COPPE UFRJ
Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia

EQUAÇÕES SEMI-EMPÍRICAS PARA DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES EM JUNTAS KT PARA PLATAFORMAS FIXAS OFFSHORE

Leidiane de Amorim Costa

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientador: José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.

Rio de Janeiro

Fevereiro de 2025

EQUAÇÕES SEMI-EMPÍRICAS PARA DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES EM JUNTAS KT PARA PLATAFORMAS FIXAS OFFSHORE

Leidiane de Amorim Costa

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL

Examinada por:

_____

Prof. José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.

_____

Prof. Alexandre Landesmann, D.Sc.

_____

Prof^{a}. Bianca de Carvalho Pinheiro, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

FEVEREIRO DE 2025

Costa, Leidiane de Amorim

Equações Semi-Empíricas para Determinação dos Fatores de Concentração de Tensões em Juntas KT para Plataformas Fixas Offshore/ Leidiane de Amorim Costa. – Rio de Janeiro: UFRJ/ COPPE, 2025.

XIV, 85 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: José Renato Mendes de Sousa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2025.

Referências Bibliográficas: p.64 -66.

1. Fator de concentração de tensões. 2. Junta tubular KT 3. Equações paramétricas. I. Sousa, José Renato Mendes. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Aos meus pais, meu irmão,
e a todos que caminharam comigo nesta jornada.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de agradecer a Deus, que sempre ilumina meu caminho e sabe o momento certo para todas as coisas.

Aos meus pais Germano e Neide, que sempre acreditaram no meu potencial, me incentivando e auxiliando de todas as formas ao seu alcance, para que eu tivesse as melhores oportunidades nos estudos, minha eterna gratidão.

Ao meu irmão Lucas, que desde sempre me motiva, seja no âmbito acadêmico, pessoal ou profissional, e com quem tenho o orgulho de compartilhar tanto a vida quanto a profissão.

Ao meu orientador, professor José Renato, sou imensamente grata pela oportunidade, pelo suporte contínuo, paciência, compreensão e ensinamentos ao longo desses anos, que foram essenciais para o meu desenvolvimento acadêmico. Sua determinação em não me deixar desistir fez toda a diferença.

Aos professores que cruzaram meu caminho durante minha jornada acadêmica, agradeço pelos valiosos ensinamentos.

Ao PEC/COPPE/UFRJ, meu agradecimento por me proporcionar a oportunidade de me tornar mestre em Engenharia Civil/Estruturas, com grandes aprendizados.

À CAPES e ao PRH-ANP 7 pelo financiamento desta pesquisa.

E, sem dúvida, essa trajetória até aqui só foi possível graças ao apoio de muitas pessoas. Por isso, agradeço a todos que, de alguma forma, fizeram ou fazem parte da minha vida ao longo deste período, sempre me apoiando e incentivando. Meu sincero agradecimento a cada um de vocês.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

EQUAÇÕES SEMI-EMPÍRICAS PARA DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES EM JUNTAS KT PARA PLATAFORMAS FIXAS OFFSHORE

Leidiane de Amorim Costa

Fevereiro/2025

Orientadores: José Renato Mendes de Sousa

Programa: Engenharia Civil

A presente trabalho propõe equações semi-empíricas para a determinação dos Fatores de Concentração de Tensões (FCT) em juntas tubulares do tipo KT utilizadas em plataformas fixas *offshore*. O estudo aborda a importância do FCT na avaliação da falha por fadiga em estruturas *offshore*, enfatizando a complexidade das análises devido às variações geométricas das juntas, condições de carregamento e métodos de cálculo. Utilizando modelos em elementos finitos desenvolvidos no *software* ANSYS® R17.2 e aplicando o método de Regressão Simbólica, foram desenvolvidos modelos numéricos detalhados para analisar os FCTs em diferentes condições de carregamento axial e parâmetros geométricos. A partir dos resultados obtidos numericamente desses modelos, foram desenvolvidas equações paramétricas que demonstraram um bom ajuste e com capacidade de prever os FCTs com precisão em relação às equações existentes, como as da norma DNV-RP-C203:2020. Os resultados mostram a aplicabilidade das equações propostas, evidenciando a possibilidade de utilização em juntas KT, permitindo que as análises sejam mais ágeis e com um menor custo computacional. Além disso, a abordagem empregada fornece uma base para estudos futuros, permitindo a extensão para diferentes condições de carregamento e geometrias.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

SEMI-EMPIRICAL EQUATIONS FOR DETERMINING STRESS CONCENTRATION FACTORS IN KT JOINTS FOR FIXED OFFSHORE PLATFORMS

Leidiane de Amorim Costa

February/2025

Advisors: José Renato Mendes de Sousa

Department: Civil Engineering

This work proposes semi-empirical equations for determining Stress Concentration Factors (SCF) in KT tubular joints used in fixed offshore platforms. The study emphasizes the importance of SCF in evaluating fatigue failure in offshore structures, highlighting the complexity of analyses due to variations in joint geometry, loading conditions, and calculation methods. Using finite element models developed in ANSYS® R17.2 software and applying the Symbolic Regression method, detailed numerical models were created to analyze SCFs under different axial loading conditions and geometric parameters. From the results obtained numerically these from models, parametric equations were developed, demonstrating a good fit to the data and the ability to predict SCFs accurately compared to existing equations, such as those in the DNV-RP-C203:2020 standard. The results demonstrate the applicability of the proposed equations, showing their potential use in KT joints, enabling faster analyses with lower computational costs. Moreover, the approach provides a foundation for future studies, allowing extensions to different loading conditions and geometries.

Sumário

1. INTRODUÇÃO 1

1.1. Considerações Gerais 1

1.1.1. Juntas Tubulares 4

1.1.2. Parametrização das Juntas KT 7

1.1.3. Casos de Carregamento 8

1.1.4. Fadiga em Juntas Tubulares 8

1.1.5. Fatores de Concentração de Tensões 12

1.2. Revisão Bibliográfica 13

1.3. Objetivo 16

1.4. Organização da Dissertação 17

2. METODOLOGIA 18

2.1. Geometria 18

2.2. Propriedades dos materiais 20

2.3. Condições de contorno 21

2.4. Carregamento da Junta KT 22

2.5. Tipo de elemento e malha 23

2.6. Elementos de contato 25

2.7. Implementação 26

2.8. Pós-processamento 28

2.9. Estudo de Caso 31

3. REGRESSÃO SIMBÓLICA 38

3.1. Equações para a 1ª condição de carregamento axial 42

3.2. Equações para a 2ª condição de carregamento axial 45

3.3. Equações para a 3ª condição de carregamento axial 48

3.4. Avaliação de equações geradas por regressão simbólica 53

4. COMPARAÇÃO COM EQUAÇÕES EXISTENTES 55

4.1. Comparação com a DNVGL-RP-C203 (2019) 55

4.2. Comparação com as equações de HOSSEINI, et al. (2021) 59

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS 62

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 64

ANEXO A 67

ANEXO B 69

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Esquema de plataforma fixa do tipo jaqueta. (SILVA, 2014)..... 1

Figura 1.2 – Plataforma de Rebombeio Autônima – PRA-1 (Fonte: Verum Partners).... 2

Figura 1.3 – Representação esquemática da análise global e local de uma estrutura offshore. Adaptado de WÆGTER (2009). 3

Figura 1.4 – Nomenclatura utilizada para as juntas tubulares simples e seus elementos. (ISO 19902, 2007) 5

Figura 1.5 – Classificação de alguns dos tipos de juntas tubulares Tipos: T, Y, YT, K, DK, DKDT, DT, X e KT (em destaque). 6

Figura 1.6 – Tipos de carregamentos..... 8

Figura 1.7 – Principais fenômenos ambientais e condições operacionais que devem ser consideradas no projeto estrutural de uma jaqueta de aço. Adaptada por CASTRO (2013). 9

Figura 1.8 – Definição esquemática da tensão hot spot em juntas tubulares. 11

Figura 2.1 – Junta KT modelada no ANSYS. 19

Figura 2.2 – Ângulo diedro ψ (AWS D1.1, 2020)..... 19

Figura 2.3 – Dimensões da solda nos locais crown (a) e saddle (b)..... 20

Figura 2.4 – Restrições dos deslocamentos. 21

Figura 2.5 – Restrições das rotações. 22

Figura 2.6 – Combinações utilizadas para o Carregamento Axial. 22

Figura 2.7 – SOLID185 - Geometria sólida estrutural homogênea (ANSYS, R17.2). .. 23

Figura 2.8 – Malha gerada - Vista global. 24

Figura 2.9 – Malha gerada - Vista global detalhada..... 25

Figura 2.10 – Elementos de contato. 26

Figura 2.11 – Fluxograma de criação da macro. 27

Figura 2.12 – Método de extrapolação recomendado por IIW-XV-E (1999). 28

Figura 2.13 – Pontos de extrapolação do hot spot com base nas tensões perpendiculares à raiz de solda. 29

Figura 2.14 – Junta Tubular KT – Estudo de Caso. 31

Figura 2.15 – Tensão de von Mises – Carregamento 1 (MPa). 32

Figura 2.16 – Tensão de von Mises – Carregamento 1 (MPa) - Detalhe. 32

Figura 2.17 – Tensão de von Mises – Carregamento 2 (MPa). 33

Figura 2.18 – Tensão de von Mises – Carregamento 2 (MPa) - Detalhe. 33

Figura 2.19 – Tensão de von Mises – Carregamento 3 (MPa). 34

Figura 2.20 – Tensão de von Mises – Carregamento 3 (MPa) - Detalhe. 34

Figura 2.21 – Definição da variação angular no plano xz em torno nos Braces. 35

Figura 2.22 – Tensão de von Mises – Brace A. 35

Figura 2.23 – Tensão de von Mises – Brace B. 36

Figura 2.24 – Tensão de von Mises – Brace C. 36

Figura 3.1 – Carregamento Axial – 1ª condição de carregamento. 42

Figura 3.2 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P1. 42

Figura 3.3 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P2. 43

Figura 3.4 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P3. 43

Figura 3.5 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P4. 44

Figura 3.6 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P5. 44

Figura 3.7 – Carregamento Axial – 2ª condição de carregamento. 45

Figura 3.8 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P1. 45

Figura 3.9 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P2. 46

Figura 3.10 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P3. 46

Figura 3.11 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P4. 47

Figura 3.12 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P5. 47

Figura 3.13 – Carregamento Axial – 3ª condição de carregamento. 48

Figura 3.14 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P1. 48

Figura 3.15 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P2. 49

Figura 3.16 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P3. 49

Figura 3.17 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P4. 50

Figura 3.18 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P5. 50

Figura 3.19 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P6. 51

Figura 3.20 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P7. 51

Figura 3.21 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P8. 52

Figura 3.22 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P9. 52

Figura 4.1 – Carregamento aplicado para analisar as equações de EFTHYMIOU (1988). 55

Figura 4.2 – Comparação das tensões de hot spot por elementos finitos com as equações de EFTHYMIOU (1988) – Brace 1. 56

Figura 4.3 – Comparação das tensões de hot spot por elementos finitos com as equações de EFTHYMIOU (1988) – Brace 2. 56

Figura 4.4 – Comparação das tensões de hot spot por elementos finitos com as equações de EFTHYMIOU (1988) – Brace 3. 57

Figura 4.5 – Comparação das tensões de hot spot por Regressão Simbólica com as equações de EFTHYMIOU (1988) – P5. 58

Figura 4.6 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P2. 59

Figura 4.7 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P3. 59

Figura 4.8 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P4. 60

Figura 4.9 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P5. 60

Figura A.1 – Junta KT para carga axial balanceada segundo a DNVGL-RP-C203 (2019). 67

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Propriedades dos materiais. 21

Tabela 2.2 – Parâmetros geométricos utilizados no Estudo de Caso. 31

Tabela 3.1 – Conjunto dos parâmetros geométricos das juntas KT. 41

Tabela 3.2 – Avaliação de equações geradas por RS. 54

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações Gerais

As plataformas fixas do tipo jaqueta, como a apresentada na Figura 1.1, são estruturas utilizadas pela indústria de óleo e gás *offshore* deste o início deste tipo de atividade até os dias atuais. Essas estruturas são feitas de aço e fazem parte de um sistema de sustentação para a área de extração e produção de petróleo, sendo sua aplicação restrita a atividades desenvolvidas em águas rasas, isto é, considerando profundidades menores do que 400 metros. Nessa condição, a jaqueta pode ser considerada uma das melhores soluções de engenharia quando comparada aos demais tipos de plataformas (CHAKRABARTI, 2005).

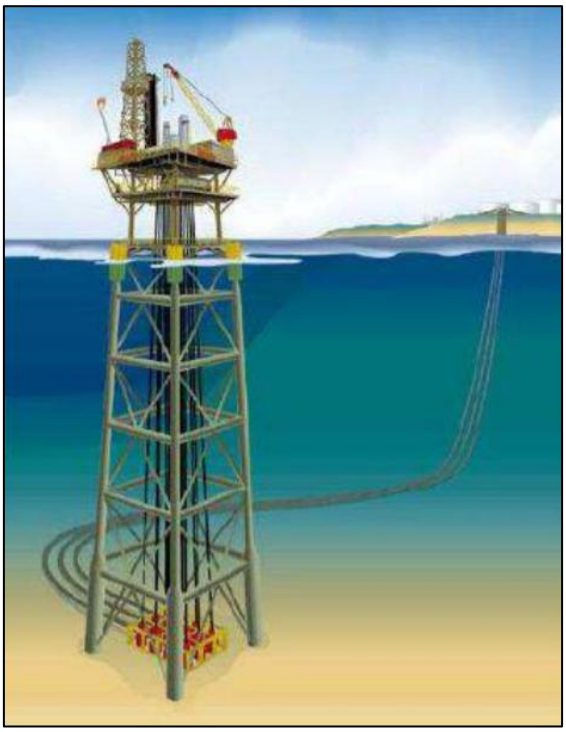

Figura 1.1 – Esquema de plataforma fixa do tipo jaqueta. (SILVA, 2014)

A jaqueta, que representa a subestrutura da plataforma, é seu principal elemento estrutural, transmitindo os esforços laterais e verticais para as estacas, que lhe servem de fundação. Sobre a jaqueta, é montada a superestrutura, que abriga os *topsides*, incluindo o convés ou módulos. Essa superestrutura é projetada para acomodar todos os

equipamentos de perfuração, instalações de estocagem de materiais, espaços para alojamento de pessoal e todas as facilidades necessárias para a produção dos poços (MENEZES, 2007).

Apesar de ser uma estrutura com grande estabilidade, por ser fixa, há limitações quanto à sua utilização. No entanto, essa estrutura tem sido utilizada também em plataformas de rebombeio autônomas, como é o caso da PRA-1 empregada pela Petrobras na Bacia de Campos, no Estado do Rio de Janeiro, apresentada na Figura 1.2. A PRA-1 tem por objetivo recolher o óleo extraído de plataformas flutuantes de águas profundas e bombeá-lo para reservatórios em terra ou tanques de embarcações flutuantes de armazenamento e distribuição.

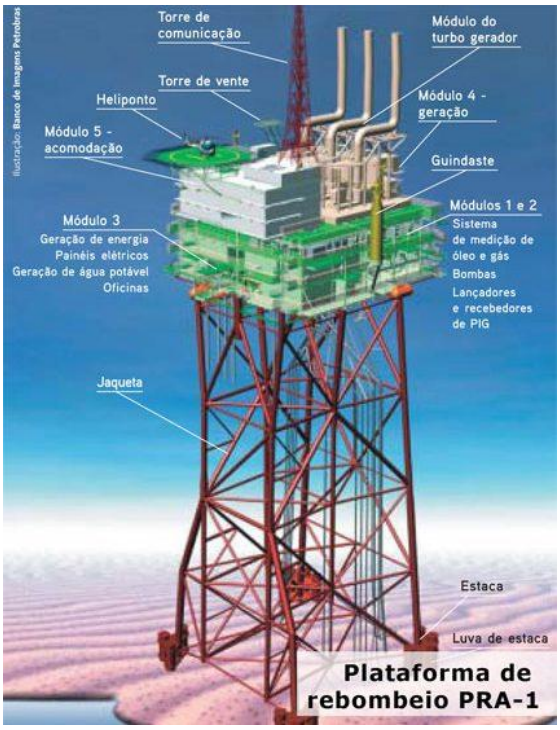

Figura 1.2 – Plataforma de Rebombeio Autônima – PRA-1 (Fonte: Verum Partners)

Considerando o longo tempo de operação e a exposição a diversos tipos de carregamento, principalmente a cargas ambientais, essas estruturas devem ser avaliadas considerando tanto condições extremas quanto as cargas operacionais cíclicas, que, por sua vez, podem induzir a falha por fadiga em seus componentes (SILVA, 2014). Assim, é fundamental avaliar a resistência dos elementos estruturais que compõem uma jaqueta.

O projeto desse tipo de estrutura envolve análises globais e análises locais, como ilustra a Figura 1.3. A análise global determina os esforços internos nas seções transversais e as tensões nominais nos vários elementos da estrutura. Esses esforços nas seções transversais estabelecem as condições de contorno para análises de tensões locais nas juntas. Através de análises locais, usualmente estáticas, elásticas e lineares, é possível observar que as tensões próximas às juntas soldadas são significativamente mais altas do que as tensões nominais (EL-REEDY, 2012).

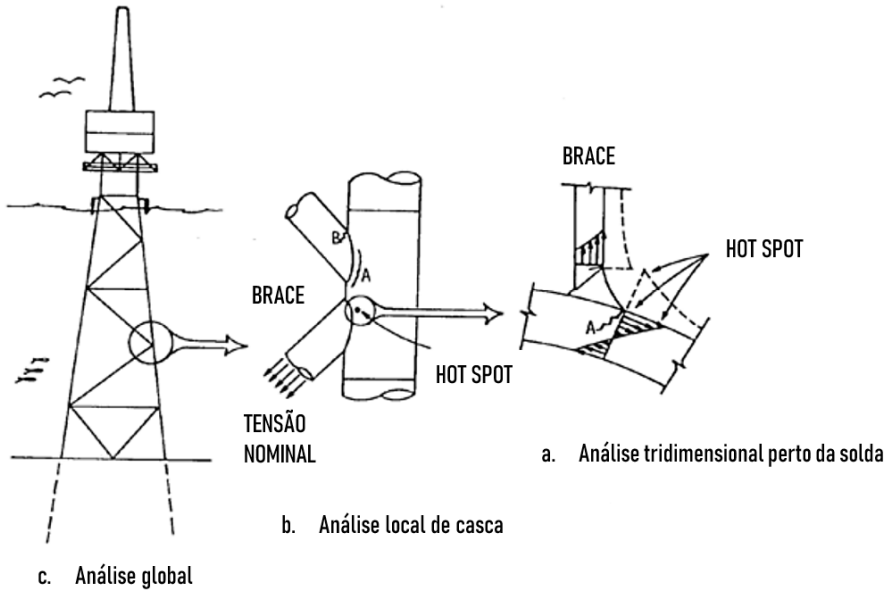

Figura 1.3 – Representação esquemática da análise global e local de uma estrutura offshore. Adaptado de WÆGTER (2009).

Como essas estruturas são compostas por vários elementos interconectados, além de serem submetidas a carregamentos ambientais cíclicos e fixas ao solo marinho, cujo comportamento também deve ser representado (interação solo-estrutura), a análise das jaquetas é complexa. Por essa razão, essas estruturas têm sido objeto de estudos há mais de 30 anos. Parte desses estudos foram desenvolvidos através de testes experimentais em juntas tubulares para analisar os fatores de concentração de tensões, como foi o caso de SMEDLEY & FISHER (1991) que utilizou modelos em seus testes experimentais. No entanto, dados os elevados custos nas realizações de testes experimentais em juntas tubulares *offshore* em escala real, a utilização de métodos numéricos se tornou uma alternativa mais prática e viável com a utilização de *softwares* de elementos finitos (ÁVILA, 2021).

1.1.1. Juntas Tubulares

As juntas tubulares nada mais são que as interligações de elementos tubulares de aço das jaquetas, que formam uma estrutura hiperestática, fixada ao solo tipicamente por estacas cravadas à percussão ou através de vibração. As juntas são um dos principais elementos a serem analisados e estudados, pois podem ser críticas para a estrutura.

Os elementos de uma junta tubular simples, bem como os parâmetros geométricos geralmente utilizados no seu dimensionamento, são mostrados na Figura 1.4. Nessa figura, têm-se:

1. ***Braces***: são as partes onde as terminações convergem para os nós de uma estrutura treliçada e que sofrem interrupção pela passagem dos *chords*.
2. ***Stub***: quando houver, representa o reforço de extremidade do *brace* através do aumento da sua espessura de parede.
3. ***Crown toe***: região de encontro entre o *brace* e o *chord* formada por um ângulo maior que 90°. É denominada apenas de ***Crown*** quando esse ângulo é igual a 90°.
4. ***Crown heel***: região de encontro entre o *brace* e o *chord* formada por um ângulo menor que 90°.
5. ***Saddle***: Região de encontro do *brace* com o *chord* através de um plano que corta perpendicularmente o centro do *brace* em relação ao *chord*.
6. ***Chord***: é o elemento principal, passante, que recebe os *braces*. Os *braces* são soldados ao *chord* sem que este seja perfurado. Qualquer membro tubular pertencente a uma mesma junta poderá ter seu diâmetro menor ou igual ao do *chord*, porém nunca maior.
7. ***Can***: quando houver, representa o comprimento de reforço do *chord* através do aumento da sua espessura de parede.
8. ***Offset* (*o*)**: distância entre os pontos definidos pelo encontro do eixo dos *braces* com o eixo do *chord*.
9. **Excentricidade (*e*)**: distância entre o ponto de encontro dos eixos dos *braces* com o eixo do *chord*.

Além destes elementos estruturais, alguns parâmetros geométricos definem a junta, a saber:

- ***θ***: ângulo entre os eixos do *brace* e o eixo do *chord*.
- ***d***: diâmetro externo do *brace*.
- ***D***: diâmetro externo do *chord*.
- ***t***: espessura de parede do *brace*.
- ***T***: espessura de parede do *chord*.
- ***g***: distância dos pontos tangenciais entre dois *braces* dispostos em um mesmo lado do *chord*. Se os valores forem negativos, há uma sobreposição dos *braces* (*overlapping*). A norma API-RP2A-WSD (2014) determina que a distância mínima entre *braces* adjacentes seja igual a 50 mm, sendo ele interno ou externo ao plano da junta.

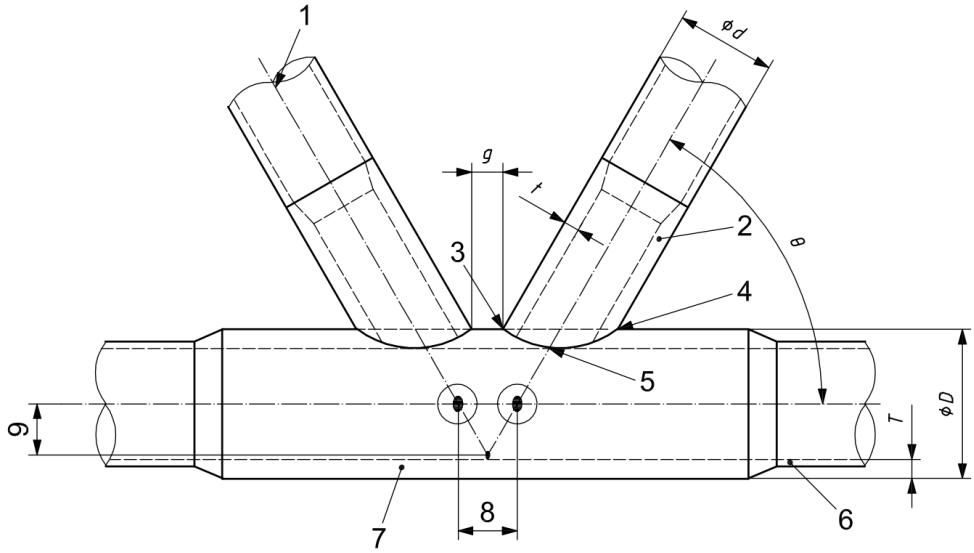

Figura 1.4 – Nomenclatura utilizada para as juntas tubulares simples e seus elementos. (ISO 19902, 2007)

Através das características geométricas das juntas tubulares, é possível realizar sua classificação, assemelhando sua forma com uma letra do alfabeto. Existem vários tipos de juntas (T, X, K, Y), e algumas delas são formadas pela junção de dois tipos distintos (KT, YT), e até mesmo pela duplicação do mesmo tipo (DK, DT), como é possível observar na Figura 1.5.

