

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DESENVOLVIMENTO E ANÁLISE DE TENSÕES DE TUBULAÇÃO NORMALIZADA E  
ESTUDO DOS FATORES INTENSIFICADORES DE TENSÃO

por

Miguel Kühnert Frichenbruder

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, novembro de 2015.



Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Escola de Engenharia

Departamento de Engenharia Mecânica

DESENVOLVIMENTO E ANÁLISE DE TENSÃO DE TUBULAÇÃO NORMALIZADA E ESTUDO  
DOS FATORES INTENSIFICADORES DE TENSÃO

por

Miguel Kühnert Frichenbruder

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS  
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
**ENGENHEIRO MECÂNICO**  
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Alcy Rodolfo dos Santos Carrara  
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Mecânica dos Sólidos**

Orientador: Prof. Letícia Fleck Fadel Miguel

Comissão de Avaliação:

Prof. Ignácio Iturrioz

Prof. Jakson Manfredini Vassoler

Prof. Walter Jesus Paucar Casas

Porto Alegre, novembro de 2015.

## Agradecimentos

Agradecer os contribuintes deste trabalho é bastante difícil, pois muitas pessoas influenciaram minha formação. Portanto, para não exceder a página, apenas agradecerei aqueles que mais diretamente contribuíram. Não há como não citar primeiramente os pais, principalmente os meus: Samuel Eduardo Frichenbruder e Marilene Kühnert Frichenbruder. O incentivo ao estudo o qual eles dedicaram a mim foi incondicional e incomparável. Na verdade quando comparo este quesito e outros com os pais de outras pessoas que conheço, mais dou valor a tudo o que fizeram por mim. A Lariane, minha namorada, que, quando eu estava tri estressado por causa das provas, estava lá para conversarmos, fumarmos um cigarro e rirmos para tudo se resolver. Além de me aguentar falando sobre tubulações durante vários meses. Aos amigos que fiz na engenharia, que me ajudaram a evoluir em várias matérias ao conversamos lá no bar da arquitetura, tomando um caro café. Aos professores da UFRGS, mas principalmente a Dr. Eng. Letícia F. F. Miguel, a qual orientou este trabalho sempre sendo muito solícita e aberta para conversa. Ao prof. Ignacio Iturrioz, pelas conversas sobre tubulações e normas, e o prof. Tales Lisbôa, pelas dicas de elementos finitos. Ao Eng. Carlos Eduardo A. de C. e Sousa por fornecer o caso de tubulação o qual este trabalho se baseou para ser desenvolvido e pelas conversas sobre tubulações, as quais me auxiliaram bastante. Enfim, como forma de agradecer a todo o esforço dedicado de meus professores nestes últimos 6 anos, cabe à seguinte frase de Newton:

*“If I have seen further, it is by standing on the shoulders of giants”*

FRICHENBRUDER, M. K. **Desenvolvimento e análise de tensões de tubulação normatizada e estudo dos fatores intensificadores de tensão.** 2015. 20p. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.

## RESUMO

Este trabalho apresenta o desenvolvimento de uma tubulação normatizada de processos em alta temperatura e pressão através do *software* Caesar II. A análise de tensões é primeiramente executada conforme as exigências da ASME B31.3. Então se realiza uma análise de tensões elástica e elástica-plástica nos componentes por elementos finitos (Abaqus) para auxiliar a compreender a metodologia da norma e avaliar se os fatores intensificadores de tensão (SIF) foram capazes de reproduzir efeitos de mudança de geometria. O SIF estimou a máxima tensão secundária nos componentes os quais ocorreu plastificação, com diferença máxima de 25,6%. Contudo, os fatores intensificadores de tensão não previram com precisão quais eram os valores de máxima tensão primária nos componentes – diferença de até 132,6 %.

**PALAVRAS-CHAVE:** Tubulação, ASME B31.3, Análise de tensão, Fator intensificador de tensão.

FRICHENBRUDER, M. K. **Development and stress analysis of a code piping and study of the stress intensification factors.** 2015. 20p. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.

## **ABSTRACT**

This study presents a development of a high temperature and pressure standardized process piping by the software Caesar II. Initially the stress analysis is made using the ASME B31.3 code. Thus, it was done an elastic and elastic-plastic stress analysis on the components by finite elements (Abaqus) to aid to understand the methodology and to evaluate if the stress intensification factors (SIF) were able to pretend the geometric change effect. The SIF estimated the maximum secondary stress within maximum difference of 26.5%. However, the stress intensification factor could not evaluate with precise the maximum primary stress – difference about 132.6%.

**KEYWORDS:** Piping, ASME B31.3, Stress analysis, Stress intensification factor.

## LISTA DE SÍMBOLOS

- $C$ : Sobre espessura de corrosão  
 $D$ : Diâmetro externo da tubulação  
 $Diferença_{máx\ circ}$ : Diferença percentual entre tensão circunferencial à pressão pela norma e pelo método de elementos finitos  
 $Diferença_{máx\ long}$ : Diferença percentual entre tensão longitudinal primária pela norma e pelo método de elementos finitos  
 $D_x$ : Deslocamento no eixo X  
 $D_y$ : Deslocamento no eixo Y  
 $D_z$ : Deslocamento no eixo Z  
 $E_j$ : Eficiência de solda longitudinal do tubo  
 $f$ : Fator de redução (fadiga)  
 $h$ : Flexibilidade característica  
 $I$ : Correção referente ao local a ser calculado da espessura de parede  
 $I_i$ : Fator intensificador de tensão primária “no do plano”  
 $i_i$ : Fator intensificador de tensão secundária “no do plano”  
 $I_o$ : Fator intensificador de tensão primária “fora do plano”  
 $i_o$ : Fator intensificador de tensão secundária “fora do plano”  
 $k$ : Fator de flexibilidade  
MEF: Método de elementos finitos  
OPE: Operação  
 $P$ : Pressão interna  
 $R_1$ : Raio de curvatura do componente de curva  
 $r_x$ : Raio da coroa do componente de tê  
 $S_h$ : Tensão admissível “à quente”, na temperatura em questão  
 $SIF$ : Fator intensificador de tensão (*stress intensification factor*)  
 $S_{L\ B31.3\ máx}$ : Tensão longitudinal primária máxima segundo a norma ASME B31.3  
 $S_{L\ MEF\ máx}$ : Tensão longitudinal primária máxima segundo o método por elementos finitos  
 $S_L$ : Combinação das tensões longitudinais devido a carregamento primário  
 $S_P$ : Tensão circunferencial devido à pressão interna do tubo  
 $S_a$ : Tensão admissível de deslocamento, secundária  
 $S_{adm}$ : Tensão admissível determinada pela norma ASME B31.3  
 $S_{axi}$ : tensão devido a carregamento axial  
 $S_b$ : Tensão causada por momento  
 $S_c$ : Tensão admissível “à frio”, temperatura ambiente  
 $S_e$ : Tensão equivalente secundária  
 $S_{p\ B31.3\ máx}$ : Tensão circunferencial devido à pressão máximo segundo a ASME B31.3  
 $S_{P\ Esp}$ : Tensão circunferencial primária calculada pela Equação A.2  
 $S_{p\ MEF\ máx}$ : Tensão circunferencial à pressão máxima obtida por simulação por elementos finitos  
 $S_{P\ Reto}$ : Tensão circunferencial primária calculada para tubo reto  
 $S_t$ : Tensão causada por momento torçor  
 $S_u$ : Tensão de ruptura do material  
 $S_y$ : Tensão de escoamento do material  
 $t$ : Espessura da parede da tubulação exigida na pressão interna  
TH: Teste hidrostático  
 $W$ : fator de redução da resistência da solda  
 $x$ : Tolerância de fabricação da tubulação  
 $Y$ : Coeficiente referente ao material

## ÍNDICE

	Pág.
1. INTRODUÇÃO .....	1
2. OBJETIVOS .....	1
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	1
3.1 Tensões Primárias e Secundárias .....	1
3.2 Análise de tensões.....	2
3.3 Fatores Intensificadores de Tensão (SIF).....	3
3.4 Caesar II .....	4
3.5 Elementos Finitos .....	4
4. METODOLOGIA.....	5
4.1 Descrição da Linha de Tubulação Analisada.....	5
4.2 Dados do Sistema .....	5
4.3 Modelagem do Caso pelo <i>Software</i> Caesar II.....	7
4.4 Modelagem dos Componentes por Elementos Finitos .....	7
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	8
5.1 Resultados Obtidos na Tubulação Desenvolvida Conforme a ASME B31.3 .....	8
5.3 Análise e Comparação das Tensões Primárias por Elementos Finitos e pela ASME B31.3 .....	12
6. CONCLUSÃO .....	14
APÊNDICE A .....	16
ANEXO .....	18

## 1. INTRODUÇÃO

Tubulações são encontradas simplesmente em qualquer lugar onde se deseja transportar fluido. Apesar de ser um equipamento comum, o desenvolvimento errôneo pode oferecer riscos de acidentes. A falha de um componente de uma tubulação petroquímica, por exemplo, pode ocasionar a explosão da planta inteira. A ASME B31, portanto, normatizou o procedimento de análise de tensões em tubulações sob pressão em uma série de setores: químico e petroquímico, geração de força, refrigeração, distribuição de gás, entre outros. O procedimento presente na norma B31 se baseia nos estudos e nos experimentos realizados por Markl na década de 50 (Markl, 1955). No seu tempo a forma de abordagem da análise de tensões proposta era bastante inovadora, porém estudos atuais, tanto experimentais como teóricos, mostram discordância de resultados em comparação aos obtidos por Markl, abrindo possibilidade de diferenças significativas de valores de tensão.

Este estudo desenvolve uma tubulação normatizada a partir de dados de entrada reais e seguindo o procedimento de análise de tensões da ASME B31.3 – referente a tubulação de processos químicos. A norma modela a tubulação como uma viga e a analisa elasticamente. O aumento de tensão devido a geometria e a solda, o qual ocorre em curvas e tês, é considerado ao se aplicar o fator intensificador de tensão (*SIF*) para amplificar os esforços no local. A metodologia da norma apenas estipula regras sem explicações adicionais detalhas das razões do procedimento, portanto para quem a utiliza não é fácil compreender a importância ou o motivo de seguir cada etapa.

