



UNIVERSIDADE DE ÉVORA

ESCOLA DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIAS

DEPARTAMENTO DE FÍSICA

**Dimensionamento de tubagem de altas
temperaturas para a Évora Molten Salt Platform**

Paula Cristina Ribeiro Martins

Orientação:

Professor Doutor Manuel Collares Pereira

Doutor Luís Guerreiro

Mestrado em Engenharia da Energia Solar

Dissertação

Évora, Março de 2017

Dimensionamento de tubagem de altas temperaturas para a Évora Molten Salt Platform

Dissertação realizada em regime de coorientação sob orientação do

Professor Doutor Manuel Collares Pereira

e sob orientação do

Doutor Luís Guerreiro

Respetivamente,

Investigador principal

e

Investigador auxiliar

Cátedra de Energias Renováveis

IIFA-Instituto de Investigação e Formação Avançada

UNIVERSIDADE DE ÉVORA

Resumo

Esta dissertação consiste no dimensionamento de uma tubagem usada para transporte de fluidos de transferência de calor a altas temperaturas, nomeadamente sais fundidos. A abordagem feita a nível analítico enfoca sobretudo na análise de flexibilidade, seguindo metodologias como a de *S.W.Spielvogel*, Vigas em balanço guiadas e *Grinnel Corporation*. Foram definidas algumas situações de traçado no sentido de perceber qual a melhor configuração para a Plataforma de Sais Fundidos de Évora. Seguidamente recorreu-se ao software comercial CAESAR II para dimensionar a tubagem. A seguinte dissertação compreende também especificações a nível da norma aplicável.

Palavras-chave: Tubagens, flexibilidade, fluido de transferência de calor, integridade estrutural, sais fundidos.

Abstract

Design of high temperatures pipeline for Évora Molten Salt Platform

This dissertation consists in a design of a pipeline used for carrying heat transfer fluid at high temperatures, in particular molten salts. It was made an analytical approach which focus mainly on flexibility analysis following methodologies such as S.W.Spielvogel, Guided Cantilever and Grinnel Corporation. There were defined typical layouts in order to realize which are the best configuration for the study case. Then it was used commercial software CAESAR II to make a geometrical complete design of the pipeline. The present dissertation also includes specifications in terms of the applicable code.

Keywords: Pipelines, flexibility, heat transfer fluid, structural integrity, molten salts.

Agradecimentos

Gostaria de expressar os meus agradecimentos a todos os que direta e indiretamente apoiaram e/ou contribuíram de forma positiva para a elaboração desta dissertação. Assim agradecer a:

- Aos meus orientadores. Ao professor Doutor Manuel Collares Pereira por ter proposto o tema e por ter proporcionado a oportunidade da elaboração desta dissertação. Ao Doutor Luís Guerreiro, coorientador científico, pela partilha de conhecimento, pela orientação, pela exigência e por todo o tempo que dispensou no decorrer deste trabalho.
- A todos os meus amigos e colegas que acompanharam o meu percurso académico, em especial àqueles que foram forte apoio durante a realização desta dissertação. Destacar a arquiteta Marina Rainho pelo apoio, incentivo pela visão prática e assertiva com que me fez olhar o “desenho”.
- Também agradecer a todos os professores, docentes e funcionários da Universidade de Évora que de alguma forma fizeram parte do meu percurso e deram forte contributo para que esta “passagem” universitária fosse plena de aprendizagens académicas e para a vida.
- Agradecer à minha mãe e irmã pelo apoio, paciência e incentivo ao longo de todo o meu percurso académico no geral e ao longo da elaboração da dissertação em particular.

Por último agradecer e dedicar todo o esforço que envolveu a elaboração desta dissertação ao meu pai. Por todo o apoio, incentivo, amor incondicional por ter sido muitas vezes a única pessoa que acreditou em mim. Em sua memória e das últimas palavras que me escreveu: “Nunca deixes de estudar”, Dedico.

Índice

RESUMO.....	II
ABSTRACT.....	IV
AGRADECIMENTOS.....	VI
ÍNDICE.....	VIII
ÍNDICE DE FIGURAS.....	XII
ÍNDICE DE TABELAS.....	XV
NOMENCLATURA.....	XVI
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento histórico.....	1
1.2. Objetivos.....	2
1.3. Estrutura da dissertação.....	3
2. REVISÃO DA LITERATURA.....	5
2.1. A energia solar térmica concentrada e os coletores concentradores.....	5
2.2. Tubagens para fluidos de transferência de calor.....	5
2.3. Fluido de transferência de calor.....	7
2.4. Materiais.....	8
2.4.1. Aços de carbono.....	9
2.4.1.1. Liga média e baixa de aço.....	9
2.4.1.2. Liga alta de aço.....	9
2.4.2. Classes dimensionais.....	11
2.4.3. Corrosão.....	12

2.4.4.	Traçagem elétrica.....	13
2.4.4.1.	Novos desenvolvimentos no âmbito da traçagem elétrica.....	14
2.5.	Apoios	14
2.5.1.	Tipo de apoios:	15
2.5.2.	Espaçamento entre apoios	17
2.6.	Normas aplicáveis	18
2.7.	Metodologia de cálculo	19
2.7.1.	Expansão térmica.....	19
2.7.2.	Comprimento crítico.....	20
2.7.3.	Aumento da flexibilidade.....	21
2.7.3.1.	Dimensionamento da Lira.....	22
2.7.3.2.	Métodos de análise de flexibilidade:	23
3.	DIMENSIONAMENTO DE SISTEMAS DE TUBAGENS	27
3.1.	Requisitos da norma em termos de tensões.....	27
3.1.1.	Tensão para carregamentos constantes.....	29
3.1.2.	Tensões provocadas por carregamentos ocasionais	30
3.1.3.	Tensão causada por expansão térmica	30
3.1.4.	Pré-tensionamento	31
3.2.	Esforços relacionados com a expansão térmica	32
3.2.1.	Método de S.W. Spielvogel.....	32
3.2.1.1.	Centro elástico.....	32
3.2.1.2.	Teorema de castigliano	34
3.2.1.3.	Momentos de linha de inércia	39

3.2.2.	Método de Grinnel	40
3.2.2.1.	Para uma Lira centrada:	40
3.2.2.2.	Configuração em L	41
3.2.3.	Método da viga em balanço guiada	42
3.2.3.1.	Caso geral de qualquer configuração	43
3.3.	Esforços relacionados com o peso	46
4.	ANÁLISE DE FLEXIBILIDADE E ANÁLISE ESTÁTICA	49
4.1.	Caso de carga 1: Expansão térmica	49
4.2.	Influência do comprimento crítico no traçado.....	52
4.2.1.	1) Influência da temperatura de operação	52
	53	
4.2.2.	2) Influência do diâmetro nominal	53
4.2.3.	3) Influência do schedule	54
4.3.	Análise A.1: Variação do comprimento da lira centrada	55
4.4.	Análise A.2: Influência de L1 na lira centrada	58
4.5.	Análise B: Lira não centrada.....	60
4.6.	Análise C: Configuração simples em L	62
4.7.	Cálculo via software.....	64
4.7.1.	Discussão de resultados.....	65
4.8.	Caso de carga 2: Esforços relacionados com o peso	70
5.	DIMENSIONAMENTO PARA A ÉVORA MOLTEN SALT PLATFORM ...	73
5.1.	Évora Molten Salt Platform-descrição	73
5.2.	Caesar II	73

5.3.	Alternativas 1 e 2.....	75
5.3.1.	Alternativa 1.....	75
5.3.2.	Alternativa 2.....	76
5.4.	Resultados	77
5.4.1.	Alternativa 1.....	77
5.1.1.	Alternativa 2.....	79
5.5.	Comparação de resultados.....	81
6.	CONCLUSÃO.....	83
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	87
8.	ANEXOS.....	91
	Anexo 1: Posição dos dispositivos de apoio- Alternativa 1.....	91
	Anexo 2: Deformadas relativas ao caso de carga 1 e 2 para sugestão final	92
	Anexo 3: Implementação no layout (AUTOCAD-overview)	93
	Anexo 4: Desenho isométrico- Alternativa 1	94
	Anexo 5: Desenho isométrico- Alternativa 2	95
	Anexo 6: Gráfico do fator intensificador de tensões	96

Índice de Figuras

Figura 1.1: Tubagens do porto de Sines	1
Figura 2.1: Esquema do fluxo de processo de uma central termosolar de grande escala [5].....	6
Figura 2.2:Tubagens de sais fundidos em centrais termosolares. [6]	6
Figura 2.3: Tubagens de óleos térmicos no solar loop [7].....	6
Figura 2.4: Cronograma de classificação de aços. Adaptado de [2]	8
Figura 2.5: Curvas caraterísticas de tensão para diferentes aços. À esquerda curva caraterística em regime de fluência e à direita combinação de fluência e fadiga [10].....	10
Figura 2.6: Secção da tubagem com o condutor e efeito do fluxo através do tubo com o isolamento [14]	14
Figura 2.7: Diferentes tipos de apoios rígidos. À esquerda, apoios das tubagens de Sines. À direita apoio tipicamente utilizado na indústria petroquímica [15] .	16
Figura 2.8: Espaçamento entre apoios sugerido pela norma ASME B31.1 [16]	17
Figura 2.9: Lira centrada	21
Figura 2.10: Método das Vigas Guiadas [20]	25
Figura 3.1: Determinação de esforços secundários para mudanças de direção e derivações. [16].....	28
Figura 3.2: Tubo á temperatura de referência e com o aumento de temperatura sem restrições em B. Adaptado de [27]	33
Figura 3.3: Cálculo do deslocamento em Δ_{xx} Adaptado de [27].....	36
Figura 3.4: Cálculo do deslocamento em Δ_{yy} . Adaptado de [27].....	37
Figura 3.5: Cálculo do deslocamento Δ_{xy} . Adaptado de [27].....	38
Figura 3.6: Cálculo do deslocamento Δ_{yx} . Adaptado de [17].....	38
Figura 3.7: Momento de inércia de linha de um tubo reto [17]	39
Figura 3.8: Lira centrada	40
Figura 3.9: Configuração em L	41
Figura 3.10: Flechas numa tubagem tridimensional. Adaptado de [28].....	43
Figura 3.11: Carga uniformemente distribuída-Diagrama de esforços solicitantes Adaptado de [29]	47
Figura 3.12: Deformada da viga bi-apoiada devido ao peso. Adaptado de [29]	47
Figura 4.1: Fluxograma do estudo realizado	50

Figura 4.2: Influência da T [°C] no L_{cr} [m] para aços inoxidáveis austeníticos	53
Figura 4.3: Influência da T [°C] e diâmetro nominal no L_{cr} [m]	54
Figura 4.4: Influência T [°C] e schedule no L_{cr} [m]	54
Figura 4.5: Lira centrada entre encastramentos	55
Figura 4.6: Comportamento de F_x com o aumento de L_2	56
Figura 4.7: Comportamento de SE com o aumento de L_2	57
Figura 4.8: Comportamento de M com o aumento de L_2	57
Figura 4.9: Comportamento de F_x com o aumento de L_1	59
Figura 4.10: Comportamento de M com o aumento de L_1	59
Figura 4.11: Comportamento de SE com o aumento de L_1	59
Figura 4.12: Comportamento de F_x com o aumento de L_1	61
Figura 4.13: Comportamento de M com o aumento de L_1	61
Figura 4.14: Comportamento de SE com o aumento de L_1	61
Figura 4.15: Comportamento de SE com o aumento de L_1	63
Figura 4.16: Comportamento de M com o aumento de L_1	63
Figura 4.17: Comportamento de F_x com o aumento de L_1	63
Figura 4.18: Local de tensão máxima e tabela resumo das tensões máximas para lira centrada. Extraído de CAESAR II	66
Figura 4.19: Local de tensão máxima e tabela resumo das tensões máximas para configuração em L. Extraído de CAESAR II	66
Figura 4.20: Local de tensão máxima e tabela resumo das tensões máximas para lira não centrada. Extraído de CAESAR II	66
Figura 4.21: Cotovelo. [16]	67
Figura 4.22: Deformada da viga bi-apoiada devido ao peso:	70
Figura 4.23: Secção transversal do tubo	70
Figura 4.24: Layout do caso de estudo e local de espaçamento máximo entre apoios. Extraído de CAESAR II	71
Figura 5.1: Layout da área de intervenção da Évora Molten Sal Platform	73
Figura 5.2: Alternativa 1 e respetivas restrições de deslocamentos. Extraído de CAESAR II	75
Figura 5.3: Alternativa 2 e respetivas restrições de deslocamento. Extraído de CAESAR II	76

Figura 5.4: Vista de topo e ampliação das deformadas para alternativa 1. Extraído de CAESAR II	78
Figura 5.5: Vista de topo e ampliação dos locais de deformação máxima. Extraído de CAESAR II	80
Figura 8.1: Localização dos dispositivos de apoio- Alternativa 1. Extraído de CAESAR II.....	91
Figura 8.2: Localização dos dispositivos de apoio- Alternativa 2. Extraído de CAESAR II.....	91
Figura 8.3: Deformada por acção da temperatura (caso de carga 1), vista de topo. Extraído de CAESAR II	92
Figura 8.4: Deformada por acção do peso e pressão (caso de carga 2), vista de topo. Extraído de CAESAR II	92
Figura 8.5: Interface tubagem e estruturas, Alternativa 1.....	93
Figura 8.6: Interface tubagens e estruturas, Alternativa 2.....	93
Figura 8.7: Isometria da Alternativa 1. Extraído de CAESAR II.....	94
Figura 8.8: Isometria da Alternativa 2. Extraído de CAESAR II.....	95
Figura 8.9: Factor de concentração de tensões	96

Índice de Tabelas

Tabela 4.1: Resumo do estudo a ser efetuado.....	51
Tabela 4.2: Propriedades do material utilizado	51
Tabela 4.3: Tabela resumo das tensões máximas para lira centrada	57
Tabela 4.4: Tabela resumo das tensões máximas para lira não centrada	62
Tabela 4.5: Tabela resumo das tensões máximas para configuração em L	64
Tabela 4.6: Tabela resumo tensões máximas para métodos analíticos vs software	65
Tabela 4.7: Resumo de tensões máximas com SIF métodos analíticos vs software	68
Tabela 4.8: Diferenças percentuais métodos vs software	68
Tabela 5.1: Resumo dos casos de carga analisados	74
Tabela 5.2: Condições de serviço	74
Tabela 5.3: Propriedades seccionais do tubo e isolamento e fluido.....	74
Tabela 5.4: Propriedades mecânicas do material escolhido	74
Tabela 5.5: Tabela resumo de tensões máximas para alternativa 1	78
Tabela 5.6: Tabela resumo de tensões máximas para alternativa 1	79
Tabela 5.7: Tabela resumo de tensões máximas para alternativa 2	80
Tabela 5.8: Tabela resumo de tensões máximas.....	81
Tabela 5.9: Tabela resumo de tensões máximas para todos os casos de carga	82
Tabela 5.10: Resumo dos deslocamentos mais elevados nos locais relevantes	82

Nomenclatura¹

A	Área da secção transversal do tubo	m^3
C	Fator de Cold Spring	-
D	Diâmetro externo do tubo	m
E	Módulo de elasticidade do material	MPa
E_c	Módulo de elasticidade à temperatura de instalação	MPa
E_h	Módulo de elasticidade à temperatura máxima de operação	MPa
f	Fator de redução de tensões	-
F	Força axial	N
F_{cr}	Força crítica	N
F_x, F_y, F_z	Força segundo x, y e z	N
i	Fator de concentração de tensões	-
i_i	Fator de concentração de tensões aplicadas à tensão de flexão no plano de carregamento;	-
i_o	Fator de concentração de tensões aplicadas à tensão de flexão no plano perpendicular de carregamento;	-
I	Momento de inércia da secção transversal do tubo	mm^4
I_{mn}	Momento de inércia de linha no plano m-n	m
L	Comprimento à temperatura de referência de um segmento de tubagem	m
L_A	Vão admissível segundo o critério da tensão de flexão admissível	m

¹ As unidades descritas na nomenclatura correspondem às unidades utilizadas em SI. No decorrer do corpo do trabalho foram também apresentadas todas as unidades que não são calculadas em SI assim como aquelas são calculadas ou apresentadas em múltiplos unitários diferentes das apresentadas nesta nomenclatura

L_B	Vão admissível segundo o critério da flexa máxima de flexão admissível (m)	m
L_{cr}	Comprimento crítico (m)	m
L_T	Comprimento do segmento perpendicular à direção da expansão térmica (m)	m
M_A	Momento resultante na secção transversal provocado pelo peso (Nm)	Nm
M_B	Momento resultante na secção transversal provocado por ocasionais (Nm)	Nm
M_C	Momento resultante na secção transversal provocado pela expansão (Nm)	Nm
M_i e M_f	Momento induzido pelo deslocamento na extremidade de uma viga guiada (Nm)	Nm
M_i	Momento fletor no plano do carregamento (Nm)	Nm
M_o	Momento fletor no plano perpendicular ao do carregamento (Nm)	Nm
M_R	Momento Resultante (Nm)	Nm
M_x, M_y	Momento segundo as direções segundo as direções x, y (Nm)	Nm
P	Pressão interna de projeto	MPa
R	Reação calcular utilizando E_c (N)	N
R_h	Reação à temperatura máxima (N)	N
S	Tensão admissível do material (MPa)	MPa
S_A	Tensão de expansão admissível (MPa)	MPa
S_b	Tensão de flexão combinada (MPa)	MPa
S_{bi}	Tensão de flexão máxima no plano do carregamento (MPa)	MPa

S_{bo}	Tensão de flexão máxima no plano perpendicular ao do carregamento (MPa)	MPa
S_c	Tensão admissível à temperatura de instalação (MPa)	MPa
Sch	<i>Schedule</i> da Tubagem (-)	
S_E	Tensão admissível (MPa)	MPa
S_h	Tensão admissível à temperatura de operação (MPa)	MPa
S_p	Tensão de flexão de projeto provocada pelo peso (MPa)	MPa
t_e	Espessura efetiva (mm)	mm
T	Temperatura de instalação ($^{\circ}C$)	$^{\circ}C$
w_t	Peso total do sistema por unidade de comprimento (N/m)	N/m
$\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$	Coordenadas x, y, z no referencial do centróide (m)	m
Z	Módulo da secção transversal do tubo (mm^3)	mm^3
δ_{ny} e δ_{nz}	Expansão térmica cujo subscrito indica lado n considerado e flecha na direção y e z (mm)	mm
δ_{px} e δ_{pz}	Expansão térmica cujo subscrito indica lado p considerado e flecha na direção x e z (mm)	mm
δ_{rx} e δ_{rz}	Expansão térmica cujo subscrito indica lado r considerado e flecha na direção x e z (mm)	mm

Símbolos gregos

Δ :Expansão térmica (*mm*)

Δ_z :Flecha máxima do projeto (*mm*)

δ :Flecha de projeto (*mm*)

α :Coeficiente de Expansão térmica (*mm*)

τ :Tensão de corte (*MPa*)

Acrónimos

ASME: American Society of Mechanical Engineers;

ASTM: American Society for Testing and Materials;

DIN: Deutsches Institut für Normung

Lista de Programas

CAESAR II V 8.0[®]

Matlab V R2015a[®]

1. Introdução

1.1. Enquadramento histórico

O primeiro sistema de tubagens foi construído entre 3000 e 2000 a.C. na Mesopotâmia com o objetivo de irrigar extensas áreas de terra cultivada. Por volta da mesma altura, na China, canas de bambu eram usadas para distribuição da água à população que usava “válvulas” de madeira para controlar o fluido. Apesar de inicialmente terem sido usadas para fins agrícolas, devido à necessidade de irrigar áreas extensas, com o decorrer dos séculos, o seu uso foi ampliado para outros fins. Durante a revolução industrial os sistemas de tubagens desempenharam um papel crucial no desenvolvimento das grandes cidades em parte também devido à descoberta da máquina a vapor. Elas também se tornaram essenciais na exploração do petróleo. [1]

Atualmente os sistemas de tubagens são amplamente usados para fins em pequena e grande escala. Desde aplicações a nível residencial e edifícios comerciais, a instalações industriais. Nas aplicações em instalações à escala industrial, como refinarias petrolíferas ou plantas de processo industrial, estima-se que cerca de 25 a 50% do custo total da instalação se devam às tubagens. De referir também que os sistemas de tubagens constituem 25 a 35% das unidades de processamento, representando também entre 40-48% da mão-de-obra de engenharia. [2]



Figura 1.1: Tubagens do porto de Sines

Aquando da projeção de tubagens um dos aspetos mais importantes é a análise rigorosa das tensões a que o sistema está submetido. Uma correta projeção das tubagens ajudará a manter a integridade do sistema, impedindo falhas e acidentes. É por isso importante perceber a que tipo de carregamentos está o sistema sujeito. Assim, de modo sucinto, podemos definir que o sistema de tubagens estará submetido a carregamentos relacionados com o seu próprio peso, a ventos e sismos. Também é importante considerar carregamentos relacionados com o aumento de temperatura. Esse aumento desencadeia fenómenos de expansão o que pode levar a falhas do sistema por rutura ou fadiga dos materiais.

Para analisar a flexibilidade dos sistemas de tubagens, ou seja analisar a capacidade que o sistema tem de absorver a expansão térmica, são usados alguns métodos como o de *S.W. Spielvogel e Kellog*, Vigas guiadas, entre outros, que avaliam a tensão causada por expansão térmica. Naturalmente, a análise de tensões do sistema não se poderia resumir a uma simples análise de flexibilidade, no entanto este é ainda um dos procedimentos mais importantes para a projeção da integridade estrutural do sistema de tubagens. Um dos requisitos da projeção estrutural do sistema é também o de seguir requisitos e indicações que se encontram em normas de tubagens industriais. Estas normas fornecem instruções para uma correta projeção dos sistemas ajudando a manter a sua integridade estrutural [2].

1.2. Objetivos

A presente dissertação tem como objetivo fazer o dimensionamento de uma tubagem de altas temperaturas para a plataforma experimental de sais fundidos de Évora (EMSP). O dimensionamento enfoca sobretudo na análise de flexibilidade sendo que o cálculo da mesma é efetuado a partir de vários métodos para geometrias simplificadas. De um modo simplificado é também efetuada uma abordagem a nível de estática. Os resultados são depois comparados com os resultados do software CAESAR II. Por fim são apresentadas duas sugestões de configuração de tubagem a implementar recorrendo ao software para o dimensionamento dos casos de carga fazendo uso de alguns dos resultados obtidos na análise de flexibilidade.

1.3. Estrutura da dissertação

Esta dissertação encontra-se estruturada da seguinte maneira. No capítulo 1 é feita a introdução e resumo dos objetivos. No capítulo 2 efetua-se a revisão da literatura e é apresentado de modo sucinto algumas especificações a nível de projeto. No capítulo 3 é feita uma revisão a nível das normas aplicáveis e descritas as metodologias de cálculo adotadas. No capítulo 4 procede-se a análise de flexibilidade para geometrias simplificadas pelos vários métodos apresentando as restrições de cada um. No capítulo 5 é feito o dimensionamento de 2 alternativas da geometria da tubagem a implementar, a partir do software Caesar II. Finalizando, no capítulo 6 são descritas as conclusões.

2. Revisão da literatura

2.1. A energia solar térmica concentrada e os coletores concentradores

A energia solar térmica concentrada é usada para produzir calor e termoeletricidade. Os sistemas de concentração usam materiais refletores ou lentes e sistemas de seguimento para abranger uma grande área de captação da energia solar, concentrando-a depois numa área mais pequena.

É segundo este princípio que surgiram os coletores com concentração. Estes são uma alternativa interessante para aplicações onde haja uma maior necessidade de fornecimento de energia a altas temperaturas. Esse incremento de temperatura acontece quando se diminui a área de perdas de calor. Para tal é colocado um dispositivo ótico entre a fonte de radiação e a superfície absorvora. Comparativamente com os coletores solares planos, os coletores de concentração têm menos perdas de calor por unidade de área de captação e atingem temperaturas superiores. Os coletores concentradores podem ser classificados como não formadoras de imagem e formadoras de imagem dependendo se a imagem do sol é ou não focada no recetor. Dentro da categoria dos coletores formadores de imagem recaem os coletores concentradores do tipo cilíndrico parabólicos, disco parabólico, recetor de torre e refletor linear de Fresnel convencionais. [3]

2.2. Tubagens para fluidos de transferência de calor

As tubagens por onde circulam os fluidos de transferência de calor (sais fundidos ou óleos térmicos) são usadas nas centrais termosolares para conduzir o fluido térmico entre os tanques de fluido (frio e quente), coletores concentradores onde o fluido é aquecido, transferindo-o depois para permutadores de calor que farão a permuta de energia no bloco de potência. [4]. O conjunto de fileiras destes coletores é chamado de circuito primário solar (*Solar Loop*). Nas figuras 2.1 e 2.2 e 2.3 podemos observar o esquema de funcionamento de uma central termosolar assim como ilustrações das tubagens usadas para transportar o fluido térmico:

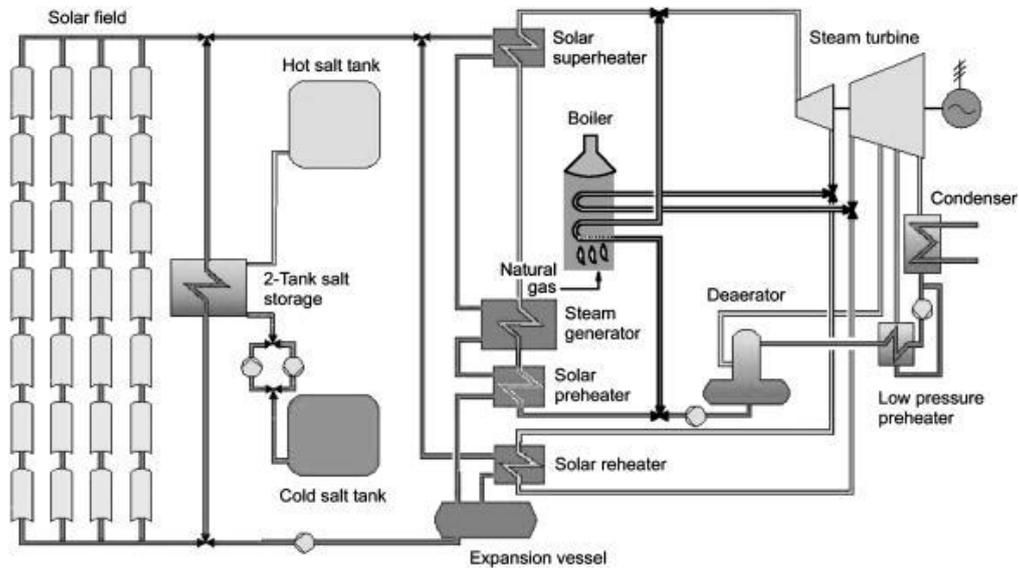


Figura 2.1: Esquema do fluxo de processo de uma central termosolar de grande escala [5]



Figura 2.2: Tubagens de sais fundidos em centrais termosolares. [6]



Figura 2.3: Tubagens de óleos térmicos no solar loop [7]

2.3.Fluido de transferência de calor

O uso do fluido de transferência de calor nas centrais de concentração solar tem um papel relevante. O objetivo dele é acumular energia térmica nos coletores e transportá-la para o ciclo de vapor que faz parte do bloco de potência. Os óleos térmicos são o fluido de transferência de calor padrão em centrais termosolares. Uma das misturas utilizadas é o óxido *biphenyl/diphenyl*. Contudo esta mistura apresenta algumas desvantagens como o facto de a sua temperatura máxima de operação ser de 400°C para os óleos térmicos usuais. Para além disso o óleo está sujeito a craqueamento térmico, que o destrói.