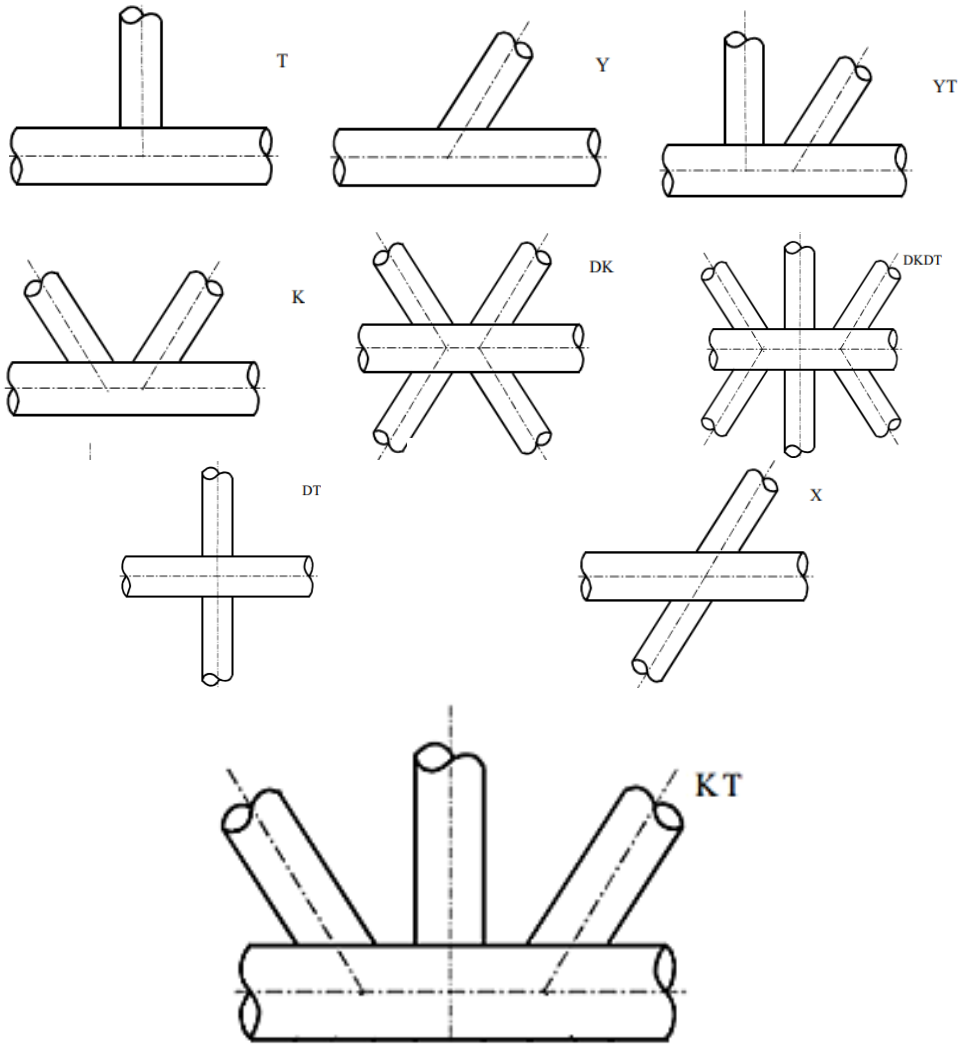

Figura 1.5 – Classificação de alguns dos tipos de juntas tubulares Tipos: T, Y, YT, K, DK, DKDT, DT, X e KT (em destaque).

Normas, como a DNV-RP-C203 (2019) e a API-RP2A-WSD (2014), dedicam seções específicas para abordar o estudo de juntas tubulares, com objetivo de determinar com precisão a magnitude da concentração de tensão e reduzi-la a um nível aceitável. Além disso, exigem que o tipo de junta tubular leve em consideração não somente as definições geométricas, mas também os carregamentos típicos aos quais a junta será submetida. Estas classificações das juntas tubulares são indispensáveis para a avaliação do Fator de Concentração de Tensões (FCTs) dos elementos.

No presente trabalho, será modelada e analisada somente a junta tubular do tipo KT, destacada na Figura 1.5, com o intuito de se avaliarem os FCTs em vários pontos ao

longo desse tipo de junta, bastante comum em estruturas tubulares e também frequentemente utilizado na construção de plataformas fixas *offshore*.

1.1.2. Parametrização das Juntas KT

Para estudar o comportamento de uma junta tubular e relacionar de forma clara esse comportamento com as características geométricas da junta, um conjunto de parâmetros geométricos adimensionais foram definidos, baseando-se na Figura 1.4.

$$\alpha = \frac{2L}{D} \tag{1.1}$$

$$\beta = \frac{d}{D} \tag{1.2}$$

$$\gamma = \frac{D}{2T} \tag{1.3}$$

$$\tau = \frac{t}{T} \tag{1.4}$$

$$\varsigma = \frac{g}{D} \tag{1.5}$$

onde L é o comprimento do tubo *chord*.

Os parâmetros adimensionais são ferramentas essenciais na análise e na concepção de estruturas, pois proporcionam uma base para comparar e avaliar o comportamento de diferentes geometrias e cargas dos elementos. Esses parâmetros permitem uma análise independente das unidades de medida utilizadas, facilitando a compreensão do comportamento do fator de concentração de tensão em diferentes tipos de juntas tubulares.

1.1.3. Casos de Carregamento

Nas análises de uma junta tubular, são usualmente considerados três diferentes tipos de carregamentos: força axial, momento no plano e momento fora do plano, como é possível observar na Figura 1.6. Nessa figura, os carregamentos são aplicados de forma isolada, mas atuam de forma combinada na estrutura real.

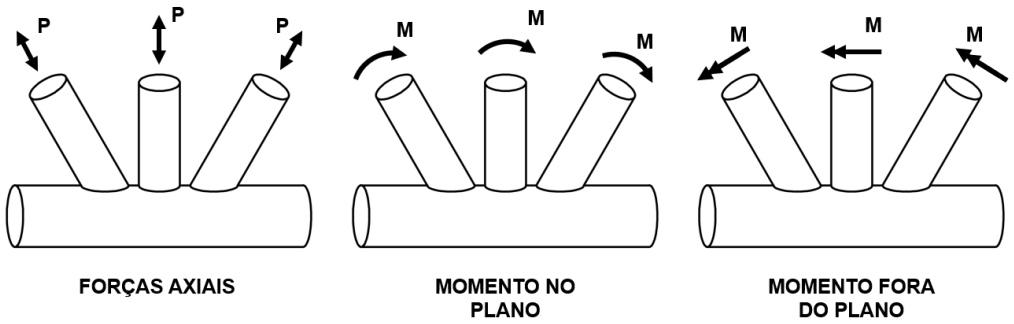

Figura 1.6 – Tipos de carregamentos.

Na abordagem das tensões nominais, os cálculos são realizados sem levar em consideração qualquer concentração de tensão decorrente de detalhes estruturais locais e soldas. Embora essa abordagem seja amplamente empregada, apresenta algumas desvantagens substanciais. Em primeiro lugar, a definição de uma tensão nominal apropriada se torna desafiadora devido à complexidade geométrica envolvida. Em segundo lugar, é importante observar que dados de teste de fadiga adequados muitas vezes não estão prontamente disponíveis, especialmente para estruturas tubulares complexas, como as utilizadas em projetos *offshore*. Desse modo, é necessário definir fatores de concentração de tensões que transformem essas tensões nominais nas tensões localizadas atuantes nas juntas com o intuito de projetá-las, por exemplo, em relação ao modo de falha de fadiga.

1.1.4. Fadiga em Juntas Tubulares

A fadiga pode ser descrita como um processo de degradação localizada, progressiva e irreversível que ocorre em um material sujeito a variações de tensões e deformações. Esse fenômeno resulta na nucleação de trincas ou, eventualmente, na

completa fratura após um número suficiente de ciclos (ASTM-E1823, 2023). A Figura 1.7 mostra as principais cargas atuantes em uma estrutura do tipo jaqueta, que devido à repetição de carregamentos cíclicos ao longo do tempo pode levar a estrutura a fadiga.

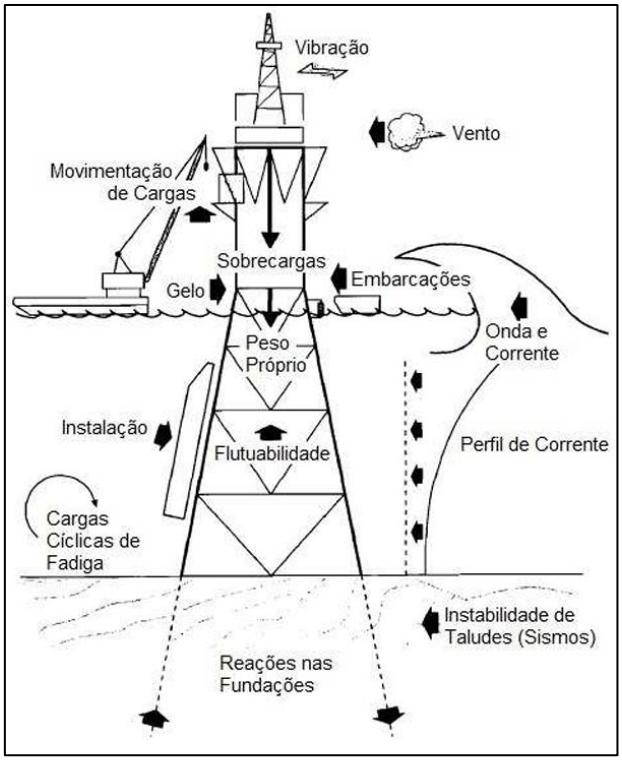

Figura 1.7 – Principais fenômenos ambientais e condições operacionais que devem ser consideradas no projeto estrutural de uma jaqueta de aço. Adaptada por CASTRO (2013).

Uma das principais características da fadiga é que a carga não é grande o suficiente para provocar uma falha imediata, ou seja, a falha ocorre após um certo número de flutuações de carga, com o dano imposto atingindo um nível crítico. A escolha de estruturas tubulares para as jaquetas decorre de sua seção transversal uniforme e simétrica, proporcionando concentrações mínimas de tensão, uma resistência eficaz contra flambagem e resposta independente da direção da carga lateral. Contudo, no contexto de plataformas offshore, as juntas e interligações são soldadas, resultando em estruturas descontínuas que geram concentrações de tensão na zona de interseção associadas ao carregamento imposto à jaqueta (ALMAR-NÆSS, 1985).

Além disso, o processo de soldagem gera tensões residuais, as quais permanecem na estrutura mesmo na ausência de cargas externas ou variações de temperatura. Essas tensões são geradas devido à geometria resultante da fusão do material durante o processo

de solda e seu resfriamento heterogêneo, podendo resultar em deformações nas proximidades da superfície do material. Os efeitos das tensões residuais podem ser favoráveis ou desfavoráveis, dependendo principalmente da magnitude, direção e distribuição dessas tensões em relação às cargas operacionais do componente ou da estrutura (MANSUR, et al., 2011).

Ao levar em consideração os carregamentos cíclicos na estrutura, as concentrações de tensão associadas às descontinuidades nos elementos, as tensões residuais resultantes do processo de soldagem e as micro-trincas no material, as juntas da estrutura tornam-se particularmente propensas a falhas por fadiga. Sendo assim, para os métodos utilizados no cálculo da fadiga, as tensões críticas devem ser determinadas para cada componente da estrutura. Três fontes principais de tensão foram identificadas em juntas soldadas tubulares: tensões nominais, tensões geométricas e tensões de entalhe (ETUBE, 2001).

As tensões nominais surgem devido ao comportamento estrutural “global” dos tubos da junta soldada. Essas tensões podem ser calculadas considerando o mecanismo de transferência de carga através de cada tubo e interseção usando análise de pórticos e teoria de flexão de vigas. A natureza de tais tensões dependerá inteiramente das dimensões da junta e do modo de carregamento.

As tensões geométricas, por outro lado, surgem como resultado de diferenças na resposta do *brace* e do *chord* sob a configuração de carregamento. Sabe-se que tensões geométricas podem causar flexão da parede do tubo, a fim de garantir compatibilidade na deformação do *chord* e do *brace* em torno da interseção, dependendo do modo de carregamento.

As tensões de entalhe surgem do efeito de entalhe ou da descontinuidade geométrica das paredes do tubo introduzida por uma mudança abrupta na seção na ponta da solda. Essas tensões também são comumente chamadas de tensões locais e são uma função do tamanho e da geometria da solda. Quanto maior o raio da ponta da solda e maior o ângulo geral da ponta da solda, maior será a restrição à deformação localizada e maior será a intensidade das tensões locais. Ao contrário das tensões nominais e geométricas, as tensões de entalhe ou locais não são propagadas através da espessura da parede e, portanto, o campo de tensão tridimensional resultante é altamente localizado. Devido à complexidade e à variedade de geometrias de juntas utilizadas na construção de

estruturas *offshore*, a geometria da raiz da solda (ou seja, o raio e o ângulo da raiz da solda) não pode ser idêntica para cada configuração de junta. Com isso, estas tensões são difíceis de medir de forma a ser reproduzida por qualquer critério. A consequência disso é a adoção de uma região características de tensões, conhecida como tensões de *hot spot*.

Considera-se que a tensão de *hot spot* representa a condição crítica para a vida em fadiga de uma junta tubular soldada. Essa tensão é calculada na raiz da solda por meio de uma extrapolação linear a partir da tensão geométrica. A definição é apresentada na Figura 1.8. A tensão no ponto mais crítico exclui a contribuição para a concentração de tensão causada pelo efeito de entalhe na geometria da solda.

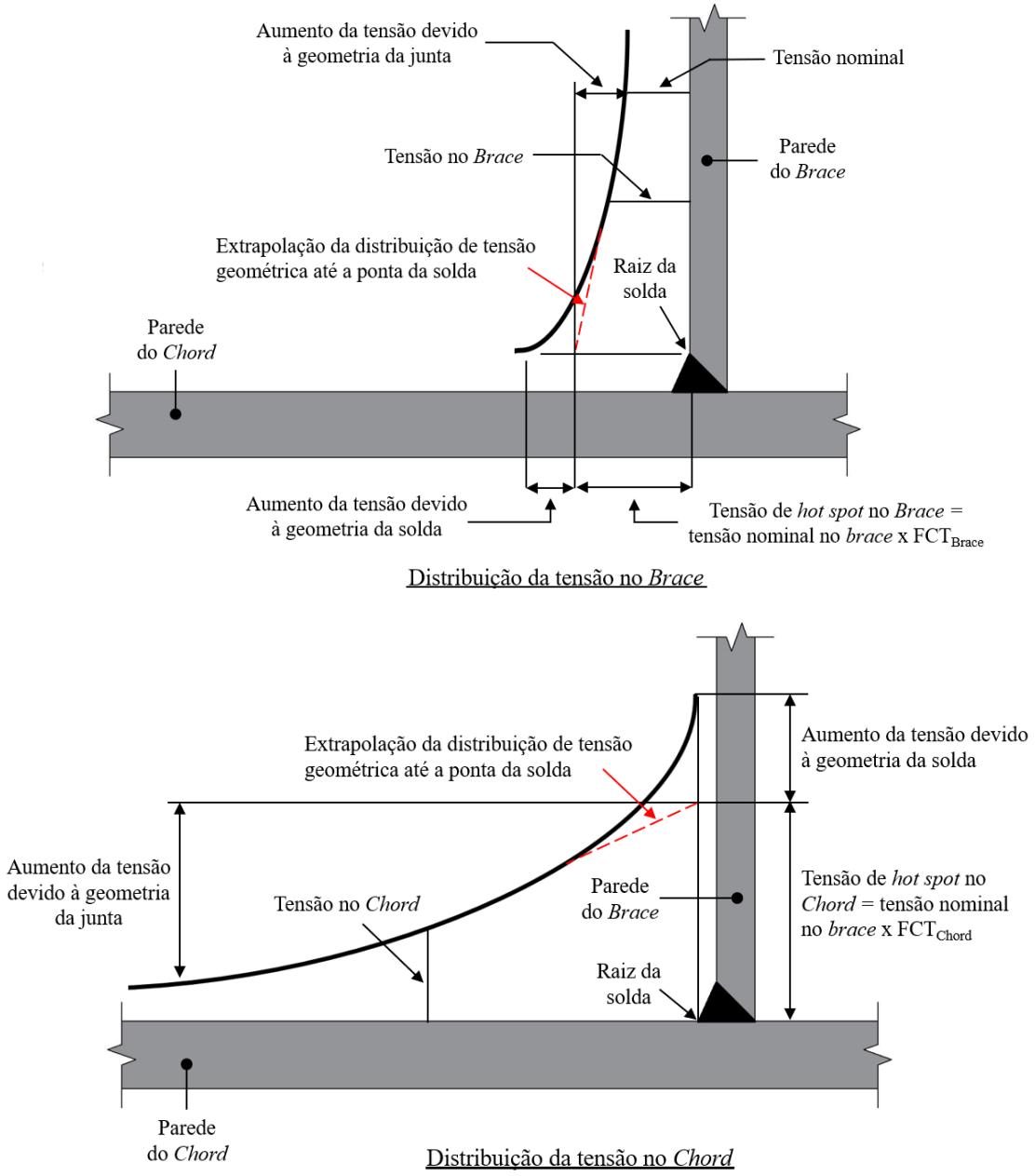

Figura 1.8 – Definição esquemática da tensão hot spot em juntas tubulares.

1.1.5. Fatores de Concentração de Tensões

Como exposto nas seções anteriores, a avaliação das tensões nas juntas de uma jaqueta não é trivial, envolvendo análises globais que determinam os esforços atuantes nessas juntas e, genericamente, análises locais para a determinação das tensões nelas induzidas. No entanto, dada a grande quantidade de análises requeridas no projeto de uma jaqueta, a utilização de modelos locais com alto custo computacional é substituída pela modificação das tensões nominais atuantes nas juntas pelos respectivos FCTs, que são assim definidos como:

$$FCT = \frac{\sigma_{hot\ spot}}{\sigma_{nom}} \tag{1.6}$$

onde $\sigma_{hot\ spot}$ é a tensão de *hot spot* da junta, e σ_{nom} é a tensão nominal aplicada no *brace*.

Para o cálculo dos Fatores de Concentração de Tensão, existem duas abordagens utilizadas na prática de engenharia, isto é, a utilização de equações semi-empíricas ou a modelagem através de elementos finitos.

De acordo com GALGOUL (2007), a abordagem que utiliza fórmulas semi-empíricas é a mais comum quando se trata de juntas tubulares. Essas fórmulas paramétricas foram desenvolvidas por diversos pesquisadores com base em análises de elementos finitos ou ensaios experimentais. É importante ressaltar que essas equações não variam somente com a geometria da junta, mas também dependem da forma como as cargas são aplicadas.

Já a utilização de modelos de elementos finitos para calcular os FCT permite análises detalhadas das regiões críticas onde as tensões se concentram, já que possibilita a modelagem precisa da geometria real da estrutura. Embora apresentem uma alta demanda computacional, os modelos de elementos finitos geralmente demonstram ser mais eficientes que os métodos analíticos, sobretudo em situações envolvendo geometrias complexas e carregamentos não-lineares.

1.2. Revisão Bibliográfica

As primeiras equações paramétricas para FCTs foram desenvolvidas por KUANG, et al. (1977) para junta tubulares do tipo T/Y, K e KT, através de análises em elementos finitos utilizando elementos de casca fina. A junta foi dividida em várias regiões para o melhor refinamento da malha, sem considerar o perfil de solda. De forma a simplificar a análise, as tensões foram medidas na seção média do membro sem extrapolação, o que levou a FCTs subestimados. Além disso, as equações não indicam uma localização específica de análise e estão limitadas a um banco de dados com uma quantidade de juntas reduzidas. No caso de juntas T/Y sob carga axial, as equações geradas não consideraram o efeito de flexão, o que pode resultar em FCTs subestimados quando utilizados valores altos de α. Para a junta T, no intervalo de $0{,}5 < \beta \leq 0{,}8$, o desempenho das equações de KUANG, et al. (1977) também é geralmente inadequado. Para configurações de juntas K e KT, não foram fornecidas equações para cargas desequilibradas de momento fora do plano.

Equações subsequentes de WORDSWORTH, et al. (1978) e WORDSWORTH (1981) foram utilizadas em testes com modelos acrílicos para juntas tubulares do tipo T/Y, X, K e KT, sem considerar o perfil de solda. Extensômetros foram empregados em pontos diferentes para medir as deformações impostas. WORDSWORTH, et al. (1978) geraram equações para o FCT em juntas simples do tipo T/Y e X somente para os pontos de *saddle* e *crown*, aplicando carga axial, momento no plano e momento fora do plano. Já WORDSWORTH (1981) apresentou equações para calcular o FCT em juntas do tipo K e KT com uma combinação de uma junta T ou Y considerando *braces* adicionais, e também aplicando carregamento axial, momento no plano e momento fora do plano. Além disso, para as juntas K, KT e X, as equações geradas foram limitadas a combinações específicas de carregamento nos *braces*. Para configurações de junta com diâmetros iguais para o *chord* e o *brace* ($\beta = 1{,}0$), foi proposto um valor de $\beta = 0{,}98$ para aproximar o recuo da solda na posição de *saddle*. Como resultado desse recuo, a transferência de carga entre o *brace* e o *chord* é menos eficiente, e o FCT aumenta. Sob carga axial e momento fora do plano na posição *saddle*, essas equações tendem a subestimar os FCTs em juntas com $\beta = 1{,}0$ e para um valor de γ alto.

EFTHYMIOU, et al. (1985) desenvolveram equações de FCT para juntas do tipo T/Y e K através da utilização de um programa de elementos finitos chamado PMB

SHELL, onde foi considerado o perfil de solda de filete entre os *braces* e o *chord*. Assim, foi possível observar que os resultados foram afetados pela contribuição da solda na rigidez da junta. Posteriormente, EFTHYMIOU (1988) publicou um conjunto de equações paramétricas para a previsão dos FCTs em juntas do tipo T/Y, X, K e KT com base na tensão máxima principal, ao invés de utilizar a tensão perpendicular à ponta da solda. Essas equações previam os FCTs máximos na ponta da solda do *crown* e dos *braces* e eram independentes das condições de contorno aplicadas na extremidade do *chord*. Foi possível observar ainda que o FCT no *saddle* é reduzido quando o comprimento do *chord* é curto, devido à rigidez da fixação da extremidade do *chord* durante os testes.

Apesar de terem sido desenvolvidas com base em um ajuste médio de um conjunto de dados de juntas tubulares analisadas por meio de elementos finitos, estudos subsequentes apontaram relatos de subestimação do FCT ao empregar as equações de EFTHYMIOU (1988). Porém, é importante ressaltar que essas equações são amplamente aceitas e utilizadas na indústria *offshore*, uma vez que as equações foram incorporadas pela *American Petroleum Institute* (API-RP2A-WSD, 2014). A principal restrição deste estudo está no fato de que as equações de FCT foram disponibilizadas apenas para determinadas localizações em torno da interseção. As equações apresentadas por EFTHYMIOU (1988) são mostradas no ANEXO A.

Um relatório da *Lloyd's Register* preparado para a UK HEALTH AND SAFETY EXECUTIVE (1992) também abrange um banco de dados experimental baseado em 12 amostras de juntas acrílicas para juntas do tipo multiplanares K e KT. As equações geradas têm um escopo limitado e os valores de FCT são fornecidos apenas nos pontos de *crown* e *saddle*, mas são suficientemente adequadas para estimar a vida útil à fadiga usando a abordagem da curva S-N.

Posteriormente, a *Lloyd's Register* elaborou um novo relatório para a UK HEALTH AND SAFETY EXECUTIVE (1997) fornecendo uma ampla avaliação das equações paramétricas existentes para juntas tubulares simples, baseado em investigações experimentais em amostras de juntas tubulares de aço e acrílico. O relatório incluiu uma revisão das técnicas experimentais e de modelagem numérica para determinar FCT em juntas tubulares simples, onde as juntas com parâmetros geométricos aplicáveis a plataformas *offshore* foram incluídas no banco de dados, ou seja, $\tau \leq 1.05$, $\gamma \leq 40$, FCTs ≥ 1.5, $\beta \leq 1.0$.

MORGAN, et al. (1997) e MORGAN, et al. (1998) propuseram um conjunto de equações com uma série de configurações de junta K sob esforço axial, momento no plano e momento fora do plano. Foram realizadas análises utilizando elementos finitos de casca fina para calcular a tensão média dos membros e os FCTs na junta. A comparação desses FCTs com os estimados em testes experimentais com juntas tubulares de aço e acrílico evidenciaram melhor aderência do que o uso dos FCTs calculados a partir das equações de EFTHYMIOU (1988) e UK HEALTH AND SAFETY EXECUTIVE (1997). Assim, equações paramétricas foram derivadas para FCTs e graus de flexão (*Degree of Bending* – DoB)[1] em várias localizações ao redor da solda no lado do *crown* e do *brace* (0°, 45°, 90°, 135° e 180°). Essas equações abrangem toda a gama de parâmetros geométricos possíveis na prática.

Um estudo mais recente realizado por HOSSEINI, et al. (2021) desenvolveu equações para os FCTs em juntas tubulares KT de aço não-reforçadas e reforçadas com materiais poliméricos reforçados por fibras (*Fiber-Reinforced Polymer* - FRP). Este estudo utilizou um banco de dados composto por 81 modelos de elementos finitos utilizando diferentes parâmetros geométricos de juntas adimensionais. Foram apresentadas equações para três diferentes combinações de carregamento axial, sendo também considerada a modelagem da região de solda. Com base nos estudos paramétricos, foram desenvolvidas para as juntas KT, 19 fórmulas para os modelos não-reforçados e outras 19 fórmulas para os modelos reforçados com FRP. Para a derivação das equações, foram utilizadas análises de regressão não linear múltipla e as expressões dos modelos foram aquelas que melhor se alinharam com o comportamento dos dados. As equações apresentadas para as juntas KT não-reforçadas são apresentadas no ANEXO B.

A diminuição da resistência à fadiga devido às elevadas concentrações de tensão nas extremidades das soldas das conexões representa uma significativa preocupação em juntas tubulares soldadas. O projeto adequado de juntas tubulares contra falhas por fadiga deve, portanto, ser baseado no conhecimento detalhado das magnitudes dos fatores de concentração de tensões (FCTs) e dos valores correspondentes dos picos de tensão nas

[1] Grau de flexão é razão entre a tensão de flexão e a tensão total externa (tensão de flexão + tensão de membrana)

pontas de solda das conexões, e em dados empíricos obtidos a partir de testes de fadiga em juntas tubulares (ALMAR-NÆSS, 1985).

Assim, nos últimos 50 anos, uma grande quantidade de pesquisas foi desenvolvida com o objetivo de determinar equações paramétricas precisas para FCTs, e com isso, um grande número de equações paramétricas em termos de parâmetros adimensionais fornece soluções para o FCT em diferentes condições de carregamento. Porém, com o avanço dos métodos computacionais e *softwares* disponíveis no mercado, é possível criar modelos em elementos finitos que consideram fidedignamente a junta da estrutura, incluindo a modelagem do elemento de solda utilizando grande capacidade computacional.