Paulin (2008) repetiu o ensaio realizado por Markl, utilizado para calcular os valores dos *SIFs*, e obteve resultados diferentes e que demonstravam, por vezes, que a metodologia normatizada de análise de tensões nos componentes podem direcionar a valores não conservadores. Portanto, o estudo deste trabalho investiga se o mesmo ocorre nos componentes da tubulação desenvolvida. Para isto se analisa as tensões nas curvas e no tês pelo método de elementos finitos, porém apenas para verificar a capacidade dos *SIFs* de abordar o efeito do aumento de tensão devido a mudança de geometria do componente.

## 2. OBJETIVOS

O escopo deste trabalho é compreender e destacar pontos relevantes na análise de tensões de tubulação pela ASME B31.3 e verificar se os *SIFs* (fatores intensificadores de tensão) empregados na análise desempenharam com eficácia seu papel de simular o efeito da mudança de geometria ocorrida nos componentes. Para alcançar estes objetivos se desenvolveu uma tubulação normatizada e realizou-se o cálculo de tensões tanto pelo método da norma como pelo método de elementos finitos.

## 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 3.1 Tensões Primárias e Secundárias

A norma ASME B31.3, referente à tubulação e processos químicos, divide as tensões de solicitação e as admissíveis em duas categorias: primárias e secundárias.

As tensões primárias são aquelas originadas por cargas mecânicas atuantes na tubulação. Portanto, seguindo essa definição, se tem que o peso do fluido, da tubulação, do isolamento térmico, vento, movimento sísmico, a pressão interna e externa são solicitações geradoras da tensão primária.

As tensões secundárias são produzidas por deslocamentos da tubulação. O deslocamento pode ser imposto, por exemplo, deslocamento de um bocal, ou devido à restrição de movimento da tubulação causado por dilatação térmica.

O cálculo das duas categorias de tensões é realizado ao modelar a tubulação como uma viga e analisá-la elasticamente.



### 3.2 Análise de tensões

O critério de falha de tubulações industriais é determinado ao se comparar separadamente as tensões primária e secundária com suas respectivas tensões admissíveis.

As tensões primárias, conforme o item 302.3.5 da norma ASME B31.3, são analisadas em duas etapas e comparadas com a tensão admissível à quente ( $S_h$ ), que corresponde à tensão admissível da tubulação na temperatura de projeto. Este valor, encontrado na Tabela A-1 da mesma norma, é estabelecido em função da tensão de escoamento ( $S_y$ ) e de ruptura ( $S_u$ ), temperatura e um fator de segurança arbitrário. Para tubulação petroquímica de aço carbono tem-se a Equação 3.1.

$$S_{adm} = \min \left[ \frac{2}{3} S_y; \frac{1}{3} S_u \right] \quad (3.1)$$

Primeiramente se avalia a tensão circunferencial ( $S_p$ ) causada pela pressão interna (Equação A.2 Anexo) com a tensão admissível à quente, a qual corresponde à tensão admissível na temperatura de projeto calculada através da Equação 3.1 ou obtida em tabelas da norma. Posteriormente se avalia a composição da soma das solicitações primárias longitudinais à tubulação ( $S_L$ ) - força axial, momento fletor e torção - com a tensão admissível à quente - Equação 3.2.

$$S_L < S_h \cdot W \quad (3.2)$$

sendo  $W$  o fator de redução da resistência da solda, retirado da Tabela 302.3.5 da ASME B31.3. O equacionamento do cálculo da tensão primária circunferencial ( $S_p$ ) e longitudinal ( $S_L$ ) podem ser verificados com detalhes no Anexo.

A combinação das tensões secundárias ( $S_e$ ) é calculada por Tresca (Equação 3.4) e não deve exceder o valor da tensão admissível de deslocamento ( $S_a$ ), calculada pela Equação 3.5. A tensão equivalente por Tresca resulta valores de tensão mais conservadores, superiores a equivalente por Von Mises - normalmente utilizada para materiais dúcteis -, logo a norma aplica um fator de segurança na combinação das tensões secundárias.

$$S_e < S_a \quad (3.3)$$

$$S_e = \sqrt{(|S_{axi}| + S_b - S_{circ})^2 + (2 \cdot S_t)^2} = \sqrt{(|S_{axi}| + S_b)^2 + (2 \cdot S_t)^2} \quad (3.4)$$

Nas quais os termos  $S_{axi}$ ,  $S_b$ ,  $S_{circ}$  e  $S_t$  representam, respectivamente, tensão axial gerada por forças axiais, tensão axial devido a momento fletor, tensão circunferencial (para tensões secundárias é igual a zero) e tensão cisalhante ocasionada por momento torçor.

$$S_a = f(1,25 \cdot (S_c + S_h) - S_L) \quad (3.5)$$

sendo  $S_c$  o valor da tensão admissível da tubulação na temperatura ambiente, retirado da mesma Tabela que  $S_h$ , enquanto  $f$  representa o fator de redução para operações cíclicas, o qual se encontra na tabela 302.3.5 da norma (para mais detalhes do cálculo de tensão ver Anexo).

Em tubulações o valor de  $S_a$  é superior à  $S_h$ , a qual corresponde à tensão admissível primária. As tensões secundárias, provenientes da restrição geométrica da dilatação térmica, diminuem a intensidade com o passar do tempo caso a tubulação esteja em alta temperatura, pois ocorre o fenômeno de fluência, também chamado de relaxamento espontâneo para tubulações. Segundo Dominguez (2008), acima de aproximadamente 450°C pode-se considerar a presença do efeito de relaxamento espontâneo.

A tensão admissível secundária,  $S_a$ , pode exceder a tensão de escoamento da tubulação,  $S_y$ . Apesar de primeiramente não parecer razoável, tem de se analisar a natureza do carregamento secundário: expansão térmica. Caso ocorra escoamento, o material se deforma

de modo permanente, logo o valor do deslocamento prescrito imposto pela expansão térmica diminui e, conseqüentemente, a tensão secundária também.

A plastificação local faz as tensões secundárias se redistribuírem para as áreas adjacentes as quais permanecem no regime elástico, portanto a nova configuração faz com que as duas regiões possuam deslocamentos prescritos diferentes (o local plastificado possui valor menor em relação à área em regime totalmente elástico). Ao resfriar a tubulação, a diferença dos pontos de equilíbrio faz com que a região plastificada possua uma tensão residual trativa, enquanto a área totalmente elástica, uma tensão residual compressiva (Antaki, 2003).

Portanto, como a tubulação usualmente não rompe somente com a elevação da tensão secundária, o principal modo de falha é devido à propagação de microtrincas causadas pela repetição do ciclo aquecimento e resfriamento: fadiga. A quantificação do efeito de fadiga é representada pelo fator de redução  $f$  presente na Equação 3.6 (Peng, 2013). Ao prever estes efeitos, a norma é menos conservadora no valor da tensão admissível de deslocamento ( $S_a$ ) em tubulações com poucos ciclos de operação – até 7000 ciclos -, porém, acima disso, seu valor se reduz ao considerar o fenômeno de fadiga (fator de redução  $f$ ). Contudo, não há fator de fadiga no equacionamento das tensões primárias, o efeito dos ciclos de carregamento, pressurização e despressurização, está incluído na tensão admissível à quente  $S_h$  (Peng, 2009).

### 3.3 Fatores Intensificadores de Tensão (SIF)

Os fatores intensificadores de tensão ( $SIF$ ) são amplificadores de esforços, forças e momentos, em componentes (curvas, tês e flanges) empregados na modelagem de viga da tubulação (utilizada pela ASME B31) com o objetivo de se considerar o efeito do aumento de tensão devido a geometria e a solda (PRG, 2008). Os valores estabelecidos destes fatores foram inicialmente desenvolvidos por A. R. C. Markl na década de 50 (Sousa, 2015) ao se realizar estudos comparativos de fadiga entre tubo reto, utilizado como referência, e um componente. A Figura 3.1 fornece, esquematicamente, o modo como os ensaios eram realizados.

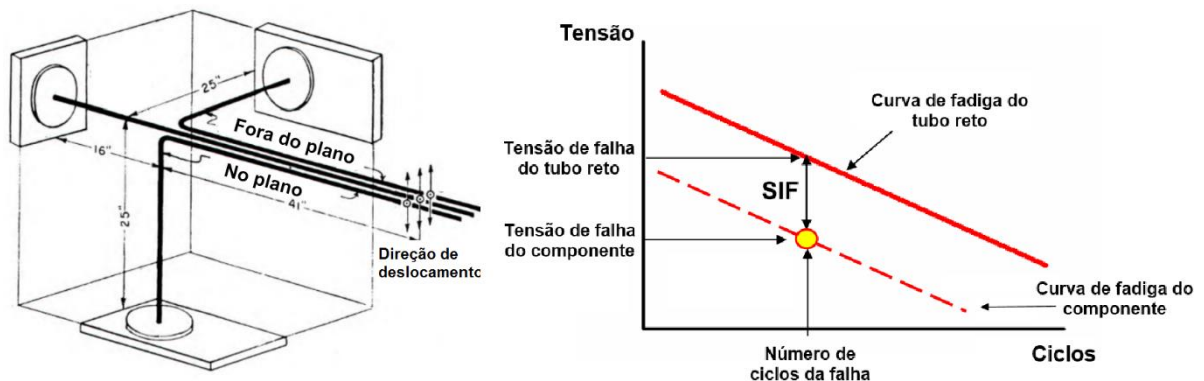


Figura 3.1 – Configuração dos ensaios de fadiga Markl à esquerda (modificado de Sousa, 2015) e curvas de fadiga esquemáticas baseadas nos resultados dos ensaios Markl à direita (modificado de RPG, 2008).

A partir das curvas de fadiga obtidas dos ensaios realizados se calculou o valor do  $SIF$  através da relação entre a tensão a qual ocasionou falha para um determinado número de ciclos na tubulação reta e a tensão a qual um componente falhou para o mesmo número de ciclos. Observa-se na Figura 3.1 que para o mesmo componente há dois valores de  $SIF$ : no plano ( $i_i$ ) e fora do plano ( $i_o$ ).

$$SIF = \frac{\text{tensão no tubo reto a qual ocasionou falha por fadiga em } N \text{ ciclos}}{\text{tensão no componente a qual ocasionou falha por fadiga em } N \text{ ciclos}} \quad (3.6)$$

Os experimentos de Markl foram realizados na temperatura ambiente e majoritariamente em tubos e componentes com diâmetro de 4 polegadas e *schedule* 40 (espessura), posteriormente se ajustou os valores dos  $SIFs$  para as demais geometrias de tubulações (Paulin,

2008). A Tabela D300 da norma ASME B31.3 (Tabela A.3 no Anexo), fornece os fatores desenvolvidos por testes de fadiga de Markl dos principais componentes. Contudo, para tensões primárias de tubulações de processos (ASME B31.3) não há fatores disponíveis desenvolvidos especificamente para esta análise. Porém, a norma indica intensificar os esforços primários com o maior valor entre 1 ou 75% do valor do *SIF* utilizado em tensões secundárias.

