

Universidade Federal de Ouro Preto

Escola de Minas
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
PROPEC

Tese

**Otimização do projeto de estruturas
treliçadas formadas por perfis
tubulares soldados, usando
algoritmos genéticos e método
dos elementos finitos**

Carmem Miranda Lage

Ouro Preto
2019



UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO - ESCOLA DE MINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

**OTIMIZAÇÃO DO PROJETO DE ESTRUTURAS
TRELIÇADAS FORMADAS POR PERFIS TUBULARES
SOLDADOS, USANDO ALGORITMOS GENÉTICOS E
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

AUTORA: CARMEM MIRANDA LAGE

ORIENTADOR: Prof. Dr. Francisco de Assis das Neves

COORIENTADOR: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Ciências da Engenharia Civil, área de concentração: Estruturas e Construção.

Ouro Preto, 22 de março de 2019.

L174o

Lage, Carmem Miranda .

Otimização do projeto de estruturas treliçadas planas formadas por perfis tubulares soldados, usando algoritmos genéticos e método dos elementos finitos [manuscrito] / Carmem Miranda Lage. - 2019.

159f.: il.: color; graf; tabs.

Orientador: Prof. Dr. Francisco de Assis das Neves.

Coorientador: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas e Construção.

1. Otimização paramétrica. 2. Treliças tubulares. 3. Algoritmo genético. 4. Integração Ansys e Matlab. I. Neves, Francisco de Assis das. II. Freitas, Marcílio Sousa da Rocha. III. Universidade Federal de Ouro Preto. IV. Título.

CDU: 624.01

Catálogo: www.sisbin.ufop.br

**OTIMIZAÇÃO DO PROJETO DE ESTRUTURAS TRELIÇADAS
FORMADAS POR PERFIS TUBULARES SOLDADOS USANDO
ALGORITMOS GENÉTICOS E MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**


AUTORA: CARMEM MIRANDA LAGE

Esta tese foi apresentada em sessão pública e aprovada em 22 de março de 2019, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:


Prof. Francisco de Assis das Neves, D. Sc. – UFOP (Presidente)


Prof. Marcílio Sousa da Rocha Freitas, D. Sc. – UFOP


Prof. Amilton Rodrigues da Silva, D. Sc. – UFOP


Profª. Eliane Maria Lopes Carvalho, D. Sc. – UFF


Prof. Marcelo Greco, D. Sc. – UFMG

Ao meu filho Caio.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por iluminar sempre meu caminho.

Aos meus pais, Carmelita e José Leir, pelo incentivo e apoio nos estudos e compreensão nos momentos de ausência.

Ao Adriano pelo amor, incentivo e compreensão.

Aos meus orientadores Assis e Marcilio pela oportunidade da orientação, pelo ensinamento, apoio, amizade e paciência. Aos professores Henor e Róvia pela amizade e incentivo. Aos demais professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da UFOP pelo aprendizado e à Sílvia, pela atenção.

Ao Brayan Paredes (instrutor da ESSS) pelo curso do Ansys Workbench. Ao Vinícius Nicchio (UFOP) e ao Marcos Pinheiro (UFSJ) pelo apoio com os programas.

Aos colegas da UFSJ, pelo companheirismo.

RESUMO

Problemas de otimização estrutural paramétrica de ordem prática podem envolver um grande número de variáveis e restrições, que atendam aos requisitos normativos de segurança e desempenho estrutural. A maioria dos problemas de otimização tendem a encontrar o valor mínimo da função objetivo dentro de um conjunto viável que satisfaça as restrições. Entre as técnicas de computação evolucionária, os algoritmos genéticos (AGs) tem sido utilizados com sucesso para a otimização de estruturas, incluindo os sistemas treliçados. Esse estudo propõe uma metodologia interativa automatizada para a otimização de estruturas baseada na integração de dois programas comerciais: Ansys e Matlab. O *script* desenvolvido utiliza-se do Método dos Elementos Finitos para a análise da estrutura, em conjunto com os Algoritmos Genéticos para a otimização. O objetivo do estudo é avaliar a aplicabilidade, precisão e eficiência da metodologia proposta. Foram resolvidos 3 exemplos numéricos de treliças com 3, 10 e 19 barras com a metodologia proposta, envolvendo variáveis contínuas. O valor de função objetivo (aptidão) encontrado para a treliça de 3 barras foi 3,27% inferior ao resultado da literatura. Por outro lado, os resultados de função objetivo obtidos para as treliças de 10 e 19 barras foram respectivamente 0,05% e 2,22% superiores aos resultados da literatura. Assim, os resultados obtidos permitiram concluir que a metodologia proposta em conjunto com os Algoritmos Genéticos é uma ferramenta eficaz na busca do ótimo global de problemas de otimização. Posteriormente foram realizados ainda outros dois experimentos em relação à treliça de 19 barras, considerando variáveis discretas. O valor de função objetivo obtido no experimento que levava em consideração restrições normativas baseadas na norma ABNT NBR 16239 (2013) foi 5% inferior ao valor obtido com variáveis contínuas e restrições do código EN 1993-1-1 (2005). Por último, procedeu-se a verificação à fadiga de uma das ligações tubulares da treliça de 19 barras, utilizando-se a abordagem tensão-vida. O número de ciclos à fadiga esperado para a ligação da treliça utilizando-se as tensões obtidas por meio do MEF e tensões obtidas de forma analítica foi considerado praticamente infinito.