A partir disso, é possível gerar equações paramétricas para condições de carregamentos que ainda não estão presentes em normas que abordam o estudo de juntas tubulares, assim como melhorar as equações existentes através do uso de inteligência artificial, como por exemplo, aplicando o método de regressão simbólica para gerar equações paramétricas capazes de calcular o FCT de juntas tubulares soldadas.

1.3. Objetivo

Dada a complexidade na avaliação da vida à fadiga de jaquetas, faz-se necessário dispor de uma forma expedita para calcular os FCTs em suas juntas, para evitar a necessidade de desenvolver modelos mais complexos (e com alto custo computacional) para estudar este problema. Com isso, através da obtenção de expressões que calculem o FCT, é possível ter uma redução no custo computacional facilitando e agilizando o processo de análise das estruturas, que são submetidas, a carregamentos cíclicos. Desse modo, a obtenção de equações analíticas simplifica significativamente a análise estrutural de jaquetas.

Além disso, vários estudos existentes na literatura trazem equações analíticas para os FCTs, porém ainda convêm algumas proposições, já que ainda há divergências entre essas equações. Com isso, o presente trabalho de pesquisa tem por objetivo propor um conjunto de equações para determinação dos FCTs em juntas do tipo KT submetidas a esforços axiais (Figura 1.6) em seus *braces* tomando por base a técnica de Regressão Simbólica (RS).

A determinação dessas equações se baseia, inicialmente, na utilização do banco de dados proposto por HOSSEINI, et al. (2021) no qual 81 diferentes juntas KT são apresentadas. Logo após, cada uma das juntas é analisada através de modelos numéricos baseados no MEF, onde as diferentes geometrias são modeladas detalhadamente através de elementos sólidos tridimensionais. Nessas análises, determinam-se os FCT associados a cada condição analisada, formando-se, então, um novo banco de dados que contêm os parâmetros geométricos das juntas e os FCT obtidos nas análises numéricas. Por fim, o novo banco de dados é analisado utilizando-se a técnica de RS, permitindo-se obter expressões com excelente ajuste aos dados. Desse modo, espera-se dirimir duas fontes de incerteza na obtenção de equações para os FCT: as simplificações geométricas embutidas nos modelos de análise; e a técnica de ajuste empregada.

1.4. Organização da Dissertação

O Capítulo 1 apresentou o contexto, a motivação e os objetivos desse trabalho, assim como uma revisão bibliográfica sobre o tema proposto.

No Capítulo 2, é feito um estudo de caso, que inclui uma descrição detalhada da geometria e dos parâmetros empregados na construção da junta. Além disso, são mostrados as propriedades e o pós-processamento do modelo em elementos finitos. O *software* ANSYS® R17.2 foi utilizado para realizar as análises, através da elaboração de uma *macro* específica para simplificar a geração do banco de dados, contendo os valores de FCT extraídos do modelo.

O Capítulo 3 prossegue com a aplicação do método de regressão simbólica para gerar as equações dos FCTs. Essas equações são desenvolvidas utilizando os parâmetros geométricos das juntas e os valores de FCT obtidos nos modelos em elementos finitos, em diferentes pontos.

No Capítulo 4, é feita uma análise comparativa das equações obtidas através do método de regressão simbólica com outras equações de FCT já existentes na literatura, como a DNVGL-RP-C203 (2019).

O Capítulo 5 apresenta as conclusões deste estudo com base nos resultados obtidos e fazem-se sugestões e recomendações para trabalhos futuros.

2. METODOLOGIA

No presente capítulo, serão descritas as etapas da geração do modelo em elementos finitos e a metodologia para obtenção dos valores dos FCTs. Ao final, será apresentado um estudo de caso que identifica os pontos críticos e as regiões de maiores tensões na junta tubular KT do modelo. Para a criação do modelo em elementos finitos, foi utilizado o software *ANSYS Academic Mechanical APDL R17.2*.

2.1. Geometria

Nessa dissertação, analisam-se juntas do tipo KT. Nos modelos geométricos construídos, como o perfil de solda tem influência significativa no cálculo dos FCTs em juntas tubulares de aço soldadas, foi realizada também a modelagem desses perfis como entalhes agudos. Assim, é possível obter uma distribuição de tensões mais precisa e detalhada na região da solda.

A partir de valores estipulados para os parâmetros geométricos, descritos no item 1.1.2, foi possível obter a geometria do modelo numérico para a junta do tipo KT, que tem como elementos um *chord* e três *braces*, sendo um dos *braces* perpendicular ao *chord*. Vale ressaltar que para esse tipo de junta o diâmetro dos *braces* deve ser menor ou igual o diâmetro do *chord*. A Figura 2.1 mostra um exemplo de uma junta KT modelada.

No desenvolvimento do modelo geométrico, o comprimento de *chord* utilizado foi de 4,0 m, considerando suas extremidades engastadas, com o diâmetro constante de 500 mm e a espessura variando de acordo com os parâmetros adimensionais. Para os *braces*, as espessuras e os diâmetros também variam com os parâmetros adimensionais, sendo o comprimento dos *braces* fixado em 20% do valor utilizado para o comprimento do *chord*.

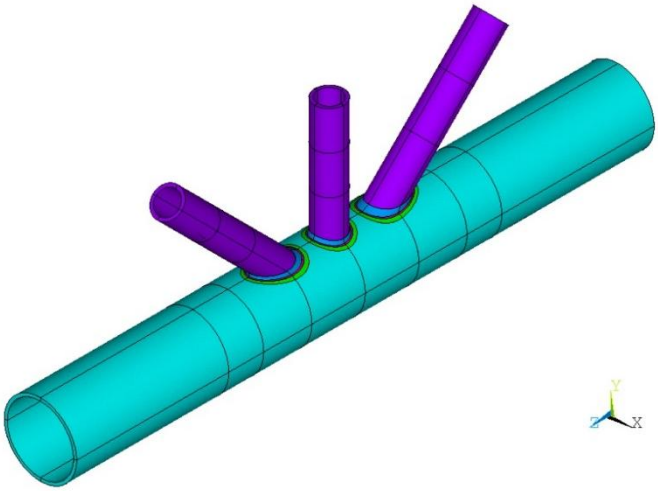

Figura 2.1 – Junta KT modelada no ANSYS.

Para a modelagem da solda, utilizaram-se as equações indicadas por ZAVVAR, HECTORS, & WAELE (2021), que satisfazem as recomendações da norma AWS D1.1 (2020), considerando solda de penetração total. Segundo essa norma, a geometria da solda para uma junta tubular é descrita em função do ângulo entre o *chord* e o *brace*, como mostra a Figura 2.2, sendo esse ângulo denominado como ângulo diedro. A Equação (2.1) descreve o ângulo diedro em quatro pontos característicos ao redor da interseção dos tubos.

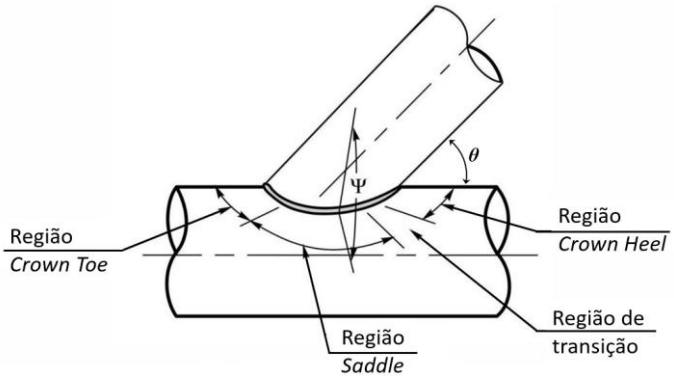

Figura 2.2 – Ângulo diedro ψ (AWS D1.1, 2020).

$$\psi = \begin{cases} \pi/2 & Crown \\ \pi - \mathrm{acos}(\theta) & Saddle \\ \pi - \theta & Crown\ toe \\ \theta & Crown\ heel \end{cases} \tag{2.1}$$

A geometria utilizada para construir a solda no modelo é mostrada na Figura 2.3, onde H_w e L_w são definidos nas Equações (2.2) e (2.3), respectivamente, sendo que esses valores devem ser expressos em milímetros (mm). É importante salientar que as dimensões reais da solda geralmente são diferentes das dimensões nominais utilizadas nos modelos de elementos finitos.

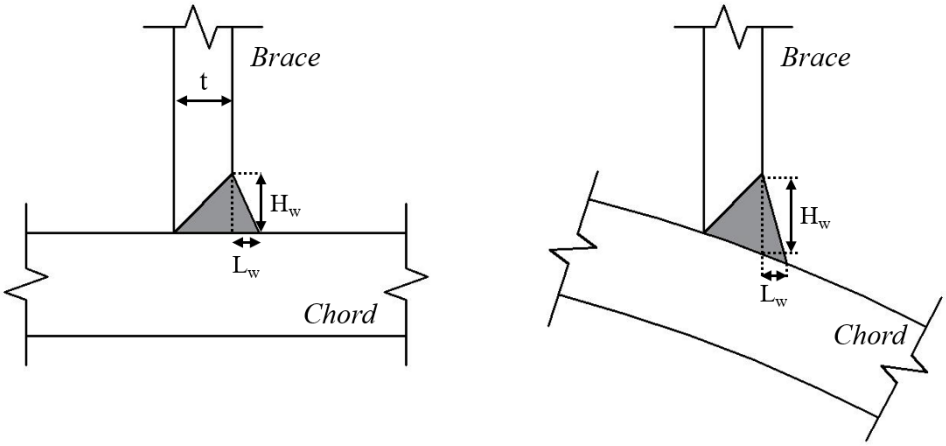

Figura 2.3 – Dimensões da solda nos locais crown (a) e saddle (b).

$$H_w = 0{,}85t + 4{,}24 \tag{2.2}$$

$$L_w = \frac{t}{2}\left[\frac{135° - \psi\ (\text{deg})}{45°}\right] \tag{2.3}$$

2.2. Propriedades dos materiais

O modelo numérico tridimensional foi construído utilizando elementos finitos sólidos e foi utilizada uma análise de tensões no regime linear-elástico considerando o material isotrópico. As propriedades mecânicas para o aço estrutural utilizadas na análise numérica da junta tipo KT, assumindo um aço API 5L X52, são apresentadas na

Tabela 2.1. Como se trata de uma hipótese, e sendo considerando que as tensões estão no regime linear-elástico, a análise das respostas obtidas através do modelo tem que estar coerente com o a tensão de escoamento do material utilizado.

Tabela 2.1 – Propriedades dos materiais.

Módulo de Elasticidade	205000 N/mm²
Tensão de Escoamento (F_y)	360 MPa
Coeficiente de Poisson	0,3

2.3. Condições de contorno

Em estruturas *offshore*, as condições de contorno da extremidade do *chord* das juntas tubulares podem ser rotuladas ou engastadas, porém, usualmente, são assumidas engastadas (EFTHYMIOU, 1988). Alterar as condições de contorno de engastadas para rotuladas resulta em um aumento máximo de 15% no FCT na posição do *crown*, considerando a junta com o valor de α =6, e este aumento reduz para apenas 8% para uma junta com valor de α =8. Uma vez que o efeito das condições de contorno na extremidade do *chord* só é significativo para juntas com $\alpha < 8$ e quando os valores de β e γ forem muito elevados, o que não costuma ocorrer na prática (SMEDLEY & FISHER, 1991), ambas as extremidades do *chord* serão assumidas como engastadas também nesse trabalho, com os nós correspondentes restringidos. Já para os *braces*, as condições de contorno dependem do tipo de carregamento aplicado. No caso de força axial, todas as rotações são restritas, assim como os deslocamentos no plano da sessão transversal do *brace*, ficando o eixo perpendicular livre de restrições.

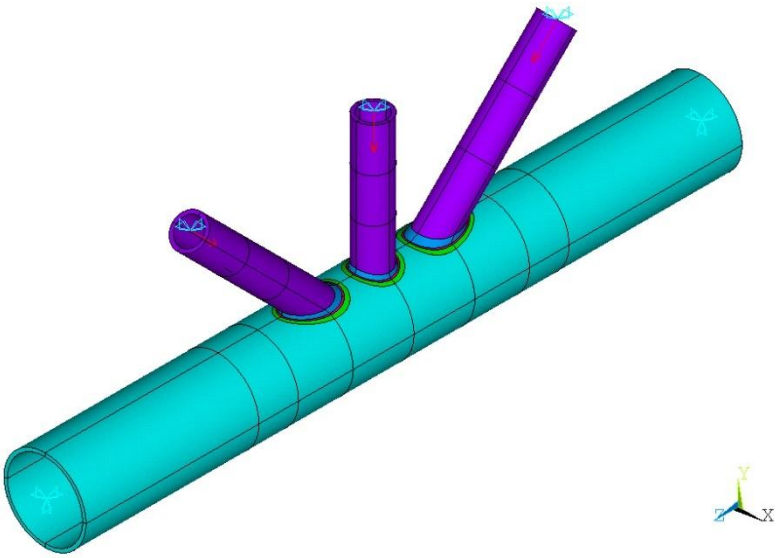

Figura 2.4 – Restrições dos deslocamentos.

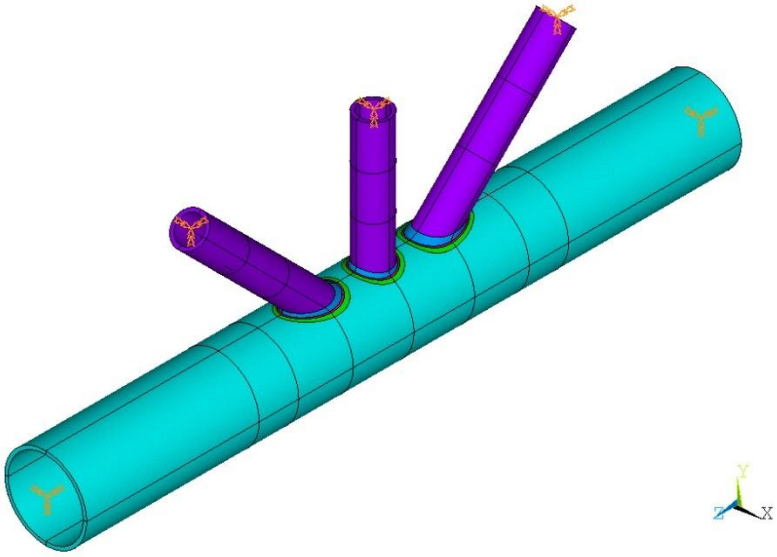

Figura 2.5 – Restrições das rotações.

2.4. Carregamento da Junta KT

Para o presente estudo, três diferentes tipos de combinações de cargas axiais foram empregados no modelo, como mostra a Figura 2.6. Nela, cada um dos *braces* recebe uma carga de 100 kN perpendicular à sessão transversal do tubo, podendo ser um esforço de tração ou compressão. A definição desse valor leva em consideração que, para os modelos de elementos finitos, foram utilizados materiais elásticos lineares. Além disso, o Fator de Concentração de Tensão (FCT) é calculado a partir da relação entre as tensões no regime linear-elástico. Sendo assim, a magnitude da carga aplicada pode ser escolhida arbitrariamente, desde que gerem tensões inferiores ao limite de escoamento do material.

Figura 2.6 – Combinações utilizadas para o Carregamento Axial.

2.5. Tipo de elemento e malha

Em todos os modelos elaborados, o tipo de elemento utilizado na modelagem tridimensional foi o SOLID185, pertencente à família dos elementos sólidos isoparamétricos. Esse elemento é definido por 8 nós com três graus de liberdade por nó, sendo ele translações nas direções globais X, Y e Z, Figura 2.7. Essa topologia permite uma modelagem eficiente de geometrias complexas e variações de espessura.

O elemento também admite assumir formas degeneradas prismáticas de base triangular, tetraédricas e piramidais, mostradas na Figura 2.7 e usualmente aplicadas na discretização de regiões irregulares. No entanto, a forma tetraédrica deve ser evitada por levar a campos de tensões constantes.

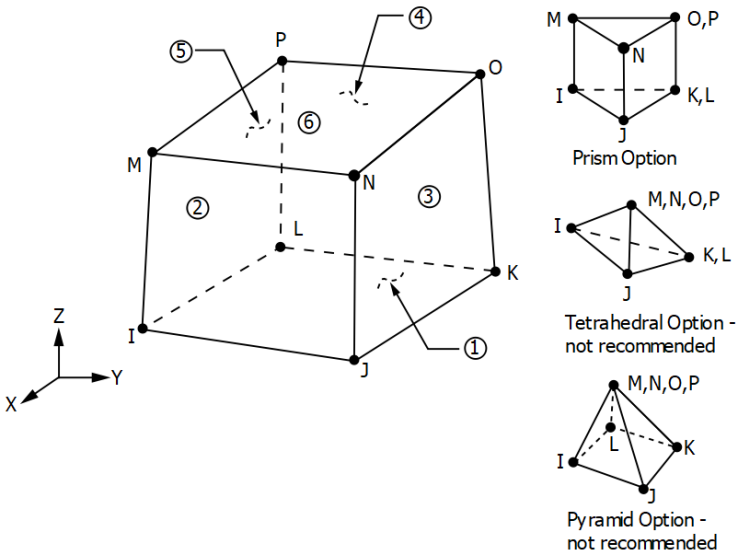

Figura 2.7 – SOLID185 - Geometria sólida estrutural homogênea (ANSYS, R17.2).

Na elaboração do modelo, adotou-se o método de subzona para a geração da malha em elementos finitos. Esse procedimento segmenta a estrutura em diversas zonas, cada uma delas gerada individualmente. Posteriormente, as subzonas são combinadas para formar uma malha única e integrada. Essa abordagem possibilita um controle mais eficiente sobre a qualidade da malha, evitando a ocorrência de distorções significativas nos elementos.

Dado que os elementos das juntas possuem uma estrutura tubular, é importante garantir um controle mais preciso sobre a qualidade e eficiência da malha gerada. Para

isso, optou-se por se especificar o tamanho máximo dos elementos durante o processo de geração da malha. Isso foi feito levando em conta uma densidade variável ao longo de uma linha específica, permitindo definir o número de divisões da malha para cada um dos elementos. Essa abordagem possibilita o controle do tamanho dos elementos em regiões específicas da geometria, assegurando uma geração adequada da malha e a captura precisa de detalhes importantes durante a análise por elementos finitos.

A malha utilizada nas áreas de extrapolação (*hot spot*) é mais refinada do que nas outras áreas para capturar adequadamente as variações localizadas nos campos de tensões. Os fatores de concentração de tensão serão extraídos nessas regiões. A Figura 2.8 e Figura 2.9 mostram a malha considerada no modelo utilizando o *software* ANSYS.

Para melhor identificação e visualização, o modelo foi separado por regiões, sendo elas:

- Chord – azul ciano;
- Braces – roxo;
- Solda – azul claro;
- 1ª região de extrapolação das tensões – rosa;
- 2ª região de extrapolação das tensões – verde;
- Região de contato entre *brace*/solda com o *chord* – vermelho.

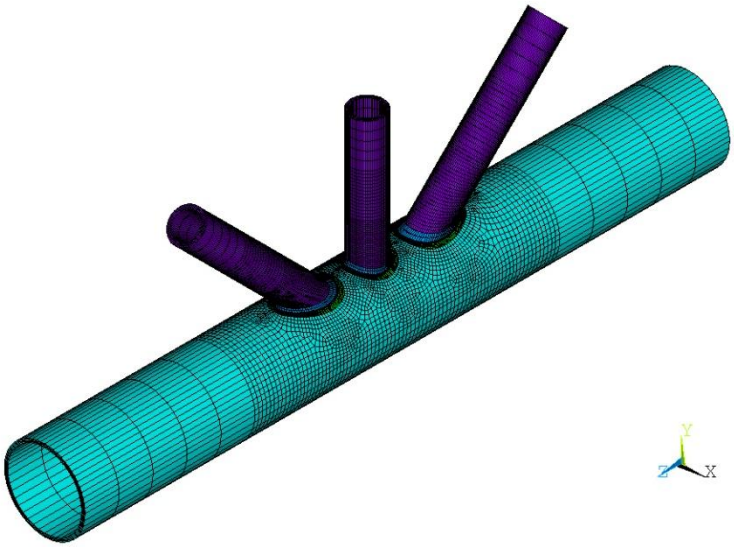

Figura 2.8 – Malha gerada - Vista global.

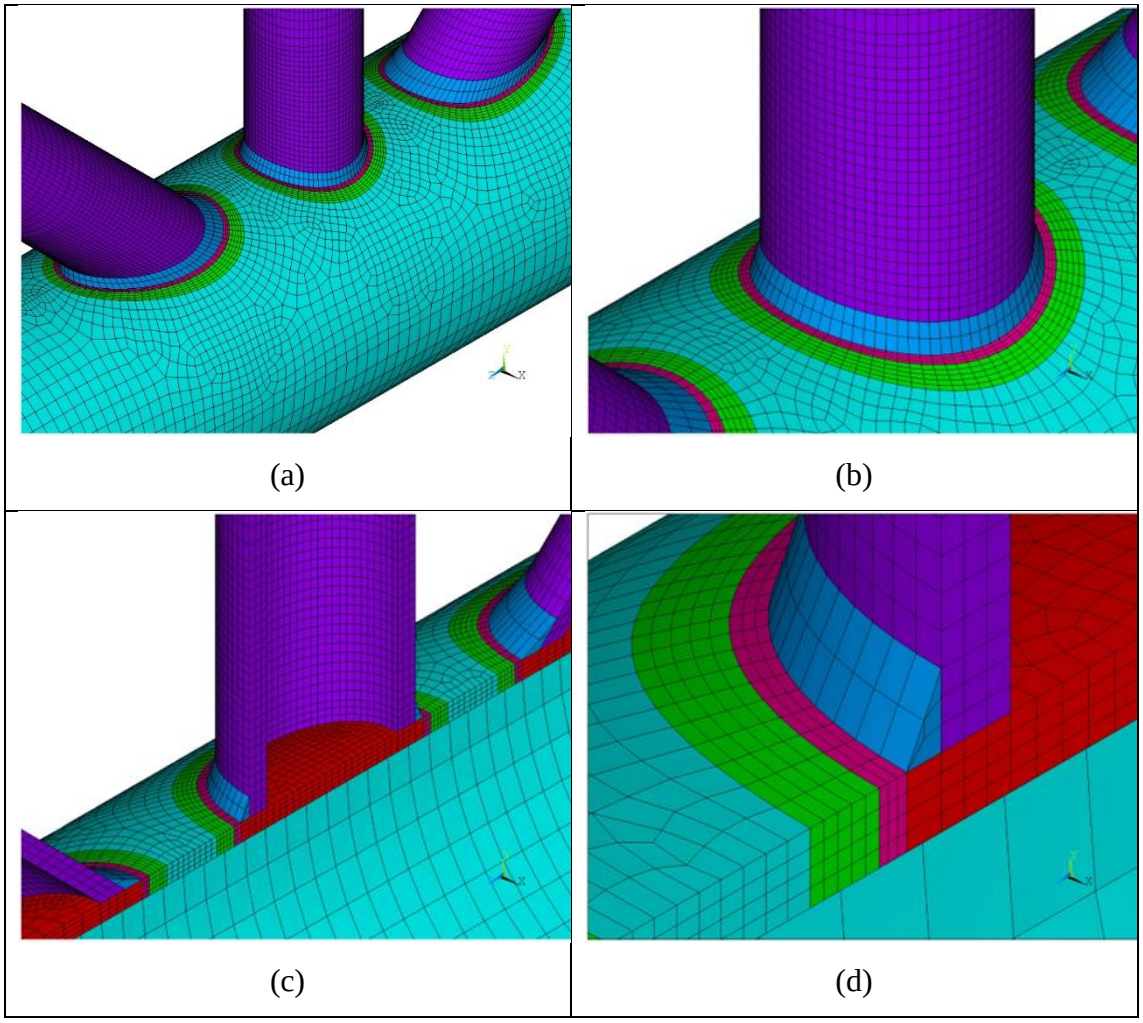

Figura 2.9 – Malha gerada - Vista global detalhada.

2.6. Elementos de contato

Em todas as extremidades da junta, na seção transversal, foram aplicados elementos de contatos do tipo nó-superfície rigidamente acoplados. Foram criados nós centrais no eixo dos tubos e em cada extremidade, onde foram gerados elementos do tipo CONTA175. Nos nós presentes na área da seção transversal das extremidades da junta, foram aplicados elementos do tipo TARGE170. Nesses nós centrais, impõem-se as condições de contorno (seção 2.3) e cargas (seção 2.4) no modelo, que são transferidas para os nós das extremidades da junta através dos elementos de contato.

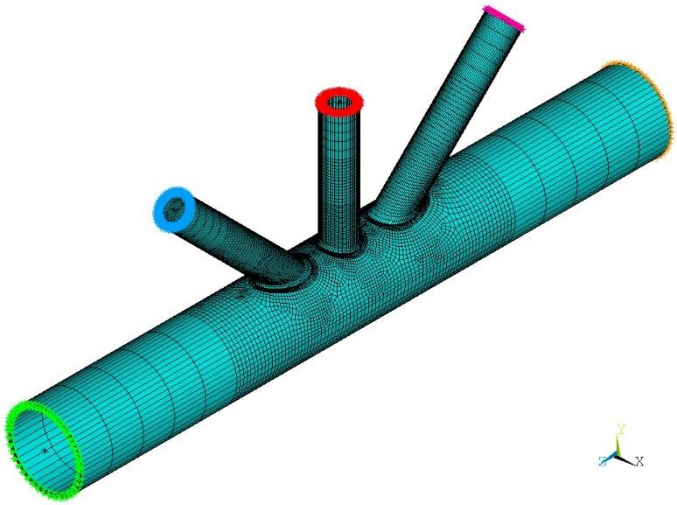

Figura 2.10 – Elementos de contato.

2.7. Implementação

Para a criação do modelo, foi utilizada uma macro em APDL (*ANSYS Parametric Design Language*), uma linguagem específica do *software* ANSYS. A macro é um *script* (conjunto de comandos) desenvolvido com o intuito de automatizar e simplificar o processo de criação, solução, análise e pós-processamento do modelo da malha em elementos finitos.