Como alternativa é usado o sal binário (60% de NaNO₃ e 40% de KNO₃) como fluido de transferência de calor, o que apresenta como vantagem o aumento da temperatura de saída do campo solar para [450-550]°C e com isto aumenta também a eficiência do ciclo de Rankine para valores superiores a 40%. O maior desafio relacionado com os sais fundidos é o seu ponto de solidificação ser muito alto [220 °C]. No entanto o uso de sais fundidos como fluido de transferência de calor para plantas termosolares com armazenamento térmico melhora o desempenho do campo e reduz os custos da eletricidade [8].

Investigações mais recentes pretendem demonstrar que a tecnologia de geração direta de vapor, usando água como fluido de transferência de calor, pode ser atrativa para alcançar temperaturas altas. Com o objetivo de obter sistemas de geração mais eficientes a empresa *Abengoa Solar* está a testar o uso de uma “segunda geração” de concentradores parabólicos que consiga alcançar temperaturas superiores a 400°C. Assim, numa primeira fase, o objetivo do protótipo foi produzir vapor sobreaquecido até uma temperatura de 450°C de modo a validar a estratégia de controlo que se adotou e o desenho do sistema. Após este período foram introduzidos novos componentes ao sistema (tubo recetor e interconexões entre coletores) que foram testados durante 3 meses a uma temperatura de operação de 550°C [9]. Nesta tecnologia a água é pré-aquecida e evapora dentro dos tubos coletores, o que permite um incremento adicional na inércia térmica devido ao calor de vaporização. Depois quando esse vapor de água sobreaquecido/saturado sai dos coletores entra diretamente no bloco de potência da turbina. A temperatura de saída de vapor é elevada

comparativamente com a temperatura de saída do óleo térmico, tornando-a uma alternativa interessante a este. Contudo esta investigação ainda se encontra em fase experimental devido à complexidade do processo e por esse motivo a tecnologia ainda não é usada em centrais termosolares lineares. Os problemas associados à presença de vapor saturado dentro das liras paralelas são complexos, particularmente em períodos transientes de radiação. [9]

2.4. Materiais

No que concerne aos materiais e no caso das grandes centrais termosolares, em que se pretende que as tubagens suportem as elevadas temperaturas do fluido inerente e que resistam às condições de corrosão a que são expostas pelos diversos agentes, os materiais escolhidos cingem-se a materiais metálicos. Esses materiais devem ser do tipo férreos mais especificamente de aço. Os aços são primeiramente classificados de acordo com a sua estrutura química. Tubos e acessórios são ligas de ferro (Fe) com uma pequena percentagem de carbono (C). Estes podem ser divididos em aços de carbono e aços de liga alta e de liga baixa. [2]

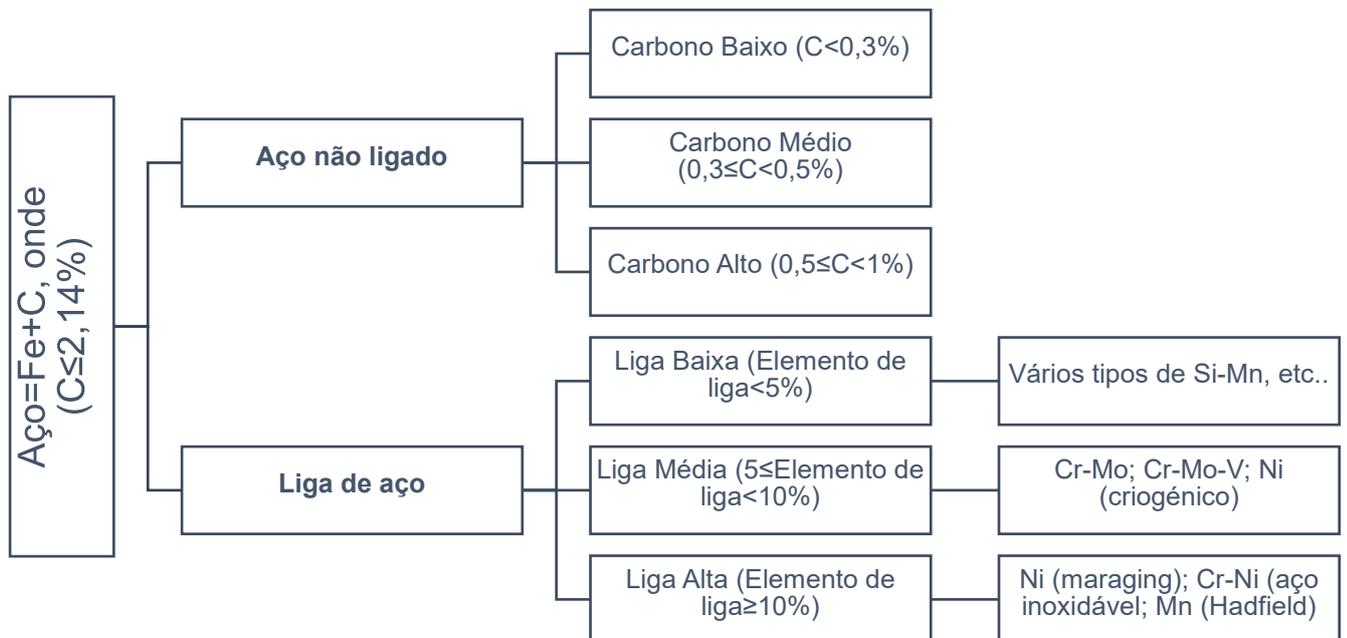


Figura 2.4: Cronograma de classificação de aços. Adaptado de [2]

2.4.1. Aços de carbono

Os aços de carbono são constituídos por ferro com menos de 1,7% de carbono (C), cerca de 1,65% de Manganês (Mn) e outros elementos como Al, Cr, Ni, Mo, Co. O aço carbono é o material mais usado nas indústrias química, de processos, hidrocarbonetos, em tubagens entre outras aplicações. Estes aços podem ser ainda classificados como “suave”, “médio” e “alto” carbono.

Os aços de liga são aços que contêm quantidades deliberadas de elementos de liga tais como: 0,3 % de cromo (Cr), 0,3 % de níquel (Ni) 0,08 % de molibdénio (Mo), entre outros (ex.: ASTM A 941). Os aços de liga são geralmente usados em altas temperaturas de operação, como linhas de vapor a alta temperatura em centrais de energia, permutadores de calor, tubos de fornos e reatores químicos de embarcações.

Estes subdividem-se em aços de liga baixa e aços de liga alta.

2.4.1.1. Liga média e baixa de aço

Ligas baixas de aço são uma categoria de materiais férreos que exibem características mecânicas superiores aos aços de carbono como resultado da adição de elementos de liga tais como: níquel, cromo, molibdénio. A percentagem total de liga pode variar desde valores de 2,07% até valores abaixo dos aços inoxidáveis que contêm um mínimo de 10% de Cr. Para muitos aços de liga baixa a função principal dos elementos de liga é aumentar a dureza em ordem a otimizar propriedades mecânicas e dureza depois do tratamento de calor. No entanto em alguns casos adições de liga são usadas para reduzir degradação ambiental sobre certas condições específicas de serviço.

2.4.1.2. Liga alta de aço

Este tipo de aço contém mais de 10% de Cr. Uma liga típica deste tipo de aço é o aço inoxidável que possui um teor de Cr na ordem dos 18%. Os aços inoxidáveis podem ser fabricados como martensítico (ex.:ASTM A217), ferrítico (ex.:ASTM A268) ou austenítico (ex.:ASTM A312). [1]

O aço é classificado como martensítico quando o teor de liga é superior a 5%. Austenítico é caracterizado por ter uma estrutura austenítica à temperatura ambiente, devido a elevados valores de certos elementos de liga (Ni, Mn, Cu, Co). Por fim podem também ser ferríticos quando possuem elevados valores dos elementos de liga (Cr, N ou Si) mas com baixo teor de carbono [1]

Um dos principais aspetos a serem considerados quando se escolhe um material, que tem de ser capaz de suportar elevadas temperaturas de operação é a *Hot Strength* visto que é um fator decisivo na determinação da deformação sobre o tempo de vida expectável. Como se pode observar no gráfico abaixo os aços inoxidáveis têm um intervalo de resistência mais alto que os aços de baixo carbono sem liga. Também podemos observar que os aços austeníticos apresentam uma resistência consideravelmente mais alta que os aços ferríticos e martensíticos, tornando-os assim elegíveis para tubagens que tenham de suportar elevadas temperaturas de serviço. No segundo gráfico pode ser observado o comportamento de vários aços inoxidáveis quando submetidos ao teste de rutura por deformação, ou seja, observar a tensão que causará rutura nos aços inoxidáveis às 10000h. [10]

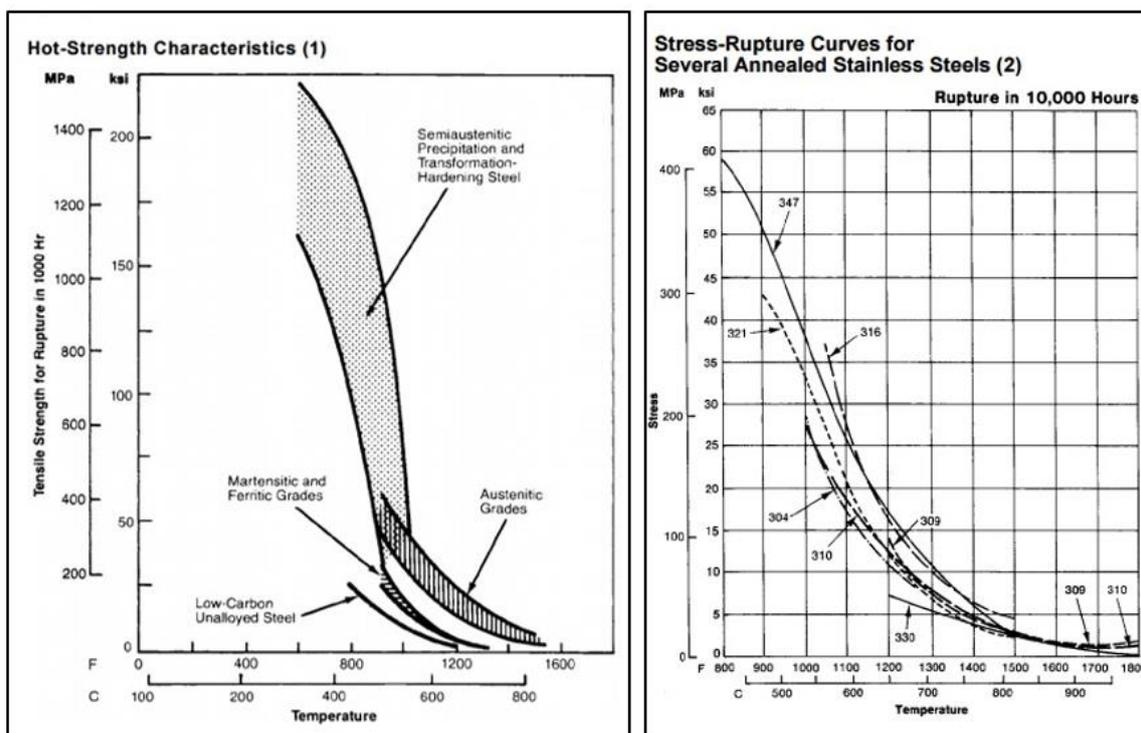


Figura 2.5: Curvas características de tensão para diferentes aços. À esquerda curva característica em regime de fluência e à direita combinação de fluência e fadiga [10]

2.4.2. Classes dimensionais

A escolha dos materiais depende da sua adequação relativamente ao serviço a que se destina. Como tal, está dependente de alguns fatores como:

- Condições de serviço: pressão e temperatura de operação;
- Propriedades do fluido a ser transportado: resistência química;
- Tensões admissíveis á temperatura de instalação e temperatura máxima de projeto;
- Perdas de carga;
- Propriedades dimensionais do tubo: como diâmetro e espessura. [1]

No que respeita a classes dimensionais existem algumas normas que abrangem os tubos fabricados a partir dos processos usuais de fabricação e respetivas conexões. São elas, ASME B36.10 para aço carbono e aço de liga e ASME B36.19 para aços inoxidáveis. Existem outras normas como a DIN, no entanto a ASME é a mais utilizada no mercado.

A norma ASME B36.19 abrange tubos de aço inoxidável soldado e sem costura com diâmetros nominais desde 1/8” até 30”. De referir que o diâmetro nominal não se refere a uma dimensão física servindo apenas como referência.

Para cada diâmetro nominal são fabricados tubos com várias espessuras de parede sendo que essa espessura apenas influencia o diâmetro interno. A nível industrial essa espessura é designada de *Schedule Number*. O número de série que define cada uma dessas espessuras está estritamente relacionado com as condições de serviço a que se destina e é calculado a partir da seguinte relação:

$$Sch = \frac{1000P}{S} \quad (2.1)$$

Em que:

- P = pressão de projeto em MPa ;

- S =tensão admissível do material em MPa .

De entre os números de série disponibilizados a série 40 é a mais utilizada sendo considerada como padrão, seguida da série 80. A nível de projeto, o projetista deve calcular o valor de espessura de parede para as condições específicas a que o tubo se destina. Seguidamente deve proceder à seleção da série que vá de encontro a esses requisitos constantes na tabela 1 da norma ASME B36.19 [11]

Relativamente às conexões do tubo, como curvas, tees, reduções, entre outros seguem a mesma espessura ou número de série do tubo a que se encontra conectado. Sendo que também para estes a série padrão é a série 40.

2.4.3. Corrosão

As altas temperaturas de funcionamento das centrais, em conjunto com a natureza corrosiva do fluido de transferência de calor, são os principais responsáveis pelo agravamento da corrosão.

No que diz respeito aos sais fundidos estes podem corroer as tubagens metálicas a partir do processo de reação líquido-metal (designada solução simples), por fenómenos de transferência de gradiente de massa e temperatura, ou por reações de impureza. No caso das centrais termosolares em que são usados sais fundidos, são vulgarmente usados os aços inoxidáveis austeníticos já que estes demonstram boa resistência a altas temperaturas de serviço.

A experiência adquirida com a planta Solar Two a par da revisão bibliográfica indicam que o aço inoxidável 304 e 304H, que foi utilizado para as tubagens da central sofria corrosão combinada com propagação de fendas. Segundo [12] a corrosão sob tensão acontecia para os aços inoxidáveis 304 e 316 quando estes eram expostos a várias condições como esforço de tensão residual devido a soldadura e operações de laminação. Outros fatores seriam a presença de cloretos de sal no nitrato fundido e também a exaustão do cromo visto que este é solúvel com o sal. Segundo o mesmo autor a nível industrial o sal fundido

apresentava várias impurezas. De destacar a presença de cloretos e percloratos quimicamente ativos que agravava o fenómeno de corrosão nos aços supracitados. Segundo [12] os aços inoxidáveis 321 e 347 e os aços ferríticos com um teor alto de cromo serão os ideais, já que não sofrem corrosão nas condições de operação do sal, sendo por isso os adequados para as tubagens em questão. Os aços 321 e 347 são comparáveis ao aço 304 e geralmente apresentam uma resistência superior à corrosão intergranular. [12]

2.4.4. Traçagem elétrica

O uso do sal fundido como fluido de transferência de calor coloca questões associadas à configuração e desenho do sistema. As centrais são configuradas para que o fluido de transferência de calor, seja ele o sal fundido ou o óleo térmico, circule continuamente. Isto coloca desafios a nível de engenharia visto que o sal binário tem um ponto de solidificação alto (220 °C), obrigando a que haja um sistema que permita que a temperatura de operação não desça abaixo de um valor mínimo usualmente de 250°C. Se o fluido solidificar na tubagem o sal contrai. Essa contração por si só não é o problema maior, contudo assim que o sal funde novamente a expansão térmica poderá conduzir à rotura da tubagem e à danificação permanente de outros componentes. [12]

A traçagem elétrica é então a solução adotada para manter o fluido à temperatura desejada. Assim, o propósito desta traçagem é aquecer de modo elétrico, superfícies e tubagens, prevenindo a solidificação do fluido que circula dentro delas.

Os tipos mais comuns de traçagem elétrica são: autorregulação a baixas temperaturas, fita de calor (para uma densidade e temperatura alta de aquecimento), potência constante e temperatura média, isolamento mineral (para temperaturas altas) e para resistência em série.

Este método de aquecimento de tubagens é vantajoso já que pode trabalhar em qualquer lugar que tenha disponibilidade de energia elétrica. Pode também ser instalado em tubagens metálicas e não metálicas independentemente do seu tamanho, funcionando bem em componentes que necessitem de um controlo de temperatura preciso. [13]

2.4.4.1. Novos desenvolvimentos no âmbito da traçagem elétrica

Investigações no sentido de evitar a solidificação do sal nas tubagens levaram à criação de uma tubagem de transporte de sais fundidos em que o sal nas condições de solidificação/fusão não cause danos à tubagem. O seu principal objetivo é reduzir a dissipação de calor quando este não se encontra em operação a partir da redução de temperatura do sal. Esse objetivo foi alcançado com o uso de uma tubagem cuja parede interior apresenta estabilidade a diferentes temperaturas e de um condutor de calor que é colocado dentro da tubagem para aquecimento do fluido conforme se pode observar na figura 2.6. Isto permite que, nas condições em que o sal solidifique na tubagem, essa solidificação se dê em torno do condutor. *A posteriori*, a fundição do sal irá acontecer de modo uniforme criando um canal a partir do qual o sal poderá fluir ao longo da tubagem conforme se pode visualizar na figura 2.6. Isto evita a expansão volumétrica das tubagens e consequentemente as pressões elevadas que ocorrem nas mesmas aquando dessa expansão. Uma temperatura uniforme em torno do condutor também permite que, quando o sal fundir, esse fenómeno aconteça simultaneamente ao longo de todo o comprimento da tubagem o que faz com que a pressão seja igualada [14].

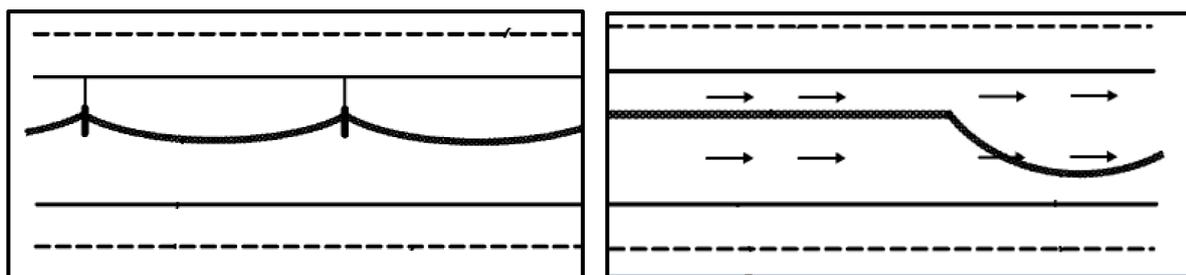


Figura 2.6: Secção da tubagem com o condutor e efeito do fluxo através do tubo com o isolamento [14]

2.5. Apoios

Os apoios utilizados em sistemas de tubagens podem ser definidos como sendo dispositivos que sustentam o peso da tubagem. Esse será um dos seus principais objetivos, no entanto estes devem também ser capazes de absorver

ou transmitir reações derivadas da expansão térmica. Servem também para guiar ou restringir o movimento da tubagem. O correto dimensionamento dos apoios é um dos fatores mais importantes no dimensionamento de tubagens visto que um apoio mal colocado pode comprometer a integridade estrutural do sistema. O elevado custo deste tipo de dispositivos, associados ao custo que uma falha estrutural acarreta, não deixa margem para dúvidas sobre a importância de um dimensionamento preciso destes dispositivos. O projetista deve ter em linha de conta alguns critérios na escolha de apoios tais como: a função a que se destina (guiar, ancorar, etc. ...), magnitudes de carga que devem absorver e limitações espaciais. O projeto do sistema de tubagem interrelaciona-se com o projeto dos apoios assim para ambos devem ser tomadas em conta:

- O sistema deve ser dimensionado para que não exceda as tensões admissíveis pelo código aplicável;
- As forças e momentos nos equipamentos também não devem exceder os limites admissíveis;
- Devem evitar-se tensões excessivas nos elementos de apoio;
- Deve também evitar-se uma excessiva deflexão do sistema de tubagem;

A nível de projeto devem também ser considerados os esforços aos quais os apoios estarão submetidos assim como:

- Esforços relacionados com o peso. Aqui considera-se o peso do tubo (peso de outros tubos, ramais ou derivações da tubagem), válvulas e todos os equipamentos a que esteja conectada. Também o peso do fluido é contabilizado assim como o peso do isolamento da tubagem;
- Ações dinâmicas: ação do vento, sismos, etc. [1]

2.5.1. Tipo de apoios:

- **Apoios rígidos:** Restringem ou impossibilitam um determinado movimento (translação e ou rotação). Eles podem ser classificados tendo

em conta o limite que impõe à tubagem. Assim podemos ter: suportes de atrito, suportes restritivos ou verticais;

- **Apoios não rígidos:** Limitam os movimentos da tubagem pela aplicação de forças. Eles podem permitir movimentos controlados. São classificados de acordo com o tipo de atuação. Assim podem ser do tipo: ação constante, ação variável e amortecedores.

No que diz respeito à escolha dos apoios deve evitar-se o uso de âncoras já que devido ao facto de restringir qualquer tipo de movimento reduzem fortemente a flexibilidade das tubagens. A sua utilização só é aconselhável em caso de necessidade de limitar completamente a propagação de esforços ou vibrações. A ação combinada de guias, batentes e outros dispositivos de apoio satisfazem convenientemente na maioria dos casos limitações e orientação dos movimentos de expansão térmica. [1]

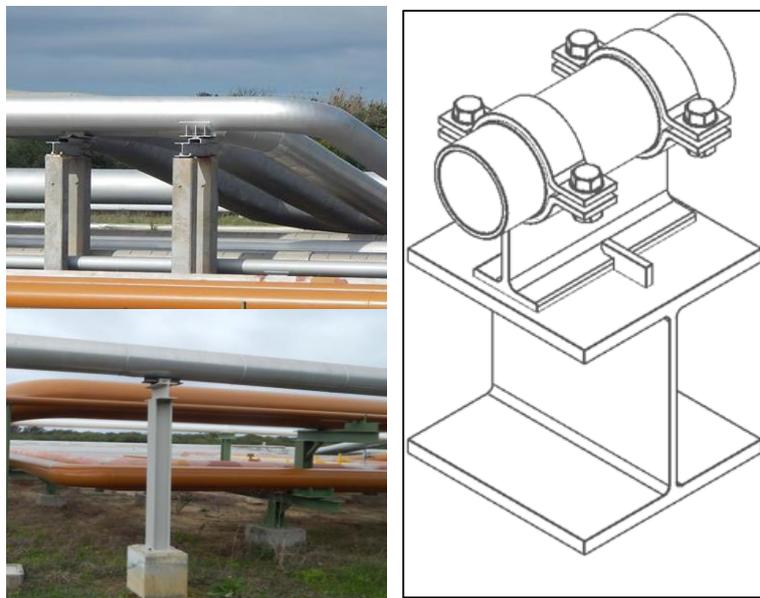


Figura 2.7: Diferentes tipos de apoios rígidos. À esquerda, apoios das tubagens de Sines. À direita apoio tipicamente utilizado na indústria petroquímica [15]

2.5.2. Espaçamento entre apoios

O espaçamento entre apoios resulta da ponderação de vários fatores tais como: expansão e rotação do tubo causados por tensões provocadas por cargas suspensas. A norma ASME B31.1 [16] define o espaçamento mínimo entre suportes considerando o diâmetro nominal do tubo e o serviço para o qual se destina conforme se pode visualizar na figura 2.8.

Nominal Pipe Size, NPS	Suggested Maximum Span			
	Water Service		Steam, Gas, or Air Service	
	ft	m	ft	m
1	7	2.1	9	2.7
2	10	3.0	13	4.0
3	12	3.7	15	4.6
4	14	4.3	17	5.2
6	17	5.2	21	6.4
8	19	5.8	24	7.3
12	23	7.0	30	9.1
16	27	8.2	35	10.7
20	30	9.1	39	11.9
24	32	9.8	42	12.8

Figura 2.8: Espaçamento entre apoios sugerido pela norma ASME B31.1 [16]

Segundo [2] esse espaçamento pode também ser calculado fazendo uso da tensão de flexão admissível ou a partir do critério de flecha máxima a partir das seguintes equações:

$$L_A = \sqrt{\frac{10ZS_p}{W_T}} \quad (2.2)$$

$$L_B = \sqrt{\frac{128E_h I \Delta_z}{W_T}} \quad (2.3)$$

Onde:

- Z =módulo da secção transversal do tubo em mm^3 ;
- S_p = tensão máxima de flexão admissível em MPa ;

- W_T =peso por unidade comprimento do tubo, isolamento e fluido em N/m ;
- I =momento de inércia da secção transversal do tubo em mm^4 ;
- Δ_z = flecha máxima de projeto em mm ;

2.6. Normas aplicáveis

De modo a assegurar a segurança e boas práticas no que respeita ao projeto e construção de sistemas de tubagens este deve seguir as indicações e requisitos que constam em determinadas normas e códigos. Este é um dos requisitos mais importantes a nível de projeto já que permitem a ponderação ajustada entre custos do sistema vs segurança.