Palavras-chave: otimização paramétrica; treliças tubulares; algoritmo genético; integração Ansys e Matlab.

ABSTRACT

Practical parametric structural optimization problems can involve a large number of variables and constraints that meet regulatory requirements for safety and structural performance. Most optimization problems tend to find the minimum value of the objective function within a viable set that satisfies the constraints. Among evolutionary computational techniques, genetic algorithms (GAs) have been successfully used for the optimization of structures, including truss systems. This study proposes an automated interactive methodology for the optimization of structures based on the integration of two commercial programs: Ansys and Matlab. The developed script uses the Finite Element Method for analysis of the structure, together with the Genetic Algorithms for optimization. The objective of the study is to evaluate the applicability, precision and efficiency of the proposed methodology. Three numerical examples of truss with 3, 10 and 19 bars were solved with the proposed methodology, involving continuous variables. The objective function value (fitness) found for the 3-bar truss was 3.27% lower than the literature result. On the other hand, the objective function results obtained for the trusses of 10 and 19 bars were respectively 0.05% and 2.22% higher than the results in the literature. Thus, the results obtained allowed to conclude that the methodology proposed in conjunction with the Genetic Algorithms is an effective tool in the search for optimum global optimization problems. Subsequently, two other experiments were performed in relation to the truss of 19 bars, considering discrete variables. The objective function value obtained in the experiment that considered normative restrictions based on the pipe standard (ABNT NBR 16239, 2013) presented a lower value (approximately 5%) when compared to the experiment with continuous variables and European code EN 1993-1-1 (2005) restrictions. Finally, the fatigue test was performed on one of the hollow sections joints of the 19-bar truss, using the stress-life approach (S-N), based on the geometric stress. The number of cycles at the fatigue expected for the truss connection using the stress obtained by MEF and stress obtained analytically was considered practically infinite.