Inicialmente, foram alocadas todas a variáveis necessárias para a construção do modelo. A geometria da junta KT foi definida e gerada através dos parâmetros geométricos adimensionais, descritos no Seção 1.1.2, composta pelo *chord*, 3 *braces* e a solda em cada um dos *braces*. Em seguida, foram delimitadas as distâncias dos *hot spots* no *chord* em volta de cada um dos *braces* para facilitar a extração das tensões. Por fim, foram realizadas partições no modelo para ter um maior controle na geração da malha.

Após a construção da geometria, foi definido o tipo do elemento utilizado na análise e foram atribuídas as propriedades do material, com os valores para o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson. Para gerenciar melhor os componentes da estrutura, as regiões foram separadas em *chord*, *braces*, solda, *hot spot* 1 e *hot spot* 2.

Logo após, constrói-se a malha de elementos finitos. Para isso, o número de elementos foi definido com base na região e no ponto (*hot spot*) onde as tensões serão

extraídas. A escolha desse método para a geração da malha foi feita para garantir uma distribuição adequada dos elementos, além de obter um controle mais eficiente da qualidade e refinamento da malha onde necessário, garantindo uma representação do modelo mais precisa.

Em seguida, aplicam-se as condições de contorno no *chord* (engastado em ambas as extremidades) e aplicam-se as forças axiais nos *braces*, restringindo os deslocamentos e rotações nas outras direções. Assim, foi possível executar a análise e obter os resultados das tensões nos pontos de *hot spot* estabelecidos. Na etapa seguinte, foi realizado o pós-processamento da análise, no qual, com base nas tensões obtidas, foram calculados os valores de FCT. Os detalhes do pós-processamento são abordados no item 2.8.

Todo o processo descrito é iterativo, variando-se os parâmetros geométricos da junta. Dessa forma, estabeleceu-se um banco de dados, descrito mais adiante, que contém tanto os parâmetros variados quanto os respectivos valores do FCT. A Figura 2.11 mostra um fluxograma de como foi gerada a macro para a criação do modelo e obtenção dos resultados do FCT.

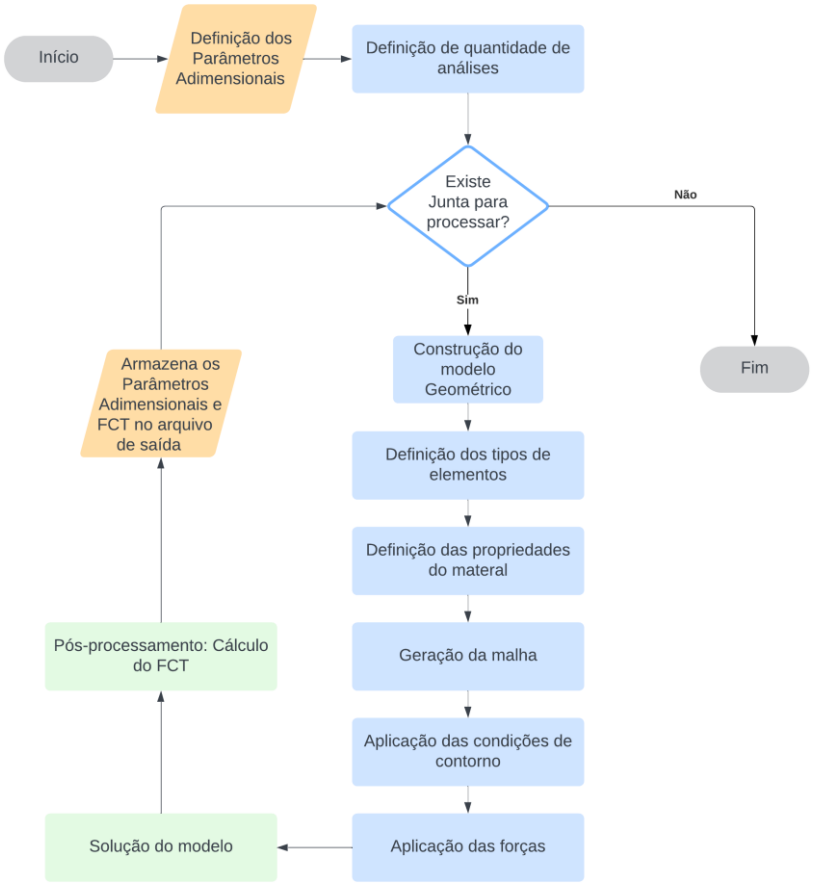

Figura 2.11 – Fluxograma de criação da macro.

2.8. Pós-processamento

Conforme mostra a Equação (1.6), o cálculo do FCT se dá pela razão entre a da tensão de *hot spot* e a tensão nominal da seção transversal do *brace* carregado (razão entre a força normal aplicada e a área da seção transversal). Dado que as tensões na região *hot spot* não consideram o aumento da tensão referente às alterações do campo de tensões associadas às modificações das propriedades do material devido ao processo de soldagem (metal depositado e zona termicamente afetada), a tensão de *hot spot* não pode ser determinada de maneira direta apenas medindo a tensão perto da raiz da solda. Por esse motivo, é utilizado o método de extrapolação linear, fornecido nas diretrizes do IIW-XV-E (1999), como mostra a Figura 2.12.

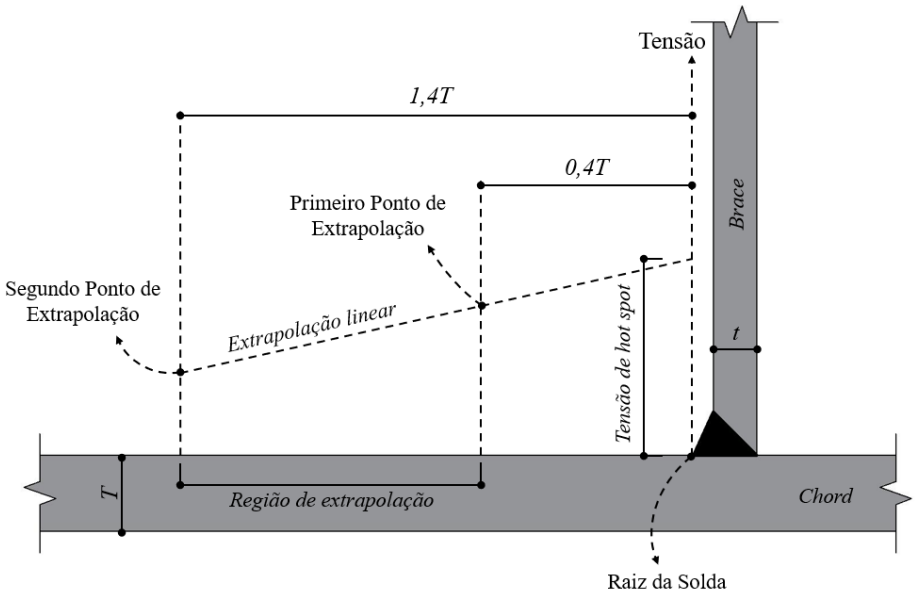

Figura 2.12 – Método de extrapolação recomendado por IIW-XV-E (1999).

De acordo com o IIW-XV-E (1999), o primeiro ponto deve estar a uma distância de 0,4T da ponta de solda, e o segundo ponto deve ser 1,0T mais longe em relação ao primeiro ponto, onde T é a espessura do *chord*. Assim, a tensão *hot spot* é obtida pela extrapolação linear das tensões geométricas nesses dois pontos na ponta da solda.

As tensões perpendiculares à ponta da solda nos pontos de *hot spot* foram extraídas do modelo, em termos das tensões equivalentes de *von Mises*, para calcular a extrapolação com o objetivo de obter a tensão na ponta da solda. Como os pontos de *hot spot* variam de acordo com a espessura do *chord*, o modelo foi criado de maneira que

cada ponto esteja localizado em um nó e assim serem extraídas as tensões. Esses nós estão localizados sobre as linhas geradas por elementos perpendiculares à ponta da solda, como mostra a Figura 2.13.

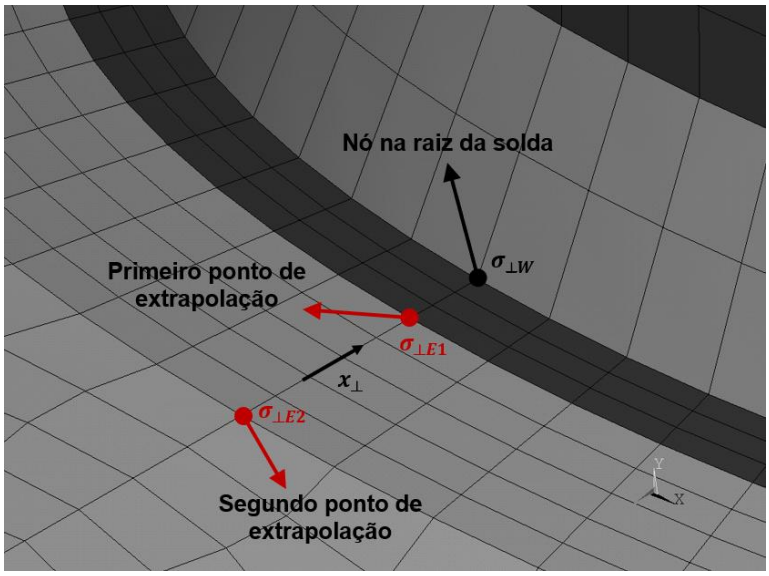

Figura 2.13 – Pontos de extrapolação do hot spot com base nas tensões perpendiculares à raiz de solda.

Primeiramente, foram calculadas as distâncias entre a raiz da solda e os nós referente à extrapolação, determinadas através da Equação (2.4).

$$\delta_i = \sqrt{(x_w - x_{E,i})^2 + (y_w - y_{E,i})^2 + (z_w - z_{E,i})^2} \tag{2.4}$$

Sendo (x_E, y_E, z_E) as coordenadas com referencial global do nó considerado para a extrapolação, onde (i) é a denominação dos pontos, podendo ser 1 para o primeiro ponto de extrapolação e 2 para o segundo ponto extrapolação. Já os valores de (x_w, y_w, z_w) são as coordenadas do nó correspondente à posição da raiz da solda. Em seguida, foram obtidos os componentes de transformação, através das Equações (2.5), (2.6) e (2.7).

$$l_i = {(x_w - x_{E,i})}/{\delta_i} \tag{2.5}$$

$$m_i = {(y_w - y_{E,i})}/{\delta_i} \tag{2.6}$$

$$n_i = {(z_w - x_{E,i})}/{\delta_i} \tag{2.7}$$

Para obter as tensões referentes aos dois pontos do *hot spot*, foram extraídas dos modelos as componentes de tensão em cada um dos nós, e assim foram calculadas as tensões de extrapolação através da Equação (2.8).

$$\sigma_{\perp E,i} = \sigma_{x,i} l_i^2 + \sigma_{y,i} m_i^2 + \sigma_{z,i} n_i^2 + \left(\tau_{xy,i} l_i m_i + \tau_{yz,i} m_i n_i + \tau_{zx,i} n_i l_i\right) \tag{2.8}$$

onde σ_x, σ_y e σ_z, como também τ_{xy}, τ_{yz} e τ_{zx} são componentes do tensor de tensões obtidas através dos resultados da análise do modelo. Por fim, foram calculadas as tensões de *hot spot* através da Equação (2.9).

$$\sigma_{hot\ spot} = 1{,}4\sigma_{\perp E1} - 0{,}4\sigma_{\perp E2} \tag{2.9}$$

onde $\sigma_{\perp E1}$ e $\sigma_{\perp E2}$ as tensões no primeiro e segundo pontos de extrapolação ao longo da direção perpendicular à raiz da solda, respetivamente, como é possível observar na Figura 2.13.

Já a tensão nominal dos *braces* foram obtidas através da Equação (2.10).

$$\sigma_{nom} = {F}/{A} \tag{2.10}$$

onde, F é a força normal aplicada no *brace*, e A é área da seção transversal do *brace*.

Com os valores das tensões de *hot spot* e das tensões nominais, foi possível obter os FCTs, como mostra a Equação (1.6), para cada um dos pontos de interesse.

2.9. Estudo de Caso

Para identificar os pontos críticos e de maiores tensões na junta tubular KT do modelo de elementos finitos, com o objetivo de gerar as equações por regressão simbólica, foram realizadas análises das tensões utilizando os parâmetros geométricos descritos na Tabela 2.2. Os carregamentos aplicados no exemplo consistiram em uma força axial no valor de 100 kN em cada um dos *braces*, considerando três diferentes condições de carregamento, conforme descrito no item 2.4. Em seguida, nas Figuras 2.14 a 2.19, são apresentadas as distribuições das tensões de *von Mises*, para os carregamentos axiais aplicados.

Tabela 2.2 – Parâmetros geométricos utilizados no Estudo de Caso.

	Brace A	**Brace B**	**Brace C**
α	16	16	16
θ	45	90	45
β	0,5	0,5	0,5
τ	0,4	0,4	0,4
γ	12	12	12
ζ	0,3	-	0,3

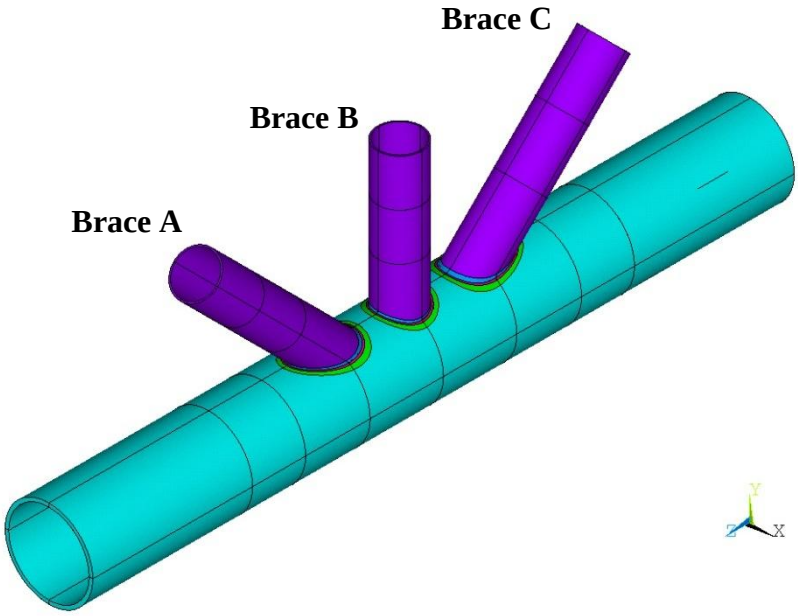

Figura 2.14 – Junta Tubular KT – Estudo de Caso.

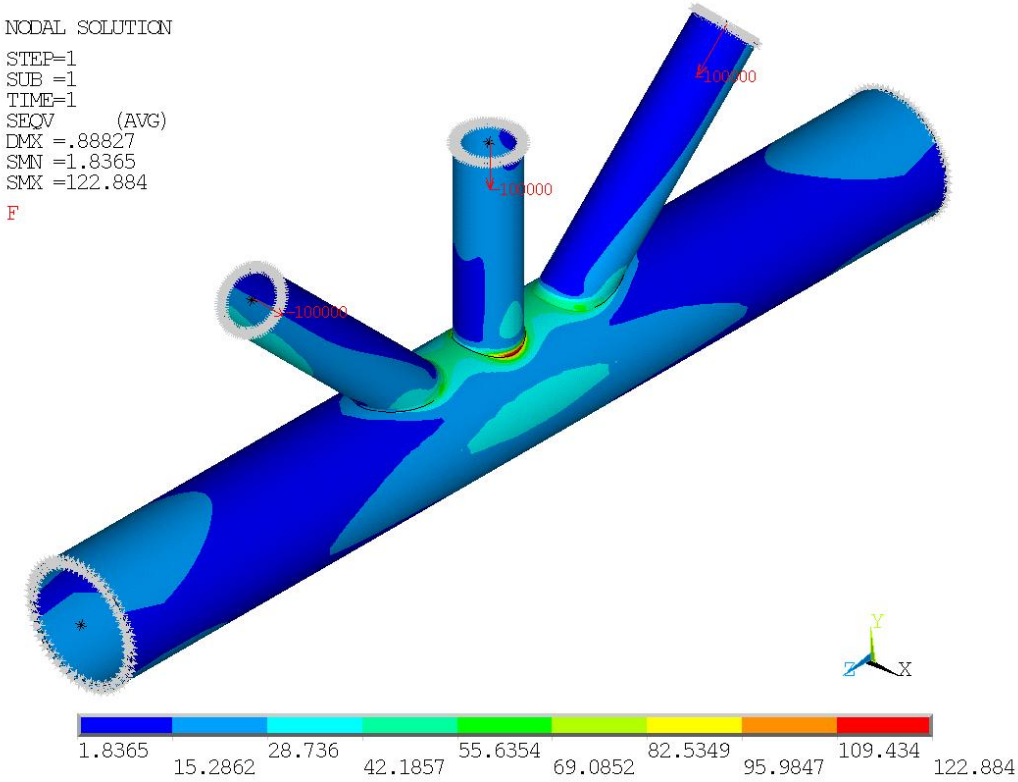

Figura 2.15 – Tensão de von Mises – Carregamento 1 (MPa).

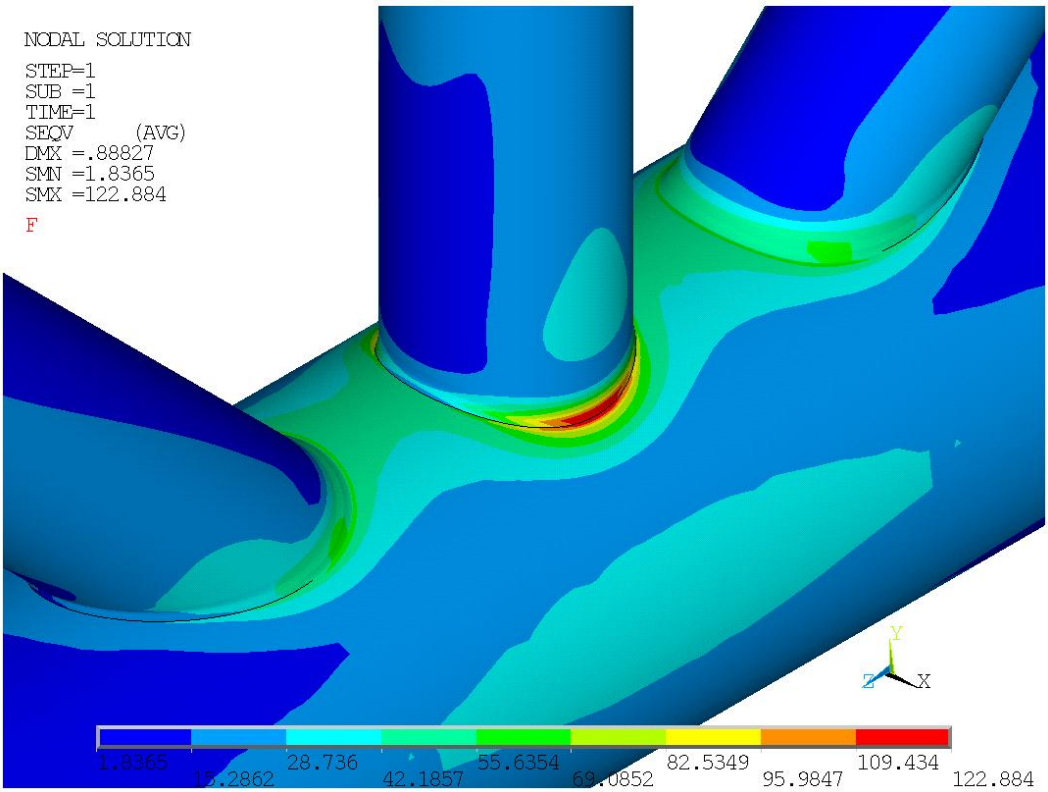

Figura 2.16 – Tensão de von Mises – Carregamento 1 (MPa) - Detalhe.

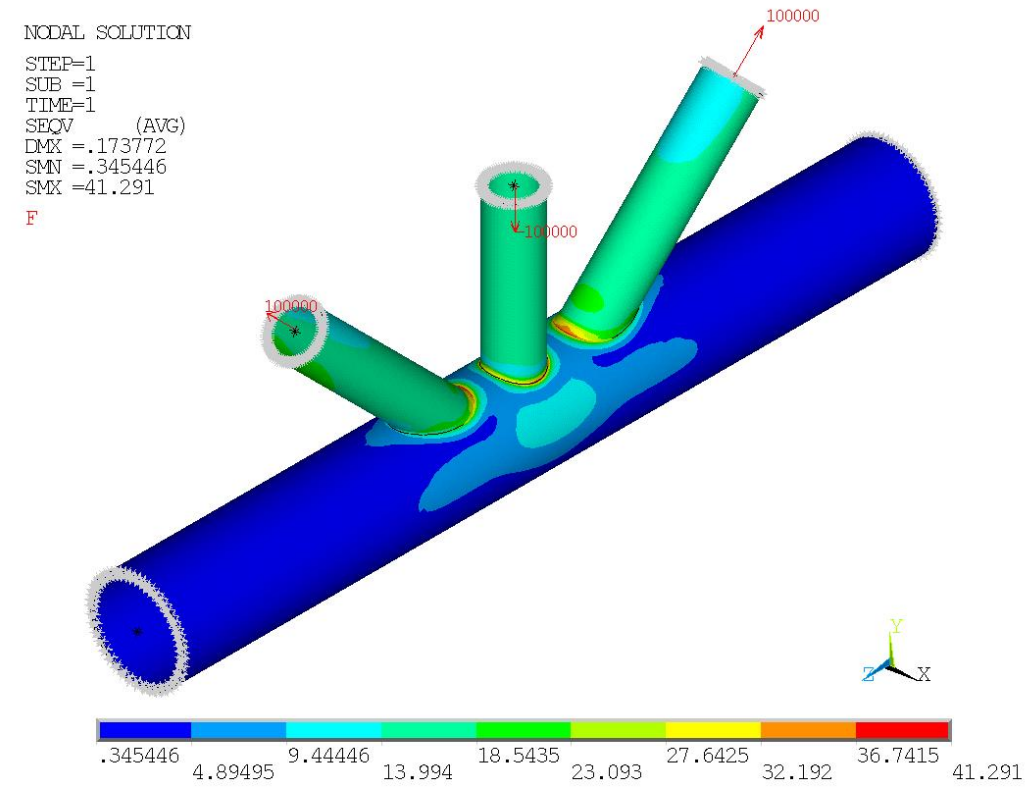

Figura 2.17 – Tensão de von Mises – Carregamento 2 (MPa).

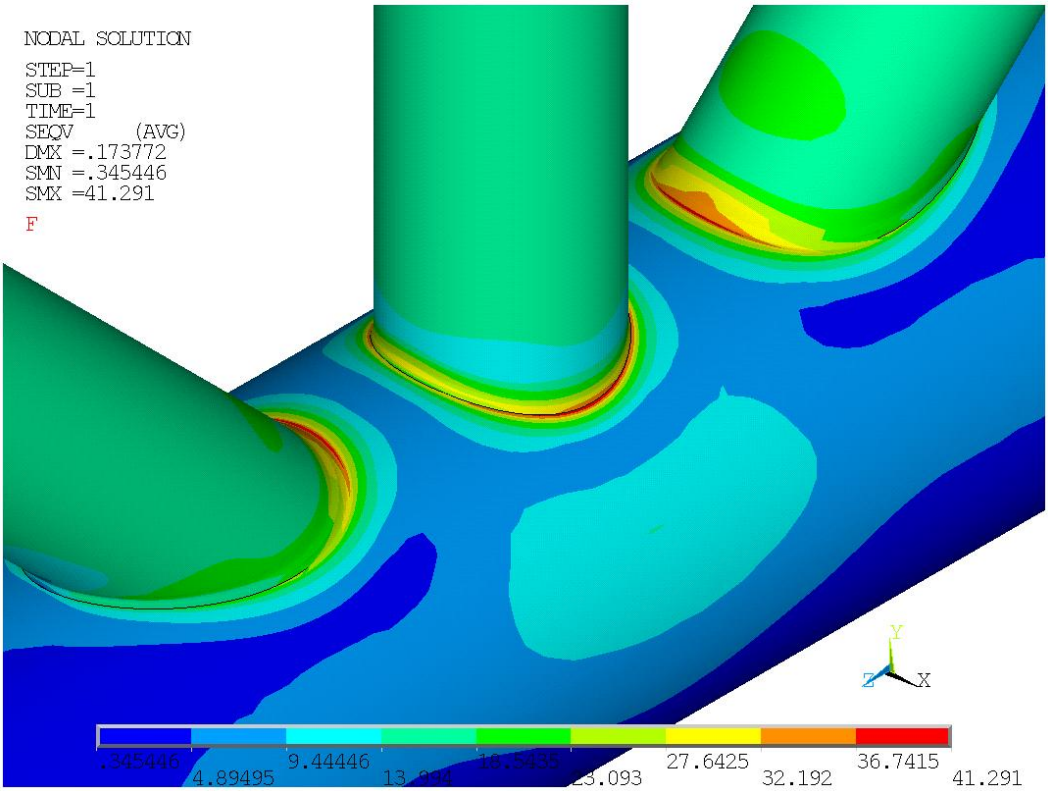

Figura 2.18 – Tensão de von Mises – Carregamento 2 (MPa) - Detalhe.