Nos Estados Unidos, a *American Society of Mechanical Engineers* (ASME) é a mais conceituada na formulação dessas normas. É formada por vários comités que regem e regulam a prática destes requisitos de segurança.

A família de documentos responsável pelo dimensionamento e construção de tubagens de pressão é a ASME B31-*Code for Pressure Piping*. O termo tubagem de pressão refere-se a sistemas de tubagens que operam a uma pressão superior a 15psig . O documento ASME B31 é constituído por várias secções que são publicadas em separado consoante a área a que se destinam. São elas:

- B31.1: Centrais a vapor e produção de energia;
- B31.2: Gás combustível;
- B31.3: Indústria química e refinarias;
- B31.4: Transporte de petróleo líquido;
- B31.5: Refrigeração;
- B31.8: Sistemas de transporte e distribuição de gás;
- B31.9: Construção civil.

Para o caso das centrais termosolares a secção aplicável é a ASME B31.1: *Power Piping*. Esta norma é a adequada para estações onde exista geração de

vapor, sendo usadas tipicamente em centrais elétricas, centrais nucleares entre outros. [1]

Serão apresentados detalhadamente alguns dos requisitos da norma no capítulo 3 no que respeita a critérios de dimensionamento e de análise de flexibilidade das tubagens.

2.7. Metodologia de cálculo

De seguida são descritos alguns conceitos que são considerados relevantes a nível do dimensionamento que se pretende efetuar assim como as metodologias tipicamente utilizadas.

2.7.1. Expansão térmica

O aumento da temperatura desencadeia fenómenos de expansão e conseqüente contração térmica do material. Assim há a necessidade de prever restrições para a expansão térmica do mesmo. Se estas restrições não forem corretamente dimensionadas, o aumento da temperatura e conseqüente expansão térmica, podem desencadear tensões adicionais danificando o sistema e equipamento a que esta esteja conectada. Como tal as restrições feitas ao sistema incluem uma compreensão e conhecimento de conceitos relacionados com os limites de flexibilidade e tensão dos materiais. A flexibilidade do material pode ser definida como sendo a capacidade que este apresenta de absorver a expansão térmica. [17]

Numa primeira abordagem do dimensionamento é importante calcular a expansão térmica das tubagens que é obtida a partir do coeficiente de expansão térmica a partir da seguinte relação:

$$\Delta = \alpha \times L \times \Delta_T \quad (2.4)$$

Δ = expansão térmica em m

α = coeficiente de expansão térmica em $\frac{mm}{mm}/^{\circ}C$

L = comprimento do tubo em m

Δ_T = variação da temperatura em $^{\circ}C$

2.7.2. Comprimento crítico

O comprimento crítico da tubagem pode ser definido como sendo o comprimento máximo que esta deve ter de modo a que absorva as cargas relacionadas com a expansão térmica. Assim para o cálculo consideramos um segmento de tubagem reto de comprimento L , com uma área de secção transversal A e um momento de inércia na secção I apenas sujeito à expansão térmica. Em ordem a obtermos esse comprimento crítico, recorre-se à fórmula de deformações de elementos sobre carregamento axial que determinará a relação entre expansão térmica e força de compressão axial [18]:

(2.5)

$$\Delta = \frac{FL}{AE}$$

Em que:

E = módulo de elasticidade em MPa ;

L = comprimento da tubagem em m ;

A = área da secção transversal em mm^2 ;

F = força axial em N ;

Substituindo a expansão térmica para obter o valor de força axial temos que:

$$F = \alpha AE \quad (2.6)$$

Para a obtenção do comprimento crítico é oportuno recorrer à fórmula de instabilidade de *Euler* para colunas bi-encastradas [18]:

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(0,5L)^2} \quad (2.7)$$

Por fim, substituindo F_{cr} por F podemos obter a seguinte expressão que permite o cálculo do comprimento crítico:

$$L_{cr} = \sqrt{\frac{\pi^2 I}{0,25A\alpha}} \quad (2.8)$$

2.7.3. Aumento da flexibilidade

A variação das temperaturas de operação, conforme já explicado, leva a que o material da tubagem sofra alterações a nível dimensional. Em muitos casos, é observado que mudanças de direção do sistema, por si só, já são suficientes para absorver a expansão. No entanto quando tal não acontece é importante, no sentido de compensar as forças e tensões resultantes da expansão, impor alternativas de modo a flexibilizar o sistema de tubagens. Uma dessas alternativas consiste na utilização de liras. As liras não são mais que troços adicionais de tubagens. Em alternativa e quando, por motivos de constrangimento espacial, esta solução se torna inviável recorre-se a juntas de expansão. A nível de engenharia é preferível o uso das liras já que as juntas de expansão, apesar de serem um método mais sofisticado de aumento de flexibilidade, estão sujeitas a avarias e requerem uma manutenção cuidada. [17]

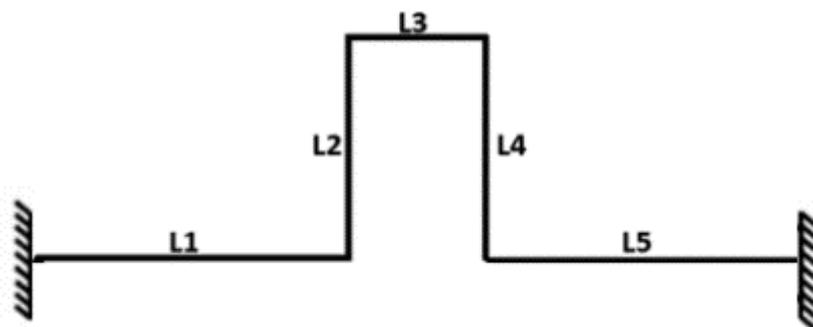


Figura 2.9: Lira centrada

O princípio de funcionamento das liras é simples e é facilmente compreensível o seu método, que consiste na adição de troços perpendiculares ao troço original, que quando colocados estrategicamente, absorvem a expansão térmica. Essa expansão é absorvida nos troços da lira que estejam perpendiculares ao segmento original da tubagem em vez de serem absorvidas através da compressão axial do tubo.

2.7.3.1. Dimensionamento da Lira

Tendo como base de referência a figura 2.9 é importante tomar algumas considerações relativamente à configuração e localização da lira. Segundo [19] a lira deverá ser simétrica. Ou seja o comprimento L_2 deverá ser igual a L_4 . Também se estabelecem outras relações entre as dimensões. Não há muito consenso entre projetistas no que diz respeito à relação entre a dimensão de L_2 e L_3 . Alguns consideram que L_3 deverá ser igual a L_2 , numa relação que pode convergir até que L_3 seja $1/2 L_2$ em casos de limitações espaciais. Por outro lado alguns definem que a melhor configuração seja aquela que segue a relação de: $L_3 = 1/2 L_2$ [20].

Seguidamente para calcular o comprimento de L_2 é usada a seguinte expressão que deriva do método de vigas guiadas [20]:

$$L_2 = \sqrt{\frac{3E_h D \Delta}{S_A}} \quad (2.9)$$

E_h = módulo de elasticidade do material à temperatura de operação em MPa ;

D = diâmetro exterior em m ;

S_A = tensão admissível em MPa

É também importante definir a localização das liras na configuração do sistema. Assim sempre que possível as liras devem encontrar-se centradas entre as ancoragens $L_1 = L_5$. Na impossibilidade de centrar a lira deve pelo menos tentar-se que as comprimento da tubagem em cada lado da lira tenha as suas dimensões o mais parecidas possível [20].

2.7.3.2. Métodos de análise de flexibilidade:

São vários os métodos analíticos que podem ser usados para a análise de flexibilidade do sistema de tubagens. Os resultados obtidos a partir destes métodos podem apresentar variações relacionadas com o número de variáveis que são contabilizadas em cada um deles. Os métodos de cálculo mais utilizados são:

- Método de *Spievogel* [21];
- Método da *M.W. Kellogg Company* [22];
- Método gráfico da *Grinnel Industrial Piping* [23];

Para além dos métodos podem ser feitas verificações a nível de flexibilidade tendo em conta normas realizando certas verificações de cálculo.

Tendo como linha de referência a norma: ASME B31.1 [16] podem ser feitas 2 verificações a nível de flexibilidade para sistemas de tubagens que possuam no máximo dois dispositivos de apoio, dispensando uma análise mais formal.

Assim a primeira verificação deve satisfazer a seguinte relação:

$$\frac{DY}{(L - U)^2} \leq K_1 \quad (2.10)$$

D =diâmetro exterior do tubo em mm ;

Y =deslocamento a ser absorvido em m ;

L =comprimento entre ancoragens em m ;

U =comprimento total entre ancoragens em m ;

$K_1=208,3$ [16].

Após esta verificação usa-se o método das vigas guiadas para calcular forças e momentos resultantes da expansão térmica nos suportes.

Segundo este método a expansão térmica axial é absorvida pela flexão dos troços perpendiculares á direção da expansão. O método usado para analisar as tubagens pode ser comparável ao método das vigas guiadas pelo facto do comportamento da tubagem, no que diz respeito a translação associada ao deslocamento na interseção dos troços, se comportar de modo idêntico.

Assim consideramos para a tubagem, tal como acontece com as vigas guiadas, que o deslocamento que é imposto induz uma força P e um momento M na extremidade do troço que pode ser calculado da seguinte maneira [20]:

$$M = \frac{6E_c I}{L_T^2} \Delta \quad (2.11)$$

$$P = \frac{12E_c I \Delta}{L_T^3} \quad (2.12)$$

E_c =módulo de elasticidade à temperatura de instalação em MPa ;

L_T =comprimento do troço perpendicular à direção da expansão em m ;

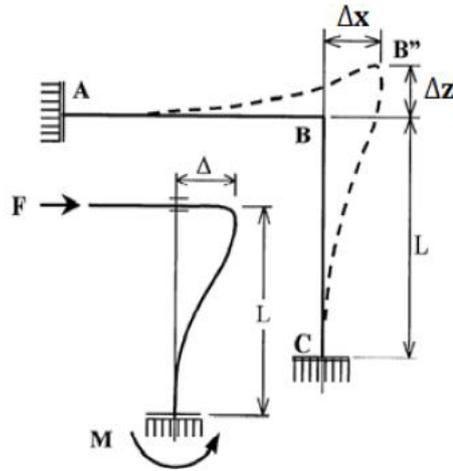


Figura 2.10: Método das Vigas Guiadas [20]

A tensão em cada troço corresponde à tensão por flexão relacionada com a expansão térmica. Assim, tendo por base o método das vigas guiadas, esta pode ser calculada recorrendo à seguinte expressão [20]:

$$S = \frac{M}{Z} = \frac{3E_c D}{L_T^2} \Delta \quad (2.13)$$

Em que:

M = momento na extremidade do troço em Nm ;

Z =módulo da secção transversal em mm^3

Este método para análise das tubagens oferece resultados conservativos, visto desconsiderar a rotação que pode acontecer nas interseções dos troços das tubagens havendo uma repartição dos momentos. Apesar desta limitação o método é ainda útil para a verificação da tubagem. São várias as abordagens que podem ser feitas para análise dos esforços relacionados com a expansão térmica. No entanto devido á complexidade matemática do dimensionamento tanto os métodos analíticos como os gráficos devolvem valores conservativos já que envolvem algumas simplificações. Apesar disto é importante o

conhecimento de alguns dos métodos analíticos já que estes ajudam à compreensão e sensibilidade relativamente aos resultados obtidos via *software*.

Assim a nível computacional existem diversos programas que devolvem de forma rápida resultados mais precisos visto poderem incluir um maior número de variáveis e efetuar milhares de cálculos. Os programas mais utilizados são os seguintes: AUTOPipe [24], CAEPipe [25] e CAESAR II [26].

O programa utilizado para o dimensionamento é o *software* comercial da *Intergraph* -CAESAR II [26] que simula e testa estruturas de tubagens sujeitas a vários tipos de carregamentos tais como: expansão térmica, peso, pressão, ação sísmica, entre outros. Analisa sistemas de tubagens em condições estáticas e dinâmicas. Permite a verificação dos resultados segundo várias normas industriais.

3. Dimensionamento de sistemas de tubagens

3.1. Requisitos da norma em termos de tensões

De acordo com a norma [16] apenas as tensões máximas são calculadas. As expressões usadas para calcular as tensões apenas são influenciadas pelos momentos ignorando as forças. Isto acontece porque as tensões originadas pelas forças são geralmente muito pequenas quando comparadas com as tensões causadas pelos momentos.

As tensões são calculadas nos nós, nas extremidades dos elementos conforme as equações que se seguem:

- Para as tensões de flexão na direção longitudinal, a tensão máxima da fibra exterior, Sb_i , é dada por:

$$Sb_i = \frac{M_i}{Z} i_i \quad (3.1)$$

- Para as tensões de flexão no plano perpendicular ao plano de carregamento, a tensão máxima da fibra exterior, Sb_o , é dada por:

$$Sb_o = \frac{M_o}{Z} i_o \quad (3.2)$$

Em que:

M_i = momento fletor do plano de carregamento em Nmm

i_i = fator de concentração de tensões aplicadas á tensão de flexão no plano de carregamento;

M_o = momento fletor do plano perpendicular ao plano de carregamento em Nmm ;

i_o = fator de concentração de tensões aplicadas á tensão de flexão no plano perpendicular ao plano de carregamento;

As tensões de corte podem ser calculadas recorrendo à seguinte expressão:

$$\tau = S_t = \frac{M_t}{2Z} \quad (3.3)$$

Em que:

M_t =momento torsor em Nmm ;

Por fim calcula-se a tensão de flexão combinada, denominada por S_b , recorrendo aos resultados dos cálculos relativos a tensão de flexão no plano de carregamento e à tensão perpendicular ao plano de carregamento a partir da seguinte expressão:

$$S_b = \sqrt{Sb_i^2 + Sb_o^2} = \frac{\sqrt{(i_i M_i)^2 + (i_o M_o)^2}}{Z} \quad (3.4)$$

Para a análise de flexibilidade através da comparação do efeito combinado das tensões multidimensionais tem-se que:

$$S_E = \frac{i}{Z} M_r \quad (3.5)$$

Onde:

S_E = tensão de flexão em kPa

E,

$$M_r = (M_i^2 + M_o^2 + M_t^2)^{\frac{1}{2}} \quad (3.6)$$

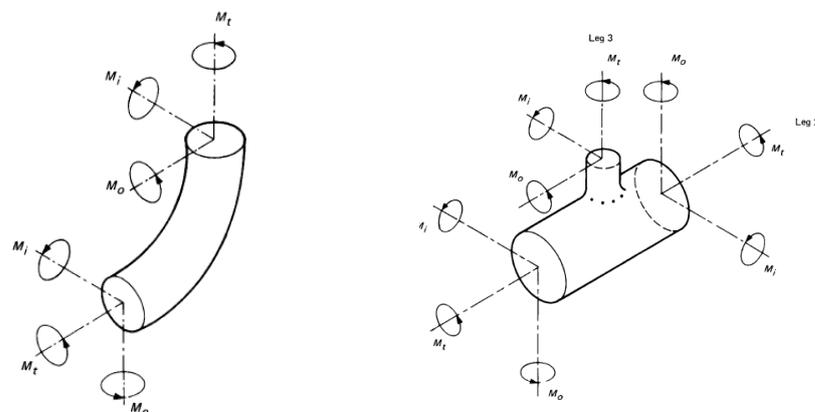


Figura 3.1: Determinação de esforços secundários para mudanças de direção e derivações. [16]

É definido que as tensões a que um sistema de tubagens está sujeito podem ser separadas em 3 classes para as quais a norma estabelece limites:

- Tensões provocadas por carregamentos constantes;
- Tensões provocadas por carregamentos ocasionais;
- Tensões provocadas por expansão térmica;

3.1.1. Tensão para carregamentos constantes

Segundo a norma, carregamentos constantes são aqueles que são provocados pela ação da pressão e do peso.

Assim as tensões provocadas por carregamentos constantes podem ser obtidas a partir da seguinte expressão:

$$S_L = \frac{PD}{(1000)4t_n} + \frac{0,75iM_a}{Z} \leq 1.0S_h \quad (3.7)$$

$$S_L \leq S_h W \quad (3.8)$$

P = pressão interna do projeto em kPa ;

M_a = momento resultante da secção transversal por efeito do peso em Nmm ;

i = fator de concentração de tensões

D = diâmetro exterior do tubo em mm ;

t_n = espessura do tubo no braço principal em mm ;

S_h =tensão admissível á temperatura de operação em kPa ;

S_L = somatório das tensões longitudinais derivadas de carregamentos constantes em kPa ;

3.1.2. Tensões provocadas por carregamentos ocasionais

Tensões provocadas por carregamentos ocasionais são definidas como aquelas que resultam da ocorrência de fenómenos ocasionais como sismos, ventos etc...

A norma define que estas tensões devem ser calculadas de modo a obedecer ao limite estabelecido pela seguinte expressão:

$$\frac{PD}{(1000)4t_n} + \frac{0,75iM_A}{Z} + \frac{0,75iM_B}{Z} \leq KS_h \quad (3.9)$$

Em que:

- $K = 1,15$ para carregamentos ocasionais que atuam durante um período contínuo menor que 8h durante menos de 800h/ano [16];
- $K = 1,2$ para carregamentos ocasionais que atuam durante um período contínuo menor que 81h durante menos de 80h/ano [16];
- M_B = momento resultante na secção transversal provocado pelo carregamento ocasional em Nmm .

3.1.3. Tensão causada por expansão térmica

O carácter cíclico da expansão térmica dá origem a falhas por fadiga. Essas falhas estão diretamente relacionadas com a gama de tensões e o número de ciclos de operação do sistema. Assim, no sentido de evitar essas falhas, a norma define que a expansão térmica do sistema de tubagens dimensionado siga a seguinte condição:

$$S_E = \frac{1000(iM_c)}{S_m} \leq S_a + f(S_h - S_L) \quad (3.10)$$

Em que:

$$S_A = f(1,25S_c + 0,25S_h) \quad (3.11)$$

S_A = tensão admissível por expansão térmica em kPa ;

M_c = resultante dos momentos causados por expansão térmica em Nmm ;

f = fator de redução e tensões para um determinado número de ciclos N (ver tabela anexo 6)

S_c = tensão máxima admissível do material à temperatura de instalação em kPa ;

S_h = tensão máxima admissível do material à temperatura máxima em kPa .

3.1.4. Pré-tensionamento

A norma ASME B31.1 [16] define também que o cálculo de flexibilidade seja feito com o módulo de elasticidade à temperatura de instalação. No entanto é também definido que devem ser considerados valores máximos de forças e momentos nas condições de temperatura máxima de projeto que é quando a expansão térmica é máxima. Assim é definido que para sistemas de tubagens com as extremidades ancoradas e sem suportes intermédios, os valores máximos das tensões dependem do fator de *cold-spring*.

O pré-tensionamento consiste na aplicação de um estado de pré-tensão e deformação elástica do sistema durante a montagem de modo a diminuir tensões e reações durante a operação.

Os valores máximos de reação para a condição de expansão térmica máxima é dado por:

$$R_h = R \left(1 - \frac{2C}{3} \right) \frac{E_h}{E_c} \quad (3.12)$$

Em que:

C = factor de Cold-Spring que varia entre 0 e 1

E_c = módulo de elasticidade à temperatura de instalação em kPa

E_h = módulo de elasticidade à temperatura máxima em kPa

R =força ou momento obtido a partir de E_c

R_h =força ou momento à temperatura máxima

Nos casos em que não se aplique o pré-tensionamento as reações máximas devem ser calculadas recorrendo ao módulo de elasticidade à temperatura máxima de operação e portanto os valores obtidos devem ser multiplicados pelo quociente entre o módulo de elasticidade à temperatura máxima e o módulo de elasticidade à temperatura de instalação [16].

3.2. Esforços relacionados com a expansão térmica

São várias as abordagens que podem ser feitas para análise dos esforços relacionados com a expansão térmica. No entanto devido á complexidade matemática do dimensionamento tanto os métodos analíticos como os gráficos devolvem valores conservativos já que envolvem algumas simplificações. Para este dimensionamento foram utilizados os métodos analíticos de *Spielvogel*, de *Grinnel* e o método das vigas em balanço guiadas que são descritos em seguida.

3.2.1. Método de S.W. Spielvogel

O método analítico de *S.W. Spielvogel* baseia-se na teoria do centro elástico e no Teorema de Castigliano. [21]

3.2.1.1. Centro elástico

Considerando o sistema de tubagens bidimensional que se observa na figura 3.2, com as extremidades encastradas e a uma temperatura abaixo da temperatura de referência T_0 . Este sistema de tubagens, se negligenciarmos o peso da mesma, tem forças de reação e momentos em A e B nulos [27].

Considerando agora que um fluido de temperatura $T > T_0$ atravessa a tubagem e assumindo que T se mantém constante ao longo de todo o comprimento da mesma, a temperatura da tubagem sobe para T . Ao libertarmos o ponto B, devido à expansão térmica, este deslocar-se-á para B' conforme se visualiza na figura 3.2.

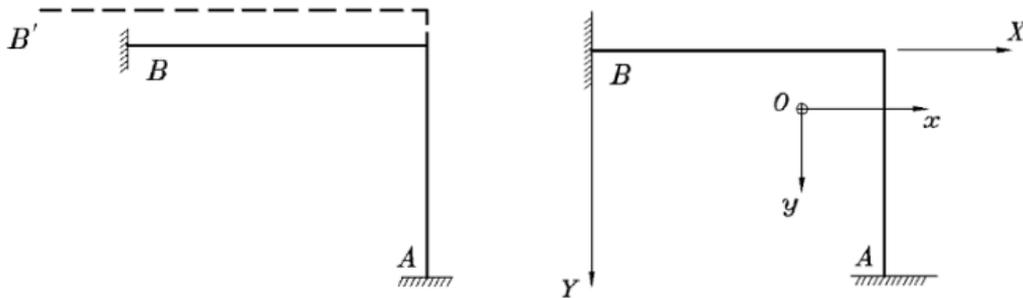


Figura 3.2: Tubo à temperatura de referência e com o aumento de temperatura sem restrições em B. Adaptado de [27]

Para trazer o ponto B' de volta a B e supondo que estamos a conectar o ponto B ao centróide, é necessário aplicar forças F_x e F_y (opostas à direção da expansão) e um momento fletor M_B . A combinação destas ações trará o ponto B' de volta a B. As forças obtidas no centróide são equivalentes às forças F_x e F_y e o momento M_B que atuam no ponto B.

O deslocamento do ponto B para B' provoca deslocamentos Δ_x e Δ_y . Estes deslocamentos podem ser calculados a partir do seguinte par de equações:

$$\begin{cases} \Delta_{xx} + \Delta_{yx} = \Delta_x \\ \Delta_{xy} + \Delta_{yy} = \Delta_y \end{cases} \quad (3.13)$$

Δ_{xx} = deflexão do sistema de tubagens devido à força F_x na direção x;

Δ_{yy} = deflexão do sistema de tubagens devido à força F_y na direção y;

Δ_{yx} = deflexão do sistema de tubagens devido à força F_y na direção x;

Δ_{xy} = deflexão do sistema de tubagens devido à força F_x na direção y;

Δ_x e Δ_y = expansão térmica do sistema de tubagens devido a mudança de temperatura ($T - T_0$) na direção x e y respetivamente;

Para obter a deformação térmica, aplica-se o teorema de castigliano

3.2.1.2. Teorema de castigliano

Segundo este teorema a deflexão de um sistema de tubagens numa determinada direção é dado pela derivada parcial da energia em ordem á força nessa direção [27].

Pela teoria elementar de força da resistência dos materiais temos que um segmento de tubagem de comprimento L submetido a uma força axial P e a um momento fletor M é dado por:

$$W = \int_0^L \frac{F^2 ds}{2AE} + \int_0^L \frac{M^2 ds}{2EI} \quad (3.14)$$

Visto que a energia associada ao trabalho realizado pela força axial é considerada desprezável relativamente á energia do momento fletor fica-se com:

$$W = \int_0^L \frac{M^2 ds}{2EI} \quad (3.15)$$

Em que:

E =módulo de elasticidade do material;

A = área da secção transversal do tubo;

I =momento de inércia da secção transversal do tubo.

Considerando um elemento ds do sistema de tubagens fixado ao sistema de coordenadas xy do centro elástico, o deslocamento devido á força F_x segundo a direção x é dado por:

$$\Delta_{xx} = \frac{\partial W}{\partial F_x} = \int_0^L \frac{M}{EI} \frac{\partial M}{\partial F_x} ds \quad (3.16)$$

Considerando agora um troço de tubagem com uma extremidade encastrada e outra livre, tomando como referencia a imagem 3.2, aplicando uma força F_x na extremidade livre, o momento em qualquer ponto da tubagem será dado por:

$$M = F_x Y \quad (3.17)$$

Sabendo o momento temos que:

$$\frac{\partial M}{\partial F_x} = Y \quad (3.18)$$

Substituindo na equação 3.15

$$\Delta_{xx} = \int_0^L \frac{M}{EI} Y ds \quad (3.19)$$

Considerando agora que se introduz um momento $m_x = F_{xa}$ produzido por uma força unitária no ponto O segundo a direção x , a equação 3.18 pode ser reescrita como:

$$\Delta_{xx} = \int_0^L \frac{M}{EI} m_x ds \quad (3.20)$$

Resumidamente para se descobrir o deslocamento de certo ponto segundo uma determinada direção, aplica-se nesse ponto uma força auxiliar no sentido da direção considerada. A partir daí é possível calcular os momentos, m_x , que permitem calcular os deslocamentos nas diferentes direções, fazendo uso dos momentos M resultantes das forças externas na extremidade livre. Obtém-se dessa forma o produto Mm que permite resolver o integral.

