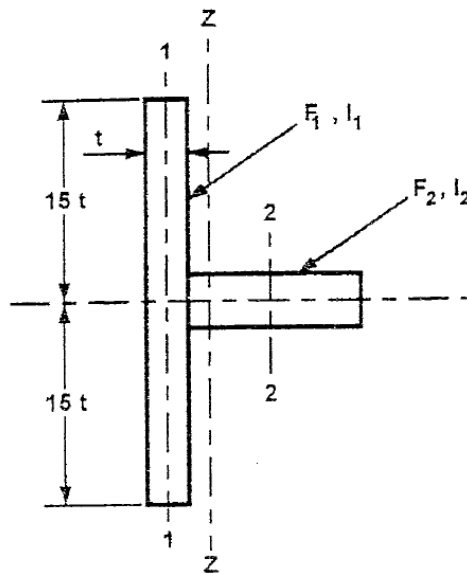


Figura 99 – Reforços intermédios para as pernas da torre

O momento de inércia do reforço será então dado por:

$$I = I_1 + I_2 + F_1 \times e_1^2 + F_2 \times e_2^2$$

Sendo F_1 a área da secção 1, F_2 a área da secção 2, e_1 e e_2 representam respetivamente a distância do centro de gravidade da secção 1 ao centro de gravidade do reforço e a distância do centro de gravidade da secção 2 ao centro de gravidade do reforço. Considerando que a espessura da secção 2 vale 10 mm e o seu comprimento 50 mm o momento de inércia do reforço seria:

$$I = \frac{30 \times 20,6 \times 20,6^3}{12} + \frac{10 \times 50^3}{12} + (30 \times 20,6^2 \times 1,3^2) + (10 \times 50 \times 34^2) = 1,1539 \times 10^6 \text{ mm}^4 > I_{min}$$

A posição do centro gravidade do reforço (cota medida a partir da face exterior do tubo) é dada por:

$$x_G = \frac{\sum x_i \times A_i}{\sum A_i} = \frac{\frac{20,6}{2} \times 30 \times 20,6 \times 20,6 + 10 \times 50 \times \left(20,6 + \frac{50}{2}\right)}{30 \times 20,6 \times 20,6 + 10 \times 50} = 11,6 \text{ mm}$$

$$\text{Com } e_1 = x_G - t/2 \text{ e } e_2 = \left(\frac{t}{2} - e_1\right) + (l_2/2).$$

Considerando **um reforço a cada 3 metros de tubo** perfaz um total de 14 reforços internos para cada perna com comprimento total de 42 metros.

A norma fornece alguns exemplos de condições de fronteira a considerar para diferentes casos, no nosso caso interessa o caso de um cilindro com reforços interiores como ilustrado a seguir:

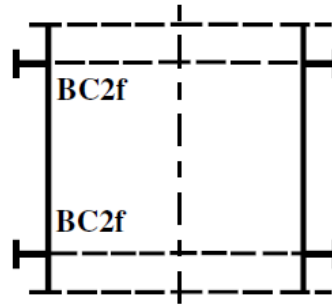


Figura 100 – Secção de um anel de reforço para cilindro (EC3 1-6)

Na norma de resistência e estabilidade de cascas são referenciadas 5 tipos de condições de fronteira, cada um com diferentes restrições ao nível da rotação meridional, deslocamentos normais e meridionais.

Tabela 37 – Condições de fronteira para cascas (verificação da resistência e estabilidade das pernas – EC3-1-6)

Código da condição de fronteira	Descrição	Deslocamento normal	Deslocamento meridional	Rotação meridional
BC1r	Radialmente restrito Meridionalmente restrito Rotação restrita	$w = 0$	$u = 0$	$\beta_\phi = 0$
BC1f	Radialmente restrito Meridionalmente restrito Rotação livre	$w = 0$	$u = 0$	$\beta_\phi \neq 0$
BC2r	Radialmente restrito Meridionalmente livre Rotação restrita	$w = 0$	$u \neq 0$	$\beta_\phi = 0$
BC2f	Radialmente restrito Meridionalmente livre Rotação livre	$w = 0$	$u \neq 0$	$\beta_\phi \neq 0$
BC3	Radialmente livre Meridionalmente livre Rotação livre	$w \neq 0$	$u \neq 0$	$\beta_\phi \neq 0$

Compressão meridional (axial)

Tensões críticas meridionais de encurvadura

Em primeiro lugar é necessário definir o seguinte parâmetro adimensional:

$$\omega = \frac{l}{r} \sqrt{\frac{r}{t}} = \frac{l}{\sqrt{rt}} = \frac{3000}{\sqrt{929,7 \times 20,6}} = 21,68$$

Para cilindros de comprimento médio:

$$1,7 \leq \omega \leq 0,5 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 1,7 \leq 21,68 \leq 22,56$$

Neste caso $c_x = 1,0$.

A tensão crítica meridional de encurvadura é:

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 \times EC_x \frac{t}{r} \Leftrightarrow \sigma_{x,Rcr} = 0,605 \times 210 \times 10^3 \times \frac{20,6}{929,7} = 2815,1 \text{ MPa}$$

Parâmetros de encurvadura meridional

O fator de redução meridional elástico de imperfeição, α_x é cálculo por:

$$\alpha_x = \frac{0,62}{1 + 1,91(\Delta_{wk}/t)^{1,44}}$$

A amplitude de imperfeição característica Δ_{wk} é:

$$\Delta_{wk} = \frac{1}{Q} \sqrt{\frac{r}{t}} \times t = \frac{1}{16} \sqrt{\frac{929,7}{20,6}} \times 20,6 = 8,649$$

Em que Q representa um parâmetro de qualidade de fabrico e é obtido na tabela seguinte:

Tabela 38 – Parâmetro de qualidade de fabrico, Q (verificação da resistência e estabilidade das pernas)

Classe de tolerância de qualidade de fabrico	Descrição	Q
Classe A	Excelente	40
Classe B	Alta	25
Classe C	Normal	16

Considerando uma qualidade de fabrico normal (classe C) logo $Q = 16$.

Assim o fator de redução meridional elástico de imperfeição, α_x vale:

$$\alpha_x = \frac{0,62}{1 + 1,91(8,649/20,6)^{1,44}} = 0,401$$

O limite de esbelteza meridional $\bar{\lambda}_{x0}$, o fator de escala plástico, β e o expoente de interação, η valem:

$$\bar{\lambda}_{x0} = 0,20 \qquad \beta = 0,60 \qquad \eta = 1,0$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente à encurvadura meridional da casca se satisfizerem:

$$\frac{r}{t} \leq 0,03 \times \frac{E}{f_y} \Leftrightarrow \frac{929,7}{20,6} \leq 0,03 \times \frac{210 \times 10^3}{355} \Leftrightarrow 45,13 > 17,75$$

Logo é necessário verificar a resistência à encurvadura meridional da casca.

Compressão circunferencial

Tensão crítica circunferencial de encurvadura

Para cilindros de comprimento médio:

$$20 \leq \frac{\omega}{C_\theta} \leq 1,63 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 20 \leq 21,68 \leq 73,56$$

Sendo o fator C_θ retirado da próxima tabela. Notar que este parâmetro depende apenas das condições de fronteira.

Tabela 39 – Fatores de encurvadura para pressão externa no caso de cilindros de comprimento médio C_0 (verificação da resistência e estabilidade das pernas)

Caso	Final do cilindro	Condição de fronteira	Valor de C_θ
1	Final 1	BC1	1,5
	Final 2	BC1	
2	Final 1	BC1	1,25
	Final 2	BC2	
3	Final 1	BC2	1,0
	Final 2	BC2	
4	Final 1	BC1	0,6
	Final 2	BC3	
5	Final 1	BC2	0
	Final 2	BC3	
6	Final 1	BC3	0
	Final 2	BC3	

A tensão crítica circunferencial de encurvadura vale:

$$\sigma_{\theta, Rcr} = 0,92E \left(\frac{C_\theta}{\omega} \right) \left(\frac{t}{r} \right) \Leftrightarrow \sigma_{\theta, Rcr} = 0,92 \times 210 \times 10^3 \left(\frac{1}{21,68} \right) \left(\frac{20,6}{929,7} \right) = 197,5 \text{ MPa}$$

Parâmetros de encurvadura circunferencial

O fator de redução circunferencial elástico de imperfeição depende da classe de fabrico e é obtido na próxima tabela.

Tabela 40 – Fator de redução circunferencial elástico de imperfeição, α_θ (verificação da resistência e estabilidade das pernas)

Classe de tolerância de qualidade de fabrico	Descrição	α_θ
Classe A	Excelente	0,75
Classe B	Alta	0,65
Classe C	Normal	0,50

Novamente opta-se pela classe C e por isso $\alpha_\theta = 0,5$.

O limite de esbelteza circunferencial $\bar{\lambda}_{\theta 0}$, o fator de escala plástico, β e o expoente de interação, η valem:

$$\bar{\lambda}_{\theta 0} = 0,40$$

$$\beta = 0,60$$

$$\eta = 1,0$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente à encurvadura meridional da casca se satisfizerem:

$$\frac{r}{t} \leq 0,21 \times \sqrt{\frac{E}{f_y}} \Leftrightarrow \frac{929,7}{20,6} \leq 0,21 \times \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} \Leftrightarrow 45,13 > 5,11$$

Logo é necessário verificar a resistência à encurvadura circunferencial da casca.

Acção do vento

A norma estabelece que a distribuição de pressões não uniforme resultado da acção do vento em redor da casca pode ser substituída por uma distribuição uniforme de pressão como é sugerido na próxima figura.

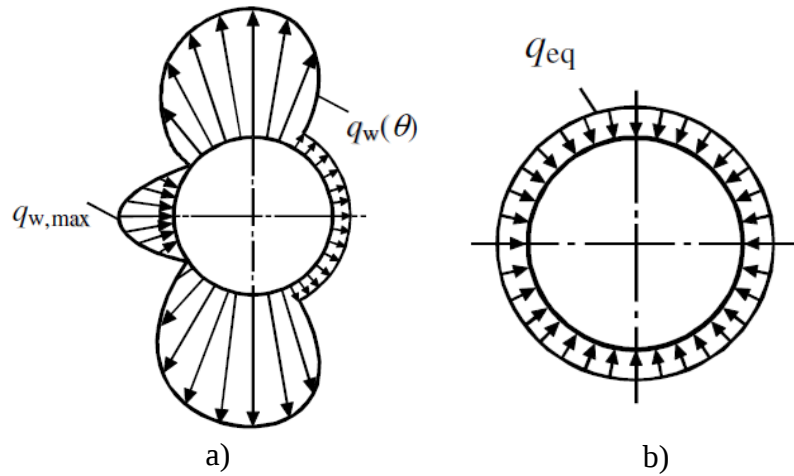


Figura 101 – a) Distribuição da pressão do vento em redor da circunferência da casca, b) Distribuição equivalente de pressões

A pressão equivalente será calculada através da seguinte expressão:

$$q_{eq} = k_w \times q_{w,max}$$

Em que k_w é um parâmetro e $q_{w,max}$ é a pressão máxima do vento.

$$k_w = 0,46 \left(1 + 0,1 \sqrt{\left(\frac{C_\theta}{\omega} \times \frac{r}{t} \right)} \right) = 0,46 \left(1 + 0,1 \sqrt{\left(\frac{1}{21,68} \times \frac{929,7}{20,6} \right)} \right) = 0,526$$

O parâmetro k_w deverá estar compreendido entre $0,65 \leq k_w \leq 1$, de modo a respeitar-se esta relação considera-se $k_w = 0,65$. A pressão máxima do vento corresponde ao coeficiente de pressão dinâmica calculado a partir das normas F.E.M. ou seja $q_{w,max}=q=125 \text{ N/m}^2$.

A pressão equivalente será $q_{eq}=0,65 \times 125=81,25 \text{ N/m}^2=8,125 \times 10^{-5} \text{ MPa}$.

A tensão circunferencial de cálculo será calculada por:

$$\sigma_{\theta, sd} = (q_{eq} + q_s) \left(\frac{r}{t} \right) = 8,125 \times 10^{-5} \times \frac{929,7}{20,6} = 0,004 \text{ MPa}$$

O parâmetro q_s representa a sucção interna causada pelo vento, e foi considerado como nulo.

Corte

Tensão crítica de corte elástica

Para cilindros de comprimento médio:

$$10 \leq \omega \leq 8,7 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 20 \leq 21,68 \leq 392,6$$

$$C_\tau = 1,0.$$

A tensão crítica de corte elástica é obtida através de:

$$\tau_{x\theta, Rcr} = 0,75 E C_\tau \sqrt{\frac{1}{\omega} \left(\frac{t}{r} \right)} = 0,75 \times 210 \times 10^3 \times 1,0 \times \sqrt{\frac{1}{21,68} \left(\frac{20,6}{929,7} \right)} = 749,5 \text{ MPa}$$

Parâmetros de corte

Na próxima tabela são apresentados os valores do fator de redução ao corte elástico de imperfeição:

Tabela 41 – Fator de redução ao corte elástico de imperfeição, α_τ (verificação da resistência e estabilidade das pernas)

Classe de tolerância de qualidade de fabrico	Descrição	α_τ
Classe A	Excelente	0,75
Classe B	Alta	0,65
Classe C	Normal	0,50

Para qualidade normal de fabrico: $\alpha_\tau = 0,5$.

O limite de esbelteza ao corte, o fator de escala plástico e o expoente de interação valem:

$$\bar{\lambda}_{\tau 0} = 0,40 \qquad \beta = 0,60 \qquad \eta = 1,0$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente ao corte se a seguinte condição for satisfeita:

$$\frac{r}{t} \leq 0,16 \times \left[\frac{E}{f_y} \right]^{0,67} \Leftrightarrow \frac{929,7}{20,6} \leq 0,16 \times \left[\frac{210 \times 10^3}{355} \right]^{0,67} \Leftrightarrow 45,13 > 11,52$$

Logo é necessário verificar a resistência ao corte.

Tensões resistentes à encurvadura

As tensões resistentes à encurvadura são calculadas considerando as tensões de encurvadura características e um coeficiente de segurança γ_{M1} .

$$\sigma_{x,Rd} = \frac{\sigma_{x,Rk}}{\gamma_{M1}} \quad \sigma_{\theta,Rd} = \frac{\sigma_{\theta,Rk}}{\gamma_{M1}} \quad \tau_{x\theta,Rd} = \frac{\tau_{x\theta,Rk}}{\gamma_{M1}}$$

As tensões de encurvadura características são calculadas multiplicando os respectivos fatores de redução pela tensão limite de cedência elástica.

$$\sigma_{x,Rk} = \chi_x f_y \quad \sigma_{\theta,Rk} = \chi_\theta f_y \quad \tau_{x\theta,Rk} = \chi_\tau f_y / \sqrt{3}$$

Os fatores de redução são determinados em função da esbelteza relativa da casca:

$$\begin{aligned} \chi &= 1 & \text{quando } \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0 \\ \chi &= 1 - \beta \left(\frac{\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0}{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_0} \right)^\eta & \text{quando } \bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_p \\ \chi &= \frac{\alpha}{\bar{\lambda}^2} & \text{quando } \bar{\lambda}_p \leq \bar{\lambda} \end{aligned}$$

Sendo:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha}{1 - \beta}}$$

Os diferentes parâmetros de esbelteza relativa são determinados por:

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{f_y / \sigma_{x,Rc}} \quad \bar{\lambda}_\theta = \sqrt{f_y / \sigma_{\theta,Rc}} \quad \bar{\lambda}_\tau = \sqrt{(f_y / \sqrt{3}) / \tau_{x\theta,Rc}}$$

Cálculo de χ_x

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{f_y / \sigma_{x,Rc}} = \sqrt{355 / 2815,1} = 0,36$$

$$\bar{\lambda}_{px} = \sqrt{\frac{\alpha_x}{1 - \beta}} = \sqrt{\frac{0,401}{1 - 0,6}} = 1,00$$

Como $\bar{\lambda}_{x0} < \bar{\lambda}_x < \bar{\lambda}_{px}$ o fator de redução é:

$$\chi_x = 1 - \beta \left(\frac{\bar{\lambda}_x - \bar{\lambda}_{x0}}{\bar{\lambda}_{px} - \bar{\lambda}_{x0}} \right)^\eta = 1 - 0,60 \left(\frac{0,36 - 0,20}{1,00 - 0,20} \right) = 0,88$$

Cálculo de χ_θ

$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{f_y / \sigma_{\theta,Rc}} = \sqrt{355 / 197,5} = 1,34$$

$$\bar{\lambda}_{p\theta} = \sqrt{\frac{\alpha_\theta}{1 - \beta}} = \sqrt{\frac{0,5}{1 - 0,6}} = 1,12$$

Como $\bar{\lambda}_\theta > \bar{\lambda}_{p\theta}$ o fator de redução é:

$$\chi_\theta = \frac{\alpha_\theta}{\bar{\lambda}_\theta^2} = \frac{0,5}{1,34^2} = 0,28$$

Cálculo de χ_τ

$$\bar{\lambda}_\tau = \sqrt{(f_y/\sqrt{3})/\tau_{x\theta,Rc}} = \sqrt{(355/\sqrt{3})/749,5} = 0,52$$

$$\bar{\lambda}_{p\tau} = \sqrt{\frac{\alpha_\tau}{1-\beta}} = \sqrt{\frac{0,5}{1-0,6}} = 1,12$$

Como $\bar{\lambda}_{\tau 0} < \bar{\lambda}_\tau < \bar{\lambda}_{p\tau}$ o fator de redução é:

$$\chi_\tau = 1 - \beta \left(\frac{\bar{\lambda}_\tau - \bar{\lambda}_{\tau 0}}{\bar{\lambda}_{p\tau} - \bar{\lambda}_{\tau 0}} \right)^\eta = 1 - 0,60 \left(\frac{0,52 - 0,40}{1,12 - 0,40} \right) = 0,90$$

As tensões de encurvadura características são:

$$\sigma_{x,Rk} = \chi_x f_y = 0,88 \times 355 = 312,4 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{\theta,Rk} = \chi_\theta f_y = 0,28 \times 355 = 99,4 \text{ MPa}$$

$$\tau_{x\theta,Rk} = \chi_\tau f_y / \sqrt{3} = 0,90 \times 355 / \sqrt{3} = 184,5 \text{ MPa}$$

As tensões de encurvadura resistentes são dadas por:

$$\sigma_{x,Rd} = \frac{\sigma_{x,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{312,4}{1,1} = 284 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{\theta,Rd} = \frac{\sigma_{\theta,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{99,4}{1,1} = 90,4 \text{ MPa}$$

$$\tau_{x\theta,Rd} = \frac{\tau_{x\theta,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{184,5}{1,1} = 167,7 \text{ MPa}$$

Combinação de compressão meridional (axial), compressão circunferencial e esforços de corte.

1. Dependendo dos esforços instalados nas peças podem ser feitas uma ou mais verificações:

$$\sigma_{x,Sd} \leq \sigma_{x,Rd}$$

$$\sigma_{\theta,Sd} \leq \sigma_{\theta,Rd}$$

$$\tau_{x\theta,Sd} = \tau_{x\theta,Rd}$$

2. Se houver uma combinação de esforços deverá ser realizada a seguinte verificação:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Sd}}{\sigma_{x,Rd}} \right)^{k_x} + \left(\frac{\sigma_{\theta,Sd}}{\sigma_{\theta,Rd}} \right)^{k_\theta} + \left(\frac{\tau_{Sd}}{\tau_{Rd}} \right)^{k_\tau} \leq 1$$

Com $k_x = k_\theta = 1,25$ e $k_\tau = 2,0$.

O caso crítico para a perna direita ocorre no membro n.º: 16 quando o carro-guincho está na posição 1 (extremo da lança). Nesta situação os esforços valem: $N_{Sd} = 6627,2 \text{ kN (C)}$, $M_{Sd}^y = -2409,2 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = 3365,8 \text{ kN.m}$, $M_t^{Sd} = 207,4 \text{ kN.m}$, $V_y^{Sd} = -149,8 \text{ kN}$ e $V_z^{Sd} = 60,6 \text{ kN}$.

Como se trata de um secção circular pode-se determinar o momento fletor resultante devido a M_z e a M_y ou seja:

$$M_{Sd}^R = \sqrt{(M_{Sd}^y)^2 + (M_{Sd}^z)^2} = \sqrt{(-2409,2)^2 + (3365,8)^2} = 4139,2 \text{ kN.m}$$

A tensão no ponto crítico vale:

$$\sigma_{x,Sd} = \frac{M_{Sd}^R}{W_{el.}} + \frac{N_{Sd}}{A} = \frac{-4139,2 \times 10^6}{55331 \times 10^3} - \frac{6627,2 \times 10^3}{120300} = -129,9 \text{ MPa} < \sigma_{x,Rd} = 284 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{\theta,Sd} = 0,004 \ll \sigma_{\theta,Rd} = 90,4 \text{ MPa}$$

Como a $\sigma_{\theta,Sd}$ é insignificante comparativamente à tensão resistente despreza-se na combinação de esforços.

$$V_{Sd}^R = \sqrt{(V_{Sd}^y)^2 + (V_{Sd}^z)^2} = \sqrt{(-149,8)^2 + 60,6^2} = 161,6 \text{ kN}$$

O momento de inércia polar é:

$$I_p = 2 \times I = 2 \times 5201144 = 1,04023 \times 10^7 \text{ cm}^4 = 104023,0 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$\tau_{x\theta,Sd} = \frac{M_{torsor} \times R}{I_p} + \frac{V_{Sd}^R}{A} = \frac{207,4 \times 10^6 \times 940}{104023,0 \times 10^6} + \frac{161,6 \times 10^3}{120300} = 1,87 + 1,34 = 3,21 \text{ MPa}$$

Verifica-se que $\tau_{x\theta,Sd} = 3,2 \text{ MPa} \ll \tau_{x\theta,Rd} = 167,7 \text{ MPa}$.

De salientar que os esforços tangenciais máximos ocorrem para a mesma posição do carro-guincho mas no membro n.º: 4 e valem $V_y^{Sd} = 100,6 \text{ kN}$ e $V_z^{Sd} = 361,0 \text{ kN}$, apesar destes esforços de corte serem superiores aos considerados para a verificação da resistência do perfil conclui-se que impõem à peça um nível de tensão muito baixo comparativamente à tensão de corte resistente.

Fazendo a combinação de esforços:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Sd}}{\sigma_{x,Rd}}\right)^{k_x} + \left(\frac{\tau_{Sd}}{\tau_{Rd}}\right)^{k_\tau} \leq 1 \Leftrightarrow \left(\frac{83,0}{284}\right)^{1,25} + \left(\frac{3,3}{167,7}\right)^2 = 0,22 \leq 1$$

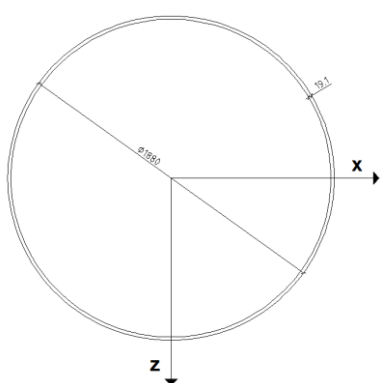
Resistência do perfil da perna direita está assim garantida.

7.3 Perna esquerda

A verificação da resistência da perna esquerda é análoga à realizada para a perna esquerda, apenas muda os esforços instalados e a espessura que neste caso diminui para 19,1 mm. Os parâmetros de encurvadura meridional, circunferencial e de corte são idênticos aos referenciados para a perna direita.

As propriedades da secção resistente da perna esquerda são apresentadas na próxima tabela:

Tabela 42 – Propriedades do perfil da perna esquerda (LCHS Ø1880,t=19,1)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	1880 mm	
t	19,1 mm	
G	877 kg/m	
A	111700 mm ²	
I	48340,2 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	658,0 mm	
$W_{el.}$	51426 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	66145 × 10 ³ mm ³	

Compressão meridional (axial)

Tensões críticas meridionais de encurvadura

$$r = \frac{D_{ext.}}{2} - \frac{t}{2} = \frac{1880}{2} - \frac{19,1}{2} = 930,5 \text{ mm}$$

Parâmetro adimensional ω :

$$\omega = \frac{l}{r} \sqrt{\frac{r}{t}} = \frac{l}{\sqrt{rt}} = \frac{3000}{\sqrt{930,5 \times 19,1}} = 22,50$$

Para cilindros de comprimento médio:

$$1,7 \leq \omega \leq 0,5 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 1,7 \leq 22,50 \leq 24,36$$

Neste caso $c_x = 1,0$.

A tensão crítica meridional de encurvadura é:

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 \times E C_x \frac{t}{r} \Leftrightarrow \sigma_{x,Rcr} = 0,605 \times 210 \times 10^3 \times \frac{19,1}{930,5} = 2607,9 \text{ MPa}$$

Parâmetros de encurvadura meridional

A amplitude de imperfeição característica Δ_{wk} é:

$$\Delta_{wk} = \frac{1}{Q} \sqrt{\frac{r}{t}} \times t = \frac{1}{16} \sqrt{\frac{930,5}{19,1}} \times 19,1 = 8,332$$

Em que Q representa um parâmetro de qualidade de fabrico e vale 16 para uma qualidade de fabrico normal.

Assim o fator de redução meridional elástico de imperfeição, α_x vale:

$$\alpha_x = \frac{0,62}{1 + 1,91(\Delta_{wk}/t)^{1,44}} = \frac{0,62}{1 + 1,91(8,332/19,1)^{1,44}} = 0,393$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente à encurvadura meridional da casca se satisfizerem:

$$\frac{r}{t} \leq 0,03 \times \frac{E}{f_y} \Leftrightarrow \frac{930,5}{19,1} \leq 0,03 \times \frac{210 \times 10^3}{355} \Leftrightarrow 48,72 > 17,75$$

É necessário verificar a resistência à encurvadura meridional da casca.

Compressão circunferencial

Na análise da resistência da perna direita confirmou-se que a ação do vento impõe uma tensão circunferencial muito baixa e consequentemente pode ser desprezada.

Corte

Tensão crítica de corte elástica

Para cilindros de comprimento médio:

$$10 \leq \omega \leq 8,7 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 20 \leq 22,50 \leq 423,8$$

$$C_\tau = 1,0.$$

A tensão crítica elástica de corte é obtida através de:

$$\tau_{x\theta, Rcr} = 0,75 E C_\tau \sqrt{\frac{1}{\omega} \left(\frac{t}{r} \right)} = 0,75 \times 210 \times 10^3 \times 1,0 \times \sqrt{\frac{1}{21,68} \left(\frac{19,1}{930,5} \right)} = 694,3 \text{ MPa}$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente ao corte se a seguinte condição for satisfeita:

$$\frac{r}{t} \leq 0,16 \times \left[\frac{E}{f_y} \right]^{0,67} \Leftrightarrow \frac{930,5}{19,1} \leq 0,16 \times \left[\frac{210 \times 10^3}{355} \right]^{0,67} \Leftrightarrow 48,72 > 11,52$$

É necessário verificar a resistência ao corte.

Os fatores de redução são calculados a seguir.

Cálculo de χ_x

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{f_y / \sigma_{x,Rc}} = \sqrt{355 / 2607,9} = 0,37$$

$$\bar{\lambda}_{px} = \sqrt{\frac{\alpha_x}{1 - \beta}} = \sqrt{\frac{0,393}{1 - 0,6}} = 0,99$$

Como $\bar{\lambda}_{x0} < \bar{\lambda}_x < \bar{\lambda}_{px}$ o fator de redução é:

$$\chi_x = 1 - \beta \left(\frac{\bar{\lambda}_x - \bar{\lambda}_{x0}}{\bar{\lambda}_{px} - \bar{\lambda}_{x0}} \right)^\eta = 1 - 0,60 \left(\frac{0,37 - 0,20}{0,99 - 0,20} \right) = 0,87$$

Cálculo de χ_τ

$$\bar{\lambda}_\tau = \sqrt{(f_y/\sqrt{3})/\tau_{x\theta,Rc}} = \sqrt{(355/\sqrt{3})/694,3} = 0,54$$

$$\bar{\lambda}_{p\tau} = \sqrt{\frac{\alpha_\tau}{1-\beta}} = \sqrt{\frac{0,5}{1-0,6}} = 1,12$$

Como $\bar{\lambda}_{\tau 0} < \bar{\lambda}_\tau < \bar{\lambda}_{p\tau}$ o fator de redução é:

$$\chi_\tau = 1 - \beta \left(\frac{\bar{\lambda}_\tau - \bar{\lambda}_{\tau 0}}{\bar{\lambda}_{p\tau} - \bar{\lambda}_{\tau 0}} \right)^\eta = 1 - 0,60 \left(\frac{0,54 - 0,40}{1,12 - 0,40} \right) = 0,88$$

As tensões de encurvadura características são:

$$\sigma_{x,Rk} = \chi_\tau f_y = 0,88 \times 355 = 308,9 \text{ MPa}$$

$$\tau_{x\theta,Rk} = \chi_\tau f_y / \sqrt{3} = 0,88 \times 355 / \sqrt{3} = 180,4 \text{ MPa}$$

As tensões de encurvadura resistentes são dadas por:

$$\sigma_{x,Rd} = \frac{\sigma_{x,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{308,9}{1,1} = 280,8 \text{ MPa}$$

$$\tau_{x\theta,Rd} = \frac{\tau_{x\theta,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{180,4}{1,1} = 164,0 \text{ MPa}$$

Combinação de compressão meridional (axial), compressão circunferencial e esforços de corte.

O caso crítico para a perna direita ocorre no membro n.º: 15 quando o carro-guincho está na posição 7 (extremo da contralança). Nesta situação os esforços valem: $N_{Sd} = 2017,8 \text{ kN (C)}$, $M_{Sd}^y = -2356,3 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = 37,6 \text{ kN.m}$, $M_t^{Sd} = 207,6 \text{ kN.m}$, $V_y^{Sd} = -13,8 \text{ kN}$ e $V_z^{Sd} = 93,3 \text{ kN}$.

Como se trata de um secção circular pode-se determinar o momento fletor resultante devido a M_z e a M_y ou seja:

$$M_{Sd}^R = \sqrt{(M_{Sd}^y)^2 + (M_{Sd}^z)^2} = \sqrt{(-2356,3)^2 + (37,6)^2} = 2356,6 \text{ kN.m}$$

A tensão no ponto crítico vale:

$$\sigma_{x,Sd} = \frac{M_{Sd}^R}{W_{elast.}} + \frac{N_{Sd}}{A} = \frac{-2356,6 \times 10^6}{51426 \times 10^3} - \frac{2017,8 \times 10^3}{111700} = -63,9 \text{ MPa} < \sigma_{x,Rd} = 280,8 \text{ MPa}$$

O esforço transversal resultante é:

$$V_{Sd}^R = \sqrt{(V_{Sd}^y)^2 + (V_{Sd}^z)^2} = \sqrt{(-13,8)^2 + 93,3^2} = 94,3 \text{ kN}$$

O momento de inércia polar vale:

$$I_P = 2 \times I = 2 \times 4834016 = 9,66803 \times 10^6 \text{ cm}^4 = 96680,3 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

A tensão $\tau_{x\theta, Sd}$ é:

$$\tau_{x\theta, Sd} = \frac{M_{torsor} \times R}{I_p} + \frac{V_{Sd}^R}{A} = \frac{207,6 \times 10^6 \times 940}{96680,3 \times 10^6} + \frac{94,3 \times 10^3}{111700} = 2,86 \text{ MPa} \ll \tau_{x\theta, Rd} = 164,0 \text{ MPa}$$

De frisar que os esforços tangenciais máximos ocorrem quando o carro-guincho se encontra na posição 5 (entre as pernas do pórtico) no membro n.º: 7 e valem $V_y^{Sd} = 80,5 \text{ kN}$ e $V_z^{Sd} = 121,6 \text{ kN}$, apesar destes esforços de corte serem superiores aos considerados para a verificação da resistência do perfil conclui-se que impõem à peça um nível de tensão muito baixo comparativamente à tensão de corte resistente e por isso não será necessário verificar a resistência para esta situação.

Fazendo a combinação de esforços:

$$\left(\frac{\sigma_{x, Sd}}{\sigma_{x, Rd}} \right)^{k_x} + \left(\frac{\tau_{Sd}}{\tau_{Rd}} \right)^{k_\tau} \leq 1 \Leftrightarrow \left(\frac{64,6}{280,8} \right)^{1,25} + \left(\frac{2,94}{164,0} \right)^2 = 0,16 \leq 1$$

Resistência do perfil da perna esquerda está assim garantida.

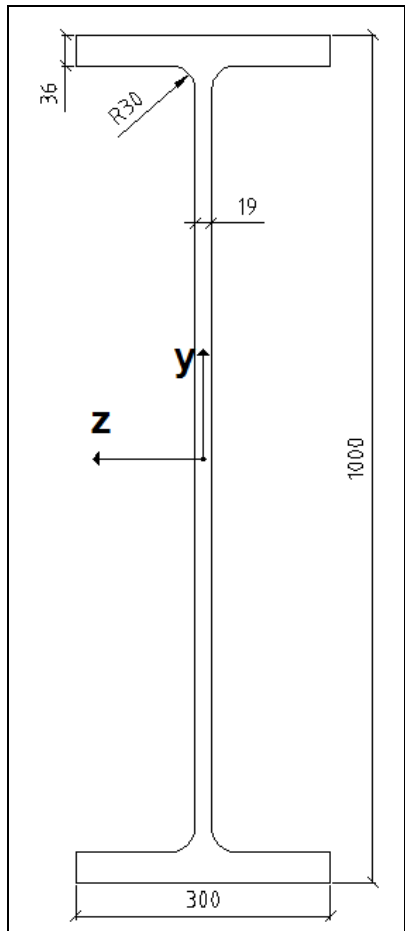
7.4 Tirantes da lança

7.4.1 Tirante na extremidade

O esforço máximo de tração ocorre naturalmente quando o carro-guincho está na extremidade da lança e vale $N_{Sd} = 3225,2 \text{ kN (T)}$ para o membro n.º: 193. Nesta situação os restantes esforços são: $M_{Sd}^y = 14,0 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = -476,2 \text{ kN.m}$, $V_y^{Sd} = 34,8 \text{ kN}$ e $V_z^{Sd} = -2,5 \text{ kN}$.

As propriedades do perfil são apresentadas na próxima tabela.

Tabela 43 – Propriedades da secção resistente do tirante da extremidade da lança –HE 1000 B.

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	300 mm
	t_f	36 mm
	h	1000 mm
	t_w	19 mm
	A	40000 mm ²
	I_z	6447×10 ⁶ mm ⁴
	I_y	162,8×10 ⁶ mm ⁴
	i_z	401,5 mm
	i_y	63,8 mm
	$W_{el,z}$	12890×10 ³ mm ³
	$W_{el,y}$	1085×10 ³ mm ³
	$W_{pl,z}$	14860×10 ³ mm ³
	$W_{pl,y}$	1716×10 ³ mm ³

Classificação da secção

Alma

$$\frac{d}{t_w} = \frac{868}{19} = 45,7 < 72\varepsilon = 72 \times 0,81 = 58,3$$

A alma pertence à classe 1.

Banzo

$$\frac{c}{t_f} = \frac{300/2}{36} = 4,17 < 10\varepsilon = 10 \times 0,81 = 8,1$$

O banzo pertence à classe 1.

A secção transversal é assim classificada como sendo da classe 1.

Como aproximação conservativa pode-se adotar o seguinte critério:

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.Sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{z.Sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{40000 \times 355}{1,1} = 12909,1 \text{ kN}$$

Os valor de cálculo dos momentos resistentes plástico da secção bruta são dados por:

$$M_{pl.y.Rd} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1716 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 5,5380 \times 10^8 \text{ N.mm}$$

$$M_{pl.z.Rd} = \frac{W_{pl.z} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{14860 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 4,7957 \times 10^9 \text{ N.mm}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{3225,2 \times 10^3}{12909,1 \times 10^3} + \frac{14,0 \times 10^6}{5,5380 \times 10^8} + \frac{476,2 \times 10^6}{4,7957 \times 10^9} = 0,37 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

7.4.2 Tirante intermédio

O esforço máximo de tração ocorre quando o carro-guincho está na posição 2 e vale $N_{sd} = 2075,3 \text{ kN (T)}$ para o membro n.º: 207. Nesta situação os esforços são: $M_{sd}^y = -26,4 \text{ kN.m}$, $M_{sd}^z = 351,5 \text{ kN.m}$, $V_y^{sd} = 0,0 \text{ kN}$ e $V_z^{sd} = 0,0 \text{ kN}$.

Na próxima tabela são apresentados as propriedades do perfil HE 600B.

Tabela 44 – Propriedades da secção resistente do tirante intermédio da lança – HE 600 B.

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	300 mm
	t_f	30 mm
	h	600 mm
	t_w	15,5 mm
	A	27000 mm ²
	I_z	1710 × 10 ⁶ mm ⁴
	I_y	135,3 × 10 ⁶ mm ⁴
	i_z	251,7 mm
	i_y	70,8 mm
	$W_{el,z}$	5701 × 10 ³ mm ³
	$W_{el,y}$	902,0 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,z}$	6425 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,y}$	1391 × 10 ³ mm ³

Classificação da secção

Alma

$$\frac{d}{t_w} = \frac{486}{15,5} = 31,4 < 72\varepsilon = 72 \times 0,81 = 58,3$$

A alma pertence à classe 1.

Banzo

$$\frac{c}{t_f} = \frac{300/2}{30} = 5 < 10\varepsilon = 10 \times 0,81 = 8,1$$

O banzo pertence à classe 1.

A secção transversal é assim classificada como sendo da classe 1.

Como aproximação conservativa pode-se adotar o seguinte critério:

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.Sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{z.Sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{27000 \times 355}{1,1} = 8713,6 \text{ kN}$$

Os valor de cálculo dos momentos resistentes plástico da secção bruta são dados por:

$$M_{pl.y.Rd} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1391 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 4,4891 \times 10^8 \text{ N.mm}$$

$$M_{pl.z.Rd} = \frac{W_{pl.z} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{6425 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 2,0735 \times 10^9 \text{ N.mm}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{2075,3 \times 10^3}{8713,6 \times 10^3} + \frac{26,4 \times 10^6}{4,4891 \times 10^8} + \frac{351,5 \times 10^6}{2,0735 \times 10^9} = 0,30 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

7.5 Tirante da contralança

Neste caso o esforço máximo de tração ocorre o carro-guincho está na extremidade da contralança e vale $N_{Sd} = 2416,6 \text{ kN (T)}$ para o membro n.º: 188. Nesta situação os restantes esforços são: $M_{Sd}^y = 25,7 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = -455,7 \text{ kN.m}$, $V_{Sd}^y = 59,1 \text{ kN}$ e $V_{Sd}^z = 5,8 \text{ kN}$.

As propriedades da secção resistente são idênticas às propriedades do perfil do tirante da extremidade da lança (ver 7.4.1.).

Classificação da secção

O perfil utilizado no tirante da contralança é igual ao do tirante da extremidade da lança (ver 7.4.1.) assim a secção transversal é classificada como sendo da classe 1.

Naturalmente a resistência plástica e os momentos resistentes plásticos são idênticos aos calculados anteriormente.

Como aproximação conservativa pode-se adotar o seguinte critério:

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.Sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{z.Sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{2416,6 \times 10^3}{12909,1 \times 10^3} + \frac{25,7 \times 10^6}{5,5380 \times 10^8} + \frac{455,7 \times 10^6}{4,7957 \times 10^9} = 0,33 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

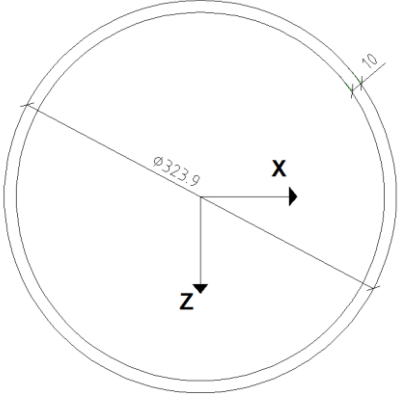
7.6 Reforços para o tirante da extremidade da lança

7.6.1 Elemento vertical

Para o elemento vertical do reforço o caso crítico acontece quando o carro-guincho está na posição 2 e os esforços para o membro n.º: 167 e valem: $N_{sd} = 966,1 \text{ kN (C)}$, $M_{sd}^x = -38,2 \text{ kN.m}$, $M_{sd}^z = -43,7 \text{ kN.m}$, $V_x^{sd} = -10,2 \text{ kN}$ e $V_z^{sd} = -7,6 \text{ kN}$.

As propriedades da secção resistente do elemento vertical são apresentadas na seguinte tabela:

Tabela 45 – Propriedades do perfil do elemento vertical do reforço para o tirante da extremidade da lança (CHS Ø323,9,t=10)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	323,9 mm	
t	10 mm	
G	77,4 kg/m	
A	9860 mm ²	
I	121,58 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	111,0 mm	
$W_{el.}$	751 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	986 × 10 ³ mm ³	

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{323,9}{10} = 32,39 \leq 50\varepsilon^2 = 32,81$$

A secção pertence à classe 1.

$$\frac{N_{sd}}{\chi_{min} \times A \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_x \times M_{y.sd}}{W_{pl.x} \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z \times M_{z.sd}}{W_{pl.z} \times f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

Trata-se de uma secção tubular logo $W_{pl.y} = W_{pl.z} = W_{pl.}$.

$$k_x = 1 - \frac{\mu_x \times N_{sd}}{\chi \times A \times f_y} \text{ mas } k_x \leq 1,5$$

$$\mu_x = \bar{\lambda}_x(2\beta_{Mx} - 4) + \left(\frac{W_{pl.x} - W_{el.x}}{W_{el.x}} \right) \text{ mas } \mu_x \leq 0,90$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A \times f_y} \text{ mas } k_z \leq 1,5$$

$$\mu_z = \bar{\lambda}_z(2\beta_{Mz} - 4) + \left(\frac{W_{pl.z} - W_{el.z}}{W_{el.z}} \right) \text{ mas } \mu_z \leq 0,90$$

Os comprimentos de encurvadura a considerar segundo o eixo x e z são iguais, ou seja $l_{fisico} = l_{e,x} = l_{e,z} = 7,97 \text{ m}$.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura.