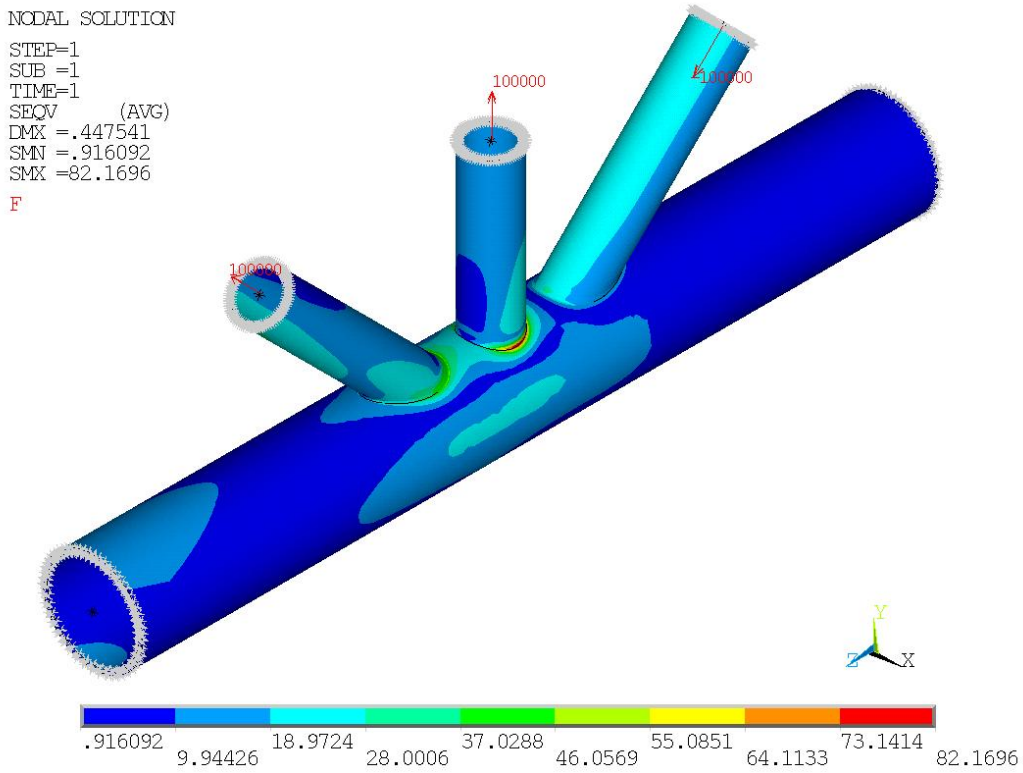

Figura 2.19 – Tensão de von Mises – Carregamento 3 (MPa).

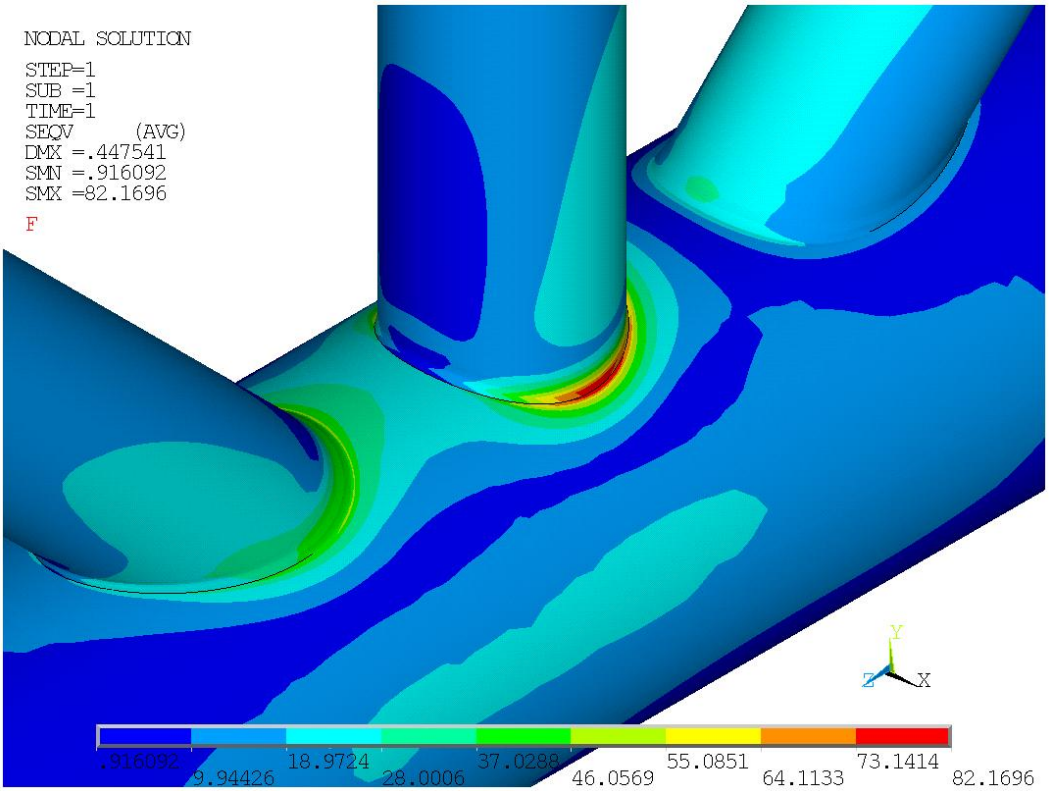

Figura 2.20 – Tensão de von Mises – Carregamento 3 (MPa) - Detalhe.

Em todas as condições de carregamento, observou-se que as maiores tensões se concentram nas intersecções entre o *chord* e os *braces*, tornando essas regiões as mais críticas para o carregamento axial imposto. Para uma análise mais detalhada da distribuição das tensões nessas regiões, são apresentados, nas Figuras 2.21 a 2.23, os gráficos das tensões na raiz da solda (σ_w), considerando a 1ª condição de carregamento (forças de compressão aplicadas nos três *braces*) em torno dos *Braces* A, B e C, em função da variação angular, conforme definido na Figura 2.21.

Nos gráficos, são destacadas as posições correspondentes aos ângulos de 0°, 90° e 180°, conforme ilustrado na Figura 2.21, que servem como referência. Vale destacar que a junta é totalmente simétrica em relação ao eixo z, de modo que os valores correspondentes aos ângulos de 270° são praticamente iguais aos apresentados para o ângulo de 90° e, por essa razão, não foi destacado no gráfico.

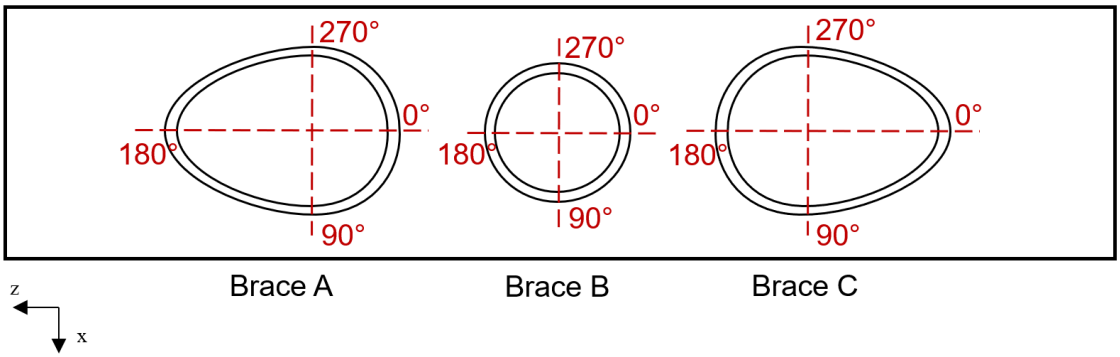

Figura 2.21 – Definição da variação angular no plano xz em torno nos Braces.

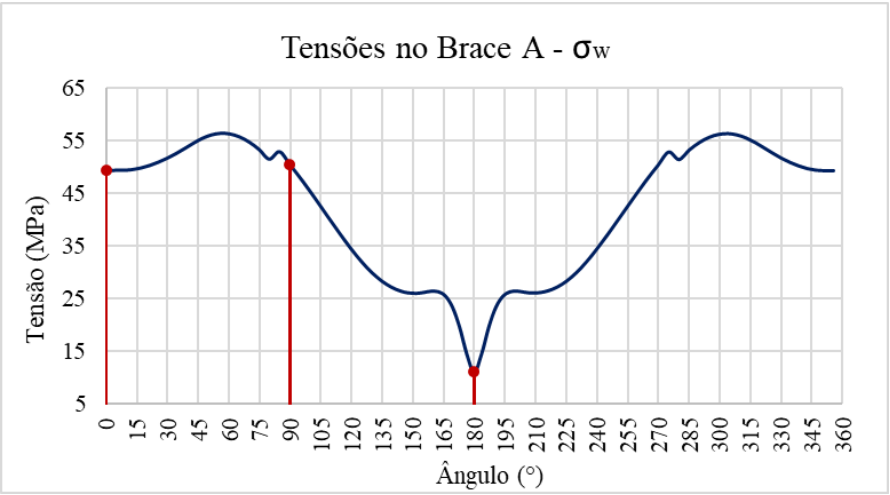

Figura 2.22 – Tensão de von Mises – Brace A.

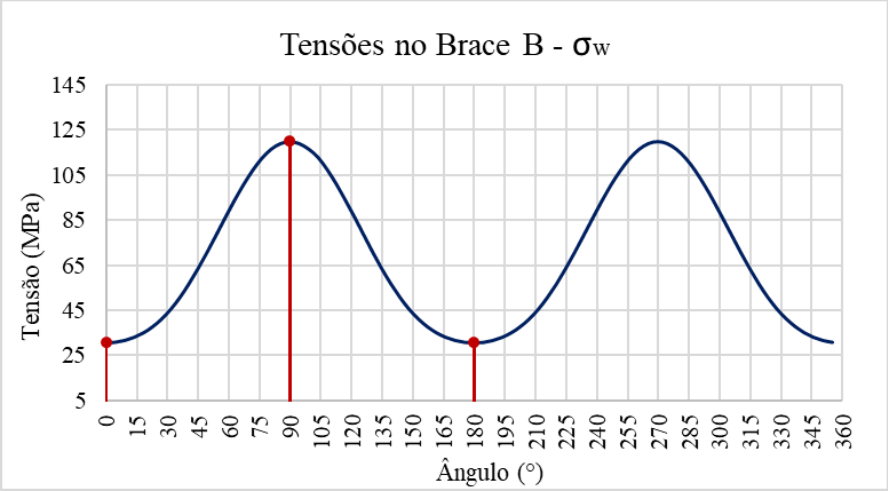

Figura 2.23 – Tensão de von Mises – Brace B.

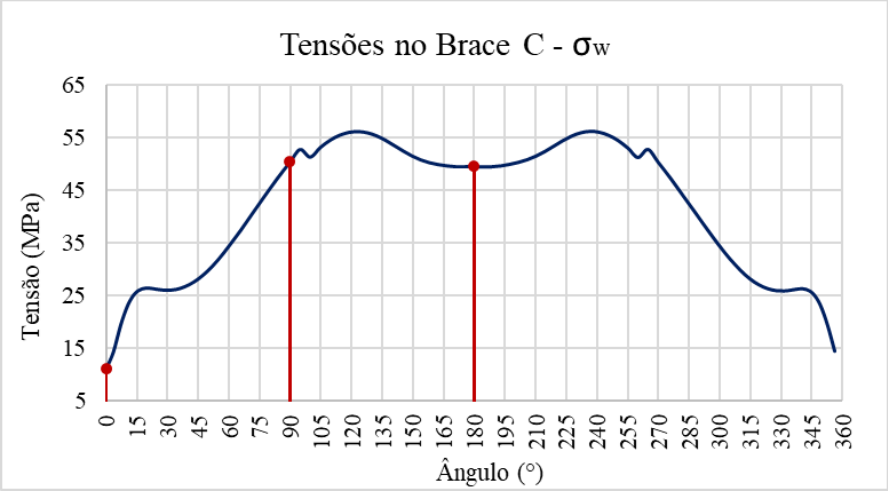

Figura 2.24 – Tensão de von Mises – Brace C.

Ao analisar o gráfico do *Brace* B, Figura 2.22, observa-se que a distribuição de tensões apresenta uma variação de aspecto senoidal. Isso ocorre porque o brace está a um ângulo de 90° em relação ao *chord*. Nas posições *crown*, correspondentes aos ângulos de 0° e 180°, as tensões mínimas são observadas ao redor do *brace*, enquanto na posição *saddle*, a 90°, ocorre a tensão máxima.

No gráfico do *Brace* A, em 180°, e no gráfico do *Brace* C, em 0°, é possível observar os pontos de tensões mínimas. Isso ocorre porque ambos apresentam os mesmos parâmetros geométricos e forças aplicadas, resultando em tensões mínimas na região *crown heel*, onde os *braces* estão orientados a um ângulo inferior a 90° em relação ao *chord*.

As tensões máximas, conforme ilustrado nos gráficos, localizam-se entre a posição do *saddle* e do *crown toe*, o que corresponde ao intervalo de 0° e 90° para o *Brace* A e entre 90° e 180° para o *Brace* C. Ao comparar os valores das tensões máximas em relação à maior tensão entre os pontos de referências, observa-se que a diferença é de aproximadamente 10% para ambos os *braces*.

Após identificar os pontos de tensões máximas e mínimas nas interseções entre os *braces* e o *chord*, e com o objetivo de simplificar a obtenção das tensões no modelo de elementos finitos, esses pontos de referência foram utilizados como base para a formulação das equações para o cálculo do Fator de Concentração de Tensão (FCT), em termos das tensões equivalentes de *von Mises*, através do método de regressão simbólica.

3. REGRESSÃO SIMBÓLICA

A regressão simbólica tem por objetivo encontrar uma expressão matemática de forma simbólica, que contém a relação entre os valores das variáveis independentes e os valores das variáveis dependentes, buscando assim um modelo que se ajuste ao conjunto de dados fornecidos. A expressão matemática que se deseja encontrar para identificar a função simbólica pode ser formada recebendo os valores das variáveis independentes como dados de entrada e gerando os valores das variáveis dependentes como saída. A ideia de encontrar um modelo a partir de um conjunto de dados é frequentemente nomeado de descoberta empírica (KOZA, 1992).

Diferente das análises de regressão convencionais (regressão linear, quadrática ou polinomial), onde deve ser especificada a estrutura do modelo antes de estimar os parâmetros através do conjunto de dados, o método de regressão simbólica evolui de forma automática tanto a estrutura quanto os parâmetros do modelo matemático a partir dos dados. Dessa forma, é possível capturar o comportamento não-linear do modelo em função dos parâmetros adimensionais através da seleção dos dados fornecidos, onde podem ser criadas equações simplificadas com alta precisão para prever comportamentos de sistemas físicos.

Segundo SEARSON (2010), os modelos de regressão simbólica são tipicamente descritos como:

$$\hat{y} = f(x_1, \dots, x_M) \tag{3.1}$$

onde y é uma variável de saída que se deseja prever; $\hat{y}$ é a previsão do modelo de y; $x_1, \dots, x_M$ são as variáveis de entrada que se deseja conhecer e utilizar para prever y, podendo estar relacionadas ou não a y; e f é uma função não-linear simbólica ou um conjunto de funções não-lineares.

O método de regressão simbólica foi inicialmente derivado da programação genética, uma técnica de inteligência artificial que pertence ao campo da computação evolutiva, sendo uma extensão do algoritmo genético inicialmente proposta por KOZA (1992). A computação evolutiva é uma meta-heurística de busca que funciona por meio de um processo iterativo, simulando o processo evolutivo, a herança de características e

a seleção natural. Essa metodologia utiliza operadores evolucionários onde um conjunto de expressões matemáticas evolui por meio de seleção, recombinação (*crossover*) e modificação aleatória (mutação) para melhorar uma função de aptidão (ALDEIA, 2021).

Outra forma utilizada para aplicar o método de regressão simbólica é baseado no algoritmo de recozimento simulado (*Simulated Annealing*), um algoritmo de otimização inspirado no processo físico de recozimento. No recozimento, o metal aquecido é resfriado de forma controlada para que o arranjo cristalino se reorganize gradualmente em direção a uma configuração de energia mais baixa e estável. Da mesma forma, no algoritmo de recozimento simulado, uma solução inicial é perturbada aleatoriamente e gradualmente "resfriada" (ou ajustada) para encontrar uma solução ótima global (LUKE, 2009).

No início, o algoritmo permite grandes mudanças na solução, permitindo explorar uma ampla gama de configurações possíveis. À medida que a "temperatura" diminui, as mudanças permitidas se tornam menores, ajudando a refinar a solução e a evitar ficar restritos em locais ótimos. Esse processo imita a forma como o resfriamento lento do metal permite que os átomos se acomodem em uma estrutura cristalina forte e estável.

No presente trabalho, a aplicação do método de regressão para gerar as equações dos FCTs será feita através do *software* TuringBot, que visa combinar um conjunto de funções básicas em fórmulas simples para prever com precisão a variável desejada, baseado no método de recozimento simulado.

O *software* TuringBot oferece uma variedade de funções básicas que podem ser utilizadas para construir as expressões por regressão simbólica, como funções aritméticas, trigonométricas, exponenciais, hiperbólicas, lógicas, entre outras (Fonte: TuringBot). Devido à sua ampla variedade de métricas de busca, o *software* oferece a flexibilidade necessária para gerar modelos que atendam a uma variedade de objetivos distintos, incluindo:

- Raiz do erro quadrático médio (RMSE - *Root Mean Square Error*) - calcula a média das diferenças quadráticas entre os valores previstos pelo modelo e os valores reais fornecidos;
- Coeficiente de determinação (R^2) - fornece uma medida da qualidade do ajuste do modelo aos dados;

- Erro médio relativo - calcula a média das diferenças relativas entre os valores previstos pelo modelo e os valores reais fornecidos;
- Precisão de classificação - mede a proporção de exemplos classificados corretamente pelo modelo em relação ao número total de exemplos, em porcentagem.
- Validação Cruzada (CV - *Cross-Validation*) - avalia a capacidade de generalização de um modelo mostrando o quão bem ele se desempenha em dados não vistos.

Um conjunto de dados relativos aos parâmetros geométricos e resultados numéricos obtidos para 81 juntas do tipo KT foi utilizado como parâmetros de entrada no software para gerar as equações. O diâmetro do *chord* (D) foi fixado em 500 mm para todo o conjunto, e os demais parâmetros geométricos foram variados conforme detalhado na Tabela 3.1.

O processo de geração de cada uma das equações durou cerca de 12 horas. Para treinar e testar o modelo, foi utilizado um recurso do *software* TuringBot chamado *train/test split*, com a opção 80/20. Esse recurso divide o conjunto de dados em duas partes: 80% para treinamento e 20% para teste. Essa divisão permite avaliar a performance do modelo em dados não vistos durante o treinamento, garantindo uma avaliação mais precisa da sua capacidade de generalização, sendo avaliada pela validação cruzada (CV).

A divisão é feita de forma aleatória pelo *software*, garantindo uma boa avaliação da capacidade de generalização do modelo. Além disso, o recurso ajuda a evitar o *overfitting*, que ocorre quando o modelo memoriza os dados de treinamento em vez de aprender padrões generalizáveis, resultando em uma boa performance com os dados fornecidos, mas não com novos dados.

Nas próximas seções, serão apresentadas as equações obtidas através do TuringBot e comparadas com os valores dos FCTs obtidos através do modelo em elementos finitos. Para a geração das equações, foram utilizadas funções aritméticas (adição, multiplicação, divisão), trigonométricas (seno, cosseno, tangente, com θ em radianos) e potência. Nos gráficos, são apresentados os valores de erro quadrático médio (RMSE), coeficiente de determinação (R^2) e a validação cruzada (CV).

Tabela 3.1 – Conjunto dos parâmetros geométricos das juntas KT.

Junta	α	θ	τ	γ	β	ζ
KT-1	16	30°	0,4	12	0,4	0,3
KT-2	16	30°	0,7	12	0,4	0,3
KT-3	16	30°	1,0	12	0,4	0,3
KT-4	16	30°	0,4	12	0,5	0,3
KT-5	16	30°	0,7	12	0,5	0,3
KT-6	16	30°	1,0	12	0,5	0,3
KT-7	16	30°	0,4	12	0,7	0,3
KT-8	16	30°	0,7	12	0,7	0,3
KT-9	16	30°	1,0	12	0,7	0,3
KT-10	16	30°	0,4	18	0,4	0,3
KT-11	16	30°	0,7	18	0,4	0,3
KT-12	16	30°	1,0	18	0,4	0,3
KT-13	16	30°	0,4	18	0,5	0,3
KT-14	16	30°	0,7	18	0,5	0,3
KT-15	16	30°	1,0	18	0,5	0,3
KT-16	16	30°	0,4	18	0,7	0,3
KT-17	16	30°	0,7	18	0,7	0,3
KT-18	16	30°	1,0	18	0,7	0,3
KT-19	16	30°	0,4	24	0,4	0,3
KT-20	16	30°	0,7	24	0,4	0,3
KT-21	16	30°	1,0	24	0,4	0,3
KT-22	16	30°	0,4	24	0,5	0,3
KT-23	16	30°	0,7	24	0,5	0,3
KT-24	16	30°	1,0	24	0,5	0,3
KT-25	16	30°	0,4	24	0,7	0,3
KT-26	16	30°	0,7	24	0,7	0,3
KT-27	16	30°	1,0	24	0,7	0,3
KT-28	16	45°	0,4	12	0,4	0,3
KT-29	16	45°	0,7	12	0,4	0,3
KT-30	16	45°	1,0	12	0,4	0,3
KT-31	16	45°	0,4	12	0,5	0,3
KT-32	16	45°	0,7	12	0,5	0,3
KT-33	16	45°	1,0	12	0,5	0,3
KT-34	16	45°	0,4	12	0,7	0,3
KT-35	16	45°	0,7	12	0,7	0,3
KT-36	16	45°	1,0	12	0,7	0,3
KT-37	16	45°	0,4	18	0,4	0,3
KT-38	16	45°	0,7	18	0,4	0,3
KT-39	16	45°	1,0	18	0,4	0,3
KT-40	16	45°	0,4	18	0,5	0,3
KT-41	16	45°	0,7	18	0,5	0,3
KT-42	16	45°	1,0	18	0,5	0,3
KT-43	16	45°	0,4	18	0,7	0,3
KT-44	16	45°	0,7	18	0,7	0,3
KT-45	16	45°	1,0	18	0,7	0,3
KT-46	16	45°	0,4	24	0,4	0,3
KT-47	16	45°	0,7	24	0,4	0,3
KT-48	16	45°	1,0	24	0,4	0,3
KT-49	16	45°	0,4	24	0,5	0,3
KT-50	16	45°	0,7	24	0,5	0,3
KT-51	16	45°	1,0	24	0,5	0,3
KT-52	16	45°	0,4	24	0,7	0,3
KT-53	16	45°	0,7	24	0,7	0,3
KT-54	16	45°	1,0	24	0,7	0,3
KT-55	16	60°	0,4	12	0,4	0,3
KT-56	16	60°	0,7	12	0,4	0,3
KT-57	16	60°	1,0	12	0,4	0,3
KT-58	16	60°	0,4	12	0,5	0,3
KT-59	16	60°	0,7	12	0,5	0,3
KT-60	16	60°	1,0	12	0,5	0,3
KT-61	16	60°	0,4	12	0,7	0,3
KT-62	16	60°	0,7	12	0,7	0,3
KT-63	16	60°	1,0	12	0,7	0,3
KT-64	16	60°	0,4	18	0,4	0,3
KT-65	16	60°	0,7	18	0,4	0,3
KT-66	16	60°	1,0	18	0,4	0,3
KT-67	16	60°	0,4	18	0,5	0,3
KT-68	16	60°	0,7	18	0,5	0,3
KT-69	16	60°	1,0	18	0,5	0,3
KT-70	16	60°	0,4	18	0,7	0,3
KT-71	16	60°	0,7	18	0,7	0,3
KT-72	16	60°	1,0	18	0,7	0,3
KT-73	16	60°	0,4	24	0,4	0,3
KT-74	16	60°	0,7	24	0,4	0,3
KT-75	16	60°	1,0	24	0,4	0,3
KT-76	16	60°	0,4	24	0,5	0,3
KT-77	16	60°	0,7	24	0,5	0,3
KT-78	16	60°	1,0	24	0,5	0,3
KT-79	16	60°	0,4	24	0,7	0,3
KT-80	16	60°	0,7	24	0,7	0,3
KT-81	16	60°	1,0	24	0,7	0,3

3.1. Equações para a 1ª condição de carregamento axial

Considerando a 1ª condição de carregamento e os pontos de análise da Figura 3.1, são apresentadas a seguir as equações para os FCTs e a comparação entre os resultados obtidos por elas e aqueles valores obtidos por elementos finitos. Como a carga aplicada para esta condição é simétrica, as equações para os pontos P6, P7, P8 e P9 são iguais às equações para os pontos P4, P3, P2 e P1, respectivamente.