Neste caso:

$$\Delta_{xx} = F_x \int_0^L \frac{Y^2}{EI} ds \quad (3.21)$$

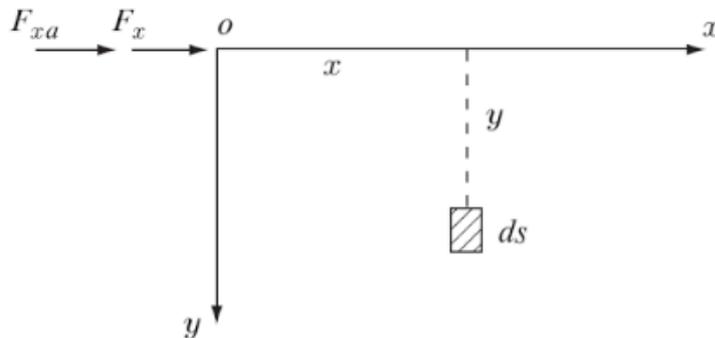


Figura 3.3: Cálculo do deslocamento em Δ_{xx} Adaptado de [27]

O segundo momento de área da tubagem relativamente ao eixo x é dada por:

$$I_{xx} = \int Y^2 ds \quad (3.22)$$

Assim, por fim, obtém-se o deslocamento:

$$\Delta_{xx} = F_x \frac{I_{xx}}{EI} \quad (3.23)$$

De modo análogo pode ser calculado o deslocamento segundo o eixo y , aplicando-se agora uma força unitária $m_y = F_{ya}$ no ponto O segundo a direção y obtendo-se:

$$\Delta_{yy} = F_y \frac{I_{yy}}{EI} \quad (3.24)$$

Onde o momento de inércia da linha da tubagem relativamente ao eixo y é dada por:

$$I_{yy} = \int X^2 ds \quad (3.25)$$

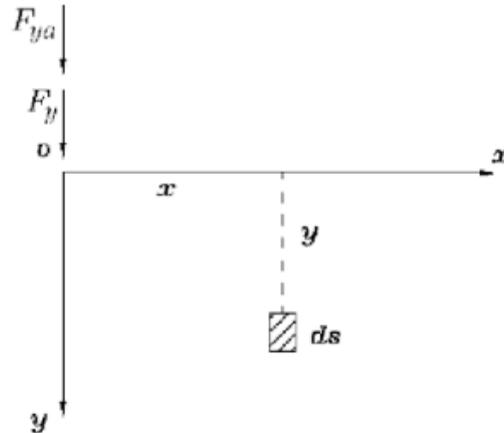


Figura 3.4: Cálculo do deslocamento em Δ_{yy} . Adaptado de [27]

Para o deslocamento segundo Δ_{xy} , nas direções que são perpendiculares à força F_x . Neste caso será aplicada uma força unitária segundo a direção y e assim o momento m_{xy} devido a essa força será multiplicado por todos os momentos M devido a força F_x . Sabendo $m_{xy}=F_{ya}$ e $M=F_{xy}$ o deslocamento segundo xy será:

$$\Delta_{xy} = \int_0^L \frac{M m_{xy}}{EI} ds = F_x \int_0^L \frac{xy}{EI} ds \quad (3.26)$$

O momento de inércia da linha de tubagem relativamente aos eixos x e y é dada por:

$$I_{xy} = \int_0^L xy ds \quad (3.27)$$

Por fim a equação do deslocamento relativa ao eixo x e y é dada por:

$$\Delta_{xy} = F_x \frac{I_{xy}}{EI} \quad (3.28)$$

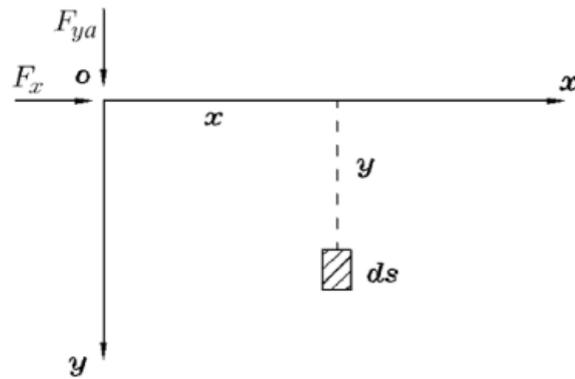


Figura 3.5: Cálculo do deslocamento Δ_{xy} . Adaptado de [27]

Pela lei da reciprocidade das deformações de Maxwell, o deslocamento segundo x provocado por F_y é dado por:

$$\Delta_{yx} = F_y \frac{I_{xy}}{EI} \quad (3.29)$$

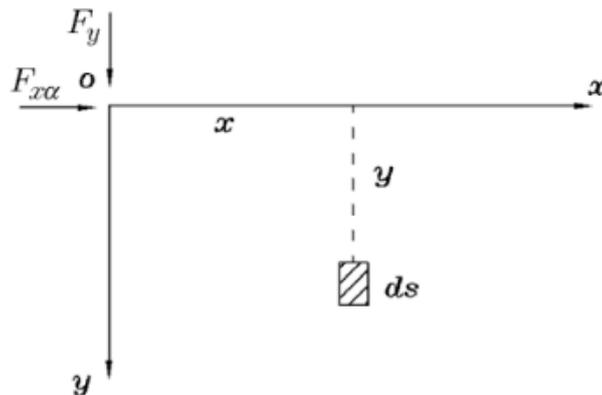


Figura 3.6: Cálculo do deslocamento Δ_{yx} . Adaptado de [17]

Substituindo na equação 3.12 ficamos com:

$$\begin{cases} F_x \frac{I_{xx}}{EI} + F_y \frac{I_{xy}}{EI} = \Delta_x \\ F_x \frac{I_{xy}}{EI} + F_y \frac{I_{yy}}{EI} = \Delta_y \end{cases} \quad (3.30)$$

A partir desta equação podemos obter as forças F_x e F_y no centróide e a partir delas obter o momento fletor em qualquer ponto do sistema a partir da seguinte equação:

$$M = F_x \bar{y} - F_y \bar{x} \quad (3.31)$$

Em que:

- \bar{x} : abcissa de qualquer ponto em relação ao referencial fixado no centróide;
- \bar{y} : ordenada de qualquer ponto em relação ao referencial fixado no centróide.

3.2.1.3. Momentos de linha de inércia

Para o cálculo de momentos da linha de inércia, considerando um tubo reto de comprimento L no plano m - n conforme a figura 3.7 temos [17]:

$$I_{mn} = L\bar{n}^2 \quad (3.32)$$

$$I_{nn} = \frac{L^3}{12} + L\bar{m}^2 \quad (3.33)$$

$$I_{mm} = L\bar{m}\bar{n} \quad (3.34)$$

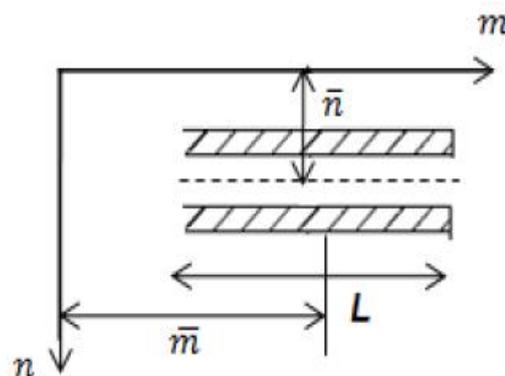


Figura 3.7: Momento de inércia de linha de um tubo reto [17]

3.2.2. Método de Grinnel

Outro método utilizado para análise de flexibilidade de sistemas de tubagens é o método da *Grinnel Corporation*. Este método, descrito no livro: *Piping Design and Engineering* da *Grinnel Corporation* [23] é um método que recorre á consulta de tabelas para calcular tensões e esforços provocados pela expansão térmica. Apenas permite o cálculo para geometrias que estejam tabeladas não sendo aconselhável a sua adaptação para geometrias diferentes. O momento fletor calcula-se tal como no método de *S.W.Spielvogel* recorrendo às coordenadas no Centroide de cada ponto.

Sendo um método que apresenta uma nomenclatura especifica definem-se de seguida 2 geometrias típicas apresentando como calcular forças nos encastramentos e a tensão máxima de flexão que são dadas por:

3.2.2.1. Para uma Lira centrada:

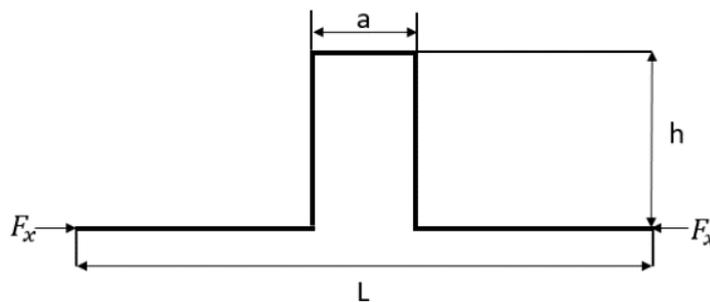


Figura 3.8: Lira centrada

$$F_x = k_x C \frac{I_p}{L^2} \quad (3.35)$$

$$S_b = k_b C \frac{I_p}{L^2} \quad (3.36)$$

3.2.2.2. Configuração em L

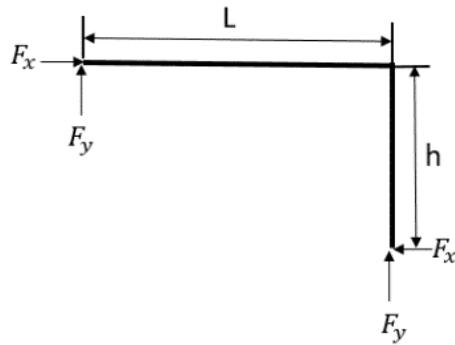


Figura 3.9: Configuração em L

$$F_x = k_x C \frac{I_p}{L^2} \quad (3.37)$$

$$F_y = k_y C \frac{I_p}{L^2} \quad (3.38)$$

$$S_b = k_b C \frac{I_p}{L^2} \quad (3.39)$$

Em que:

F_x = força de reação nas ancoragens (lb)

k_x = fator para cálculo da força (interpolado da tabela)

$C = \frac{\alpha \left[\frac{\text{in}}{100\text{ft}} \right] \times E_c [\text{psi}]}{1728 \times 1000} = \text{Fator de expansão}$

I_p = momento de inércia do tubo (in^4)

E_c = módulo de elasticidade à temperatura de instalação (psi)

D = diâmetro exterior do tubo (in)

L = distância entre ancoragens (ft)

O último método utilizado é o método da viga em balanço guiada. Este método, já apresentado de modo simplificado no capítulo 2, é agora descrito de modo mais detalhado.

3.2.3. Método da viga em balanço guiada

O método da viga em balanço guiada é um método analítico para cálculo de tensões internas e das reações nos extremos de uma tubagem. Embora com algumas limitações, este método pode ser utilizado para analisar sistemas simples para quaisquer geometrias planas ou espaciais. A aplicação deste método está dependente do cumprimento dos seguintes requisitos:

- Todos os lados sejam retos e paralelos a uma das três direções ortogonais;
- Todos os lados façam ângulos retos entre si;
- Todos os lados sejam constituídos por tubos do mesmo material e com a mesma secção;
- O sistema apenas tenha dois pontos de fixação nas suas extremidades

.Este método baseia-se em algumas hipóteses simplificativas como:

- Todos os lados se deformam sem que haja deformações ou rotações nos ângulos que permanecem retos e com os lados paralelos às direções da posição original. Ou seja os lados deformam-se como se fossem vigas em balanço com os extremos guiados;
- A expansão que se dá em cada uma das direções ortogonais é integralmente absorvida pela flexão dos lados paralelos às outras duas direções ortogonais e vice-versa;
- Não são levadas em consideração as torções que se dão nos diversos lados de uma configuração tridimensional;

Devido a isto, os resultados que se obtêm através da aplicação do método são, de modo geral conservativos, apresentando valores de tensão superiores aos valores efetivos. [28]

3.2.3.1. Caso geral de qualquer configuração

O caso geral resulta da dedução de fórmulas que dão diretamente a distribuição da expansão térmica de cada lado sobre todos os outros. Assim, considerando uma configuração tridimensional representada na figura 3.10 temos que cada lado estará simultaneamente submetido a duas flexões, cujas flechas são paralelas às duas direções ortogonais [28]. Assim considerando um qualquer lado n, lado p e lado r paralelos às direções ortogonais x, y e z respetivamente temos:

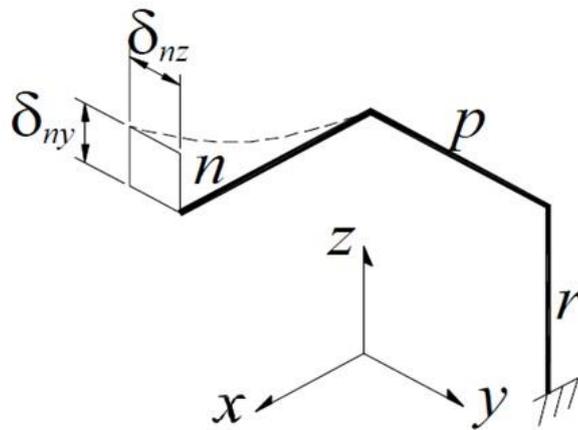


Figura 3.10: Flechas numa tubagem tridimensional.
Adaptado de [28]

Lado n:

$$\delta_{ny} = \frac{L_n^3 \Delta_y}{\sum L_x^3 + \sum L_z^3} \text{ e } \delta_{nz} = \frac{L_n^3 \Delta_z}{\sum L_x^3 + \sum L_y^3} \quad (3.40)$$

Lado p:

$$\delta_{px} = \frac{L_p^3 \Delta_x}{\sum L_y^3 + \sum L_z^3} \text{ e } \delta_{pz} = \frac{L_p^3 \Delta_y}{\sum L_x^3 + \sum L_z^3} \quad (3.41)$$

Lado r:

$$\delta_{rx} = \frac{L_r^3 \Delta_x}{\sum y^3 + \sum L_z^3} \text{ e } \delta_{rz} = \frac{L_r^3 \Delta_z}{\sum L_x^3 + \sum L_y^3} \quad (3.42)$$

Em que:

$\Delta_x, \Delta_y, \Delta_z$ = valor absoluto da soma algébrica das dilatações lineares dos lados paralelos à direção x, y e z respetivamente em mm;

$\sum L_x^3, \sum L_y^3, \sum L_z^3$ = valor absoluto do somatório dos cubos dos comprimentos de todos os lados paralelos a x, y e z respetivamente em m;

A cada flecha corresponderá uma tensão máxima. Assim para qualquer lado n paralelo à direção x temos:

$$S_{ny} = \frac{3E_c D \delta_{ny}}{L_n^2} \quad (3.43)$$

$$S_{ny} = \frac{3E_c D \delta_{nz}}{L_n^2} \quad (3.44)$$

Para qualquer lado paralelo à direção y:

$$S_{py} = \frac{3E_c D \delta_{px}}{L_p^2} \quad (3.45)$$

$$S_{pz} = \frac{3E_c D \delta_{pz}}{L_p^2} \quad (3.46)$$

Por último para qualquer lado paralelo á direção z temos

$$S_{rx} = \frac{3E_c D \delta_{rx}}{L_p^2} \quad (3.47)$$

$$S_{rz} = \frac{3E_c D \delta_{rz}}{L_p^2} \quad (3.48)$$

Por último, a tensão máxima que atua em cada lado corresponderá à resultante vetorial das duas tensões a que cada lado está submetido.

O cálculo das reações dos extremos faz-se em função das tensões que se obtêm do primeiro e último troço da configuração analisada. Assim os momentos de reação serão os valores máximos dos momentos fletores aplicados em cada uma das extremidades e que podem ser obtidos a partir das seguintes equações [28]:

$$M_i = \frac{2I S_i E_h}{D E_c} \quad (3.49)$$

$$M_f = \frac{2I S_f E_h}{D E_c} \quad (3.50)$$

I =momento de inércia da secção transversal em mm^3 ;

D =diâmetro externo da tubagem em mm ;

S_i =resultante vetorial da tensão máxima obtida no troço inicial em MPa ;

S_f = resultante vetorial da tensão máxima obtida no troço final em MPa ;

E_c =módulo de elasticidade á temperatura ambiente em MPa ;

E_h =módulo de elasticidade à temperatura máxima de operação em MPa ;

Por último as reações nas extremidades são obtidas a partir dos momentos fletores calculados para o lado final e inicial. Assim temos:

$$F_x = \frac{2M_f}{L_f} \quad (3.51)$$

$$F_y = \frac{2M_i}{L_i} \quad (3.52)$$

3.3. Esforços relacionados com o peso

Para o caso de carga 2 foram usadas as leis do equilíbrio estático para determinar os esforços causados pelo peso. Estas leis definem que uma estrutura ou superfície estará em equilíbrio se o somatório de todas as forças, verticais e horizontais, seja nulo. Assim:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum F_x = 0 \\ \sum F_y = 0 \\ \sum M = 0 \end{array} \right. \quad (3.53)$$

O momento está relacionado com a rotação e pode ser definido como um esforço que provoca essa rotação. Matematicamente é descrito como:

$$M = F \times d \quad (3.54)$$

Por se tratarem de esforços relacionados com o peso próprio da tubagem podemos definir a carga como sendo uma carga uniformemente distribuída. Para fins de cálculo isto significa que a carga resultante será igual ao produto do peso próprio pelo comprimento da estrutura [29]. De modo geral, considerando uma viga simplesmente apoiada conforme podemos visualizar na figura 3.11, as reações nos apoios serão iguais a metade da carga resultante, pelo fato da carga ser uniformemente distribuída

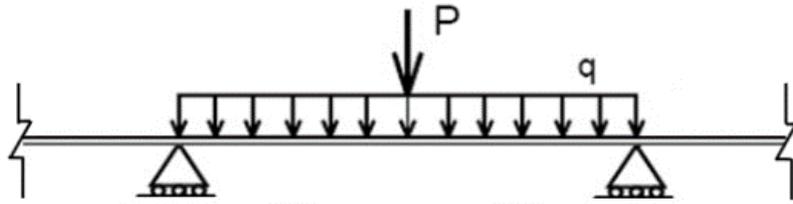


Figura 3.11: Carga uniformemente distribuída-Diagrama de esforços solicitantes Adaptado de [29]

Relativamente aos esforços das cargas isostáticas, consideramos que, quando a viga é carregada por uma ou mais forças, esta deforma-se de modo a que as suas secções, antes paralelas, girem umas em relação às outras de modo a que se afastem numa das faces e se aproximem da outra [29].

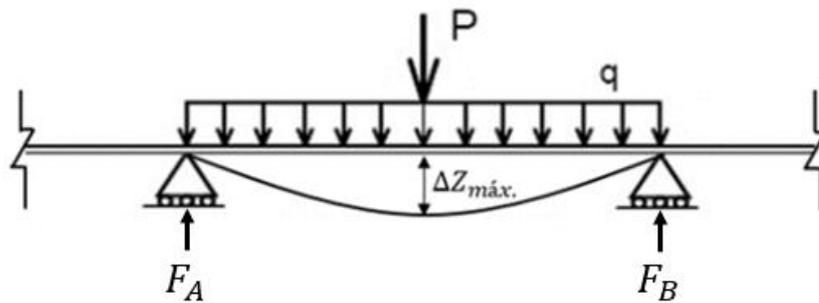


Figura 3.12: Deformada da viga bi-apoiada devido ao peso. Adaptado de [29]

Considerando então uma viga bi-apoiada temos que as reações nos apoios, momento e flecha máxima são dados pelas seguintes equações:

$$R = \frac{W_T L}{2} \quad (3.55)$$

$$M_{máx} = \frac{W_T L^2}{8} \quad (3.56)$$

$$\Delta Z_{m\acute{a}x.} = \frac{5W_T L^4}{384E_h I} \quad (3.57)$$

Em que:

W_T = peso por unidade de comprimento do fluido isolamento e tubagem em N/m ;

$M_{m\acute{a}x}$ = momento máximo em Nm

$\Delta Z_{m\acute{a}x.}$ = flecha máxima em m

4. Análise de flexibilidade e análise estática

4.1. Caso de carga 1: Expansão térmica

Conforme já discutido em capítulos anteriores, os métodos analíticos devolvem resultados conservativos (geralmente superiores) em relação aos valores efetivos de tensão. No entanto estes são ainda úteis para ajudar a definir o traçado no *layout* das tubagens ajudando também a compreender os *outputs* de programas comerciais. Para além disso para determinadas situações esse pressuposto poderá ser vantajoso já que permite analisar configurações típicas encontradas na indústria, ajudando a definir o *layout*, sem ter necessariamente de ser recorrer a algum programa comercial. Na prática será também possível aplicar os métodos para situações de traçados mais complexos, desde que o traçado seja dividido em geometrias simplificadas que sejam analisadas individualmente.

Pretende-se seguidamente estudar para o caso de estudo a influência de fatores como comprimento crítico na definição de diferentes geometrias típicas. Assim em primeiro lugar irá proceder-se à análise da influência de parâmetros como a temperatura, coeficientes de expansão e propriedades seccionais do tubo no comprimento crítico.

No que diz respeito à flexibilidade, sabe-se que mudanças de direção e a introdução de juntas ou liras de expansão são alternativas eficazes no aumento da flexibilidade do sistema. Assim o presente estudo pretende analisar qual a melhor situação a nível de traçado usando os métodos analíticos de *S.W. Spielvogel*, vigas (em balanço) guiadas e *Grinnel C.* para a *Évora Molten Salt Platform*. Foram definidas três geometrias que são de interesse analisar para o caso de estudo, percebendo a influência da variação das dimensões geométricas especialmente nas tensões máximas sendo também apresentados os comportamentos a nível de reações. A análise dos resultados pelos diferentes métodos é feita a fim de validar os resultados obtidos. Após o estudo dos parâmetros dimensionais, seccionais e de condição de operação, chegar-se-á à melhor configuração de traçado da tubagem para implementar no *layout* do caso de estudo. O fluxograma representando na figura 4.1, assim como as tabelas 4.1

e 4.2 descrevem o estudo realizado e sintetizam as propriedades do material utilizado.

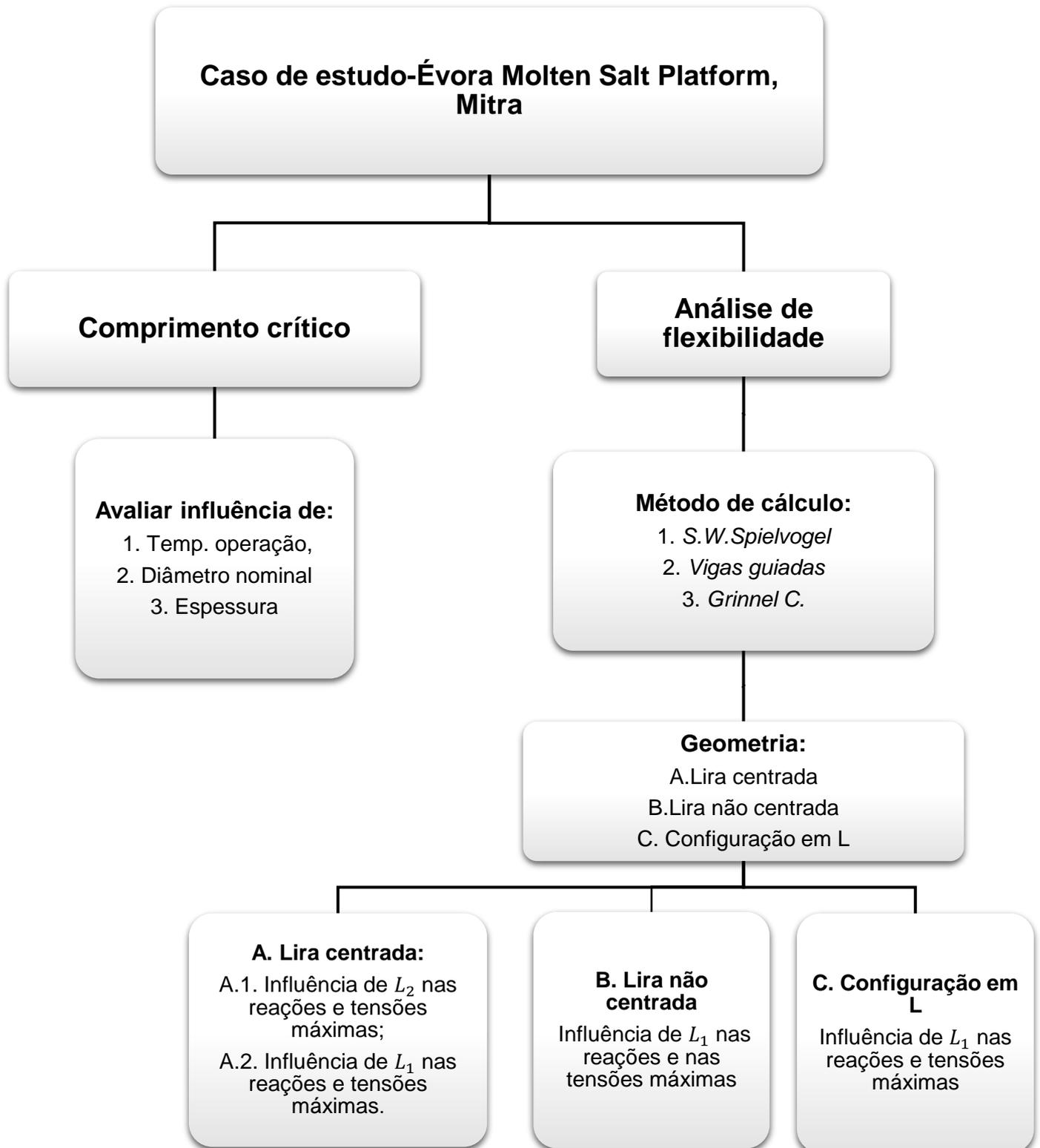


Figura 4.1: Fluxograma do estudo realizado

Tabela 4.1: Resumo do da análise de flexibilidade efetuada

Método aplicado	Configuração	Traçado
S.W.Spielvogel Vigas Guiadas Grinnel C.	Lira centrada	Análise A.1: Variação de L_2 Fixa: $L_1 = L_5 = 11,01m$, $L_3 = 2,99m^2$ A.2: Variação de L_1 , fixa: $L_2 = 5,97m$, $L_3 = 2,99m$
S.W.Spielvogel Vigas Guiadas	Lira não centrada	Análise B: Variação da localização da lira, fixa $L_2 = 5,97m$, $L_3 = 2,99m$ e $L_5 = 11,01m$
S.W.Spielvogel Vigas Guiadas Grinnel C.	Simplex em L	Análise C: Variação de L_1 fixa $L_2 = 7,81m$

Tabela 4.2: Propriedades do material utilizado

Condições de Operação	Tubo (secção)	Material
$T=550^{\circ}C$ $P=10$ bar	$D_e = 62,32$ mm $Sch(40) = 3,916$ mm $I = 2,76 \times 10^{-6}$ mm ⁴ $S_m = 9,78 \times 10^{-6}$ mm ³	A213, TP347 $\alpha = 0,0098$ mm/mm $E_c = 195120$ MPa $E_h = 156000$ MPa $S_c = 137,89$ MPa $S_h = 88,454$ MPa $S_a = 194,42$ MPa

² Os valores de dimensionamento da lira resultam da aplicação da fórmula 2.9 para um comprimento L entre encastramentos de 25m

4.2. Influência do comprimento crítico no traçado

Relembrando o conceito de comprimento crítico, este pode ser definido como o comprimento máximo admissível, entre encastramentos, para que a tubagem absorva a expansão térmica. É a partir desse comprimento crítico que se impõe alternativas que permitam aumentar a flexibilidade das tubagens. É pois importante perceber como varia esse comprimento crítico e quais os parâmetros que o influenciam. Assim para o caso de estudo foram definidas 3 situações

1. Considerando um diâmetro uniforme de 2", foi simulada a variação do comprimento crítico com o aumento da temperatura de operação para dois tipos de aço austeníticos;
2. Seguidamente variou-se o diâmetro nominal, para estudar a influência dos parâmetros seccionais no comprimento crítico;
3. Por último variou-se a espessura (*schedule*) para estudar a influência da espessura da parede.