O estudo de Paulin (2008) realizou os ensaios experimentais de Markl para determinação do *SIF* seguindo a mesma metodologia e obteve resultados os quais divergiam dos originais (Figura 3.2). Devido a possibilidade dos *SIF* de Markl direcionar a valores não conservadores, o estudo sugeriu novas curvas para o tubo reto e o componente de tê sem reforço que resultassem a fatores mais conservadores.

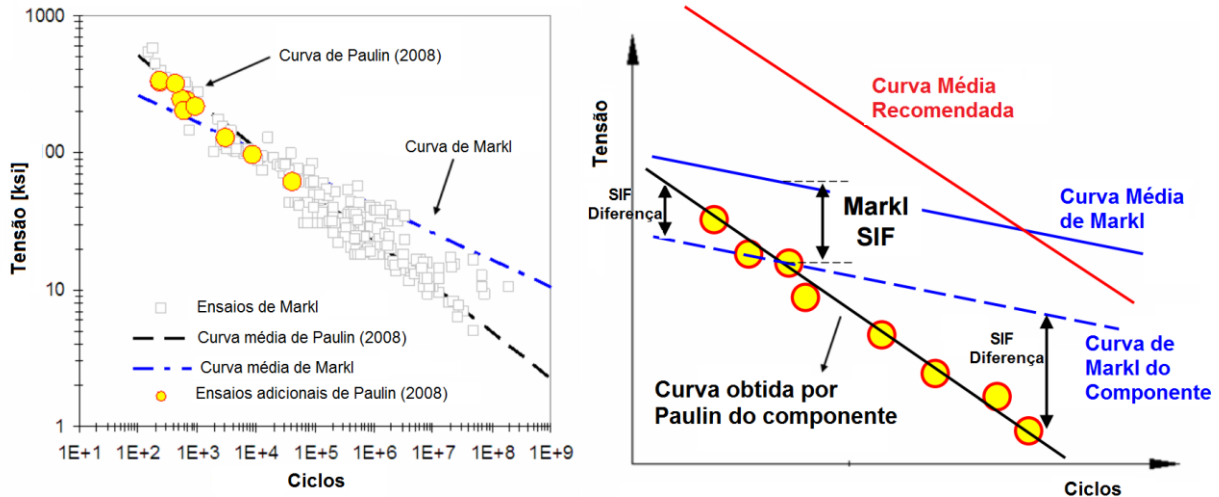


Figura 3.2 – Ensaios realizados por Paulin (2008) demonstrando haver divergência de resultados em relação aos ensaios de Markl.

### 3.4 Caesar II

O *software* Caesar II desenvolvido pela empresa COADE é bastante utilizado em engenharia de tubulações – controla 75% do mercado segundo Sousa, 2015 -, pois a interface e as ferramentas disponíveis facilitam a elaboração do traçado e agilizam ajustes a serem realizados quando necessários. O programa modela a tubulação como uma viga e fornece as respostas apenas nos nós do elemento, ou seja, a mesma modelagem utilizada pela ASME B31. Seu sistema incorpora os critérios de cálculo e fatores exigidos pela norma ASME B31.3, portanto ao solucionar uma canalização é disponibilizado os valores correspondentes a análise de tensões primárias, secundárias, de operação (combinação das duas anteriores) e de teste hidrostático. Efeitos não lineares como atrito em apoios, suportes de mola são considerados na metodologia de cálculo do programa.

### 3.5 Elementos Finitos

A simulação numérica do presente trabalho deve analisar as tensões nos componentes com nível de detalhamento maior ao do *software* CAESAR II. Estudos numéricos de tubulações, realizados por Bhattacharya, 2011, observam que o elemento casca de 8 nós S8R5 do *software* Abaqus/Standard fornece resultados próximos aos reais, pois possibilitam melhor discretização de curvas sem custo computacional elevado. O elemento formulado pela hipótese de casca fina (Kirchhoff) considera a tensão transversal ( $\sigma_{zz} = 0$ ) e a influência de esforço cortante negligenciável, pois a espessura da geometria é demasiadamente inferior ao comprimento. *Abaqus Documentation*, 2013, recomenda admitir esta hipótese no caso de se ter espessura 15 vezes inferior. Os graus de liberdade por nó são 3 translações e 2 rotações, nos dois eixos paralelos ao elemento, mais detalhes podem ser verificados na Figura A.3 do Anexo.

Conforme Dominguez, 2008, observa em seu trabalho, a análise de tensões em curvas de tubulação apresentou comportamento mais satisfatório quando as condições de contorno impostas nas extremidades da tubulação tinham um afastamento do componente de aproximadamente 8 vezes o diâmetro de tubo, pois a região onde é atribuída as condições de contorno de deslocamento pode haver tensões elevadas as quais devem ser suavizadas para não influenciar significativamente as tensões localizadas no componente.

## 4. METODOLOGIA

### 4.1 Descrição da Linha de Tubulação Analisada

O estudo foi aplicado sobre uma tubulação petroquímica de 8 polegadas de diâmetro (nominal) a qual transporta nafta à alta pressão e temperatura (Figura 4.1). Usualmente o fluido necessita passar pelo processo de hidrodessulfurização em reatores durante o percurso de transporte. A planta petroquímica possui 3 reatores os quais exercem condição mais crítica à tubulação quando operam juntos, sendo que, na configuração de operação as quais opera mais de um reator, o nafta deve passar, seguindo a ordem, pelo reator “A”, “C” e, finalmente no “B”, a não ser que algum não esteja operando. O fluido entra nos reatores pelos bocais superiores (A/1, B/1 e C/1) e sai pelos inferiores (A/2, B/2 e C/2). As extremidades da linha – início e fim da tubulação mostrados na Figura 4.1 – estão ancoradas (deslocamentos e rotações iguais a zero). Detalhes adicionais sobre outras configurações de operação então no Apêndice A.

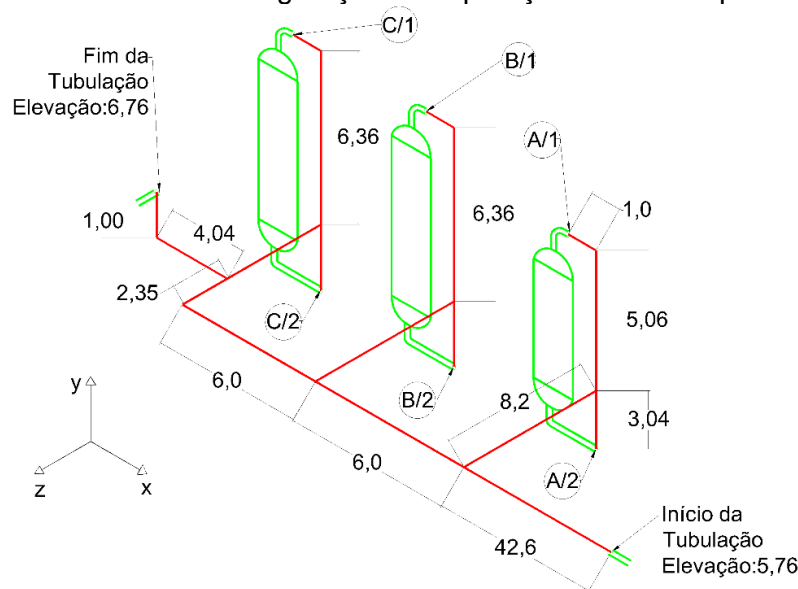


Figura 4.1 – Configuração dos parâmetros de entrada. As cotas estão em metros [m].

### 4.2 Dados do Sistema

Os dados da tubulação a ser analisada estão apresentados nas Tabelas 4.2 à 4.6.

A tubulação possui diâmetro nominal de 8 polegadas e *schedule 60* (espessura de parede de 10,31 mm) e qualidade de solda igual a 1. Ambos os valores foram determinados conforme a ASME B31.3: parágrafo 304.1 da norma – estipula espessura mínima requerida – e Tabela 302.3.4 da norma fornece valores de qualidade de solda para tubos com costura totalmente radiografados. A tubulação opera continuamente durante no mínimo 30 horas, logo possui ao longo da sua vida útil, 20 anos, no máximo 5840 ciclos de operação. Para este valor de ciclos se tem fator de redução ( $f$ ) igual a 1. As sobre espessuras de corrosão e de isolamento térmico (silicato de cálcio) foram determinadas pela norma PETROBRÁS – respectivamente, N-0057 e N-0550 pelo critério de espessuras econômicas, Tabela G.1 da norma. Deve-se observar que a tensão admissível  $S_a$ , descrita na Tabela 4.4, corresponde a sua mínima magnitude, pois,

conforme mencionado, seu valor depende do somatório de tensões longitudinais do trecho de tubulação analisado,  $S_L$ , Equação 3.3. A pressão do teste hidrostático foi determinada conforme o parágrafo 345.4.2 da norma ASME B31.3. O processo de hidrodessulfurização realizado nos reatores provoca expansão térmica dos mesmos devido à alta temperatura. Há, portanto, deslocamento prescrito nos bocais dos reatores e seus valores estão contidos na Tabela 4.5.

Tabela 4.2 – Dados sobre o fluido da tubulação.

<b>Fluido:</b>	Nafta
<b>Densidade:</b>	43,45 kg/m <sup>3</sup>

Tabela 4.3 – Dados sobre a tubulação utilizada.

Material	Diâmetro nominal (in)	Espessura de parede (mm)	Ej	W	Sobre espessura de corrosão (mm)	Isolamento térmico (mm)
A335-P5	8	10,31	1	1	1,6	102,0

Tabela 4.4 – Dados sobre as condições e tensões de projeto, operação contínua e eventual e teste hidrostático da tubulação (OPE significa operação e TH, teste hidrostático).