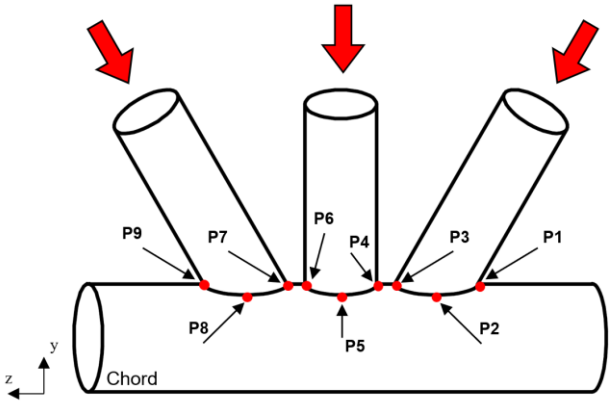

Figura 3.1 – Carregamento Axial – 1ª condição de carregamento.

$$FCT_{\mathrm{P1}a-P1} = -2{,}983 + \Big((0{,}725 + \tan(0{,}253 + \gamma)) \cdot (7{,}497\tau \cdot (\sin(\tan(\theta)) - \beta^2) - 1{,}731) + \Big((4{,}086 + \beta) \cdot (0{,}077 + \theta)^{(2{,}435\theta\tau + 2{,}435\beta\tau - 2{,}189\tau + 0{,}327\beta)}\Big)\Big) \quad (3.2)$$

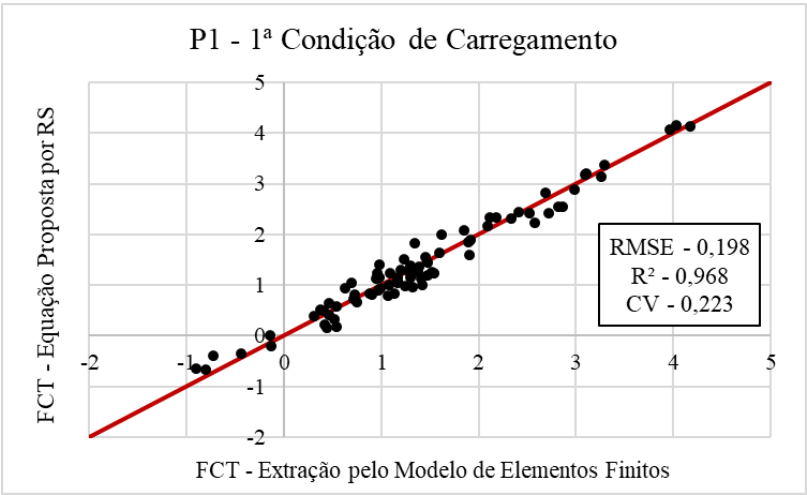

Figura 3.2 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P1.

$$FCT_{\mathrm{P1}a-P2} = \left(\left((-1{,}713)/(-8{,}583\theta - \tau\theta + \gamma)\right) + \gamma - \left((2{,}185 - \theta) \cdot \left(1{,}278 + \gamma - \cos\left(15{,}495 \cdot (\tan(\tau) - \theta)\right) \cdot \tan(\beta - 0{,}636 + \gamma)\right)\right)^{\beta}\right) \cdot \left((1{,}596\theta\tau + 0{,}029\tau) - 0{,}091\right) \quad (3.3)$$

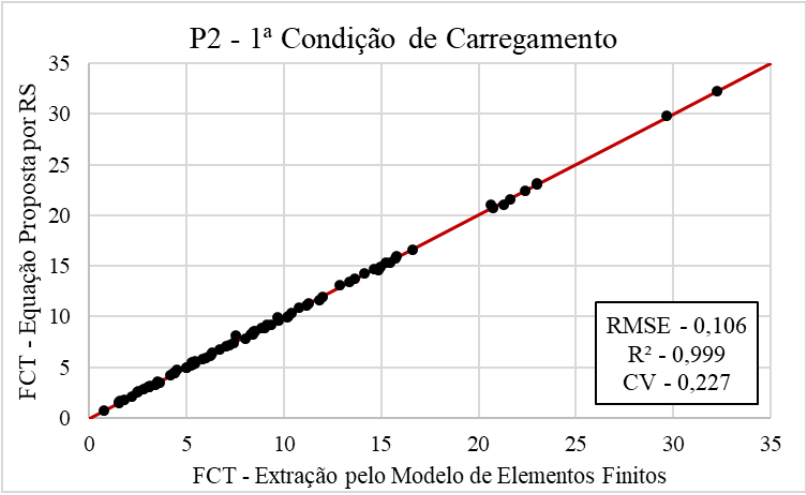

Figura 3.3 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P2.

$$FCT_{\mathrm{P1}a-P3} = \left(7{,}670 + \left(\left(\left(\cos\left(-0{,}078\gamma + \tau + \left((-3{,}059\theta + 3{,}142 - \beta) \cdot (0{,}971 + 1{,}327\theta)\right)\right)/0{,}917\right) - (\tan(\gamma) - 7{,}494\beta) - 1{,}574\right) \cdot (1{,}870 - \tan(\tan(\beta)))\right)\right) \cdot (-0{,}078 + \tau) \quad (3.4)$$

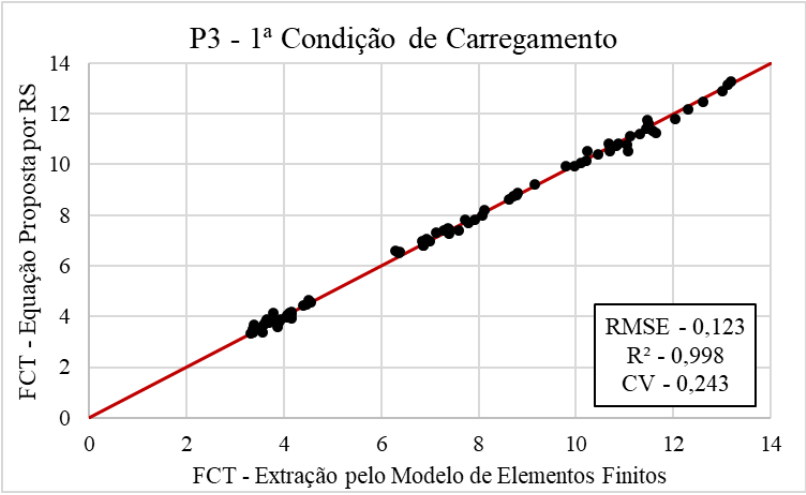

Figura 3.4 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P3.

$$FCT_{\mathrm{P1}a-P4} = \Big(\tan(0{,}088+\tau) + 4{,}527\theta + \big((\beta - 0{,}312 + \theta)/(\gamma - 22{,}675)\big) + \Big(\big(\tan(\theta) - 0{,}952 - \big((0{,}271 + \tan(\gamma))/(0{,}106 + \tau)\big)\big)\cdot(-3{,}196 + 5{,}142\beta) + 4{,}510\Big)\Big)\cdot(-0{,}125+\tau) + 1{,}141 \quad (3.5)$$

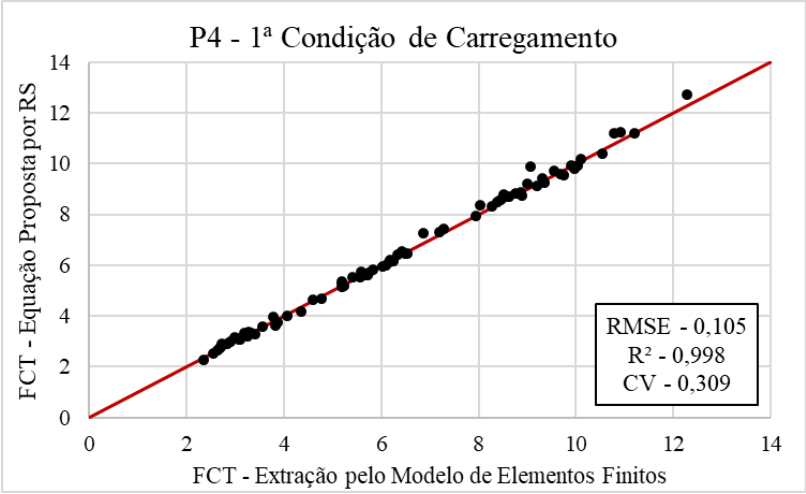

Figura 3.5 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P4.

$$FCT_{\mathrm{P1}a-P5} = (3{,}148-\gamma)\cdot\Big(\big((0{,}015/(\gamma-\beta-16{,}958)) + \big((-1{,}500\tau\beta + 4{,}904\beta)\cdot(\theta+0{,}561)\cdot(0{,}811-\beta)\big) + 1{,}368\big)\cdot(0{,}079-\tau)\Big) \quad (3.6)$$

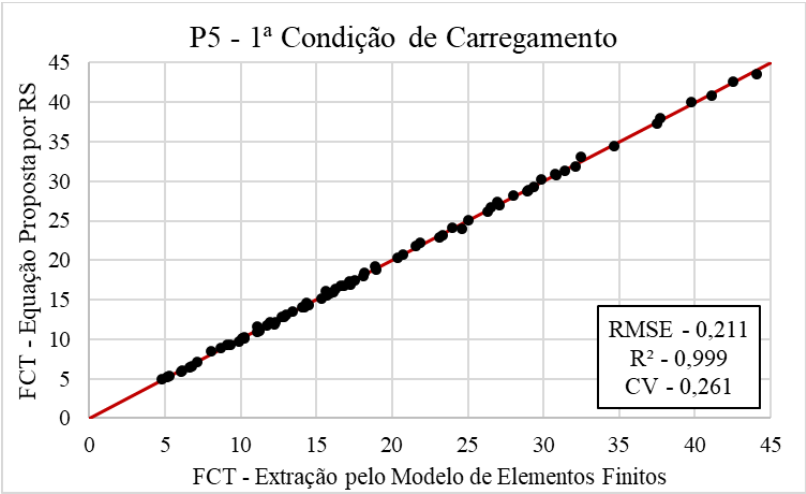

Figura 3.6 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 1ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P5.

3.2. Equações para a 2ª condição de carregamento axial

Considerando a 2ª condição de carregamento e os pontos de análise da Figura 3.7, são apresentadas a seguir as equações para os FCTs e a comparação entre os resultados obtidos por elas e aqueles valores obtidos por elementos finitos. Como a carga aplicada para esta condição é simétrica, as equações para os pontos P6, P7, P8 e P9 são iguais às equações dos pontos P4, P3, P2 e P1, respectivamente.

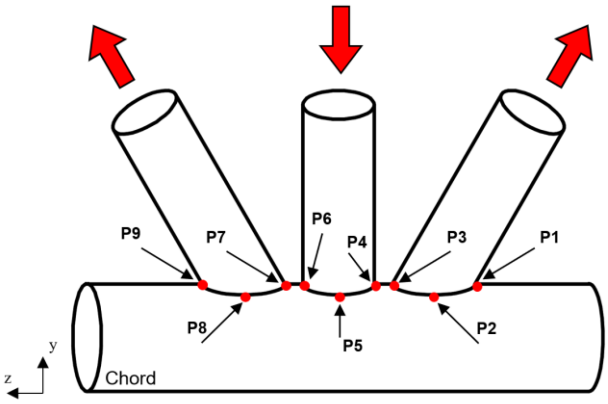

Figura 3.7 – Carregamento Axial – 2ª condição de carregamento.

$$FCT_{P2a-P1} = \theta - (\tan(\tau - 0{,}412) \cdot (-0{,}340 + \beta)/0{,}303) + \Big(\big((-0{,}209 + \theta) \cdot (0{,}025\gamma - 0{,}147 + \tau) - 0{,}464\big) \cdot \big((\gamma - \tan(\theta) + \beta)/(-6{,}325 - (\beta + 0{,}313)^{-50{,}265+91{,}439\theta})\big) + 3{,}458\Big) \quad (3.7)$$

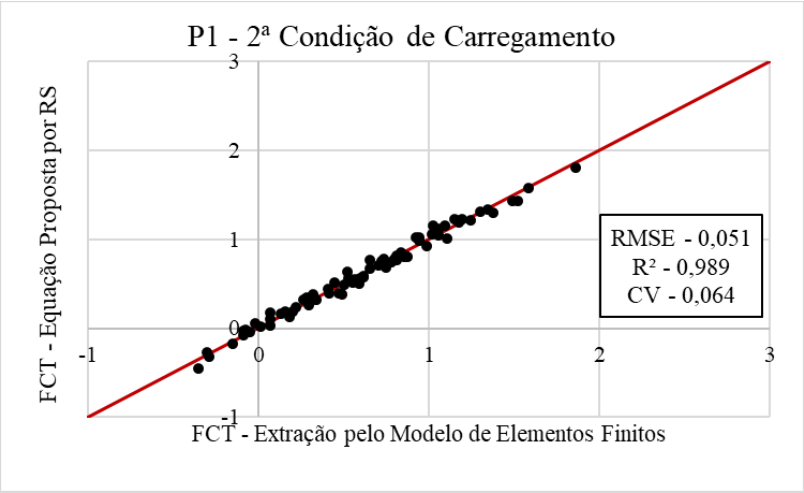

Figura 3.8 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P1.

$$FCT_{\mathrm{P2}a-P2} = \Big(-0{,}013 + \big((1{,}338 - 0{,}083\tau - \beta - (1{,}034/(-2{,}009 + \gamma - 4{,}448\theta))) \cdot (-0{,}058 + \tau)\big)\Big) \cdot \Big(\big((-4{,}413 + 12{,}437\beta)^{\tan(\theta)-0{,}432-\beta} + \gamma\big) \cdot \tan(-0{,}462 + \theta) + 1{,}163\Big) + 0{,}212 \tag{3.8}$$

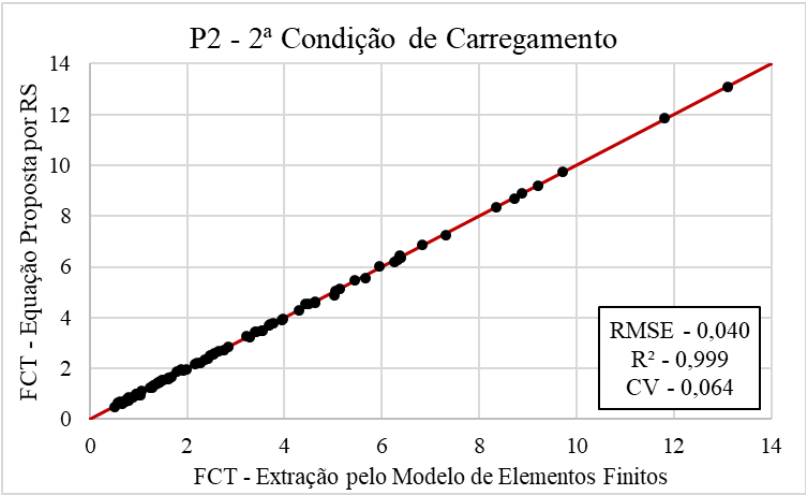

Figura 3.9 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P2.

$$FCT_{\mathrm{P2}a-P3} = \Big((\tan(\tau) + 0{,}440) \cdot \big(\cos((-0{,}074) \cdot (19{,}887 + \gamma) - (7{,}936\beta - \theta\beta)) - 2{,}036\big) + \big((3{,}171 - \beta + \tau) \cdot \cos(\tau + \gamma + 40{,}557\theta) + 10{,}603 + \gamma\big)\Big) \cdot \big((\theta - 0{,}0362) \cdot (\tau - 0{,}021)\big)/2{,}743 \tag{3.9}$$

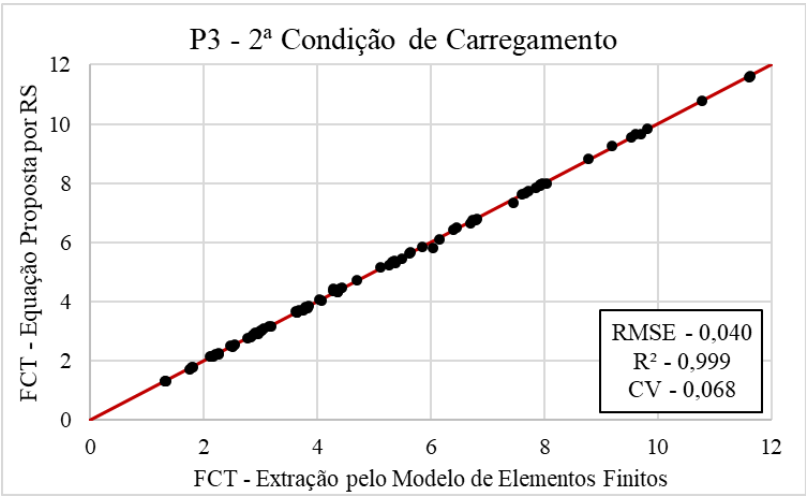

Figura 3.10 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P3.

$$FCT_{\mathrm{P2}a-P4} = \left(4{,}366 \cdot \cos\left(\left(-0{,}990 - \left((-0{,}105) \cdot (-1{,}512\tau + \gamma) - (\theta/(\gamma - 16{,}803)) + \theta\right)\right) / \left(\beta + \left(0{,}682 \cdot \theta^{2{,}048\theta}\right)\right)\right) + \gamma\right) \cdot \tau / \left(3{,}723 + \left(\tau \cdot (2{,}857 \cdot (0{,}247 + \theta) \cdot \beta) \cdot (\beta - 0{,}307)\right)\right) \tag{3.10}$$

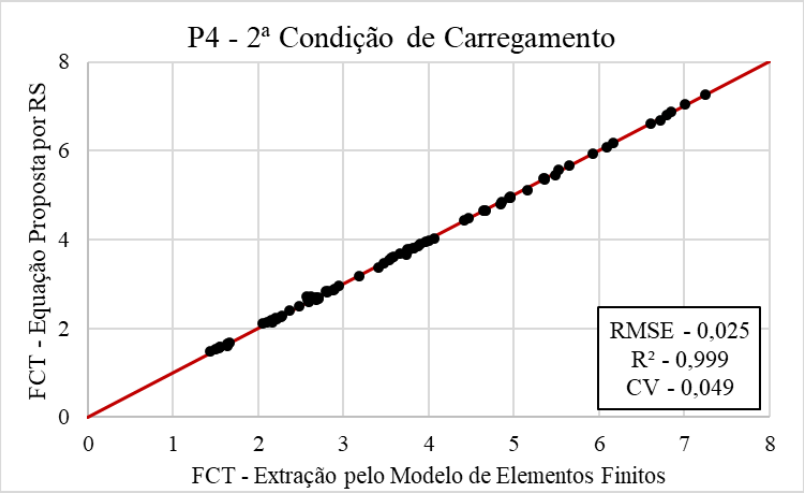

Figura 3.11 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P4.

$$FCT_{\mathrm{P2}a-P5} = 0{,}371 + \left((-0{,}125 + \tau) \cdot \left(0{,}017 / \sin\left((-0{,}137 + \beta) \cdot (11{,}911 - \gamma)\right)\right)\right) + (0{,}481\tau - 0{,}024) \cdot \left(\left((-1{,}60 - 5{,}288\beta + \gamma) \cdot \cos\left((\theta - 2{,}357) \cdot (0{,}524 - \beta)\right) / \tan(\theta/0{,}683)\right) + 7{,}948\right) \tag{3.11}$$

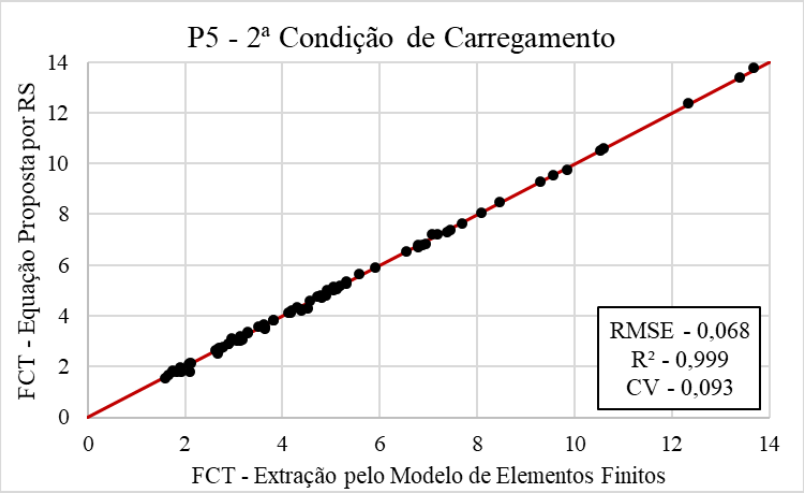

Figura 3.12 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 2ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P5.

3.3. Equações para a 3ª condição de carregamento axial

Considerando a 3ª condição de carregamento e os pontos de análise da Figura 3.13, são apresentadas a seguir as equações para os FCTs e a comparação entre os resultados obtidos por elas e aqueles valores obtidos por elementos finitos.

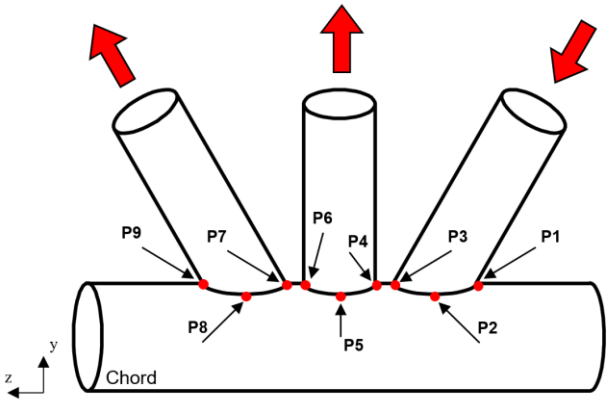

Figura 3.13 – Carregamento Axial – 3ª condição de carregamento.

$$FCT_{P3a-P1} = 0{,}810 \cdot \left(0{,}941 + \left(\left(\left(0{,}475/\theta^{2{,}235\beta\tau\theta - 1{,}862\beta\tau + 0{,}145 + \theta}\right) - \beta\right) \cdot \left((10{,}261\tau + 2{,}55) \cdot (1{,}249 - \beta) \cdot (\theta - 0{,}322 + 0{,}557\tau - \cos(\gamma))\right)\right) - \left((0{,}089 + \tau)/\theta\right)\right) \quad (3.12)$$

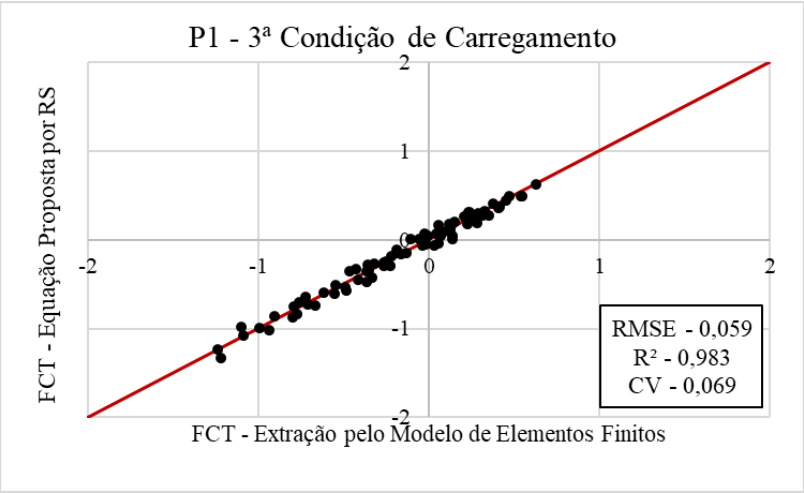

Figura 3.14 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P1.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P2} = \left(1{,}433 - \left(\left(\beta \cdot \theta^{5{,}740\tau-(1{,}487/\beta)} + (-0{,}133\gamma)\right) \cdot (1{,}395 - \beta)\right)\right) \cdot (-0{,}059 + \tau) \cdot \left(\beta - 0{,}864 + \left(0{,}024 \cdot \tan(-2{,}600\beta) + (-0{,}043\gamma + 2\theta)\right)\right) + 0{,}329 \tag{3.13}$$

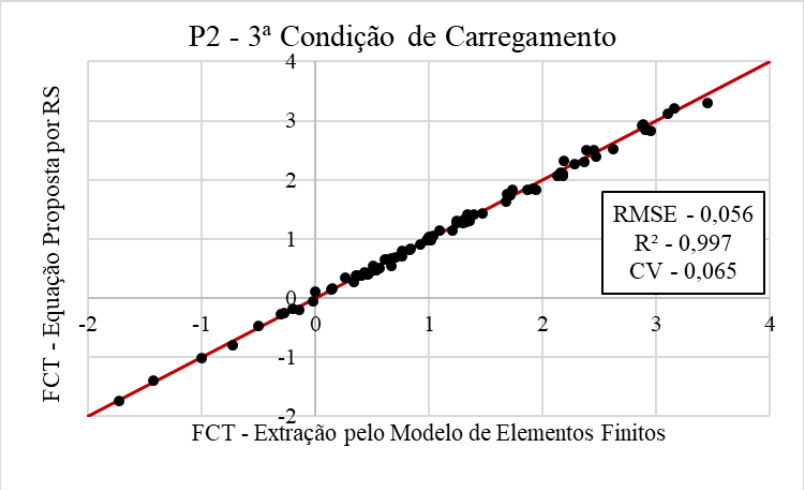

Figura 3.15 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P2.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P3} = \left(\gamma + ((-0{,}741 - 0{,}970\gamma - 2{,}429\tau)/(0{,}624 + \tan(\theta)))\right) \cdot \left(-0{,}136\beta \cdot \left(\tau^{\tau-0{,}649+2\beta} \cdot \left((-0{,}236 + \theta) \cdot (-0{,}576 - \tan(\gamma))\right) + \theta - 1{,}442\right) + \tau\right) \tag{3.14}$$

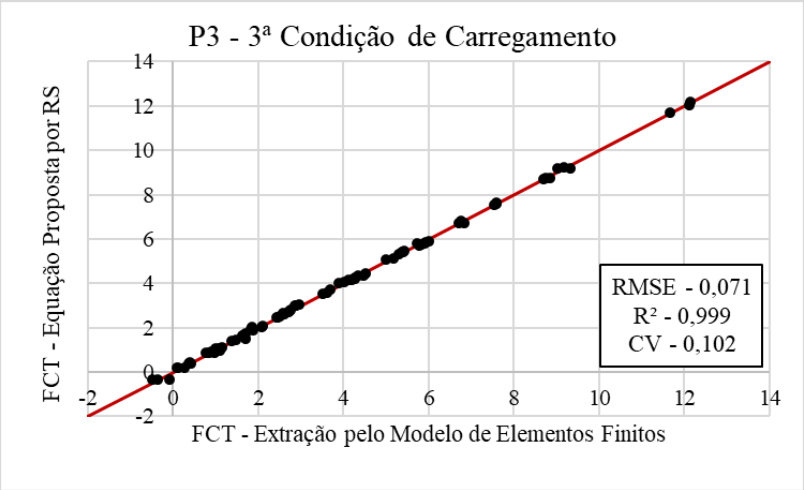

Figura 3.16 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P3.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P4} = (\theta + 0{,}614) \cdot \left(0{,}420 \cdot \left(\left(7{,}551 + 0{,}629\gamma - \left(\cos\left(-0{,}171 + \cos\left(\tau + \gamma + \left((24{,}107 + \theta) \cdot (\beta - 0{,}041)\right)\right)\right) \cdot \left(-0{,}882 + \left((0{,}792 - \tau)/(\beta - 0{,}285)\right)\right)\right) \cdot \tau + \left((\theta - 0{,}847)/(-0{,}042\gamma)\right)\right)\right)\right) \tag{3.15}$$