Esbelteza de Euler:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} = 76,4$$

A esbelteza segundo y é dada por:

$$\lambda = \lambda_x = \lambda_z = \frac{l_e}{i} = \frac{7970}{111,0} = 71,8$$

$$\bar{\lambda}_x = \bar{\lambda}_z = \left(\frac{\lambda}{\lambda_1}\right) \sqrt{\beta_A} = \frac{71,8}{76,4} = 0,94 \quad (\beta_A=1 \text{ para classe 1,2 e 3})$$

Para secções tubulares laminadas a quente a curva de encurvadura a considerar relativamente ao eixo x-x e z-z é a curva a, assim o fator de imperfeição é $\alpha = \alpha_x = \alpha_z = 0,21$. Os coeficientes de redução de encurvadura segundo os eixos x-x e z-z são idênticos e valem:

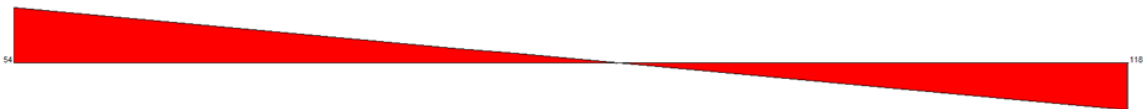
$$\phi_x = \phi_z = 0,5 \times [1 + 0,21 \times (0,94 - 0,2) + 0,94^2] = 1,02$$

$$\chi = \chi_x = \chi_z = \frac{1}{\phi_y + \sqrt{\phi_y^2 - \bar{\lambda}_y^2}} = \frac{1}{1,02 + \sqrt{1,02^2 - 0,94^2}} = 0,71$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, β_{Mz} .

M_z

-43,7 kN.m



37,2 kN.m

Figura 102 – Momento fletor M_z para o elemento vertical do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -43,7 \text{ kN.m}$$

$$37,2 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,85$$

$$\beta_{M,z} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,85 = 2,40$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, β_{Mx} .



Figura 103 – Momento fletor M_x para o elemento vertical do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -38,2 \text{ kN.m} \quad 22,4 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,59$$

$$\beta_{M,x} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,59 = 2,21$$

Cálculo dos parâmetros:

$$\mu_x = 0,94(2 \times 2,21 - 4) + \left(\frac{986 \times 10^3 - 751 \times 10^3}{751 \times 10^3} \right) = 0,71$$

$$k_x = 1 - \frac{\mu_x \times N_{sd}}{\chi_x \times A \times f_y} = 1 - \frac{0,71 \times 966,1 \times 10^3}{0,71 \times 9860 \times 355} = 0,72$$

$$\mu_z = 0,94(2 \times 2,40 - 4) + \left(\frac{986 \times 10^3 - 751 \times 10^3}{751 \times 10^3} \right) = 1,06 \text{ mas } \mu_z \leq 0,90$$

Considerando $\mu_z = 0,90$.

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A \times f_y} = 1 - \frac{0,90 \times 966,1 \times 10^3}{0,71 \times 9860 \times 355} = 0,65$$

A condição de resistência fica:

$$\frac{966,1 \times 10^3}{0,71 \times 9860 \times 355/1,1} + \frac{0,72 \times 38,2 \times 10^6}{986 \times 10^3 \times 355/1,1} + \frac{0,65 \times 43,7 \times 10^6}{986 \times 10^3 \times 355/1,1} = 0,60 \leq 1$$

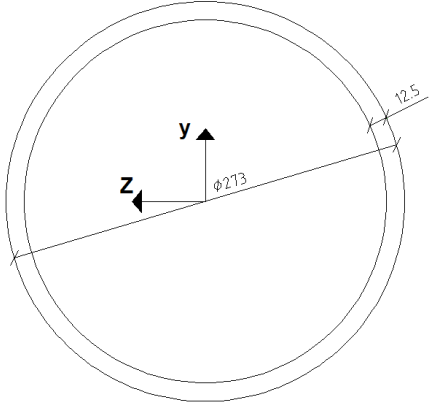
Resistência verificada.

7.6.2 Diagonal intermédia

Tal como no elemento vertical a diagonal intermédia é mais solicitada quando o carro-guincho está na posição 2. Os esforços instalados na situação crítica (membro n.º: 168) são $N_{sd} = 1118,9 \text{ kN (T)}$, $M_{sd}^y = 2,9 \text{ kN.m}$, $M_{sd}^z = -9,7 \text{ kN.m}$, $V_y^{sd} = -3,3 \text{ kN}$, $V_z^{sd} = 2,3 \text{ kN}$ e $M_{sd}^t = 5,4 \text{ kN.m}$.

As propriedades da secção resistente diagonal intermédia são apresentadas na próxima tabela:

Tabela 46 – Propriedades do perfil da diagonal intermédia do reforço para o tirante da extremidade da lança (CHS Ø273,0,t=12,5).

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	273,0 mm	
t	12,5 mm	
G	80,3 kg/m	
A	10200 mm ²	
I	86,97 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	92,2 mm	
$W_{el.}$	637 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	849 × 10 ³ mm ³	

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{273}{12,5} = 21,8 < 50\varepsilon^2 = 50 \times 0,81^2 = 32,81$$

A secção transversal pertence à classe 1.

• Flexão composta

Como aproximação conservativa pode-se adotar o seguinte critério:

$$\frac{N_{sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{z.sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{10200 \times 355}{1,1} = 3291,8 \text{ kN}$$

Os valor de cálculo dos momentos resistentes plástico da secção bruta são dados por:

$$M_{pl.} = \frac{W_{pl.} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{849 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 2,7400 \times 10^8 \text{ N.mm}$$

O momento fletor resultante é dado por:

$$M_f^R = \sqrt{M_{sd}^y{}^2 + M_{sd}^z{}^2} = \sqrt{2,9^2 + 9,7^2} = 10,1 \text{ kN.m}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{1118,9 \times 10^3}{3291,8 \times 10^3} + \frac{10,1 \times 10^6}{2,7400 \times 10^8} = 0,38 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

- **Torção**

No caso de elementos sujeitos à torção em que as deformações de distorção poderão ser ignoradas, o valor de cálculo do momento torsor atuante na secção transversal deve satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{T_{Sd}}{T_{Rd}} \leq 1,0$$

Onde T_{Sd} é o momento torsor actuante e T_{Rd} é o momento torsor resistente da secção transversal.

O Eurocódigo estabelece ainda que devem ser tomadas em consideração as tensões tangenciais τ actuantes devidas à torção de St. Venant

A 1ª fórmula de Bredt pode ser aplicada em secções fechadas de parede fina (a espessura da parede quando comparada às dimensões da secção transversal é pequena) para determinar as tensões tangenciais:

$$\tau = \frac{M_t}{2 A t}$$

Onde: M_t é o momento torsor, A a área média da secção e t a espessura da parede.

De salientar que a teoria de Bredt admite uma distribuição constante das tensões tangenciais ao longo da espessura de parede.

A tensão de corte máxima segundo o critério de Von Mises é dada por:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_{ced}}{\sqrt{3}} = \frac{355}{\sqrt{3}} = 205,0 \text{ MPa}$$

O momento torsor resistente elástico é dado por:

$$T_{Rd} = \frac{I_p}{r_{ext}} \times \tau_{ced} = \frac{86,97 \times 10^6}{136,5} \times 205,0 = 130,6 \text{ kN.m}$$

Em que é I_p o momento de inércia polar é dado para uma secção circular oca por:

$$I_p = \frac{\pi(d_{ext}^4 - d_{int}^4)}{32} = \frac{\pi \times (273^4 - 248^4)}{32} = 173,95 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

O momento torsor máximo ocorre quando o carro-guincho está na posição 2 e vale $T_{Sd} = M_{Sd}^t = 6,6 \text{ kN.m}$ (membro n.º: 171), conclui-se assim que o momento torsor resistente elástico é muito superior ao momento torsor de cálculo e por isso a resistência à torção está assegurada.

A tensão tangencial máxima imposta pelo momento torsor máximo de cálculo vale:

$$\tau = \frac{6,6 \times 10^6}{2 \pi \times (136,5 - 12,5/2)^2 \times 12,5} = 4,95 \text{ MPa}$$

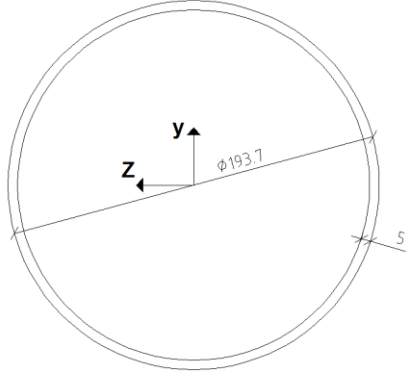
Os esforços transversos são pequenos e consequentemente não é necessário verificar a resistência ao esforço transversal.

7.6.3 Diagonal extrema

A diagonal extrema é mais solicitada quando o carro-guincho está no extremo da lança. Os esforços instalados na situação crítica (membro n.º: 160) são $N_{sd} = 92,6 \text{ kN (C)}$, $M_{sd}^y = -8,0 \text{ kN.m}$, $M_{sd}^z = -0,9 \text{ kN.m}$, $V_y^{sd} = -0,8 \text{ kN}$, $V_z^{sd} = 1,5 \text{ kN}$ e $M_{sd}^t = 0,4 \text{ kN.m}$.

As propriedades da secção resistente diagonal intermédia são apresentadas na próxima tabela:

Tabela 47 – Propriedades do perfil da diagonal extrema do reforço para o tirante da extremidade da lança (CHS Ø193,7, t=5,0)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	193,7 mm	
t	5,0 mm	
G	23,3 kg/m	
A	2960 mm ²	
I	$1,32 \times 10^6 \text{ mm}^4$	
i	66,7 mm	
$W_{el.}$	$136 \times 10^3 \text{ mm}^3$	
$W_{pl.}$	$178 \times 10^3 \text{ mm}^3$	

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{193,7}{5} = 38,7 \leq 70\varepsilon^2 = 70 \times 0,81^2 = 45,93$$

A secção pertence à classe 2.

Condição de resistência:

$$\frac{N_{sd}}{\chi_{min} \times A \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_y \times M_{y.sd}}{W_{pl.y} \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z \times M_{z.sd}}{W_{pl.z} \times f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

Trata-se de uma secção tubular logo $W_{pl.y} = W_{pl.z} = W_{pl.}$.

Os comprimentos de encurvadura a considerar segundo o eixo y e z são iguais, ou seja $l_{fisico} = l_{e,y} = l_{e,z} = 8,94 \text{ m}$.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura.

Esbelteza de Euler:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} = 76,4$$

A esbelteza segundo y é dada por:

$$\lambda = \lambda_y = \lambda_z = \frac{l_e}{i} = \frac{8940}{66,7} = 134,0$$

$$\bar{\lambda} = \bar{\lambda}_y = \bar{\lambda}_z = \left(\frac{\lambda}{\lambda_1}\right) \sqrt{\beta_A} = \frac{134,0}{76,4} = 1,75 \quad (\beta_A=1 \text{ para classe 1,2 e 3})$$

Para secções tubulares laminadas a quente a curva de encurvadura a considerar relativamente ao eixo y-y e z-z é a curva a , assim o fator de imperfeição é $\alpha = \alpha_y = \alpha_z = 0,21$. O coeficiente de redução de encurvadura segundo o eixo y-y e relativamente a z-z é idêntico e valem:

$$\phi = \phi_y = \phi_z = 0,5 \times [1 + \alpha \times (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2]$$

Substituindo:

$$\phi = \phi_y = \phi_z = 0,5 \times [1 + 0,21 \times (1,75 - 0,2) + 1,75^2] = 2,19$$

Assim o coeficiente de redução de encurvadura é:

$$\chi = \chi_y = \chi_z = \frac{1}{\phi_y + \sqrt{\phi_y^2 - \bar{\lambda}_y^2}} = \frac{1}{2,19 + \sqrt{2,19^2 - 1,75^2}} = 0,29$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, β_{My} .



Figura 104 – Momento fletor M_y para a diagonal extrema do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = 8,0 \text{ kN.m} \quad -5,2 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,65$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,65 = 2,26$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, β_{Mz} .

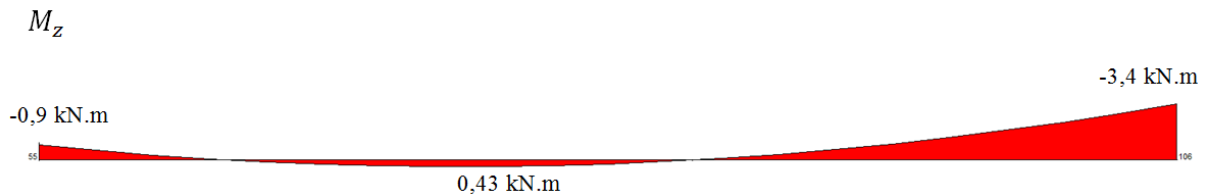


Figura 105 – Momento fletor M_z para a diagonal extrema do reforço do tirante da extremidade da lança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_Q = \left| \frac{M_1 + M_2}{2} \right| + |M_i|$$

Em que M_i corresponde ao máximo de M indicado no cálculo de ΔM .

$$M_Q = \left| \frac{-3,4 - 0,9}{2} \right| + |-3,4| = 5,55 \text{ kN.m}$$

$$M_1 = -3,4 \text{ kN.m} \quad -0,9 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = 0,26$$

$$\beta_{MQ} = 1,3$$

$$\beta_{M\psi} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times 0,26 = 1,62$$

Como há alteração de sinal no diagrama de momentos, ΔM é dado por:

$$\Delta M = |M_{\max}| + |M_{\min}| = |-3,4| + |0,43| = 3,83 \text{ kN.m}$$

$$\beta_{Mz} = \beta_{M\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{MQ} - \beta_{M\psi}) = 1,62 + \frac{5,55}{3,83} (1,3 - 1,62) = 1,16$$

Cálculo dos parâmetros:

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \times N_{sd}}{\chi_y \times A \times f_y} \text{ mas } k_y \leq 1,5$$

$$\mu_y = \bar{\lambda}_y (2\beta_{My} - 4) + \left(\frac{W_{pl,y} - W_{el,y}}{W_{el,y}} \right) \text{ mas } \mu_y \leq 0,90$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A \times f_y} \text{ mas } k_z \leq 1,5$$

$$\mu_z = \bar{\lambda}_z (2\beta_{Mz} - 4) + \left(\frac{W_{pl,z} - W_{el,z}}{W_{el,z}} \right) \text{ mas } \mu_z \leq 0,90$$

$$\mu_y = 1,75(2 \times 2,26 - 4) + \left(\frac{178 \times 10^3 - 136 \times 10^3}{136 \times 10^3} \right) = 1,22 \text{ mas } \mu_y < 0,90$$

Considerando $\mu_y = 0,90$.

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \times N_{sd}}{\chi_y \times A \times f_y} = 1 - \frac{0,90 \times 92,6 \times 10^3}{0,29 \times 2960 \times 355} = 0,73$$

$$\mu_z = 1,75(2 \times 1,16 - 4) + \left(\frac{178 \times 10^3 - 136 \times 10^3}{136 \times 10^3} \right) = -2,63$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A \times f_y} = 1 - \frac{-2,63 \times 92,6 \times 10^3}{0,29 \times 2960 \times 355} = 1,80 \text{ mas } k_z \leq 1,5$$

Considerando $k_z = 1,50$ a condição de resistência fica:

$$\frac{92,6 \times 10^3}{0,29 \times 2960 \times 355/1,33} + \frac{0,73 \times 8,0 \times 10^6}{178 \times 10^3 \times 355/1,33} + \frac{1,5 \times 0,9 \times 10^6}{178 \times 10^3 \times 355/1,33} = 0,56 \leq 1$$

Resistência verificada.

Os esforços transversos e de torção são insignificantes e consequentemente não é necessário verificar a resistência do perfil a estes esforços.

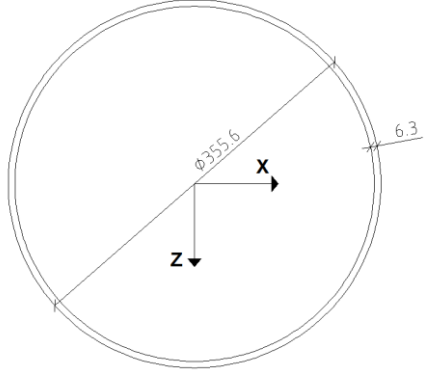
7.7 Reforços para o tirante da contralança

7.7.1 Elemento vertical

O elemento vertical é mais solicitado quando o carro-guincho está na posição 6. Os esforços instalados na situação crítica (membro n.º: 187) são $N_{Sd} = 472,3 \text{ kN (C)}$, $M_{Sd}^x = 10,5 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = -35,2 \text{ kN.m}$, $V_x^{Sd} = -7,7 \text{ kN}$, $V_z^{Sd} = 1,7 \text{ kN}$ e $M_{Sd}^t = 0,6 \text{ kN.m}$.

Na próxima tabela são apresentadas as propriedades do perfil deste elemento:

Tabela 48 – Propriedades do perfil do elemento vertical do reforço para o tirante da contralança (CHS Ø355,6, t=6,3)

Propriedade	Unidade	
Ø	355,6 mm	
t	6,3 mm	
G	54,3 kg/m	
A	6910 mm ²	
I	105,47 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	124,0 mm	
W _{el.}	593 × 10 ³ mm ³	
W _{pl.}	769 × 10 ³ mm ³	

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{355,6}{6,3} = 56,4 \leq 90\varepsilon^2 = 90 \times 0,81^2 = 59,05$$

A secção pertence à classe 3.

Condição de resistência:

$$\frac{N_{Sd}}{\chi_{min} \times A \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_x \times M_{x.Sd}}{W_{el.x} \times f_y / \gamma_{M1}} + \frac{k_z \times M_{z.Sd}}{W_{el.z} \times f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

Os comprimentos de encurvadura a considerar segundo o eixo x e z são iguais, ou seja $l_{fisico} = l_{e,x} = l_{e,z} = 8,89 \text{ m}$.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura.

Esbelteza de Euler:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} = 76,4$$

A esbelteza segundo ambos os eixos é dada por:

$$\lambda = \lambda_x = \lambda_z = \frac{l_e}{i} = \frac{8890}{124,0} = 71,7$$

$$\bar{\lambda}_x = \bar{\lambda}_z = \left(\frac{\lambda}{\lambda_1}\right) \sqrt{\beta_A} = \frac{71,7}{76,4} = 0,94 \quad (\beta_A=1 \text{ para classe 1,2 e 3})$$

Para secções tubulares laminadas a quente a curva de encurvadura a considerar relativamente ao eixo x-x e z-z é a curva a, assim o fator de imperfeição é $\alpha = \alpha_x = \alpha_z = 0,21$. O coeficiente de redução de encurvadura segundo o eixo x-x e relativamente a z-z é idêntico e vale:

$$\phi_x = \phi_z = 0,5 \times [1 + 0,21 \times (0,94 - 0,2) + 0,94^2] = 1,02$$

$$\chi = \chi_x = \chi_z = \frac{1}{1,02 + \sqrt{1,02^2 - 0,94^2}} = 0,71$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, β_{Mx} .



Figura 106 – Momento fletor M_x para o elemento vertical do reforço do tirante da contralança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = 10,5 \text{ kN.m} \quad -4,8 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,46$$

$$\beta_{M,x} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,46 = 2,12$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, β_{Mz} .

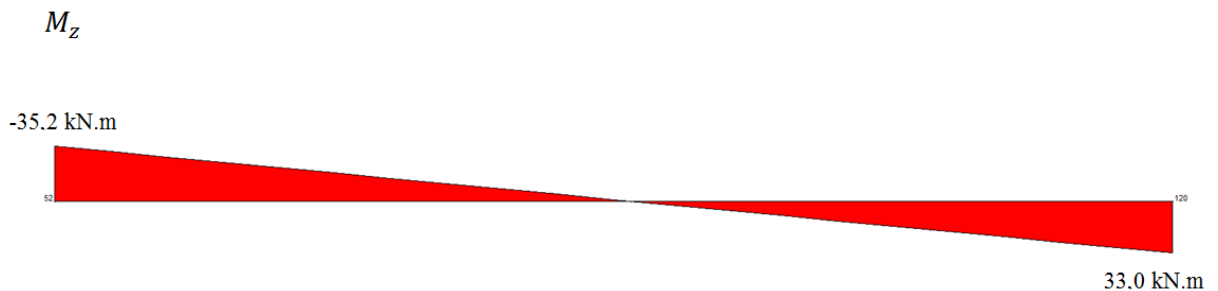


Figura 107 – Momento fletor M_z para o elemento vertical do reforço do tirante da contralança (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -35,2 \text{ kN.m} \quad 33,0 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,94$$

$$\beta_{M,z} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,94 = 2,46$$

Cálculo dos parâmetros μ_x , μ_z , k_x e k_z .

$$\mu_x = \bar{\lambda}_x(2\beta_{Mx} - 4) = 0,94 \times (2 \times 2,12 - 4) = 0,23$$

$$k_x = 1 - \frac{\mu_x \times N_{sd}}{\chi_x \times A \times f_y} = 1 - \frac{0,23 \times 472,3 \times 10^3}{0,71 \times 6910 \times 355} = 1,04$$

$$\mu_z = \bar{\lambda}_z(2\beta_{Mz} - 4) = 0,94 \times (2 \times 2,46 - 4) = 0,86$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A \times f_y} = 1 - \frac{0,86 \times 472,3 \times 10^3}{0,71 \times 6910 \times 355} = 0,77$$

A resistência é garantida se se verificar a seguinte condição:

$$\frac{472,3 \times 10^3}{0,71 \times 6910 \times 355/1,1} + \frac{1,04 \times 10,5 \times 10^6}{593 \times 10^3 \times 355/1,1} + \frac{0,77 \times 35,2 \times 10^6}{593 \times 10^3 \times 355/1,1} = 0,50 \leq 1$$

Resistência assegurada.

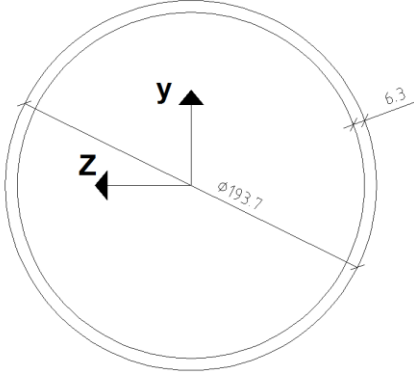
Os esforços transversos e de torção são pequenos e consequentemente não é necessário verificar a resistência do perfil a estes esforços.

7.7.2 Diagonal

Neste caso os esforços máximos ocorrem igualmente quando o carro-guincho está na posição 6. Os esforços instalados na situação crítica (membro n.º: 186) são $N_{sd} = 503,8 \text{ kN (T)}$, $M_{sd}^y = 3,5 \text{ kN.m}$, $M_{sd}^z = -0,5 \text{ kN.m}$, $V_y^{sd} = -0,7 \text{ kN}$, $V_z^{sd} = 0,7 \text{ kN}$ e $M_{sd}^t = -0,4 \text{ kN.m}$.

Na tabela seguinte são apresentadas as propriedades do perfil deste elemento:

Tabela 49 – Propriedades do perfil da diagonal do reforço para o tirante da contralança (CHS Ø193,7, t=6,3)

Propriedade	Unidade	
Ø	193,7 mm	
t	6,3 mm	
G	29,1 kg/m	
A	3710 mm ²	
I	16,3 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	66,3 mm	
W_{el}	168 × 10 ³ mm ³	
W_{pl}	221 × 10 ³ mm ³	

Como aproximação conservativa pode-se adotar o seguinte critério:

$$\frac{N_{sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{z.sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{3710 \times 355}{1,1} = 1197,3 \text{ kN}$$

Os valor de cálculo do momento resistente plástico da secção bruta é dado por:

$$M_{pl.} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{221 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 7,1323 \times 10^7 \text{ N.mm}$$

O momento fletor resultante é dado por:

$$M_f^R = \sqrt{M_{Sd}^y^2 + M_{Sd}^z^2} = \sqrt{(3,5)^2 + (-0,5)^2} = 3,54 \text{ kN.m}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{503,8 \times 10^3}{1197,3 \times 10^3} + \frac{3,54 \times 10^6}{7,1323 \times 10^7} = 0,47 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

Os esforços de corte e o momento torsor instalados são insignificantes e por isso não será realizada a verificação da resistência à torção nem ao esforço transversor.

7.8 Ligação vertical da torre aos tirantes

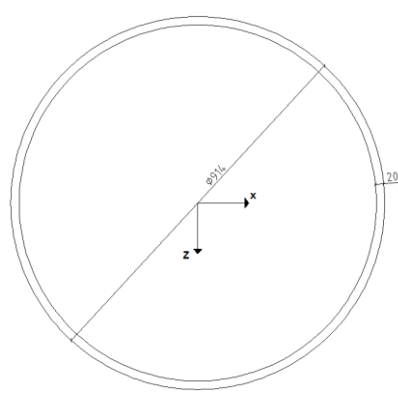
7.8.1 Diagonal e coluna central

O elemento mais solicitado é a diagonal (membro n.º: 202) quando o carro-guincho está na posição 1. Os esforços instalados na situação crítica são $N_{Sd} = 5763,7 \text{ kN (C)}$, $M_{Sd}^x = -41,1 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = 10,2 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^t = 69,3 \text{ kN.m}$, $V_x^{Sd} = -16,8 \text{ kN}$, $V_z^{Sd} = -2,5 \text{ kN}$.

Nota: a coluna central (membro n.º: 203) está sujeita a esforços de tracção em todas as posições do carro-guincho (máximo $N_{Sd} = 1496,2 \text{ kN (T)}$ na posição 4) excepto quando o carro está na extremidade da contralança (posição 7) em que o esforço axial é $N_{Sd} = 125,1 \text{ kN (C)}$.

Na próxima tabela são apresentadas as propriedades do perfil deste elemento:

Tabela 50 – Propriedades do perfil da diagonal da ligação vertical do pórtico aos tirantes(LCHS Ø914, t=20,6)

Propriedade	Unidade	
Ø	914 mm	
t	20,6 mm	
G	454 kg/m	
A	57800 mm ²	
I	5771,59 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	316,0 mm	
W _{el.}	12629 × 10 ³ mm ³	
W _{pl.}	16445 × 10 ³ mm ³	

A tensão imposta pelos momentos fletores é:

$$\sigma_{sd} = \frac{M_f^R}{W_{el.}} = \frac{(\sqrt{(-41,1)^2 + 10,2^2}) \times 10^6}{12629 \times 10^3} = 3,4 \text{ MPa} \ll f_y = 355 \text{ MPa}$$

Verifica-se assim que a contribuição dos momentos fletores é insignificante neste caso e por isso efetua-se a verificação da resistência do perfil à compressão.

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{914}{20,6} = 44,4 \leq 70\epsilon^2 = 45,9$$

A secção pertence à classe 2.

• Resistência à compressão

No caso de elementos submetidos a compressão, o valor de cálculo do esforço de compressão N_{sd} em cada secção transversal deve satisfazer:

$$N_{sd} \leq N_{c.Rd}$$

Em que $N_{c.Rd}$ é o valor de cálculo da resistência à compressão da secção transversal. $N_{c.Rd}$ pode ser determinado do seguinte modo:

$$N_{c.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} \Leftrightarrow N_{c.Rd} = \frac{57800 \times 355}{1,1} = 18654 \text{ kN} > N_{sd} = 5763,7 \text{ kN}$$

- **Torção**

O momento torsor resistente elástico é dado por:

$$T_{Rd} = \frac{I_p}{r_{ext}} \times \tau_{ced} = \frac{11543,2 \times 10^6}{457} \times 205,0 = 5178,0 \text{ kN.m}$$

Em que é I_p o momento de inércia polar é dado para uma secção circular oca por:

$$I_p = \frac{\pi(d_{ext}^4 - d_{int}^4)}{32} = \frac{\pi \times (914^4 - 872,8^4)}{32} = 11543,2 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

O momento torsor máximo ocorre quando o carro-guincho está no extremo da lança e vale $T_{Sd} = M_{Sd}^t = 89,4 \text{ kN.m}$ (membro n.º: 202), conclui-se assim que o momento torsor resistente elástico é muito superior ao momento torsor de cálculo e consequentemente a resistência à torção está assegurada.

A tensão tangencial máxima imposta pelo momento torsor máximo de cálculo vale:

$$\tau = \frac{69,3 \times 10^6}{2 \pi \times (457 - 20,6/2)^2 \times 20,6} = 2,7 \text{ MPa}$$

- **Resistência ao esforço transversal**

Anteriormente verificou-se que a tensão tangencial máxima imposta pelo momento torsor é de apenas 2,7 MPa, assim na verificação da resistência ao esforço transversal irá desprezar-se este tipo de esforço. A resistência ao esforço transversal é garantida se a próxima condição for verificada:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl,Rd}} \leq 1,0$$

Para secções tubulares circulares e tubos com espessura uniforme:

$$A_v = 2A/\pi = 2 \times 57800/\pi \cong 36797 \text{ mm}^2$$

O esforço transversal resistente plástico é dado por:

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_v (f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{36797 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 6856,3 \text{ kN}$$

O esforço cortante resultante é:

$$V_{Sd}^R = \sqrt{(V_{Sd}^x)^2 + (V_{Sd}^z)^2} = \sqrt{(-16,8)^2 + (-2,5)^2} = 17,0 \text{ kN}$$

Condição de resistência:

$$\frac{V_{Sd}^R}{V_{pl,Rd}} = \frac{17,0}{6856,3} = 0,02 \ll 1,0$$

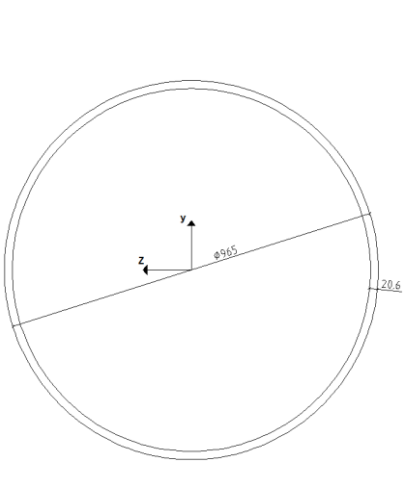
O esforço cortante pode implicar uma redução do momento fletor resistente da secção, no entanto conclui-se que o esforço cortante de cálculo é muito inferior a 50% do esforço

resistente e consequentemente esta condição, que é necessária para que o não haja qualquer redução do momento resistente devido ao esforço cortante, é cumprida.

7.9 Diagonal de ligação da torre aos tirantes

A próxima tabela resume as propriedades da diagonal de ligação do pórtico aos tirantes.

Tabela 51 – Propriedades da diagonal de ligação do pórtico aos tirantes (LCHS Ø965, t=20,6)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	965 mm	
t	20,6 mm	
G	480 kg/m	
A	61100 mm ²	
I	6817,13 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	334,0 mm	
$W_{el.}$	14129 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	18376 × 10 ³ mm ³	

Os esforços máximos de compressão instalados ocorrem quando o carro-guincho está localizado no extremo da contralança, nesta situação os esforços no membro n.º: 204 a meio vão valem:

Tabela 52 – Esforços máximos instalados na diagonal de ligação da torre aos tirantes (membro n.º: 204)

N_{sd} (kN)	M_{sd}^y (kN.m)	M_{sd}^z (kN.m)	M_{sd}^t (kN.m)	V_{sd}^y (kN)	V_{sd}^z (kN)
1053,2 (C)	14,2	384,1	50,4	59,5	2,2

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{965}{20,6} = 46,8 \leq 90\epsilon^2 = 59,0$$

A secção pertence à classe 3.

- Resistência à compressão**

No caso de elementos submetidos a compressão, o valor de cálculo do esforço de compressão N_{sd} em cada secção transversal deve satisfazer:

$$N_{sd} \leq N_{c.Rd}$$

Em que $N_{c.Rd}$ é o valor de cálculo da resistência à compressão da secção transversal. $N_{c.Rd}$ e pode ser determinado do seguinte modo:

$$N_{c.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} \Leftrightarrow N_{c.Rd} = \frac{61100 \times 355}{1,1} = 19719 \text{ kN} \gg N_{Sd} = 1053,2 \text{ kN}$$

Resistência à compressão assegurada.

- **Flexão composta**

Os esforços máximos de tração instalados ocorrem quando o carro-guincho está localizado no extremo da lança, nesta situação os esforços no membro n.º: 204 a meio vão valem:

Tabela 53 – Esforços máximos instalados na diagonal de ligação da torre aos tirantes (membro n.º: 204)

$N_{Sd} \text{ (kN)}$	$M_{Sd}^y \text{ (kN.m)}$	$M_{Sd}^z \text{ (kN.m)}$	$M_{Sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{Sd}^y \text{ (kN)}$	$V_{Sd}^z \text{ (kN)}$
4922,3 (T)	14,2	384,1	60,2	59,5	2,2

Quando existem esforços de tração combinados com momentos fletores adota-se o seguinte critério (aproximação conservativa):

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.Sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{z.Sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

Como se trata de um secção tubular o critério é simplificado e fica reduzido a:

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{Sd}^R}{M_{pl.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{61100 \times 355}{1,1} = 19718,6 \text{ kN}$$

O valor de cálculo do momento resistente plástico da secção bruta é:

$$M_{pl.} = \frac{W_{pl.} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{18376 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 5,9304 \times 10^9 \text{ N.mm}$$

O momento fletor resultante é dado por:

$$M_f^R = \sqrt{M_{Sd}^y{}^2 + M_{Sd}^z{}^2} = \sqrt{14,2^2 + 384,1^2} = 384,4 \text{ kN.m}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{4922,3 \times 10^3}{19718,6 \times 10^3} + \frac{384,4 \times 10^6}{5,9304 \times 10^9} = 0,31 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

Os esforços de corte e o momento torsor impõem tensões de corte muito baixas comparativamente à tensão de corte resistente deste modo apenas basta analisar o momento torsor resistente elástico e o esforço transversal resistente plástico da secção utilizada para a ligação vertical do pórtico (ver 7.8).

7.10 Travamento horizontal no topo da torre

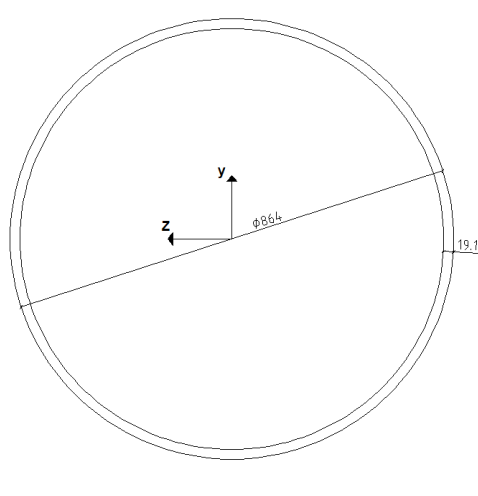
Os esforços máximos instalados ocorrem no membro n.º: 175 quando o carro-guincho se encontra na posição 1.

Tabela 54 – Esforços máximos instalados no travamento horizontal no topo da torre (membro n.º: 175)

$N_{sd} (kN)$	$M_{sd}^y (kN.m)$	$M_{sd}^z (kN.m)$	$M_{sd}^t (kN.m)$	$V_{sd}^y (kN)$	$V_{sd}^z (kN)$
3378,2 (C)	-2,3	272,2	-44,8	50,5	0,4

Na próxima tabela são apresentadas as propriedades dos vários elementos que constituem o travamento horizontal no plano superior da torre.

Tabela 55 – Propriedades dos elementos que constituem o travamento horizontal no plano superior da torre. (LCHS Ø864, t=19,1)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	864 mm	
t	19,1 mm	
G	398 kg/m	
A	50700 mm ²	
I	4526,17 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	299,0 mm	
$W_{el.}$	10477 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	13637 × 10 ³ mm ³	

A tensão imposta pelos momentos fletores é:

$$\sigma_{sd} = \frac{M_f^R}{W_{el.}} = \frac{(\sqrt{(-2,3)^2 + 272,2^2}) \times 10^6}{10477 \times 10^3} = 26,0 \text{ MPa} \ll f_y = 355 \text{ MPa}$$

Verifica-se que a contribuição dos momentos fletores é pouco significativa (cerca de 7% da tensão resistente do aço) e por isso efetua-se a verificação da resistência do perfil apenas à compressão.

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{864}{19,1} = 45,2 \leq 70\epsilon^2 = 45,9$$

A secção pertence à classe 2.

No caso de elementos submetidos a compressão, o valor de cálculo do esforço de compressão N_{sd} em cada secção transversal deve satisfazer:

$$N_{sd} \leq N_{c.Rd}$$

Em que $N_{c.Rd}$ é o valor de cálculo da resistência à compressão da secção transversal. $N_{c.Rd}$ é determinado por:

$$N_{c.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} \Leftrightarrow N_{c.Rd} = \frac{50700 \times 355}{1,1} = 16362 \text{ kN} \gg N_{sd} = 3378,2 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

7.11 Travessa superior entre planos de pórtico

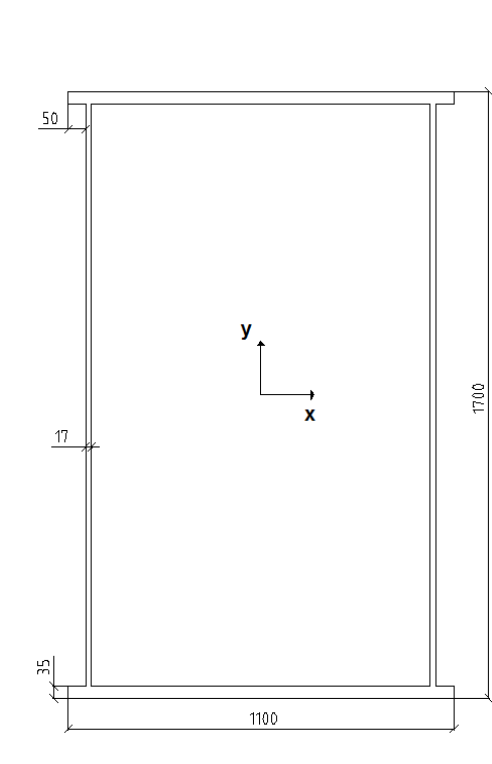
Os esforços máximos instalados ocorrem no membro n.º: 183 quando com o carro-guincho localizado no extremo da lança. A compilação dos esforços máximos é apresentada na tabela abaixo.

Tabela 56 – Esforços máximos instalados na travessa superior entre planos de pórtico (membro n.º: 183)

$N_{sd} \text{ (kN)}$	$M_{sd}^y \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^x \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{sd}^y \text{ (kN)}$	$V_{sd}^x \text{ (kN)}$
2267,1 (T)	-1582,6	6388,7	2260,4	905,7	370,5

Na próxima tabela é possível observar as propriedades da travessa superior entre planos de pórtico:

Tabela 57 – Propriedades da travessa superior entre planos de pórtico. (viga em caixão 1700x1100x35x17)

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	1100 mm
	t_f	35 mm
	h	1700 mm
	t_w	17 mm
	A	132420 mm ²
	I_x	65643,64 × 10 ⁶ mm ⁴
	I_y	21153,44 × 10 ⁶ mm ⁴
	i_x	704,1 mm
	i_y	399,7 mm
	$W_{el,x}$	77227,8 × 10 ³ mm ³
	$W_{el,y}$	38460,8 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,x}$	86686,2 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,y}$	48413,9 × 10 ³ mm ³

- **Flexão composta**

Como aproximação conservativa pode-se adotar o seguinte critério:

$$\frac{N_{sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{x.sd}}{M_{pl.x.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{132420 \times 355}{1,1} = 42735,5 \text{ kN}$$

Os valor de cálculo dos momentos resistentes plástico da secção bruta são dados por:

$$M_{pl.y.Rd} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{48413,9 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 1,5625 \times 10^{10} \text{ N.mm}$$

$$M_{pl.x.Rd} = \frac{W_{pl.x} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{86686,2 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 2,7976 \times 10^{10} \text{ N.mm}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{2267,1 \times 10^3}{42735,5 \times 10^3} + \frac{1582,6 \times 10^6}{1,5625 \times 10^{10}} + \frac{6388,7 \times 10^6}{2,7976 \times 10^{10}} = 0,38 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

Quando o carro-guincho está na posição 6 a travessa superior entre planos de pórtico ligada às pernas esquerdas da torre apresenta esforços de compressão que embora pequenos exige que seja verificado a resistência à flexão composta com compressão devido aos momentos fletores instalados serem muito elevados.

- **Flexão composta com compressão**

Os esforços máximos instalados no membro n.º: 179 são:

Tabela 58 – Esforços máximos instalados na travessa superior entre planos de pórtico (membro n.º: 179)

$N_{sd} \text{ (kN)}$	$M_{sd}^y \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^x \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{sd}^y \text{ (kN)}$	$V_{sd}^x \text{ (kN)}$
107,3 (C)	-355,1	6671,5	-17,4	41,1	-154,0

Classificação da secção

A travessa superior entre planos encontra-se sob flexão e compressão, sendo por isso necessário determinar o parâmetro α que é determinado em função da distribuição de tensões na secção.