4.2.1. 1) Influência da temperatura de operação

Na primeira situação foi analisada a influência da temperatura de operação na tensão por expansão. Assim foram considerados dois tipos de aço inoxidável austenítico, que são citados como M1 [aços austeníticos comuns como sejam 304,305,316,321,347] e M2 [outros aços austeníticos como sejam 309,310,315], com um diâmetro nominal de 2", uma temperatura de instalação de 20°C e uma temperatura de operação a variar entre os 200-550°C.

Observamos pelo gráfico da figura 4.2 que à medida que aumentamos a temperatura de operação o comprimento crítico diminui. O material M1 apresenta um comprimento crítico inferior ao material M2 no entanto ambos mostram que o aumento da temperatura de operação se reflete numa diminuição do comprimento crítico. Para o material M1 verificamos que o comprimento crítico se deve situar num intervalo máximo de [30,94-32,40]m e para o material M2 temos um intervalo de comprimento máximo de [32,01-33,25]m. Podemos

concluir que o uso de um ou outro tipo de aço inoxidável austenítico não tem uma influência muito significativa no comprimento crítico sendo que quanto maior é a temperatura de operação menor é o comprimento crítico.

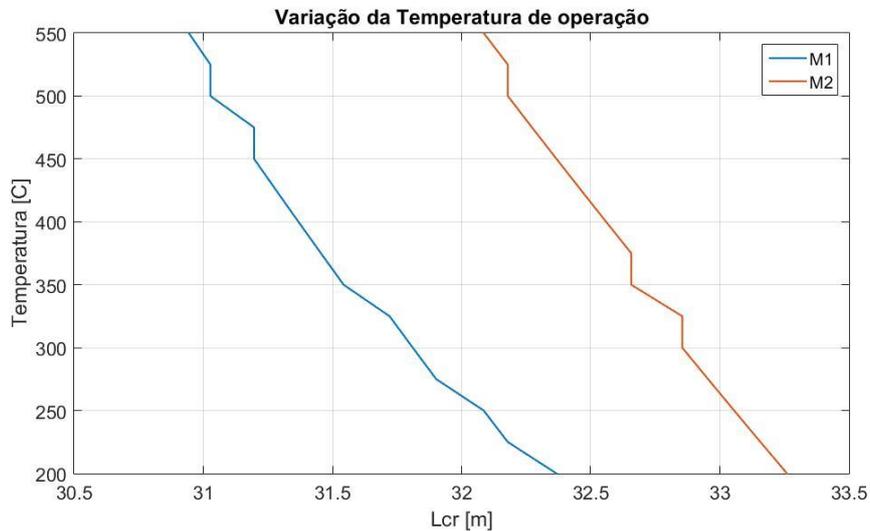


Figura 4.2: Influência da T [°C] no L_{cr} [m] para aços inoxidáveis austeníticos

4.2.2. 2) Influência do diâmetro nominal

Seguidamente estudou-se a influência dos parâmetros seccionais no comprimento crítico. Assim foram simulados diâmetros típicos usados a nível industrial todos com a espessura padrão para o diâmetro adotado. Fez-se a simulação para um intervalo de temperatura de operação entre 200-550°C e com temperatura de instalação de 20°C.

Conforme podemos observar pela figura 4.3 existe uma proporcionalidade entre o aumento do diâmetro nominal e o comprimento crítico L_{cr} . Assim, quanto maior o diâmetro nominal maior o comprimento crítico. Novamente observamos uma diminuição do comprimento crítico com o aumento da temperatura de operação.

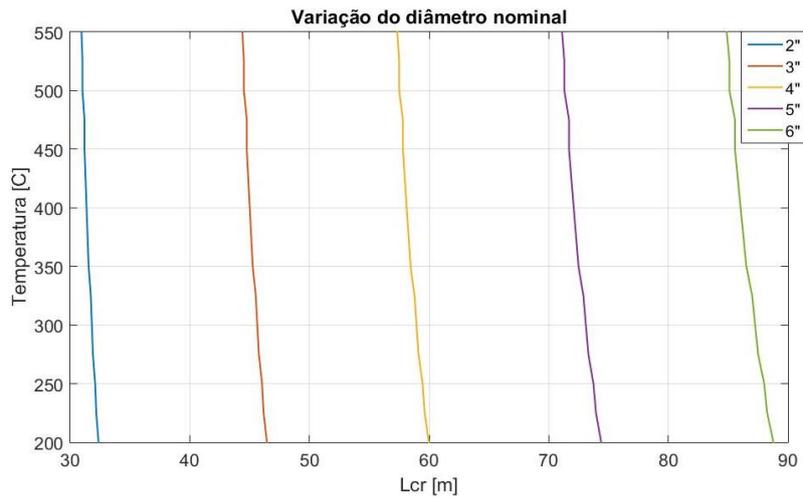


Figura 4.3: Influência da T [°C] e diâmetro nominal no L_{cr} [m]

4.2.3. 3) Influência do schedule

A espessura, vulgo *schedule*, pode ser definida como sendo a espessura mínima associada a um certo diâmetro nominal do tubo. Assim foi usado um diâmetro fixo de 2" fazendo variar a espessura da parede para vários *schedules* industriais assim como a temperatura de operação.

Tendo em conta a figura 4.4 podemos concluir que também o *schedule* tem uma certa influência no comprimento crítico. Neste caso o que se observa é que quanto menor é o *schedule* maior é o comprimento crítico. No entanto podemos também concluir que a espessura não tem uma influência muito significativa quando comparando com a influência do diâmetro nominal

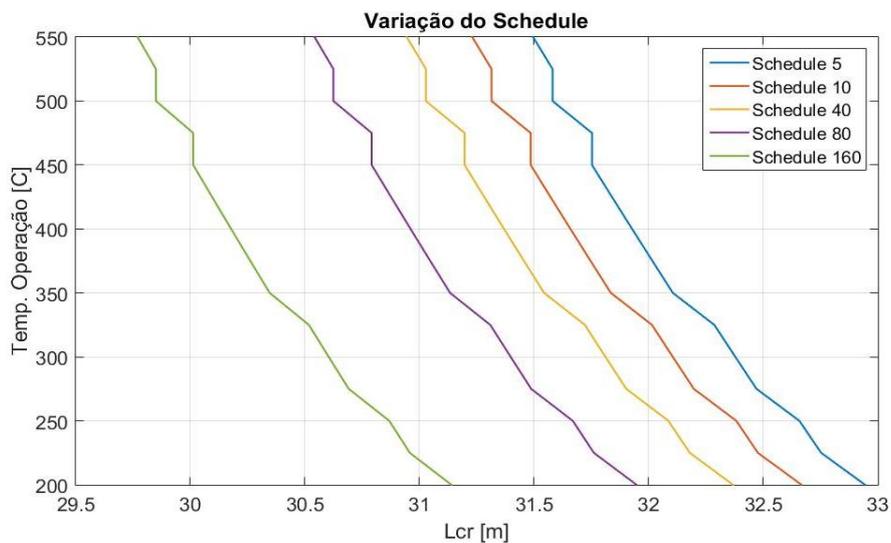


Figura 4.4: Influência T [°C] e *schedule* no L_{cr} [m]

4.3. Análise A.1: Variação do comprimento da lira centrada

A primeira análise de flexibilidade pretende analisar a influência do aumento do comprimento da lira no aumento de flexibilidade do sistema. Considerando uma lira simétrica com as extremidades encastradas, conforme se pode visualizar na figura 4.5, fez-se variar o comprimento de L_2 fixando os restantes comprimentos sendo que: $L_1 = L_5 = 11,01m$, $L_3 = 2,99m$ e $L_2 = L_4$ variável. Pretendia-se também analisar dois casos específicos:

- Caso 1: $L_2 = L_3$
- Caso 2: $L_2 = 2L_3$

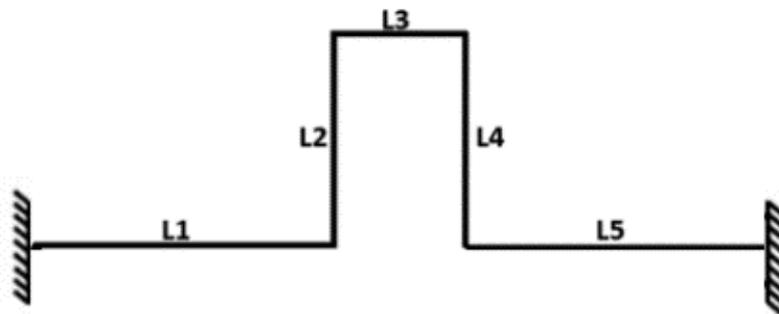


Figura 4.5: Lira centrada entre encastramentos

Todos os métodos comprovam que o aumento do comprimento da lira leva a uma redução das reações (forças e momentos) assim como das tensões máximas conforme se observa nas figuras 4.6, 4.7e 4.8. A amplitude das reações tende a estabilizar e convergir conforme se pode observar pelas figuras 4.6 e 4.7. Provam também que a relação em que $L_2 = 2L_3$ é a relação no dimensionamento da lira mais favorável a nível de tensões máximas. Analisando a descida percentual da tensão máxima que pode ser observada na tabela 4.3, tendo em conta o caso 1 e o caso 2 temos que:

- Para o método de Spielvogel a tensão tem uma descida percentual 62,66% sendo que a relação mais favorável a nível de tensões no dimensionamento é o caso 2: $L_2 = 2L_3$;
- Para o método das Vigas guiadas a tensão por expansão sofre uma descida percentual de 74,93% apresentando, tal como no primeiro

método, que a relação mais favorável de dimensionamento é o caso 2: $L_2 = 2L_3$;

- Por último para o método de *Grinnel C.* a tensão sofre uma descida de 62,59% apresentando, como nos métodos anteriores que a relação favorável para o dimensionamento é o caso 2: $L_2 = 2L_3$;

Para as tensões máximas existe uma diferença relativa na ordem dos 2% entre o método de *Spielvogel* e de *Grinnel*. Essa diferença é muito mais acentuada quando comparando o método das vigas com os outros dois, mostrando-se este muito mais conservativo já que apresenta uma diferença relativa máxima na ordem dos 46% para o caso 1. Essa diferença tende contudo a diminuir para valores próximos dos 19% para o caso 2.

O método de *Spielvogel* e o método de *Grinnel* são os que apresentam tensões inferiores. A literatura indica que todos os métodos são conservativos devolvendo tensões superiores às tensões efetivas. É indicado também que métodos como o de *Spielvogel* que deriva do método analítico geral é um método mais preciso já que envolve menos simplificações e imprecisões do que o método das vigas guiadas. Por esse motivo de modo geral o método das vigas guiadas devolve valores de tensão superiores ao método de *Spielvogel*.

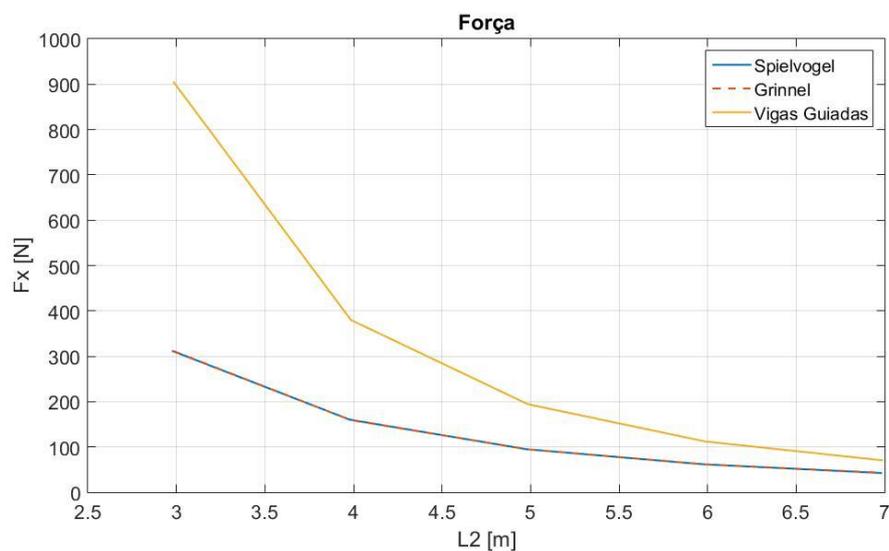


Figura 4.6: Comportamento de F_x com o aumento de L_2

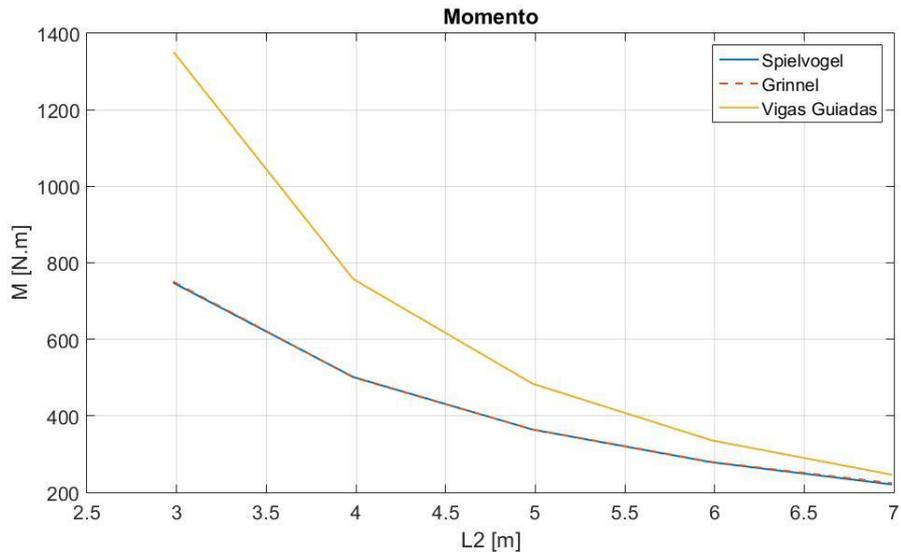


Figura 4.8: Comportamento de M com o aumento de L_2

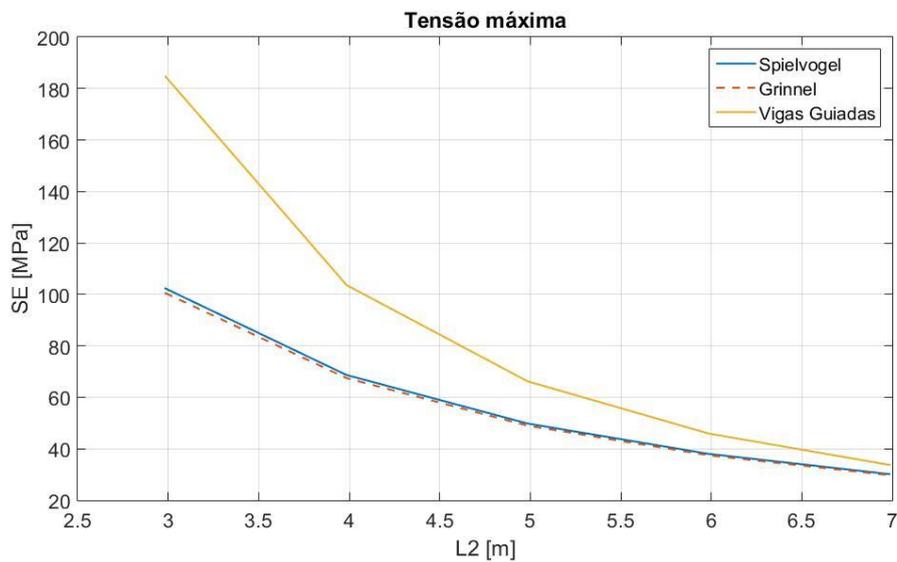


Figura 4.7: Comportamento de S_E com o aumento de L_2

Tabela 4.3: Tabela resumo das tensões máximas para lira centrada

Método	$S_{E,MAX.} [MPa]$		
	Caso 1: $L_2 = L_3$	Caso 2: $L_2 = 2L_3$	↓%
Spielvogel	102,30	38,20	62,66
Vigas Guiadas	184,70	46,30	74,93
Grinnel C.	100,50	37,60	62,59

4.4. Análise A.2: Influência de L_1 na lira centrada

Prosseguindo a análise das tensões para a lira centrada pretende-se agora perceber a influência do comprimento de L_1 nas tensões máximas. Assim sendo teremos a condição inicial de que $L_2 = L_4 = 5,97m$, $L_3 = 2,99m$ e far-se-á variar $L_1 = L_5$. Todas as outras propriedades, seccionais e do material, serão semelhantes às apresentadas nas tabelas 4.1 e 4.2.

Todos os métodos provam que o aumento de L_1 faz aumentar tanto as reações como as tensões máximas, conforme se pode visualizar nos gráficos das figuras 4.9, 4.10 e 4.11. O método de *Grinnel C.* não apresenta uma evolução constante dos resultados a nível de reações (forças e momentos). Esta inconstância dos valores está relacionada com o facto de o método envolver interpolações de valores tabelados.

No que respeita às tensões máximas interessa citar que este aumento das tensões deriva do facto de haver um aumento da expansão térmica em L_1 que não é acompanhado pela flexibilidade. Isto porque o troço perpendicular ao eixo ortogonal x , que é responsável pela absorção da expansão térmica, mantém um comprimento constante, levando a que a flexibilidade seja também ela constante.

Relativamente ao método de *Spielvogel* e ao método de *Grinnel* os resultados mostram-se muito semelhantes apresentando uma diferença relativa na ordem do 2% no que respeita às tensões máximas. No que respeita ao método das Vigas guiadas verificamos inicialmente uma diferença relativa na ordem dos 5% diferença essa que aumenta até aos 18% para os valores finais de tensões máximas.

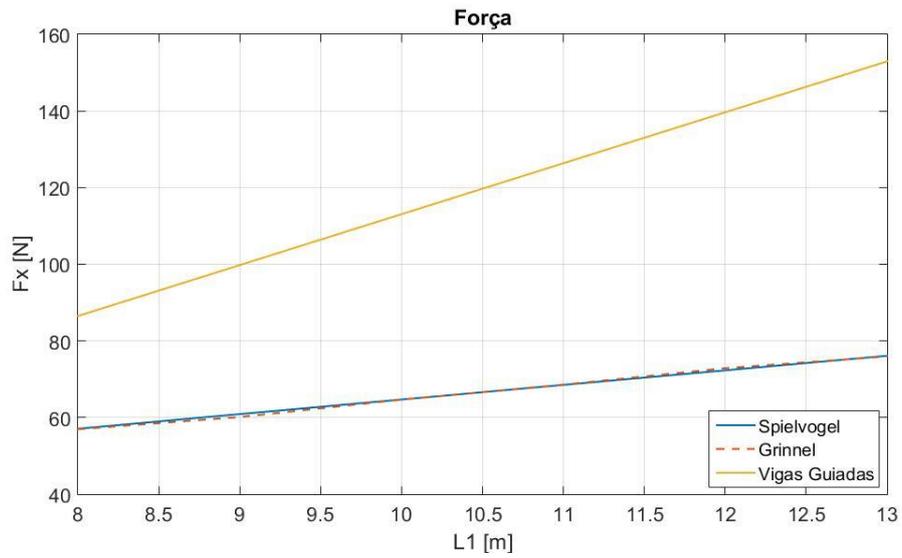


Figura 4.9: Comportamento de F_x com o aumento de L_1

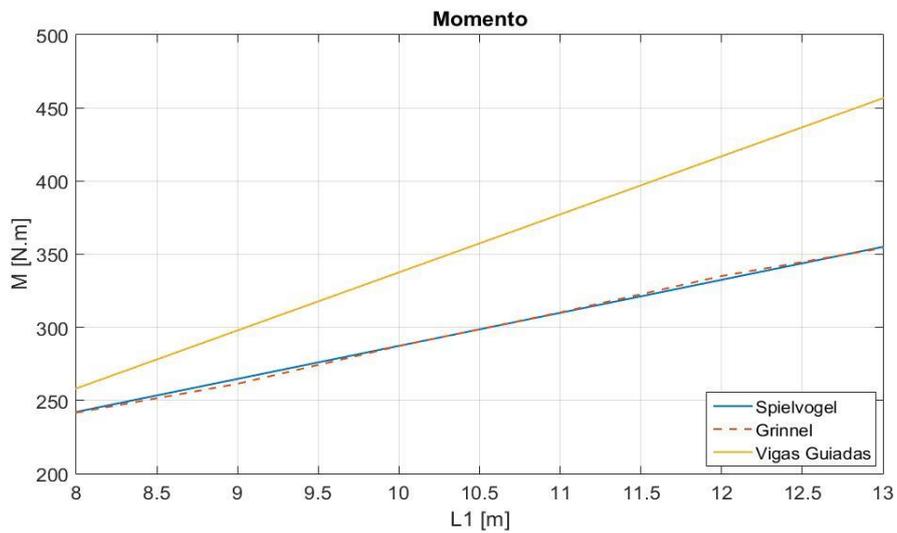


Figura 4.10: Comportamento de M com o aumento de L_1

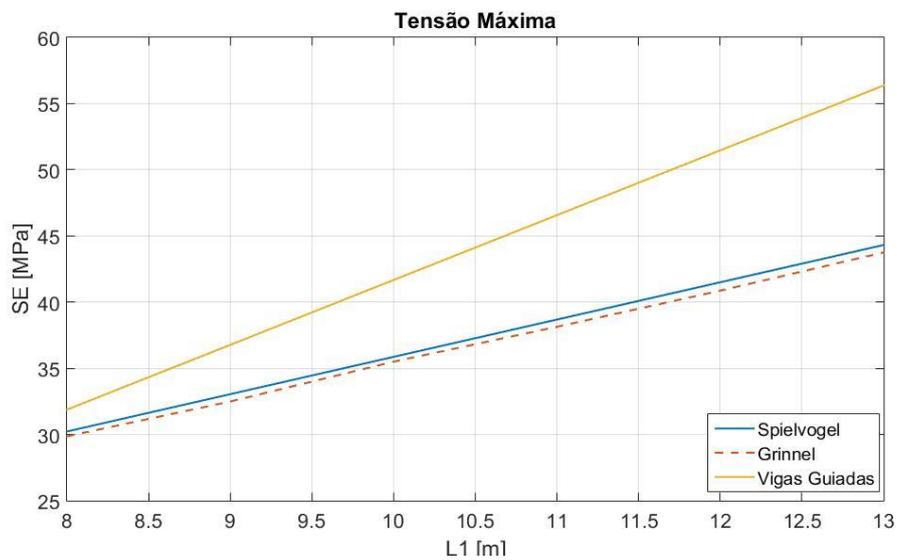


Figura 4.11: Comportamento de S_E com o aumento de L_1

4.5. Análise B: Lira não centrada

Por motivos de restrições espaciais para o caso de estudo houve necessidade de fazer uso de uma lira não centrada para aumentar a flexibilidade. Foram fixados os comprimentos de $L_2 = L_4 = 5,97m$, $L_3 = 2,99m$ e $L_5 = 11,01m$. Fazendo-se variar o valor de L_1 . Foram também comparados dois casos:

- Caso 1: $L_1 = 11,01m$
- Caso 2: $L_1 = 13m$

Os resultados desta análise são, como seria de esperar, bastante semelhantes à análise anterior. O aumento de L_1 provoca um aumento nas reações e nas tensões máximas conforme se visualiza nos gráficos das figuras 4.12, 4.13 e 4.14. Pretendia-se com esta análise perceber de que modo a desigualdade de L_1 em relação a L_5 afetava as reações. Assim verificamos que no caso 1 em que $L_1 = L_5$ as reações igualam-se. Esta é a situação ideal, no que diz respeito ao equilíbrio de reações nos encastramentos. Confirma-se então a partir da figura 4.13 que para valores de $L_1 < 11,01m$ os valores dos momentos no encastramento 1 são inferiores aos valores do encastramento 5 e para valores de $L_1 > 11,01m$ acontece o oposto. Ambos os métodos confirmam estas conclusões apesar do método de Spielvogel apresentar um comportamento de reações mais acentuado. O método de Spielvogel apresenta valores negativos de momentos já que o cálculo do mesmo é feito tendo em conta as coordenadas dos pontos dos encastramentos em relação ao centróide.