Keywords: size optimization; tubular trusses; genetic algorithm; Ansys and Matlab integration.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Procedimento para otimização de um projeto estrutural. Fonte: Adaptado de KIM e SANKAR (2011)	3
Figura 2.1 - Categorias de otimização estrutural. a) otimização paramétrica, b) otimização de forma e c) otimização topológica. Fonte: BENDS ØE e SIGMUND (2003).....	14
Figura 2.2 – Fluxograma do funcionamento do algoritmo genético. Fonte: Adaptado de MESSAC (2015).....	15
Figura 2.3 – Representação do indivíduo codificado.....	17
Figura 2.4 – Seleção por roleta.....	18
Figura 2.5 – Elitismo.....	18
Figura 2.6 – Crossover: a) um ponto; b) dois pontos.....	19
Figura 2.7 – Mutação.....	19
Figura 3.1 – Estruturas tubulares: (a) Passarela no bairro Belvedere, Belo Horizonte; (b) Passarela no anel rodoviário, Belo Horizonte. Fonte: V & M do Brasil. Imagination & Inspiração, Coletânea de Estruturas Tubulares, 2008.....	22
Figura 3.2 – Estruturas tubulares: (a) Centro de convenções Expominas, Belo Horizonte; (b) Parque Aquático Maria Lenk, Rio de Janeiro. Fonte: V & M do Brasil. Imagination & Inspiração, Coletânea de Estruturas Tubulares, 2008.....	22
Figura 3.3 – Terminal Capri, São Paulo. Fonte: www.bemo.com.br – acesso em 15/10/17.....	23
Figura 3.4 – Viaduto, Hague, The Netherlands. Fonte: www.archdaily.com	23
Figura 3.5 – Passarela de pedestres e bicicletas, Rotterdam, The Netherlands. Fonte: www.instagram.com/p/qxC3DIGgFi/?taken-by=ivozwek	24
Figura 3.6 – Viaduto de Lully, Suíça. Fonte: http://www.dic-ing.ch/data/lully.pdf	24
Figura 3.7 – Ponte Nesenbachtal. Alemannha. Fonte: Steel Castings in architecture and engineering. 2003 NASCC Proceedings, Baltimore, MD, April 2-5, sessions D4/C18.....	25
Figura 3.8 – Ponte Korntal-Münchingen. Fonte: www.lap-consult.com . Acesso em 05/07/2017.....	25
Figura 3.9 – Tipos de ligação. Fonte: Wardenier, CIDECT 8 (2000).....	26
Figura 3.10 – Variáveis geométricas de uma ligação tubular do tipo K: (a) com afastamento; (b) com sobreposição. Fonte: Wardenier, 2000.....	27
Figura 3.11 – Parâmetros de carregamento em amplitude constante.....	28
Figura 3.12 – Ciclos de carregamento.....	29
Figura 3.13 - Diagrama de distribuição de tensões: os trechos ‘a’, ‘b’ e ‘c’ correspondem à distribuição da tensão nominal, tensão geométrica e tensão local, respectivamente.....	30
Figura 3.14 - Curva S-N típica.....	32
Figura 4.1 – Modos de falha em ligações entre perfis tubulares circulares.....	38
Figura 4.2 – Modos de falha: (a) plastificação do banzo (modo A); (b) ruptura por punção do banzo (modo D).....	38
Figura 4.3 – Comprimento efetivo da solda de perfis tubulares circulares.....	41
Figura 4.4 – Definição do ângulo do diedro local.....	41
Figura 4.5 – Locais de tensão geométrica.....	45
Figura 4.6 – Definição da região de extrapolação.....	46
Figura 4.7 – Curvas de resistência à fadiga para ligações CHS ($4\text{mm} \leq t \leq 50\text{mm}$).....	48
Figura 5.1 - Fluxograma da metodologia utilizada para a otimização das estruturas.....	50
Figura 5.2 – Treliça de 3 barras.....	52

Figura 5.3 – Elemento LINK 1.....	53
Figura 5.4 - Resultados da melhor solução encontrada para a otimização da treliça de 3 barras.....	54
Figura 5.5 - Resultados da pior solução encontrada para a otimização da treliça de 3 barras.	55
Figura 5.6 - Treliça de 10 barras.	57
Figura 5.7 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 10 barras	59
Figura 5.8 - Resultados encontrados para o pior valor da função objetivo – treliça de 10 barras.....	61
Figura 5.9 – Treliça de 19 barras.	63
Figura 5.10 – Elemento finito Link 8.	63
Figura 5.11 – Figura esquemática representando a análise de sensibilidade.	69
Figura 5.12 – Gráfico de coeficientes de Sperman dos parâmetros da treliça de 19 barras.	72
Figura 5.13 – Gráfico de sensibilidades da treliça de 19 barras.	73
Figura 5.14 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 19 barras.	74
Figura 5.15 - Evolução das forças axiais resistentes ao longo das gerações – treliça de 19 barras.....	76
Figura 5.16 - Porcentagem de força axial resistente alcançada ao longo das gerações – treliça de 19 barras.....	77
Figura 5.17 - Resultados encontrados para o pior valor da função objetivo – treliça de 19 barras.....	80
Figura 5.18 – Desenho de detalhamento das ligações da treliça de 19 barras. Dimensões em mm.....	81
Figura 5.19 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 19 barras.	83
Figura 5.20 - Porcentagem de força axial resistente alcançada ao longo das gerações – treliça de 19 barras.....	85
Figura 5.21 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 19 barras.	87
Figura 5.22 - Porcentagem de força axial resistente alcançada ao longo das gerações – treliça de 19 barras.....	89
Figura 6.1 – Dimensões dos perfis da ligação do nó 8.....	91
Figura 6.2 – Comprimentos das barras da ligação do nó 8.....	91
Figura 6.3 - Geometria do modelo numérico da ligação do nó 8.....	93
Figura 6.4 – Elemento finito de casca Shell181.	94
Figura 6.5 – Malha de elementos finitos: (a) ligação tubular; (b) detalhe da malha da diagonal direita; (c) detalhe da malha da região de interseção das barras.....	95
Figura 6.6 – Condições de contorno do modelo.	96
Figura 6.7 – Condições de contorno do modelo numérico.	96
Figura 6.8 - Características geométricas e cargas dos trens-tipo.....	97
Figura 6.9 – Cargas axiais da ligação do nó 8 da treliça.	98
Figura 6.10 – Cargas aplicadas nos nós do modelo numérico da ligação: (a) barra diagonal esquerda; (b) barra diagonal direita; (c) lado esquerdo do banzo; (d) lado direito do banzo.	99
Figura 6.11 – Tensões Principais Máximas: (a) solução nodal (PowerGraphics); (b) solução do elemento (PowerGraphics); (c) solução nodal (Full Model); (d) solução do elemento (Full Model).	104
Figura 6.12 – Pontos para análise da tensão geométrica.....	105
Figura 6.13 – Distribuição das tensões Principais Máximas na região de extrapolação do banzo.....	106
Figura 6.14 - Pontos de medição das tensões da diagonal esquerda.....	107
Figura 6.15 – Distribuição das tensões Principais Máximas na região de extrapolação da diagonal esquerda.....	108
Figura 6.16 - Pontos de medição das tensões da diagonal direita.....	108