Irà verificar-se se para este esforço é possível a plastificação total da alma:

Alma

Cota ξ determina a área do diagrama de tensões em que a resultante das tensões normais iguala o esforço normal aplicado á secção.

$$\xi \times t_w \times f_y = N_{sd}$$

$$\xi \times 17 \times 355 = 107,3 \times 10^3 \Rightarrow \xi = 17,8 \text{ mm}$$

$$d = h - 2 \times t_f \Rightarrow d = 1700 - 2 \times 35 = 1630 \text{ mm}$$

$$\left(\frac{d}{2} + \frac{\xi}{2}\right) = \alpha \times d \Leftrightarrow \left(\frac{1630}{2} + \frac{17,8}{2}\right) = \alpha \times 1630 \Leftrightarrow \alpha = 0,51 > 0,5$$

O limite de esbelteza para a classe 1 compatível com a plastificação total da secção para $\alpha > 0,5$ é:

$$\frac{d}{t_f} \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1} \Leftrightarrow \frac{1630}{35} \leq \frac{396 \times 0,81}{13 \times 0,51 - 1} \Leftrightarrow 46,6 \leq 57,0$$

Assim a alma é classificada como sendo da secção da classe 1.

Banzo

Cálculo das tensões no banzo:

$$\sigma_{p.c.} = \frac{M_{xy}}{I_x} - \frac{M_{yx}}{I_y} - \frac{N}{A} = \frac{-6671,5 \times 10^6 \times 850}{65643,6 \times 10^6} - \frac{355,1 \times 10^6 \times 550}{21153,4 \times 10^6} - \frac{107,3 \times 10^3}{132420} = -96,4 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{M_{xy}}{I_x} - \frac{M_{yx}}{I_y} - \frac{N}{A} = \frac{-6671,5 \times 10^6 \times 850}{65643,6 \times 10^6} - \frac{355,1 \times 10^6 \times 500}{21153,4 \times 10^6} - \frac{107,3 \times 10^3}{132420} = -95,6 \text{ MPa}$$

Conclui-se assim que a totalidade do banzo saliente ligado ao ponto crítico da secção está totalmente sujeito a esforços de compressão.

Para banzo sujeito a compressão e tratando-se de uma secção soldada (classe 1):

$$\frac{c}{t_f} = \frac{50}{35} = 1,43 \leq 9\varepsilon = 7,29$$

Secção transversal da classe 1.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo y-y

$$\phi_y = 0,5 \times \left[1 + \alpha_y \times (\bar{\lambda}_y - 0,2) + \bar{\lambda}_y^2\right]$$

Em que $\alpha_y = 0,34$, curva b, porque trata-se de uma secção soldada - caso geral (5.5.1.5 do EC3).

Esbelteza de Euler:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} = 76,4$$

A esbelteza segundo y é dada por:

$$\lambda_y = \frac{l_{e,y}}{i_y} = \frac{8000}{399,7} = 20,0$$

Nota: Considerou-se o comprimento de encurvadura segundo x e y como sendo metade da distância entre os planos de pórtico. De salientar que o travamento a meio vão da travessa superior entre planos de pórtico reduz o comprimento de encurvadura de 16000 mm para metade, ou seja 8000 mm.

$$\bar{\lambda}_y = \left(\frac{\lambda_y}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{20,0}{76,4} = 0,26 \quad (\beta_A=1 \text{ para secções da classe 1,2 e 3})$$

Substituindo obtém-se:

$$\phi_y = 0,5 \times [1 + 0,34 \times (0,26 - 0,2) + 0,26^2] = 0,54$$

Cálculo do fator de redução χ_y :

$$\chi_y = \frac{1}{0,54 + \sqrt{0,54^2 - 0,26^2}} = 0,99$$

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo x-x

$$\phi_x = 0,5 \times [1 + \alpha_x \times (\bar{\lambda}_x - 0,2) + \bar{\lambda}_x^2]$$

Sendo $\alpha_x = 0,34$, curva b, porque trata-se de uma secção soldada - caso geral (5.5.1.5 do EC3).

A esbelteza segundo x é dada por:

$$\lambda_x = \frac{l_{e,x}}{i_x} = \frac{8000}{704,1} = 11,4$$

$$\bar{\lambda}_x = \left(\frac{\lambda_x}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{11,4}{76,4} = 0,15 \quad (\beta_A=1 \text{ para secções da classe 1,2 e 3})$$

Substituindo obtemos:

$$\phi_x = 0,5 \times [1 + 0,34 \times (0,15 - 0,2) + 0,15^2] = 0,50$$

Cálculo do fator de redução χ_x :

$$\chi_x = \frac{1}{0,50 + \sqrt{0,50^2 - 0,15^2}} = 1,02 \text{ mas } \chi_x \leq 1$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,y}$ (figura 5.5.3. do EC3).

M_y

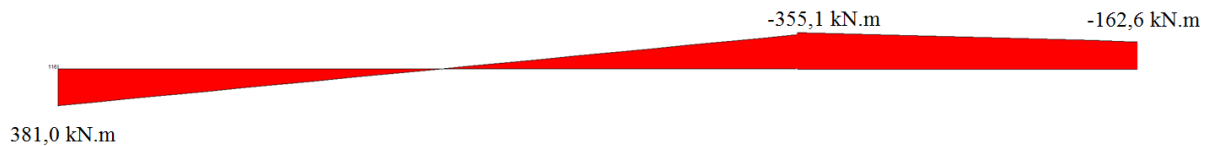


Figura 108 – Momento flector M_y para a travessa superior entre planos de pórtico (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_Q = \left| \frac{M_1 + M_2}{2} \right| + |M_i|$$

Em que M_i corresponde ao máximo de M indicado no cálculo de ΔM .

$$M_Q = \left| \frac{381,0 - 162,6}{2} \right| + |381,0| = 490,2 \text{ kN.m}$$

$$M_1 = 381,0 \text{ kN.m}$$

$$-162,6 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,43$$

$$\beta_{MQ} = 1,4$$

$$\beta_{M\psi} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,43 = 2,10$$

Como há alteração de sinal no diagrama de momentos, ΔM é dado por:

$$\Delta M = |M_{m\acute{a}x}| + |M_{min}| = |381,0| + |-355,1| = 736,1 \text{ kN.m}$$

$$\beta_{My} = \beta_{M\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{MQ} - \beta_{M\psi}) = 2,10 + \frac{490,2}{736,1} (1,4 - 2,10) = 1,63$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,x}$ (figura 5.5.3. do EC3).

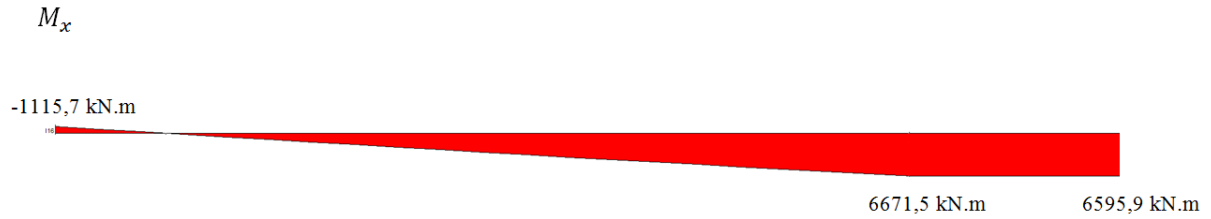


Figura 109 – Momento flector M_x para a travessa superior entre planos de pórtico (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_Q = \left| \frac{M_1 + M_2}{2} \right| + |M_i|$$

Em que M_i corresponde ao máximo de M indicado no cálculo de ΔM .

$$M_Q = \left| \frac{6595,9 - 1115,7}{2} \right| + |6671,5| = 9411,6 \text{ kN.m}$$

$$M_1 = 6595,9 \text{ kN.m} \quad -1115,7 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,17$$

$$\beta_{MQ} = 1,4$$

$$\beta_{M\psi} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,17 = 1,92$$

Como há alteração de sinal no diagrama de momentos, ΔM é dado por:

$$\Delta M = |M_{m\acute{a}x}| + |M_{min}| = |6671,5| + |-1115,7| = 7787,2 \text{ kN.m}$$

$$\beta_{Mx} = \beta_{M\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{MQ} - \beta_{M\psi}) = 1,92 + \frac{9411,6}{7787,2} (1,4 - 1,92) = 1,29$$

Cálculo dos parâmetros:

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \times N_{sd}}{\chi_y \times A \times f_y} \text{ mas } k_y \leq 1,5$$

$$\mu_y = \bar{\lambda}_y (2\beta_{My} - 4) + \left(\frac{W_{pl,y} - W_{el,y}}{W_{el,y}} \right) \text{ mas } \mu_y \leq 0,90$$

$$k_x = 1 - \frac{\mu_x \times N_{sd}}{\chi_x \times A \times f_y} \text{ mas } k_x \leq 1,5$$

$$\mu_x = \bar{\lambda}_x (2\beta_{Mx} - 4) + \left(\frac{W_{pl,x} - W_{el,x}}{W_{el,x}} \right) \text{ mas } \mu_x \leq 0,90$$

Substituindo:

$$\mu_y = 0,26 \times (2 \times 1,63 - 4) + \left(\frac{48413,9 \times 10^3 - 38460,8 \times 10^3}{38460,8 \times 10^3} \right) = 0,07$$

$$k_y = 1 - \frac{0,07 \times 107,3 \times 10^3}{0,99 \times 132420 \times 355} = 1,00$$

$$\mu_x = 0,15 \times (2 \times 1,29 - 4) + \left(\frac{86686,2 \times 10^3 - 77227,8 \times 10^3}{77227,8 \times 10^3} \right) = -0,09$$

$$k_x = 1 - \frac{-0,09 \times 107,3 \times 10^3}{1,00 \times 132420 \times 355} = 1,00$$

A condição de resistência fica:

$$\frac{107,3 \times 10^3}{0,99 \times 132420 \times 355/1,1} + \frac{1,00 \times 355,1 \times 10^6}{48413,9 \times 10^3 \times 355/1,1} + \frac{1,00 \times 6671,5 \times 10^6}{86686,2 \times 10^3 \times 355/1,1} = 0,26 \leq 1$$

Resistência verificada.

- **Resistência ao esforço transversal**

Os esforços de corte máximos ocorrem no membro n.º: 177 quando o carro-guincho se encontra no extremo da lança e valem: $V_{Sd}^y = 449,8 \text{ kN}$, $V_{Sd}^x = 1872,3 \text{ kN}$ e $M_{Sd}^t = 2068,2 \text{ kN.m}$. O EC3 define que no caso de uma combinação de esforço transversal e momento torsor, o valor de cálculo do esforço transversal resistente plástico com torção deverá ser reduzido de $V_{pl,Rd}$ para $V_{pl,T,Rd}$ e o valor de cálculo do esforço transversal atuante deverá satisfazer a condição:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl,T,Rd}} \leq 1,0$$

Para secção em I ou H:

$$V_{pl,T,Rd} = \sqrt{1 - \frac{\tau_{t,Sd}}{1,25 (f_y/\sqrt{3})/\gamma_{M0}}} \times V_{pl,Rd}$$

- Carga paralela aos banzos

$$A_{V1} = A - \sum (h_w t_w) = 132420 - 2 \times (1630 \times 17) = 77000 \text{ mm}^2$$

Sendo h_w a altura da alma e t_w a sua espessura.

- Carga paralela à alma

$$A_{V2} = \eta \sum (h_w t_w) = 1 \times 2 \times (1630 \times 17) = 55420 \text{ mm}^2$$

De forma conservativa pode-se tomar $\eta = 1$.

O esforço transversal resistente plástico é dado por:

$$V_{pl,Rd,y} = \frac{A_{V2} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{55420 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 10326,2 \text{ kN}$$

$$V_{pl,Rd,x} = \frac{A_{V1} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{77000 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 14347,2 \text{ kN}$$

As tensões tangenciais devidas à torção são:

- Banzo

$$\tau_{t,Sd}^{banzo} = \frac{M_{Sd}^t}{2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_f}$$

Substituindo:

$$\tau_{t,Sd}^{banzo} = \frac{2068,2 \times 10^6}{2 \times [(1100 - 2 \times 50 - 17) \times (1700 - 35)] \times 35} = 18,1 \text{ MPa}$$

- Alma

$$\tau_{t,Sd}^{alma} = \frac{M_{Sd}^t}{2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_w}$$

Substituindo:

$$\tau_{t,Sd}^{alma} = \frac{2068,2 \times 10^6}{2 \times [(1100 - 2 \times 50 - 17) \times (1700 - 35)] \times 17} = 37,2 \text{ MPa}$$

Os esforços cortantes resistentes devido à torção são:

$$V_{pl,T,Rd,x} = \sqrt{1 - \frac{18,1}{1,25 (355 / \sqrt{3}) / 1,1}} \times 14347,2 = 13778,4 \text{ kN}$$

$$V_{pl,T,Rd,y} = \sqrt{1 - \frac{37,2}{1,25 (355 / \sqrt{3}) / 1,1}} \times 10326,2 = 9465,7 \text{ kN}$$

Verificação das condições:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{pl,T,Rd,y}} = \frac{449,8}{9465,7} = 0,05 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

$$\frac{V_{Sd,x}}{V_{pl,T,Rd,x}} = \frac{1872,3}{13778,4} = 0,14 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

Como os esforços cortantes de cálculo são inferiores a 50% dos esforços cortante resistente não há necessidade de reduzir o momento fletor resistente da secção, ou seja o efeito do esforço transversal sobre o momento fletor resistente pode ser desprezado.

- **Torção**

A tensão de corte máxima segundo o critério de Von Mises é dada por:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_{ced}}{\sqrt{3}} = \frac{355}{\sqrt{3}} = 205,0 \text{ MPa}$$

- **Banzo**

$$T_{Rd}^{banzo} = \tau_{m\acute{a}x} \times 2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_f$$

Substituindo:

$$T_{Rd}^{banzo} = 205,0 \times 2 \times [(1100 - 2 \times 50 - 17) \times (1700 - 35)] \times 35 = 23486,6 \text{ kN.m}$$

- **Alma**

$$T_{Rd}^{alma} = \tau_{m\acute{a}x} \times 2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_w$$

Substituindo:

$$T_{Rd}^{alma} = 205,0 \times 2 \times [(1100 - 2 \times 50 - 17) \times (1700 - 35)] \times 17 = 11407,8 \text{ kN.m}$$

O momento torsor máximo é $M_{Sd}^t = -2381,2 \text{ kN.m}$ no membro n.º: 173 (Posição 1) sendo portanto muito inferior ao momento torsor resistente da alma ou banzo. A resistência à torção quer da alma quer dos banzos está assegurada.

7.12 Travessa inferior

Os esforços máximos instalados ocorrem no membro n.º: 12 com o carro-guincho localizado no extremo da lança valem: $N_{Sd} = 62,5 \text{ kN (T)}$, $M_{Sd}^y = 11,3 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = 136,9 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^t = 4,4 \text{ kN.m}$, $V_{Sd}^y = 28,2 \text{ kN}$ e $V_{Sd}^z = 1,7 \text{ kN}$.

Na próxima tabela é possível observar as propriedades da travessa inferior:

Tabela 59 – Propriedades da secção resistente da travessa inferior (viga em caixão 450x300x23x12)

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	300 mm
	t_f	23 mm
	h	450 mm
	t_w	12 mm
	p	15 mm
	G	184,8 kg/m
	A	23496 mm ²
	I_z	761,52 × 10 ⁶ mm ⁴
	I_y	264,97 × 10 ⁶ mm ⁴
	i_z	180,0 mm
	i_y	106,2 mm
	$W_{el.z}$	3384,5 × 10 ³ mm ³
	$W_{el.y}$	1766,5 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl.z}$	3925,6 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl.y}$	2285,8 × 10 ³ mm ³

- **Flexão composta**

Como aproximação conservativa pode-se adotar o seguinte critério:

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{y.Sd}}{M_{pl.y.Rd}} + \frac{M_{z.Sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{23496 \times 355}{1,1} = 7582,8 \text{ kN}$$

Os valor de cálculo dos momentos resistentes plástico da secção bruta são dados por:

$$M_{pl.y.Rd} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{2285,8 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 7,3769 \times 10^8 \text{ N.mm}$$

$$M_{pl.z.Rd} = \frac{W_{pl.z} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{3925,6 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 1,2669 \times 10^9 \text{ N.mm}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{62,5 \times 10^3}{7582,8 \times 10^3} + \frac{11,3 \times 10^6}{7,3769 \times 10^8} + \frac{136,9 \times 10^6}{1,2669 \times 10^9} = 0,11 \leq 1,0$$

Resistência assegurada.

- **Flexão composta com compressão**

Em determinadas posições do carro-guincho a travessa inferior está sujeita a esforços de compressão, deste modo é importante verificar se a secção transversal aguenta os esforços de flexão composta com compressão.

Os esforços máximos no membro n.º 12 com o carro-guincho na posição 5 são:

Tabela 60 – Esforços máximos instalados na travessa inferior quando o carro-guincho se encontra na posição 5 (membro n.º: 12)

$N_{sd} (kN)$	$M_{sd}^y (kN.m)$	$M_{sd}^z (kN.m)$	$M_{sd}^t (kN.m)$	$V_{sd}^y (kN)$	$V_{sd}^z (kN)$
96,4 (C)	14,5	-109,8	-3,3	3,2	-25,5

Classificação da secção

Alma

Cota ξ determina a área do diagrama de tensões em que a resultante das tensões normais iguala o esforço normal aplicado á secção.

$$\xi \times t_w \times f_y = N_{sd}$$

$$\xi \times 12 \times 355 = 96,4 \times 10^3 \Rightarrow \xi = 22,6 \text{ mm}$$

$$d = h - 2 \times t_f \Rightarrow d = 450 - 2 \times 23 = 404 \text{ mm}$$

$$\left(\frac{d}{2} + \frac{\xi}{2}\right) = \alpha \times d \Leftrightarrow \left(\frac{404}{2} + \frac{22,6}{2}\right) = \alpha \times 404 \Leftrightarrow \alpha = 0,528 > 0,5$$

O limite de esbelteza para a classe 1 compatível com a plastificação total da secção para $\alpha > 0,5$ é:

$$\frac{d}{t_w} \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1} \Leftrightarrow \frac{404}{12} \leq \frac{396 \times 0,81}{13 \times 0,528 - 1} \Leftrightarrow 33,7 < 54,7$$

Alma da classe 1.

Banzo

As tensões na parte saliente do banzo ligado ao ponto crítico são:

$$\sigma_{p.c.} = \frac{M_{zy}}{I_z} + \frac{M_{yz}}{I_y} - \frac{N}{A} = \frac{109,8 \times 10^6 \times (-225)}{761,52 \times 10^6} + \frac{14,5 \times 10^6 \times (-150)}{264,97 \times 10^6} - \frac{96,4 \times 10^3}{23496} = -44,8 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{M_{zy}}{I_z} + \frac{M_{yz}}{I_y} - \frac{N}{A} = \frac{109,8 \times 10^6 \times (-225)}{761,52 \times 10^6} + \frac{14,5 \times 10^6 \times (-135)}{264,97 \times 10^6} - \frac{96,4 \times 10^3}{23496} = -43,9 \text{ MPa}$$

Conclui-se que a totalidade do banzo saliente ligado ao ponto crítico da secção está totalmente sujeita a esforços de compressão.

Para um banzo sujeito à compressão e tratando-se de uma secção soldada (classe 1):

$$\frac{c}{t_f} = \frac{30}{23} = 1,30 \leq 9\varepsilon = 7,29$$

Banzo da classe 1.

Secção transversal da classe 1.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura χ .

$$\chi_i = \frac{1}{\phi_i + \sqrt{\phi_i^2 - \bar{\lambda}_i^2}}$$

Onde,

$$\phi_i = 0,5 \times [1 + \alpha_i \times (\bar{\lambda}_i - 0,2) + \bar{\lambda}_i^2]$$

$\bar{\lambda}_i$ é a esbelteza normalizada

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo z-z

$$\phi_z = 0,5 \times [1 + \alpha_z \times (\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2]$$

Onde,

$\alpha_z = 0,49$, curva c, porque $b/t_f = 300/23 = 13,0 < 30$ (5.5.1.5 do EC3).

O comprimento de encurvadura a considerar quer seja segundo o eixo forte (eixo z) ou eixo fraco (eixo y) da secção será o mesmo. Este comprimento depende das condições de fronteira e é determinado por: $l_e = \mu \times l$ em que l é o comprimento físico da peça e μ um coeficiente que inclui o efeito das diferentes condições de fronteira. Estamos perante a mesma situação referida em 6.1.2.4 para a travessa inferior, deste modo é legítimo admitir que $\mu = 0,75$. Os comprimentos de encurvadura a considerar serão:

$$l_e = \mu \times l = l_{e,y} = l_{e,z} = 0,75 \times 20000 = 15000 \text{ mm.}$$

A esbelteza segundo z é dada por:

$$\lambda_z = \frac{l_{e,z}}{i_z} = \frac{15000}{180,0} = 83,3$$

$$\bar{\lambda}_z = \left(\frac{\lambda_z}{\lambda_1}\right) \sqrt{\beta_A} = \frac{83,3}{76,4} = 1,09 \quad (\beta_A=1 \text{ para classe 1, 2 e 3})$$

Substituindo obtém-se:

$$\phi_z = 0,5 \times [1 + 0,49 \times (1,09 - 0,2) + 1,09^2] = 1,31$$

O coeficiente de redução para a encurvadura é:

$$\chi_z = \frac{1}{1,31 + \sqrt{1,31^2 - 1,09^2}} = 0,49$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,z}$ (figura 5.5.3. do EC3).

M_z

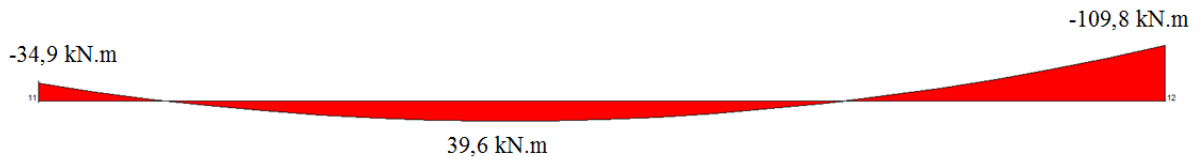


Figura 110 – Momento fletor M_z para a travessa inferior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_Q = \left| \frac{M_1 + M_2}{2} \right| + |M_i|$$

Em que M_i corresponde ao máximo de M indicado no cálculo de ΔM .

$$M_Q = \left| \frac{-34,9 - 109,8}{2} \right| + |-109,8| = 182,2 \text{ kN.m}$$

$$M_1 = -109,8 \text{ kN.m} \quad -34,9 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = 0,32$$

$$\beta_{MQ} = 1,3$$

$$\beta_{M\psi} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times 0,32 = 1,58$$

Como há alteração de sinal no diagrama de momentos, ΔM é dado por:

$$\Delta M = |M_{\max}| + |M_{\min}| = |-109,8| + |39,6| = 149,4 \text{ kN.m}$$

$$\beta_{Mz} = \beta_{M\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{MQ} - \beta_{M\psi}) = 1,58 + \frac{182,2}{149,4} (1,3 - 1,58) = 1,24$$

A esbelteza segundo y é dada por:

$$\lambda_y = \frac{l_{e,y}}{i_y} = \frac{15000}{106,2} = 141,2$$

$$\bar{\lambda}_y = \left(\frac{\lambda_y}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{141,2}{76,4} = 1,85 \quad (\beta_A=1 \text{ para classe 1, 2 e 3})$$

Neste caso $\alpha_y = 0,34$, curva b (secções em caixão soldadas - caso geral).

Substituindo obtemos:

$$\phi_y = 0,5 \times [1 + 0,34 \times (1,85 - 0,2) + 1,85^2] = 2,49$$

$$\chi_y = \frac{1}{2,49 + \sqrt{2,49^2 - 1,85^2}} = 0,24$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,y}$ (figura 5.5.3. do EC3).

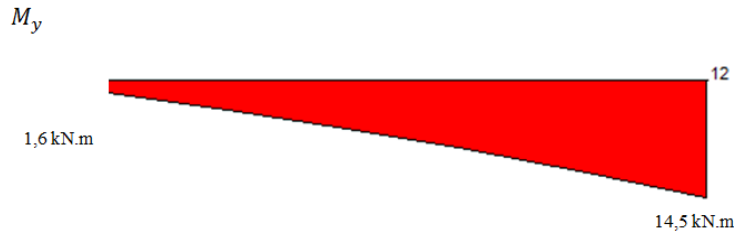


Figura 111 – Momento fletor M_y para a travessa inferior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = 14,5 \text{ kN.m} \quad 1,6 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = 0,11$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times 0,11 = 1,72$$

Cálculo dos parâmetros:

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \times N_{sd}}{\chi_y \times A \times f_y} \text{ mas } k_y \leq 1,5$$

$$\mu_y = \bar{\lambda}_y(2\beta_{M_y} - 4) + \left(\frac{W_{pl,y} - W_{el,y}}{W_{el,y}} \right) \text{ mas } \mu_y \leq 0,90$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A \times f_y} \text{ mas } k_z \leq 1,5$$

$$\mu_z = \bar{\lambda}_z(2\beta_{M_z} - 4) + \left(\frac{W_{pl,z} - W_{el,z}}{W_{el,z}} \right) \text{ mas } \mu_z \leq 0,90$$

Substituindo:

$$\mu_y = 1,85(2 \times 1,72 - 4) + \left(\frac{2285,8 \times 10^3 - 1766,5 \times 10^3}{1766,5 \times 10^3} \right) = -0,74$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \times N_{sd}}{\chi_y \times A \times f_y} = 1 - \frac{-0,74 \times 96,4 \times 10^3}{0,24 \times 23496 \times 355} = 0,96$$

$$\mu_z = 1,09(2 \times 1,24 - 4) + \left(\frac{3925,6 \times 10^3 - 3384,5 \times 10^3}{3384,5 \times 10^3} \right) = -1,50$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z \times N_{sd}}{\chi_z \times A \times f_y} = 1 - \frac{-1,50 \times 96,4 \times 10^3}{0,49 \times 23496 \times 355} = 1,04$$

Condição de resistência:

$$\frac{96,4 \times 10^3}{0,24 \times 23496 \times 355/1,1} + \frac{0,96 \times 14,5 \times 10^6}{2285,8 \times 10^3 \times 355/1,1} + \frac{1,04 \times 109,8 \times 10^6}{3925,6 \times 10^3 \times 355/1,1} = 0,16 \leq 1$$

Resistência verificada.

7.13 Travessa inferior entre planos de pórtico (Contrapeso)

Para garantir a resistência da secção transversal em primeiro lugar é necessário analisar-se as reacções na base das pernas para posteriormente averiguar-se se será necessário ou não um contrapeso.

As pernas esquerdas encontram-se sujeitas a esforços máximos de tração quando o carro-guincho se encontra na posição estática mais desfavorável, ou seja na extremidade da lança. Posto isto será necessário colocar contrapesos no interior da travessa inferior entre planos de pórtico ligada às pernas esquerdas. O contrapeso também pode ser colocado no interior das pernas de modo a tornar as reacções todas positivas segundo o eixo y, ou seja é necessário garantir que todas as reacções são de compressão para deste modo garantir a estabilidade do pórtico. O contrapeso consiste em sucata ou enchimento de betão no interior das peças anteriormente referidas.

De acordo com as normas F.E.M. (4.2.4.1.1) os valores das reacções devem ser obtidos omitindo o coeficiente o coeficiente dinâmico ψ e considerar apenas o coeficiente de majoração γ_c . A combinação de ações é então dada por:

$$\gamma_c(S_G + S_L + S_H) + S_w$$

As propriedades deste elemento são iguais às propriedades da travessa superior entre planos de pórtico (ver 7.11.).

As reacções para a caso de o carro-guincho estar no extremo da lança (posição 1) estão identificadas na próxima tabela:

Tabela 61 – Reacções nos apoios das pernas do pórtico

Elemento	Nó	R_{sd}^x (kN)	R_{sd}^y (kN)	R_{sd}^z (kN)
Perna esquerda (lado mar)	3	-96,35	-1560,36	-104,04
Perna esquerda (lado terra)	1	149,11	-718,12	175,69
Perna direita (lado mar)	4	-99,05	5366,64	258,60
Perna direita (lado terra)	2	143,40	5839,00	-45,37

De frisar que em todas as outras posições do carro-guincho (posições de 2 a 7) as reacções são de compressão e conseqüentemente para dimensionamento do contrapeso só será necessário verificar as reacções na posição 1.

Da tabela anterior verifica-se que a reacção máxima vale $R_{sd}^y = -1560,36 \text{ kN}$ e portanto será para esta magnitude que se irá dimensionar o contrapeso.

- **Bogies**

O conjunto de translação constituído pelos quatro bogies (um bogie em cada perna) tem uma massa total de:

$$m_{bogies} = 71868 \text{ kg}$$

Ou seja cada bogie tem uma massa de:

$$m_{1 bogie} = \frac{71868}{4} = 17967 \text{ kg}$$

O peso associado à massa anterior é:

$$P = m \times g \Leftrightarrow P = 17967 \times 9,8 = 176077 \text{ N} \cong 176,1 \text{ kN}$$

Majorando o peso anterior com o coeficiente de majoração $\gamma_c = 1,2$ obtemos:

$$P_{bogie,maj.} = 1,2 \times 176,1 = 211,3 \text{ kN}$$

Nota: Considerou-se a massa dos bogies instalados no Porto de Leixões, na realidade o conjunto de translação para o presente projeto provavelmente teria de ser diferente e consequentemente teria uma massa associada superior.

- **Contrapeso no interior da travessa inferior entre planos de pórtico**

Volume da viga em caixão:

$$V = (1700 - 2 \times 35) \times (1100 - 2 \times 50 - 17) \times 16 = 25,64 \text{ m}^3$$

Considerando que o enchimento do interior da viga em caixão seria composto por betão com uma densidade de 2400 kg/m^3 . A massa total possível de colocar no interior da viga seria:

$$\rho = \frac{m}{V} \Leftrightarrow 2400 = \frac{m}{25,64} \Leftrightarrow m = 63936 \text{ kg de betão} \cong 63,9 \text{ ton}$$

O peso associado à massa anterior é:

$$P = m \times g \Leftrightarrow P = 63936 \times 9,8 = 626573 \text{ N} \cong 626,6 \text{ kN}$$

Majorando o peso anterior com o coeficiente de majoração $\gamma_c = 1,2$ obtém-se:

$$P_{maj.} = 1,2 \times 626,6 = 751,9 \text{ kN}$$

A massa do betão será distribuída por toda a extensão da viga em caixão, ou seja o contrapeso nesta situação tem de ser modelado como uma carga distribuída, q .

$$q = \frac{P}{L} \Leftrightarrow q = \frac{751,9}{16} = 47,0 \text{ kN/m}$$

- **Contrapeso no interior das pernas esquerdas**

O diâmetro interior do perfil tubular é:

$$\phi_{int} = 1880 - 2 \times 19,1 = 1841,8 \text{ mm}$$

A área interior é:

$$A = \pi \times r^2 = \pi \times \left(\frac{1,8418}{2}\right)^2 \cong 2,664 \text{ m}^2$$

Será necessário acrescentar o seguinte peso de betão no interior de cada perna:

$$|P_b^{perna}| = |R_{max}| - |P_{bogie,maj}| = |-1560,36| - |211,3| \cong 1349,1 \text{ kN}$$

A massa a colocar será:

$$m_{betão}^{perna} = \frac{P_b^{perna}}{g \times \gamma_c} \Leftrightarrow m_{betão}^{perna} = \frac{1349,1}{9,8 \times 1,2} = 114,7 \text{ ton}$$

Para colocar 114,7 toneladas de betão no interior de cada perna esquerda será necessário encher até à cota:

$$\rho_{\text{betão}} = \frac{m_{\text{perna}}^{\text{betão}}}{V} \Leftrightarrow 2400 = \frac{114,7 \times 10^3}{2,664 \times l} \Leftrightarrow l \cong 17,94 \text{ m}$$

Será necessário levar em conta o contrapeso no interior da travessa inferior entre planos de pórtico para se efetuar a verificação da resistência da secção segundo o EC3.

Em seguida proceder-se-á à verificação da resistência da secção transversal à flexão composta com compressão.

- **Flexão composta com compressão**

O comprimento de encurvadura, quer seja segundo o eixo forte (eixo z) ou eixo fraco (eixo y) da secção, a considerar será igual ao comprimento físico da travessa, ou seja $l_{e,x} = l_{e,y} = 16000 \text{ mm}$. Os esforços máximos instalados no membro n.º: 5 ocorrem quando o carro-guincho se encontra a meio das pernas do pórtico (posição 5).

Tabela 62 – Esforços máximos instalados na travessa inferior entre planos de pórtico com o carro-guincho na posição 5 (membro n.º: 5)

$N_{Sd} \text{ (kN)}$	$M_{Sd}^y \text{ (kN.m)}$	$M_{Sd}^x \text{ (kN.m)}$	$M_{Sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{Sd}^y \text{ (kN)}$	$V_{Sd}^x \text{ (kN)}$
363,6 (C)	337,5	-2688,4	479,0	680,9	-479,0

Os esforços máximos instalados verificam-se na travessa inferior entre pórtico ligada às pernas esquerdas, assim será apenas necessário garantir a resistência desta peça que a resistência da travessa inferior entre planos de pórtico ligadas às pernas direitas ficará automaticamente garantida.

Classificação da secção

Alma

Cota ξ determina a área do diagrama de tensões em que a resultante das tensões normais iguala o esforço normal aplicado á secção.

$$\xi \times t_w \times f_y = N_{Sd}$$

$$\xi \times 17 \times 355 = 363,6 \times 10^3 \Rightarrow \xi = 60,3 \text{ mm}$$

$$d = h - 2 \times t_f \Rightarrow d = 1700 - 2 \times 35 = 1630 \text{ mm}$$

$$\left(\frac{d}{2} + \frac{\xi}{2}\right) = \alpha \times d \Leftrightarrow \left(\frac{1630}{2} + \frac{60,3}{2}\right) = \alpha \times 1630 \Leftrightarrow \alpha = 0,52 > 0,5$$

O limite de esbelteza para a classe 1 compatível com a plastificação total da secção para $\alpha > 0,5$ é:

$$\frac{d}{t_w} \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1} \Leftrightarrow \frac{1630}{17} \leq \frac{396 \times 0,81}{13 \times 0,52 - 1} \Leftrightarrow 55,7 < 95,9$$

A alma pertence à classe 1.

Banzo

As tensões na parte saliente do banzo ligada ao ponto crítico valem:

$$\sigma_{p.c.} = \frac{M_{xy}}{I_x} - \frac{M_{yx}}{I_y} - \frac{N}{A} = \frac{-2688,4 \times 10^6 \times 850}{65643,64 \times 10^6} - \frac{337,5 \times 10^6 \times 550}{21153,44 \times 10^6} - \frac{363,6 \times 10^3}{132420} = -46,3 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{M_{xy}}{I_x} - \frac{N}{A} = \frac{-2688,4 \times 10^6 \times 850}{65643,64 \times 10^6} - \frac{363,6 \times 10^3}{132420} = -43,6 \text{ MPa}$$

Conclui-se assim que a parte do banzo saliente ligado ao ponto crítico da secção está totalmente sujeita a esforços de compressão.

Para um banzo sujeito à compressão e tratando-se de uma secção soldada (classe 1):

$$\frac{c}{t_f} = \frac{50}{35} = 1,43 \leq 9\varepsilon = 7,29$$

Banzo da classe 1.

A secção transversal é classificada como pertencente à classe 1.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo x-x

$$\phi_x = 0,5 \times [1 + \alpha_x \times (\bar{\lambda}_x - 0,2) + \bar{\lambda}_x^2]$$

Onde,

$\alpha_x = 0,34$, curva b, para caso geral em secções em caixão soldadas. (5.5.1.5 do EC3).

A esbelteza segundo x é dada por:

$$\lambda_x = \frac{l_{e,x}}{i_x} = \frac{16000}{704,1} = 22,7$$

$$\bar{\lambda}_x = \left(\frac{\lambda_x}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{22,7}{76,4} = 0,30 \quad (\beta_A=1 \text{ para classe 1, 2 e 3})$$

Substituindo obtém-se:

$$\phi_x = 0,5 \times [1 + 0,34 \times (0,30 - 0,2) + 0,30^2] = 0,56$$

O fator de redução à encurvadura é:

$$\chi_x = \frac{1}{0,56 + \sqrt{0,56^2 - 0,30^2}} = 0,97$$

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo y-y

$$\phi_y = 0,5 \times [1 + \alpha_y \times (\bar{\lambda}_y - 0,2) + \bar{\lambda}_y^2]$$

Onde,

$\alpha_y = 0,34$, curva b, para caso geral em secções em caixão soldadas. (5.5.1.5 do EC3).

A esbelteza segundo y é dada por:

$$\lambda_y = \frac{l_{e,y}}{i_y} = \frac{16000}{399,7} = 40,0$$

$$\bar{\lambda}_y = \left(\frac{\lambda_y}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{40,0}{76,4} = 0,52 \quad (\beta_A=1 \text{ para classe 1, 2 e 3})$$

Substituindo obtém-se:

$$\phi_y = 0,5 \times [1 + 0,34 \times (0,52 - 0,2) + 0,52^2] = 0,69$$

O fator de redução à encurvadura é:

$$\chi_y = \frac{1}{0,69 + \sqrt{0,69^2 - 0,52^2}} = 0,87$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,x}$ (figura 5.5.3. do EC3).



Figura 112 – Momento fletor M_x para a travessa inferior entre planos de pórtico ligada às pernas esquerdas (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_Q = \left| \frac{M_1 + M_2}{2} \right| + |M_i|$$

Em que M_i corresponde ao máximo de M indicado no cálculo de ΔM .

$$M_Q = \left| \frac{-2688,4 + 615,8}{2} \right| + |-2688,4| = 3724,7 \text{ kN.m}$$

$$M_1 = -2688,4 \text{ kN.m} \quad 615,8 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,23$$

$$\beta_{MQ} = 1,3$$

$$\beta_{M\psi} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,23 = 1,96$$

Como há alteração de sinal no diagrama de momentos, ΔM é dado por:

$$\Delta M = |M_{m\acute{a}x}| + |M_{min}| = |-2688,4| + |1220,8| = 3909,2 \text{ kN.m}$$

$$\beta_{Mx} = \beta_{M\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{MQ} - \beta_{M\psi}) = 1,96 + \frac{3724,7}{3909,2} (1,3 - 1,96) = 1,33$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,y}$ (figura 5.5.3. do EC3).

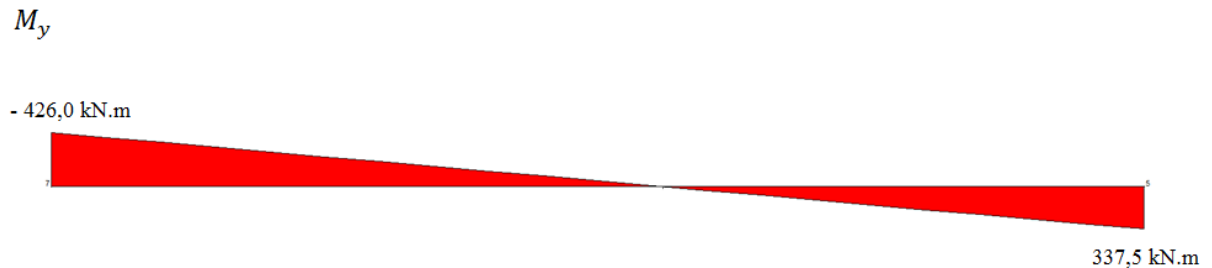


Figura 113 – Momento fletor M_y para a travessa inferior entre planos de pórtico ligada às pernas esquerdas (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = -426,0 \text{ kN.m} \quad 337,5 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,79$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,79 = 2,35$$

Cálculo dos parâmetros:

$$\mu_x = 0,30(2 \times 1,33 - 4) + \left(\frac{86686,2 \times 10^3 - 77227,8 \times 10^3}{77227,8 \times 10^3} \right) = -0,28$$

$$k_x = 1 - \frac{-0,28 \times 363,6 \times 10^3}{0,97 \times 132420 \times 355} = 1,00$$

$$\mu_y = 0,52(2 \times 2,35 - 4) + \left(\frac{48413,9 \times 10^3 - 38460,8 \times 10^3}{38460,8 \times 10^3} \right) = 1,62 \text{ mas } \mu_y < 0,90$$

Considerando $\mu_y = 0,90$.

$$k_y = 1 - \frac{0,90 \times 363,6 \times 10^3}{0,87 \times 132420 \times 355} = 0,99$$

Condição de resistência:

$$\frac{363,6 \times 10^3}{0,87 \times 132420 \times 355/1,1} + \frac{0,99 \times 337,5 \times 10^6}{48413,9 \times 10^3 \times 355/1,1} + \frac{1,00 \times 2688,4 \times 10^6}{86686,2 \times 10^3 \times 355/1,1} = 0,13 \leq 1$$

Resistência verificada.

• Torção

Durante a verificação da resistência à torção da travessa superior entre planos de pórtico (ver 7.11) verificou-se que o momento resistente do banzo e da alma à torção eram respetivamente: $T_{Rd}^{banzo} = 23486,6 \text{ kN.m}$ e $T_{Rd}^{alma} = 11407,8 \text{ kN.m}$

O momento torsor máximo vale $479,0 \text{ kN.m}$, um valor muito inferior aos momentos torsores resistentes da alma e do banzo, consequentemente a resistência à torção quer da alma quer dos banzos está garantida.

• Esforço transversal

Os esforços de torção instalados na peça são insignificantes quando comparados com os momentos torsores resistentes, assim despreza-se a torção na verificação da resistência ao esforço transversal.