Pela observação da tabela 4.4 relativa aos casos específicos que se pretendiam analisar verifica-se que não há uma influência muito significativa nas tensões máximas. Comparando o caso 1 com o caso 2, apresentados na tabela 4.4, verificamos que o método de Spielvogel nos apresenta um aumento percentual na ordem dos 6%. Já o método das vigas mostra um aumento percentual mais elevado, na ordem dos 18%, confirmando uma vez mais que este método é mais conservativo que o método de Spielvogel.³

³ Para esta configuração não foi aplicado o método de Grinnel por não constar nas geometrias propostas [23]

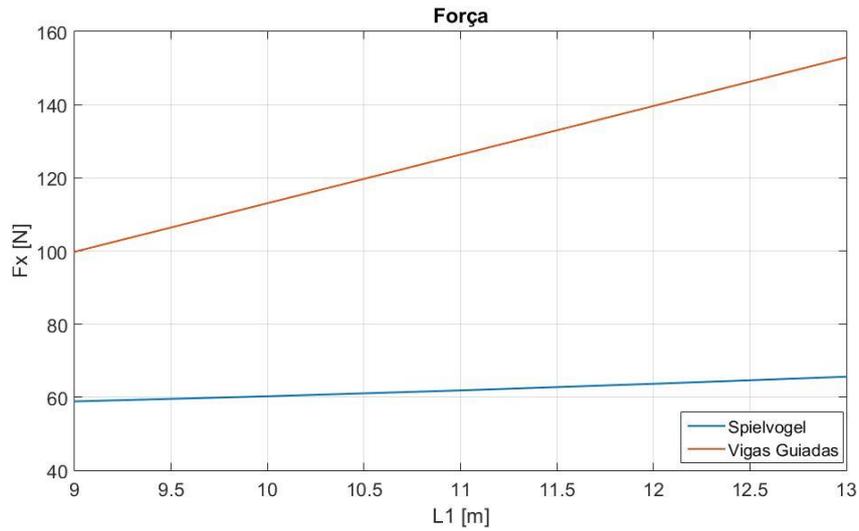


Figura 4.12: Comportamento de F_x com o aumento de L_1

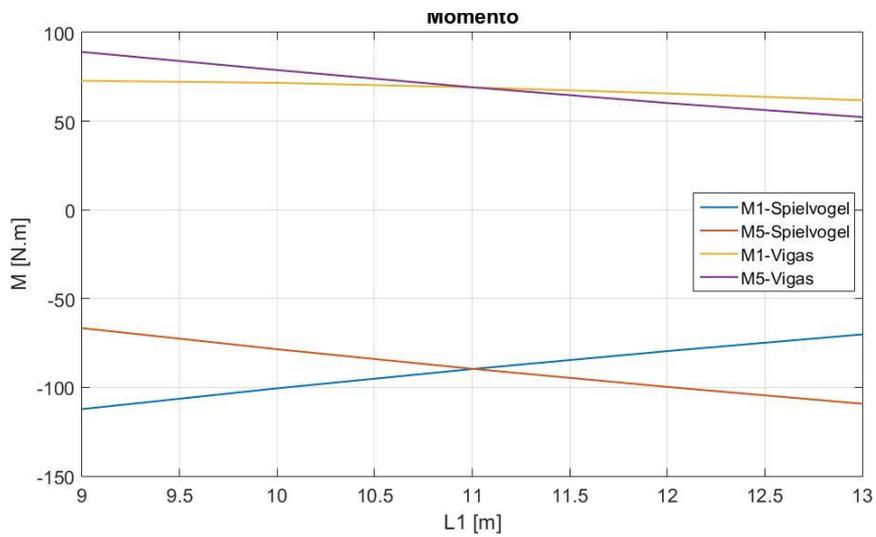


Figura 4.13: Comportamento de M com o aumento de L_1

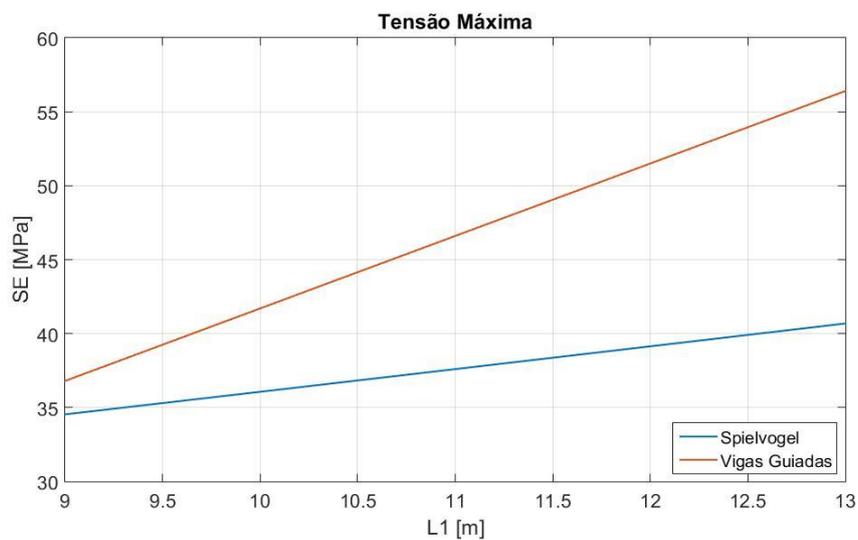


Figura 4.14: Comportamento de S_E com o aumento de L_1

Tabela 4.4: Tabela resumo das tensões máximas para lira não centrada

Método	$S_{E,MAX}$ [MPa]		
	Caso 1 $L_1 = 11,01m$	Caso 2: $L_1 = 13m$	↑%
Spielvogel	38,20	40,70	6
Vigas G.	46,30	56,40	18

4.6. Análise C: Configuração simples em L

Pela análise da literatura é sabido que mudanças de direção conferem flexibilidade ao sistema de tubagens. A configuração em L é uma configuração usual em traçados seja por motivos espaciais ou para aumentar a flexibilidade das tubagens. Assim, visto que esta será uma das configurações utilizadas na intervenção a ser feita, foi analisado para o caso de estudo (tendo em conta restrições espaciais) a partir de/e até que valores faria sentido aumentar L_1 . Foram considerados 2 casos que podem ser observados na tabela 5 relativos às tensões máximas:

- Caso 1: $L_1 = L_2$
- Caso 2: $L_1 = 2L_2$

Conforme se pode observar pelos gráficos das figuras 4.15, 4.16 e 4.17, em todos os métodos podem ser observados comportamentos de reações (força e momento) e tensões máximas semelhantes. A amplitude das reações tende a aumentar e a divergir. Quanto às tensões máximas esse aumento está relacionado com o facto de a flexibilidade não acompanhar o aumento da expansão térmica. Relativamente às tensões máximas considerando o caso 1 observa-se uma diferença relativa entre métodos de cerca de 2%. Essa diferença relativa acentua-se o caso 2 especialmente entre o método das vigas guiadas e o método de *Spielvogel* e de *Grinnel C.* subindo para cerca de 29%. Relativamente ao caso 1 e 2, apresentados na tabela 4.5, verifica-se um aumento percentual de tensões máximas de 40, 100 e 41% para os métodos de *Spielvogel*, Vigas Guiadas e *Grinnel C.* respetivamente. Uma vez mais, verificando que o método das Vigas guiadas é o mais conservativo dos três métodos analisados.

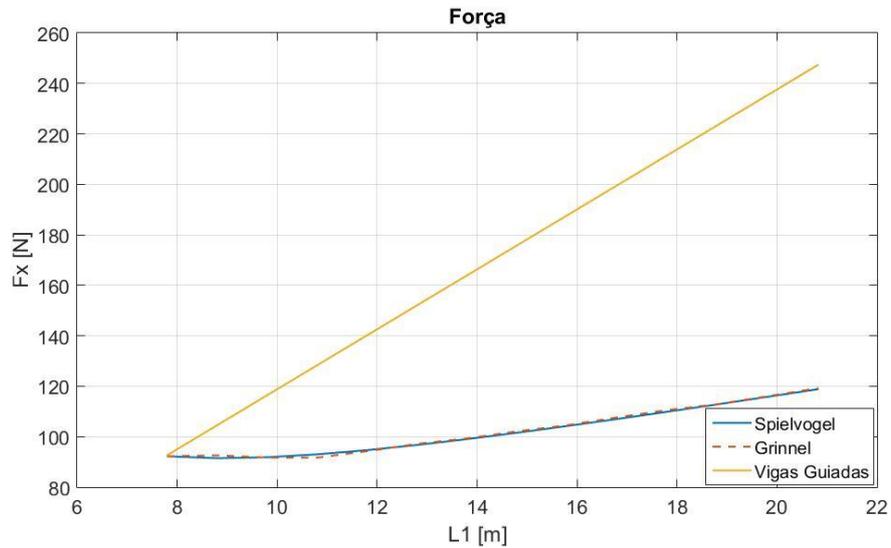


Figura 4.17: Comportamento de F_x com o aumento de L_1

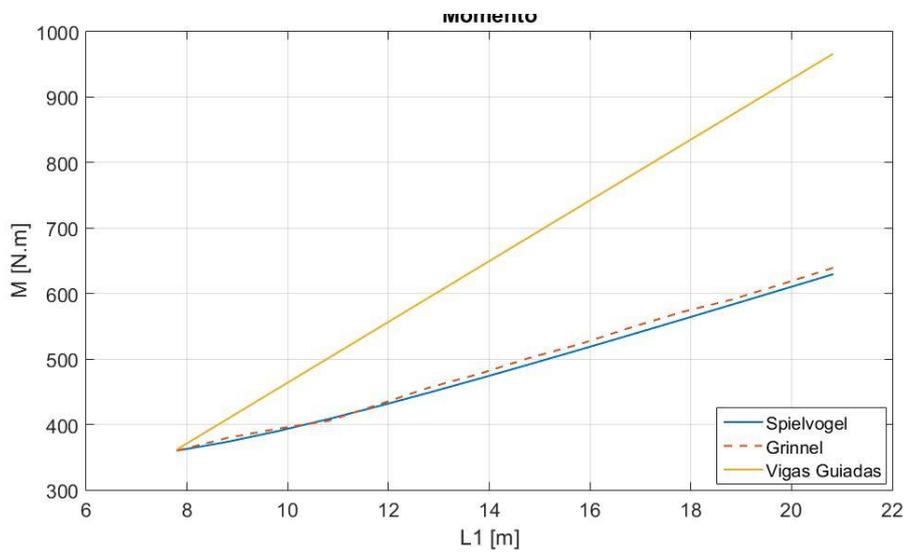


Figura 4.16: Comportamento de M com o aumento de L_1

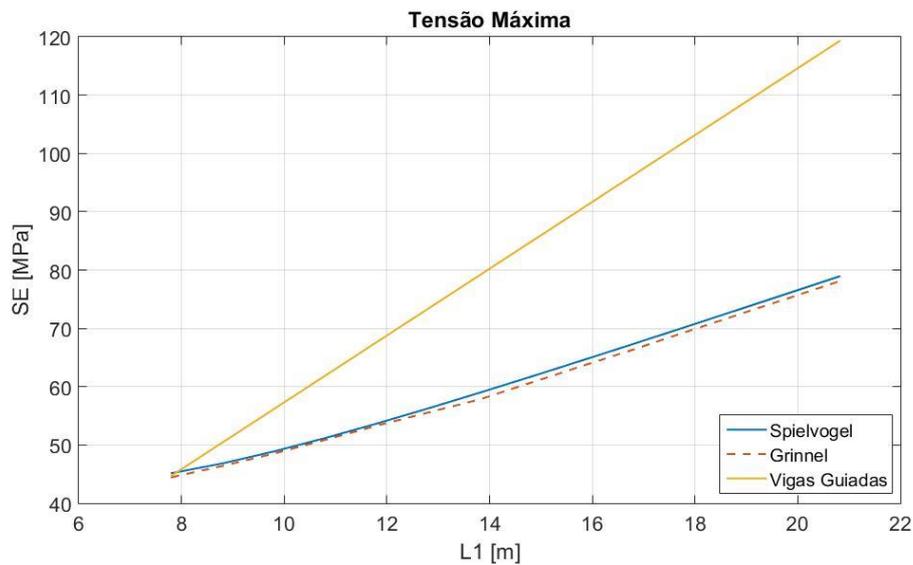


Figura 4.15 Comportamento de S_E com o aumento de L_1

Tabela 4.5: Tabela resumo das tensões máximas para configuração em L

Método	$S_{E,MAX}$ [MPa]		
	Caso 1 $L_1 = L_2$	Caso 2: $L_1 = 2L_2$	↑%
Spielvogel	45,17	63,99	40
Vigas Guiadas	44,76	89,50	100
Grinnel C.	44,46	63,02	41

4.7.Cálculo via *software*

Como conclusão do capítulo 4 e de modo a validar os resultados obtidos pelos métodos, assim como a fiabilidade dos mesmos, de modo a incorporá-los no dimensionamento final, analisou-se e comparou-se os resultados analíticos com os obtidos a partir do *software* comercial CAESAR II.

Assim, foram simuladas no *software* algumas das geometrias estudadas que para o caso de estudo se verificaram ser as mais favoráveis a nível de tensões ou as que se mostraram benéficas à implementação *in loco* por motivos de restrição espacial.

Assim para o caso A.1, lira centrada, os cálculos demonstraram que a configuração da lira mais favorável era aquela que seguia a relação $L_2 = 2L_3$. Assim as dimensões da lira são fixadas nos seguintes valores: $L_1 = L_5 = 11,01m$, $L_2 = 5,97m$ e $L_3 = 2,99m$.

Para o caso A.2 da lira não centrada, a configuração é aquela que melhor se adequa à implementação no *layout* e assim sendo terá as seguintes medidas: $L_1 = 13m$, $L_2 = L_4 = 5,97m$, $L_3 = 2,986m$ e $L_5 = 11,01m$.

Por último relativamente ao caso C, configuração simples em L, considerou-se $L_1 = 10m$ e $L_2 = 7,81m$ também por ser a mais conveniente à implementação no *layout*.

4.7.1. Discussão de resultados

Segundo [2] as tensões obtidas a partir do software devem ser inferiores às obtidas pelos métodos analíticos. Isto porque o programa considera um número superior de variáveis no cálculo entre elas, parâmetros relacionados com a deformação da secção do tubo o que aumenta a flexibilidade. Assim sendo numa primeira análise os resultados analíticos não confirmam a bibliografia, conforme se visualiza na tabela 4.6 sendo que foram obtidas tensões inferiores a partir dos métodos analíticos comparativamente às obtidas pelo CAESAR II. Analisando detalhadamente os resultados podemos fazer a seguinte discussão:

Por uma questão de uniformidade dos resultados analíticos não foi considerado no cálculo dos mesmos o fator de intensificação de tensões. Isto porque apenas o método de *Spielvogel* sugeria a inclusão deste parâmetro no cálculo das tensões. Visto que os outros métodos não sugerem este parâmetro e de modo a comparar os valores analíticos foi considerado por defeito o valor do fator intensificador de tensão de 1.

Esclarecendo um pouco melhor conceito do fator intensificador de tensões (SIF), este pode ser definido como sendo um multiplicador da tensão nominal para componentes de intersecção como cotovelos. Esse fator permite analisar o efeito da geometria e soldadura segundo uma análise de viga. Este parâmetro permite ao projetista estimar o desempenho/comportamento da fadiga sobre componentes do tubo ou juntas [30].

Sob este ponto de vista é até razoável assumir que, dos três métodos analisados, o de *Spielvogel* será o mais preciso visto incorporar no método o fator intensificador de tensões.

Tabela 4.6: Tabela resumo tensões máximas para métodos analíticos vs software

Método	$S_{E,MAX}$ [MPa]		
	Lira Centrada	Lira não centrada	Conf. em L
<i>Spielvogel</i>	37,60	40,70	49,35
<i>Vigas Guiadas</i>	46,30	56,40	57,31
<i>Grinnel C.</i>	38,20	N.A.	48,99
CAESAR II	59,36	64,24	63,30

Assim, a comparação dos resultados analíticos com os resultados obtidos via *software*, para o caso em que é desprezado o fator de intensificação de tensões, apenas faz sentido no nó imediatamente anterior a essa mudança de direção e cujo SIF é de 1, conforme podemos visualizar nas imagens 4.18, 4.19 e 4.20 para as várias geometrias comparadas:

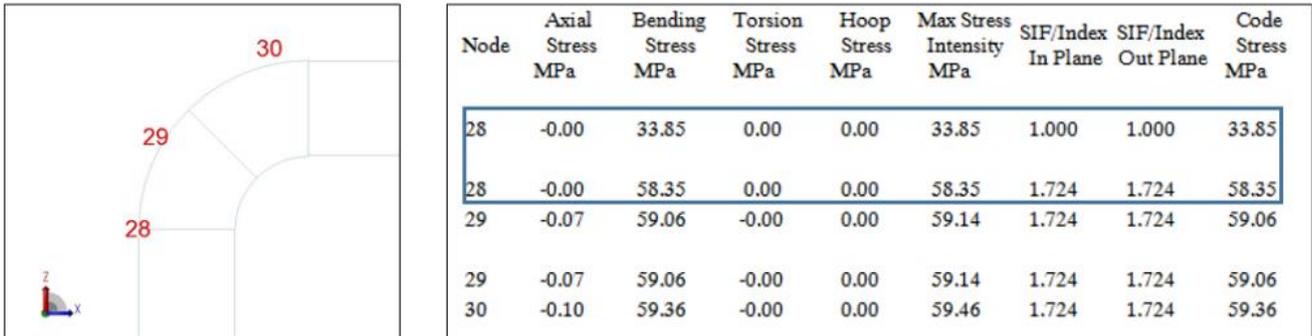


Figura 4.18: Local de tensão máxima e tabela resumo das tensões máximas para lora centrada. Extraído de CAESAR II

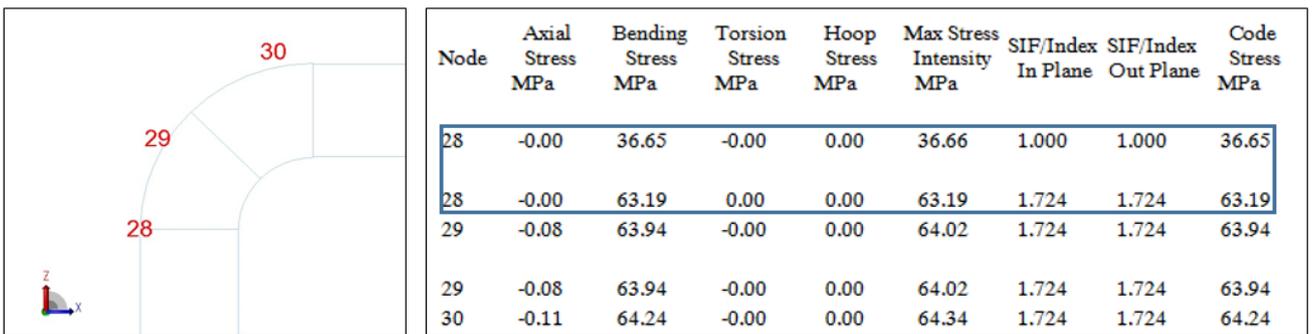


Figura 4.20: Local de tensão máxima e tabela resumo das tensões máximas para lora não centrada. Extraído de CAESAR II

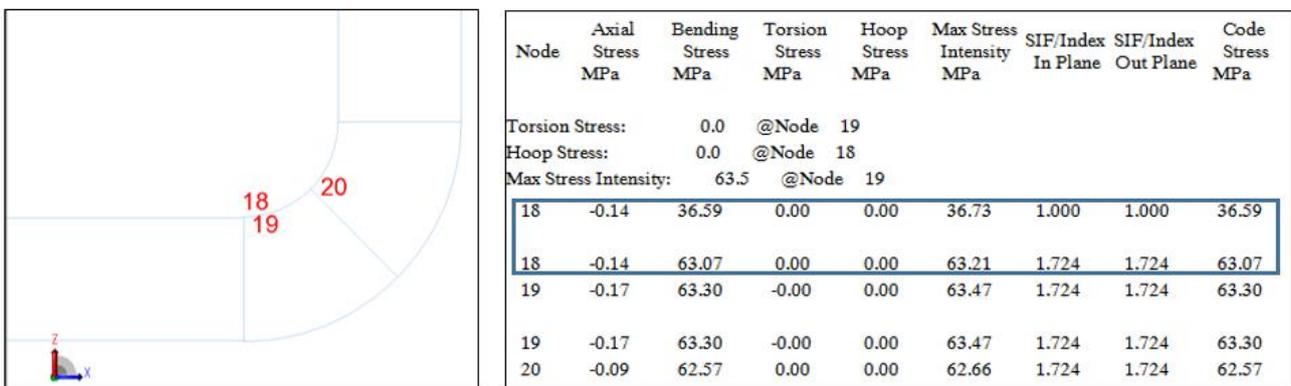


Figura 4.19: Local de tensão máxima e tabela resumo das tensões máximas para configuração em L. Extraído de CAESAR II

Nesse caso observou-se que a tensão no nó imediatamente antes da mudança de direção, onde o SIF considerado é de 1, é:

- I. Para a lira centrada: 33,85MPa;
- II. Para a lira não centrada: 36,65 MPa;
- III. Para a configuração em L: 36,59 MPa

Estes resultados, confirmam a literatura no que respeita à flexibilidade adicional adquirida com a deformação da secção, já que as tensões obtidas pelo software se encontram inferiores às obtidas pelos métodos.

No entanto, dada a importância do SIF a solução mais razoável será a de multiplicar os valores de tensão máxima obtidas a partir dos métodos analíticos pelo fator intensificador de tensões que, segundo a norma [16], pode ser calculado da seguinte forma:

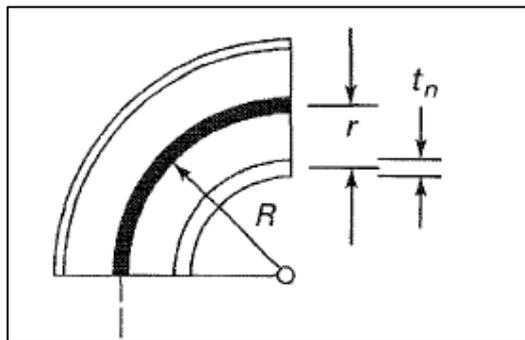


Figura 4.21: Cotovelo. [16]

Caraterística de flexibilidade:

$$h = \frac{t_n R}{2} \quad (4.1)$$

Fator intensificador de tensões:

$$i = \frac{0,9}{h^3} \quad (4.2)$$

Em que:

h =caraterística de flexibilidade;

t_n =espessura nominal da parede do tubo em mm ;

R =raio da curva ou cotovelo em mm ;

i =factor intensificador de tensões

Considerando um raio de curvatura longo, assumindo um fator intensificador de tensões i com o valor de 1,724 os valores das tensões dos cálculo analíticos foram os que se podem observar na tabela 4.7.

Tabela 4.7: Resumo de tensões máximas com SIF métodos analíticos vs software

Método	$S_{E,MAX}$ [MPa]		
	Lira Centrada	Lira não centrada	Conf. em L
Spielvogel	64,82	70,17	85,08
Vigas Guiadas	79,82	97,23	98,80
Grinnel C.	65,86	N.A.	84,46
CAESAR II	59,36	64,24	63,30

Assim, após a inclusão do fator intensificador de tensões concluiu-se o seguinte:

- I. Todos os métodos se mostraram conservativos comparativamente com o software já que todos devolvem tensões superiores;
- II. Concluiu-se também que a nível de tensões a lira centrada é preferível ao uso da lira não centrada, não só devido às reações como às tensões máximas;
- III. Conforme já citado o método de *Spielvogel* pode ser descrito como mais preciso que os anteriores já que sugere a inclusão do fator de intensificação de tensões.
- IV. Pela observação da tabela 4.8 verificamos que os valores analíticos apresentaram um aumento percentual relativamente ao software de:

Tabela 4.8: Diferenças percentuais métodos vs software

Método	Lira centrada (↑%)	Lira não centrada(↑%)	Conf. em L (↑%)
Spielvogel	9,20	9,23	34,41
Vigas G.	34,47	51,36	56,09
Grinnel C.	10,94	N.A. ⁴	33,43

⁴ N.A: Não aplicável, não consta nas geometrias sugeridas por [23]

Verificou-se um aumento percentual médio para a lira centrada de 18%, ao passo que para a lira não centrada e a configuração em L esse aumento percentual corresponde a 30 e 41% respetivamente. Esses resultados estão relacionados com o facto de a lira centrada ser a única que segue a relação sugerida no sentido de redução de tensões. As outras duas configurações, apesar de não corresponderem à situação ideal a nível de tensões, foram estudadas no sentido de satisfazerem as restrições/limitações do terreno de implementação do caso de estudo.

4.8. Caso de carga 2: Esforços relacionados com o peso

Para o caso de carga 2 foi feita uma análise simplificada recorrendo às equações descritas no capítulo 4. As figuras 4.22, 4.23 e 4.24 representam a deformada provocada pelo peso numa viga bi-apoiada, a secção transversal do tubo considerado assim como o local do maior espaçamento entre apoios respetivamente. Para o cálculo do peso por unidade de comprimento é considerado o peso do fluido, tubo e isolamento. No entanto os cálculos para a resistência à flexão é garantido apenas pelo tubo em aço uma vez que o isolamento tem uma resistência à flexão desprezável.

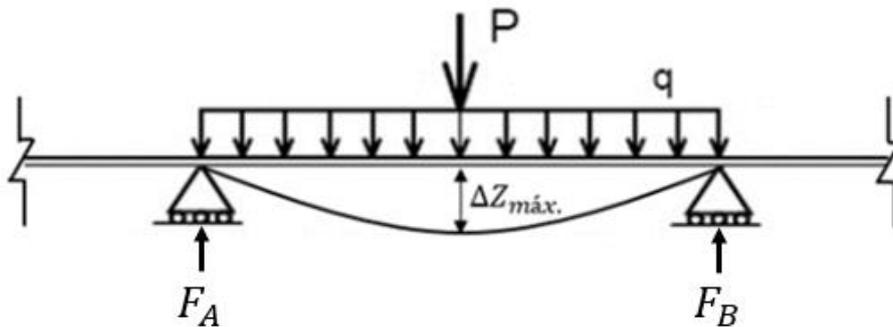


Figura 4.22: Deformada da viga bi-apoiada devido ao peso:

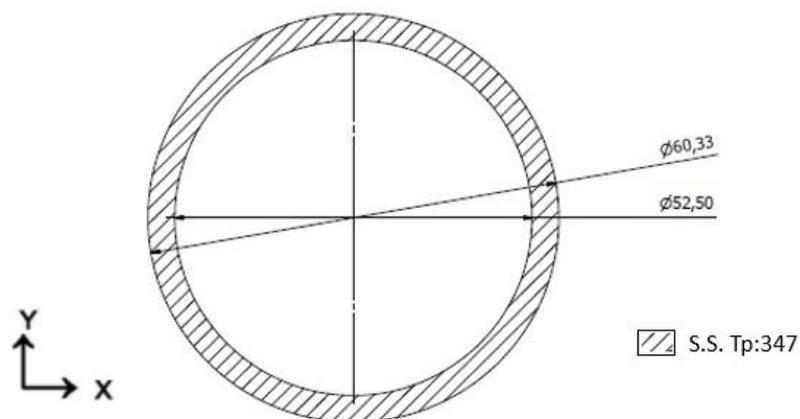


Figura 4.23: Secção transversal do tubo

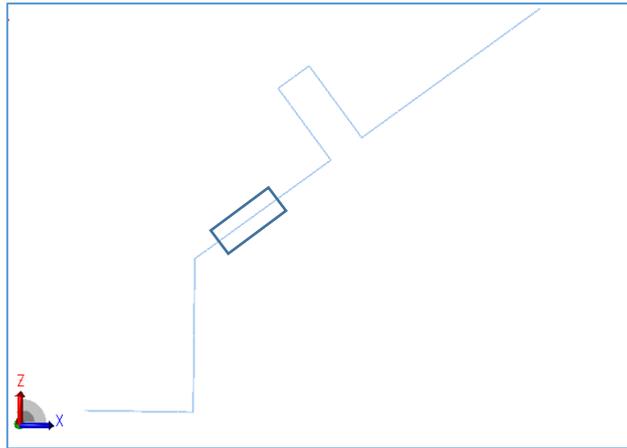


Figura 4.24: Layout do caso de estudo e local de espaçamento máximo entre apoios. Extraído de CAESAR II

Considerando que o maior espaçamento entre apoios é 4,14m, e que o peso por unidade de comprimento assume o valor W_T de 102,83N/m, recorrendo à equações 3.55 e 3.56 para o cálculo das reações nos apoios e momento máximo temos :

$$R = \frac{102,8301 \times 4,14}{2} = 212,86N$$

$$M_{máx} = \frac{102,8301 \times 4,14^2}{8} = 220,31Nm$$

As propriedades dimensionais do tubo e o módulo de elasticidade à temperatura máxima de operação são:

$$I = 2,76 \times 10^{-7}m^4$$

$$Z = 9,76 \times 10^{-6}m^3$$

$$E_h = 1,96 \times 10^{11}Pa$$

Por fim a flecha máxima do sistema obtém-se recorrendo à equação 3.57:

$$\Delta Z_{máx.} = \frac{5 \times 102,83 \times 4,14^4}{384 \times 1,96 \times 10^{11} \times 3,05 \times 10^{-7}} \cong 0,007m$$

Para calcular a tensão, considerando um diâmetro D de 60,32mm, uma espessura de parede t_n de 3,91mm e uma pressão de serviço P de $1,0 \times 10^5$ Pa, recorre-se à equação 3.7:

$$S_L = \frac{PD}{(1000)4t_n} + \frac{0,75iM_{máx}}{Z} = 29,14MPa$$

Considerando uma tensão máxima admissível de S_h de 88,45MPa podemos afirmar, segundo a norma ASME B31.1 [16] que a tensão para o troço mais longo se encontra dentro do admissível já que verifica a condição:

$$S_L < S_h$$

5. Dimensionamento para a *Évora Molten Salt Platform*

5.1. *Évora Molten Salt Platform*-descrição

A plataforma de sais fundidos de Évora é uma unidade experimental para tecnologia termosolar. Assim, é previsto o estudo e investigação científica de áreas relacionadas com o armazenamento de sais fundidos a altas temperaturas entre outras investigações. A intervenção a ser feita relaciona-se com a necessidade de dimensionar um novo traçado para a tubagem que sai do tanque de fluido em 1 para outras estruturas em 2, conforme se visualiza na figura 5.1 e que *a posteriori* se interligarão com o circuito solar principal. Para este dimensionamento ser feito de forma mais precisa recorreu-se ao *software* Caesar II para dimensionamento dos esforços atuantes.