Figura 6.17 - Distribuição das tensões Principais Máximas na região de extrapolação da diagonal direita	109
Figura 6.18 – Curva S-N para previsão do número de ciclos para a falha da ligação.....	111

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 - Artigos sobre otimização de sistemas treliçados. Fonte: adaptado de FARKAS E JÁRMAI (2013).....	9
Tabela 4.1 – Domínio de validade das grandezas geométricas	37
Tabela 4.2 – Dimensões mínimas da perna do filete	42
Tabela 4.3– Faixa de validade dos parâmetros geométricos de ligações do tipo K com carga balanceada	45
Tabela 4.4 - Limites da região de extrapolação para CHS	46
Tabela 4.5 – Valores limites de fadiga.....	48
Tabela 5.1 - Resultados de peso e variáveis da treliça de 3 barras	55
Tabela 5.2 - Análise estatística dos resultados de peso da treliça de 3 barras	56
Tabela 5.3 – Valores iniciais de tensões para a treliça de 10 barras	57
Tabela 5.4 - Parâmetros de entrada do AG	58
Tabela 5.5 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 10 barras	60
Tabela 5.6 - Tensões finais nas barras e diferença percentual em relação ao valores limites	60
Tabela 5.7 - Análise estatística dos resultados de peso da treliça de 10 barras	61
Tabela 5.8 - Valores iniciais de diâmetros e espessuras das barras e volume total.....	64
Tabela 5.9 - Parâmetros de entrada do AG.....	65
Tabela 5.10 – Lista dos parâmetros correlacionados	70
Tabela 5.11 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 19 barras	74
Tabela 5.12 - Forças axiais resistentes finais nas barras e força axial solicitante.....	78
Tabela 5.13 – Restrições que envolvem parâmetros geométricos e domínio de validade.....	79
Tabela 5.14 - Análise estatística dos resultados de volume escalonado da treliça de 19 barras..	80
Tabela 5.15 – Diâmetros e espessuras utilizadas como variáveis discretas	82
Tabela 5.16 - Valores iniciais de diâmetros e espessuras das barras e volume total.....	82
Tabela 5.17 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 19 barras	84
Tabela 5.18 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 19 barras	88
Tabela 6.1 - Valores dos parâmetros geométricos da ligação tipo K do nó 8 da treliça de 19 barras	92
Tabela 6.2- Valores dos parâmetros geométricos da ligação tipo K do nó 8 da treliça de 19 barras	97
Tabela 6.3 - Limites da região de extrapolação para CHS	101
Tabela 6.4 – Valores de tensões Geométricas e Amplitudes de tensões das barras da ligação ..	110