Recordando que os esforços transversos resistentes plásticos são:

$$V_{pl,Rd,y} = \frac{A_{V2} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{55420 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 10326,2 \text{ kN}$$

$$V_{pl,Rd,x} = \frac{A_{V1} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{77000 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 14347,2 \text{ kN}$$

As condições de resistência são verificadas se:

$$\frac{V_{Sd}^y}{V_{pl,Rd,y}} = \frac{680,9}{10326,2} = 0,07 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

$$\frac{V_{Sd}^x}{V_{pl,Rd,x}} = \frac{479,0}{14347,2} = 0,03 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

Resistência ao esforço transversal garantida.

7.14 Diagonal do contraventamento

Para este elemento o caso crítico ocorre no membro n.º: 19 quando o carro-guincho se encontra no extremo da contralança (posição 7). Nesta situação os esforços valem:

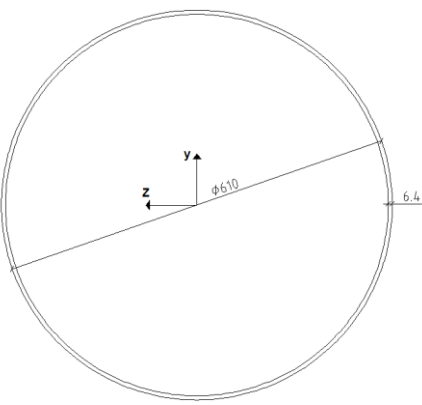
Tabela 63 – Esforços máximos instalados na diagonal do contraventamento (membro n.º: 19)

$N_{Sd} \text{ (kN)}$	$M_{Sd}^y \text{ (kN.m)}$	$M_{Sd}^z \text{ (kN.m)}$	$M_{Sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{Sd}^y \text{ (kN)}$	$V_{Sd}^z \text{ (kN)}$
304,5 (C)	9,8	101,3	3,4	0,0	0,0

De notar que este elemento foi considerado como articulado, não obstante existem momentos fletores atuantes devido às ações do vento e peso próprio do perfil.

Na próxima tabela são apresentadas as propriedades da diagonal do contraventamento:

Tabela 64 – Propriedades da secção resistente da diagonal do contraventamento (LCHS Ø610, t=6,4)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	610 mm	
t	6,4 mm	
G	95,3 kg/m	
A	12100 mm ²	
I	552,76 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	213,0 mm	
$W_{el.}$	1812 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	2332 × 10 ³ mm ³	

Classificação da secção

A secção tubular sujeita a esforços de flexão e/ou compressão pertence à classe 3 se a seguinte condição for verificada:

$$\frac{d}{t} = \frac{610}{6,4} = 95,3 > 90\varepsilon^2 = 90 \times 0,81^2 = 59,05$$

Assim a secção não pertence à classe 3, ou seja será necessário analisar este elemento como uma casca de acordo com a norma EN 1993-1-6 – Resistência e estabilidade de cascas.

Para garantirmos a estabilidade da diagonal do contraventamento admitiu-se que a tensão máxima de compressão de cálculo, correspondente ao caso crítico, devidas ao esforço axial de

compressão e aos momentos fletores é distribuída uniformemente por toda a peça, na realidade o momento fletor não tem uma distribuição uniforme.

O raio da superfície média vale 301,8 mm, a espessura da casca é 6,4 mm e o comprimento entre as condições de fronteira representa o comprimento entre reforços internos e considera-se que estes estão espaçados 2500 mm.

O caderno 3 das normas F.E.M. refere que deverá ser verificada a resistência à encurvadura em cilindros circulares se se verificar a seguinte condição:

$$\frac{t}{r} \leq 25 \times \frac{\sigma_E}{E}$$

Ou seja:

$$\frac{6,4}{301,8} = 0,021 \leq 25 \times \frac{355}{210 \times 10^3} = 0,042$$

Será assim necessário verificar a resistência da perna direita à encurvadura. Para um espaçamento máximo de $10 \times r$ os reforços têm de ter um momento de inércia de pelo menos:

$$I_{min} = 0,5 \times r \times t^3 / (r/t)^{0,5}$$

Ou seja:

$$I_{min} = 0,5 \times 301,8 \times 6,4^3 / (301,8/6,4)^{0,5} = 5,7605 \times 10^3 \text{ mm}^4$$

O momento de inércia do reforço será então dado por (ver 7.2):

$$I = I_1 + I_2 + F_1 \times e_1^2 + F_2 \times e_2^2$$

Sendo F_1 a área da secção 1, F_2 a área da secção 2, e_1 e e_2 representam respetivamente a distância do centro de gravidade da secção 1 ao centro de gravidade do reforço e a distância do centro de gravidade da secção 2 ao centro de gravidade do reforço. Considera-se que a espessura da secção 2 vale 6 mm e o seu comprimento 50 mm.

O centro de gravidade do reforço é calculado por:

$$y_G = \frac{\sum y_i \times A_i}{\sum A_i} = \frac{\frac{6,4}{2} \times 30 \times 6,4 \times 6,4 + 6 \times 50 \times \left(6,4 + \frac{50}{2}\right)}{30 \times 6,4 \times 6,4 + 6 \times 50} = 8,73 \text{ mm}$$

Com $e_1 = y_G - t/2$ e $e_2 = \left(\frac{t}{2} - e_1\right) + (l_2/2)$.

O momento de inércia do reforço vale:

$$I = \frac{30 \times 6,4 \times 6,4^3}{12} + \frac{6 \times 50^3}{12} + (30 \times 6,4^2 \times 5,5^2) + (6 \times 50 \times 22,7^2) = 2,585 \times 10^5 \text{ mm}^4 > I_{min}$$

Compressão meridional (axial)

Tensões críticas meridionais de encurvadura

$$\omega = \frac{l}{r} \sqrt{\frac{r}{t}} = \frac{l}{\sqrt{rt}} = \frac{2500}{\sqrt{301,8 \times 6,4}} = 56,88$$

Para cilindros longos:

$$\omega > 0,5 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 56,88 > 0,5 \times \frac{301,8}{6,4} = 23,58$$

Neste caso o fator C_x é:

$$C_x = C_{x,N}$$

Em que $C_{x,N}$ é o maior dos seguintes valores:

$$C_{x,N} = 0,6$$

E

$$C_{x,N} = 1 + \frac{0,2}{C_{x,b}} \left[1 - 2\omega \frac{t}{r} \right] = 1 + \frac{0,2}{1} \left[1 - 2 \times 56,88 \times \frac{6,4}{301,8} \right] = 0,72$$

Em $C_{x,b}$ que é um parâmetro que depende das condições de fronteira de acordo com a próxima tabela:

Tabela 65 – Parâmetro $C_{x,b}$ (verificação da resistência e estabilidade da diagonal do contraventamento)

Caso	Final do cilindro	Condição de fronteira	$C_{x,b}$
1	Final 1	BC 1	6
	Final 2	BC 1	
2	Final 1	BC 1	3
	Final 2	BC 2	
3	Final 1	BC 2	1
	Final 2	BC 2	

Neste caso $C_{x,b} = 1$ porque os anéis de reforço impõem condições de fronteira classificadas como BC2f.

No caso dos cilindros longos é ainda necessário verificar as seguintes condições:

$$\frac{r}{t} \leq 150 \Leftrightarrow \frac{301,8}{6,4} = 47,2 \leq 150 \text{ (Verifica)}$$

$$\omega \leq 6 \left(\frac{r}{t} \right) \Leftrightarrow 56,88 \leq 6 \times \left(\frac{301,8}{6,4} \right) = 282,9 \text{ (Verifica)}$$

$$500 \leq \frac{E}{f_y} \leq 1000 \Leftrightarrow 500 \leq \frac{210 \times 10^3}{355} = 591,5 \leq 1000 \text{ (Verifica)}$$

A tensão crítica meridional de encurvadura $\sigma_{x,Rcr}$ é:

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 \times E C_x \frac{t}{r} \Leftrightarrow \sigma_{x,Rcr} = 0,605 \times 210 \times 10^3 \times \frac{6,4}{301,8} = 2694,2 \text{ MPa}$$

Parâmetros de encurvadura meridional

O fator de redução meridional elástico de imperfeição, α_x é calculado por:

$$\alpha_x = \frac{0,62}{1 + 1,91(\Delta_{wk}/t)^{1,44}}$$

A amplitude de imperfeição característica Δ_{wk} é:

$$\Delta_{wk} = \frac{1}{Q} \sqrt{\frac{r}{t}} \times t = \frac{1}{16} \sqrt{\frac{301,8}{6,4}} \times 6,4 = 2,747$$

Em que Q representa um parâmetro de qualidade de fabrico e é obtido na tabela 38 (ver 7.2.). Considerando uma qualidade de fabrico normal (classe C) obtém-se $Q = 16$.

Assim o fator de redução meridional elástico de imperfeição, α_x vale:

$$\alpha_x = \frac{0,62}{1 + 1,91(2,747/6,4)^{1,44}} = 0,396$$

O limite de esbelteza meridional $\bar{\lambda}_{x0}$, o fator de escala plástico, β e o expoente de interação, η valem:

$$\bar{\lambda}_{x0} = 0,20 \qquad \beta = 0,60 \qquad \eta = 1,0$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente à encurvadura meridional da casca se satisfizerem:

$$\frac{r}{t} \leq 0,03 \times \frac{E}{f_y} \Leftrightarrow \frac{301,8}{6,4} \leq 0,03 \times \frac{210 \times 10^3}{355} \Leftrightarrow 47,16 > 17,75$$

Logo é necessário verificar a resistência à encurvadura meridional da casca.

Compressão circunferencial

Tensão crítica circunferencial de encurvadura

Para cilindros de comprimento médio:

$$20 \leq \frac{\omega}{C_\theta} \leq 1,63 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 20 \leq \frac{56,88}{1} \leq 1,63 \times \frac{301,8}{6,4} = 76,86$$

Sendo o fator C_θ retirado da tabela 39 (ver 7.2). Notar que este parâmetro depende apenas das condições de fronteira.

A tensão crítica circunferencial de encurvadura é então dada por:

$$\sigma_{\theta,Rcr} = 0,92E \left(\frac{C_\theta}{\omega} \right) \left(\frac{t}{r} \right) \Leftrightarrow \sigma_{\theta,Rcr} = 0,92 \times 210 \times 10^3 \left(\frac{1}{56,88} \right) \left(\frac{6,4}{301,8} \right) = 72,0 \text{ MPa}$$

Parâmetros de encurvadura circunferencial

O fator de redução circunferencial elástico de imperfeição depende da classe de fabrico e é obtido na tabela 40 (ver 7.2). Novamente opta-se pela classe C e por isso $\alpha_\theta = 0,5$.

O limite de esbelteza circunferencial $\bar{\lambda}_{\theta 0}$, o fator de escala plástico, β e o expoente de interação, η valem:

$$\bar{\lambda}_{\theta 0} = 0,40$$

$$\beta = 0,60$$

$$\eta = 1,0$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente à encurvadura meridional da casca se satisfizerem:

$$\frac{r}{t} \leq 0,21 \times \sqrt{\frac{E}{f_y}} \Leftrightarrow \frac{301,8}{6,4} \leq 0,21 \times \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{355}} \Leftrightarrow 47,16 > 5,11$$

Logo é necessário verificar a resistência à encurvadura circunferencial da casca.

Acção do vento

A norma estabelece que a distribuição de pressões não uniforme resultado da acção do vento em redor da casca pode ser substituída por uma distribuição uniforme de pressão.

A pressão equivalente será calculada através da seguinte expressão:

$$q_{eq} = k_w \times q_{w,max}$$

Em que k_w é um parâmetro e $q_{w,max}$ é a pressão máxima do vento.

$$k_w = 0,46 \left(1 + 0,1 \sqrt{\left(\frac{C_\theta}{\omega} \times \frac{r}{t} \right)} \right) = 0,46 \left(1 + 0,1 \sqrt{\left(\frac{1}{56,88} \times \frac{301,8}{6,4} \right)} \right) = 0,502$$

O parâmetro k_w deverá estar compreendido entre $0,65 \leq k_w \leq 1$, de modo a respeitarmos esta relação iremos considerar $k_w = 0,65$. A pressão máxima do vento corresponde ao coeficiente de pressão dinâmica calculado a partir das normas F.E.M. ou seja $q_{w,max}=q=125 \text{ N/m}^2$.

A pressão equivalente será $q_{eq}=0,65 \times 125=81,25 \text{ N/m}^2=8,125 \times 10^{-5} \text{ MPa}$.

A tensão circunferencial de cálculo é:

$$\sigma_{\theta, sd} = (q_{eq} + q_s) \left(\frac{r}{t} \right) = 8,125 \times 10^{-5} \times \frac{301,8}{6,4} = 0,004 \text{ MPa}$$

O parâmetro q_s representa a sucção interna causada pelo vento, e foi considerado como nulo.

Corte

Tensão crítica de corte elástica

Para cilindros de comprimento médio:

$$10 \leq \omega \leq 8,7 \frac{r}{t} \Leftrightarrow 20 \leq 56,88 \leq 410,3$$

$$C_\tau = 1,0.$$

A tensão crítica de corte elástica é obtida através de:

$$\tau_{x\theta, Rcr} = 0,75 E C_\tau \sqrt{\frac{1}{\omega} \left(\frac{t}{r} \right)} = 0,75 \times 210 \times 10^3 \times 1,0 \times \sqrt{\frac{1}{56,88} \left(\frac{6,4}{301,8} \right)} = 442,9 \text{ MPa}$$

Parâmetros de corte

Para qualidade normal de fabrico: $\alpha_\tau = 0,5$ (tabela 41 – ver 7.2.).

O limite de esbelteza ao corte, $\bar{\lambda}_{\tau 0}$ o fator de escala plástico, β e o expoente de interação, η valem:

$$\bar{\lambda}_{\tau 0} = 0,40 \qquad \beta = 0,60 \qquad \eta = 1,0$$

Os cilindros não têm de ser verificados relativamente ao corte se a seguinte condição for satisfeita:

$$\frac{r}{t} \leq 0,16 \times \left[\frac{E}{f_y} \right]^{0,67} \Leftrightarrow \frac{301,8}{6,4} \leq 0,16 \times \left[\frac{210 \times 10^3}{355} \right]^{0,67} \Leftrightarrow 47,16 > 11,52$$

Logo é necessário verificar a resistência ao corte.

Os fatores de redução são determinados em função da esbelteza relativa da casca:

Cálculo de χ_x

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{f_y / \sigma_{x,Rc}} = \sqrt{355 / 2694,2} = 0,36$$

$$\bar{\lambda}_{px} = \sqrt{\frac{\alpha_x}{1 - \beta}} = \sqrt{\frac{0,396}{1 - 0,6}} = 0,99$$

Como $\bar{\lambda}_{x0} < \bar{\lambda}_x < \bar{\lambda}_{px}$ o fator de redução é:

$$\chi_x = 1 - \beta \left(\frac{\bar{\lambda}_x - \bar{\lambda}_{x0}}{\bar{\lambda}_{px} - \bar{\lambda}_{x0}} \right)^\eta = 1 - 0,60 \left(\frac{0,36 - 0,20}{0,99 - 0,20} \right) = 0,88$$

Cálculo de χ_θ

$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{f_y / \sigma_{\theta,Rc}} = \sqrt{355 / 72,0} = 2,22$$

$$\bar{\lambda}_{p\theta} = \sqrt{\frac{\alpha_\theta}{1 - \beta}} = \sqrt{\frac{0,5}{1 - 0,6}} = 1,12$$

Como $\bar{\lambda}_\theta > \bar{\lambda}_{p\theta}$ o fator de redução é:

$$\chi_\theta = \frac{\alpha_\theta}{\bar{\lambda}_\theta^2} = \frac{0,5}{2,22^2} = 0,10$$

Cálculo de χ_τ

$$\bar{\lambda}_\tau = \sqrt{(f_y / \sqrt{3}) / \tau_{x\theta,Rc}} = \sqrt{(355 / \sqrt{3}) / 442,9} = 0,68$$

$$\bar{\lambda}_{p\tau} = \sqrt{\frac{\alpha_\tau}{1 - \beta}} = \sqrt{\frac{0,5}{1 - 0,6}} = 1,12$$

Como $\bar{\lambda}_{\tau 0} < \bar{\lambda}_{\tau} < \bar{\lambda}_{p\tau}$ o fator de redução é:

$$\chi_{\tau} = 1 - \beta \left(\frac{\bar{\lambda}_{\tau} - \bar{\lambda}_{\tau 0}}{\bar{\lambda}_{p\tau} - \bar{\lambda}_{\tau 0}} \right)^{\eta} = 1 - 0,60 \left(\frac{0,68 - 0,40}{1,12 - 0,40} \right) = 0,77$$

As tensões de encurvadura características são:

$$\sigma_{x,Rk} = \chi_x f_y = 0,88 \times 355 = 312,4 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{\theta,Rk} = \chi_{\theta} f_y = 0,10 \times 355 = 35,5 \text{ MPa}$$

$$\tau_{x\theta,Rk} = \chi_{\tau} f_y / \sqrt{3} = 0,77 \times 355 / \sqrt{3} = 157,8 \text{ MPa}$$

As tensões de encurvadura resistentes são dadas por:

$$\sigma_{x,Rd} = \frac{\sigma_{x,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{312,4}{1,1} = 284,0 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{\theta,Rd} = \frac{\sigma_{\theta,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{35,5}{1,1} = 32,3 \text{ MPa}$$

$$\tau_{x\theta,Rd} = \frac{\tau_{x\theta,Rk}}{\gamma_{M1}} = \frac{157,8}{1,1} = 143,5 \text{ MPa}$$

Combinação de compressão meridional (axial), compressão circunferencial e esforços de corte.

1. Dependendo dos esforços instalados nas peças podem ser feitas uma ou mais verificações:

$$\sigma_{x,Sd} \leq \sigma_{x,Rd}$$

$$\sigma_{\theta,Sd} \leq \sigma_{\theta,Rd}$$

$$\tau_{x\theta,Sd} \leq \tau_{x\theta,Rd}$$

2. Se houver uma combinação de esforços deverá ser realizada a seguinte verificação:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Sd}}{\sigma_{x,Rd}} \right)^{k_x} + \left(\frac{\sigma_{\theta,Sd}}{\sigma_{\theta,Rd}} \right)^{k_{\theta}} + \left(\frac{\tau_{Sd}}{\tau_{Rd}} \right)^{k_{\tau}} \leq 1$$

Com $k_x = k_{\theta} = 1,25$ e $k_{\tau} = 2,0$.

Como se trata de um secção circular pode-se determinar o momento fletor resultante devido a M_z e a M_y ou seja:

$$M_{Sd}^R = \sqrt{(M_{Sd}^y)^2 + (M_{Sd}^z)^2} = \sqrt{9,8^2 + 101,3^2} = 101,8 \text{ kN.m}$$

A tensão no ponto crítico vale:

$$\sigma_{x,Sd} = \frac{M_{Sd}^R}{W_{elast.}} + \frac{N_{Sd}}{A} = \frac{-101,8 \times 10^6}{1812 \times 10^3} - \frac{304,5 \times 10^3}{12100} = -81,3 \text{ MPa} < \sigma_{x,Rd} = 284,0 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{\theta,Sd} = 0,004 \ll \sigma_{\theta,Rd} = 32,3 \text{ MPa}$$

Como a $\sigma_{\theta,Sd}$ é insignificante comparativamente à tensão resistente despreza-se na combinação de esforços.

O momento de inércia polar é:

$$I_p = 2 \times I = 2 \times 55276 = 110552 \text{ cm}^4 = 1105,52 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$\tau_{x\theta,Sd} = \frac{M_{torsor} \times R}{I_p} = \frac{3,4 \times 10^6 \times 305}{1105,52 \times 10^6} = 0,9 \text{ MPa}$$

Verifica-se que $\tau_{x\theta,Sd} = 0,9 \text{ MPa} \ll \tau_{x\theta,Rd} = 143,5 \text{ MPa}$.

De salientar que os esforços tangenciais máximos ocorrem para na posição 5 do carro-guincho mas no membro n.º: 20 e valem $V_y^{Sd} = 11,2 \text{ kN}$, $V_z^{Sd} = -3,0 \text{ kN}$ e $M_{Sd}^t = 2,5 \text{ kN.m}$, apesar de no caso crítico não haver esforços de corte verifica-se que os esforços de corte máximos impõem à peça um nível de tensão muito baixo comparativamente à tensão de corte resistente.

Não é necessário fazer a combinação de esforços porque como anteriormente se constatou apenas $\sigma_{x,Sd}$ é importante na verificação de resistência. A resistência do perfil da diagonal do contraventamento está assim assegurada.

7.15 Travamento no interior da lança/contralança

Os elementos que constituem o travamento no interior da lança/contralança estão sujeitos a esforços de tração e compressão. De notar que as ligações tanto dos montantes como diagonais à lança/contralança foram modeladas como articuladas.

7.15.1 Diagonais

No caso de elementos submetidos à compressão, o valor de cálculo do esforço de compressão N_{Sd} em cada secção transversal deve satisfazer:

$$N_{Sd} \leq N_{c,Rd}$$

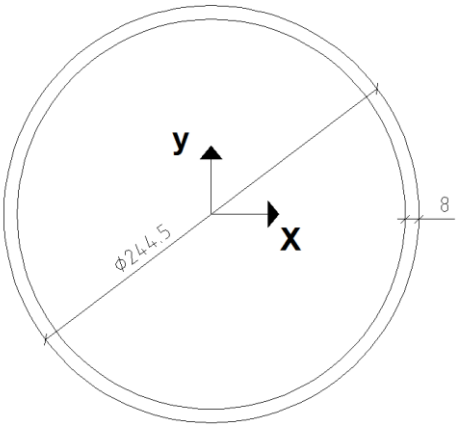
Em que $N_{c,Rd}$ é o valor de cálculo da resistência à compressão da secção transversal. $N_{c,Rd}$ pode ser determinado do seguinte modo:

$$N_{c,Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} \text{ (secções transversais de Classe 1, 2 ou 3)}$$

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{eff} \times f_y}{\gamma_{M0}} \text{ (secções transversais de Classe 4)}$$

Na próxima tabela são apresentadas as propriedades dos elementos, diagonais e montantes, do travamento no interior da lança/contralança

Tabela 66 – Propriedades da secção resistente dos elementos do travamento no interior da lança/contralança (CHS Ø244,5, t=8,0)

Propriedade	Unidade	
$\varnothing$	244,5 mm	
t	8,0 mm	
G	46,7 kg/m	
A	5940 mm ²	
I	41,6 × 10 ⁶ mm ⁴	
i	83,7 mm	
$W_{el.}$	340 × 10 ³ mm ³	
$W_{pl.}$	448 × 10 ³ mm ³	

Classificação da secção

A secção tubular pertence à classe 1 se se verificar a próxima condição:

$$\frac{d}{t} = \frac{244,5}{8,0} = 30,56 \leq 50\varepsilon^2 = 32,81$$

Assim a secção pertence à classe 1.

O travamento no interior da lança/contralança é constituído por perfis tubulares com diâmetro 244,5 mm e 8,0 mm de espessura.

$$N_{c.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{5940 \times 355}{1,1} = 1917 \text{ kN}$$

O esforço máximo de compressão ocorre nas diagonais na extremidade da lança quando o carro-guincho se encontra na posição 1, membro n.º: 66, e vale $N_{Sd} = 1449,6 \text{ kN (C)}$. Como $N_{c.Rd} \geq N_{Sd}$ a resistência das diagonais do travamento no interior da lança/contralança esta garantida.

7.15.2 Montantes

Tal como nas diagonais, o montante mais solicitado corresponde ao montante da extremidade da lança (membro n.º: 109). O esforço máximo de tração é $N_{Sd} = 927,6 \text{ kN (T)}$.

Condição de resistência:

$$N_{Sd} \leq N_{t.Rd}$$

A secção resistente dos montantes é idêntica à secção das diagonais, assim o valor de cálculo da resistência à tração é:

$$N_{t.Rd} = N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{5940 \times 355}{1,1} = 1917 \text{ kN}$$

Como $N_{t.Rd} > N_{Sd}$ a resistência à tração é assegurada.

De frisar que por vezes alguns dos montantes estão também sujeitos a esforços de compressão, dependendo da posição do carro-guincho, todavia o esforço de compressão máximo verifica-se no membro n.º: 105 quando o carro-guincho está na posição 2 e o esforço máximo de compressão é de apenas 67,1 kN.

7.16 Ligação da lança/contralança às travessas superiores entre planos de pórtico

- **Flexão composta**

Quando existem esforços de tração combinados com momentos fletores adota-se o seguinte critério (aproximação conservativa):

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{x.Sd}}{M_{pl.x.Rd}} + \frac{M_{z.Sd}}{M_{pl.z.Rd}} \leq 1,0$$

Como se trata de um secção tubular o critério é simplificado e fica reduzido a:

$$\frac{N_{Sd}}{N_{pl.Rd}} + \frac{M_{Sd}^R}{M_{pl.Rd}} \leq 1,0$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta é dado pela seguinte expressão:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{61100 \times 355}{1,1} = 19718,6 \text{ kN}$$

Os valor de cálculo dos momentos resistentes plástico da secção bruta são dados por:

$$M_{pl.Rd} = \frac{W_{pl} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{18376 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 5,9304 \times 10^9 \text{ N.mm}$$

Os esforços máximos ocorrem no membro n.º: 162 (ligação da lança à travessa superior) e valem: $N_{Sd} = 713,8 \text{ kN (T)}$, $M_{x.Sd} = -306,4 \text{ kN.m}$, $M_{z.Sd} = -4750,9 \text{ kN.m}$, $V_{x.Sd} = -2342,6 \text{ kN}$, $V_{z.Sd} = -31,5 \text{ kN}$ e $M_{Sd}^t = -402,4 \text{ kN.m}$.

O momento fletor resultante é dado por:

$$M_{Sd}^R = \sqrt{(M_{x.Sd})^2 + (M_{z.Sd})^2} = \sqrt{(-306,4)^2 + (-4750,9)^2} = 4760,8 \text{ kN.m}$$

O critério de resistência será verificado se:

$$\frac{713,8 \times 10^3}{19718,6 \times 10^3} + \frac{4760,8 \times 10^6}{5,9304 \times 10^9} = 0,84 < 1,0$$

Resistência assegurada.

- **Resistência ao esforço transversal**

O EC3 define que no caso de uma combinação de esforço transversal e momento torsor, o valor de cálculo do esforço transversal resistente plástico com torção deverá ser reduzido de $V_{pl.Rd}$ para $V_{pl.T,Rd}$ e o valor de cálculo do esforço transversal atuante deverá satisfazer a condição:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl.T,Rd}} \leq 1,0$$

Para uma secção estrutural tubular:

$$V_{pl.T.Rd} = \left[1 - \frac{\tau_{t,Sd}}{(f_y/\sqrt{3})/\gamma_{M0}} \right] \times V_{pl.Rd}$$

Para secções tubulares circulares e tubos com espessura uniforme:

$$A_V = 2A/\pi = 2 \times 61100/\pi \cong 38897,5 \text{ mm}^2$$

O esforço transversal resistente plástico é dado por:

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_V (f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{38897,5 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 7247,6 \text{ kN}$$

A tensão tangencial devida à torção vale:

$$\tau_{t,Sd} = \frac{M_{Sd}^t}{2 \times A \times t} = \frac{402,4 \times 10^6}{2\pi \times (482,5 - 20,6/2)^2 \times 20,6} = 17,8 \text{ MPa}$$

O esforço cortante resistente devido à torção é:

$$V_{pl.T.Rd} = \left[1 - \frac{17,8}{(355/\sqrt{3})/1,1} \right] \times 7247,6 = 7056,9 \text{ kN}$$

O esforço cortante resultante é:

$$V_{Sd}^R = \sqrt{(V_{Sd}^x)^2 + (V_{Sd}^z)^2} = \sqrt{(-2342,6)^2 + (-31,5)^2} = 2342,8 \text{ kN}$$

Verificação da condição de resistência:

$$\frac{V_{Sd}^R}{V_{pl.T.Rd}} = \frac{2342,8}{7056,9} = 0,31 < 1,0$$

Resistência garantida.

Conclui-se igualmente que o esforço cortante de cálculo é inferior a 50% do esforço resistente assim sendo o esforço cortante não impõe uma redução do momento fletor resistente da secção.

7.17 Montantes no interior da lança/contralança

Na presente secção irá proceder-se à verificação da resistência dos montantes instalados no interior da lança que permitem a ligação dos tirantes e os respetivos reforços à própria lança/contralança. Há ainda que verificar a resistência do montante que permite a ligação da lança/contralança à travessa superior entre planos de pórtico.

7.17.1 Tirantes

Considera-se que os montantes que permitem a ligação dos vários tirantes à lança/contralança são todos da mesma secção transversal, assim será apenas necessário determinado um caso crítico.

Do conjunto dos três montantes analisados o caso crítico ocorre no membro n.º: 112 (montante de ligação dos tirantes da extremidade da lança à lança) quando o carro-guincho se encontra no extremo da lança (posição 1). Nesta situação os esforços valem:

Tabela 67 – Esforços máximos instalados no montante no interior da lança que permite a ligação do tirante da lança à lança.

$N_{sd} (kN)$	$M_{sd}^x (kN.m)$	$M_{sd}^y (kN.m)$	$M_{sd}^t (kN.m)$	$V_{sd}^x (kN)$	$V_{sd}^y (kN)$
80,0 (C)	-1205,2	-3063,4	78,2	-521,0	-14,5

O momento torsor atuante no montante que permite a ligação do tirante da extremidade da lança à lança é na realidade é dado pela próxima expressão:

$$M_{sd}^t = 78,2 + 2 \times 3225,2 \times \cos(16^\circ) \times 1,550 = 9689,0 \text{ kN.m}$$

Existe uma excentricidade (1550 mm) entre a ligação modelada e a realmente realizada (ver capítulo 12). As componentes horizontais dos esforços normais instalados nos tirantes originam um momento torsor no montante que é necessário levar em consideração.

Na próxima tabela apresentam-se as propriedades da viga em caixão utilizada para os montantes em análise.

Tabela 68 – Propriedades da viga caixa 1920x900x35x17

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	900 mm
	t_f	35 mm
	h	1920 mm
	t_w	17 mm
	p	20 mm
	G	990,2 kg/m
	A	125900 mm ²
	I_x	73909,3 × 10 ⁶ mm ⁴
	I_y	15429,0 × 10 ⁶ mm ⁴
	i_x	766,2 mm
	i_y	350,1 mm
	$W_{el,x}$	76988,9 × 10 ³ mm ³
	$W_{el,y}$	34286,6 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,x}$	88468,8 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,y}$	40687,4 × 10 ³ mm ³

Notar que o eixo x é o eixo horizontal do perfil e o eixo y é o vertical.

Comprimento de encurvadura: $l_e = 2850 \text{ mm}$

A esbelteza vale:

$$\lambda_y = \frac{2850}{350,1} = 8,1$$

Segundo o R.E.A.P.E. para um aço S355 o coeficiente de encurvadura φ é igual à unidade quando a esbelteza é inferior a 20, ou seja a tensão de cálculo imposta pela compressão seria:

$$\sigma_{Sd,comp.} = \frac{N_{Sd}}{A \times \varphi} = \frac{80,0 \times 10^3}{125900 \times 1} = 0,6 \text{ MPa} \ll f_y = 355 \text{ MPa}$$

Verifica-se que a compressão neste caso é insignificante e consequentemente a verificação será efetuada levando apenas em linha de conta os momentos fletores de cálculo.

- **Flexão desviada**

No caso de flexão desviada pode adotar-se o seguinte critério aproximado:

$$\left[\frac{M_{Sd}^x}{M_{Nx.Rd}} \right]^\alpha + \left[\frac{M_{Sd}^y}{M_{Ny.Rd}} \right]^\beta \leq 1$$

Em que α e β são constantes que podem, conservativamente, ser consideradas iguais à unidade.

Para secção soldada em caixão:

$$M_{Nx.Rd} = M_{pl.x.Rd} \times (1 - n)/(1 - 0,5 \times a_w) \text{ mas } M_{Nx.Rd} \leq M_{pl.x.Rd}$$

$$M_{Ny.Rd} = M_{pl.y.Rd} \times (1 - n)/(1 - 0,5 \times a_f) \text{ mas } M_{Ny.Rd} \leq M_{pl.y.Rd}$$

Em que: $n = N_{Sd}/N_{pl.Rd}$

$$a_w = (A - 2bt_f)/A \text{ mas } a_w \leq 0,5$$

$$a_f = (A - 2ht_w)/A \text{ mas } a_f \leq 0,5$$

Ou seja:

$$a_w = (125900 - 2 \times 900 \times 35)/125900 = 0,49$$

$$a_f = (125900 - 2 \times 1920 \times 17)/125900 = 0,48$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta, $N_{pl.Rd}$ é dado por:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{125900 \times 355}{1,1} = 40631,4 \text{ kN}$$

Deste modo $n = N_{Sd}/N_{pl.Rd} = 80,0/40631,4 = 0,002 < 0,5$.

Os valores de cálculo dos momentos resistentes plásticos da secção bruta são:

$$M_{pl.x.Rd} = \frac{W_{pl.x} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{88468,8 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 28551,3 \text{ kN.m}$$

$$M_{pl.y.Rd} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{40687,4 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 13130,9 \text{ kN.m}$$

O momento $M_{Nx.Rd}$ é então cálculo através da próxima expressão:

$$M_{Nx.Rd} = 28551,3 \times (1 - 0,002)/(1 - 0,5 \times 0,49) = 37740,7 \text{ kN.m mas } M_{Nx.Rd} \leq M_{pl.x.Rd}$$

$$M_{Ny.Rd} = 13130,9 \times (1 - 0,002)/(1 - 0,5 \times 0,48) = 17242,9 \text{ kN.m mas } M_{Ny.Rd} \leq M_{pl.y.Rd}$$

Como $M_{Nx.Rd} > M_{pl.x.Rd} \Rightarrow M_{Nx.Rd} = M_{pl.x.Rd} = 28551,3 \text{ kN.m}$ e $M_{Ny.Rd} > M_{pl.y.Rd} \Rightarrow M_{Ny.Rd} = M_{pl.y.Rd} = 17242,9 \text{ kN.m}$.

Verifica-se que o esforço normal instalado é muito inferior à resistência plástica à tração ($N_{pl.Rd} \gg N_{Sd}$) e consequentemente não há lugar à redução do momento resistente plástico devido à presença de esforços normais.

A condição de resistência é verificada se:

$$\left[\frac{1205,2}{28551,3} \right]^1 + \left[\frac{3063,4}{17242,9} \right]^1 = 0,22 \leq 1$$

Resistência assegurada.

- **Resistência ao esforço transversal**

Os esforços de corte máximo ocorrem no membro n.º: 124 quando o carro se encontra no extremo da lança e valem: $V_{Sd}^y = 887,3 \text{ kN}$, $V_{Sd}^x = 2483,6 \text{ kN}$ e $M_{Sd}^t = 9689,0 \text{ kN.m}$. O EC3 define que no caso de uma combinação de esforço transversal e momento torsor, o valor de cálculo do esforço transversal resistente plástico com torção deverá ser reduzido de $V_{pl,Rd}$ para $V_{pl,T,Rd}$ e o valor de cálculo do esforço transversal atuante deverá satisfazer a condição:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl,T,Rd}} \leq 1,0$$

Para secção em I ou H:

$$V_{pl,T,Rd} = \sqrt{1 - \frac{\tau_{t,Sd}}{1,25 (f_y/\sqrt{3})/\gamma_{M0}}} \times V_{pl,Rd}$$

- Carga paralela aos banzos

$$A_{V1} = A - \sum (h_w t_w) = 125900 - 2 \times (1850 \times 17) = 63000 \text{ mm}^2$$

Sendo h_w a altura da alma e t_w a sua espessura.

- Carga paralela à alma

$$A_{V2} = \eta \sum (h_w t_w) = 1 \times 2 \times (1850 \times 17) = 62900 \text{ mm}^2$$

De forma conservativa pode-se tomar $\eta = 1$.

O esforço transversal resistente plástico é dado por:

$$V_{pl,Rd,y} = \frac{A_{V2} (f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{62900 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 11719,9 \text{ kN}$$

$$V_{pl,Rd,x} = \frac{A_{V1} (f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{63000 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 11738,6 \text{ kN}$$

As tensões tangenciais devidas à torção são:

- Banzo

$$\tau_{t,Sd}^{banzo} = \frac{M_{Sd}^t}{2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_f}$$

Substituindo:

$$\tau_{t,Sd}^{banzo} = \frac{9689,0 \times 10^6}{2 \times [(900 - 2 \times 20 - 17) \times (1920 - 35)] \times 35} = 87,1 \text{ MPa}$$

- Alma

$$\tau_{t,Sd}^{alma} = \frac{M_{Sd}^t}{2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_w}$$

Substituindo:

$$\tau_{t,Sd}^{alma} = \frac{9689,0 \times 10^6}{2 \times [(900 - 2 \times 20 - 17) \times (1920 - 35)] \times 17} = 179,3 \text{ MPa}$$

Os esforços cortantes resistentes devido à torção são:

$$V_{pl,T,Rd,x} = \sqrt{1 - \frac{87,1}{1,25 (355/\sqrt{3})/1,1}} \times 11738,6 = 9287,9 \text{ kN}$$

$$V_{pl,T,Rd,y} = \sqrt{1 - \frac{179,3}{1,25 (355/\sqrt{3})/1,1}} \times 11719,9 = 5622,7 \text{ kN}$$

Verificação das condições:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{pl,T,Rd,y}} = \frac{887,3}{5622,7} = 0,16 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

$$\frac{V_{Sd,x}}{V_{pl,T,Rd,x}} = \frac{2483,6}{9287,9} = 0,27 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

Como os esforços cortantes de cálculo são inferiores a 50% dos esforços cortante resistente não há necessidade de reduzir o momento fletor resistente da secção, ou seja o efeito do esforço transversal sobre o momento fletor resistente pode ser desprezado.

- **Torção**

A tensão de corte máxima segundo o critério de Von Mises é dada por:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_{ced}}{\sqrt{3}} = \frac{355}{\sqrt{3}} = 205,0 \text{ MPa}$$

- Banzo

$$T_{Rd}^{banzo} = \tau_{m\acute{a}x} \times 2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_f$$

Substituindo:

$$T_{Rd}^{banzo} = 205,0 \times 2 \times [(900 - 2 \times 20 - 17) \times (1920 - 35)] \times 35 = 22802,9 \text{ kN.m}$$

- Alma

$$T_{Rd}^{alma} = \tau_{m\acute{a}x} \times 2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_w$$

Substituindo:

$$T_{Rd}^{alma} = 205,0 \times 2 \times [(900 - 2 \times 20 - 17) \times (1920 - 35)] \times 17 = 11075,7 \text{ kN.m}$$

O momento torsor máximo é $M_{Sd}^t = 9689,0 \text{ kN.m}$ no membro n.º: 112 (posição 1) sendo portanto inferior ao momento torsor resistente da alma ou banzo. A resistência à torção quer da alma quer dos banzos está assegurada.

7.17.2 Reforços para os tirantes

Considera-se que os montantes que permitem a ligação dos reforços dos tirantes à lança/contralança são todos da mesma secção transversal, assim será apenas determinado um caso crítico.

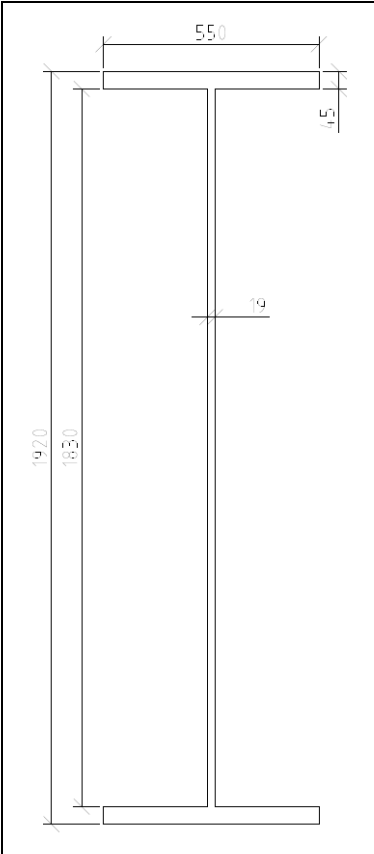
Do conjunto dos quatro montantes analisados o caso crítico ocorre no membro n.º: 60 (montante de ligação da diagonal do reforço do tirante da extremidade da lança à lança) quando o carro-guincho se encontra no extremo da lança (posição 1). Nesta situação os esforços valem:

Tabela 69 – Esforços máximos instalados nos montantes que permitem a ligação dos reforços para os tirantes da lança e contralança à lança/contralança

N_{sd} (kN)	M_{sd}^x (kN.m)	M_{sd}^y (kN.m)	M_{sd}^t (kN.m)	V_{sd}^x (kN)	V_{sd}^y (kN)
1,7 (C)	-1224,3	-250,7	0,5	-761,0	-1151,2

As propriedades do perfil utilizado para estes montantes são:

Tabela 70 – Propriedades do perfil I1920x550x45x19

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	550 mm
	t_f	45 mm
	h	1920 mm
	t_w	19 mm
	G	662,8 kg/m
	A	84270 mm ²
	I_x	55878,5 × 10 ⁶ mm ⁴
	I_y	1311,3 × 10 ⁶ mm ⁴
	i_x	814,3 mm
	i_y	124,7 mm
	$W_{el,x}$	58206,8 × 10 ³ mm ³
	$W_{el,y}$	4768,4 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,x}$	88499,8 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,y}$	9901,0 × 10 ³ mm ³

Notar que o eixo x é o eixo horizontal do perfil e o eixo y é o vertical.

Verificação ao R.E.A.P.E.:

$$\frac{b}{t_f} \leq 30 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \Leftrightarrow \frac{550}{45} = 12,2 < 30 \sqrt{\frac{355}{355}} = 30$$

$$t_w > \frac{6}{1000} \times h \Leftrightarrow 19 > \frac{6}{1000} \times 1920 = 11,5$$

Conclui-se que as condições impostas pelo R.E.A.P.E. são cumpridas.