	Temperatura (°C)	Pressão (kgf/cm <sup>2</sup> )	Sy (MPa)	Su (MPa)	Sc (MPa)	Sh (MPa)	Sa (MPa)
<b>Projeto</b>	430,00	30,40	160,00	352,00	138,00	106,00	199,00
<b>OPE (Contínua)</b>	400,00	27,60	165,00	364,00	138,00	110,00	200,00
<b>OPE (Eventual)</b>	350,00	27,60	171,00	383,00	138,00	114,00	201,00
<b>TH</b>	23,00	34,65	206,00	413,00	138,00	138,00	-

Tabela 4.5 – Valores dos deslocamentos prescritos nos bocais dos reatores devido à expansão térmica.

	Bocal	Condição	Dx (mm)	Dy (mm)	Dz (mm)
<b>Reator A</b>	<b>1</b>	Projeto	2,518	36,927	0,000
		Operação Normal	2,302	33,690	0,000
		Operação Eventual	1,950	28,513	0,000
		Teste Hidrostático	0,000	0,000	0,000
	<b>2</b>	Projeto	7,868	-10,220	0,000
		Operação Normal	7,176	-9,341	0,000
		Operação Eventual	6,070	-7,934	0,000
		Teste Hidrostático	0,000	0,000	0,000
<b>Reator B e C</b>	<b>1</b>	Projeto	2,518	44,216	0,000
		Operação Normal	2,298	40,342	0,000
		Operação Eventual	1,975	34,144	0,000
		Teste Hidrostático	0,000	0,000	0,000
	<b>2</b>	Projeto	7,868	-10,220	0,000
		Operação Normal	7,176	-9,341	0,000
		Operação Eventual	6,070	-7,934	0,000
		Teste Hidrostático	0,000	0,000	0,000

Tabela 4.6 – Esforços admissíveis nos bocais dos reatores.

Forças [N]			Momentos [N.m]		
Normal	Cortante y	Cortante z	Torçor	Fletor y	Fletor z
13346	11120	11122	11866	14239	14239

#### 4.3 Modelagem do Caso pelo *Software* Caesar II

O traçado de tubulação submetido à alta temperatura é desenvolvido com dois objetivos antagônicos: utilizar a menor extensão de tubulação e aplicar curvas para reduzir as tensões causadas devido à expansão térmica.

O fluido de trabalho deve ser transportado por uma grande distância (Figura 4.1). Embora a minimização da extensão da tubulação seja dada por uma linha reta, é inviável utilizar esta configuração, pois os deslocamentos prescritos, por causa da alta temperatura, em trechos retos geram esforços superiores à tensão secundária admissível ( $S_a$ ) e os esforços admissíveis nos bocais. A maneira mais usual de reduzir este efeito é atribuir curvas à linha de tubulação para deixá-la mais flexível (Figura 5.1). Contudo, tubulações excessivamente flexíveis possuem valores de frequência natural pequeno, logo podem entrar em ressonância com equipamentos pertencentes à planta industrial. A norma N-57 da Petrobras, portanto, estipula que a tubulação deve possuir frequência natural do primeiro modo acima de 2,0 Hz.

A tubulação foi modelada no Caesar II respeitando as estipulações da ASME B31.3 e seguindo as hipóteses de que havia forças de atrito nos suportes (coeficiente de atrito com valor de 0,3, indicação da norma N-57) e as válvulas se comportavam como corpos rígidos, devido à geometria mais robusta. No cálculo dos esforços das tensões secundárias, se considerou temperatura uniforme em toda a extensão de tubulação.

#### 4.4 Modelagem dos Componentes por Elementos Finitos

A simulação por elementos finitos dos componentes, realizada no software Abaqus, tem o intuito de analisar as tensões, devido à mudança de geometria, de forma mais detalhada para, então, compará-las às obtidas pelo procedimento normatizado (aplicação dos *SIFs*). Por se tratar de uma análise local, as condições de contorno de deslocamentos da simulação foram atribuídas a partir dos resultados da análise global realizada no Caesar II [Silva, 2012]. Como se trata de uma comparação de valores, a simulação por elementos finitos analisou a tubulação pelo mesmo critério da ASME B31.3: separando os esforços em primários e em secundários para, então, calcular as tensões.

Tabela 4.7 – Propriedades do A335-P5, material da tubulação, e do isolamento térmico.

Propriedades do material A335-P5	350 °C	430 °C
Módulo de elasticidade	189,8 [GPa]	179,38 [GPa]
Poisson	0,292	0,292
Coeficiente de expansão térmica	11,214E-6 [°C <sup>-1</sup> ]	11,484E-6 [°C <sup>-1</sup> ]
Densidade da tubulação	7695 [kg/m <sup>3</sup> ]	
Densidade do isolamento térmico	184 [kg/m <sup>3</sup> ]	

Utilizou-se o elemento S8R5 do Abaqus, pois, para o caso de estudo, o elemento de casca permite obter bons resultados [Bhattacharya, 2011] com o custo computacional inferior comparado ao elemento sólido. Na modelagem do problema considerou-se não linearidade, pois a tubulação apresenta grandes deslocamentos, e negligenciou-se a influência do peso do fluido de trabalho (na análise de tensões primárias), pois, frente à magnitude dos demais esforços, seu valor é demasiadamente inferior. Já o isolamento térmico, silicato de cálcio, influencia apenas com sua força peso na tubulação. O material A335-P5 foi considerado como isotrópico e linear na simulação elástica, suas propriedades, as quais foram retiradas da norma, estão apresentadas na Tabela 4.7. Na análise plástica, se considerou deformação permanente com encruamento isotrópico não linear, a qual faz com que a tensão de escoamento aumente com a deformação plástica, e adotou-se tensão de Von Mises como critério de ocorrência de escoamento. Devido à falta de curva experimental de tensão por deformação que caracteriza o A335-P5, se desenvolveu uma curva aproximada conforme o procedimento descrito na norma ASME VIII div. 2 Anexo 3-D, a qual se baseia em propriedades do material. Apesar de se tratar



de dados obtidos teoricamente, o equacionamento da curva tenta aproximá-la de uma real, então considera a tensão de escoamento como o limite de escoamento (apresenta 0,2% de deformação plástica neste ponto). Mais detalhes ver Apêndice A. Este procedimento foi utilizado no artigo de análise plástica de Carrion (2012). Refinou-se a discretização das geometrias e reduziu-se o passo de incremento até se obter estabilidade de resultados. A descritas com detalhes da geometria encontra-se no Anexo.

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 5.1 Resultados Obtidos na Tubulação Desenvolvida Conforme a ASME B31.3

O desenvolvimento e a análise de tensões conforme a ASME B31.3 foram realizados no *software* Caesar II seguindo as hipóteses de modelagem descritas na Seção 4.3. O resultado final pode ser visto na Figura 5.1 e, com mais detalhes, na Figura A.2 do Apêndice A.

A Figura 5.1 representa parte da tubulação no seu estado deformado. Conforme pode ser observado, as curvas destinadas a aumentar a flexibilidade para suportar os esforços da expansão térmica dos trechos retilíneos fazem com que o segmento de linha a qual fornece nafta para o bocal B/1 se eleve, desloque-se verticalmente. Este efeito provoca perda de apoio de um suporte convencional naquela região (*lift off*), logo necessitou-se empregar um suporte especial de mola, o qual é capaz de fornecer sustentação para tubulação mesmo havendo deslocamento vertical da mesma (as informações adicionais sobre o suporte de mola estão no Apêndice A).

Os esforços os quais a tubulação exerce nos bocais dos reatores foram analisados através das condições mais críticas (descritas na Tabela 4.4). As demais configurações se tratavam de condições menos severas, logo não foram expostas no trabalho. Conforme pode ser verificado na Tabela 5.1, o traçado desenvolvido foi capaz de minimizar os esforços nos bocais, exercendo carregamentos inferiores aos valores admissíveis.

A análise de tensões primárias e secundárias foi realizada no programa conforme as indicações da norma, modelando a tubulação como uma viga e, então, aplicando os fatores intensificadores de tensões nas sollicitações dos componentes. A Tabela 5.2 contém os valores dos *SIFs* retirados da norma.

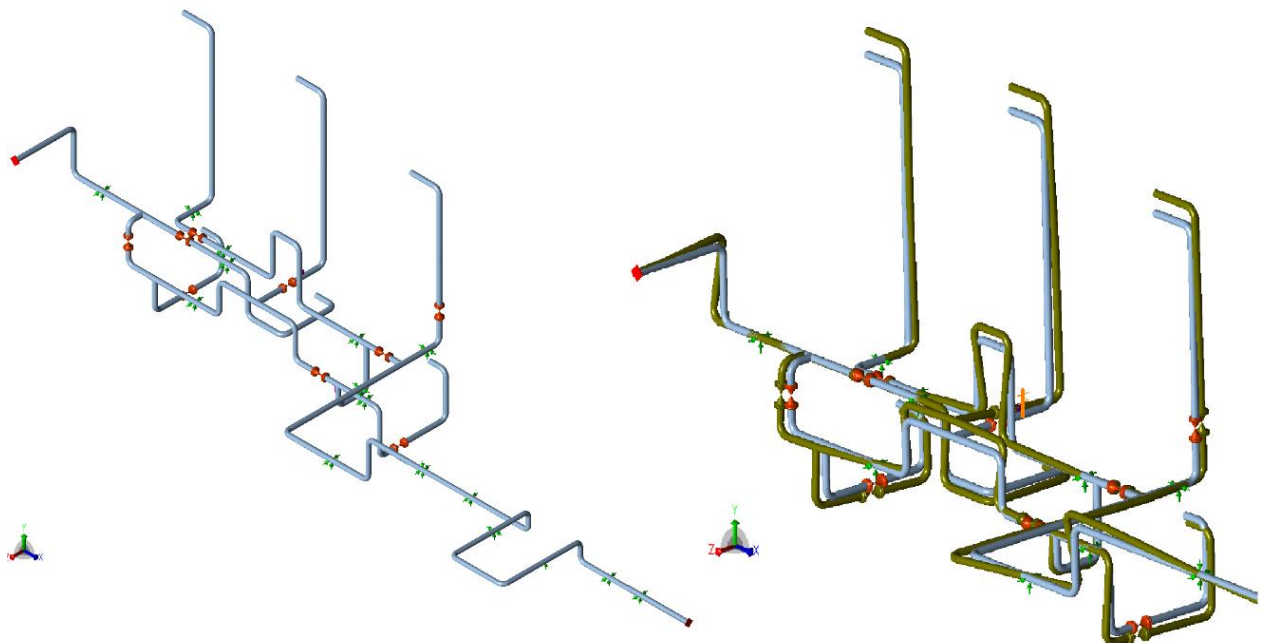


Figura 5.1 – À esquerda a tubulação normatizada desenvolvida e à direita seu estado qualitativamente deformado (marrom) em sobreposição com seu estado não deformado.