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Abordagem geral	1
1.2	Estudos relacionados a otimização de estruturas por meio dos Algoritmos genéticos ...	6
1.3	Estudos relacionados a otimização de estruturas com multi-objetivo e computação evolucionária	7
1.4	Estudos relacionados a otimização de estruturas de sistemas treliçados	8
1.5	Objetivos	9
1.6	Justificativa	10
1.7	Estrutura do trabalho	11
2	OTIMIZAÇÃO DE ESTRUTURAS	13
2.1	Tipos de otimização estrutural	13
2.2	Funcionamento do algoritmo genético	14
2.2.1	Codificação.....	16
2.2.2	Operadores genéticos	17
3	ESTRUTURAS EM PERFIS TUBULARES SOLDADOS	21
3.1	Generalidades	21
3.2	Aplicação estrutural	21
3.3	Aplicação estrutural em pontes e passarelas de outros países	23
3.4	Nomenclatura e classificação das ligações tubulares soldadas	25
3.4.1	Fenômeno da fadiga	27
3.5	Comportamento à fadiga de ligações soldadas de aço em estruturas tubulares	29
3.5.1	Métodos para previsão da vida em fadiga	31
3.5.2	Fadiga em controle de tensão (curvas S-N).....	31
4	ESPECIFICAÇÕES DE PROJETO PARA VERIFICAÇÃO DE LIGAÇÕES TUBULARES	33
4.1	Dimensionamento de barras tracionadas e comprimidas	33
4.1.1	Prescrições da norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013).....	33
4.1.2	Prescrições do código europeu EN 1993-1-1 (2005)	36
4.2	Resistência de cálculo de ligações uniplanares constituídas de perfis tubulares circulares.	36
4.2.1	Prescrições da norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013).....	36
4.2.2	Prescrições do código europeu EN 1993-1-8 (2005)	40
4.3	Dimensionamento das soldas de filete	40

4.3.1	Prescrições da norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013).....	40
4.3.2	Prescrições do código europeu EN 1993-1-8 (2005)	42
4.4	Resistência da ligação à fadiga de acordo com CIDECT 8 (2000).....	42
4.4.1	Faixa de tensão nominal	43
4.4.2	Fator de concentração de tensão (SCF).....	44
4.4.3	Faixa de tensão geométrica (Sr _{hs}) obtida por meio do MEF	45
4.4.4	Número de ciclos para a falha	47
5	SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE OTIMIZAÇÃO DE ESTRUTURAS EM SISTEMAS TRELIÇADOS.....	49
5.1	Metodologia interativa com a utilização dos softwares Matlab e Ansys Mechanical APDL	49
5.2	Aplicação da metodologia proposta para a otimização de estruturas	51
5.2.1	Treliça de 3 barras.....	52
5.2.2	Treliça de 10 barras.....	56
5.2.3	Treliça plana de 19 barras com restrições normativas e variáveis contínuas	62
5.2.4	Treliça plana de 19 barras com restrições do código europeu e variáveis discretas	81
5.2.5	Treliça plana de 19 barras com restrições da norma brasileira e variáveis discretas	86
6	ANÁLISE DE FADIGA DE UMA LIGAÇÃO SOLDADA	90
6.1	Verificação à fadiga da treliça de 19 barras	90
6.1.1	Descrição da ligação analisada	90
6.1.2	Modelo numérico da ligação	92
6.1.3	Elemento finito utilizado no modelo e malha	93
6.1.4	Condições de contorno	96
6.1.5	Carregamento	97
6.1.6	Tipo de análise.....	99
6.1.7	Tipo de abordagem e método de cálculo de resistência para avaliar a vida à fadiga da ligação	100
6.1.8	Análise da qualidade da malha de elementos finitos e formas de apresentação dos resultados do modelo numérico	101
6.1.9	Resultados detalhados das tensões Principais Máximas do modelo numérico	104
7	CONSIDERAÇÕES FINAIS	117
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	121

1 INTRODUÇÃO

Este capítulo destina-se a fazer uma abordagem geral e estado da arte dos assuntos relacionados com o tema deste trabalho: otimização estrutural, algoritmos genéticos, método dos elementos finitos e estruturas tubulares.

1.1 Abordagem geral

Otimização refere-se a encontrar uma ou mais soluções viáveis, que correspondem a valores extremos de uma ou mais funções-objetivo para determinadas restrições. Tais soluções ótimas, na maioria dos problemas de engenharia, partem da necessidade de obter o custo mínimo possível de fabricação, peso mínimo da estrutura ou o máximo de confiabilidade possível (DEB, 2001). Outros exemplos de funções-objetivo são a resistência à fadiga; a amplitude e a frequência de vibração; a rigidez ou flexibilidade; o nível de ruído, entre outros.

A otimização matemática é um processo de maximização e/ou minimização de um ou mais objetivos sem violar restrições (limites) de projeto especificadas, regulando um conjunto de parâmetros variáveis que influenciam os objetivos e as restrições de projeto. É importante perceber que, para aplicar a otimização, são necessários expressar o (s) objetivo (s) e as restrições de projeto como funções quantitativas dos parâmetros variáveis. Esses parâmetros variáveis são também conhecidos como variáveis de projeto ou variáveis de decisão (MESSAC, 2015). Quando as restrições limitam o contorno superior e inferior das variáveis de projeto, essas restrições são ditas *restrições laterais*.