- **Flexão desviada**

No caso de flexão desviada pode adotar-se o seguinte critério aproximado:

$$\left[\frac{M_{Sd}^x}{M_{Nx.Rd}} \right]^\alpha + \left[\frac{M_{Sd}^y}{M_{Ny.Rd}} \right]^\beta \leq 1$$

Em que α e β são constantes que podem, conservativamente, ser consideradas iguais à unidade.

Para secção soldada em I:

$$M_{Nx.Rd} = M_{pl.x.Rd} \times (1 - n)/(1 - 0,5 \times a) \text{ mas } M_{Nx.Rd} \leq M_{pl.x.Rd}$$

Para $n \leq a$: $M_{Ny.Rd} = M_{pl.y.Rd}$

Para $n > a$: $M_{Ny.Rd} = M_{pl.y.Rd} \times \left\{ 1 - \left[\frac{n-a}{1-a} \right]^2 \right\}$

Em que: $n = N_{Sd}/N_{pl.Rd}$ e $a = (A - 2bt_f)/A$ mas $a \leq 0,5$.

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta, $N_{pl.Rd}$ é dado por:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{84270 \times 355}{1,1} = 27196,2 \text{ kN}$$

Deste modo $n = N_{Sd}/N_{pl.Rd} = 1,7/27196,2 = 0,00006 < 0,5$.

O parâmetro a vale:

$$a = \frac{84270 - 2 \times 550 \times 45}{84270} = 0,41$$

Como $a > n \Rightarrow M_{Ny.Rd} = M_{pl.y.Rd}$

Os valores de cálculo dos momentos resistentes plásticos da secção bruta são:

$$M_{pl.x.Rd} = \frac{W_{pl.x} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{88499,8 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 28561,3 \text{ kN.m}$$

$$M_{pl.y.Rd} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{9901,0 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 3195,3 \text{ kN.m}$$

O momento $M_{Nx.Rd}$ é então cálculo através da próxima expressão:

$$M_{Nx.Rd} = 28561,3 \times (1 - 0,00006)/(1 - 0,5 \times 0,41) = 35924 \text{ kN.m mas } M_{Nx.Rd} \leq M_{pl.x.Rd}$$

Como $M_{Nx.Rd} > M_{pl.x.Rd} \Rightarrow M_{Nx.Rd} = M_{pl.x.Rd} = 28561,3 \text{ kN.m}$

Verifica-se que o esforço normal instalado é muito inferior à resistência plástica ($N_{pl.Rd} \gg N_{Sd}$) e consequentemente não há lugar à redução do momento resistente plástico devido à presença de esforços normais.

A condição de resistência é verificada se:

$$\left[\frac{1224,3}{28561,3} \right]^1 + \left[\frac{250,7}{3195,3} \right]^1 = 0,12 \leq 1$$

Resistência assegurada.

- **Resistência ao esforço transversal**

O esforço transversal máximo na situação e no membro anteriormente referidos.

A resistência ao esforço transversal é garantida se a próxima condição for verificada:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl,Rd}} \leq 1,0$$

É necessário considerar duas áreas resistentes ao esforço transversal, deste modo para secções soldadas em I obtemos:

- Carga paralela aos banzos

$$A_{V1} = A - \sum (h_w t_w) = 84270 - (1830 \times 19) = 49500 \text{ mm}^2$$

Sendo h_w a altura da alma e t_w a sua espessura.

- Carga paralela à alma

$$A_{V2} = \eta \sum (h_w t_w) = 1 \times (1830 \times 19) = 34770 \text{ mm}^2$$

De forma conservativa pode-se tomar $\eta = 1$.

O esforço transversal resistente plástico é dado por:

$$V_{pl,Rd,y} = \frac{A_{V2} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{34770 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 6478,6 \text{ kN}$$

$$V_{pl,Rd,x} = \frac{A_{V1} (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{49500 \times (355 / \sqrt{3})}{1,1} = 9223,2 \text{ kN}$$

No caso de secções em I ou H, a tensão tangencial na alma pode ser considerada igual a:

$$\tau_{Sd}^{alma} = \frac{V_{Sd,y}}{A_w} \text{ se } A_f / A_w \geq 0,6$$

Sendo A_f a área de um banzo e A_w a área da alma ($A_w = h_w \times t_w$).

Como $A_f / A_w = (550 \times 45) / (1830 \times 19) \cong 0,71 \geq 0,6$ podemos utilizar a expressão anterior para o cálculo da tensão de corte na alma.

$$\tau_{Sd}^{alma} = \frac{1151,2 \times 10^3}{1830 \times 19} \cong 33,1 \text{ MPa}$$

Verificação das condições:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{pl,Rd,y}} = \frac{1151,2}{6478,6} = 0,18 \leq 1,0$$

$$\frac{V_{Sd,x}}{V_{pl,Rd,x}} = \frac{761,0}{9223,2} = 0,08 \leq 1,0$$

Como os esforços cortantes de cálculo são inferiores a 50% dos esforços cortante resistente não há necessidade de reduzir o momento fletor resistente da secção, ou seja o efeito do esforço transversal sobre o momento fletor resistente pode ser desprezado.

De salientar que a torção neste caso é desprezável.

7.17.3 Ligação da lança/contralança às travessas superiores entre planos de pórtico

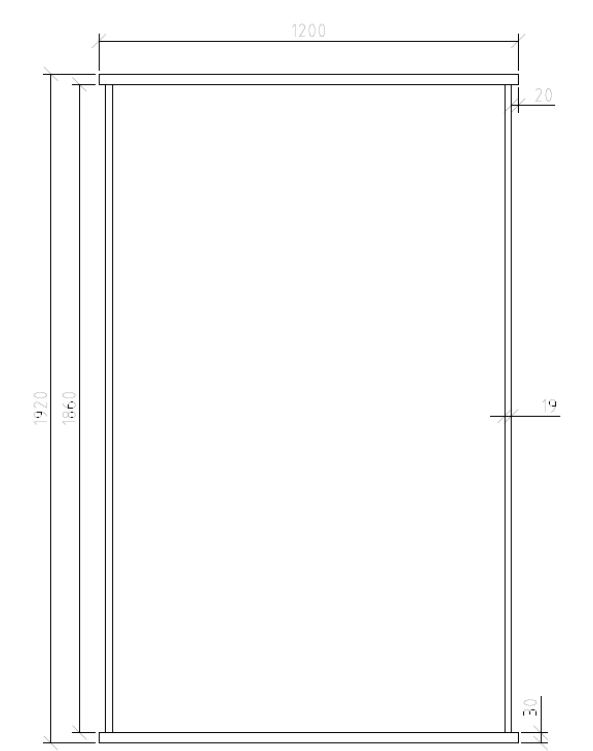
O caso crítico ocorre no membro n.º: 63 quando o carro-guincho se encontra na posição 1. Nesta situação os esforços valem:

Tabela 71- Esforços máximos instalados no montante que permite a ligação da lança/contralança às travessas superiores

N_{Sd} (kN)	M_{Sd}^x (kN.m)	M_{Sd}^y (kN.m)	M_{Sd}^t (kN.m)	V_{Sd}^x (kN)	V_{Sd}^y (kN)
191,8 (T)	-1633,0	2554,6	-5421,0	-1871,0	-1024,1

As propriedades do perfil escolhido para este caso são apresentadas na próxima tabela.

Tabela 72 – Propriedades da viga caixão 1920x1200x30x19

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	1200 mm
	t_f	30 mm
	h	1920 mm
	t_w	19 mm
	p	20 mm
	G	1122,2 kg/m
	A	142680 mm ²
	I_x	84680,2 × 10 ⁶ mm ⁴
	I_y	31646,4 × 10 ⁶ mm ⁴
	i_x	770,4 mm
	i_y	471,0 mm
	$W_{el,x}$	88208,6 × 10 ³ mm ³
	$W_{el,y}$	52743,9 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,x}$	100906,2 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,y}$	61922,9 × 10 ³ mm ³

O esforço de normal de tração é desprezável porque a tensão imposta por este esforço vale apenas:

$$\sigma_{Sd.Tração} = \frac{N_{Sd}}{A} = \frac{191,8 \times 10^3}{142680} = 1,3 \text{ MPa} \ll f_y = 355 \text{ MPa}$$

- **Flexão desviada**

No caso de flexão desviada pode adotar-se o seguinte critério aproximado:

$$\left[\frac{M_{Sd}^x}{M_{Nx.Rd}} \right]^\alpha + \left[\frac{M_{Sd}^y}{M_{Ny.Rd}} \right]^\beta \leq 1$$

Em que α e β são constantes que podem, conservativamente, ser consideradas iguais à unidade.

Para secção soldada em caixão:

$$a_w = (A - 2 \times b \times t_f) / A \text{ mas } a_w \leq 0,5$$

$$a_f = (A - 2 \times h \times t_w) / A \text{ mas } a_f \leq 0,5$$

Substituindo:

$$a_w = (142680 - 2 \times 1200 \times 30) / 142680 = 0,50$$

$$a_f = (142680 - 2 \times 1920 \times 19) / 142680 = 0,49$$

O valor de cálculo da resistência plástica da secção bruta, $N_{pl.Rd}$ é dado por:

$$N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{142680 \times 355}{1,1} = 46046,7 \text{ kN}$$

Em que: $n = N_{Sd} / N_{pl.Rd} = 191,8 / 46046,7 = 0,004$.

Os valores de cálculo dos momentos resistentes plásticos da secção bruta são:

$$M_{Nx.Rd} = M_{pl.x.Rd} \times (1 - n) / (1 - 0,5 \times a_w) \text{ mas } M_{Nx.Rd} \leq M_{pl.x.Rd}$$

$$M_{Ny.Rd} = M_{pl.y.Rd} \times (1 - n) / (1 - 0,5 \times a_f) \text{ mas } M_{Ny.Rd} \leq M_{pl.y.Rd}$$

Os valores de cálculo dos momentos resistentes plásticos da secção bruta são:

$$M_{pl.x.Rd} = \frac{W_{pl.x} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{100906,2 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 32565,2 \text{ kN.m}$$

$$M_{pl.y.Rd} = \frac{W_{pl.y} \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{61922,9 \times 10^3 \times 355}{1,1} = 19984,2 \text{ kN.m}$$

Substituindo:

$$M_{Nx.Rd} = 32565,2 \times (1 - 0,004) / (1 - 0,5 \times 0,50) = 43246,6 \text{ kN.m mas } M_{Nx.Rd} \leq M_{pl.x.Rd}$$

$$M_{Ny.Rd} = 19984,2 \times (1 - 0,004) / (1 - 0,5 \times 0,49) = 26363,3 \text{ mas } M_{Ny.Rd} \leq M_{pl.y.Rd}$$

Como $M_{Nx.Rd} > M_{pl.x.Rd} \Rightarrow M_{Nx.Rd} = M_{pl.x.Rd} = 32565,2 \text{ kN.m}$ e $M_{Ny.Rd} > M_{pl.y.Rd} \Rightarrow M_{Ny.Rd} = M_{pl.y.Rd} = 19984,2 \text{ kN.m}$.

O esforço normal instalado é muito inferior à resistência plástica à tração ($N_{pl,Rd} \gg N_{Sd}$) e consequentemente não há lugar à redução do momento resistente plástico devido à presença de esforços normais.

A condição de resistência é verificada se:

$$\left[\frac{1633,0}{32565,2} \right]^1 + \left[\frac{2554,6}{19984,2} \right]^1 = 0,18 \leq 1$$

Resistência assegurada.

- **Resistência ao esforço transversal**

Os esforços de corte máximo ocorrem na mesma situação anteriormente enunciada. O EC3 define que no caso de uma combinação de esforço transversal e momento torsor, o valor de cálculo do esforço transversal resistente plástico com torção deverá ser reduzido de $V_{pl,Rd}$ para $V_{pl,T,Rd}$ e o valor de cálculo do esforço transversal atuante deverá satisfazer a condição:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl,T,Rd}} \leq 1,0$$

Para secção em I ou H:

$$V_{pl,T,Rd} = \sqrt{1 - \frac{\tau_{t,Sd}}{1,25 (f_y/\sqrt{3})/\gamma_{M0}}} \times V_{pl,Rd}$$

- Carga paralela aos banzos

$$A_{V1} = A - \sum (h_w t_w) = 142680 - 2 \times (1860 \times 19) = 72000 \text{ mm}^2$$

Sendo h_w a altura da alma e t_w a sua espessura.

- Carga paralela à alma

$$A_{V2} = \eta \sum (h_w t_w) = 1 \times 2 \times (1860 \times 19) = 70680 \text{ mm}^2$$

De forma conservativa pode-se tomar $\eta = 1$.

Os esforços transversos resistentes plásticos são dados por:

$$V_{pl,Rd,y} = \frac{A_{V2} (f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{70680 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 13169,6 \text{ kN}$$

$$V_{pl,Rd,x} = \frac{A_{V1} (f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{72000 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 13415,5 \text{ kN}$$

As tensões tangenciais devidas à torção são:

- Banzo

$$\tau_{t,Sd}^{banzo} = \frac{M_{Sd}^t}{2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_f}$$

Substituindo:

$$\tau_{t,Sd}^{banzo} = \frac{5421,0 \times 10^6}{2 \times [(1200 - 2 \times 20 - 19) \times (1920 - 30)] \times 30} = 41,9 \text{ MPa}$$

- Alma

$$\tau_{t,Sd}^{alma} = \frac{M_{Sd}^t}{2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_w}$$

Substituindo:

$$\tau_{t,Sd}^{alma} = \frac{5421,0 \times 10^6}{2 \times [(1200 - 2 \times 20 - 19) \times (1920 - 30)] \times 19} = 66,2 \text{ MPa}$$

Os esforços cortantes resistentes devido à torção são:

$$V_{pl,T,Rd,x} = \sqrt{1 - \frac{41,9}{1,25 (355/\sqrt{3})/1,1}} \times 13415,5 = 12149 \text{ kN}$$

$$V_{pl,T,Rd,y} = \sqrt{1 - \frac{66,2}{1,25 (355/\sqrt{3})/1,1}} \times 13169,6 = 11926,3 \text{ kN}$$

Verificação das condições:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{pl,T,Rd,y}} = \frac{1024,1}{11926,3} = 0,09 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

$$\frac{V_{Sd,x}}{V_{pl,T,Rd,x}} = \frac{1871,0}{12149} = 0,15 \leq 1,0 \text{ (Verifica)}$$

Como os esforços cortantes de cálculo são inferiores a 50% dos esforços cortante resistente não há necessidade de reduzir o momento fletor resistente da secção, ou seja o efeito do esforço transversal sobre o momento fletor resistente pode ser desprezado.

- **Torção**

A tensão de corte máxima segundo o critério de Von Mises é dada por:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_{ced}}{\sqrt{3}} = \frac{355}{\sqrt{3}} = 205,0 \text{ MPa}$$

- Banzo

$$T_{Rd}^{banzo} = \tau_{m\acute{a}x} \times 2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_f$$

Substituindo:

$$T_{Rd}^{banzo} = 205,0 \times 2 \times [(1200 - 2 \times 20 - 19) \times (1920 - 30)] \times 30 = 277592 \text{ kN.m}$$

- Alma

$$T_{Rd}^{alma} = \tau_{m\acute{a}x} \times 2 \times [(b - 2p - t_w) \times (h - t_f)] \times t_w$$

Substituindo:

$$T_{Rd}^{alma} = 205,0 \times 2 \times [(1200 - 2 \times 20 - 19) \times (1920 - 30)] \times 19 = 175809 \text{ kN.m}$$

O momento torsor máximo é $M_{Sd}^t = -5421,0 \text{ kN.m}$ no membro n.º: 63 (Posição 1) sendo portanto inferior ao momento torsor resistente da alma ou banzo. A resistência à torção quer da alma quer dos banzos está assegurada.

7.18 Ligação superior

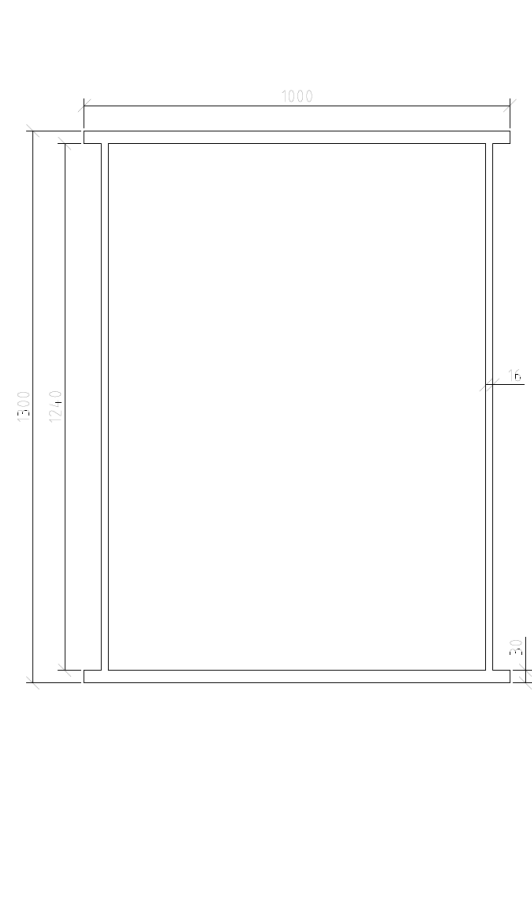
O caso crítico ocorre no membro n.º: 212 quando o carro-guincho se encontra na posição 3. Nesta situação os esforços instalados na viga em caixão valem:

Tabela 73 – Esforços máximos instalados na viga em caixão que permite a ligação dos vários tirantes e elementos da torre (membro n.º: 212)

$N_{sd} (kN)$	$M_{sd}^x (kN.m)$	$M_{sd}^y (kN.m)$	$M_{sd}^t (kN.m)$	$V_{sd}^x (kN)$	$V_{sd}^y (kN)$
1025,6 (C)	675,0	86,0	5,7	-24,4	619,7

As propriedades da viga em caixão considerada para este membro são apresentadas na próxima tabela.

Tabela 74 – Propriedades da viga caixão 1300x1000x30x16

	Parâmetro geométrico	Unidade
	b	1000 mm
	t_f	30 mm
	h	1300 mm
	t_w	16 mm
	p	40 mm
	G	784,0 kg/m
	A	99680 mm ²
	I_x	29282,3 × 10 ⁶ mm ⁴
	I_y	13107,6 × 10 ⁶ mm ⁴
	i_x	542,0 mm
	i_y	362,6 mm
	$W_{el,x}$	45049,7 × 10 ³ mm ³
	$W_{el,y}$	26215,3 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,x}$	50400,8 × 10 ³ mm ³
	$W_{pl,y}$	32935,4 × 10 ³ mm ³

Classificação da secção

A travessa superior entre planos encontra-se sob flexão e compressão, sendo por isso necessário determinar o parâmetro α que é determinado em função da distribuição de tensões na secção.

Verificação se para este esforço é possível a plastificação total da alma:

Alma

Cota ξ determina a área do diagrama de tensões em que a resultante das tensões normais iguala o esforço normal aplicado à secção.

$$\xi \times t_w \times f_y = N_{sd}$$

$$\xi \times 16 \times 355 = 1025,6 \times 10^3 \Rightarrow \xi = 180,6 \text{ mm}$$

$$d = h - 2 \times t_f \Rightarrow d = 1300 - 2 \times 30 = 1240 \text{ mm}$$

$$\left(\frac{d}{2} + \frac{\xi}{2}\right) = \alpha \times d \Leftrightarrow \left(\frac{1240}{2} + \frac{180,6}{2}\right) = \alpha \times 1240 \Leftrightarrow \alpha = 0,57 > 0,5$$

O limite de esbelteza para a classe 1 compatível com a plastificação total da secção para $\alpha > 0,5$ é:

$$\frac{d}{t_f} \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1} \Leftrightarrow \frac{1240}{30} \leq \frac{396 \times 0,81}{13 \times 0,57 - 1} \Leftrightarrow 41,3 \leq 50,0$$

Assim a alma é classificada como sendo da secção da classe 1.

Banzo

As tensões na parte saliente do banzo ligada ao ponto crítico são:

$$\sigma_{p.c.} = \frac{M_{xy}}{I_x} - \frac{M_{yx}}{I_y} - \frac{N}{A} = \frac{675 \times 10^6 \times (-650)}{29282,33 \times 10^6} - \frac{86 \times 10^6 \times 500}{13107,63 \times 10^6} - \frac{1025,6 \times 10^3}{99680} = -28,6 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{M_{xy}}{I_x} - \frac{M_{yx}}{I_y} - \frac{N}{A} = \frac{675 \times 10^6 \times (-650)}{29282,33 \times 10^6} - \frac{86 \times 10^6 \times 460}{13107,63 \times 10^6} - \frac{1025,6 \times 10^3}{99680} = -28,3 \text{ MPa}$$

Conclui-se assim que a totalidade do banzo saliente ligado ao ponto crítico da secção está totalmente sujeita a esforços de compressão.

Para um banzo sujeito à compressão e tratando-se de uma secção soldada (classe 1):

$$\frac{c}{t_f} = \frac{40}{30} = 1,33 \leq 9\varepsilon = 7,29$$

Secção transversal da classe 1.

Determinação do coeficiente de redução de encurvadura no eixo y-y

$$\phi_y = 0,5 \times \left[1 + \alpha_y \times (\bar{\lambda}_y - 0,2) + \bar{\lambda}_y^2\right]$$

Em que $\alpha_y = 0,34$, curva b, porque trata-se de uma secção soldada - caso geral (5.5.1.5 do EC3).

Esbelteza de Euler:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210 \times 10^3}{235}} = 76,4$$

O comprimento de encurvadura em ambos os eixos é igual ao comprimento total do membro ou seja $l_{e,y} = l_{e,x} = 3000 \text{ mm}$.

Sendo $\alpha_x = 0,34$, curva b, porque trata-se de uma secção soldada - caso geral (5.5.1.5 do EC3).

A esbelteza segundo x é dada por:

$$\lambda_x = \frac{l_{e,x}}{i_x} = \frac{3000}{542,0} = 5,54$$

Esbelteza normalizada

$$\bar{\lambda}_x = \left(\frac{\lambda_x}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{5,54}{76,4} = 0,07 \quad (\beta_A=1 \text{ para secções da classe 1,2 e 3})$$

Substituindo obtém-se:

$$\phi_x = 0,5 \times [1 + 0,34 \times (0,07 - 0,2) + 0,07^2] = 0,48$$

Cálculo do fator de redução χ_x :

$$\chi_x = \frac{1}{0,48 + \sqrt{0,48^2 - 0,07^2}} = 0,99$$

A esbelteza segundo y é dada por:

$$\lambda_y = \frac{l_{e,y}}{i_y} = \frac{3000}{362,6} = 8,27$$

$$\bar{\lambda}_y = \left(\frac{\lambda_y}{\lambda_1} \right) \sqrt{\beta_A} = \frac{8,27}{76,4} = 0,11 \quad (\beta_A=1 \text{ para secções da classe 1,2 e 3})$$

Substituindo obtém-se:

$$\phi_y = 0,5 \times [1 + 0,34 \times (0,11 - 0,2) + 0,11^2] = 0,49$$

Cálculo do fator de redução χ_y :

$$\chi_y = \frac{1}{0,49 + \sqrt{0,49^2 - 0,11^2}} = 1,03 \text{ mas } \chi_x \leq 1$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,y}$ (figura 5.5.3. do EC3).

M_y



Figura 114 – Momento fletor M_y para a ligação superior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = 128,1 \text{ kN.m} \quad 86,0 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = 0,67$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times 0,67 = 1,33$$

Determinação do fator de momento uniforme equivalente, $\beta_{M,x}$ (figura 5.5.3. do EC3).



Figura 115 – Momento fletor M_x para a ligação superior (verificação da resistência à flexão composta com compressão – EC3).

$$M_1 = 675,0 \text{ kN.m} \quad -268,2 = \psi \times M_1 \Rightarrow \psi = -0,40$$

$$\beta_{M,x} = 1,8 - 0,7\psi = 1,8 - 0,7 \times -0,40 = 2,08$$

Cálculo dos parâmetros:

$$\mu_y = \bar{\lambda}_y(2\beta_{M_y} - 4) + \left(\frac{W_{pl,y} - W_{el,y}}{W_{el,y}} \right) = 0,11(2 \times 1,33 - 4) + \left(\frac{32935,4 \times 10^3 - 26215,3 \times 10^3}{26215,3 \times 10^3} \right) = 0,11$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \times N_{Sd}}{\chi_y \times A \times f_y} = 1 - \frac{0,11 \times 1025,6 \times 10^3}{1,03 \times 99680 \times 355} = 1,00$$

$$\mu_x = \bar{\lambda}_x(2\beta_{M_x} - 4) + \left(\frac{W_{pl,x} - W_{el,x}}{W_{el,x}} \right) = 0,07(2 \times 2,08 - 4) + \left(\frac{50400,8 \times 10^3 - 45049,7 \times 10^3}{45049,7 \times 10^3} \right) = 0,13$$

$$k_x = 1 - \frac{\mu_x \times N_{Sd}}{\chi_x \times A \times f_y} = 1 - \frac{0,13 \times 1025,6 \times 10^3}{0,99 \times 99680 \times 355} = 1,00$$

A condição de resistência fica:

$$\frac{1025,6 \times 10^3}{0,99 \times 99680 \times 355/1,1} + \frac{1,00 \times 86,0 \times 10^6}{32935,4 \times 10^3 \times 355/1,1} + \frac{1,00 \times 675,0 \times 10^6}{50400,8 \times 10^3 \times 355/1,1} = 0,05 \leq 1$$

Resistência verificada.

- **Resistência ao esforço transversal**

Os esforços transversos máximos ocorrem no membro n.º: 212 quando o carro-guincho se encontra na posição 4, neste caso os esforços transversos são: $V_{Sd}^x = -17,6 \text{ kN}$ e $V_{Sd}^y = 767,6 \text{ kN}$.

A resistência ao esforço transversal é garantida se a próxima condição for verificada:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{pl,Rd}} \leq 1,0$$

Áreas resistentes aos esforços transversos:

- Carga paralela aos banzos

$$A_{V1} = A - \sum (h_w t_w) = 99680 - (1240 \times 16) = 79840 \text{ mm}^2$$

Sendo h_w a altura da alma e t_w a sua espessura.

- Carga paralela à alma

$$A_{V2} = \eta \sum (h_w t_w) = 1 \times (1240 \times 16) = 19840 \text{ mm}^2$$

De forma conservativa pode-se tomar $\eta = 1$.

O esforço transversal resistente plástico é dado por:

$$V_{pl,Rd,y} = \frac{A_{V2}(f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{19840 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 3696,7 \text{ kN}$$

$$V_{pl,Rd,x} = \frac{A_{V1}(f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} = \frac{79840 \times (355/\sqrt{3})}{1,1} = 14876,3 \text{ kN}$$

Verificação das condições:

$$\frac{V_{Sd,y}}{V_{pl,Rd,y}} = \frac{767,6}{3696,7} = 0,21 \leq 1,0$$

$$\frac{V_{Sd,x}}{V_{pl,Rd,x}} = \frac{17,6}{14876,3} = 0,001 \leq 1,0$$

Como os esforços cortantes de cálculo são inferiores a 50% dos esforços cortante resistente não há necessidade de reduzir o momento fletor resistente da secção, ou seja o efeito do esforço transversal sobre o momento fletor resistente pode ser desprezado. De frisar que a torção neste caso é insignificante.

8 Travamento no interior da lança/contralança

A altura do perfil I da lança/contralança é 1920 mm, trata-se portanto de uma peça com uma esbelteza considerável e consequente a utilização de apenas um plano de travamento no interior da estrutura pode não garantir um travamento adequado entre os dois perfis I, influenciando assim o correto funcionamento do carro-guincho e resistência da peça à flexão com compressão. De frisar que não foram modelados dois planos de travamento no software Multiframe porque este apenas permite considerar um plano de travamento alinhado com o centro de massa dos perfis I. A solução para este problema consiste na adição de mais um plano de travamento, para tal irá admitir-se que os esforços máximos nos montantes e nas diagonais serão divididos equitativamente pelos dois planos de travamento e proceder-se-á ao dimensionamento da secção necessária para os dois tipos de elementos resistentes.

Montantes

O esforço máximo atuante no montante mais solicitado é: $N_{sd} = 972,6 \text{ kN (T)}$.

Admitindo a divisão equitativa dos esforços obtemos:

$$N_{sd}^{plano} = \frac{972,6}{2} = 463,8 \text{ kN}$$

Optando novamente por uma secção circular: CHS 139,7 t=5,0 mm.

- **Verificação da resistência à tração**

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{139,7}{5,0} = 27,9 \leq 50\varepsilon^2 = 32,8$$

Classe 1.

Condição de resistência:

$$N_{t.Rd} = N_{pl.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{2120 \times 355}{1,1} = 684,2 \text{ kN} > N_{sd}^{plano} = 463,8 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Diagonais

No caso das diagonais o esforço máximo vale: $N_{sd} = 1449,6 \text{ kN (C)}$.

Admitindo a divisão equitativa dos esforços obtemos:

$$N_{sd}^{plano} = \frac{1449,6}{2} = 724,8 \text{ kN}$$

Optando novamente por uma secção circular: CHS 139,7 t=6,3 mm.

- **Verificação da resistência à compressão**

Classificação da secção

$$\frac{d}{t} = \frac{139,7}{6,3} = 22,2 \leq 50\varepsilon^2 = 32,8$$

Classe 1.

No caso de elementos submetidos a compressão, o valor de cálculo do esforço de compressão N_{sd} em cada secção transversal deve satisfazer:

$$N_{sd} \leq N_{c.Rd}$$

Em que $N_{c.Rd}$ é o valor de cálculo da resistência à compressão da secção transversal. $N_{c.Rd}$ pode ser determinado do seguinte modo:

$$N_{c.Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{2640 \times 355}{1,1} = 852,0 \text{ kN} > N_{sd}^{plano} = 724,8 \text{ kN}$$

Resistência garantida.

9 Verificação ao Estado Limite de Serviço (ELS)

No presente capítulo efetua-se a verificação ao Estado Limite de Serviço, para tal irá considerar-se as mesmas posições do carro-guincho. As flechas máximas admissíveis foram estabelecidas em 6.1.1.8, relembrando:

- Flecha vertical máxima na extremidade da lança de:

$$\delta_v^{\text{lança}} = \frac{L_{\text{lança}}}{200} = \frac{62500}{200} = 312,5 \text{ mm}$$

- Flecha vertical máxima na extremidade da contralança:

$$\delta_v^{\text{lança}} = \frac{L_{\text{contralança}}}{200} = \frac{27000}{200} = 135 \text{ mm}$$

- Flecha horizontal admitida na lança/contralança de modo a garantir o correto movimento do carro-guincho.

$$|\Delta_1 - \Delta_2| \leq 20 \text{ mm}$$

- Flecha vertical máxima admitida que permite o movimento longitudinal correto do carro-guincho ao longo do caminho de rolante é:

$$\delta_v = \frac{L}{700} = \frac{31000}{700} = 44,3 \text{ mm}$$

De frisar que todas as flechas são obtidas ignorando os coeficientes de majoração definidos pelas normas F.E.M.

Nas próximas figuras apresentam-se as deformadas do pórtico para a situação em que o carro-guincho se encontra na extremidade da lança (caso 1) e na extremidade da contralança (caso 7).

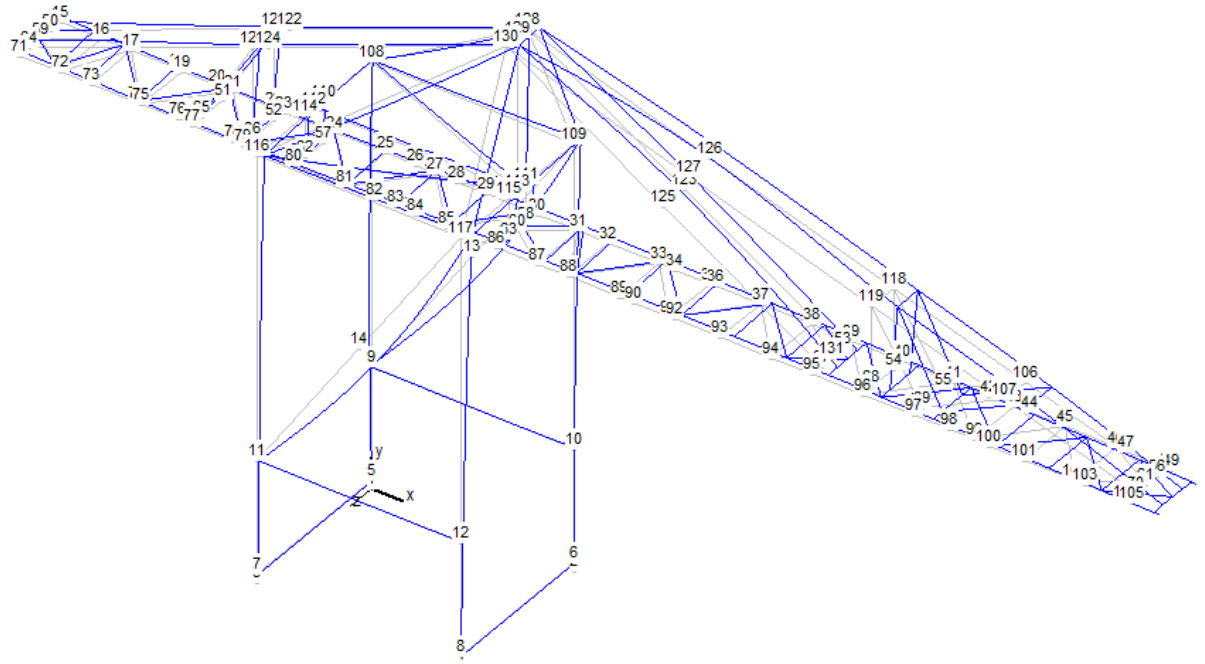


Figura 116 - Deformada do pórtico de cais para a situação em que o carro guincho se encontra na extremidade da lança (última análise tridimensional)

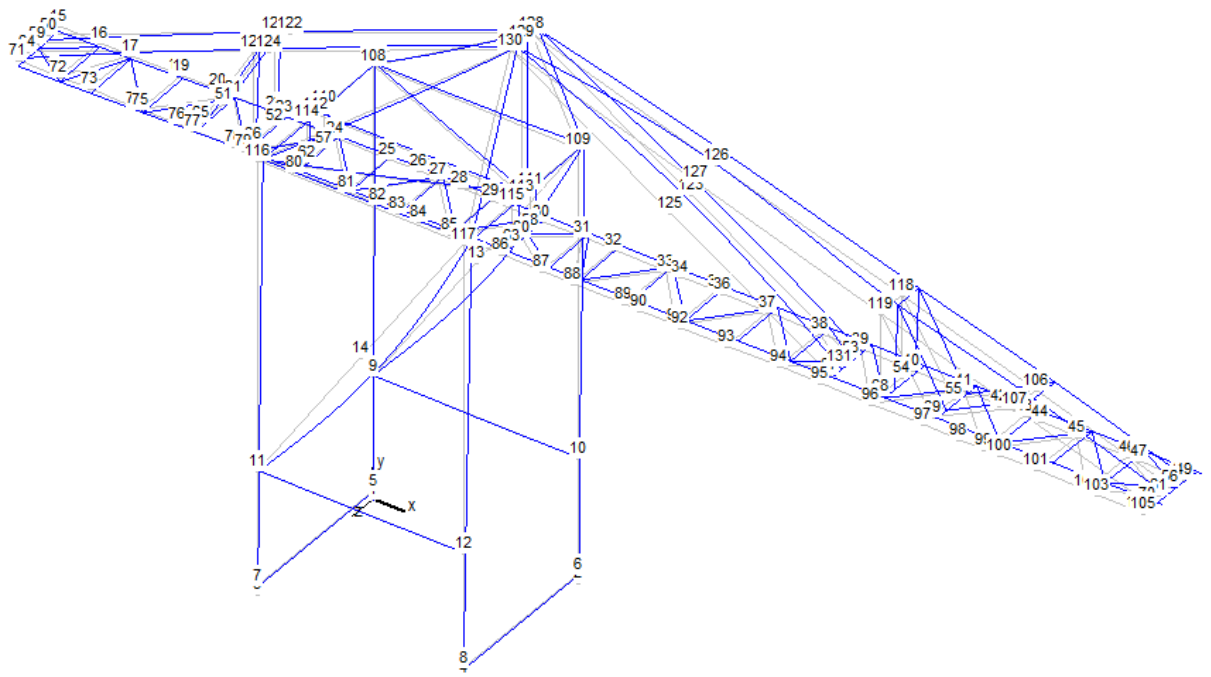


Figura 117 - Deformada do pórtico de cais para a situação em que o carro guincho se encontra na extremidade da contralança (última análise tridimensional)

A tabela seguinte apresenta uma compilação das flechas verticais e horizontais para os casos em que o carro-guincho está localizado na extremidade da lança (caso 1) e na extremidade da contralança (caso 7).

Tabela 75 – Flechas máximas obtidas na Verificação ao ELS para os casos de carregamento C1 e C7 (Cargas verticais + Peso próprio+ carga nominal + contrapeso na base + forças vento)

Caso de carga	Descrição	Pontos críticos	$d_x(mm)$	$d_y(mm)$	$d_z(mm)$
C1	Extremidade da lança	49	-35,5	-272,5	-284,4
	Extremidade da contralança	15	-24,6	89,7	52,3
C7	Extremidade da contralança	71	4,0	-36,30	-1,1
	Extremidade da lança	49	-58,7	-173,9	-4,0

Analisando a tabela anterior verifica-se que as flechas verticais máximas impostas são cumpridas.

Na próxima tabela apresenta-se as flechas horizontais máximas para o caso 1. De salientar que as flechas horizontais máximas ocorrem no caso anteriormente enunciado.

Tabela 76 – Flechas horizontais máximas obtidas na Verificação ao ELS para o caso 1 (Cargas verticais + Peso próprio+ carga nominal + contrapeso na base + forças vento)

Caso de carga	Pontos críticos	$d_z(mm)$	$ \Delta_1 - \Delta_2 (mm)$
C1	48	-284,1	0,1
	104	-284,2	
	46	-268,4	2,4
	102	-266,0	
	45	-249,3	0,2
	101	-249,5	
	44	-237,0	0,8
	100	-236,8	
	43	-231,7	0,1
	99	-231,8	
	42	-222,5	1,6
	98	-224,1	
	31	-84,9	1,1
	87	-83,8	

A diferença em módulo entre as flechas horizontais dos nós considerados devem ser inferiores a 20 mm e analisando a tabela anterior verifica-se que são de facto bastante inferiores.

A flecha $L/700$ inicialmente imposta a considerar é uma deformada diferencial em linha reta. O carro-guincho ao realizar o movimento ao longo da lança/contralança provoca uma

deformada na viga, deste modo é necessário analisar o diferencial de deformada entre o diagrama de deformadas real (parabólico) e a deformada em linha reta.

Na próxima figura apresenta-se o esquema de cálculo da deformada diferencial para a situação crítica que ocorre quando o carro-guincho se encontra entre a perna direita do pórtico e o tirante intermédio da lança (posição 3).

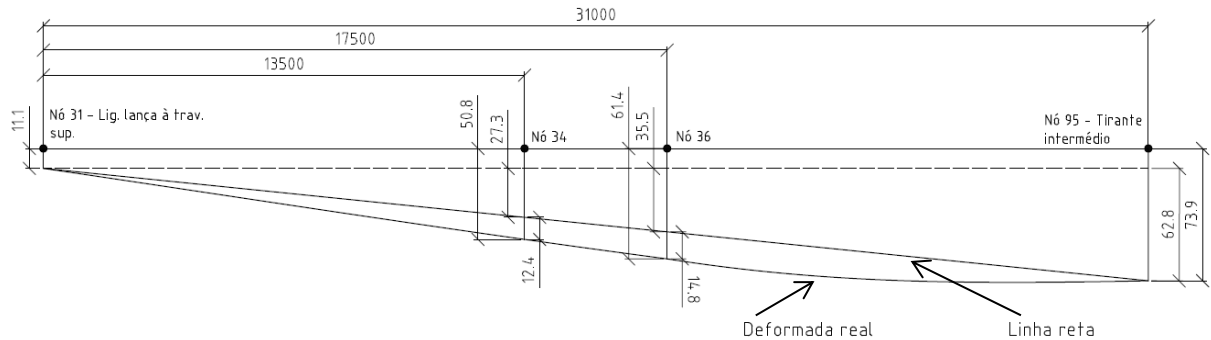


Figura 118 – Deformada diferencial em linha reta (Verificação ao ELS para o caso 3)

Nota: O esquema anterior não se encontra à escala.

Os nós n.º: 34 e n.º: 36 indicam as rodas do carro-guincho.

As cotas anteriormente apresentadas são calculadas através das seguintes equações:

$$\frac{y_{0,36}}{17500} = \frac{73,9 - 11,1}{31000} \Leftrightarrow y_{0,36} = 35,5 \text{ mm}$$

$$\delta_{dif.} = (61,4 - 11,1) - 35,5 = 14,8 \text{ mm} < \frac{L}{700} = 44,3 \text{ mm}$$

$$\frac{y_{0,34}}{13500} = \frac{73,9 - 11,1}{31000} \Leftrightarrow y_{0,34} = 27,3 \text{ mm}$$

$$\delta_{dif.} = (50,8 - 11,1) - 27,3 = 12,4 \text{ mm} < \frac{L}{700} = 44,3 \text{ mm}$$

De salientar que o índice 0 indica a posição inicial ou seja viga não deformada.

Como nota final salienta-se o facto das flechas globais da estrutura na realidade poderem ser um pouco menores porque existem reforços no interior das pernas do pórtico e diagonal de contraventamento.