Tabela 5.1 – Esforços nos bocais dos reatores correspondentes a cada condição analisada. OPE é a abreviação de operação e TH, a abreviação de teste hidrostático.

Bocal	Condição	Fx [N]	Fy [N]	Fz [N]	Mx [N.m]	My [N.m]	Mz [N.m]
A/1	Projeto	-923	902	-1469	4962	4642	-1358
	OPE (Normal)	-869	1253	-1393	4609	4318	-661
	OPE (Eventual)	-768	1458	-1235	3943	3754	12
	TH	97	-3397	-229	281	321	-3569
A/2	Projeto	-1267	-4463	-4787	3894	1101	-4494
	OPE (Normal)	-1138	-4389	-4394	3585	1046	-4287
	OPE (Eventual)	-938	-4278	-3752	3078	948	-3974
	TH	191	-4048	-85	158	316	-2492
B/1	Projeto	-812	5367	-3392	9684	3549	3760
	OPE (Normal)	-732	5012	-3105	8845	3259	3605
	OPE (Eventual)	-600	4439	-2646	7497	2796	3373
	TH	264	-1052	28	-291	153	-261
B/2	Projeto	4936	-7068	-5595	5551	10050	-3990
	OPE (Normal)	4725	-6891	-5292	5593	9635	-3934
	OPE (Eventual)	4382	-6602	-4802	5659	8953	-3845
	TH	465	-4454	-1201	5311	1047	-2914
C/1	Projeto	-290	-4421	142	1761	-3700	-6156
	OPE (Normal)	-251	-4229	93	1655	-3365	-5791
	OPE (Eventual)	-188	-4049	34	1434	-2832	-5376
	TH	193	-5875	-180	274	265	-6701
C/2	Projeto	-9883	-5496	-10732	10791	-3043	-10045
	OPE (Normal)	-9127	-5415	-9896	10090	-2866	-9513
	OPE (Eventual)	-7844	-5282	-8531	8931	-2497	-8610
	TH	389	-4872	-556	1894	828	-2996
<b>Admissível</b>		<b>13346</b>	<b>11120</b>	<b>11120</b>	<b>11866</b>	<b>14239</b>	<b>14239</b>

Tabela 5.2: Valores dos SIFs utilizados no cálculo das tensões nos componentes.

Fatores Intensificadores de Tensão (SIF)				
	Tensão Primária		Tensão Secundária	
	No plano ( $i_i$ )	Fora do plano ( $i_o$ )	No plano ( $i_i$ )	Fora do plano ( $i_o$ )
<b>Curva</b>	1,54	1,32	2,06	1,76
<b>Tê</b>	1,30	1,48	1,74	1,98

Os valores de tensão mais elevados, como já era previsto, ocorreram nos componentes, porém as tensões primárias e secundárias não ultrapassaram seus respectivos valores de tensão admissível (Tabela 4.4). Devido ao número excessivo, não será exposto no trabalho os valores das tensões de todos os trechos da tubulação, apenas se informará as tensões dos componentes analisados na simulação por elementos finitos – Tabelas 5.3 e 5.5.

Finalmente realizou-se a análise modal da tubulação no *software* Caesar II, e se verificou que a mesma possui uma frequência natural do primeiro modo igual a 2,69 Hz, ou seja, valor superior a 2 Hz, estipulado como mínimo na norma N-57. Portanto, após apresentar todas as análises exigidas por norma, pode-se dizer que a tubulação desenvolvida possui as características de uma tubulação industrial real.



## 5.2 Análise e Comparação das Tensões Secundárias por Elementos Finitos e pela ASME B31.3

Os valores da máxima tensão dos componentes analisados, curvas e tês, foram obtidos através da simulação numérica no *software* Abaqus conforme a modelagem descrita na Seção 4.4. A recomendação de Dominguez (2009) de se ter a distância de oito vezes o diâmetro entre a região analisada e as extremidades geométricas da tubulação foi respeitada. Verificou-se a magnitude das tensões na face externa e interna da tubulação na condição de projeto e operação eventual (Tabela 4.4), seus valores estão expostos e comparados aos resultados da ASME B31.3 (Caesar II) - Tabela 5.3, 5.4 e 5.5, para tensões secundárias, e Tabela 5.5, para tensões primárias. A nomenclatura *ID* presente nas seguintes Tabelas e Figuras representa a identificação do componente na Figura A.2 (Apêndice A). A “Diferença %” corresponde à diferença percentual entre os valores de tensão secundária obtidos pela ASME B31.3 (Caesar II) e pelo método de elementos finitos (Abaqus).

Os valores das tensões secundárias calculadas na simulação elástica e plástica por elementos finitos, Figuras 5.2 e 5.4, correspondem à tensão equivalente de Von Mises. Embora não seja o mesmo critério da norma, a razão da ASME adotar tensão equivalente de Tresca é devido ao conservadorismo dos valores fornecidos.

Conforme nota-se na Tabela 5.3 em nenhum dos componentes analisados a aplicação do SIF foi suficiente para se obter o pico de tensão devido à mudança de geometria, com diferenças de até 73,1% para curvas e 127,5% para o componente tês. Observa-se, na Tabela 5.3, que as tensões da condição de maior temperatura (430 °C) obtiveram menor discrepância de resultados. Apesar de a análise ter sido realizada em apenas duas diferentes temperaturas, pode-se dizer que houve uma tendência do método normativo de se aproximar dos resultados por elementos finitos – os quais são mais fiéis à realidade - com o acréscimo da temperatura e das tensões (Figura 5.3), pois em todos os componentes ocorreu este mesmo fenômeno. Portanto, os dados sugerem que o *SIF* deveria possuir dependência de valor não apenas da geometria mas também da temperatura e da magnitude da tensão.

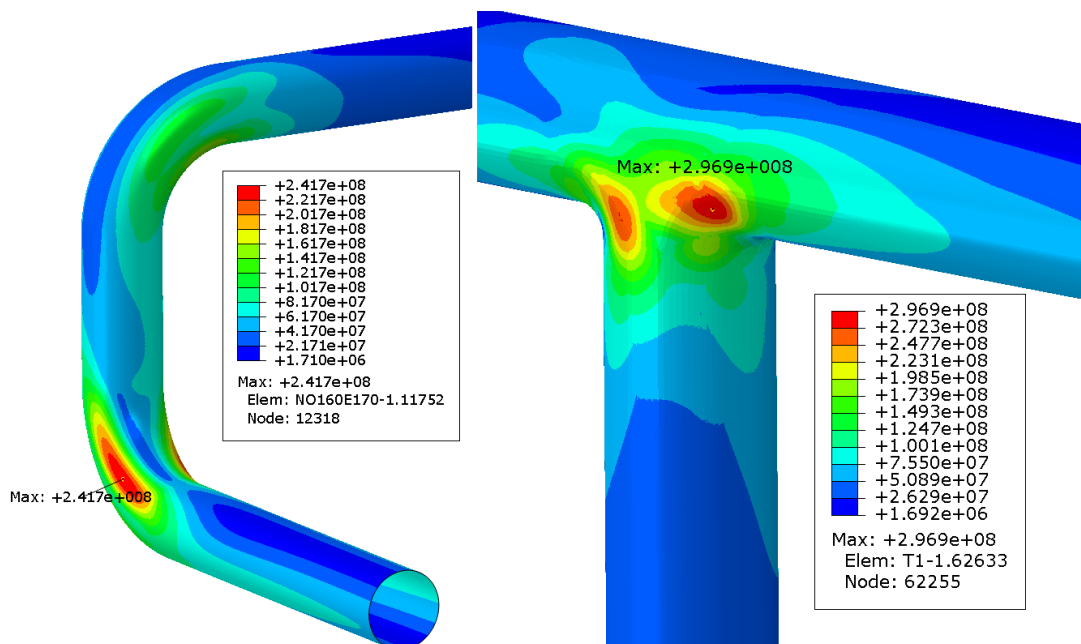


Figura 5.2 – Tensões secundárias [Pa] dos componentes C4 (esquerda) e T1 (direita) obtidas da simulação no *software* Abaqus na condição de projeto (430 °C) e regime elástico.

Tabela 5.3 – Resultados e comparação das análises de tensões secundárias ( $S_e$ ) calculadas conforme a norma e por elementos finitos com a consideração elástica, Abaqus.

ID	ASME B31.3 [MPa]		Tensão Admissível ( $S_a$ )		Abaqus [MPa]		Diferença [%]	
	430 °C	350 °C	430 °C	350 °C	430 °C	350 °C	430 °C	350 °C
C1	219,9	171,5	287,1	292,1	332,0*	277,6*	51,0	61,9
C2	193,1	150,3	286,5	291,5	324,5*	260,2*	68,0	73,1
T1	140,5	109,2	305,0	310,0	296,9*	248,4*	111,3	127,5
C3	161,6	125,6	286,7	291,7	247,0*	204,1*	52,9	62,5
C4	164,0	130,0	286,8	291,8	241,7*	204,9*	47,4	57,6
C5	152,2	109,4	285,8	290,8	229,0*	188,7*	50,4	72,5
C6	141,4	109,8	286,8	291,8	184,8*	151,1	30,7	37,6
C7	115,7	92,0	285,4	290,4	162,5*	138,0	40,4	50,0
C8	90,2	70,4	268,8	273,8	136,7	113,9	51,5	61,7
C9	71,2	55,9	274,9	279,9	87,1	73,0	22,4	30,6
C10	38,7	32,6	287,4	292,4	57,6	51,1	48,6	56,6
C11	26,6	22,5	285,5	290,5	29,4	25,6	10,6	13,6

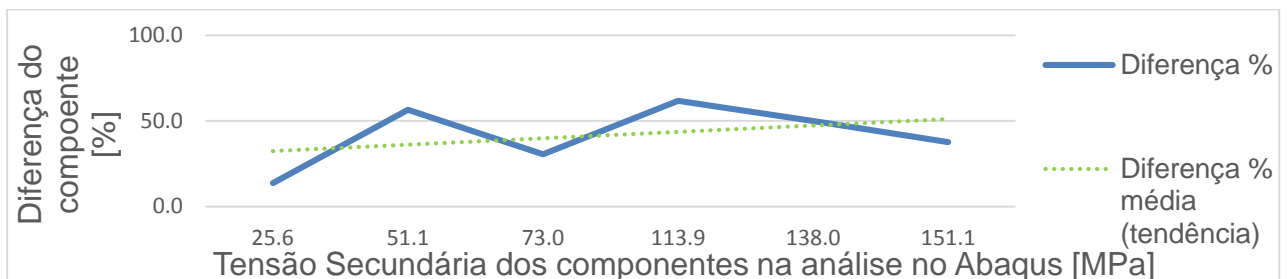


Figura 5.3 – Plotagem das tensões da análise elástica por elementos finitos dos componentes de curva, os quais não escoaram e à 350°C, pela diferença percentual entre tensões calculadas através do método normativo e numérico.