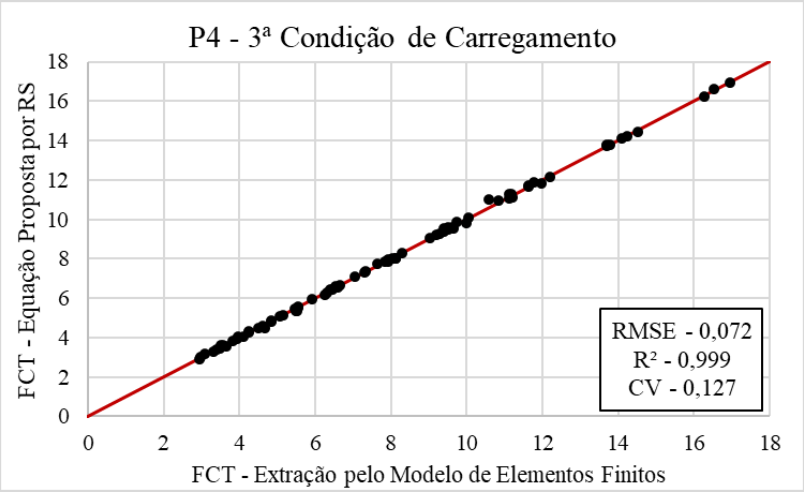

Figura 3.17 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P4.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P5} = \left(\left(\beta/(15{,}191 - \gamma)\right) + \left((2{,}003 - \gamma) \cdot \cos\left(-0{,}259 - \left(\beta + (0{,}010/(\tau - 0{,}311))\right)^{(0{,}417/(\theta - 0{,}266)) + 1{,}131}\right)\right)\right) \cdot (-1{,}239\tau) + \left(\theta \cdot \left(0{,}181 + \sqrt{-0{,}957 + (\beta/0{,}418)}\right)\right) \tag{3.16}$$

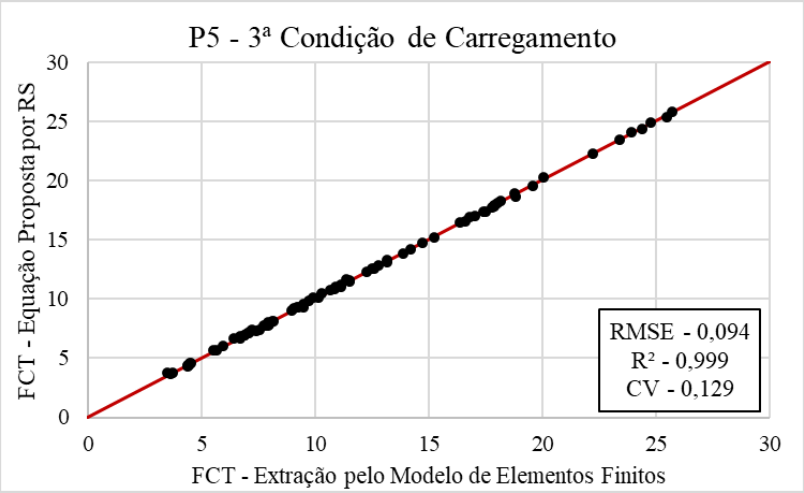

Figura 3.18 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P5.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P6} = \left(3{,}993 - \left((\theta + 1{,}816\tau) \cdot \tan(\beta - \theta)\right)\right) \cdot \left(1{,}442 + \left((-0{,}435 + \beta - \cos(1{,}300\beta + \beta - \gamma - 15{,}243)) \cdot \cos\left((-0{,}856) \cdot \left(\theta - (\tau/0{,}796)\right)\right) + \beta\right) - \theta\right) \cdot (0{,}094 + \tau) \quad (3.17)$$

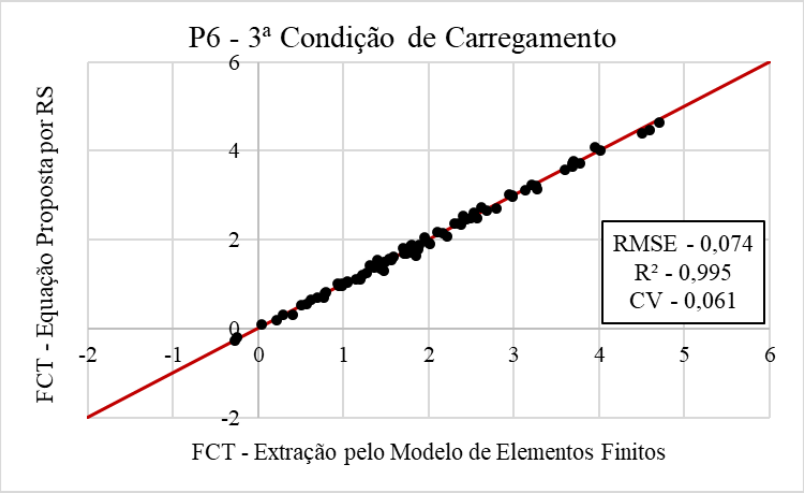

Figura 3.19 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P6.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P7} = \left(7{,}143 + \left((-0{,}296) \cdot \left((6{,}258/(\theta + 0{,}245\beta - 0{,}018\beta\gamma)) + 0{,}714\tau \cdot \tan\left(0{,}292 + \cos\left(0{,}091\gamma - \tau + ((\theta + 77{,}288) \cdot (1{,}376 + \beta))\right)\right) - \gamma\right)\right)\right) \cdot (-0{,}038 + \tau) \quad (3.18)$$

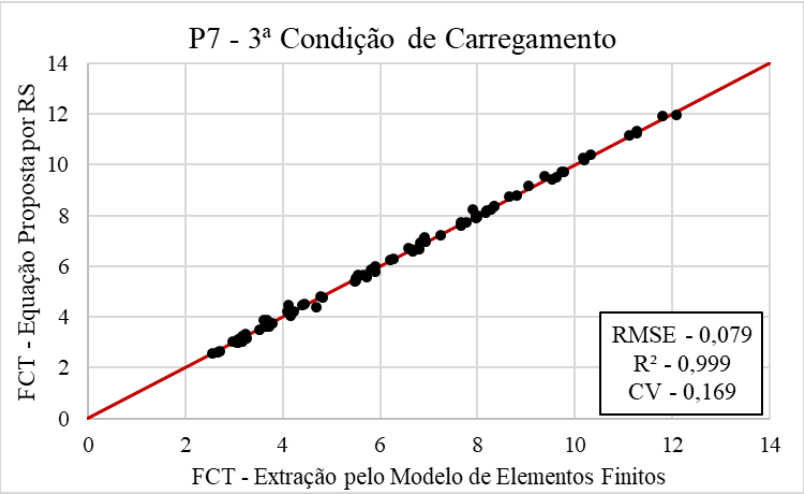

Figura 3.20 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P7.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P8} = \left(\gamma - 1{,}807 \cdot \cos\left((-1{,}896) \cdot (\theta + 0{,}426 - 1{,}366\tau)\right)\right) \cdot \theta \cdot \left(-0{,}093 + \tau - \left((\beta^{0{,}568\gamma} + \beta - 0{,}461) \cdot \left(1{,}123\tau \cdot (1{,}266\beta - 0{,}644 + \cos(\theta))\right)\right)\right) \tag{3.19}$$

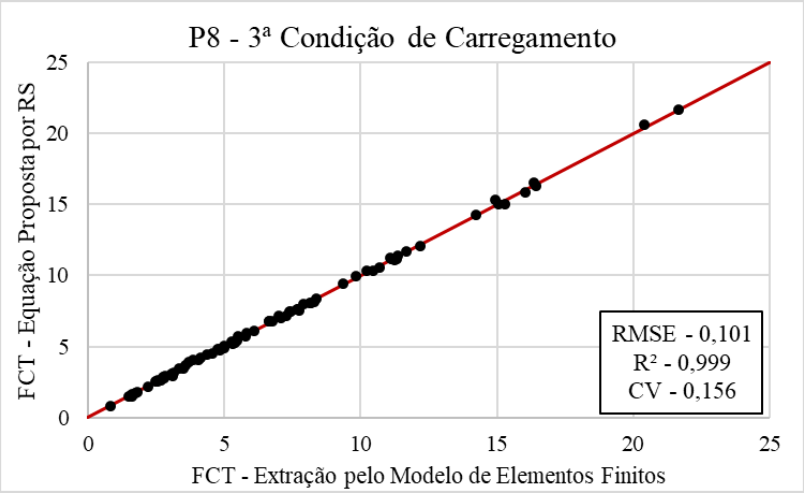

Figura 3.21 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P8.

$$FCT_{\mathrm{P3}a-P9} = \left(-0{,}034\gamma + 1{,}246 - \left(\left(2{,}931\beta - (\tau^2 \cdot (-1{,}031 + \theta))\right) \cdot (0{,}850 - \beta)\right)\right) \cdot \left(-2{,}639 + \left((\gamma/3{,}779) + 6{,}520\right) \cdot (\theta - 0{,}404\beta) \cdot \tau\right)\right) + \left(\theta - \left((0{,}301\tau + 2\beta - 0{,}878) \cdot (-1{,}544 + 3{,}685\tau)\right) + 0{,}080\right) \tag{3.20}$$

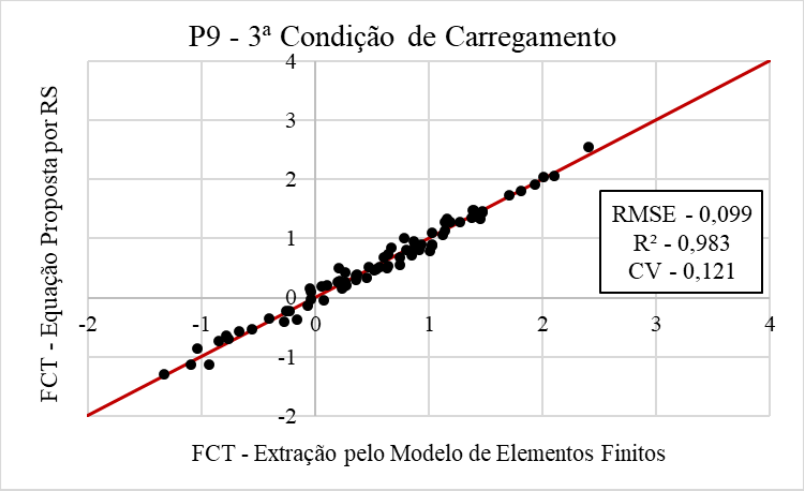

Figura 3.22 – Comparação dos FCTs pela equação gerada na 3ª condição de carregamento com os valores extraídos do modelo em P9.

3.4. Avaliação de equações geradas por regressão simbólica

Para avaliar se as equações são aceitáveis, foram utilizados os critérios propostos em *UK Department of Energy* (1983), onde P/R é a razão entre o FCT previsto (P) a partir do conjunto de equações e o FCT registrado (R) da análise em elementos finitos. A seguir, são apresentados os critérios propostos:

- Para um conjunto de dados específico, a equação deve ser aceita se a porcentagem de FCTs subestimados for ≤ 25% ([%P/R < 1,0] ≤ 25%) e a porcentagem de FCTs com subestimação significativa for ≤ 5% ([%P/R < 0,8] ≤ 5%). Se, além disso, a porcentagem de FCTs com superestimação significativa for ≥ 50% ([%P/R > 1,5] ≥ 50%), a equação é considerada conservadora em geral.
- Se os critérios de aceitação estiverem quase atendidos, ou seja, 25% < [%P/R < 1,0] ≤ 30% e/ou 5% < [%P/R < 0,8] ≤ 7,5%, a equação é considerada próxima dos limites de aceitação, exigindo julgamento de engenharia para decidir sua aceitação ou rejeição
- Caso contrário, as equações são rejeitadas.

Dado que, para uma equação de ajuste médio, sempre há uma grande porcentagem de subestimação, o requisito de subestimação conjunta, ou seja, P/R < 1,0, pode ser completamente removido na avaliação das equações paramétricas (Zhao et al., 2001). Os resultados da avaliação de acordo com os critérios são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Avaliação de equações geradas por RS.

Carregamento	**Equação**	**Critério**		**R^2**	**RMSE**
		%P/R<0,8	%P/R>1,5		
1ª condição de carregamento axial	(3.2)	16% ≤ 5% - NÃO	0,0% ≤ 50% OK	0,968	0,198
	(3.3)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,106
	(3.4)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,998	0,123
	(3.5)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,998	0,105
	(3.6)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,211
2ª condição de carregamento axial	(3.7)	8% ≤ 5% - NÃO	2,5% ≤ 50% OK	0,989	0,051
	(3.8)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,040
	(3.9)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,040
	(3.10)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,025
	(3.11)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,068
3ª condição de carregamento axial	(3.12)	23% ≤ 5% - NÃO	4,9% ≤ 50% OK	0,983	0,059
	(3.13)	1,2% ≤ 5% OK	2,5% ≤ 50% OK	0,997	0,056
	(3.14)	2,5% ≤ 5% OK	3,7% ≤ 50% OK	0,999	0,071
	(3.15)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,072
	(3.16)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,094
	(3.17)	2,5% ≤ 5% OK	1,2% ≤ 50% OK	0,995	0,074
	(3.18)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,079
	(3.19)	0,0% ≤ 5% OK	0,0% ≤ 50% OK	0,999	0,101
	(3.20)	13% ≤ 5% - NÃO	7,4% ≤ 50% OK	0,983	0,099

Conforme observado na Tabela 3.2, embora os valores de R^2 e RMSE indiquem a precisão do ajuste para todas as equações, as equações geradas para os pontos de *crown heel* não atendem aos critérios propostos pelo *UK Department of Energy* (1983). Nesses casos, os valores de R^2 ficam abaixo de 0,990, enquanto, para as demais equações, os valores são superiores.

As equações correspondentes às regiões de *crown*, *crown toe* e *saddle* atenderam aos critérios estabelecidos, demonstrando que as equações obtidas por RS podem ser utilizadas de forma confiável em projetos de fadiga para estruturas offshore com juntas do tipo KT.

4. COMPARAÇÃO COM EQUAÇÕES EXISTENTES

4.1. Comparação com a DNVGL-RP-C203 (2019)

A DNVGL-RP-C203 (2019) é uma norma que tem como foco a avaliação da fadiga estrutural em componentes e estruturas submetidos a carregamentos cíclicos como embarcações, plataformas offshore, turbinas eólicas e outras estruturas em ambientes severos. No item que trata do FCT, são apresentas equações propostas por EFTHYMIOU (1988), as quais foram geradas utilizando funções de influência para descrever juntas K, KT e multiplanares em termos da junta T simples com efeitos de transferência das carregadas adicionais dos *braces*. São apresentadas equações para cargas axiais balanceadas e momentos no plano e fora do plano. As equações referentes à junta KT para um carregamento axial balanceado, caso de estudo do presente trabalho, são mostradas no ANEXO A.

Porém, tanto na DNVGL-RP-C203 (2019) quanto em EFTHYMIOU (1988), não fica claro para qual *brace* aquela equação se aplica, nem para qual posição, isto é, *crown* ou *saddle*. Por isso, inicialmente foi aplicado um carregamento axial balanceado no modelo em elementos finitos para avaliar qual posição das 9 consideradas representa melhor os valores encontrados através das equações. O carregamento aplicado e as posições analisadas são mostrados na Figura 4.1.

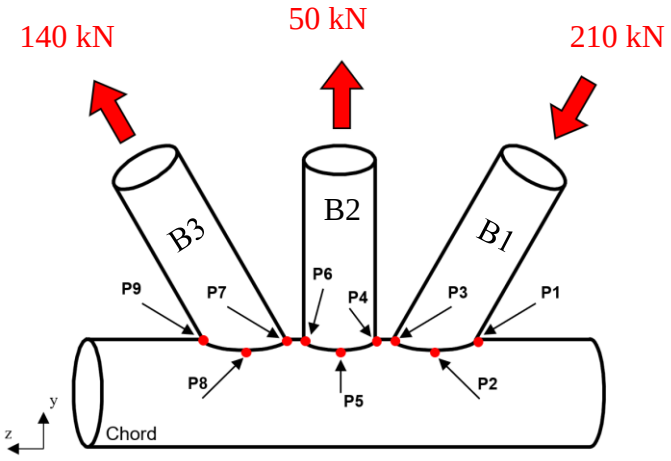

Figura 4.1 – Carregamento aplicado para analisar as equações de EFTHYMIOU (1988).

Para uma melhor comparação, os valores encontrados para os FCTs foram multiplicados pela tensão nominal para obter as tensões de *hot spot*, como mostra a Equação (1.6).

A seguir, nas Figuras 4.2 a 4.4, são mostrados os gráficos comparando a tensão de *hot spot* para cada um dos 9 pontos obtidos por elementos finitos, com a Equação (A.1) do ANEXO A referente à região de *chord* da junta KT.

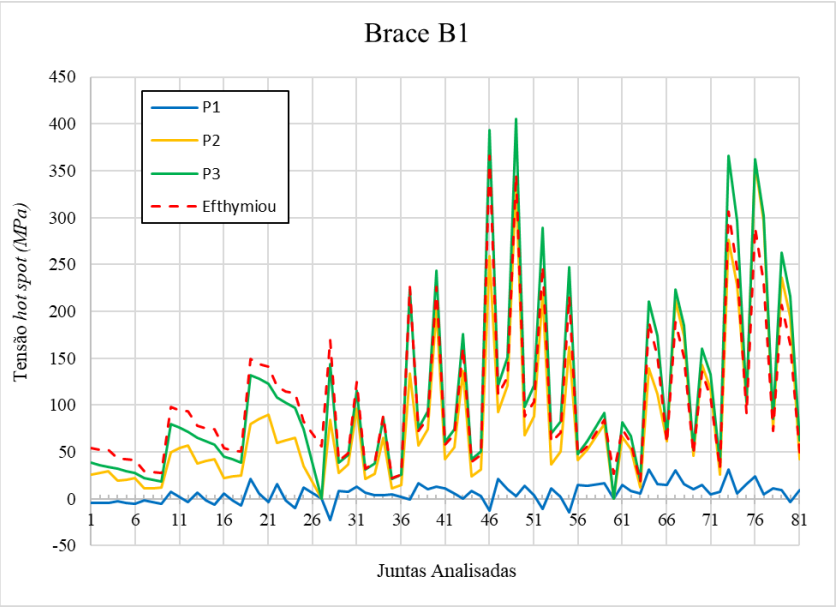

Figura 4.2 – Comparação das tensões de hot spot por elementos finitos com as equações de EFTHYMIOU (1988) – Brace 1.

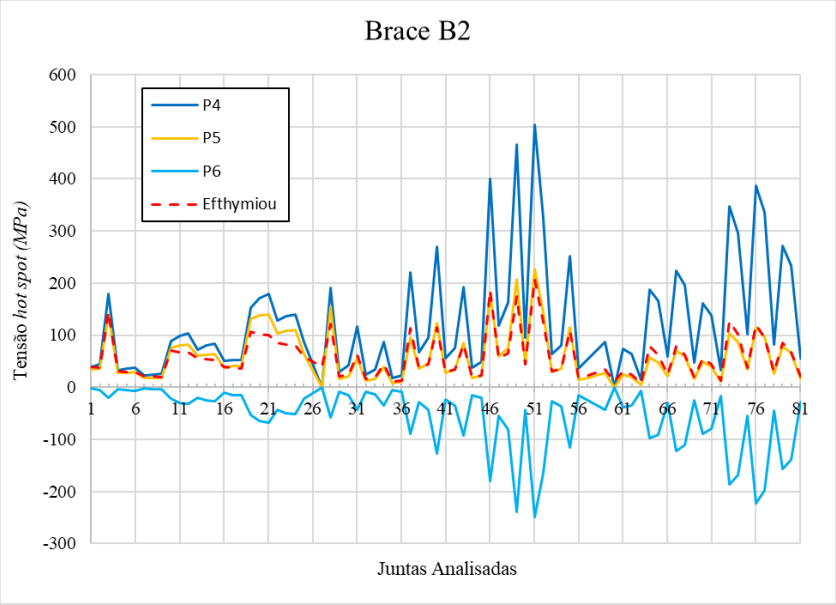

Figura 4.3 – Comparação das tensões de hot spot por elementos finitos com as equações de EFTHYMIOU (1988) – Brace 2.

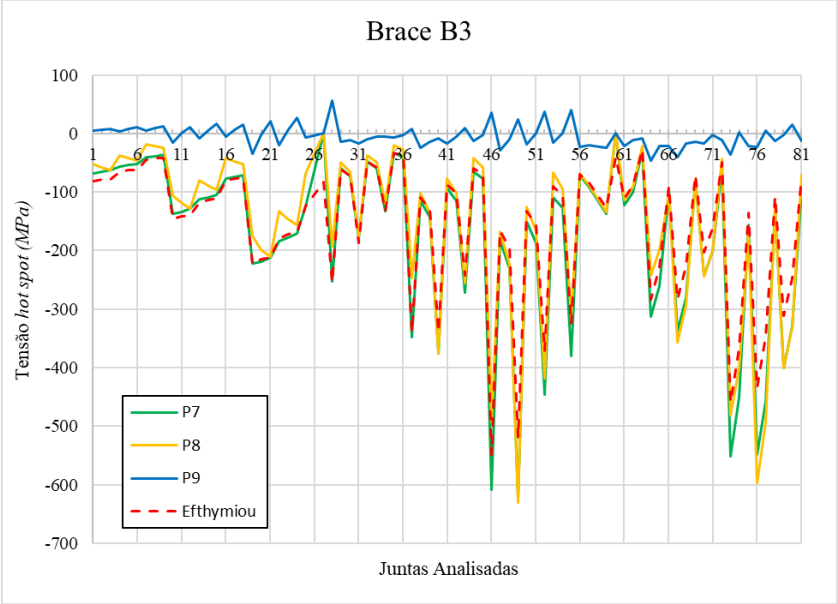

Figura 4.4 – Comparação das tensões de hot spot por elementos finitos com as equações de EFTHYMIOU (1988) – Brace 3.

Analisando os gráficos, é possível observar que para os *brace* inclinados (*Brace* 1 e *Brace* 3), os resultados da equação de EFTHYMIOU (1988) ficam muito distante dos resultados nos pontos de *crown heel* (P1 e P9), porém seguem a mesma tendência para os pontos de *crown toe* e *saddle*. No entanto, os resultados não apresentam uma boa convergência com os valores encontrados através do modelo em elementos finitos. Já para o *brace* central (*Brace* 2), apesar dos valores encontrados nos pontos *crown* serem maiores, é possível observar que a equação converge bem para valores em elementos finitos na região do *saddle* (P5).

Visto que o ponto P5 é o que melhor representa os resultados obtidos das tensões de *hot spot* quando comparado com a equação de EFTHYMIOU (1988), foi realizada a comparação desse ponto com os resultados obtidos aplicando a Equação (3.16) obtida através do método de Regressão Simbólica (RS), sendo esta equação a que corresponde à aplicação das forças utilizadas para realizar a comparação dos resultados.

Como as equações obtidas por RS não levam em consideração a carga axial aplicada nos *braces*, uma vez que foram obtidas para valores de 100kN, um fator correspondente é utilizado para obter os valores dos FCTs equivalentes aos obtidos pelo modelo de elementos finitos.

A Figura 4.5 mostra a comparação entre a equação por RS no ponto P5, com a equação de EFTHYMIOU (1988), em termos de tensões de *hot spot*.

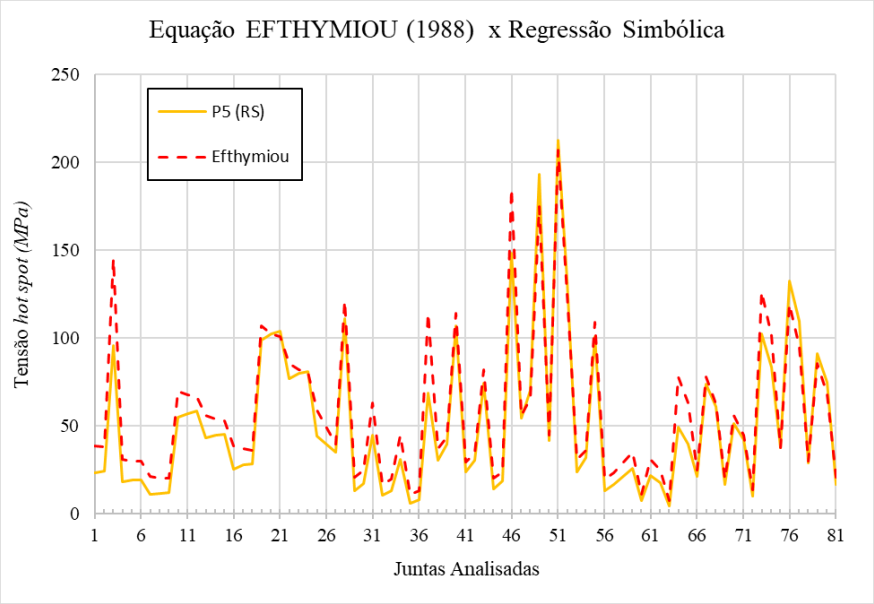

Figura 4.5 – Comparação das tensões de hot spot por Regressão Simbólica com as equações de EFTHYMIOU (1988) – P5.

É possível observar que ambas as curvas exibem tendências similares ao longo das juntas analisadas, demonstrando um comportamento compatível entre as formulações. Entretanto, observa-se que a equação de EFTHYMIOU (1988) tende a subestimar as tensões em determinados intervalos. O pico acentuado por volta da junta 51 é um ponto crítico, onde ambas as equações fornecem valores praticamente idênticos, indicando uma boa capacidade da equação gerada por RS de reproduzir o comportamento previsto pela equação de EFTHYMIOU (1988).

Apesar da correlação observada, pequenas diferenças são evidentes em algumas regiões, possivelmente decorrentes das diferenças nas formulações matemáticas. Assim, a equação por RS no ponto P5 se mostra uma estimativa adequada para das tensões de *hot spot*, podendo pressupor que a equação de EFTHYMIOU (1988) corresponda à região de *saddle*.