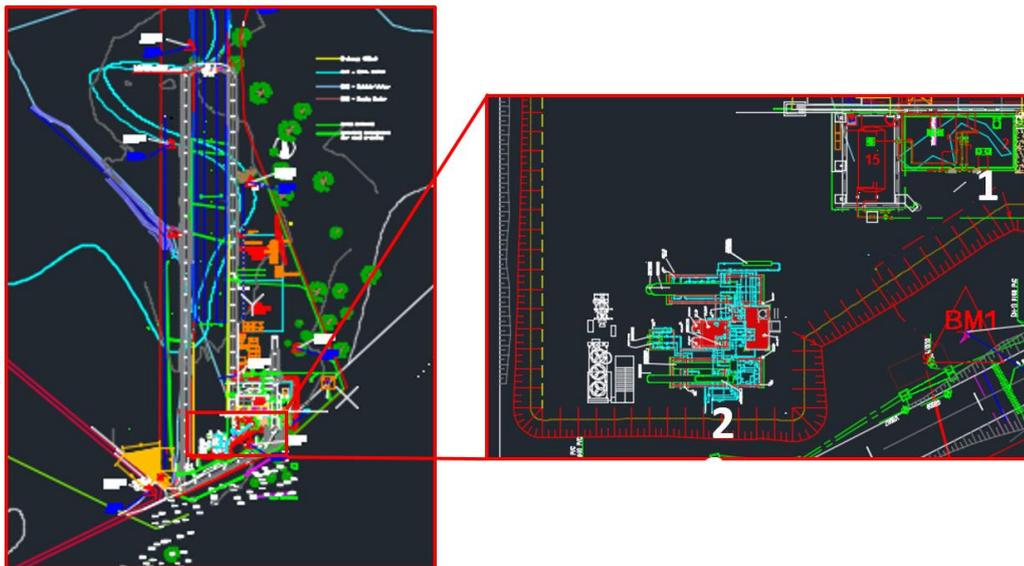


Figura 5.1: Layout da área de intervenção da *Évora Molten Sal Platform*

5.2. Caesar II

Neste capítulo é feito o dimensionamento recorrendo ao *software* CAESAR II. As tabelas 5.1, 5.2, 5.3 e 5.4 sintetizam os casos de carga analisados assim como os *inputs* inseridos no *software* relacionados com as especificações de operação e de cálculo para a tubagem do caso de estudo.

Relativamente aos casos de carga foram analisados os casos definidos pela norma [16] como essenciais para a análise de tensões de um sistema de tubagens. Assim as terminologias EXP, SUS e OPE referem-se a cargas relacionadas com a expansão térmica, cargas constantes e caso de operação respetivamente.

Tabela 5.1: Resumo dos casos de carga analisados

Designação do caso de carga	1: EXP	2: SUS	3:OPE
W) Peso		×	×
P1) Pressão		×	×
T1) Temperatura	×		×

Tabela 5.2: Condições de serviço

Pressão (bar)	Temperatura de operação (°C)	Serviço
10	550	Líquido

Tabela 5.3: Propriedades seccionais do tubo e isolamento e fluido

Diâmetro (inches)	Sch	Espessura de Isolamento (mm)	Densidade isolamento (kg/m ³)	Densidade do fluido (kg/m ³)
2"	40	200	112,13	1900

A tubagem em questão transporta fluido em estado líquido (sal-fundido) a altas temperaturas. Assim a norma aplicável é a ASME B31, secção 31.1:Power Piping [16]. O material escolhido é o aço inoxidável austenítico *Type 347* cujas propriedades constam na tabela abaixo. Para o isolamento é considerado lã de vidro.

Tabela 5.4: Propriedades mecânicas do material escolhido

Material	E_c (MPa)	E_h (MPa)	S_c (MPa)	S_h (MPa)
A213 Tp 347	195120	155990	137,89	88,46

5.3. Alternativas 1 e 2

As alternativas 1 e 2 pretendem ilustrar dois possíveis traçados que representam a isometria em 3-D da tubagem. Pretendem também identificar sugestões de posicionamento dos dispositivos de apoio. A partir dessas sugestões e após a análise de flexibilidade (caso de carga 1) e estática (caso de carga 2) serão efetuadas as alterações necessárias nos dois traçados de modo a minimizar os esforços relativos aos casos de carga. Por fim os resultados de ambas as sugestões são comparados de modo a identificar e validar o melhor traçado a implementar.

5.3.1. Alternativa 1

Após os cálculos do capítulo 4, que ajudaram a definir o traçado a implementar no caso de estudo, chegou-se ao primeiro traçado a implementar no layout, apresentado na figura 5.2. No que respeita ao dimensionamento dos apoios optou-se por um espaçamento médio de 3m, sugerido por [16] entre eles sendo que foram usados: âncoras nas extremidades (nó 10 e 230) e guias combinadas com suportes verticais no restante traçado (nós: 20, 30, 50, 60, 70, 90, 100, 120, 130, 150, 170, 180, 200, 210, 220 - conforme ilustrado na figura 8.1 do anexo 1). Foi usada também uma lira para aumentar a flexibilidade da tubagem.

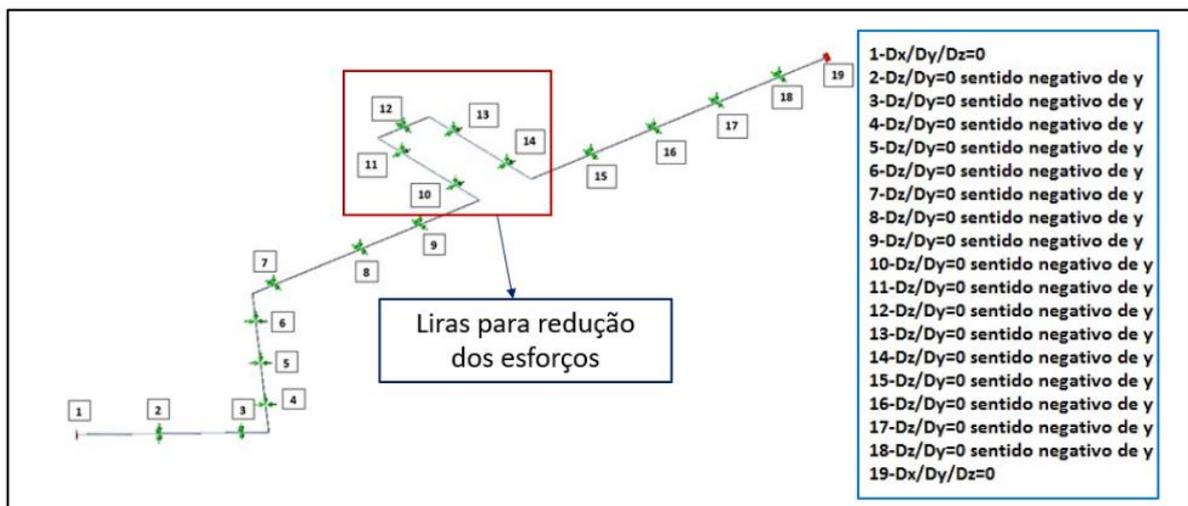


Figura 5.2: Alternativa 1 e respetivas restrições de deslocamentos. Extraído de CAESAR II

5.3.2. Alternativa 2

O traçado 2, apresentado na figura 5.3, aparece como alternativa à sugestão de traçado 1 sendo que não obedece às restrições do terreno, podendo no entanto, ser ainda assim uma sugestão alternativa válida. Pretende-se a comparação dos casos de carga entre a alternativa 1 e 2 a fim de validar a solução melhor para o caso de estudo.

Tal como na primeira sugestão foram usadas âncoras nas extremidades (nó 10 e 330) e guias combinadas com suportes verticais como dispositivos de apoio no restante traçado (nós 20, 30, 50, 60, 70, 90, 110, 130, 150, 160, 170, 190, 200, 210, 230, 250, 270, 290, 300, 310 - conforme ilustrado na figura 8.2 do anexo 1). Seguiu-se, tal como na alternativa 1 a sugestão da norma [16] que refere 3m para espaçamento entre apoios. Além disso foram usadas duas liras para redução de esforços relacionados com a temperatura.

Foram também usadas características seccionais e do material, idênticas às usadas no traçado 1 em conformidade com as tabelas 5.2, 5.3 e 5.4.

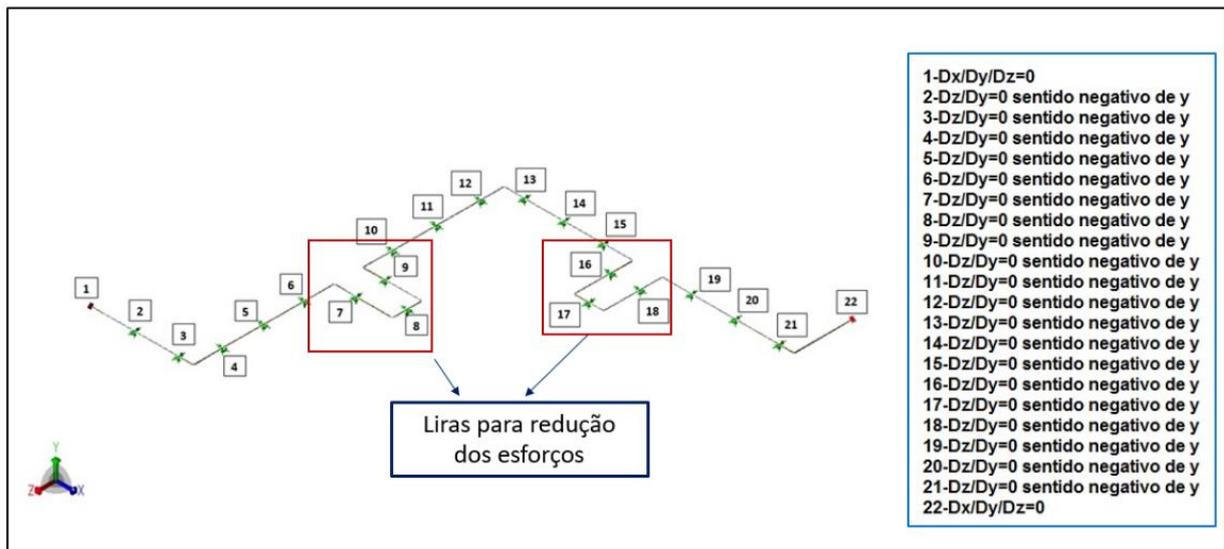


Figura 5.3: Alternativa 2 e respetivas restrições de deslocamento. Extraído de CAESAR II

5.4. Resultados

5.4.1. Alternativa 1

Pela observação da tabela 5.5 pode verificar-se que as tensões provocadas pela ação combinada do peso e pressão se encontram dentro do admissível. Estes resultados permitem concluir que os apoios se encontram, à partida, corretamente dimensionados, não havendo nenhum segmento do *layout* submetido a esforços excessivos.

Por outro lado, no que respeita ao caso de carga 1, tensões provocadas pela expansão térmica, verificou-se que alguns nós excediam a tensão admissível pelo código. A geometria tentou incluir soluções para o aumento de flexibilidade (mudanças de direção e lira) assim sendo os esforços não se devem à existência de segmentos de tubagem muito longos.

Observando mais atentamente os resultados percebe-se que os nós que se encontram a exceder o admissível são aqueles que estão nas curvas localizadas nos nós: 40, 80, 110 e 190 e nos apoios localizados nos nós 30, 120 e 180 conforme também indicado pela imagem 5.4 relativa às deformadas. Efetivamente a escolha combinada de apoios verticais com guias reduz a flexibilidade nesses locais. Isto porque a guia, enquanto elemento de apoio longitudinal, influencia a flexibilidade do eixo onde se encontra colocada e a distância até ao eixo ortogonal seguinte, afetando conseqüentemente os esforços associados. Sendo que quanto menor a distância entre a guia e o eixo ortogonal seguinte mais críticos se tornam os esforços tanto no apoio como na curva subsequente.

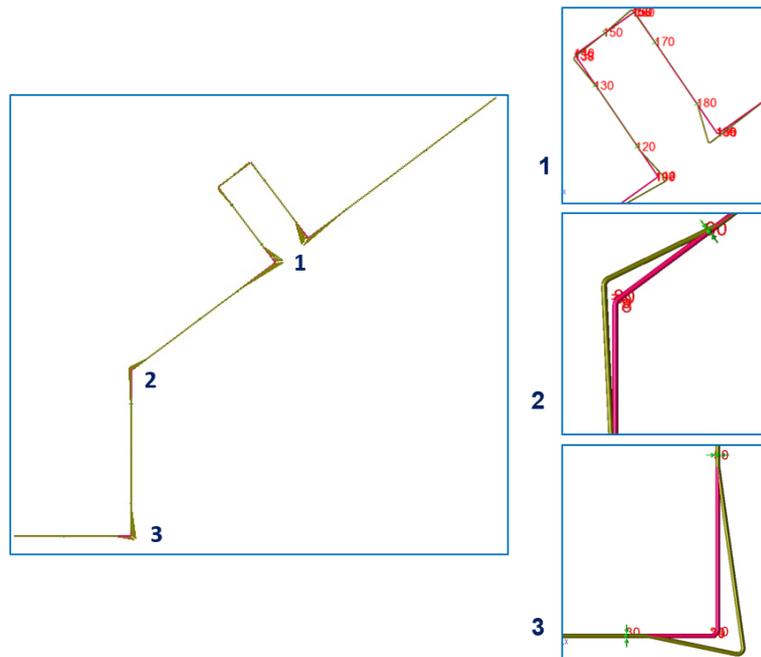


Figura 5.4: Vista de topo e ampliação das deformadas para alternativa 1. Extraído de CAESAR II

Tabela 5.5: Tabela resumo de tensões máximas para alternativa 1

Tensão máxima (MPa)	Caso de carga 1: EXP		Caso de carga 2: SUS	
Tensão da norma	668,70	A.S.=277,8	69,10	A.S.=88,5 ⁵
Tensão axial	7,60	Nó	3,10	Nó 20
Tensão de flexão	668,70	Nó 39	65,80	Nó 180
Tensão de torção	0,00	Nó	4,50	Nó 100
Tensão hidrostática	0,00	Nó 20	6,70	Nó 20
Intensidade tensão	675,10	Nó 39	69,80	Nó 180
Resultados	Falhou		Passou⁶	

Assim, para o caso de carga 1 a fim de solucionar o problema optou-se por substituir os apoios dos nós 30, 50, 70 e 100, 120, 180 e 200 por apoios verticais não impondo nenhuma outra restrição. Como se observa pela tabela 5.6 os resultados obtidos, após a substituição dos apoios supra citados, relativos ao caso de carga 1 passam a estar dentro do admissível para os dois casos de

⁵ A.S.:Tensão admissível

⁶ Os termos Passou e Falhou referem-se ao cumprimento ou não do requisito da norma relativamente à tensão máxima admissível

carga. Deste modo a alternativa 1 torna-se elegível para a implementação no caso de estudo.

Tabela 5.6: Tabela resumo de tensões máximas para alternativa 1

Tensão máxima (MPa)	Caso de carga 1: EXP		Caso de carga 2: SUS	
Tensão da norma	145,60	AS=277,8	69,10	AS= 88,50
Tensão axial	0,50	Nó 189	3,10	Nó 20
Tensão de flexão	146,40	Nó 189	65,80	Nó 180
Tensão de torção	0,00	Nó 189	4,50	Nó 100
Tensão hidrostática	0,00	Nó 20	6,70	Nó 20
Intensidade tensão	146,90	Nó 189	69,80	Nó 180
Resultados	Passou		Passou	

5.1.1. Alternativa 2

Analisando os resultados constantes na tabela 5.7 constatou-se que, no que respeita ao caso de carga 2, as tensões se encontravam todas dentro do admissível. Já no caso de caso de carga 1, verificou-se que a tubagem não é flexível, tal como já acontecia na alternativa 1. Assim e após a verificação dos nós onde a tensão se encontrava a exceder o admissível, percebeu-se, uma vez mais, que estes correspondem a locais de curva localizados nos nós 40, 80, 140 e 180, 220 e 320 que podem ser observados na figura 5.5. Também no apoio 50 a tensão excede o admissível.

Conforme já explicado a escolha de combinação de apoios utilizados (guias com suportes verticais) poderá condicionar a flexibilidade do traçado. Também reforçar o facto de nas curvas ser contabilizado o fator intensificador de tensões o que contribui para o incremento de tensões máximas nesses locais.

Tabela 5.7: Tabela resumo de tensões máximas para alternativa 2

Tensão máxima (MPa)	Caso de Carga 1: EXP		Caso de carga 2: SUS	
Tensão da norma	511,80	AS=277,8	69,60	A.S=88,5
Tensão axial	6,50	Nó 320	3,10	Nó 20
Tensão de flexão	511,80	Nó 39	66,00	Nó 330
Tensão de torção	0,00	Nó 39	3,70	Nó 320
Tensão hidrostática	0,00	Nó 20	6,70	Nó 20
Intensidade tensão	516,80	Nó 39	69,50	Nó 330
Resultados	Falhou		Passou	

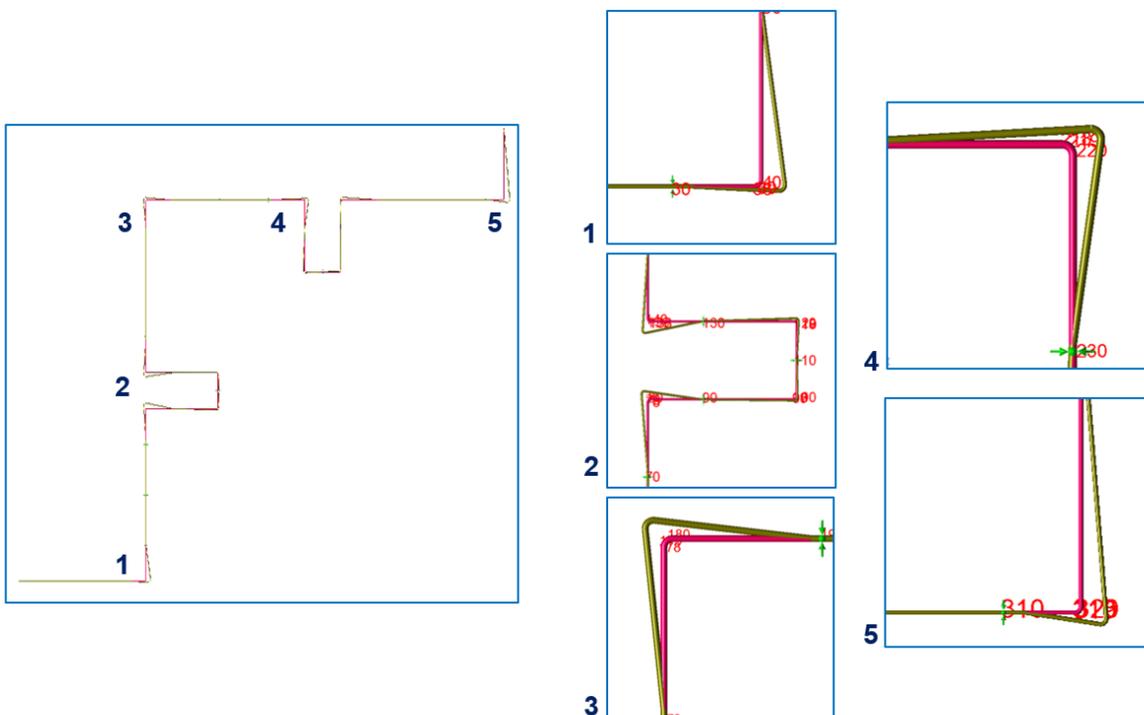


Figura 5.5: Vista de topo e ampliação dos locais de deformação máxima. Extraído de CAESAR II

Assim, tal como na alternativa 1, opta-se por substituir os apoios utilizados por apoios verticais, nos nós que antecedem as curvas que estão a exceder a tensão máxima assim como no apoio que se encontra no nó 50.

Após essa substituição verificamos que o traçado cumpre então os requisitos da norma relativos aos casos de carga 1 e 2 sendo também uma opção válida. O resumo das tensões máximas pode ser observado na tabela 5.8.

Tabela 5.8: Tabela resumo de tensões máximas

Tensão máxima (MPa)	Caso de Carga 1: EXP		Caso de carga 2: SUS	
Tensão da norma	201,50	AS=277,80	69,60	A.S=88,50
Tensão axial	1,30	Nó 279	3,10	Nó 20
Tensão de flexão	201,50	Nó 39	66,00	Nó 330
Tensão de torção	0,00	Nó 219	3,70	Nó 320
Tensão hidrostática	0,00	Nó 20	6,70	Nó 20
Intensidade tensão	202,60	Nó 39	69,50	Nó 330
Resultados	Passou		Passou	

5.5. Comparação de resultados

Após a análise comparativa de tensões relativas às duas sugestões verificamos que a alternativa 1 será a melhor a implementar no caso de estudo conforme se observa na tabela 5.9, uma vez que:

- Apresenta uma flexibilidade superior à sugestão 2 conforme se pode constatar para o caso de carga 1;
- No que respeita a cargas relacionadas com o peso e pressão (caso de carga 2) a diferença é desprezível. Ainda assim a primeira sugestão apresenta uma tensão inferior;
- Apresenta tensões inferiores no que respeita ao caso da operação (caso de carga 3), que é o mais importante por considerar todos os casos de carga.
- É a solução economicamente mais favorável por exigir um menor comprimento de tubagem e conseqüentemente uma menor utilização de dispositivos de apoio. Ao mesmo tempo, pelo traçado usado respeitar as restrições do terreno atualmente existentes, implica poupança no sentido de não serem necessárias obras para uniformização do local;
- Maior rapidez de execução uma vez que implica menos dispositivos de apoio.

Tabela 5.9: Tabela resumo de tensões máximas para todos os casos de carga

Caso de Carga	Sugestão 1		Sugestão 2	
	Tensão máxima (MPa)		Tensão máxima (MPa)	
	Cálculo	Admissível	Cálculo	Admissível
1: EXP	145,60	277,80	201,50	277,80
2: SUS	69,10	88,50	69,60	88,50
3: OPE	149,90	N.A	188,60	N.A

Após a análise de tensões segundo a norma é também de extrema importância o conhecimento dos deslocamentos. Estes acontecem sobretudo devido à expansão térmica, conforme se pode verificar nas figuras 8.3 e 8.4 do anexo 2.

A tabela 5.10 mostra os deslocamentos nos pontos mais relevantes, como as mudanças de direção e alguns dos apoios que as antecedem. A tabela mostra-nos os pontos de deslocamento máximo, revelando que os apoios localizados nos nós 30, 50, 100 e 120 apresentam deslocamentos elevados. Deve tomar-se especial atenção a estes valores porque os deslocamentos associados poderão levar a que a tubagem se desloque dos mesmos. Eles representam alguns dos nós do traçado em que foram retiradas as guias por estas condicionarem flexibilidade a sistema.

Tabela 5.10: Resumo dos deslocamentos mais elevados nos locais relevantes

Nó	DX (mm)	DY (mm)	DZ (mm)
30	58,95	-0,00	-54,86
40	76,97	0,00	-80,75
50	60,14	0,00	-61,85
100	69,25	0,00	-8,24
110	93,33	-0,00	-6,99
120	67,33	-0,00	-8,24
190	-68,25	-0,00	-124,11

6. Conclusão

O objetivo da presente dissertação era o de fazer o dimensionamento de uma tubagem de altas temperaturas para a Évora Molten Salt Platform. Para esse dimensionamento ser feito de modo fidedigno assegurando a integridade estrutural da tubagem, este deve seguir os requisitos constantes em normas industriais. Neste caso a norma adotada é a ASME B31.1 sendo que é a mais utilizada para centrais geradoras de energia. Esta norma define, para além do procedimento a adotar, 3 casos de carga, sendo eles relacionados com a expansão térmica, peso e pressão e caso de operação. É necessário garantir que as tensões se encontrem dentro dos limites estabelecidos pela norma para todos os casos de carga.