A forma matemática padrão do problema de otimização de projeto pode ser escrita de acordo com as Equações 1.1 a 1.4 a seguir:

$$\text{minimizar } f(\mathbf{x}) \quad (1.1)$$

$$\text{sujeito a } g_i(\mathbf{x}) \leq 0, \quad i=1, \dots, N \quad (1.2)$$

$$h_j(\mathbf{x})=0, \quad j=1, \dots, M \quad (1.3)$$

$$x_l^{Inf} \leq \mathbf{x} \leq x_l^{Sup}, \quad l=1, \dots, K \quad (1.4)$$

onde $\mathbf{x} = \{x_1, x_2, \dots, x_k\}^T$ é o vetor das variáveis de projeto, $f(\mathbf{x})$ é a função objetivo, $g_i(\mathbf{x})$ são as restrições de desigualdade, $h_j(\mathbf{x})$ são as restrições de igualdade, e x_l^{Inf} e x_l^{Sup} são, respectivamente, o limite inferior e o limite superior das variáveis de projeto. Assim, procura-se encontrar o valor mínimo da função objetivo dentro de um conjunto viável (domínio), que satisfaça as restrições. Em problemas de engenharia, normalmente deseja-se minimizar a função objetivo; encontrar o valor mínimo de peso ou custo menor, e as restrições mais usuais são as de desigualdade; a tensão máxima deve ser menor igual a um valor admissível, por exemplo.

O uso de computadores alimentados com ferramentas de otimização e análise estrutural proporciona o dimensionamento ótimo e elimina o processo de tentativa e erro na obtenção da melhor solução. Na Figura 1.1 é possível visualizar o fluxograma do processo de otimização de projetos.

De acordo com o fluxograma, para um determinado problema físico de engenharia, deve-se proceder a modelagem computacional (formulação do problema de otimização) da estrutura de forma que esta seja uma representação matemática coerente com o modelo físico. Para a formulação do problema de otimização é necessário identificar e selecionar de forma clara quais são as variáveis de projeto (etapa conhecida como parametrização do projeto), definir a função objetivo do problema e identificar e definir as restrições. Após essas etapas, pode-se proceder a análise estrutural (análise de elementos finitos, por exemplo) para calcular os aspectos do desempenho estrutural. É importante certificar-se de que a análise de elementos finitos possa ser realizada de forma satisfatória nos limites superiores e inferiores das variáveis. Em seguida deve-se realizar um estudo dos parâmetros, conhecido como análise de sensibilidade, a fim de investigar o efeito das variáveis de projeto no desempenho estrutural. Se o modelo ótimo for obtido cessa o procedimento de otimização, caso contrário, faz-se uma atualização do modelo estrutural até que a solução seja encontrada.

As amostras para proceder à análise de sensibilidade neste trabalho serão geradas por meio da técnica de amostragem **por Hipercubo Latino (LHS - Latin Hypercube Sampling Design)**. Em uma amostragem de LHS em duas dimensões, os pontos são gerados aleatoriamente em uma “grade quadrada” (*square grid*) em todo o espaço de projeto, conhecida como “Latin Square”. O termo hipercubo representa a extensão desse conceito para dimensões mais elevadas para muitas variáveis de projeto (CHOI, GRANDHI e CANFIELD, 2007).

O processo de geração de pontos de amostragem com Hipercubo Latino tem uma "memória" no sentido de que os pontos de amostragem não podem se agrupar (ocupar o mesmo lugar), porque eles são restritos dentro do respectivo intervalo