4.2. Comparação com as equações de HOSSEINI, et al. (2021)

As equações apresentadas por HOSSEINI, et al. (2021) foram obtidas através do método de regressão não linear múltipla, resultando em um total de 19 equações. Essas equações foram desenvolvidas para uma junta KT, considerando três diferentes condições de carregamento e nove pontos de análise. A seguir, os resultados obtidos através das equações da Seção 3.1 são comparados com os valores previstos pelas equações de HOSSEINI, et al. (2021), mostradas no ANEXO B, considerando a 1ª condição e carregamento. Como visto no item 3.4, o ponto P1 não atende aos critérios propostos pelo *UK Department of Energy* (1983), e por isso não foi considerado na comparação.

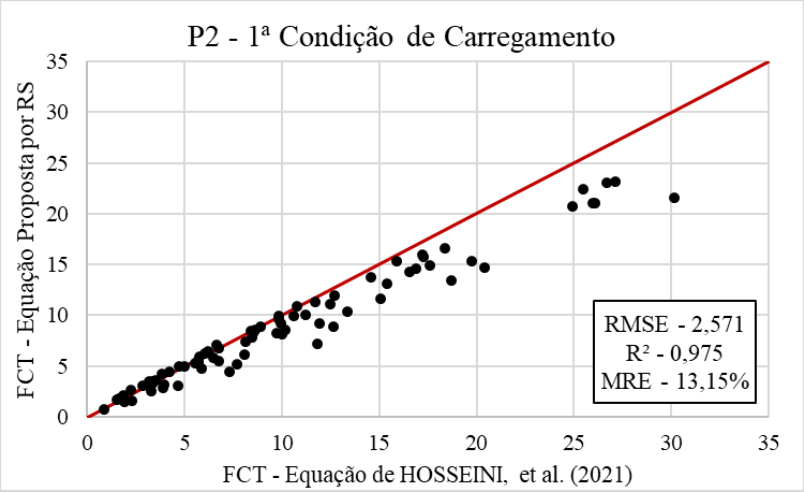

Figura 4.6 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P2.

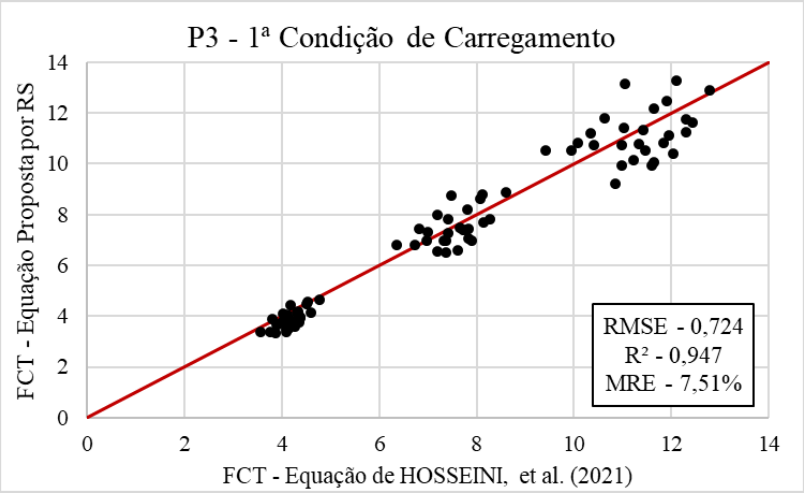

Figura 4.7 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P3.

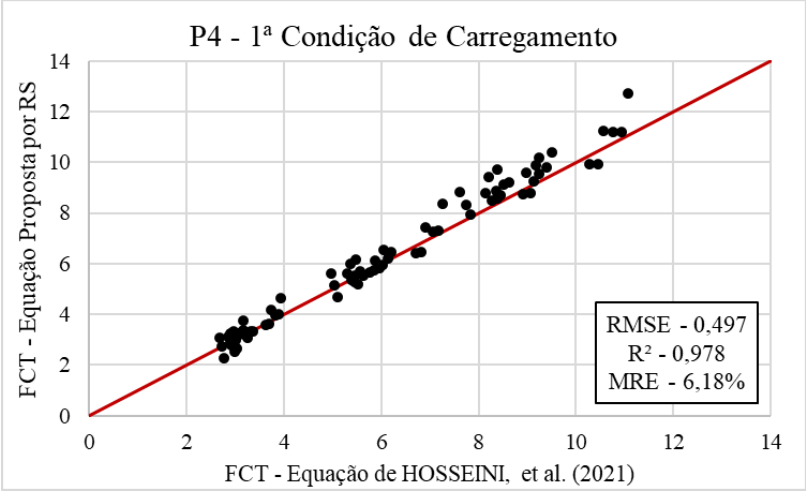

Figura 4.8 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P4.

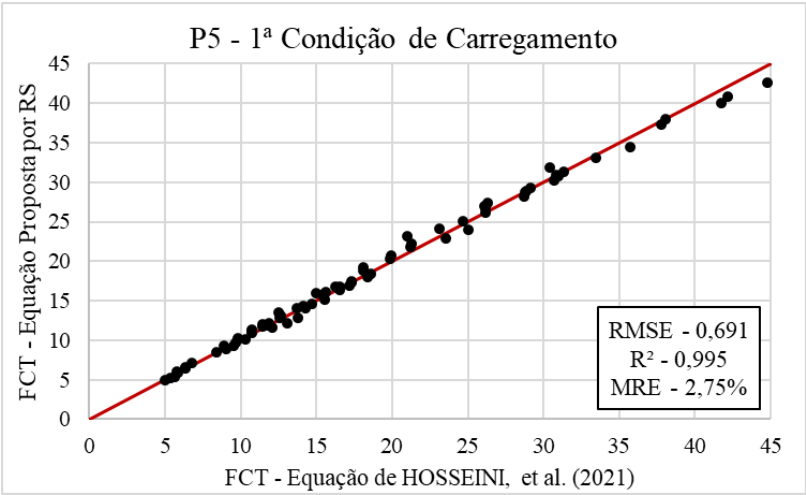

Figura 4.9 – Comparação dos valores de FCT por Regressão Simbólica com a equações de HOSSEINI, et al. (2021) – P5.

A avaliação considerando a qualidade de previsão das equações propostas é realizada com base em três métricas estatísticas: Raiz do Erro Quadrático Médio (RMSE), Coeficiente de Determinação (R^2) e Erro Relativo Médio (MRE).

Fazendo uma análise comparativa, é possível observar que as equações propostas por RS apresentam um desempenho satisfatório em relação às equações de HOSSEINI et al. (2021), devido aos altos valores de R^2 para todos os pontos analisados (P2, P3, P4 e P5). No entanto, a concordância entre as equações varia entre os pontos analisados, sendo mais próxima para P5 e menos para P2, o que sugere que as previsões diferem de ponto

para ponto. Essas diferenças podem advir dos próprios métodos de regressão aplicados para obtenção das equações, mas também dos modelos e programas de elementos finitos empregados para geração dos respectivos bancos de dados.

Portanto, enquanto as equações propostas por RS demonstram um desempenho compatível, recomenda-se a ampliação dos estudos para diferentes condições de carregamento, para assim melhorar sua generalização e confiabilidade.

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

O presente estudo desenvolveu equações analíticas para calcular os Fatores de Concentração de Tensões (FCTs) em juntas KT submetidas a esforços axiais, e assim diminuir a necessidade de modelos numéricos complexos e de alto custo computacional, facilitando a avaliação da vida à fadiga de uma estrutura do tipo jaqueta. A abordagem utilizada foi a construção de modelos em elementos finitos para obtenção do FCT criando um banco de dados, que após a aplicação do método de regressão simbólica, permitiu a geração de equações para as condições de carregamento e pontos correspondentes.

Através de métodos de análise estatística e comparações entre as equações existentes, como a DNVGL-RP-C203 (2019) e as equações de HOSSEINI et al. (2021), além da comparação com os FCTs obtidos por modelos em elementos finitos, foi possível verificar o desempenho e a adequabilidade das novas formulações propostas pelo método de regressão simbólica.

A comparação dos valores obtidos pelos modelos em elementos finitos com as equações por RS apresenta um ajuste preciso, conforme indicado pelos elevados valores de R^2 e baixos RMSE. No entanto, as equações geradas para os pontos *crown heel* não atenderam aos critérios do *UK Department of Energy* (1983), diferentemente das equações para as regiões *crown*, *crown toe* e *saddle*, que satisfizeram os critérios estabelecidos.

A análise comparativa com a equação da DNVGL-RP-C203 (2019) demonstrou que ambas apresentam tendências semelhantes na estimativa das tensões de *hot spot* em juntas KT. No entanto, algumas discrepâncias foram identificadas, especialmente nos pontos *crown heel* (P1 e P9) dos *braces* inclinados, onde as equações por RS mostraram maior divergência em relação aos valores obtidos pelas equações da DNVGL-RP-C203 (2019). Para o *brace* central, foi possível observar que os valores obtidos por RS na região *crown* (P4 e P6) são maiores quando comparados com a norma, já os valores na região do *saddle* (P5) mostrou uma melhor convergência.

Os resultados da comparação com as equações de HOSSEINI et al. (2021), apresentam uma boa correlação dados os valores de R^2 (superiores a 0,94) nas análises consideradas. Além disso, os valores reduzidos de RMSE e MRE em pontos específicos

(como P3, P4 e P5) indicam uma boa correlação entre as equações RS e as equações de HOSSEINI et al. (2021) sob a 1ª condição de carregamento. No entanto, observou-se um desempenho menos satisfatório em P2, que obtiveram altos valores para RMSE (2,571) e MRE (13,15%), sugerindo discrepâncias nesse caso específico.

No geral, as equações obtidas por regressão simbólica (RS) têm um bom funcionamento para a obtenção dos FCTs necessários para avaliar a fadiga de juntas KT em estruturas *offshore*. Porém, as equações ainda precisam ser testadas em outras situações para garantir que sejam realmente aplicáveis de forma mais ampla, reforçando a necessidade de estender os estudos para um diálogo mais profundo entre as diferentes perspectivas e contextos abordados.

A seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Expandir os estudos para verificar e avaliar outros tipos de carregamentos em juntas KT, como momento no plano e momento fora do plano, aplicando o método de RS.

- Realizar uma comparação considerando parâmetros geométricos e aplicação dos carregamentos de uma junta KT existente, a fim de validar a aplicabilidade das equações propostas. Se possível, a comparação deve considerar resultados oriundos de testes experimentais.

- Aplicar outros métodos de inteligência artificial, aprendizado de máquina ou otimização computacional para aprimorar a precisão das equações e identificar padrões mais complexos nos dados.

- Ampliar os estudos para outros tipos de juntas tubulares utilizadas em estruturas *offshore*, desenvolvendo novas equações e realizando uma análise comparativa com as equações já existentes na literatura.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

(s.d.). *Fonte: Verum Partners*. Disponívem em: https://verumpartners.com.br/projeto/pra-1/, Acesso em: 10 mar. 2024.

(s.d.). *Fonte: TuringBot*. Disponívem em: https://turingbotsoftware.com/, Acesso em: 15 jul. 2024.

ALDEIA, G. S. (2021). Avaliação da Interpretabilidade em Regressão Simbólica. *Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do ABC*.

ALMAR-NÆSS, A. (1985). *Fatigue Handbook - Offshore Steel Structures.*

API-RP2A-WSD. (2014). Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms. *American Petroleum Institute*.

ASTM-E1823. (2023). American Society for Testing and Materials. *Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture testing*.

ÁVILA, B. V. (2021). Avaliação de dano por fadiga baseado na abordagem das tensões de hot-spot em juntas tubulares KT offshore. *Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais*.

AWS D1.1, A. W. (2020). *Structural welding code: AWS D1.1*. Miami (FL).

CASTRO, F. M. (2013). Análise Não Linear de Plataformas Fixas Offshore do Tipo Jaqueta de Aço: Estudo e Aplicação do Método Quasi-Estático Pushover. *Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro*.

CHAKRABARTI, S. K. (2005). *Handbook of Offshore Engineering. v. 1, 1 ed.* Oxford, Londres: Editora Elsevier.

DNV-RP-C203. (2019). Fatigue Design of Offshore Steel Structures. *Recommended Practice*.

EFTHYMIOU, M. (1988). Development of SCF Formulae and Generalised Influence Funcions For Use in Fatigue Analysis. *Recent Developments in Tubular Joints Technology*.

EFTHYMIOU, M., & DURKIN, S. (1985). Stress concentrations in T/Y and gap/overlap K joints. *Behaviour of Offshore Steel Structures*, pp. 429-440.

EL-REEDY, M. A. (2012). *Offshore Structures: Design, Construction and Maintenance.* Oxford, UK: Elsevier Science.

ETUBE, L. (2001). *Fatigue and Fracture Mechanics of Offshore Structures.* London, UK: Series Editor Duncan Dowson.

GALGOUL, N. S. (2007). *Fatigue Analysis of Offshore Fixed and Floating Structures*.

HOSSEINI, A. S., ZAVVAR, E., & AHMADI, H. (2021). Stress concentration factors in FRP-strengthened steel tubular KT-joints. *Applied Ocean Research, Volume 108*.

IIW-XV-E. (1999). *Recommended fatigue design procedure for welded hollow section joints, IIW Docs, XV-1035-99/XIII-1804-99.* France: International Institute of Welding.

ISO 19902. (2007). Petroleum and natural gas industries - Fixed steel offshore structures.

KOZA, J. (1992). *Genetic Programming: on the Programming of Computers by Means of Natural Selection.* Bradford: Bradford Books.

KUANG, J. G., POTVIN, A. B., LEICK, R. D., & KAHLICK, J. L. (1977). Stress concentration in tubular joints. *Society of Petroleum Engineers Journal*.

LUKE, S. (2009). *Essentials of Metaheuristics.* San Francisco: Lulu.

MANSUR, T., ATANAZIO FILHO, N., GOMES, P., RABELLO, E., SILVA, L., SCORALICK, G., . . . BRACARENSE, A. (2011). Estudo das tensões residuais em juntas soldadas de materiais dissimilares e determinação dos limites de resistência à fadiga dos metais de base. *Soldag*, pp. 274-284.

MENEZES, P. V. (2007). Metodologias de Análise e Projeto de Estruturas Reticuladas na Explotação de Petróleo Offshore. *Dissertação de Mestrado, Univeridade Federal do Rio de Janeiro*.

MORGAN, M. R., & LEE, M. M. (1997). New parametric equations for stress concentration factors in tubular K-joints under balanced axial loading. pp. 309-317.

MORGAN, R., & LEE, K. (1998). *Parametric equations for distributions of stress concentration factors in tubular K-joints under out-of-plane moment loading.*

SEARSON, D. P., LEAHY, D. E., & WILLIS, M. J. (2010). GPTIPS: An Open Source Genetic Programming Toolbox For Multigene Symbolic Regression. *Proceedings of the International MultiConference of Engineers and Computer Scientists*.

SILVA, L. (2014). Análise modal e controle de plataformas offshore sujeitas a pertubações persistentes. *Dissertação de Mestrado, Univeridade Federal de Sergipe*.

SMEDLEY, P., & FISHER, P. (1991). *Lloyd's Register of shipping, Stress concentration factor for ring stiffened tubular joint, Proceedings of Tubular structures.* Delft.

UK Department of Energy. (1983). *Background Notes to the Fatigue Guidance of Offshore Tubular Joints.* London: UK DoE.

UK HEALTH AND SAFETY EXECUTIVE. (1992). *OTH 91 353 - Stress Concentration Factors for Tubular Complex Joints.* London: Lloyd's Register of Shipping.

UK HEALTH AND SAFETY EXECUTIVE. (1997). *OTH354 - Stress Concentration Factors for Simple Tubular Joints.* London: Lloyd's Register of Shipping.

WÆGTER, J. (2009). Stress Concentrations in Simple Tubular Joints. *Note 3.1*.

WORDSWORTH, A. C. (1981). Stress concentration factors at K and KT tubular joints. *Fatigue in Offshore Structural Steels Conference - ICE*.

WORDSWORTH, A. C., & SMEDLEY, G. P. (1978). Stress concentrations at unstiffened tubular joints. *European Offshore Steels Research Seminar*.

ZAVVAR, E., HECTORS, K., & WAELE, W. (2021). Stress concentration factors of multi-planar tubular KT-joints subjected to in-plane bending moments. *Marine Structures, 78*. doi:https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2021.103000

ZHAO, X. L. (2000). Design Guide for Circular and Rectangular Hollow Section Welded Joints Under Fatique Loading. *Comité International pour le Développement et l´Etude de la Construction Tubulaire (CIDECT)*.

ANEXO A

A seguir, são apresentadas as equações de EFTHYMIOU (1988) para juntas tubulares do tipo KT presentes na norma DNVGL-RP-C203 (2019), no Apêndice B, para Carga Axial Balanceada.

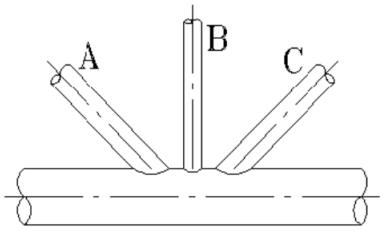

Figura A.1 – Junta KT para carga axial balanceada segundo a DNVGL-RP-C203 (2019).

$$FCT_{Chord} = \tau^{0.9}\gamma^{0.5}(0.67 - \beta^2 + 1.16\beta)\sin\theta\left(\frac{\sin\theta_{max}}{\sin\theta_{min}}\right)^{0.30} \cdot \left(\frac{\beta_{max}}{\beta_{min}}\right)^{0.30}\left(1.64 + 0.29\beta^{-0.38}\mathrm{ATAN}(8\,\zeta)\right) \tag{A.1}$$

$$FCT_{Brace} = 1 + (1.97 - 1.57\beta^{0.25})\tau^{-0.14}(\sin\theta)^{0.7} \cdot \tau^{0.9}\gamma^{0.5}(0.67 - \beta^2 + 1.16\beta)\sin\theta\left(\frac{\sin\theta_{max}}{\sin\theta_{min}}\right)^{0.30} \cdot \left(\frac{\beta_{max}}{\beta_{min}}\right)^{0.30} \cdot \left(1.64 + 0.29\beta^{-0.38}\mathrm{ATAN}(8\,\zeta)\right) + \sin^{1.8}(\theta_{max} + \theta_{min}) \cdot \left(0.131 - 0.084\,\mathrm{ATAN}(14\,\zeta + 4.2\beta)\right) \cdot C\beta^{1.5}\gamma^{0.5}\tau^{-1.22} \tag{A.2}$$

Onde:

C = 0 para juntas com *gap*;

C = 1 para *brace* passante;

C = 0.5 para *brace* sobreposto.

Para os *braces* diagonal A e C utilizar $\zeta = \zeta_{AB} + \zeta_{BC} + \beta_B$.

Para o *brace* central, B utilizar $\zeta =$ máximo de ζ_{AB}, ζ_{BC}.

Observe que τ, β, θ e a tensão nominal são correspondentes ao brace em consideração, e ATAN é a tangente inversa em radianos.

O intervalo dos parâmetros geométricos válidos para as Equações (A.1) e (A.2) são:

$$0.2 \leq \beta \leq 1.0$$

$$0.2 \leq \tau \leq 1.0$$

$$8 \leq \gamma \leq 32$$

$$4 \leq \alpha \leq 40$$

$$20° \leq \beta \leq 90°$$

$$\frac{-0.6\beta}{\sin\theta} \leq \zeta \leq 1.0$$

ANEXO B

No presente Anexo, são apresentadas as equações de HOSSEINI, et al. (2021) para juntas tubulares do tipo KT não-reforçadas. As condições de carregamento axial e os pontos de extração dos FCT são os mesmos descritos no Capítulo 3.

- 1ª condição de carga axial

$$SCF_{1st-P1} = (0.760\tau^{2.135}\gamma^{0.395}\beta^{-0.495}\theta^{6.928})(0.279\gamma + 4.667\beta\tau + 17.184\tau + 1.381\theta - 0.764\tau\theta\gamma)(\tau+\theta)^{-2.977}(\tau+\beta)^{5.684}(\theta + \tau)^{-2.050}(\beta^{2.042} + \tau\theta)^{-4.4005} \quad \text{(B.1)}$$

$$SCF_{1st-P2} = (1.089\tau^{1.266}\gamma^{1.354}\beta^{0.665}\theta^{0.248})(-0.951\beta\theta - 0.406\beta - 0.162\tau\theta + 1.427\theta + 0.126\tau) \quad \text{(B.2)}$$

$$SCF_{1st-P3} = (2.110\tau^{0.919}\gamma^{0.134}\beta^{0.935}\theta^{-1.338})(-6.795\beta\theta - 1.158\beta + 1.818\tau\theta + 9.237\theta - 0.249\tau) \quad \text{(B.3)}$$

$$SCF_{1st-P4} = (1.449\tau^{0.827}\gamma^{0.040}\beta^{0.400}\theta^{-1.141})(2.675\beta\theta - 2.096\beta + 3.667\tau\theta + 4.214\theta - 0.569\tau) \quad \text{(B.4)}$$

$$SCF_{1st-P5} = (1.471\tau^{1.171}\gamma^{1.283}\beta^{0.721}\theta^{-0.769})(-1.618\beta\theta + 0.045\beta - 0.083\tau\theta + 1.743\theta - 0.32\tau) \quad \text{(B.5)}$$

- 2ª condição de carga axial

$$SCF_{2nd-P1} = (0.087\tau^{-0.109}\gamma^{1.060}\beta^{0.379}\theta^{3.897})(0.044\gamma - 4.260\beta\tau + 10.118\tau - 1.193\theta - 0.178\tau\theta\gamma)(\tau+\theta)^{0.691}(\tau+\beta)^{2.888}(\theta + \tau)^{-0.446}(\beta^{0.774} + \tau\theta)^{-3.289} \quad \text{(B.6)}$$

$$SCF_{2nd-P2} = (0.605\tau^{1.117}\gamma^{1.101}\beta^{-1.237}\theta^{0.123})(0.833\beta\theta - 0.364\beta + 0.038\tau\theta + 0.022\theta - 0.015\tau) \quad \text{(B.7)}$$

$$SCF_{2nd-P3} = (0.974\tau^{0.214}\gamma^{0.435}\beta^{-0.198}\theta^{-1.334})(-0.081\beta\theta - 0.196\beta + 2.859\tau\theta + 0.361\theta - 1.071\tau) \quad \text{(B.8)}$$

$$SCF_{2nd-P4} = (0.915\tau^{1.137}\gamma^{0.825}\beta^{0.303}\theta^{-0.825})(-0.934\beta\theta + 0.190\beta - 0.113\tau\theta + 1.231\theta - 0.038\tau) \quad \text{(B.9)}$$

$$SCF_{2nd-P5} = (0.720\tau^{1.222}\gamma^{0.882}\beta^{0.294}\theta^{-2.119})(-0.590\beta\theta - 0.026\beta - 0.238\tau\theta + 0.504\theta + 0.012\tau) \quad \text{(B.10)}$$

- 3ª condição de carga axial

$$SCF_{3nd-P1} = (0.141\tau^{1.065}\gamma^{0.938}\beta^{-3.771}\theta^{3.481})(-0.070\gamma + 12.123\beta\tau + 1.674\tau + 6.320\theta - 1.507\tau\theta\gamma)(\tau+\theta)^{-0.833}(\tau+\beta)^{0.318}(\theta + \tau)^{-0.224}(\beta^{-2.085} + \tau\theta)^{-1.806} \quad \text{(B.11)}$$

$$SCF_{3rd-P2} = (1.728\tau^{1.040}\gamma^{0.209}\beta^{0.207}\theta^{1.992})(-0.024\beta\theta + 1.619\beta + 0.864\tau\theta + 0.618\theta - 0.548\tau) \quad \text{(B.12)}$$

$$SCF_{3rd-P3} = (1.152\tau^{0.333}\gamma^{0.842}\beta^{-0.641}\theta^{-1.146})(0.162\beta\theta - 0.139\beta + 0.791\tau\theta + 0.134\theta - 0.370\tau) \quad \text{(B.13)}$$

$$SCF_{3rd-P4} = (0.900\tau^{0.274}\gamma^{0.376}\beta^{-0.083}\theta^{-1.095})(0.422\beta\theta - 0.004\beta + 2.342\tau\theta + 0.111\theta - 0.0252\tau) \quad \text{(B.14)}$$

$$SCF_{3rd-P5} = (1.295\tau^{1.161}\gamma^{1.185}\beta^{0.626}\theta^{-1.1031})(-1.221\beta\theta - 0.030\beta - 0.099\tau\theta + 1.397\theta - 0.011\tau) \quad \text{(B.15)}$$

$$SCF_{3rd-P6} = (1.060\tau^{0.809}\gamma^{0.295}\beta^{0.288}\theta^{-1.051})(1.084\beta\theta - 0.891\beta + 1.719\tau\theta + 2.471\theta - 0.233\tau) \quad \text{(B.16)}$$

$$SCF_{3rd-P7} = (1.173\tau^{0.174}\gamma^{0.300}\beta^{0.316}\theta^{-1.313})(-1.046\beta\theta - 0.155\beta + 4.391\tau\theta + 1.035\theta - 0.721\tau) \quad \text{(B.17)}$$

$$SCF_{3rd-P8} = (1.116\tau^{1.263}\gamma^{1.176}\beta^{0.743}\theta^{0.185})(-1.216\beta\theta - 0.466\beta - 0.119\tau\theta + 1.811\theta + 0.126\tau) \quad \text{(B.18)}$$

$$SCF_{3rd-P9} = (0.976\tau^{-0.535}\gamma^{0.220}\beta^{-3.973}\theta^{7.179})(0.004\gamma + 0.230\beta\tau - 0.166\tau + 0.137\theta - 0.004\tau\theta\gamma)(\tau + \theta)^{-3.022}(\tau + \beta)^{14.649}(\theta + \tau)^{-2.396}(\beta^{1.775} + \tau\theta)^{-5.830} \quad \text{(B.19)}$$