10 Projeto de ligações aparafusadas

Uma vez conhecidas todas as secções resistentes que formam a estrutura do pórtico de cais está-se agora em condições para proceder ao dimensionamento das ligações aparafusadas, para tal recorre-se à norma EN 1993-1-8 – Projeto de ligações (EC3). A metodologia apresentada na norma anteriormente referida é designada por método das componentes e baseia-se no comportamento individual de cada uma das componentes (por componente entende-se por exemplo: parafusos, soldas, placas de extremidade, etc.) para descrever o comportamento global momento-rotação da ligação.

É crucial estabelecer ligações que cumpram os pressupostos de rigidez assumidos no dimensionamento das várias secções resistentes sob pena da estabilidade e resistência do pórtico não ser assegurada. O comportamento das ligações tem um efeito significativo na resposta das estruturas.

O Eurocódigo 3 utiliza um modelo formado por uma peça em T equivalente, tracionada para obter o valor de cálculo da resistência dos componentes básicos da ligação. O modelo da flange T é apresentado na próxima figura.

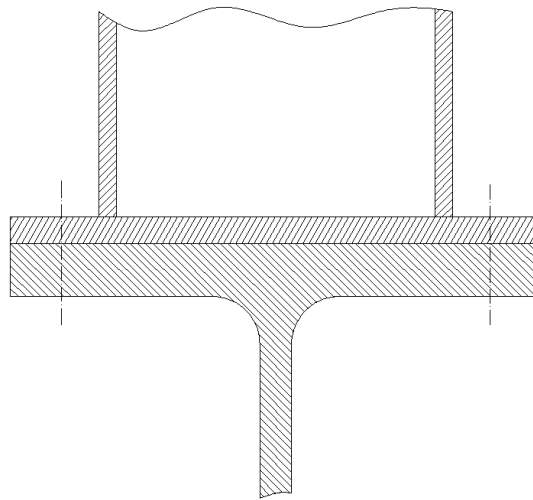


Figura 119 – Flange T

10.1 Ligação perna – travessa inferior

Os esforços máximos instalados ocorrem no membro n.º: 12 quando com o carro-guincho localizado no extremo da lança e valem:

Tabela 77 – Esforços máximos instalados na ligação da travessa inferior às pernas do pórtico

N_{Sd} (kN)	M_{Sd}^y (kN.m)	M_{Sd}^z (kN.m)	M_{Sd}^t (kN.m)	V_{Sd}^y (kN)	V_{Sd}^z (kN)
62,5 (T)	11,3	136,9	4,4	28,2	1,7

Os parafusos são utilizados em uniões estruturais para transferir cargas de uma placa para a outra.

A disposição dos furos para parafusos deve ser tal que impeça a corrosão e a encurvadura local e facilite a colocação dos parafusos.

A disposição dos furos também deve obedecer aos limites de validade das regras utilizadas para determinar as resistências de cálculo dos parafusos, de notar que as distâncias mínimas e máximas entre eixos e distâncias às extremidades e aos bordos das placas são definidas no Quadro 3.3 do EC3.

Considerando que o centro de rotação corresponde ao extremo superior da placa de testa, a distribuição dos esforços de tração nas várias fiadas de parafusos é calculada por:

$$M_{Sd} = F_1 \times y_1 + F_2 \times y_2 + F_3 \times y_3 + F_4 \times y_4 + F_5 \times y_5 + F_6 \times y_6$$

$$M_{Sd} = \frac{F_i}{y_i} \times (y_1^2 + y_2^2 + y_3^2 + y_4^2 + y_5^2 + y_6^2)$$

Nota: M_{Sd} é o momento segundo o eixo forte da secção ou seja M_{Sd}^z .

Na próxima figura apresenta-se a identificação dos esforços instalados na ligação bem como a distribuição dos esforços de tracção pelas várias fiadas de parafusos.

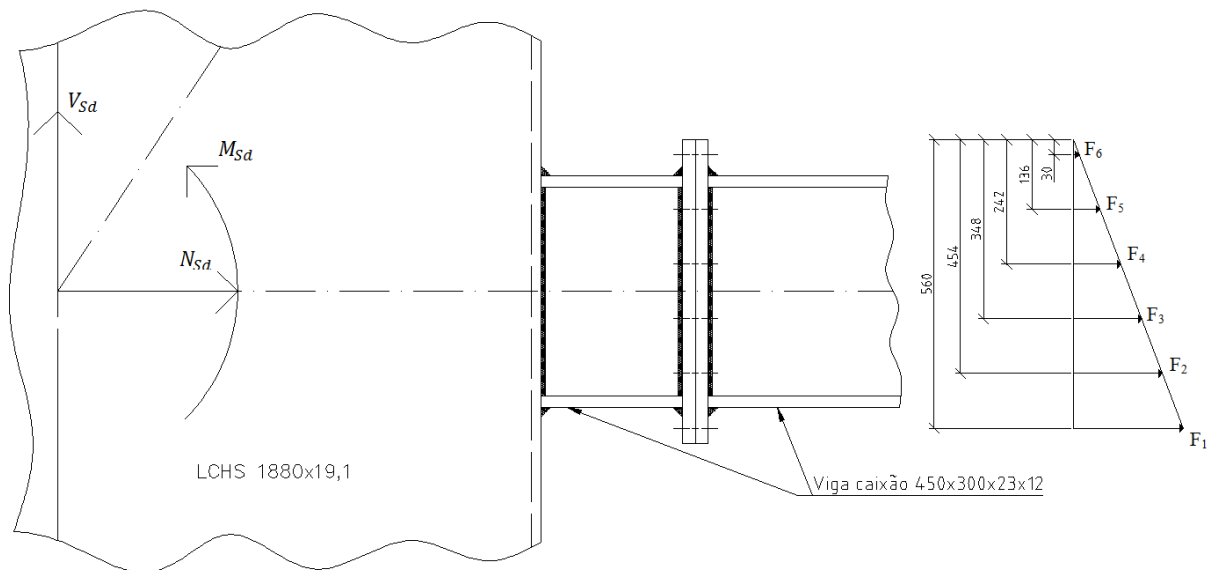


Figura 120 – Ligação travessa inferior – pernas do pórtico

Substituindo:

$$136,9 \times 10^3 = \frac{F_i}{y_i} \times (30^2 + 136^2 + 242^2 + 348^2 + 454^2 + 560^2)$$

As forças em cada em parafuso devido ao momento fletor valem então:

$$\begin{aligned} F_1 &= 106,7 \text{ kN} & F_4 &= 46,1 \text{ kN} \\ F_2 &= 86,5 \text{ kN} & F_5 &= 25,9 \text{ kN} \\ F_3 &= 66,3 \text{ kN} & F_6 &= 5,71 \text{ kN} \end{aligned}$$

A força total instalada em cada parafuso é na realidade devido ao momento fletor e ao esforço normal assim por exemplo para o parafuso mais solicitado a força total instalada seria:

$$F_{1,t} = F_1 + \frac{N_{sd}}{n.^\circ \text{ parafusos}} = 106,7 + \frac{62,5}{12} = 111,9 \text{ kN}$$

Aplica-se a mesma equação para determinar as forças nos restantes parafusos:

$$\begin{aligned} F_{1,t} &= 111,9 \text{ kN} & F_{4,t} &= 51,3 \text{ kN} \\ F_{2,t} &= 91,7 \text{ kN} & F_{5,t} &= 31,1 \text{ kN} \\ F_{3,t} &= 71,5 \text{ kN} & F_{6,t} &= 10,9 \text{ kN} \end{aligned}$$

Dimensionamento dos parafusos

Foram escolhidos parafusos M16, classe 8.8 com tensão de rotura $f_{ub} = 800 \text{ MPa}$, diâmetro do furo $d_0 = 18 \text{ mm}$, diâmetro nominal $d = 16 \text{ mm}$ e secção resistente à tração $A_s = 157 \text{ mm}^2$.

Considerem-se 12 parafusos distribuídos por 6 fiadas.

Resistência à tração (Quadro 3.4. do EC3)

$$F_{t,Rd} = \frac{0,9 \times f_{ub} \times A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0,9 \times 800 \times 157}{1,25} = 90,4 \text{ kN}$$

A condição de resistência é verificada se:

$$F_{t,Rd} > \frac{F_{1,t}}{2} = 56,0 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Nota: A força F_1 é dividida por 2 porque cada fiada tem 2 parafusos.

Resistência ao corte (Quadro 3.4. do EC3)

$$F_{v,Rd} = \frac{0,6 \times f_{ub} \times A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0,6 \times 800 \times 157}{1,25} = 60,3 \text{ kN}$$

O esforço de corte em cada parafuso é dado por:

$$V_{sd}^R = \sqrt{V_{sd,y}^2 + V_{sd,z}^2} = \sqrt{28,2^2 + 1,7^2} = 28,3 \text{ kN}$$

Admitindo que só dois parafusos trabalham ao corte então a condição de resistência é verificada se:

$$F_{v,Rd} > \frac{V_{sd}^R}{2} = \frac{28,3}{2} = 14,2 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Resistência dos parafusos a esforços combinados (Quadro 3.4. do EC3)

$$\frac{F_{v,Sd}}{F_{v,Rd}} + \frac{F_{t,Sd}}{1,4F_{t,Rd}} \leq 1,0$$

Substituindo:

$$\frac{14,2}{60,3} + \frac{56,0}{1,4 \times 90,4} = 0,68 \leq 1,0$$

Resistência garantida.

Resistência da placa testa

Admitamos uma placa testa com $590 \times 400 \times 25$, soldada às almas da viga em caixão por meio de um cordão contínuo com espessura $a = 8 \text{ mm}$.

Na próxima figura apresenta-se o aspeto da ligação.

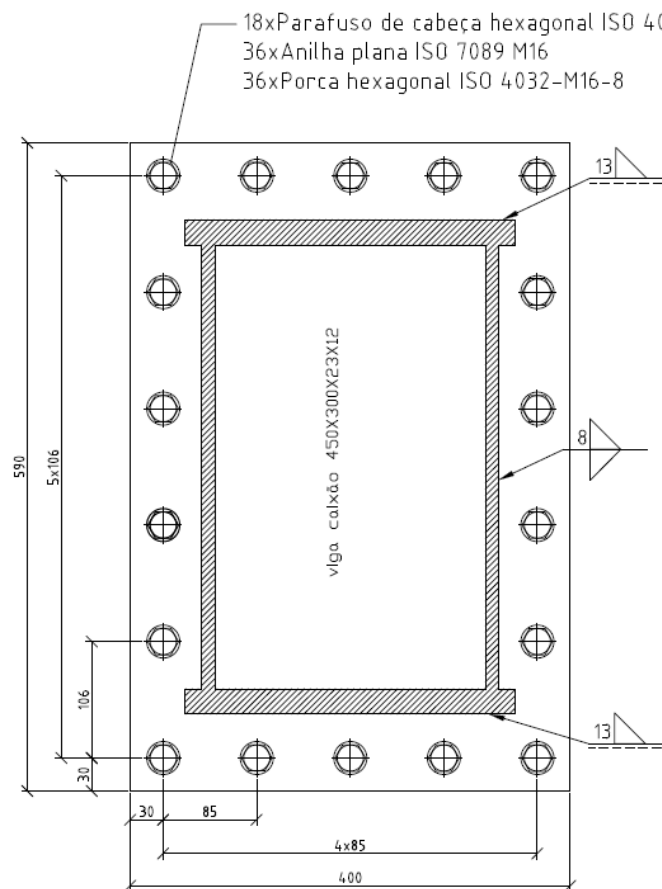


Figura 121 – Geometria da ligação (travessa inferior)

Com base na figura anterior estabelecem-se as seguintes considerações geométricas:

$$e = 30 \text{ mm}$$

$$m + e + 0,8a\sqrt{2} = 65 \Leftrightarrow m = 65 - 30 - 0,8 \times 8\sqrt{2} = 25,9 \text{ mm}$$

$$n = \min(e; 1,25 \times m) = (30; 32,4) = 30$$

$$\lambda = \frac{n}{m} = \frac{30}{25,9} = 1,16$$

$$\frac{2\lambda}{2\lambda + 1} = \frac{2 \times 1,16}{2 \times 1,16 + 1} = 0,70$$

Na próxima figura apresenta-se a identificação das fiadas de parafusos.

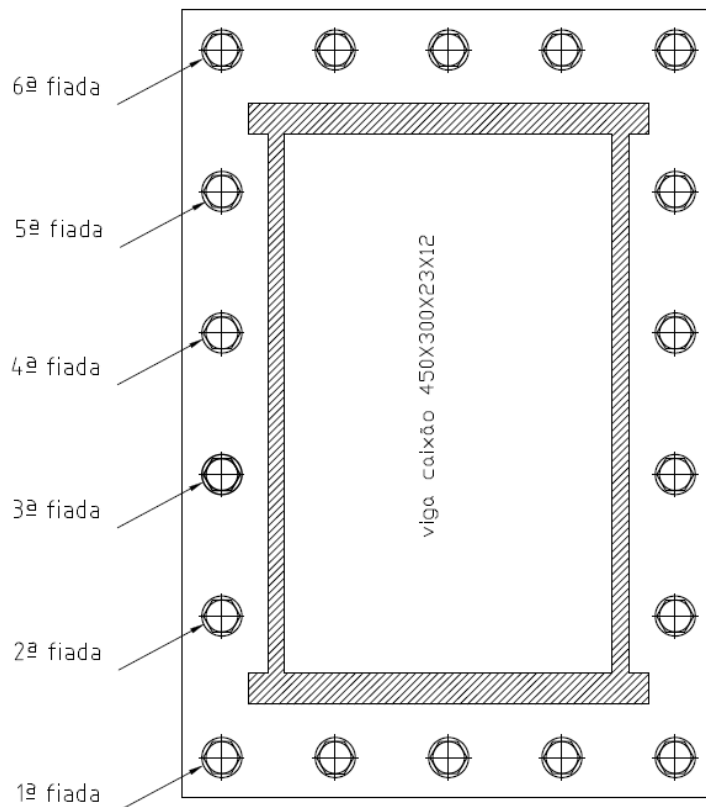


Figura 122 - Identificação das fiadas de parafusos (travessa inferior)

Fiadas exteriores (1ª e 6ª)

O comprimento característico é dado pelo menor dos seguintes valores:

$$l_{eff,d} = 0,5p + 2m + 0,625e = 0,5 \times 106 + 2 \times 25,9 + 0,625 \times 30 = 123,6 \text{ mm}$$

$$l_{eff,d} = 4m + 1,25e = 4 \times 25,9 + 1,25 \times 30 = 141,1 \text{ mm}$$

$$l_{eff,d} = 2\pi m = 162,7 \text{ mm}$$

Assim $l_{eff,d} = 123,6 \text{ mm}$.

O momento plástico é dada por:

$$M_{pl,Rd} = \frac{0,25 \times l_{eff,d} \times t^2 \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{0,25 \times 123,6 \times 25^2 \times 355}{1,1} = 6,23 \text{ kN.m}$$

Determinação do modo de ruína:

$$\beta = \frac{4 \times M_{pl,Rd}}{m \times \sum F_{t,Rd}}$$

Onde:

$\sum F_{t,Rd}$ – Somatório da resistência à tração dos parafusos de uma fiada.

Assim:

$$\beta = \frac{4 \times 6,23 \times 10^3}{25,9 \times 2 \times 90,4} = 5,3$$

Como $\beta > 2$ (figura J.3.3. do EC3) o modo de ruína é o Modo 3 – Rotura dos parafusos.

$$F_{t,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \times 90,4 = 180,8 \text{ kN}$$

Como $F_{t,Rd} > F_{t,Sd} = F_{1,total} = 111,9 \text{ kN}$ a resistência é garantida.

Fiadas interiores (2ª, 3ª, 4ª e 5ª)

O comprimento característico é dado pelo menor dos seguintes valores:

$$l_{eff,c} = p = 106 \text{ mm}$$

$$l_{eff,c} = 4m + 1,25e = 4 \times 25,9 + 1,25 \times 30 = 141,1 \text{ mm}$$

$$l_{eff,c} = 2\pi m = 162,7 \text{ mm}$$

Assim $l_{eff,c} = 141,1 \text{ mm}$.

O momento plástico é dada por:

$$M_{pl,Rd} = \frac{0,25 \times l_{eff,c} \times t^2 \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{0,25 \times 141,1 \times 25^2 \times 355}{1,1} = 7,12 \text{ kN.m}$$

Determinação do modo de ruína:

$$\beta = \frac{4 \times M_{pl,Rd}}{m \times \sum F_{t,Rd}} = \frac{4 \times 7,12 \times 10^3}{25,9 \times 2 \times 90,4} = 6,1$$

Como $\beta > 2$ (figura J.3.3. do EC3) o modo de ruína é o Modo 3 – Rotura dos parafusos.

$$F_{t,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \times 90,4 = 180,8 \text{ kN}$$

Como $F_{t,Rd} > F_{t,Sd} = F_{2,total} = 91,7 \text{ kN}$ a resistência é garantida.

Resistência da alma da viga à tração

Numa ligação aparafusada com chapa de extremidade, o valor de cálculo da resistência à tração da alma da viga deverá ser obtido pela expressão:

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,wb} \times t_{wb} \times f_{y,wb}}{\gamma_{M0}}$$

Em que a largura efetiva $b_{eff,wb}$ da alma tracionada da viga deverá ser considerada igual ao comprimento efetivo da peça em T equivalente que representa a chapa de extremidade sujeita à flexão.

$$l_{eff,a} = 0,5b_p = 0,5 \times 400 = 200 \text{ mm}$$

$$l_{eff,a} = 0,5w + 2m_x + 0,625e_x = 0,5 \times 85 + 2 \times 40 + 0,625 \times 30 = 141,3 \text{ mm}$$

$$l_{eff,a} = 4m_x + 1,25e_x = 4 \times 40 + 1,25 \times 30 = 197,5 \text{ mm}$$

$$l_{eff,a} = 2\pi m_x = 2\pi \times 40 = 251,3 \text{ mm}$$

Assim $b_{eff,wb} = 141,3 \text{ mm}$.

A resistência à tração da alma da viga é então dada por:

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{141,3 \times 12 \times 355}{1,1} = 547,2 \text{ kN}$$

Como o esforço instalado máximo é de $F_{t,sd} = 111,9 \text{ kN}$ a resistência da alma está assim assegurada.

Resistência ao esmagamento (Quadro 3.4. do EC3)

A resistência ao esmagamento é dada pela seguinte expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times \alpha \times f_u \times d \times t}{\gamma_{M2}}$$

Em que α é o menor dos seguintes valores:

$$\frac{e_1}{3d_0} = \frac{30}{3 \times 18} = 0,56$$

$$\frac{p_1}{3d_0} - 0,25 = \frac{106}{3 \times 18} - 0,25 = 1,71$$

$$\frac{f_{ub}}{f_u} = \frac{800}{510} = 1,57$$

1

Sendo assim $\alpha = 0,56$.

$t_{min} = 12 \text{ mm}$, espessura da alma da viga resistente.

Substituindo:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times 0,56 \times 510 \times 16 \times 12}{1,25} = 109,7 \text{ kN} > F_{v,sd} = 14,2 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

10.2 Ligação perna – diagonal do contraventamento

A ligação da diagonal do contraventamento foi modelada como uma ligação articulada, assim sendo a ligação apenas estará sujeita a esforços axiais.

As ligações articuladas devem poder transmitir as forças calculadas no dimensionamento, sem permitir a formação de momentos significativos que possam afetar desfavoravelmente os elementos da estrutura.

A solicitação máxima ocorre quando o carro-guincho se encontra no extremo da contralança, neste caso o esforço axial vale $N_{sd} = 304,5 \text{ kN (C)}$.

Foi escolhido um parafuso M36 da classe 8.8 com tensão de rotura $f_{ub} = 800 \text{ MPa}$, diâmetro do furo $d_0 = 39 \text{ mm}$, diâmetro nominal $d = 36 \text{ mm}$ e secção resistente à tração $A_s = 817 \text{ mm}^2$.

O EC3 define as dimensões mínimas que a chapa para ligação articulada em forma de olhal terá de ter em função da espessura da chapa, esforço instalado e diâmetro do furo. Considerando uma espessura de 22 mm as dimensões mínimas da chapa seriam:

$$a \geq \frac{N_{sd} \times \gamma_{M0}}{2t f_y} + \frac{2d_0}{3} = \frac{304,5 \times 10^3 \times 1,1}{2 \times 22 \times 355} + \frac{2 \times 39}{3} = 47,3 \text{ mm}$$

$$c \geq \frac{N_{sd} \times \gamma_{M0}}{2t f_y} + \frac{d_0}{3} = \frac{304,5 \times 10^3 \times 1,1}{2 \times 22 \times 355} + \frac{39}{3} = 34,4 \text{ mm}$$

As dimensões a e c são ilustradas na próxima figura.

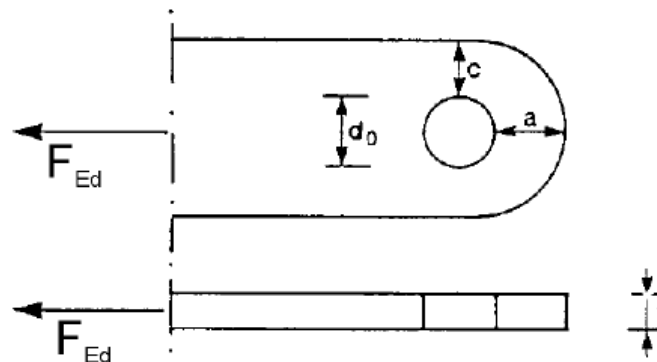


Figura 123 – Requisitos geométricos para elementos com extremidades ligadas por cavilhas

Verifica-se que as dimensões anteriormente explicitadas são muito pequenas comparativamente à secção da diagonal do contraventamento (LCHS Ø610 t=6,4), deste modo irá considerar-se dimensões bastante superiores.

Na próxima figura apresenta-se o aspeto da ligação:

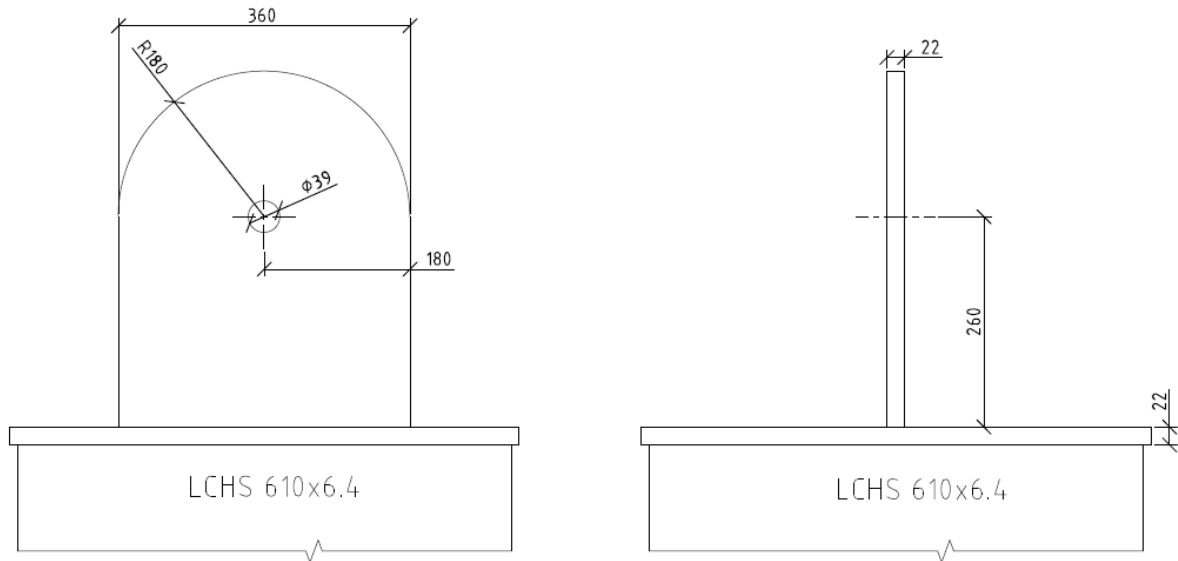


Figura 124 – Geometria da ligação da diagonal do contraventamento às pernas do pórtico

Resistência ao corte (Quadro 3.10. do EC3)

Resistência ao corte por plano de corte:

$$F_{v,Rd} = \frac{0,6 \times f_{ub} \times A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0,6 \times 800 \times 817}{1,25} = 313,7 \text{ kN}$$

O esforço de corte no parafuso é:

$$F_{v,Sd} = N_{Sd} = 304,5 \text{ kN}$$

Como $F_{v,Rd} > F_{v,Sd}$ a resistência ao corte é verificada.

Resistência ao esmagamento (Quadro 3.10. do EC3)

A resistência ao esmagamento da chapa e da cavilha é dada por:

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 \times t \times d \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1,5 \times 22 \times 36 \times 355}{1,1} = 383,4 \text{ kN}$$

Para ligações ao corte: $F_{b,Rd} \geq F_{v,Sd} \Leftrightarrow 384,4 \text{ kN} > 304,5 \text{ kN}$ a resistência ao esmagamento é assegurada.

Em ligações por sobreposição simples de chapas, com apenas um parafuso, o parafuso deve ser munido de anilhas colocadas sob a cabeça e sob a porca de modo a evitar a rotura por arrancamento.

10.3 Ligação travessa superior entre planos de pórtico – pernas

Os esforços máximos para este elemento ocorrem no membro n.º: 174 quando o carro-guincho está na extremidade da lança e valem:

Tabela 78 – Esforços máximos instalados na ligação da travessa superior entre planos de pórtico às pernas do pórtico

$N_{sd} (kN)$	$M_{sd}^y (kN.m)$	$M_{sd}^x (kN.m)$	$M_{sd}^t (kN.m)$	$V_{sd}^y (kN)$	$V_{sd}^x (kN)$
2101,7 (T)	80,8	-3840,8	2486,0	1376,0	-383,2

A ligação das travessas superiores entre planos de pórtico às pernas da torre será promovida através de uma união com cobrejuntas simples.

O momento a transmitir pelos parafusos dos banzos, M_b e o momento a transmitir pelos parafusos da alma M_a pode ser determinado por:

$$M_b = \frac{2 \times b \times t_b \times d^2}{I_x} \times M \text{ com } d = \frac{h - t_b}{2}$$

$$M_a = \left[1 - \frac{2 \times b \times t_b \times d^2}{I_x} \right] \times M$$

No nosso caso:

$$M = M_{sd}^x = -3840,8 \text{ kN.m}$$

Os momentos a transmitir pelos parafusos dos banzos e da alma valem respetivamente:

$$M_b = \frac{2 \times 1100 \times 35 \times 832,5^2}{65643,6 \times 10^6} \times 3840,8 = 3122,4 \text{ kN.m}$$

e

$$d = \frac{1700 - 35}{2} = 832,5 \text{ mm}$$

$$M_a = \left[1 - \frac{2 \times 1100 \times 35 \times 832,5^2}{65643,6 \times 10^6} \right] \times 3840,8 = 718,4 \text{ kN.m}$$

De notar que se trata de uma viga em caixão com duas almas e portanto o momento a transmitir pelos parafusos de cada alma é metade do valor anterior, ou seja $M_a^p = 359,2 \text{ kN.m}$.

Parafusos dos banzos

O esforço S a transmitir pelos parafusos dos banzos devido ao momento M_{sd}^x é dada pela seguinte equação:

$$S = \frac{M_b}{h - t_b}$$

Substituindo:

$$S = \frac{3122,4 \times 10^3}{1700 - 35} = 1875,3 \text{ kN}$$

Na próxima figura apresenta-se o sentido do esforço S .

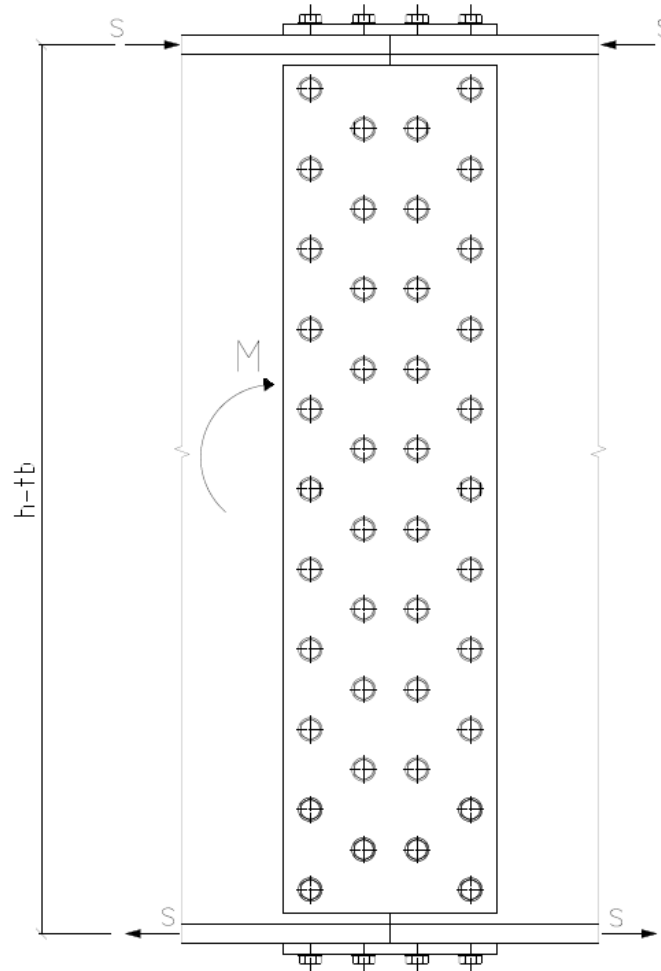


Figura 125 – Esforços nos banzos (ligação por cobrejuntas simples)

Designando por n_b o número de parafusos e A_r a sua secção resistente, a tensão de cálculo de corte é dada por:

$$\tau_{sd,b} = \frac{S}{n_b \times A_r}$$

Ou optando por um determinado parafuso o número mínimo de parafusos necessário será dada por:

$$n_b = \frac{S}{A_r \times \tau_{Rd}}$$

Optando por parafusos M24 da classe 8.8 com $A_r = 452 \text{ mm}^2$ e diâmetro do furo $d_0 = 26 \text{ mm}$. A tensão resistente ao corte τ_{Rd} é dado por (Quadro IV do artigo 58º do R.E.A.P.E.).

$$\tau_{Rd} = 0,7 \times f_y = 0,7 \times 640 = 448 \text{ MPa}$$

Assim o número de parafusos mínimo é:

$$n_b = \frac{1875,3 \times 10^3}{452 \times 448} \cong 10 \text{ parafusos}$$

Irá optar-se por 13 parafusos dispostos em quincôncio.

De salientar que o momento fletor M_{Sd}^y impõe uma força de corte máxima no parafuso do banzo mais afastado do centro da ligação de:

$$M_{Sd}^y = V_x \times d \Leftrightarrow V_x = 80,8/0,45 = 179,6 \text{ kN}$$

Em que d representa a distância entre o centro da ligação e o parafuso mais afastado.

Ou seja o esforço de corte a transmitir pelos parafusos dos banzos seria $\sqrt{1875,3^2 + 179,6^2} = 1883,9 \text{ kN}$ e consequentemente o número de parafusos mínimo seria:

$$n_b = \frac{1883,9 \times 10^3}{452 \times 448} \cong 10 \text{ parafusos}$$

Ou seja o número de parafusos mínimo mantêm-se inalterado.

Parafusos da alma

Os parafusos da alma estão sujeitos a solicitações devido ao esforço transversal e ao momento fletor M_a . Considera-se que o esforço cortante é distribuído uniformemente pelos parafusos das almas n_a . O momento a transmitir pelos parafusos de cada alma, M_a^p origina no parafuso mais afastado do centro da ligação uma componente horizontal $H_{máx}$ que é determinado por:

$$H_{máx} = f \times \frac{M_a^p}{h'}$$

$$V_a = \frac{V}{n_a^p}$$

A solicitação resultante de V_a e $H_{máx}$ é dada por:

$$R_{max} = \sqrt{V_a^2 + H_{max}^2}$$

Na figura abaixo identifica-se os esforços anteriormente referidos bem como a cota h' .

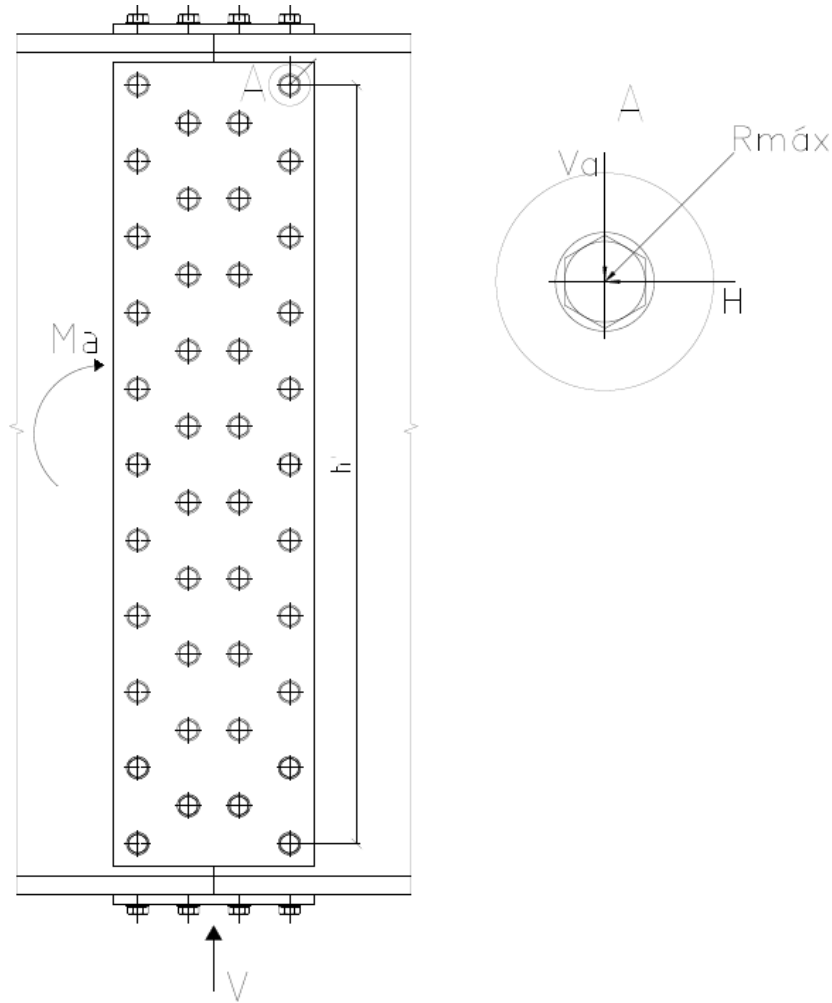


Figura 126 – Esforços atuantes na cobrejunta da alma (ligação por cobrejuntas simples)

O esforço de corte atuante nos parafusos das almas é dada por:

$$V = \sqrt{V_y^2 + N_{sd}^2} = \sqrt{1376,0^2 + 2101,7^2} = 2512,1 \text{ kN}$$

O esforço de corte anteriormente enunciado terá de ser resistido pelos parafusos das duas almas da viga. Considerando apenas uma alma o esforço de corte a considerar é:

$$V_p = \frac{2512,1}{2} = 1256,1 \text{ kN}$$

Irá considerar-se novamente parafusos M24 da classe 8.8. O número de parafusos resistentes ao esforço de corte total (2512,1 kN) a considerar é 42 parafusos (21 parafusos de cada lado), ou seja em cada alma da viga em caixão existem 42 parafusos.

Considerando apenas uma alma:

$$V_a = \frac{1256,1}{21} = 59,8 \text{ kN}$$

O parâmetro f depende do número de parafusos da alma.

$$f = \frac{6(n_a - 1)}{n_a(n_a - 1)} = \frac{6(21 - 1)}{21 \times (21 - 1)} = 0,286$$

O esforço $H_{máx}$ é:

$$H_{máx} = 0,286 \times \frac{359,2 \times 10^3}{1500} = 68,5 \text{ kN}$$

A solicitação resultante é:

$$R_{max} = \sqrt{59,8^2 + 68,5^2} = 90,9 \text{ kN}$$

A resistência ao corte do parafuso mais solicitado da alma é verificada se a tensão de corte de cálculo for inferior à tensão resistente, ou seja:

$$\tau_{Sd,a} = \frac{R_{max}}{A_r} \leq \tau_{Rd} \Leftrightarrow \tau_{Sd,a} = \frac{90,9 \times 10^3}{452} = 201,1 \text{ MPa} < \tau_{Rd} = 448 \text{ MPa}$$

Resistência assegurada.

Cobrejunta dos banzos

A espessura da cobrejunta para o banzo pode ser calculada por:

$$t_{cobrejunta} = \frac{M_b}{\sigma_{Rd} \times (b - n_1 d_1) \times (h - t_b)}$$

Em que n_1 é o número de furos da secção transversal, b é a largura da chapa de cobrejunta do banzo e d_1 é o diâmetro dos furos.

Substituindo:

$$t_{cobrejunta} = \frac{3122,4 \times 10^6}{355 \times (400 - 4 \times 26) \times (1700 - 35)} = 17,8 \text{ mm}$$

Opta-se por uma chapa com 20 mm de espessura.

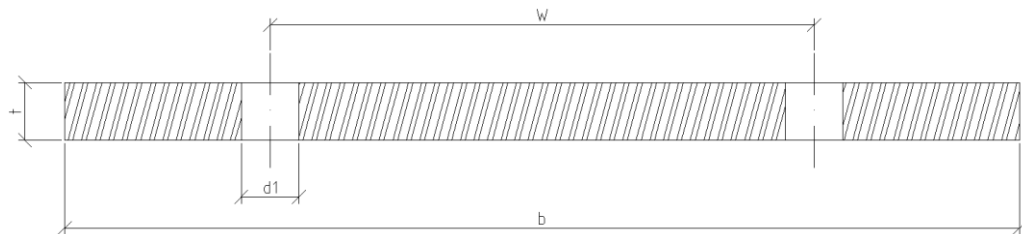


Figura 127 – Identificação de parâmetros (ligação por cobrejuntas simples)

Cobrejunta da alma

A resistência das chapas de cobrejunta da alma pode ser garantida se o momento de inércia das respetivas chapas for maior que o momento de inércia da secção efetiva da alma da viga de menor resistência.

$$(I_x)_{cobrejunta} \geq (I_x)_{alma}$$

Considerando a secção transversal de uma alma:

$$(I_x)_{alma} = \frac{bh^3}{12} = \frac{17 \times 1630^3}{12} = 6135,2 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Considerando uma chapa de cobrejunta da alma com $h = 1600 \text{ mm}$ e espessura $b = 20 \text{ mm}$ obtemos o seguinte momento de inércia:

$$(I_x)_{\text{cobrejunta}} = \frac{20 \times 1590^3}{12} = 6699,5 \times 10^6 \text{ mm}^4 > (I_x)_{\text{alma}}$$

Secção dos perfis

A furação das peças implica uma diminuição da resistência das mesmas que é necessário averiguar. Para o perfil com menores dimensões é necessário verificar as tensões de esmagamento e tensão equivalente devida às tensões de flexão e corte aplicadas em cada uma das almas do perfil. As tensões de esmagamento devem verificar as seguintes condições de resistência:

- **Tensão de esmagamento dos banzos, $\sigma_{e,b}$**

$$\sigma_{e,b} = \frac{S}{n_b d_b t_b} < \sigma_{Rd,e}$$

Sendo n_b o número de parafusos dos banzos, d_b o diâmetro dos respetivos parafusos e t_b a espessura do banzo. A tensão resistente ao esmagamento segundo o Artigo 58º do R.E.A.P.E. (Quadro IV) é dada por:

$$\sigma_{Rd,e} = 2,25 \times 355 = 798,8 \text{ MPa}$$

Substituindo:

$$\sigma_{e,b} = \frac{1875,3 \times 10^3}{10 \times 24 \times 35} = 223,3 \text{ MPa} < \sigma_{Rd,e} = 798,8 \text{ MPa}$$

- **Tensão de esmagamento na alma, $\sigma_{e,a}$**

$$\sigma_{e,a} = \frac{R_{max}}{d_a t_a} < \sigma_{Rd,e} \Leftrightarrow \sigma_{e,a} = \frac{90,9 \times 10^3}{24 \times 17} = 222,8 < \sigma_{Rd,e} = 798,8 \text{ MPa}$$

Sendo d_a o diâmetro dos parafusos da alma e t_a a espessura da alma.

Resistência da alma furada

Aplicando o critério de Von Mises a resistência da alma furada é determinado com base no módulo de resistência à flexão $(W_{el,z})_r$ e $(A_a)_r$ a secção da área reduzida da alma.

$$\sigma = \frac{M_a}{(W_{el,x})_r}$$

$$\tau_{med} = \frac{V}{(A_a)_r}$$

A altura da alma diminuída dos furos para os parafusos é dada por:

$$h_r = 1630 - 11 \times 26 = 1344 \text{ mm}$$

O momento de inércia reduzido é:

$$(I_x)_{\text{alma,red}} = \frac{bh_r^3}{12} = \frac{17 \times 1344^3}{12} = 3439,3 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

O módulo elástico de resistência à flexão reduzido é então dado por:

$$(W_{el.x})_r = \frac{3439,3 \times 10^6}{1630/2} = 4213,0 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

A área reduzida vale:

$$(A_a)_r = t_a \times h_w - d_0 \times t_w \times n_a = 17 \times 1630 - 26 \times 17 \times 11 = 22848 \text{ mm}^2$$

Nota: Considerou-se na verificação da resistência da alma furada a secção transversal com maior número de furos.

As tensões em cada alma são:

$$\sigma = \frac{359,2 \times 10^6}{4213,0 \times 10^3} = 85,3 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

$$\tau_{med} = \frac{1256,1 \times 10^3}{22848} = 55,0 \text{ MPa} < \tau_{Rd} = \frac{355}{\sqrt{3}} = 205,0 \text{ MPa}$$

Resistência assegurada.