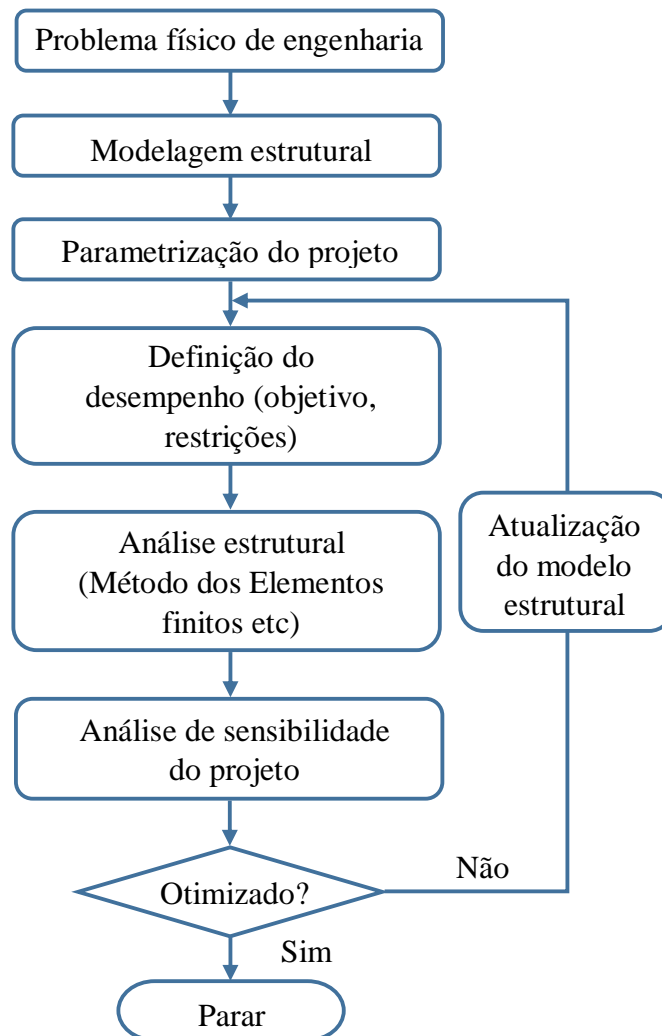


Figura 1.1 – Procedimento para otimização de um projeto estrutural. Fonte: Adaptado de KIM e SANKAR (2011)

De acordo com MESSAC (2015), em função do grau de dificuldade, um problema de otimização pode ser resolvido por um dos métodos a seguir: analítico, gráfico e numérico (ou algorítmico), sendo que este último é o mais comumente adotado. A formulação do problema de otimização está relacionada não somente com a escolha das variáveis, função objetivo e restrições, mas também com a escolha do algoritmo de otimização. Em outras palavras, a classe de algoritmos de otimização disponíveis para resolver um problema depende de como o problema foi formulado. Não há um único algoritmo adequado para todos os problemas de otimização. Os algoritmos genéticos (AGs) tem sido aplicados para solucionar uma variedade

de problemas de otimização que não são facilmente resolvidos pelos algoritmos tradicionais, incluindo problemas em que a função objetivo é altamente não linear e problemas com espaço de busca muito grande. Além disso, o algoritmo genético pode resolver problemas com variáveis mistas, onde algumas variáveis são restritas a valores inteiros. O funcionamento dos algoritmos genéticos será visto com mais detalhes no capítulo 2.

No Brasil, a maioria do referencial teórico utiliza implementações de algoritmos em linguagem computacional em todas as etapas do procedimento de otimização das estruturas, incluindo a análise estrutural. O número de trabalhos que utilizam ferramentas computacionais já existentes (Ansys, por exemplo) para a etapa de análise estrutural ainda é limitado.

Há no mercado várias opções disponíveis de *softwares* para otimizar problemas em geral. De acordo com MESSAC (2015) eles se dividem em três classes principais. A primeira classe envolve *softwares* de otimização autônomos, onde o foco principal é resolver diversos tipos de problemas de otimização, tais como o MATLAB. A segunda classe envolve estruturas de integração (*integration framework*), onde os códigos de análise de diferentes disciplinas de engenharia possam ser integrados de forma apropriada e os projetos possam ser otimizados, tais como o software modeFrontier. A terceira classe de softwares envolve ferramentas autônomas de análise de uso geral que incorporam módulos de pré-processamento, solver (solução) e pós-processamento em uma interface gráfica com o usuário unificada, além de incorporar um módulo de otimização. Pode-se citar como exemplos, o ANSYS Mechanical, ANSYS Workbench, NASTRAN, ABAQUS, Altair entre outros. As versões mais antigas do ANSYS Mechanical (versão 12, por exemplo) possuem um módulo de otimização, que deixou de existir nas versões mais recentes e foi incorporado no ANSYS Workbench, com alguns algoritmos de otimização e ferramentas adicionais.

Uma das vantagens do ANSYS Mechanical é a capacidade de programação pelo usuário por meio de um subconjunto de comandos denominado ANSYS Parametric Design Language (APDL), que é dedicado ao gerenciamento de parâmetros, macros, loops condicionais entre outros. Assim, em um problema de otimização, as variáveis de projeto podem ser inseridas na APDL ou pode-se utilizar o módulo de otimização para gerenciar automaticamente esses parâmetros. Outra vantagem é que esses softwares da ANSYS Inc. possibilitam diversos tipos de análises, tais como estática linear e não linear, dinâmica linear e não linear, fadiga entre

outros. Além disso, o ANSYS Mechanical permite fazer integração com algoritmos de otimização externo (algoritmos do MATLAB, por exemplo), permitindo assim que modelos complexos, difíceis de serem implementados e analisados estruturalmente via MATLAB, por exemplo, possam ser resolvidos pelo Método dos Elementos Finitos por meio do ANSYS Mechanical.