Ao se comparar as tensões obtidas na simulação numérica, Tabela 5.3, com suas respectivas tensões admissíveis secundárias, se tem que os componentes C1 e C2 nas condições de projeto reprovam segundo o critério da ASME B31.3, Equação 3.6. Contudo, as tensões de escoamento do material são 160 MPa à 430 °C e 171 MPa à 350 °C, logo outros componentes analisados apresentaram escoamento e entraram em regime plástico de deformação. Para os componentes nos quais ocorreu escoamento, o valor da máxima tensão da Tabela 5.1 não é válido, pois foram obtidos de uma análise elástica (estes valores foram destacados com \*). Nestes casos é necessário, portanto, que as tensões de simulação numérica sejam obtidas de uma análise plástica.

Observa-se que o valor da tensão admissível secundária é superior à tensão de escoamento do material. Os estudos de Markl (1955), os quais continuam presentes na norma, previam que era possível que o material escoasse sem que ocorresse a ruptura, pois, devido à natureza da sollicitação (deslocamento prescrito), a tubulação ao plastificar diminui a intensidade das tensões. Tendo isso em vista, se recalcularam as tensões dos componentes que escoaram na condição de projeto (430 °C) através de uma análise plástica, Figura 5.4, conforme descrita na Seção 4.4.

Conforme a Tabela 5.4, os valores obtidos da análise plástica por elementos finitos se aproximaram dos resultados da norma, sendo que esta se mostrou conservadora na maioria dos casos. Ao se comparar os resultados das Tabelas 5.3 e 5.4, se observam que a magnitude das tensões secundárias reduziram consideravelmente. Como já foi discutido, a curva tensão por deformação da norma tende a se aproximar da forma de uma curva real, então se considera que

na tensão de escoamento há deformação permanente de 0,2%. Por causa desta consideração, e devido ao tipo de sollicitação (deslocamento prescrito), a ocorrência de deformação plástica, mesmo que pequena, é capaz de reduzir os valores de tensão. Razão pela qual a maioria das tensões dos componentes não alcançou o valor do limite de escoamento (Tabela 4.4).

Tabela 5.4 – Resultados e comparação das análises de tensões secundárias ( $S_e$ ) calculadas pelo Caesar II, aplicação do  $S/F$ , e por elementos finitos considerando plasticidade, Abaqus.

ID	ASME B31.3 [MPa]	Abaqus [MPa]	Diferença [%]
C1	219,9	163,6	-25,6
C2	193,1	158,7	-17,8
T1	140,5	150,9	7,4
C3	161,6	149,8	-7,3
C4	164,0	140,9	-14,1
C5	152,2	142,0	-6,7
C6	141,4	138,3	-2,2
C7	115,7	112,3	-3,0

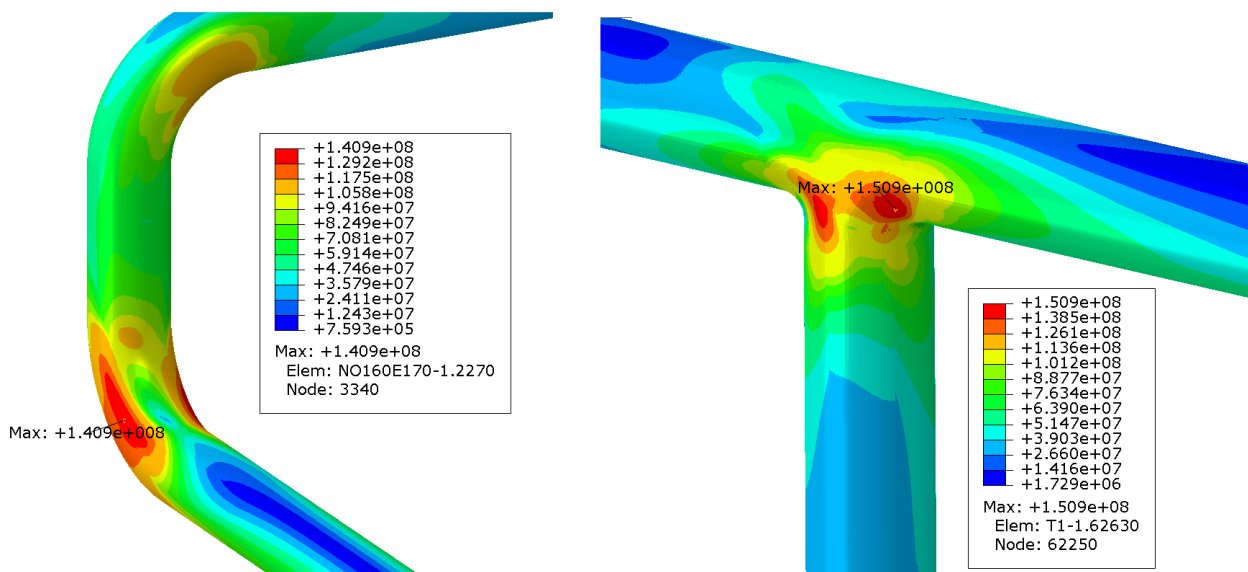


Figura 5.4 – Tensões equivalentes de Von Mises [Pa] dos componentes C4 (esquerda) e T1 (direita) obtidas na simulação no *software* Abaqus na condição de projeto (430 °C) e regime elástico.

A análise elástico-plástica de tensões foi aplicada em poucos componentes e baseada em dados aproximados pela norma ASME VIII. Porém, pode-se afirmar que, apesar da ASME B31.3 modelar a tubulação como viga a analisá-la apenas elasticamente, os fatores intensificadores de tensão ( $S/F$ ) tendem a possuir a capacidade de direcionar os valores das tensões a simularem o efeito da geometria do componente para o caso de ocorrência de plastificação do material (na situação de tubulação desenvolvida no estudo).

### 5.3 Análise e Comparação das Tensões Primárias por Elementos Finitos e pela ASME B31.3

Realizou-se o mesmo procedimento de análise da Seção 5.2 para avaliar os valores das tensões primárias na condição de projeto (Tabela 4.4 e Figura 5.5). A comparação dos resultados pode ser verificada na Tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Resultados e comparação das análises de tensões primárias e por elementos finitos, Abaqus.

ID	ASME B31.3 [MPa]					Abaqus [MPa]		Diferença [%]		
	$S_{P\ Reto}$	$S_{P\ Esp}$	$S_L$	$S_b$	$S_{axi}$	$S_P$	$S_L$	$S_{P\ Reto}$	$S_{P\ Esp}$	$S_L$
C8	34,5	54,5	36,2	20,1	16,2	58,4	56,8	69,4	7,2	56,8
C9	34,5	54,5	30,1	14,0	16,3	52,1	49,3	51,0	-4,4	63,7
C5	34,5	54,5	19,2	2,9	16,3	43,4	41,6	25,7	-20,4	116,2
C1	34,5	54,5	17,9	1,3	16,5	42,6	41,5	23,4	-21,8	132,6
C3	34,5	54,5	18,3	1,6	16,3	42,6	41,1	23,4	-21,9	124,4
C2	34,5	54,5	18,5	2,0	16,5	42,2	19,8	22,2	-22,6	6,9
C6	34,5	54,5	18,2	1,7	16,5	42,0	19,5	21,7	-22,9	7,3
C11	34,5	54,5	19,5	0,9	16,6	41,4	18,8	19,9	-23,9	-3,6
C7	34,5	54,5	19,6	3,1	16,8	41,5	18,7	20,2	-24,1	-4,8
C4	34,5	54,5	18,2	1,5	16,6	40,0	17,6	15,9	-26,6	-3,1
C10	34,5	54,5	17,6	0,980	16,8	39,7	17,4	15,1	-27,1	-1,3

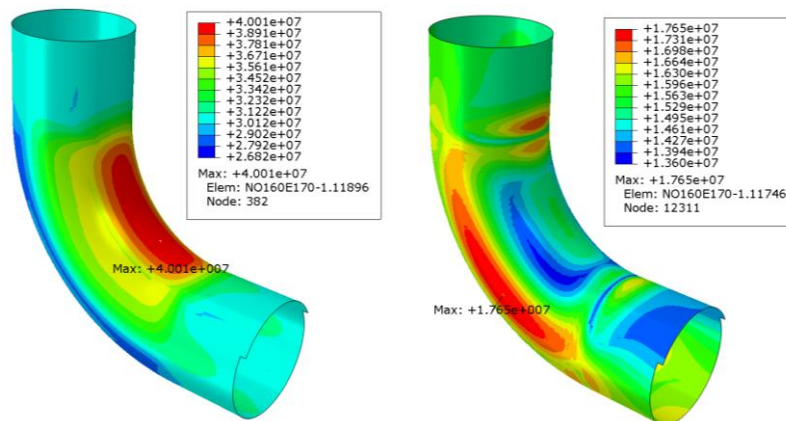


Figura 5.5 - Tensões primárias circunferenciais [Pa], à esquerda, e longitudinais, à direita, do componente C4 obtidas na simulação no software Abaqus na condição de projeto.

A tensão circunferencial primária não possui *SIF* para intensificar seu valor, logo sua magnitude nos componentes seria igual a um tubo reto. Com isto, os valores ( $S_{P\ Reto}$ ) se mostraram inferiores em todos os componentes ao comparar com a simulação numérica. Contudo, se utilizar a equação que estipula a espessura mínima do componente (Equação A.2, Anexo) para calcular a tensão circunferencial ( $S_{P\ Esp}$ ) tem-se valores que superam, na maioria dos casos, as tensão calculadas por elementos finitos (Tabela 5.5).