Os esforços instalados nas travessas inferiores entre planos de pórtico (membros n.º: 5 e n.º: 6) são inferiores e consequentemente a ligação para estes elementos será igual à anteriormente explicitada.

10.4 Ligação do tirante da extremidade da lança – lança

Os esforços instalados máximos ocorrem no membro n.º: 160 (nó 56) quando o carro-guincho se encontra na posição 1.

Tabela 79 – Esforços máximos instalados na ligação do tirante da extremidade da lança à lança

$N_{sd} (kN)$	$M_{sd}^y (kN.m)$	$M_{sd}^z (kN.m)$	$M_{sd}^t (kN.m)$	$V_{sd}^y (kN)$	$V_{sd}^z (kN)$
3161,7 (T)	0,0	0,0	0,0	-0,7	1,5

Analisando a tabela anterior verifica-se que apenas é necessário considerar o esforço normal uma vez que os momentos fletores e torsesor são nulos e os esforços de corte são insignificantes.

O esforço de corte no parafuso é $F_{v,sd} = N_{sd} = 3161,7 \text{ kN (T)}$.

Irá optar-se por uma cavilha com diâmetro nominal $d = 160 \text{ mm}$ fabricada em aço S355 ou seja com uma tensão de cedência de $f_y = 355 \text{ MPa}$, tensão de rotura $f_{ub} = 490 \text{ MPa}$, com diâmetro do furo $d_0 = 162 \text{ mm}$ e secção transversal de $A = 20106 \text{ mm}^2$.

Considera-se que a ligação será realizada através de duas chapas porque deste modo o esforço de tração será dividido equitativamente pelas duas chapas e assim considera-se espessuras de chapa menores de modo a facilitar a soldadura. Considerando uma espessura de 25 mm para cada chapa, as dimensões mínimas de cada chapa seriam:

$$a \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2tf_y} + \frac{2d_0}{3} = \frac{\frac{3161,7 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 25 \times 355} + \frac{2 \times 162}{3} = 206,0 \text{ mm}$$

$$c \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2tf_y} + \frac{d_0}{3} = \frac{\frac{3161,7 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 25 \times 355} + \frac{162}{3} = 152,0 \text{ mm}$$

A figura abaixo ilustra o aspeto da ligação.

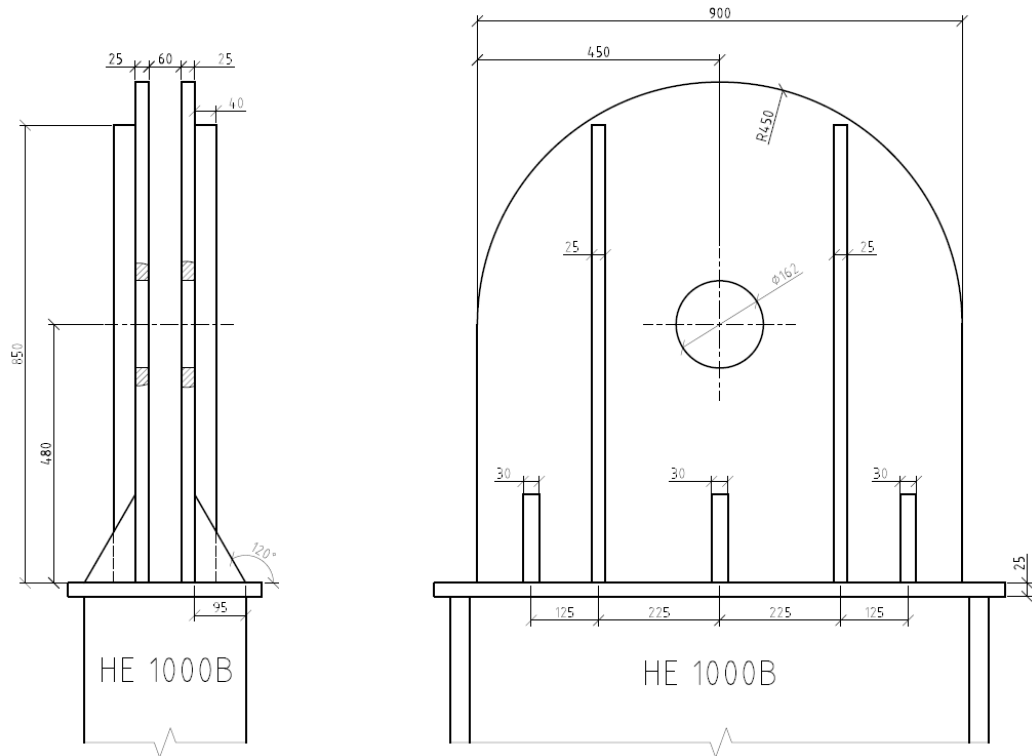


Figura 128 – Geometria da ligação do tirante da lança

De notar que o olhal tem dimensões consideráveis e como tal será dotado de reforços verticais de modo a garantir a rigidez e estabilidade da ligação. De modo a garantir a estabilidade da ligação das chapas de olhal à chapa que liga ao perfil HE 1000B foram colocados três cutelos de reforço com 30 mm de espessura cada.

Resistência ao corte (Quadro 3.4. do EC3)

$$F_{v,Rd} = \frac{0,5 \times 490 \times 2 \times 20106}{1,25} = 7881,6 \text{ kN}$$

Como $F_{v,Rd} > F_{v,Sd}$ a resistência ao corte é verificada.

Nota: No numerador aparece a constante 2 porque considerou-se duas chapas e consequentemente existem dois planos de corte.

Resistência ao esmagamento (Quadro 3.4. do EC3)

A resistência ao esmagamento é dada pela seguinte expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times \alpha \times f_u \times d \times t_{min}}{\gamma_{M2}}$$

Em que α é o menor dos seguintes valores:

$$\frac{e_1}{3d_0} = \frac{450}{3 \times 162} = 0,93$$

$$\frac{f_{ub}}{f_u} = \frac{490}{490} = 1$$

1

Sendo assim $\alpha = 0,93$

$t_{min} = 25 \text{ mm}$, espessura da chapa.

Substituindo:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times 0,93 \times 490 \times 160 \times 25}{1,25} = 3629,6 \text{ kN} > F_{v,Sd} = 3161,7 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Neste caso o valor de cálculo da resistência ao esmagamento, $F_{b,Rd}$ é limitado por:

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 \times t \times d \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1,5 \times 25 \times 160 \times 355}{1,1} = 1936,4 \text{ kN} > \frac{F_{v,Sd}}{2} = 1580,9 \text{ kN}$$

Resistência ao esmagamento verificada.

Nota: O esforço $F_{v,Sd}$ foi dividido por 2 porque consideramos que a ligação iria ser realizada através de duas chapas.

Resistência à flexão da cavilha

A resistência à flexão da cavilha é assegurada se se verificar a próxima condição:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times W_{el.} \times f_y}{\gamma_{M0}} \geq M_{Sd}$$

Momento de inércia da cavilha

$$I = \frac{\pi d^4}{64} = \frac{\pi \times 160^4}{64} = 32,170 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Módulo de resistência à flexão da cavilha

$$W_{el.} = \frac{I}{d/2} = \frac{32,170 \times 10^6}{160/2} = 402124 \text{ mm}^3$$

O momento fletor resistente da cavilha é:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times 402124 \times 355}{1,1} = 194,7 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Os momentos numa cavilha devem ser calculados admitindo a hipótese de as peças ligadas constituírem apoios simples. O EC3 fornece a seguinte expressão para o cálculo do momento fletor atuante na cavilha:

$$M_{Sd} = \frac{F_{Sd}}{8} \times (b + 4c + 2a) = \frac{3161,7 \times 10^3}{8} \times (50 + 4 \times 5 + 2 \times 25) = 47,4 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Na próxima figura apresenta-se o esquema da ligação, distribuição de momentos ao longo da cavilha bem como a nomenclatura utilizada na expressão anterior.

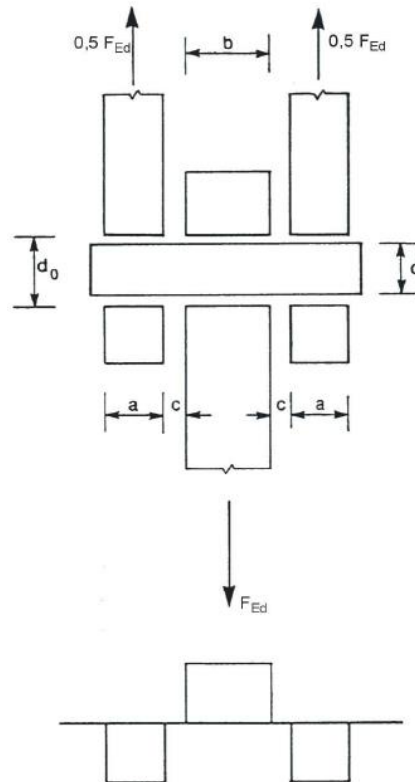


Figura 129 – Momento fletor numa cavilha

Como $M_{Rd} > M_{sd}$ a resistência à flexão da cavilha é assegurada.

Resistência da cavilha a uma combinação de esforço de corte com flexão

A condição de resistência neste caso é dada pela próxima expressão:

$$\left[\frac{M_{sd}}{M_{Rd}} \right]^2 + \left[\frac{F_{v,sd}}{F_{v,Rd}} \right]^2 \leq 1$$

Substituindo:

$$\left[\frac{47,4 \times 10^6}{194,7 \times 10^6} \right]^2 + \left[\frac{3161,7 \times 10^3}{7881,6 \times 10^3} \right]^2 = 0,22$$

Resistência garantida.

10.5 Ligação do tirante contralança – contralança

Neste caso o esforço máximo de tração ocorre o carro-guincho está na extremidade da contralança e vale $N_{sd} = 2641,6 \text{ kN (T)}$ para o membro n.º: 206 (nó 128). Nesta situação os esforços são:

Tabela 80 – Esforços máximos instalados na ligação do tirante da contralança à contralança

$N_{sd} \text{ (kN)}$	$M_{sd}^y \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^z \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{sd}^y \text{ (kN)}$	$V_{sd}^z \text{ (kN)}$
2641,6 (T)	0,0	0,0	0,0	29,7	-1,5

O esforço de corte no parafuso é:

$$F_{v,sd} = \sqrt{N_{sd}^2 + V_y^2} = \sqrt{2641,6^2 + 29,7^2} = 2641,8 \text{ kN}$$

Irá optar-se por uma cavilha com diâmetro nominal $d = 120 \text{ mm}$ fabricada em aço S355 ou seja com uma tensão de cedência de $f_y = 355 \text{ MPa}$, tensão de rotura $f_{ub} = 490 \text{ MPa}$, com diâmetro do furo $d_0 = 122 \text{ mm}$ e secção transversal de $A = 11310 \text{ mm}^2$.

Considera-se que a ligação será realizada através de duas chapas porque deste modo o esforço de tração será dividido equitativamente pelas duas chapas e permite a utilização de chapas com espessura mais reduzida, facilitando assim a sua soldadura. Considerando uma espessura de 25 mm para cada chapa, as dimensões mínimas de cada chapa seriam:

$$a \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2t f_y} + \frac{2d_0}{3} = \frac{\frac{2641,6 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 25 \times 355} + \frac{2 \times 122}{3} = 163,2 \text{ mm}$$

$$c \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2t f_y} + \frac{d_0}{3} = \frac{\frac{2641,6 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 25 \times 355} + \frac{122}{3} = 122,5 \text{ mm}$$

Na próxima figura apresenta-se o aspeto da ligação.

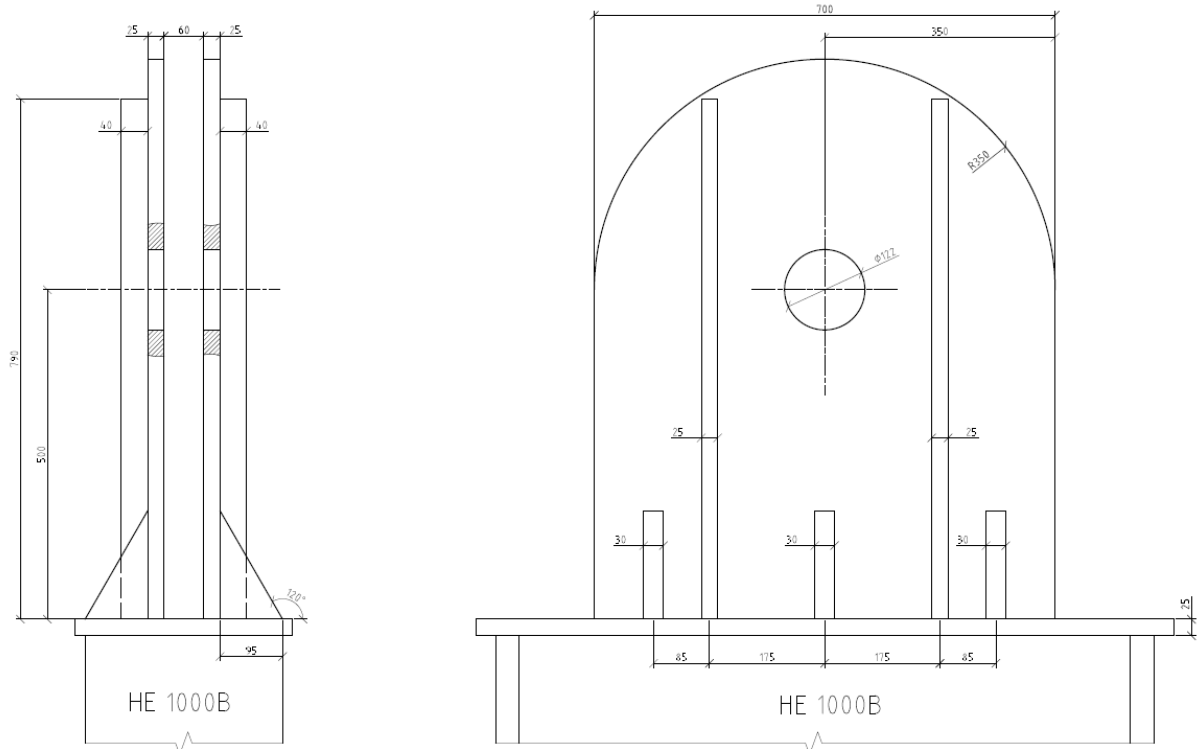


Figura 130 – Geometria da ligação do tirante da contralança

O olhal tem dimensões consideráveis e como tal será dotado de reforços verticais de modo a garantir a rigidez e estabilidade da ligação. De modo a garantir a estabilidade da ligação das chapas de olhal à chapa que liga ao perfil HE 1000B foram colocados três cantos de reforço com 30 mm de espessura cada.

Resistência ao corte (Quadro 3.4. do EC3)

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v \times f_{ub} \times A}{\gamma_{M2}} = \frac{0,5 \times 490 \times 2 \times 11310}{1,25} = 4433,5 \text{ kN}$$

Como $F_{v,Rd} > F_{v,Sd}$ a resistência ao corte é verificada.

Notas:

- No numerador aparece a constante 2 porque consideramos duas chapas e consequentemente existem dois planos de corte.

Resistência ao esmagamento (Quadro 3.4. do EC3)

A resistência ao esmagamento é dada pela seguinte expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times \alpha \times f_u \times d \times t_{min}}{\gamma_{M2}}$$

Em que α é o menor dos seguintes valores:

$$\frac{e_1}{3d_0} = \frac{350}{3 \times 122} = 0,96$$

$$\frac{f_{ub}}{f_u} = \frac{490}{490} = 1$$

1

Sendo assim $\alpha = 0,96$

$t_{min} = 25 \text{ mm}$, espessura da chapa.

Substituindo:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times 0,96 \times 490 \times 120 \times 25}{1,25} = 2811,5 \text{ kN} > F_{v,Sd} = 2641,8 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Neste caso o valor de cálculo da resistência ao esmagamento é limitado pela resistência ao esmagamento da chapa que é calculado através da próxima expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 \times t \times d \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1,5 \times 25 \times 120 \times 355}{1,1} = 1452,3 \text{ kN} > \frac{F_{v,Sd}}{2} = 1320,9 \text{ kN}$$

Resistência ao esmagamento verificada.

Nota: O esforço $F_{v,Sd}$ foi dividido por 2 porque considerou-se que a ligação iria ser realizada através de duas chapas.

Resistência à flexão da cavilha

A resistência à flexão da cavilha é assegurada se se verificar a próxima condição:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times W_{el.} \times f_y}{\gamma_{M0}} \geq M_{Sd}$$

Momento de inércia da cavilha

$$I = \frac{\pi d^4}{64} = \frac{\pi \times 120^4}{64} = 10,179 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Módulo de resistência à flexão da cavilha

$$W_{el.} = \frac{I}{d/2} = \frac{10,179 \times 10^6}{120/2} = 169650 \text{ mm}^3$$

O momento fletor resistente da cavilha é:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times 169650 \times 355}{1,1} = 82,1 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Cálculo do momento fletor atuante na cavilha:

$$M_{Sd} = \frac{F_{Sd}}{8} \times (b + 4c + 2a) = \frac{2641,6 \times 10^3}{8} \times (50 + 4 \times 5 + 2 \times 25) = 39,6 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Em que b é a espessura da chapa de gousset, c a folga entre a chapa de gousset e a chapa de olhal e a a espessura da chapa de olhal.

Como $M_{Rd} > M_{Sd}$ a resistência à flexão da cavilha é assegurada.

Resistência da cavilha a uma combinação de esforço de corte com flexão

A condição de resistência neste caso é dada pela próxima expressão:

$$\left[\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}}\right]^2 + \left[\frac{F_{v,Sd}}{F_{v,Rd}}\right]^2 \leq 1$$

Substituindo:

$$\left[\frac{39,6 \times 10^6}{82,1 \times 10^6}\right]^2 + \left[\frac{2641,6 \times 10^3}{4433,5 \times 10^3}\right]^2 = 0,59$$

Resistência garantida.

10.6 Ligação do tirante intermédio da lança - lança

O esforço máximo de tração ocorre quando o carro-guincho está na posição 2 e vale $N_{Sd} = 2075,3 \text{ kN (T)}$ para o membro n.º: 207 (nó 128). Nesta situação os esforços são: $M_{Sd}^y = 0,0 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^z = 0,0 \text{ kN.m}$, $M_{Sd}^t = 0,0$, $V_y^{Sd} = 38,7 \text{ kN}$ e $V_z^{Sd} = 2,9 \text{ kN}$.

O esforço de corte no parafuso é:

$$F_{v,Sd} = \sqrt{N_{Sd}^2 + V_y^2} = \sqrt{2075,3^2 + 38,7^2} = 2075,7 \text{ kN}$$

Irá optar-se por uma cavilha com diâmetro nominal $d = 100 \text{ mm}$ fabricada em aço S355 ou seja $f_y = 355 \text{ MPa}$, tensão de rotura $f_{ub} = 490 \text{ MPa}$, com diâmetro do furo $d_0 = 102 \text{ mm}$ e secção transversal de $A = 7854 \text{ mm}^2$.

Irá considerar-se que a ligação será realizada através de duas chapas. Considerando uma espessura de 25 mm para cada chapa as dimensões mínimas de cada chapa seriam:

$$a \geq \frac{\frac{N_{Sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2tf_y} + \frac{2d_0}{3} = \frac{\frac{2075,3 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 25 \times 355} + \frac{2 \times 102}{3} = 132,3 \text{ mm}$$

$$c \geq \frac{\frac{N_{Sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2tf_y} + \frac{d_0}{3} = \frac{\frac{2075,3 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 25 \times 355} + \frac{102}{3} = 98,3 \text{ mm}$$

Na próxima figura apresenta-se o aspecto da ligação.

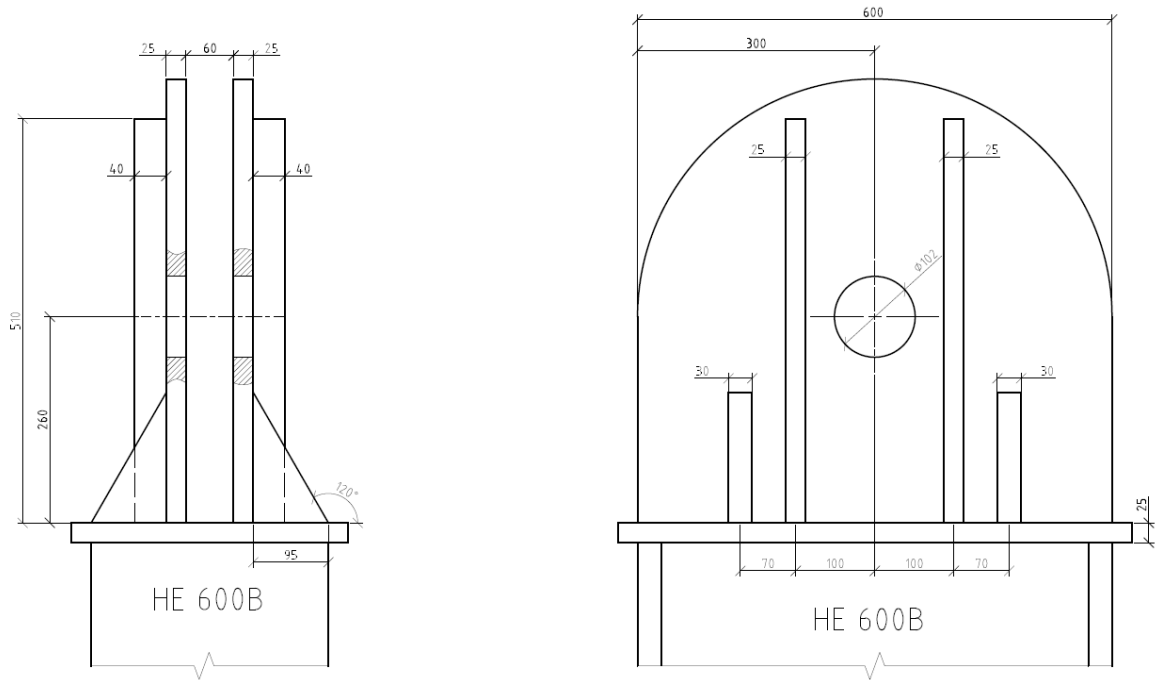


Figura 131 – Geometria da ligação do tirante intermédio da lança

Resistência ao corte (Quadro 3.4. do EC3)

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_V \times f_{ub} \times A}{\gamma_{M2}} = \frac{0,5 \times 490 \times 2 \times 7854}{1,25} = 3078,8 \text{ kN}$$

Como $F_{v,Rd} > F_{v,Sd}$ a resistência ao corte é verificada.

Notas:

- No numerador aparece a constante 2 porque consideramos duas chapas e consequentemente existem dois planos de corte.

Resistência ao esmagamento (Quadro 3.4. do EC3)

A resistência ao esmagamento é dada pela seguinte expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times \alpha \times f_u \times d \times t_{min}}{\gamma_{M2}}$$

Em que α é o menor dos seguintes valores:

$$\frac{e_1}{3d_0} = \frac{300}{3 \times 102} = 0,98$$

$$\frac{f_{ub}}{f_u} = \frac{490}{490} = 1$$

1

Sendo assim $\alpha = 0,98$

$t_{min} = 25 \text{ mm}$, espessura da chapa.

Substituindo:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times 0,98 \times 490 \times 100 \times 25}{1,25} = 2402,0 \text{ kN} > F_{v,Sd} = 2075,7 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Neste caso o valor de cálculo da resistência ao esmagamento é limitado pela resistência ao esmagamento da chapa que é calculado através da próxima expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 \times t \times d \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1,5 \times 25 \times 100 \times 355}{1,1} = 1210,2 \text{ kN} > \frac{F_{v,Sd}}{2} = 1037,9 \text{ kN}$$

Resistência ao esmagamento verificada.

Nota: O esforço $F_{v,Sd}$ foi dividido por 2 porque considerou-se que a ligação é realizada através de duas chapa de olhal.

Resistência à flexão da cavilha

A resistência à flexão da cavilha é assegurada se se verificar a próxima condição:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times W_{el.} \times f_y}{\gamma_{M0}} \geq M_{Sd}$$

Momento de inércia da cavilha

$$I = \frac{\pi d^4}{64} = \frac{\pi \times 100^4}{64} = 4,909 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Módulo de resistência à flexão da cavilha

$$W_{el.} = \frac{I}{d/2} = \frac{4,909 \times 10^6}{100/2} = 98180 \text{ mm}^3$$

O momento fletor resistente da cavilha é:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times 98180 \times 355}{1,1} = 47,5 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Cálculo do momento fletor atuante na cavilha:

$$M_{Sd} = \frac{F_{Sd}}{8} \times (b + 4c + 2a) = \frac{2075,3 \times 10^3}{8} \times (50 + 4 \times 5 + 2 \times 25) = 31,1 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Em que b é a espessura da chapa de gousset, c a folga entre a chapa de gousset e a chapa de olhal e a a espessura da chapa de olhal.

Como $M_{Rd} > M_{Sd}$ a resistência à flexão da cavilha é assegurada.

Resistência da cavilha a uma combinação de esforço de corte com flexão

A condição de resistência neste caso é dada pela próxima expressão:

$$\left[\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \right]^2 + \left[\frac{F_{v,Sd}}{F_{v,Rd}} \right]^2 \leq 1$$

Substituindo:

$$\left[\frac{31,1 \times 10^6}{47,5 \times 10^6} \right]^2 + \left[\frac{2075,7 \times 10^3}{3078,8 \times 10^3} \right]^2 = 0,88$$

Resistência garantida.

10.7 Ligação vertical da torre aos tirantes

A ligação das 3 peças que constituem a ligação vertical da torre aos tirantes foi modelada como articulada na base (ligação à travessa superior entre planos de pórtico) e rígida no topo. Neste ponto irá dimensionar-se a ligação articulada.

Os esforços instalados na situação crítica (membro n.º: 202) para a posição 1 do carro-guincho são:

Tabela 81 – Esforços máximos instalados na ligação vertical da torre aos tirantes

$N_{sd} \text{ (kN)}$	$M_{sd}^x \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^z \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{sd}^x \text{ (kN)}$	$V_{sd}^z \text{ (kN)}$
5850,5 (C)	0,0	0,0	69,3	18,1	2,5

O esforço de corte no parafuso é: $F_{v,sd} = \sqrt{N_{sd}^2 + V_{sd,z}^2}$. Neste caso V_{sd}^z é desprezável logo $F_{v,sd} = N_{sd}$.

Opta-se por uma cavilha com diâmetro nominal $d = 260 \text{ mm}$ fabricada em aço S355 ou seja $f_y = 355 \text{ MPa}$, tensão de rotura $f_{ub} = 490 \text{ MPa}$, com diâmetro do furo $d_0 = 262 \text{ mm}$ e secção transversal de $A = 53093 \text{ mm}^2$.

A ligação será realizada mais uma vez através de duas chapas de olhal. Considera-se uma espessura de 50 mm. As dimensões mínimas de cada chapa são:

$$a \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2t f_y} + \frac{2d_0}{3} = \frac{\frac{5850,5 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 50 \times 355} + \frac{2 \times 262}{3} = 265,3 \text{ mm}$$

$$c \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2t f_y} + \frac{d_0}{3} = \frac{\frac{5850,5 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 50 \times 355} + \frac{262}{3} = 178,0 \text{ mm}$$

Na próxima figura apresenta-se o aspeto da ligação articulada:

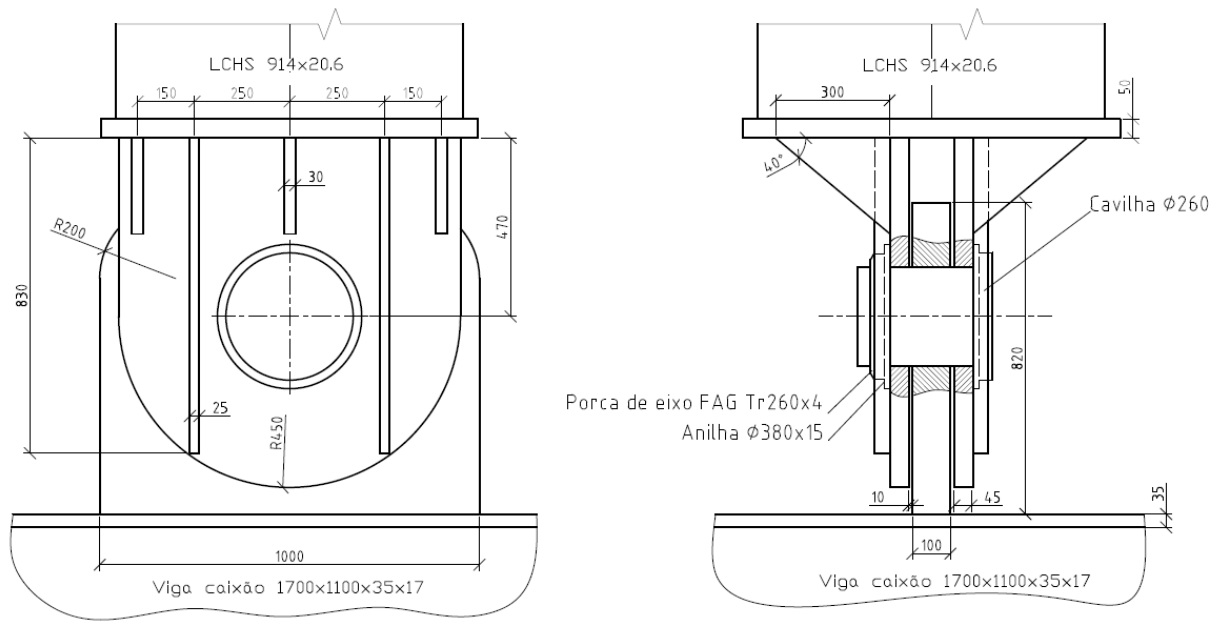


Figura 132 – Geometria da ligação vertical da torre aos tirantes

Resistência ao corte (Quadro 3.4. do EC3)

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_V \times f_{ub} \times A}{\gamma_{M2}} = \frac{0,5 \times 490 \times 2 \times 53093}{1,25} = 20812,5 \text{ kN}$$

Como $F_{v,Rd} > F_{v,Sd}$ a resistência ao corte é verificada.

Notas:

- No numerador aparece a constante 2 porque consideramos duas chapas e consequentemente existem dois planos de corte.

Resistência ao esmagamento (Quadro 3.4. do EC3)

A resistência ao esmagamento é dada pela seguinte expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times \alpha \times f_u \times d \times t_{min}}{\gamma_{M2}}$$

Em que α é o menor dos seguintes valores:

$$\frac{e_1}{3d_0} = \frac{450}{3 \times 262} = 0,57$$

$$\frac{f_{ub}}{f_u} = \frac{490}{490} = 1$$

1

Sendo assim $\alpha = 0,57$

$t_{min} = 50 \text{ mm}$, espessura da chapa.

Substituindo:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times 0,57 \times 490 \times 260 \times 50}{1,25} = 7293,9 \text{ kN} > F_{v,Sd} = 5850,5 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Neste caso o valor de cálculo da resistência ao esmagamento é limitado pela resistência ao esmagamento da chapa que é calculado através da próxima expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 \times t \times d \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1,5 \times 50 \times 260 \times 355}{1,1} = 6293,2 \text{ kN} > \frac{F_{v,Sd}}{2} = 2925,3 \text{ kN}$$

Resistência ao esmagamento verificada.

Nota: O esforço $F_{v,Sd}$ foi dividido por 2 porque considerou-se que a ligação iria ser realizada através de duas chapas.

Resistência à flexão da cavilha

A resistência à flexão da cavilha é assegurada se se verificar a próxima condição:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times W_{el.} \times f_y}{\gamma_{M0}} \geq M_{Sd}$$

Momento de inércia da cavilha

$$I = \frac{\pi d^4}{64} = \frac{\pi \times 260^4}{64} = 224,318 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Módulo de resistência à flexão da cavilha

$$W_{el.} = \frac{I}{d/2} = \frac{224,318 \times 10^6}{260/2} = 1,726 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

O momento fletor resistente da cavilha é:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times 1,726 \times 10^6 \times 355}{1,1} = 835,5 \times 10^6 \text{ N. mm}$$

Cálculo do momento fletor atuante na cavilha:

$$M_{Sd} = \frac{F_{Sd}}{8} \times (b + 4c + 2a) = \frac{5850,5 \times 10^3}{8} \times (100 + 4 \times 10 + 2 \times 50) = 175,5 \times 10^6 \text{ N. mm}$$

Em que b é a espessura da chapa de gousset, c a folga entre a chapa de gousset e a chapa de olhal e a a espessura da chapa de olhal.

Como $M_{Rd} > M_{Sd}$ a resistência à flexão da cavilha é assegurada.

Resistência da cavilha a uma combinação de esforço de corte com flexão

A condição de resistência neste caso é dada pela próxima expressão:

$$\left[\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \right]^2 + \left[\frac{F_{v,Sd}}{F_{v,Rd}} \right]^2 \leq 1$$

Substituindo:

$$\left[\frac{175,5 \times 10^6}{835,5 \times 10^6} \right]^2 + \left[\frac{5850,5 \times 10^3}{20812,5 \times 10^3} \right]^2 = 0,12$$

Resistência garantida.

10.8 Ligação diagonal superior – perna esquerda

Os esforços instalados na situação crítica (membro n.º: 201) para a posição 1 do carro-guincho são:

Tabela 82 - Esforços máximos instalados na ligação da diagonal superior à perna esquerda

$N_{sd} \text{ (kN)}$	$M_{sd}^y \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^z \text{ (kN.m)}$	$M_{sd}^t \text{ (kN.m)}$	$V_{sd}^y \text{ (kN)}$	$V_{sd}^z \text{ (kN)}$
4922,3 (T)	0,0	0,0	60,2	59,5	2,2

O esforço de corte no parafuso é:

$$F_{v,sd} = \sqrt{N_{sd}^2 + V_{sd,y}^2} = \sqrt{4922,3^2 + 59,5^2} = 4922,7 \text{ kN}$$

Opta-se por uma cavilha com diâmetro nominal $d = 240 \text{ mm}$ fabricada em aço S355 ou seja $f_y = 355 \text{ MPa}$, tensão de rotura $f_{ub} = 490 \text{ MPa}$, com diâmetro do furo $d_0 = 242 \text{ mm}$ e secção transversal de $A = 45239 \text{ mm}^2$.

Considera-se que a ligação será realizada através de duas chapas porque deste modo o esforço de tração será dividido equitativamente. Considera-se uma espessura de 40 mm para cada chapa. As dimensões mínimas de cada chapa são:

$$a \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2tf_y} + \frac{2d_0}{3} = \frac{\frac{4922,3 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 40 \times 355} + \frac{2 \times 242}{3} = 256,7 \text{ mm}$$

$$c \geq \frac{\frac{N_{sd}}{2} \times \gamma_{M0}}{2tf_y} + \frac{d_0}{3} = \frac{\frac{4922,3 \times 10^3}{2} \times 1,1}{2 \times 40 \times 355} + \frac{242}{3} = 176,0 \text{ mm}$$

Na próxima figura apresenta-se o aspeto da ligação articulada:

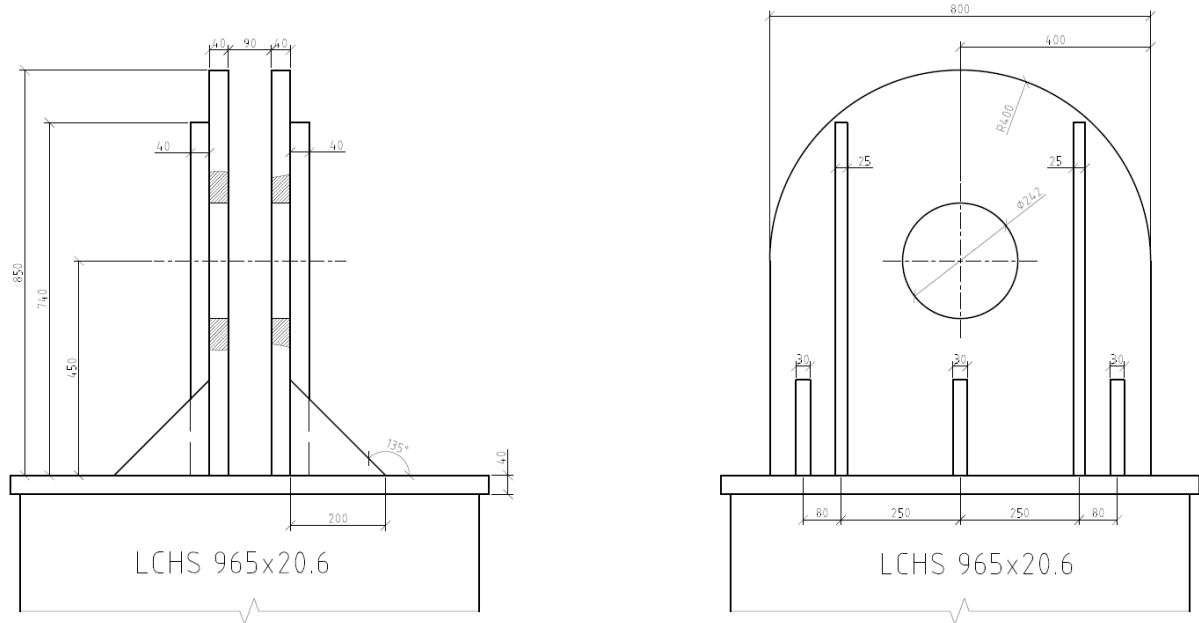


Figura 133 – Geometria da ligação da diagonal superior às pernas esquerdas

Resistência ao corte (Quadro 3.4. do EC3)

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_V \times f_{ub} \times A}{\gamma_{M2}} = \frac{0,5 \times 490 \times 2 \times 45239}{1,25} = 17733,7 \text{ kN}$$

Como $F_{v,Rd} > F_{v,Sd}$ a resistência ao corte é verificada.

Notas:

- No numerador aparece a constante 2 porque consideramos duas chapas e consequentemente existem dois planos de corte.

Resistência ao esmagamento (Quadro 3.4. do EC3)

A resistência ao esmagamento é dada pela seguinte expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times \alpha \times f_u \times d \times t_{min}}{\gamma_{M2}}$$

Em que α é o menor dos seguintes valores:

$$\frac{e_1}{3d_0} = \frac{400}{3 \times 242} = 0,56$$

$$\frac{f_{ub}}{f_u} = \frac{490}{490} = 1$$

1

Sendo assim $\alpha = 0,56$

$t_{min} = 40 \text{ mm}$, espessura da chapa.

Substituindo:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \times 0,56 \times 490 \times 240 \times 40}{1,25} = 5183,5 \text{ kN} > F_{v,Sd} = 4922,7 \text{ kN}$$

Resistência assegurada.

Neste caso o valor de cálculo da resistência ao esmagamento é limitado pela resistência ao esmagamento da chapa que é calculado através da próxima expressão:

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 \times t \times d \times f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1,5 \times 40 \times 240 \times 355}{1,1} = 4647,3 \text{ kN} > \frac{F_{v,Sd}}{2} = 2461,4 \text{ kN}$$

Resistência ao esmagamento verificada.

Nota: O esforço $F_{v,Sd}$ foi dividido por 2 porque considerou-se que a ligação iria ser realizada através de duas chapas.

Resistência à flexão da cavilha

A resistência à flexão da cavilha é assegurada se se verificar a próxima condição:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times W_{el.} \times f_y}{\gamma_{M0}} \geq M_{Sd}$$

Momento de inércia da cavilha

$$I = \frac{\pi d^4}{64} = \frac{\pi \times 240^4}{64} = 162,86 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Módulo de resistência à flexão da cavilha

$$W_{el.} = \frac{I}{d/2} = \frac{162,86 \times 10^6}{240/2} = 1,357 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

O momento fletor resistente da cavilha é:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \times 1,357 \times 10^6 \times 355}{1,1} = 656,9 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Cálculo do momento fletor atuante na cavilha:

$$M_{Sd} = \frac{F_{Sd}}{8} \times (b + 4c + 2a) = \frac{4922,3 \times 10^3}{8} \times (80 + 4 \times 5 + 2 \times 40) = 110,8 \times 10^6 \text{ N.mm}$$

Em que b é a espessura da chapa de gousset, c a folga entre a chapa de gousset e a chapa de olhal e a a espessura da chapa de olhal.

Como $M_{Rd} > M_{Sd}$ a resistência à flexão da cavilha é assegurada.

Resistência da cavilha a uma combinação de esforço de corte com flexão

A condição de resistência neste caso é dada pela próxima expressão:

$$\left[\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \right]^2 + \left[\frac{F_{v,Sd}}{F_{v,Rd}} \right]^2 \leq 1$$

Substituindo:

$$\left[\frac{110,8 \times 10^6}{656,9 \times 10^6} \right]^2 + \left[\frac{4922,7 \times 10^3}{17733,7 \times 10^3} \right]^2 = 0,11$$

Resistência garantida.

11 Dimensionamento dos cordões de soldadura

O dimensionamento dos cordões de soldadura será efetuado em consonância com o Regulamento de Estruturas de Aço para Edifícios (R.E.A.P.E.), capítulo IV, artigo 60°. O artigo 29° do capítulo III refere que as dimensões dos cordões de soldadura devem satisfazer os seguintes critérios:

- a) A espessura dos cordões não deve ser inferior a 3 mm.
- b) A espessura dos cordões de ângulo não deve ser superior a 0,7 mm da menor espessura dos elementos a ligar.
- c) Os cordões de ângulo contínuos não devem ter comprimento inferior a 40 mm.

A maioria das ligações soldadas é efetuada em oficina porque deste modo é possível garantir uma melhor execução do trabalho bem como controlo de qualidade das soldaduras.