No que aos esforços relacionados com a temperatura diz respeito a análise feita enfocou em geometrias simplificadas habitualmente encontradas na indústria. Sendo que todos os métodos são limitativos, foram analisados e observados os comportamentos de tensão máxima assim como reações para geometrias simplificadas.

Relativamente à lira centrada conclui-se que:

- Ao aumento do comprimento de L_2 influencia as reações e tensões máximas no sentido da sua redução. Todos os métodos confirmam que a relação mais favorável a nível de tensões é $L_2 = 2L_3$. O método das vigas apresenta uma descida percentual mais acentuada, apresentando contudo tensões superiores:
- O aumento de L_1 provoca um aumento de reações e tensões máximas. Isto porque o aumento da expansão térmica não é acompanhado pela flexibilidade, que se mantém constante.

No caso da lira não centrada verificamos que o aumento de L_1 , além de provocar um aumento de tensões máximas provoca também um desequilíbrio a nível de reações nos encastramentos;

No caso da configuração simples em L o aumento em L_1 promove o aumento de reações e tensões máximas, que já era esperado;

Foi também calculada a influência de parâmetros seccionais e condições de operação no comprimento crítico. Conclui-se que a temperatura de operação tem influência no comprimento crítico sendo que quanto maior é a temperatura de operação menor é o comprimento crítico. No que respeita a influência do diâmetro este tem uma influência significativa proporcional ao aumento do diâmetro. Por fim, analisando a influência da espessura verificamos que não é tão significativa quanto as anteriores apresentando uma diferença menos significativa.

Comparando os resultados do *software* CAESAR II com os 3 métodos a nível percentual verificamos que há uma diferença percentual na ordem dos 18, 30 e 40% para a lira centrada, não centrada e configuração em L respetivamente (ver tabela resumo 4.8).

Todos os métodos analíticos abordados nesta dissertação são limitativos e conservativos, já que:

- Apenas permitem o cálculo da flexibilidade para tubagens com apoios nas extremidades não admitindo apoios intermediários;
- Se basearem em simplificações;
- Poderem estar limitados a geometrias tabeladas como é o caso do Método de *Grinnel C.*;

Apesar disto, é também indicado pela literatura que os métodos podem ser uteis para analisar geometrias complexas desde que divididas em geometrias simplificadas.

No que respeita as cargas relacionadas com o peso da tubagem, foi feita uma abordagem simplificada da questão recorrendo-se às equações de equilíbrio estático e de deflexão em vigas.

Após o estudo chegou-se a 2 configurações de geometria final, fazendo uso de algumas das conclusões do capítulo 4. Assim foi feita uma análise que contemplou os casos de carga definidos pela norma. Após a análise chegaram-se às seguintes conclusões:

- A flexibilização do sistema foi feita por meio de mudanças de direção e liras de expansão. No entanto para as 2 configurações sugeridas elas não

foram suficientes para absorver a expansão térmica do sistema. Isto aconteceu sobretudo devido aos apoios combinados (apoio vertical com guia) retirarem flexibilidade ao sistema. Assim foram retiradas as guias nos apoios nos locais críticos passando os resultados a estar dentro do admissível. Isto permite concluir que é de extrema importância a escolha dos apoios assim como a correta compreensão do tipo de limite que os mesmos impõe ao sistema de tubagens.

- A análise estática revelou resultados satisfatórios. Para ambas as configurações observaram-se tensões e deslocamentos dentro dos limites estabelecidos pela norma. Foi usado um espaçamento entre apoios médio de 3m (sugerido pela norma). Contudo conclui-se que esse espaçamento entre apoios deve resultar também de uma ponderação ajustada entre a escolha de apoio utilizado e o espaçamento que este dista tem em relação às curvas que as antecedem e sucedem.

Desenvolvimentos futuros

A plataforma de sais fundidos de Évora, atualmente em construção, tem como principal objetivo testar e validar o uso de sais fundidos como fluido de transferência de calor e como fluido de armazenamento. Assim que se encontre operacional, vários projetos europeus destinados à investigação entrarão em prática. A tubagem responsável pelo transporte do sal fundido, sendo um dos componentes-chave do *loop solar*, está atualmente a ser detalhadamente dimensionada e deverá estar pronta a ser construída em Abril de 2017. A tubagem que será utilizada deverá transportar e operar o sal binário assim como novas misturas ternárias do sal fundido.

Referências bibliográficas

- [1] Antaki, George A, *Piping and Pipeline Engineering, Design, Construction, Maintenance, Integrity and Repair*, South Carolina,(2003).
- [2] Peng, L.C., Peng, T.L., *Pipe Stress Engineering*, Texas-USA, ASME Press, (2009).
- [3] John A. Duffie; William A. Beckman, *Solar Engineering of Thermal Process, 3rd ed, New Jersey, (2013)*.
- [4] Price, Hank, et al., *Advances in Parabolic Trough Solar power Technology*, Journal of Solar Energy Engineering, ASME (2002).
- [5] Disponível em < <http://cleanleap.com/7-solar-technology-assessment-and-appropriate-technology-options/71-solar-thermal-technology>> Último acesso a 28-11-2016
- [6] Disponível em < <http://www.evwind.es/tags/protermosolar>> Último acesso a 20-11-2016
- [7] Disponível em <<http://www.npr.org/sections/morocco-unveils-a-massive-solar-power-plant-in-the-sahara>> ultimo acesso: 20-09-2016
- [8] D. Kearney, B Kelly, et al., *Engineering aspects of a molten salt heat transfer fluid in a trough solar field*, ELSEVIER (2004).
- [9] M. Aguacil, C.Prieto, et al., *Direct Steam Generation in Parabolic Trough Collectors*, (2013).
- [10] AISI, *Hight Temperature Characteristics of Stainless Steels, A Design Handbook*. (n.d.)
- [11] ASME B36.19 M, *Stainless Steel Pipe*, American Society of Mechanical Engineers, (2004).
- [12] A. G. Fernández et al., *Molten Salt Corrosion of Stainless Steels and Low-Cr Steel in CSP Plants*, Springer Science+Business Media, (2012);
- [13] Em Technical News Bulletin, *Heat Trace (Heat Tracing)*, (2015).
- [14] Em Wortman et al, *Pipeline for Carrying a Molten Salt*, United States Patent, (2014).

- [15] Disponível em <<http://wermac.org/steel/pipesupports.html>> Último acesso 20-05-2016
- [16] ASME B31.1, *Power Piping*, ASME-American Society of Mechanical Engineers, (2004)
- [17] Bhave, Suyogu U., *Calculation Methodologies for the Design of Piping Systems*, International Journal of Engineering Research and General Science, (2014)
- [18] Beer P.B. et al., *Mecânica dos Materiais*, 5ªed., São Paulo, Mcgraw-Hill, 2011 (2004)
- [19] Thermacor, *Technical Data Calculation and Design: Expansion, Calculation and Loop Sizing*, (n.d.)
- [20] Kannappan, S., *Introduction to Pipe Stress Analysis*, Tennessee, John Willey & Sons (1985)
- [21] Spielvogel, S.W., *Piping Stress Calculations Simplified*, 5ªed, New York, Byrne Associates (1961)
- [22] Kellog, The M.W. Company, *Design of Piping Systems*, 2ª ed, New York, John Willey & Sons (1956)
- [23] Grinnel Corporation, *Piping Design and Engineering*, 6ªed, USA, ITT Grinnel Industrial Piping Inc. (1981)
- [24] Bentley, *Bentley Autopipe News April 2010*
- [25] SST Systems, *CAEPIPE User's Manual*, SST System's Inc
- [26] COADE, version 8.0 *CAESAR II Technical Reference Manual* (2016)
- [27] Hetnarski, R.B., et al., *Thermal Stresses: Advanced Theory and Applications*, Springer (2009)
- [28] Telles, Pedro C.S., *Tubulações Industriais Cálculo*, 9ª ed, (1999)
- [29] Disponível em: <<http://pt.slideshare.net/williandesa35/3-clculo-dos-esforos-em-vigas>> Último acesso a 20-09-2016

[30] Ellenberger, J. *Phillip, Piping and Pipeline Calculations Manual, Construction, Design, Fabrication and Examination*, Elsevier, 2014

7. Anexos

Anexo 1: Posição dos dispositivos de apoio- Alternativa 1

O anexo 1 ilustra as vistas de topo da alternativa 1 e 2 relativamente às configurações das tubagens. São apresentados os nós onde foram colocados os dispositivos de apoio

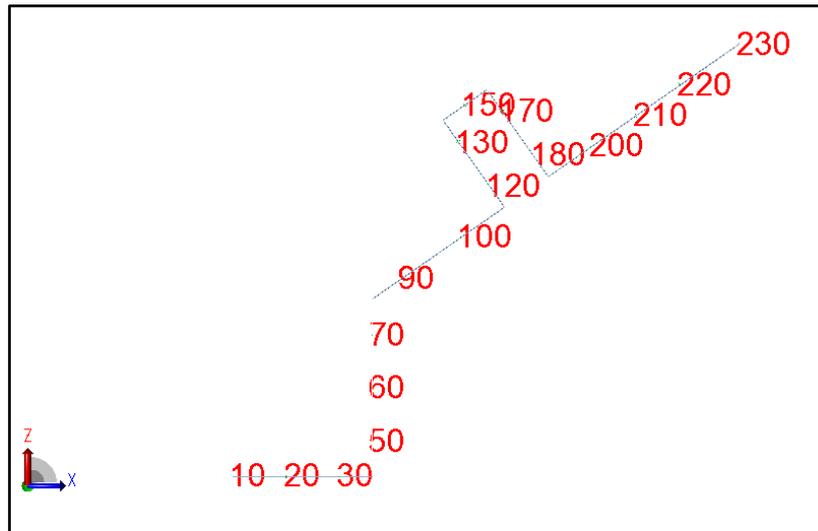


Figura 7.1: Localização dos dispositivos de apoio- Alternativa 1. Extraído de CAESAR II

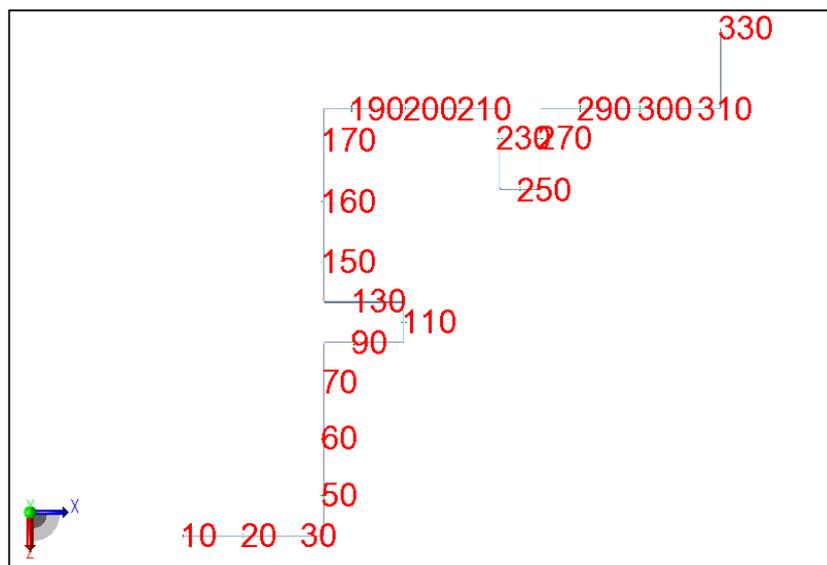


Figura 7.2: Localização dos dispositivos de apoio- Alternativa 2. Extraído de CAESAR II

Anexo 2: Deformadas relativas ao caso de carga 1 e 2 para sugestão final

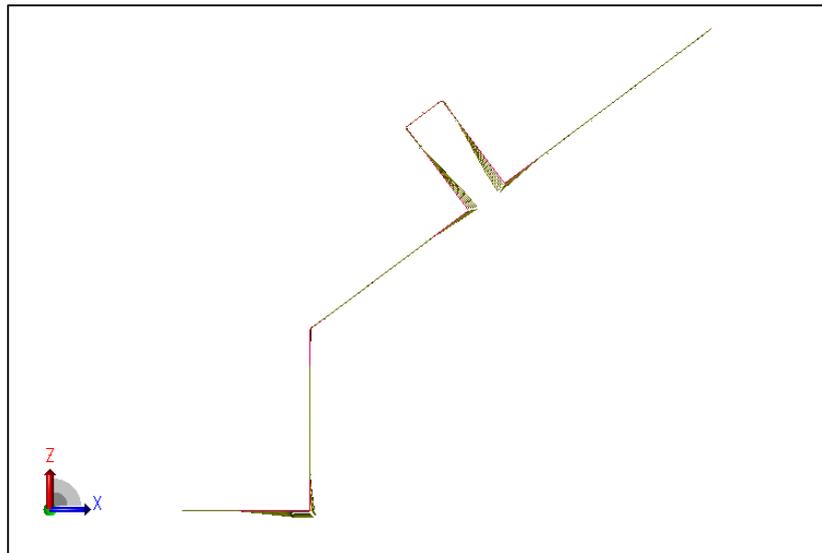


Figura 7.3: Deformada por acção da temperatura (caso de carga 1), vista de topo. Extraído de CAESAR II

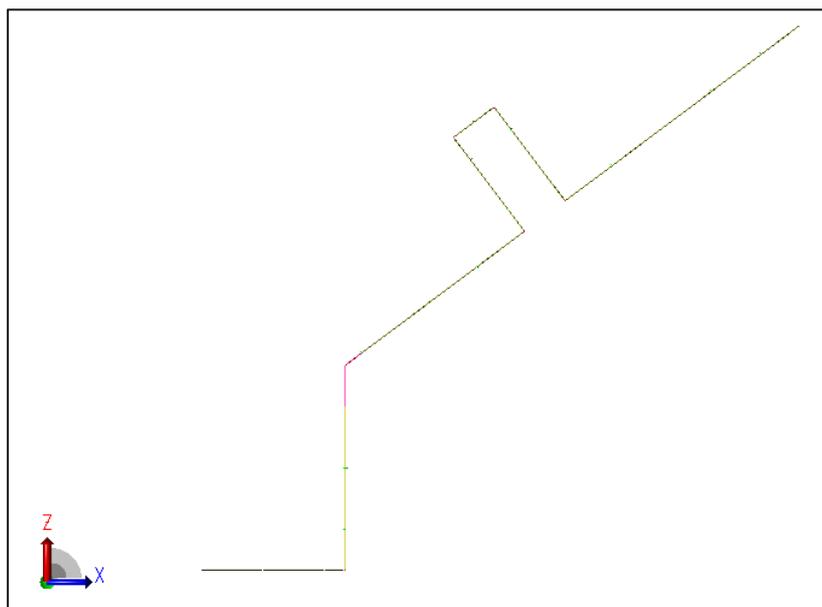


Figura 7.4: Deformada por acção do peso e pressão (caso de carga 2), vista de topo. Extraído de CAESAR II

Anexo 3: Implementação no *layout* (AUTOCAD-overview)

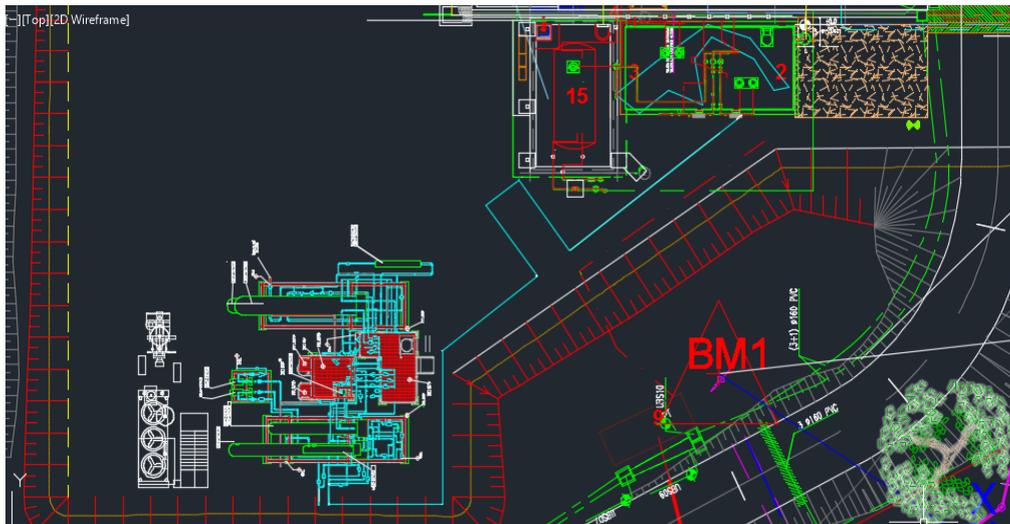


Figura 7.5: Interface tubagem e estruturas, Alternativa 1

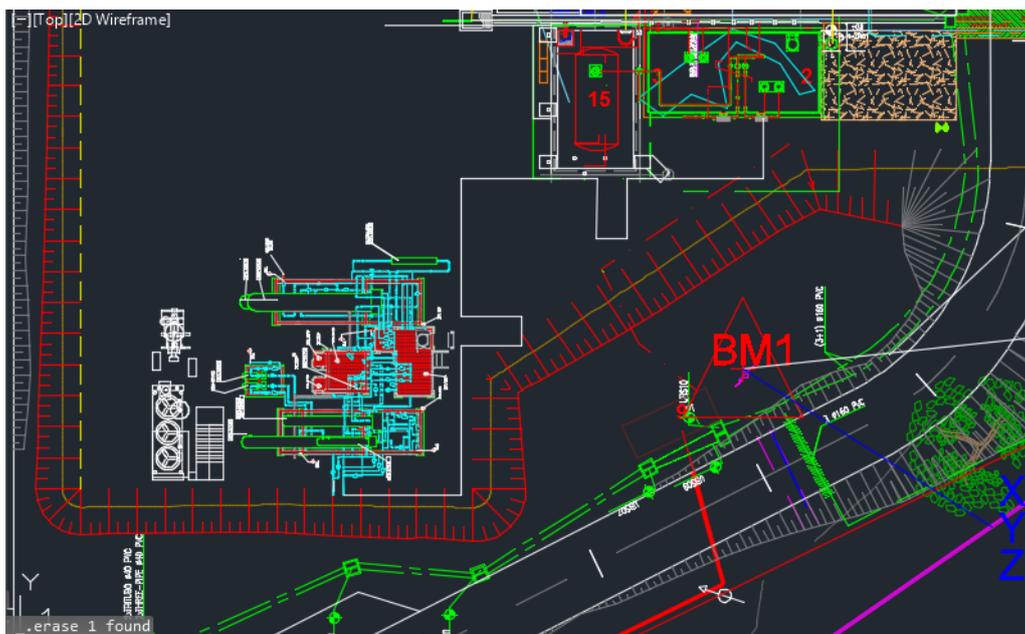


Figura 7.6: Interface tubagens e estruturas, Alternativa 2

Anexo 4: Desenho isométrico- Alternativa 1

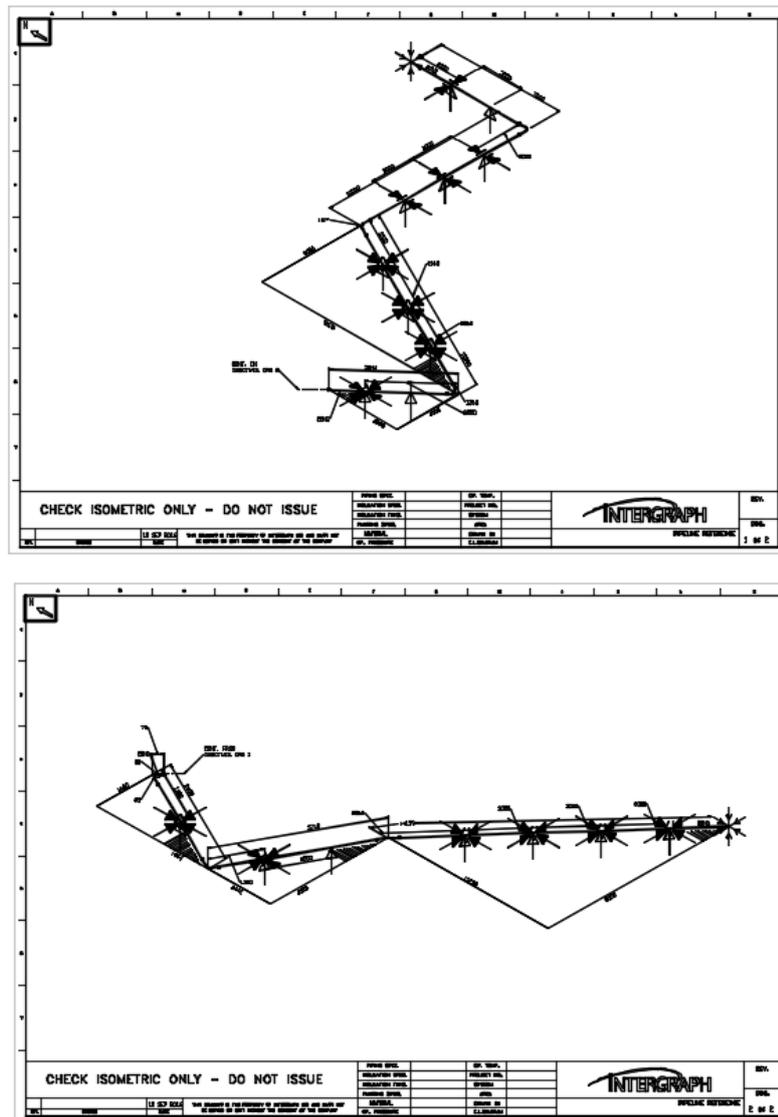


Figura 7.7: Isometria da Alternativa 1. Extraído de CAESAR II

Especificações:

- **Comprimento Total Tubagem:** aproximadamente 54m
- **Número de Apoios:** 19, dos quais: 2 âncoras, 10 apoios verticais combinados com guias e 7 apoios verticais;
- **Número de cotovelos a 90°:** 5
- **Número de cotovelos a 125°:** 1

Anexo 5: Desenho isométrico- Alternativa 2

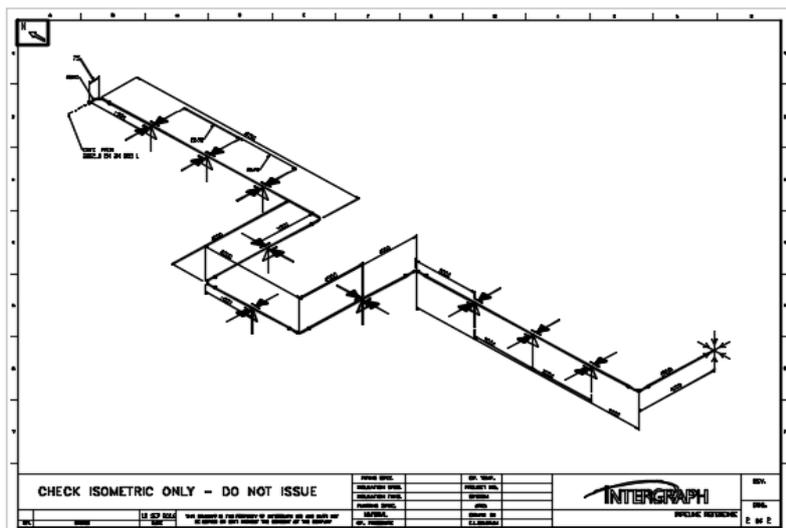
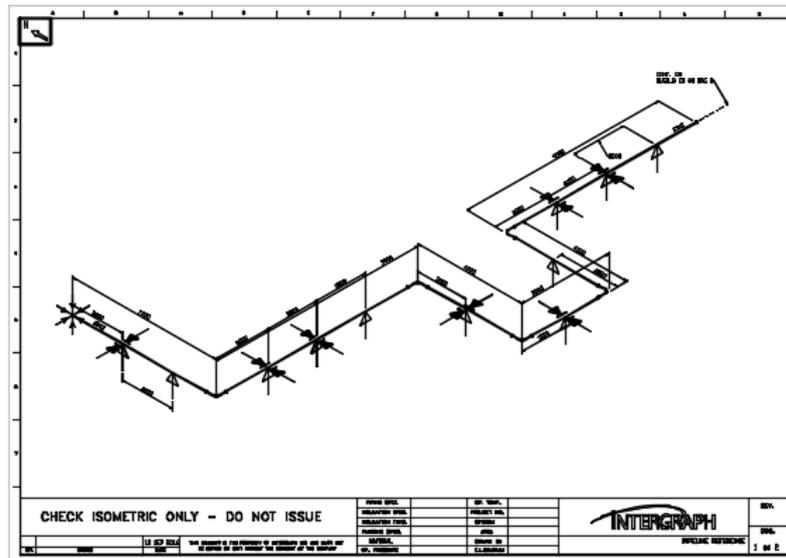


Figura 7.8: Isometria da Alternativa 2. Extraído de CAESAR II

Especificações:

- **Comprimento Total Tubagem:** aproximadamente 61m
- **Número de Apoios:** 22 apoios, dos quais 2 âncoras, 12 apoios verticais combinados com guias e 8 apoios verticais
- **Número de cotovelos a 90°:** 11

Anexo 6: Gráfico do fator intensificador de tensões

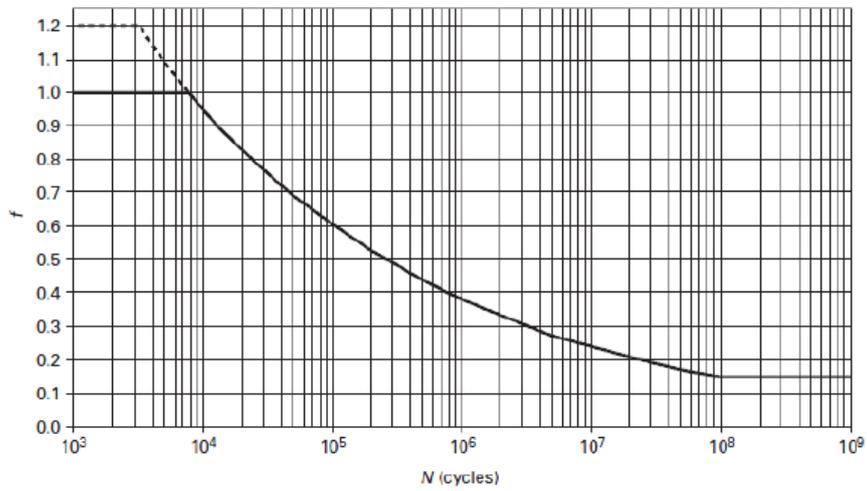


Figura 7.9: Factor de concentração de tensões