A tensão circunferencial da norma B31.3 tem seu valor máximo igual à  $S_h$  (Equação 3.2) e a diferença máxima encontrada é de 7,2%, logo tem-se um possível pico de tensão na análise pelo método de elementos finitos (MEF) igual a 113,6 MPa.

$$S_{p\ Esp\ B31.3\ máx} = S_h \quad (5.1)$$

$$S_{p\ MEF\ máx} = S_h + S_h * Diferença_{máx\ Esp} = 113,6 [MPa] \quad (5.2)$$

O possível pico de tensão circunferencial ( $S_{p\ MEF\ máx}$ ) tem valor inferior a tensão de escoamento do material (160 MPa, Tabela 4.4), logo a consideração da norma de não utilizar *SIF* para intensificar a tensão e somente estipular uma equação de espessura de parede para conter a tensão circunferencial (Equação A.2) sugere ter sido eficaz no caso da tubulação desenvolvida ao apenas avaliar a elevação devido a geometria mais complexa no componente.

Conforme se observa, o cálculo das tensões primárias longitudinais ( $S_L$ ) dos componentes de curva pela ASME resultou em valores conservadores e por vezes não. A diferença de resultados entre os dois métodos de resolução variaram de - 4,8% (C7) a 132,6% (C8).

Ao se comparar a tensão longitudinal máxima com a máxima diferença de resultados entre os dois métodos de análise (132,6%), tem-se o seguinte pico de  $S_L$  no Abaqus:

$$S_{L\ B31.3\ máx} = S_h \quad (5.3)$$

$$S_{L\ MEF\ máx} = S_h + S_h * \text{Diferença}_{máx\ long} = 246,556 \text{ [MPa]} \quad (5.4)$$

Ou seja, poderia se ter uma tensão longitudinal máxima, a qual pode ultrapassar a tensão de escoamento. Contudo, deve-se lembrar que a norma N-57 da Petrobras e a ASME B31.3 possuem regras que estipulam valores de distância máxima de vão entre suportes (as quais foram adotadas no desenvolvimento da tubulação estudada) em função das propriedades da tubulação, logo há outro fator de segurança o qual não foi considerado na análise das equações acima. A tensão axial ( $S_{axi}$ ) usualmente é calculada sem utilização do *SIF*, pois a ASME não informa valores específicos para esta tensão. A maior parte da força axial total geradora de  $S_{axi}$  é a força causada pela pressão da tubulação, logo a tensão axial máxima é aproximadamente metade da tensão circunferencial admissível -  $S_h$  (106 MPa), maiores detalhes no equacionamento do Apêndice A) -, ou seja, 53,0 MPa. Portanto, para a tensão longitudinal ultrapassar a tensão de escoamento (160 MPa), a tensão causada por momento fletor ( $S_b$ ) deve ser aproximadamente 107 MPa, magnitude que as regras da norma sobre distância máxima entre suportes deve conter.

Apesar dos *SIFs* utilizados em tensões secundárias ( $I_i$  e  $I_o$ ) não serem apropriados para amplificar os esforços de maneira que as tensões alcancem os valores resultantes da simulação no Abaqus (valores mais elevados devido a geometria mais complexa), as regras sobre distância entre suporte das normas devem ser capazes de conter a elevação da tensão longitudinal acima da tensão de escoamento do material.

## 6. CONCLUSÃO

O presente trabalho desenvolveu uma tubulação (a partir de dados de entrada reais e conforme as orientações da norma) a qual serviu como base para comparações dos valores de tensão entre a metodologia de cálculo da ASME B31.3 e o método de elementos finitos. O intuito desta comparação é compreender e evidenciar pontos relevantes da análise de tensões da norma e verificar se os *SIF* foram capazes de simular o efeito da concentração de tensão nos componentes devido a geometria mais complexa.

O fator intensificador de tensão (*SIF*) ao ser aplicado a uma análise de tensões secundárias simplificada como de viga (modelagem da ASME B31.3) não é capaz de simular o efeito do aumento da tensão devido a alteração da geometria da tubulação quando esta se encontra em regime elástico. Contudo, para tensões mais severas as quais ultrapassam a tensão de escoamento do material - porém ainda inferiores à tensão admissível - o *SIF* resulta tensões próximas aos máximos obtidos através da simulação por elementos finitos, tanto para componentes de curva como de tê soldado, e com um leve acréscimo da tensão em favor da segurança, na maioria dos casos estudados. Embora Paulin (2008) tenha evidenciado discordância dos valores obtidos por Markl, pode-se dizer na análise de tensões secundárias o procedimento de cálculo da ASME B31.3 e aplicação do *SIF* apresentaram resultados consistentes para a questão da concentração de tensão nos componentes.

Mesmo sem possuir vínculo teórico, a norma B31.3 recomenda a utilização, com valor parcial, do *SIF* na análise de tensão primária. A comparação dos resultados obtidos por norma com os por elementos finitos evidenciou diferenças de valores significativas e suficientes para ultrapassarem o fator de segurança relativo à tensão admissível da tubulação. Portanto, apenas

aplicação do *SIF* não foi capaz de aumentar a tensão nos componentes do mesmo modo que a mudança de geometria realiza. Contudo, as regras estipuladas para desenvolvimento de uma tubulação, as quais foram seguidas no caso da tubulação desenvolvida no estudo, adicionam fatores de segurança e possibilitam proteger a tubulação da diferença de tensões primárias obtidas pelo método da ASME B31.3.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Antaki, G. A.; **“Piping and Pipeline Engineering”**, Aiken, Estados Unidos, 2003.
- Bhattacharya, A., Long, D.; **“A finite element based study on stress intensification factors (SIF) for reinforced fabricated tees”**, 2011.
- Carrion, A.; **“SSR1 Dressed Cavities”**, Fermilab, 2012.
- Dominguez, F. R.; **“Análise estrutural direcionada à redução de espessuras em tubulações industriais”**, Dissertação para obtenção do título de mestre em engenharia mecânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2008.
- Intergraph Coade Caesar II 7.00.00.2800; **“Manual do software”**, 2014.
- Markl, A. R. C.; **“Piping Flexibility Analysis”**, Transaction of the ASME, 1955.
- Paulin Research Group (PRG); **“What is a Stress Intensification Factor (SIF)?”**, 2008.
- Paulin, T.; Hinnant, C.; **“Experimental Evaluation of the Markl Fatigue Methods and ASME Piping Stress Intensification Factors”**, 2008.
- Peng, L. C., Peng, T.L.; **“Pipe Stress Engineering”**, ASME Press (American Society of Mechanical Engineers), 1ª edição, 2009.
- Peng L. C.; **“Undertanding Piping Code Stress Evaluation Paradoxes And ASME B31.3 Appedix P”**, 2013.
- Petrobras Normas Técnicas; **“N-57, Projeto Mecânico de Tubulações Industriais”**, Revisão G, 2013.
- Silva, A. L. L.; **“A Numerical Approach for Local Fatigue Analysis of Bridge Details: Analysis of Two Portuguese Case Studies”**, Portugal, 2012.
- SIMULIA Abaqus 6.13 Documentation; <http://129.97.46.200:2080/v6.13/>. Acessado em 21/09/2015.
- Sousa, Carlos Eduardo A. de C.; **“Pipe Flexibility and Development of PCS – Pipe Calculation System for Abaqus”**; Simulia Community Conference, Berlim, 2015.
- Telles, P.C.S.; **“Tubulações industriais – Cálculo”**; Grupo GEN, 9ª edição, 2012.
- The American Society of Mechanical Engineers; **“ASME Bolier and Pressure Vessel Code – Section VIII, Div. 2 – Alternative Rules”**, 2012.
- The American Society of Mechanical Engineers; **“ASME Code for pressure Piping, B31.3 – Process Piping”**, 2012.

## APÊNDICE A

- Possíveis configurações de operação dos reatores:

Os arranjos totais de operação dos reatores da planta petroquímica são descrito na Tabela A.1:

Tabela A.1 – Descrição das configurações de operação da tubulação de estudo.

Configuração	Descrição de operação
1	Reatores A, B e C operando
2	Reatores A e B operando e reator C parado
3	Reatores A e C operando e reator B parado
4	Reatores B e C operando e reator A parado
5	Reator B operando e reatores A e C parados
6	Reator C operando e reatores A e B parados
7	Reatores A, B e C parados

- Curva tensão deformação da norma ASME VIII Div. 2:

A curva tensão deformação utilizada na análise plástica de tensões foi desenvolvida teoricamente através do procedimento de cálculo da ASME VIII Div. 2 Anexo 3-D. Como a resolução é extensa não será exposto o todo o procedimento. Contudo se obteve a curva, plotada na Figura A.1, com os seguintes parâmetros: tensão de escoamento e ruptura do material na temperatura desejada e um parâmetro em função do tipo de metal em questão, disponível na própria norma. Além da equação da curva, obteve-se a tensão de ruptura verdadeira (488 MPa). A partir da curva se calculou a deformação plástica do material, Equação A.1, para ser utilizada como dado de entrada no *software* Abaqus para realização da análise elástica plástica com encruamento isotrópico não linear.

$$\varepsilon_{plástica} = \varepsilon_{verdadeira} - \frac{\sigma_{verdadeira}}{E} \quad (A.1)$$

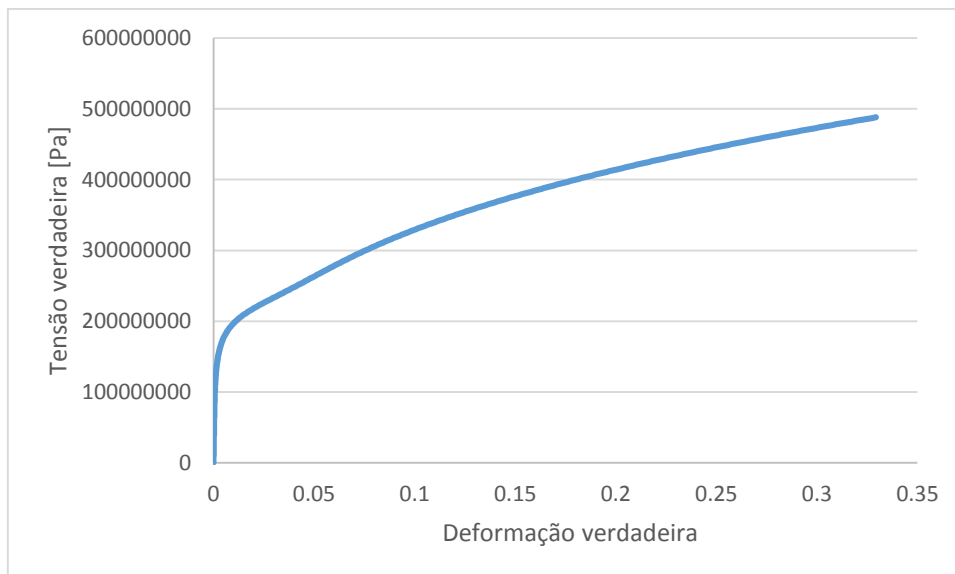


Figura A.1 – Curva tensão verdadeira por deformação verdadeira desenvolvida pelo equacionamento da norma ASME VIII div. 2.