11.1 Travamentos no interior da lança/contralança

Como referido aquando a verificação de resistência dos travamentos, estes elementos estão apenas sujeitos a esforços normais porque as ligações foram modeladas como sendo ligações articuladas.

Cordão de soldadura

De acordo com os critérios anteriormente definidos para as dimensões do cordão pode-se escrever que a espessura do cordão a é:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{min}$$

Montantes

O esforço máximo para os montantes é: $N_{sd} = 463,8 \text{ kN (T)}$.

A espessura mínima a ligar corresponde à espessura do perfil tubular do montante porque a espessura da chapa de gousset é 8 mm, então a espessura do cordão é dada por:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{CHS} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 5,0 \Rightarrow a = 3,5 \text{ mm}$$

Considerando o artigo 60°, figura 25 caso b) e considerando apenas os cordões laterais (cordões horizontais) a tensão de cálculo é dada por.:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{F_{sd}}{0,67 \sum l \times a}$$

Em que:

F_{sd} –Carga paralela aos cordões de soldadura horizontais

l –Comprimento de dimensionamento

a – Espessura do cordão

Neste caso $F_{sd} = N_{sd} = 463,8 \text{ kN}$. Considerando $l = 150 \text{ mm}$ (ver figura abaixo). De notar que tanto os montantes como as diagonais são soldados segundo o plano superior e inferior da placa de gousset logo $\sum l = 4 \times 150 = 600 \text{ mm}$

A condição de resistência é dada por:

$$\sigma_{sf.ref} \leq \sigma_{Rd} = f_y$$

Assim $\sigma_{sf.ref}$ é:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{463,8 \times 10^3}{0,67 \times 600 \times 3,5} = 329,6 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Condição verificada.

A figura abaixo ilustra o aspecto da ligação do montante:

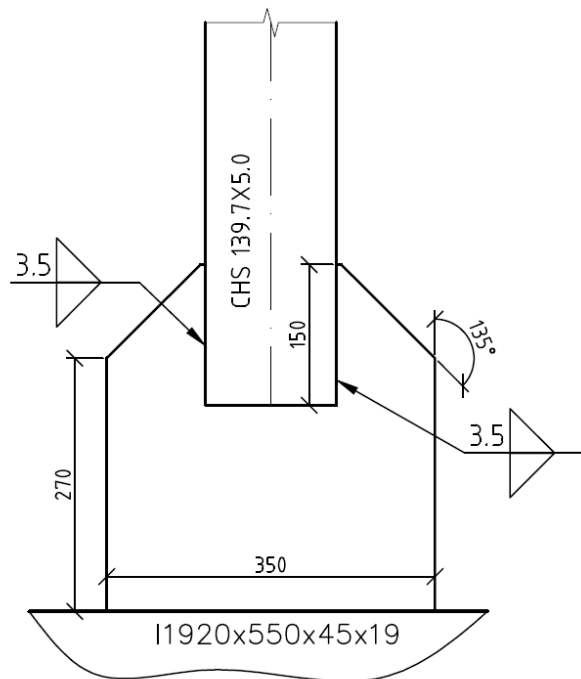


Figura 134 – Ligação do montante do travamento no interior da lança

Diagonais

O esforço máximo para as diagonais é: $N_{sd} = 724,8 \text{ kN (C)}$.

A espessura mínima a ligar corresponde à espessura do perfil tubular do montante porque o gousset tem uma espessura de $t_{gousset} = s = 8 \text{ mm}$, então a espessura do cordão é dada por:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{CHS} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 6,3 \Rightarrow a = 4 \text{ mm}$$

Considerando novamente o artigo 60º, figura 25 caso b) obtém-se:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{724,8 \times 10^3}{0,67 \times 4 \times 250 \times 4} = 270,4 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Resistência assegurada.

Chapa de gousset

O esforço transmitido pelas barras ao gousset é considerado distribuído por uma zona delimitada por retas com inclinações de 30° para um e outro lado do eixo das barras. Na próxima figura apresenta-se o esquema adotado para o cálculo da secção resistente. De salientar que se trata de uma ligação excêntrica porque a linha de soldadura da peça não coincide com o eixo da peça. Para o dimensionamento da espessura da chapa de gousset irá considerar-se uma diagonal do travamento porque é o elemento mais solicitado de todos os elementos do travamento. A espessura calculada será utilizada tanto nas chapas de gousset para os montantes como para as diagonais.

O valor de cálculo para a tensão normal é dado por:

$$\sigma_{Sd} = \frac{N_{Sd}}{C \times s} \leq \sigma_{Rd}$$

Em que a cota C é determinada conforme-se se indica na figura e s é a espessura da chapa de gousset.

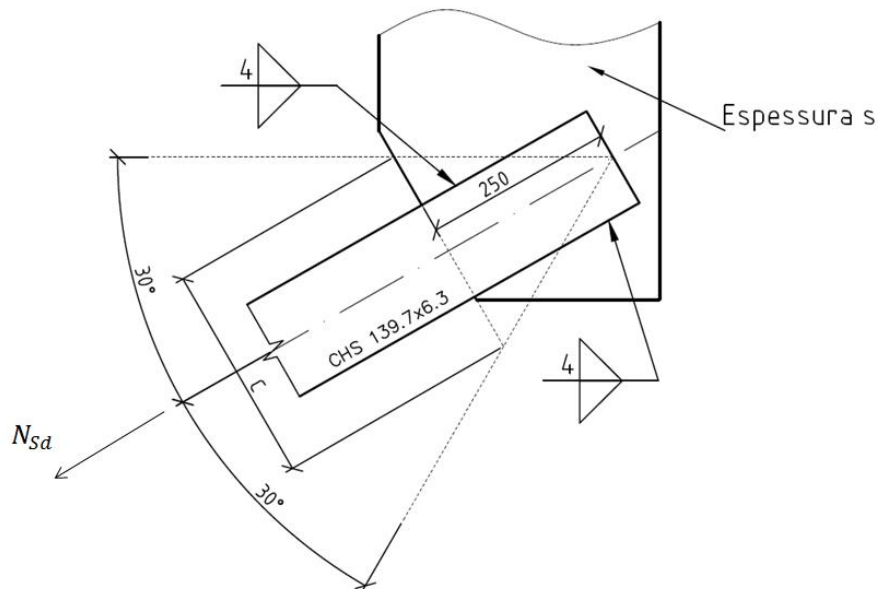


Figura 135 – Ligação articulada – Cálculo da espessura da chapa de gousset

A cota C é dada por: $C = 2 \times tg(30^\circ) \times 250 = 288,7 \text{ mm}$.

A espessura da chapa de gousset é:

$$s = \frac{N_{Sd}}{\sigma_{Rd} \times c} \Leftrightarrow s = \frac{724,8 \times 10^3}{355 \times 288,7} = 7,1 \text{ mm}$$

Irá optar-se por uma chapa com 8 mm de espessura.

11.2 Ligação diagonal do contraventamento – pernas

O dimensionamento do cordão de soldadura que liga o perfil tubular à chapa é realizado de acordo com o artigo 60º, figura 20 f).

Na próxima figura apresenta-se a representação simbólica dos cordões de soldadura bem como a sua identificação para posterior dimensionamento.

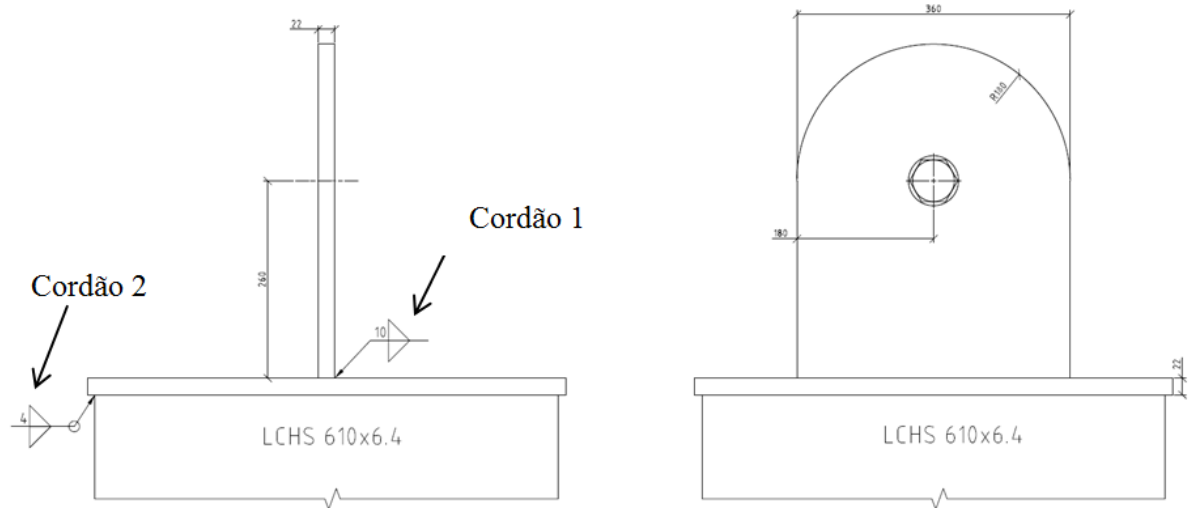


Figura 136 – Identificação dos cordões de soldadura (diagonal do contraventamento)

Cordão 1

Neste caso o cordão 1 de soldadura promove a ligação entre a chapa e a chapa do olhal, como ambas tem a mesma espessura $t_{chapa} = t_{chapa\ olhal} = 22\text{ mm}$, a espessura do cordão para esta situação é:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{min} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 22 \Rightarrow a = 10\text{ mm}$$

$$\sum l \times a = 2 \times 360 \times 10 = 7200\text{ mm}^2$$

Assim $\sigma_{sf.ref}$ é:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{304,5 \times 10^3}{0,77 \times 7200} = 54,9\text{ MPa} < f_y = 355\text{ MPa}$$

Cordão 2

A espessura mínima na ligação é a espessura do tubo, com $t_{tubo} = 6,4\text{ mm}$, pois chapa tem uma espessura de $t_{chapa} = 22\text{ mm}$. A espessura do cordão é então dada por:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{tubo} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 6,4 \Rightarrow a = 4\text{ mm}$$

A diagonal do contraventamento é apenas solicitada segundo o seu eixo, com $N_{sd} = 304,5\text{ kN}$. A tensão de cálculo é então dada por:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{F_{sd}}{0,77 \sum l \times a}$$

Sendo $\sum l \times a = 2\pi \times 305 \times 4 = 7665,5\text{ mm}^2$.

Substituindo:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{304,5 \times 10^3}{0,77 \times 7665,5} = 51,6 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Condição verificada.

11.3 Travessa inferior - Pernas

A espessura mínima na ligação entre os banzos e a perna é a espessura da perna com $t_{perna} = t_{min} = 19,1 \text{ mm}$ enquanto que a espessura do banzo é $t_{banzo} = 23 \text{ mm}$. A espessura do cordão é então dada por:

$$3 \leq a_1 \leq 0,7 \times t \Leftrightarrow 3 \leq a_1 \leq 0,7 \times 19,1 \Rightarrow a_1 = 13 \text{ mm}$$

No que respeita à ligação da alma à perna a espessura da alma é $t_{alma} = 12 \text{ mm}$ enquanto que a espessura da perna é $t_{perna} = 19,1 \text{ mm}$ logo $t_{min} = t_{alma} = 12 \text{ mm}$.

Espessura do cordão:

$$3 \leq a_2 \leq 0,7 \times t \Leftrightarrow 3 \leq a_2 \leq 0,7 \times 12 \Rightarrow a_2 = 8 \text{ mm}$$

O somatório do comprimento de soldadura multiplicado pelas espessuras do cordão de soldadura é:

$$\sum la = (300 \times 2) \times 13 + (404 \times 2) \times 8 = 14264 \text{ mm}^2$$

Na próxima imagem apresenta-se a identificação dos cordões de soldadura bem como a representação simbólica da soldadura.

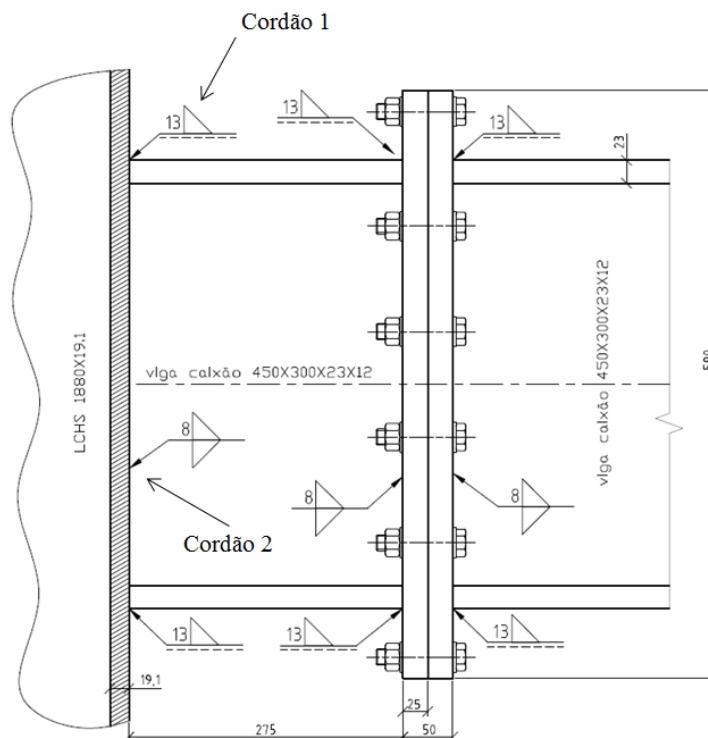


Figura 137 – Identificação dos cordões de soldadura (ligação da travessa inferior às pernas do pórtico)

Cordão 1 (cordão que liga o banzo da viga ao pilar)

A tensão de referência é:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{1}{0,77} \left(\frac{N_{sd}}{\sum la} \pm \frac{M_{sd}}{h_1 l_1 a_1} \right)$$

Substituindo:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{1}{0,77} \left(\frac{62,5 \times 10^3}{14264} \pm \frac{136,9 \times 10^6}{450 \times 300 \times 13} \right) = 107,0 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Cordão 2 (cordão que liga a alma da viga ao pilar)

A tensão de referência é:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{1}{0,90} \sqrt{1,4 \left(\frac{N_{sd}}{\sum la} \right)^2 + 1,8 \left(\frac{T_{sd}}{\sum l_2 a_2} \right)^2}$$

Substituindo:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{1}{0,90} \sqrt{1,4 \left(\frac{62,5 \times 10^3}{14264} \right)^2 + 1,8 \left(\frac{28,2 \times 10^3}{404 \times 2 \times 8} \right)^2} = 6,5 < f_y = 355 \text{ MPa}$$

De salientar que a tensão de cálculo é muito baixa comparativamente à tensão resistente mas é necessário que o cordão de soldadura seja contínuo de modo a evitar problemas de corrosão na peça. Serão utilizados os mesmos cordões de soldadura para a ligação da viga em caixão às placas de testa uma vez que os esforços instalados são os mesmos.

11.4 Lança/contralança

O dimensionamento do cordão de soldadura que liga a alma ao banzo do perfil I que constitui a lança/contralança segue o artigo 60º do R.E.A.P.E., figura 25 g). Os esforços transversos máximos são: $V_{sd,y} = 785,0 \text{ kN}$ e $V_{sd,z} = -198,6 \text{ kN}$.

Neste caso a espessura da alma é $t_{alma} = 19 \text{ mm}$ e a espessura do banzo aumenta para $t_{banzo} = 45 \text{ mm}$. A espessura do cordão de soldadura é então determinada por:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{alma} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 19 \Rightarrow a = 12 \text{ mm}$$

Se $a \geq e_{alma}/2$ não será necessário a verificação de segurança do cordão de soldadura.

Neste caso: $a = 12 \geq 19/2 = 9,5$ conclui-se assim que não será necessário averiguar a segurança do cordão. De modo a evitar problemas de corrosão serão utilizados cordões de soldadura contínuos. A espessura do cordão de soldadura a utilizar na ligação entre o carril e o banzo superior da viga é idêntica à usada na ligação da alma aos banzos da viga. De frisar que será utilizado novamente um cordão contínuo de modo a prevenir problemas de corrosão entre o banzo e o carril porque nesta zona não haverá nenhum tipo de tratamento anticorrosivo.

A próxima figura apresenta o pormenor dos cordões de soldadura para a situação em análise.

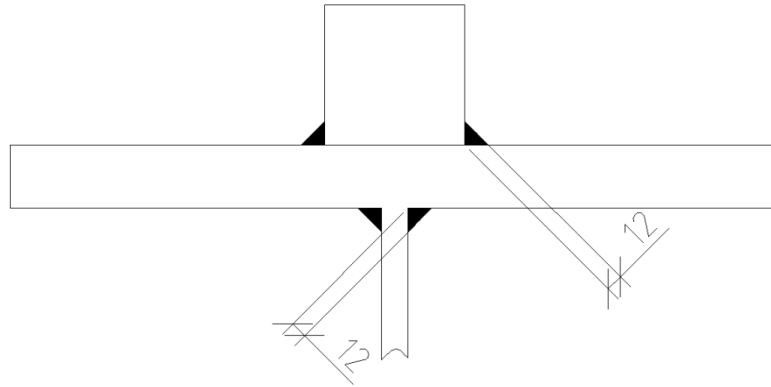


Figura 138 – Pormenor dos cordões de soldadura (Perfil I da lança/contralança)

11.5 Travessa superior/inferior entre planos de pórtico

O dimensionamento dos cordões de soldadura segue a mesma metodologia apresentada anteriormente. A viga em caixão tem $t_{alma} = 17 \text{ mm}$ e a espessura do banzo aumenta para $t_{banzo} = 35 \text{ mm}$. A espessura do cordão de soldadura é então determinada por:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{alma} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 17 \Rightarrow a = 12 \text{ mm}$$

Novamente a condição $a \geq e_{alma}/2$ é verificada e como não é necessário verificar a resistência do cordão de soldadura.



Figura 139 – Pormenor dos cordões de soldadura (travessas superiores/inferiores entre planos de pórtico)

11.6 Ligação vertical da torre aos tirantes

O elemento mais solicitado é a diagonal (membro n.º: 202) quando o carro-guincho está na posição 1. Os esforços instalados na situação crítica são $N_{sd} = 5763,7 \text{ kN (C)}$, $M_{sd}^x = -41,1 \text{ kN.m}$, $M_{sd}^z = 10,2 \text{ kN.m}$, $M_{sd}^t = 69,3 \text{ kN.m}$, $V_x^{sd} = -16,8 \text{ kN}$, $V_z^{sd} = -2,5 \text{ kN}$.

O dimensionamento do cordão de soldadura que liga o perfil tubular à viga em caixão 1300x1000x30x16 é realizado de acordo com o artigo 60º, figura 20 f).

Cordão de soldadura

A espessura mínima na ligação é a espessura do tubo, com $t_{tubo} = 20,6 \text{ mm}$, pois o banzo da viga em caixão tem uma espessura de $t_{banzo} = 30 \text{ mm}$. A espessura do cordão é então dada por:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{tubo} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 20,6 \Rightarrow a = 14 \text{ mm}$$

A tensão de cálculo é então dada por:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{F_{sd}}{0,77 \sum l \times a}$$

Sendo $\sum l \times a = 2\pi \times (914/2) \times 14 = 40199,8 \text{ mm}^2$.

A força F_{sd} a considerar é dada por: $F_{sd} = N_{sd} + M_f^R \times r = 5763,7 + 42,3 \times 0,457 = 5783,3 \text{ kN}$.

Substituindo:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{5783,3 \times 10^3}{0,77 \times 40199,8} = 186,8 \text{ MPa} < f_y = 355 \text{ MPa}$$

Na próxima figura apresenta-se o aspeto da ligação:

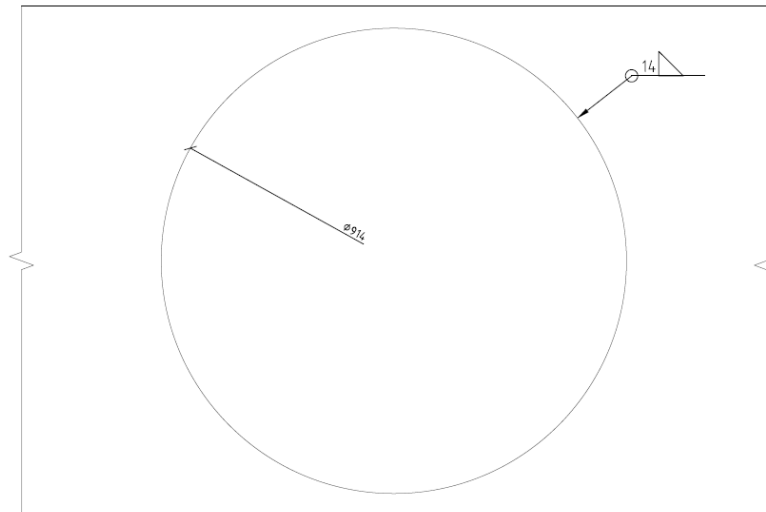


Figura 140 – Pormenor do cordão de soldadura para a coluna central da ligação vertical da torre aos tirantes.

11.7 Travamento horizontal no topo da torre

A espessura mínima na ligação é a espessura do tubo, com $t_{tubo} = 19,1 \text{ mm}$, pois a chapa de gousset tem $t_{gousset} = s = 25 \text{ mm}$. A espessura do cordão é então dada por:

$$3 \leq a \leq 0,7 \times t_{tubo} \Leftrightarrow 3 \leq a \leq 0,7 \times 19,1 \Rightarrow a = 12 \text{ mm}$$

Considerando o artigo 60°, figura 25 caso b) e considerando apenas os cordões laterais (cordões horizontais) a tensão de cálculo é dada por:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{F_{sd}}{0,67 \sum l \times a}$$

Neste caso $F_{sd} = N_{sd} = 3378,2 \text{ kN}$. Considerando $l = 500 \text{ mm}$. De notar que os perfis tubulares serão soldados ao longo do contato com a chapa de gousset, tanto no plano superior como inferior da chapa, ou seja:

$$\sum l = 4 \times 500 = 2000 \text{ mm}$$

Assim $\sigma_{sf.ref}$ é:

$$\sigma_{sf.ref} = \frac{3378,2 \times 10^3}{0,67 \times 2000 \times 12} = 210,1 \text{ MPa} < f_y = 235 \text{ MPa}$$

Condição verificada.

Chapa de gousset

O dimensionamento da espessura da chapa de gousset segue os pressupostos apresentados em 11.1.

$$\sigma_{sd} = \frac{N_{sd}}{c \times s} \leq \sigma_{Rd}$$

A cota C é dada por: $C = 2 \times tg(30^\circ) \times 500 = 577,4 \text{ mm}$. A espessura da chapa de gousset é:

$$s = \frac{N_{sd}}{\sigma_{Rd} \times c} \Leftrightarrow s = \frac{3378,2 \times 10^3}{235 \times 577,4} = 24,9 \text{ mm}$$

Opta-se por chapa com 25 mm de espessura.

12 Aspetos construtivos

Na presente secção explicita-se as alterações que tiveram de ser realizadas ao projeto de modo a facilitar algumas construções das inúmeras ligações dimensionadas bem como o movimento de rotação da lança.

12.1 Afastamento dos travamentos no topo da torre

As diversas ligações dos travamentos às pernas do pórtico bem como às travessas superiores entre planos de pórtico são facilitadas se se afastar as várias peças. De notar que as peças que constituem o travamento são peças com diâmetro elevado ($\varnothing=864$ mm) e consequentemente elevado atravacamento e por isso dificultam as várias ligações porque seria necessário chapas gousset com dimensões muito elevadas. Na próxima figura apresenta-se o aspeto da ligação dos 3 elementos do travamento à viga em caixão da travessa superior entre planos de pórtico. De notar os eixos das diagonais do travamento foram afastadas 574 mm relativamente ao eixo da peça central.

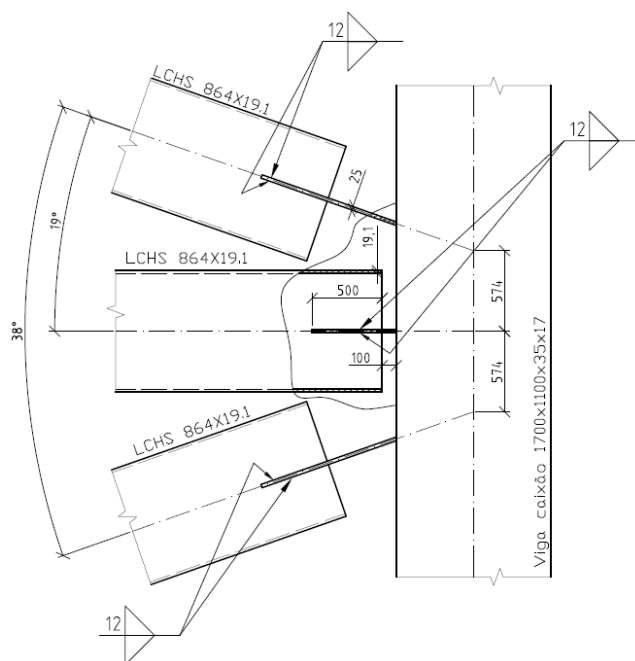


Figura 141 – Afastamento dos travamentos no topo da torre

12.2 Afastamento da ligação do tirante intermédio e tirante na extremidade da lança

As ligações dos tirantes intermédios e da extremidade da lança à viga em caixão foram modeladas como coincidentes. Realizando uma análise preliminar do movimento de rotação da lança verifica-se que o centro de rotação dos tirantes intermédios e de extremidade não pode ser o mesmo sob pena de impedir um ângulo de rotação elevado, que é fundamental para permitir a correta passagem dos navios.

Na próxima figura apresenta-se o espaçamento entre os vários tirantes anteriormente referidos.

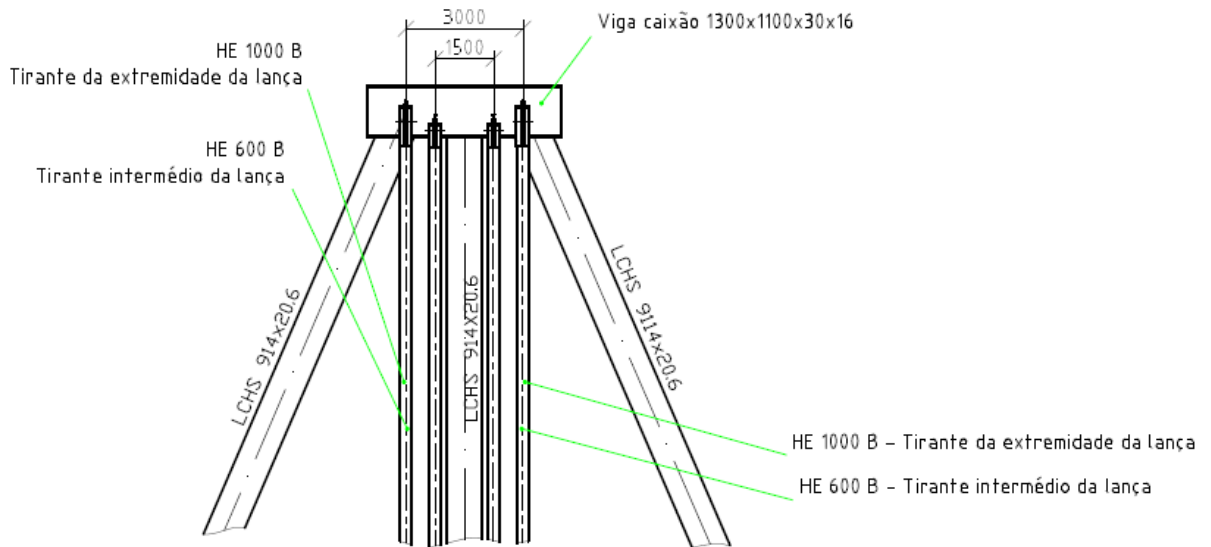


Figura 142 – Afastamento entre os tirantes intermédios e da extremidade da lança (aspeto construtivo)

12.3 Afastamento da ligação do tirante da contralança

A ligação dos tirantes da contralança e das diagonais superiores à viga em caixaão é facilitada se os tirantes forem desviados relativamente às diagonais. O afastamento é ilustrado na próxima figura.

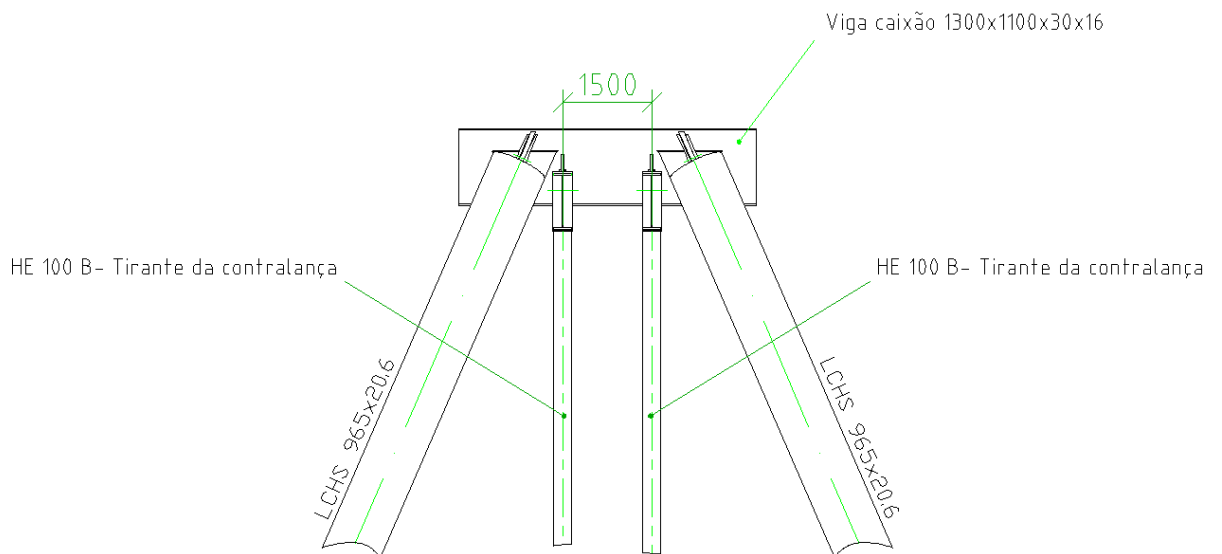


Figura 143 – Afastamento entre os tirantes da contralança e as diagonais superiores

12.4 Desfasamento dos tirantes relativamente ao centro de gravidade da secção transversal da lança/contralança

As ligações dos tirantes da lança e da contralança foram modeladas como articuladas e em todas as ligações o eixo de furação convergia para um único ponto que não era mais que o nó da estrutura ideal. De salientar que este nó se encontrava no centro de gravidade do perfil da lança.

É necessário desviar o nó da estrutura ideal para permitir que quando a lança efetuar o movimento de rotação, para permitir a passagem dos navios de carga, os tirantes intermédios e de extremidade da lança fiquem paralelos ao plano superior do perfil I da lança sem colidir com os travamentos no interior da lança/contralança. De frisar que o 1º plano de travamento no interior da lança/contralança encontra-se soldado ao banzo superior da viga em I. É necessário desfasar a ligação do tirante da contralança de modo a que este não colida com nenhuma das peças do travamento no interior da contralança.

O nó da estrutura ideal foi afastado 1550 mm no caso dos tirantes de extremidade da lança e contralança. No caso do tirante intermédio da lança o afastamento diminui para 1400 mm.

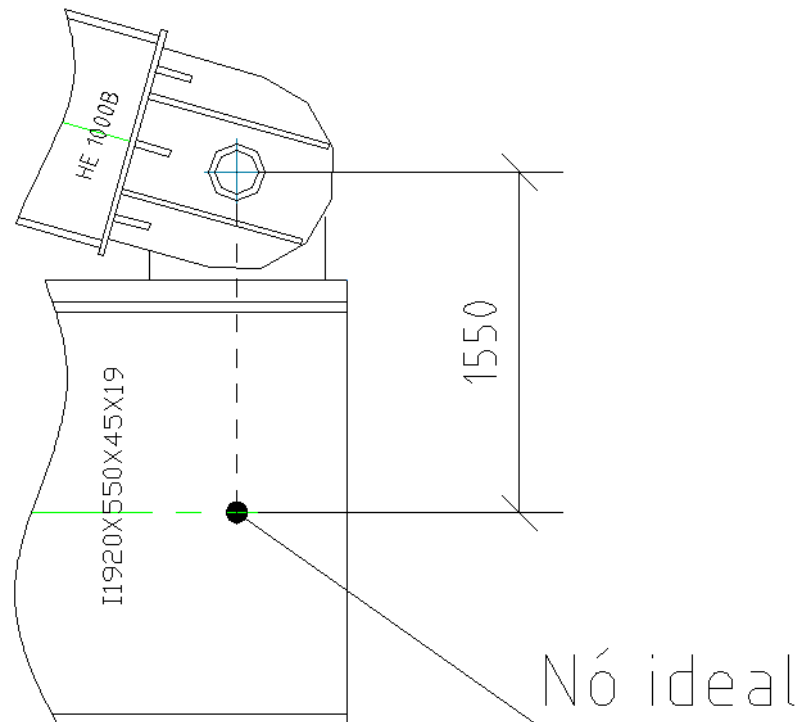


Figura 144 – Afastamento da ligação do tirante da extremidade da lança à lança (aspeto construtivo)

Como explicitado anteriormente as ligações dos tirantes à lança/contralança são ligações articuladas e portanto as peças estão sujeitas a esforço normal. Devido ao afastamento a componente horizontal do esforço normal provocará um momento concentrado que teria de ser levado em conta na verificação da resistência da secção transversal da lança/contralança. A componente da força horizontal do esforço normal provoca um momento torsor que foi levado em consideração aquando da verificação de resistência do montante no interior da lança.

Devido à restrição de tempo para elaboração do projeto a verificação da resistência da secção transversal da lança não será novamente verificada.

13 Trabalhos futuros

Devido à extensão do projeto e restrição de tempo para o concluir não foi possível dimensionar todas as ligações da estrutura, assim para trabalho futuro propõem-se o dimensionamento das ligações em falta.

No capítulo anterior abordou-se os aspetos construtivos da máquina mas não foi feita uma nova verificação dos esforços instalados nas várias peças. A validação de todas as secções resistentes escolhidas durante o projeto exigiria uma nova análise dos esforços e respetiva verificação ao EC3. Num trabalho futuro seria interessante procedera uma nova análise dos esforços na estrutura.

Procurar uma solução para o movimento de rotação da lança seria um aspeto importante de estudar num próximo trabalho.

14 Conclusão

Após a fixação das dimensões e carga nominal a transportar pelo pórtico de cais determinou-se as ações sobre a estrutura em consonância com as normas da *Fédération Européenne De La Manutention* (F.E.M.).

A análise do problema numa primeira fase foi realizada através de duas análises bidimensionais de modo a obter-se as secções resistentes necessárias aos vários elementos. O dimensionamento inicial das secções foi realizado de acordo com o Regulamento de Estruturas em Aço para Edifícios e Pontes (R.E.A.P.E.). A análise bidimensional não contempla alguns aspetos importantes da máquina e consequentemente não se trata de uma análise muito rigorosa do problema, não obstante permite ter uma ideia das secções resistentes necessárias. Foi efetuada uma análise tridimensional do problema de modo a colmatar as lacunas da análise bidimensional e assim modelar a estrutura de uma forma mais fidedigna da realidade.

O projeto fica concluído com os desenhos técnicos da estrutura.

15 Referências bibliográficas

1. F.E.M. Fédération Européenne De La Manutention: Rules for Design of Hoisting Appliances, 1998, 3^o Edition
2. Eurocódigo 3: Projeto de estruturas de aço – Parte 1.1: Regras gerais e regras para edifícios – Instituto Português da Qualidade, ENV 1993-1-1, 1998
3. Eurocódigo 3: Projeto de estruturas de aço – Parte 1.1: Regras gerais e regras para edifícios – Instituto Português da Qualidade, EN1993-1-1, 2010
4. Eurocódigo 3: Projeto de estruturas de aço – Parte 1.5: Elementos estruturais constituídos por placas – Instituto Português da Qualidade, EN 1993-1-5, 2010
5. Eurocódigo 3: Projeto de estruturas de aço – Parte 1.6: Resistência e estabilidade de cascas – Instituto Português da Qualidade, EN 1993-1-6, 2010
6. Gomes, Carlos Reis, Mecânica das Estruturas I, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto
7. Gomes, Carlos Reis, Estruturas Metálicas, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto
8. Alvarez, Arguelles et al., Estructuras de Acero – Calculo, Norma Basica Y Eurocodigo, Vol. 1, Belisco, Madrid, 1999
9. Hirt, Manfred A. Et al, Charpentes Métalliques – Conception et dimensionnement des halles et bâtiments, Vol. 11, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Switzerland, 2001
10. Silva, Luís Simões et al., Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas: Métodos avançados, Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, Portugal, 2007
11. Timoshenko & Gere, Theory of Elastic Stability, McGraw-Hill International Book Company, 2^o Edition, 1963
12. Regulamento de Estruturas em Aço para Pontes e Edifícios (R.E.A.P.E.), Imprensa Nacional da Casa da Moeda, Lisboa, 1986
13. Morais, Simões, Desenho Técnico Básico, Desenho Técnico Básico, Porto Editora, 2007
14. Simões, Luís et al., Manual de ligações metálicas, Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, Portugal, 2003
15. www.webforge.com.au
16. www.tatasteelconstruction.com/en/products/foundations/tubular_piles/
17. www.arcelormittal.com/corp/
18. Tables de dimensionnement pour la construction métallique, Centre Suisse de la Construction Métallique, 1997
19. www.vmliftinggear.com
20. www.maersk.com/Pages/default.aspx
21. <http://www.fag.com/content.fag.de/en/index.jsp>

Anexos

Anexo 1 – Grades de aço

		Steel Grating																		
Standard Pattern Types	Pattern	Load bar spacing mm	Gross Bar pitch	Mass kg/m ²	Bar size Nom.	Span mm														
						Kpa	450	600	750	900	1050	1200	1500	1800	2100	2400	2700	3000	3300	3600
																				4Kpa 5mm Def. mm
	C205	40	100	22.5	20X5	U	56	32	20	14	10	8	5	3	2					
						D	1.8	3.2	5	7.2	9.8	12.8	20.1	28.9	39.4					1120
	C253	40	100	17.5	25X3	U	53	30	19	13	10	7	5	3	2					
						D	1.4	2.6	4	5.8	7.8	10.2	16.0	23.1	31.5					1170
	F255	60	50	22.3	25X5	U	56	32	20	14	10	8	5	3	2					
						D	1.4	2.6	4	5.8	7.8	10.2	16.0	23.1	31.5					1200
	A205	30	100	29.5	20X5	U	74	42	27	18	13	10	6	4	3					
						D	1.8	3.2	5	7.2	9.8	12.8	20.1	28.9	39.4					1200
	C255 Serrated	40	100	26.9	25X5	U	70	39	24	17	13	9	6	4	3					
						D	1.6	2.9	4.5	6.5	8.8	11.5	18.0	25.9	35.3					1225
	A253	30	100	22.8	25X3	U	70	39	25	17	13	10	6	4	3					
						D	1.4	2.6	4	5.8	7.8	10.3	16.0	23.1	31.5					1250
	C255	40	100	27.4	25X5	U	88	49	31	22	16	12	8	5	4					
						D	1.4	2.6	4	5.8	7.8	10.2	16.0	23.1	31.5					1320
	F325 Serrated	60	50	26.4	32X5	U	76	43	27	19	14	11	7	5	3					
						D	1.2	2.2	3.4	4.9	6.7	8.7	13.6	19.7	26.8					1350
	A255 Serrated	30	100	34.7	25X5	U	91	51	33	23	17	13	8	6	4					
						D	1.6	2.9	4.5	6.5	8.8	11.5	18.0	25.9	35.3					1350
	C323	40	100	21.7	32X3	U	87	49	31	21	16	12	8	5	4	3	2			
						D	1.1	2	3.1	4.5	6.1	8.0	12.5	18.9	24.6	32.1	40.7			1400
	A255	30	100	36.2	25X5	U	115	65	42	29	21	16	10	7	5	4	3			
	B255	30	50	39.0	25X5	D	1.4	2.6	4	5.8	7.8	10.3	16.0	23.1	31.5	41.1	49.6			1420
	F325	60	50	27.0	32X5	U	92	52	33	23	17	13	8	6	4	3	2			
						D	1.1	2	3.1	4.5	6.1	8.0	12.5	18.0	24.6	32.1	40.7			1440
	C325 Serrated	40	100	34.0	32X5	U	120	67	43	30	22	17	11	7	5	4	3			
						D	1.2	2.2	3.4	4.9	6.7	8.7	13.6	19.7	26.8	34.0	44.3			1475
	A323	30	100	28.4	32X3	U	114	64	41	28	21	16	10	7	5	4	3			
						D	1.1	2	3.1	4.5	6.1	8.0	12.5	18.1	24.6	32.1	40.7			1510
	C325	40	100	34.2	32X5	U	144	81	52	36	26	20	13	9	6	5	4			
	D325	40	50	37.6		D	1.1	2	3.1	4.5	6.1	8.0	12.5	18.0	24.6	32.1	40.7			1590
	A325 Serrated	30	100	44.1	32X5	U	158	89	56	39	29	22	14	9	7	5	4			
						D	1.2	2.2	3.4	4.9	6.7	8.7	13.7	19.7	26.8	35.0	44.3			1600
	A325	30	100	45.5	32X5	U	190	107	68	47	65	26	17	11	8	6	5			
	B325	30	50	48.4	32X5	D	1.1	2	3.1	4.5	6.1	8.0	12.5	18.1	24.6	32.1	40.7			1710