- Detalhamento da tubulação normatizada conforme a ASME B31.3 desenvolvida no Caesar II (Figura A.2):

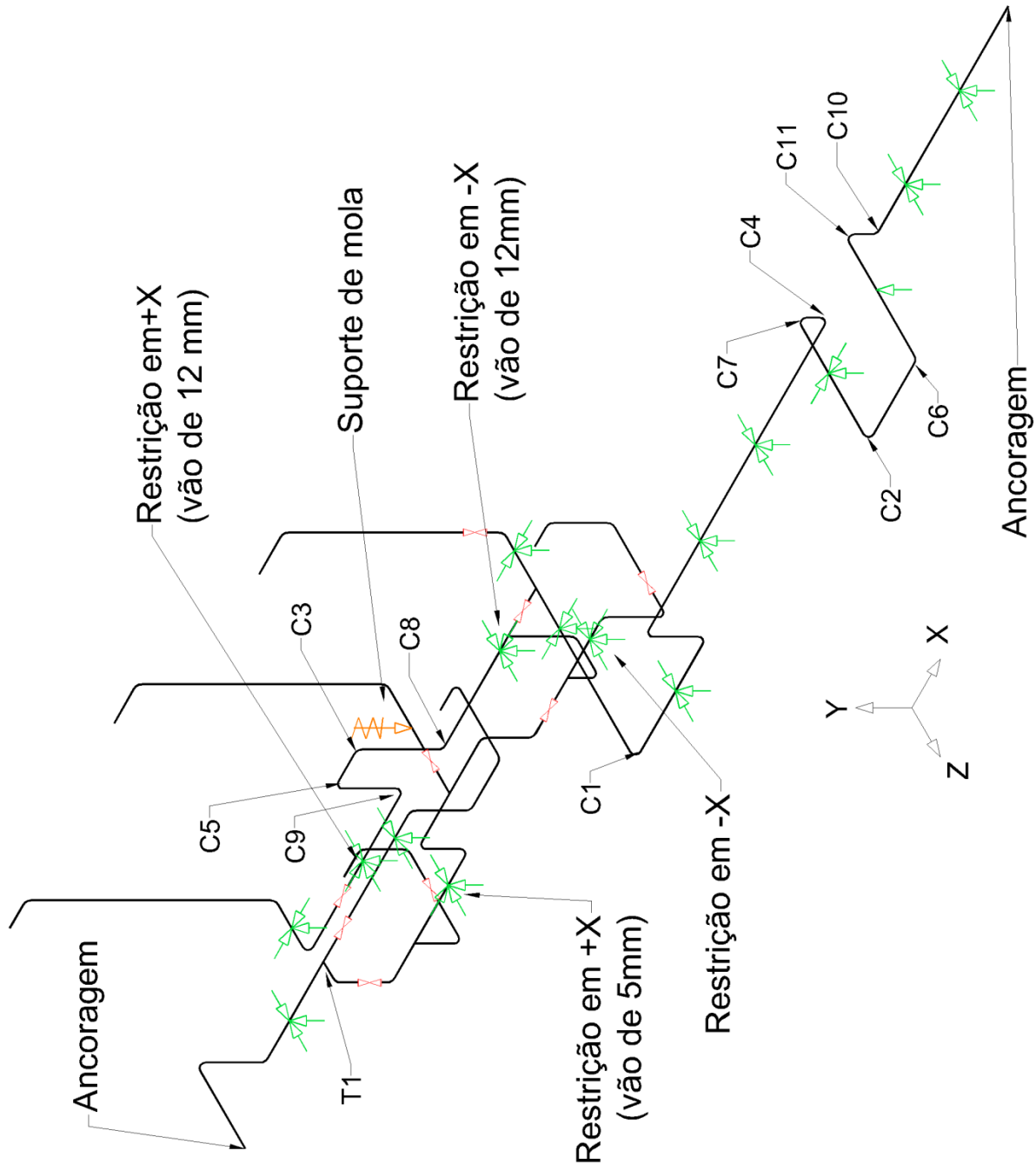


Figura A.2 – Vista geral da tubulação com a identificação dos componentes analisados.

As setas em verde na Figura 5.1 e A.2 são representações das restrições geométricas impostas à tubulação pelos suportes. Por exemplo, uma seta verde apontando para “+Y” indica que o tubo não pode se mover para o sentido negativo do eixo “Y”. A restrição “+X” (vão de 12mm), por exemplo, significa que o suporte exercerá restrição no sentido positivo do eixo “X” após a tubulação se deslocar 12 mm no sentido negativo de “X”.

As válvulas utilizadas na tubulação foram selecionada pela norma B16.5. Utilizou-se, então a válvula classe 300lbs com flange de pescoço soldado (SIF=1). O suporte de mola foi



selecionado segundo as especificações da Anvil: tamanho 13, No 82. Suas propriedades são dadas na Tabela A.2.

Tabela A.2: Especificações do suporte de mola utilizado na tubulação desenvolvida.

Carga à frio	14493 N
Carga à quente	12500 N
Constante da mola	2001 N/cm

## ANEXO

- Tensões da Norma:

A tensão circunferencial para componente de curva é avaliada pela equação A.2 que estipula a espessura da parede da tubulação exigida na pressão interna. Os valores de  $S_{P\ Esp}$  da Tabela 5.5 foram calculados ao isolar o termo  $S_h$  da Equação A.3. Equanto os valores de  $S_{P\ Reto}$  da mesma Tabela foram calculos pela Equação A.2.

$$t = \left( \frac{1}{1-x} \right) \left[ \frac{P.D}{2 \cdot \left( \frac{S_h \cdot E}{I} \right) + P.Y} + C \right] \quad (A.2)$$

$$S_{P\ Reto} = \frac{P.D}{2.t} \quad (A.3)$$

sendo  $E$  o fator de qualidade da solda longitudinal do tubo retirado da Tabela 302.3.4 da norma e  $x$ ,  $D$ ,  $Y$ ,  $C$ ,  $I$  e  $P$  são, respectivamente, tolerância de fabricação, diâmetro externo, coeficiente referente ao material e temperatura, sobre espessura de corrosão, correção referente ao local a ser calculado e pressão interna. A composição das tensões longitudinal primária é calculada pela Equação A.4.

$$S_L = \sqrt{(|S_{axi}| + S_b)^2 + (2 \cdot S_t)^2} \quad (A.4)$$

$$S_b = \frac{\sqrt{(I_t \cdot M_i)^2 + (I_o \cdot M_o)^2}}{Z} \quad (A.5)$$

$$S_t = \frac{I_t \cdot M_t}{2 \cdot Z} \quad (A.6)$$

$$S_{axi} = \frac{I_a \cdot F_a}{A_p} \quad (A.7)$$

Para Tensões secundárias a ASME B31.3 define:

$$S_b = \frac{\sqrt{(i_t \cdot M_i)^2 + (i_o \cdot M_o)^2}}{Z} \quad (A.8)$$

$$S_t = \frac{i_t \cdot M_t}{2 \cdot Z} \quad (A.9)$$



$$S_{axi} = \frac{i_a \cdot F_a}{A_p} \quad (A.10)$$

Na falta de valores disponíveis, se considera:

$$i_t = i_a = 1 \quad (\text{A.11})$$

O cálculo dos fatores intensificadores de tensão (*SIF*) é realizado com as equações da Tabela A.3 fornecida pela ASME B31.3.

Tabela A.3 – Alguns *SIFs* fornecidos pela norma ASME B31.3, Tabela D300 (modificada).

Componente	Fator de flexibilidade $k$	Fatores intensificadores de tensão ( <i>SIF</i> )		Flexibilidade característica $h$	Desenho
		Fora do plano $i_o$	No plano $i_f$		
Curva	$\frac{1.65}{h}$	$\frac{0.75}{h^{2/3}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{\bar{T} R_1}{r_2^2}$	
Tê soldado	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{3}{4}i_o + \frac{1}{4}$	$3.1 \frac{\bar{T}}{r_2}$	

- Esforços do elemento de casca:

Os esforços presente no elemento de casca utilizado na modelagem da simulação numérica estão representados na Figura A.3.

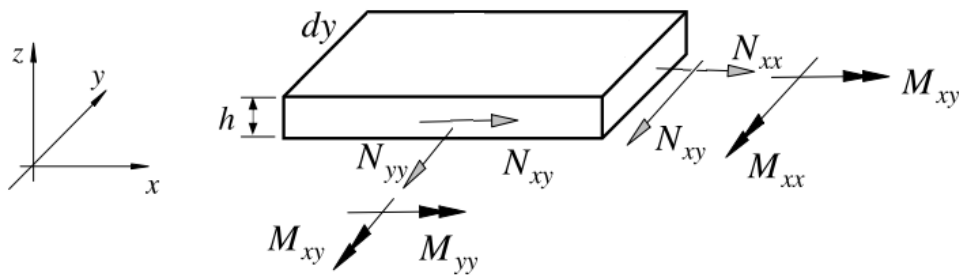


Figura A.4 – Esforços presentes no elemento de casca fina.

- Descrição das geometria analisadas

As geometrias dos componentes, os quais foram simulados, eram de acordo com a ASME B31.3: curva de raio longo com 304,8 mm ( $R_1$ ) e tê com  $r_x$  igual a 21,1mm. O valor de  $r_x$  definido conforme o item 304.3.4 da norma ao se utilizar valores médios. O dois parâmetros descritos estão representados na Tabela 3.1.