Problemas de otimização estrutural em sistemas treliçados com ligações tubulares soldadas, envolvendo carregamento estático, já vêm sendo estudados há algum tempo. No entanto, no projeto dessas estruturas faz-se necessário incluir a análise de fadiga.

A fadiga de estruturas tubulares soldadas foi avaliada por LAGE (2008) e LAGE (2013). A autora fez uma revisão bibliográfica do fenômeno da fadiga e do comportamento à fadiga de estruturas tubulares soldadas. Além disso, analisou os procedimentos adotados em algumas normas de dimensionamento de estruturas metálicas para a verificação de fadiga e aplicou em alguns exemplos práticos (treliça plana e ponte tubular treliçada). Foi utilizado dois métodos de análise – método da tensão geométrica e método da classificação -, disponíveis no CIDECT 8 (2000) e no código EN 1993-1-8 (2005), sendo que os resultados obtidos para o número de ciclos para a falha apresentaram valores mais elevados pelo método da classificação.

LAGE (2008) verificou que os estudos publicados pelo CIDECT 8 (2000) e EN 1993-1-8 (2005) limitam os parâmetros geométricos, principalmente no que diz respeito a dimensões (largura e diâmetro), espessura dos perfis e tipos de ligação (é limitado a ligações planares). Isso indica claramente que para uma aplicação estrutural de perfis mais robustos, como é o caso das estruturas de pontes, essas especificações devem ser ajustadas a essa situação específica.

Perfis tubulares estruturais de seção circular e retangular são usados extensamente no campo da construção e da engenharia mecânica em todos os tipos de estruturas sob diferentes tipos de carregamento, tais como plataformas offshore, torres de comunicação, condutores de fluidos, pontes, passarelas etc. As estruturas citadas anteriormente quando submetidas a cargas cíclicas, ainda que em situação de baixa tensão nominal, podem resultar num enfraquecimento progressivo e localizado e posterior ruptura do material, o que representa o fenômeno da fadiga.

Quando se trata de estruturas soldadas, o comportamento à fadiga é condicionado pela existência de descontinuidades geométricas que produzem concentração de tensões mais ou menos severas. A ocorrência de pontos de concentração de tensões pode levar a iniciação e posterior propagação de trincas.

Quanto à normatização, existe atualmente no Brasil a norma de projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares – ABNT NBR16239 (2013). No entanto, essa norma ainda não contempla o cálculo de fadiga, cujo dimensionamento já está consignado nas regras de cálculo de códigos e especificações ou normas de vários países, tais como o CIDECT 8(2000) e código europeu EN 1993-1-8 (2005), citados anteriormente.

1.2 Estudos relacionados a otimização de estruturas por meio dos Algoritmos genéticos

Métodos computacionais inteligentes, tais como técnicas de computação evolutiva, baseados nos princípios da genética e evolução natural das espécies proposta por Charles Darwin, têm sido aplicados com êxito em muitas áreas do conhecimento incluindo a otimização de estruturas, sendo que os mais conhecidos são os algoritmos genéticos. Os AGs têm sido utilizados para resolver uma gama de problemas complexos ou com espaço de busca muito grande, o que os torna problemas de difícil solução pelos algoritmos tradicionais. Embora os AGs tenham sido apresentados pela primeira vez sistematicamente por HOLLAND (1975) no início da década de 70 na Universidade de Michigan, tornou-se popular em 1989 após a publicação do livro de GOLDBERG (1989).

Diversos estudos mais recentes no âmbito da otimização com algoritmos genéticos foram feitos. LIMA (2011) avaliou soluções a serem obtidas com a utilização de um novo algoritmo genético para otimização estrutural de torres tubulares de aço para turbinas eólicas. Para verificação das tensões e deslocamentos foi utilizado o software de análise ABAQUS e o modelo de otimização foi implementado no MATLAB. Ele concluiu que o algoritmo genético apresentou comportamento considerado satisfatório, uma vez que soluções foram obtidas avaliando-se uma pequena amostra (produto do tamanho da população pelo número de gerações) do universo de soluções possíveis (resultantes de combinações dos valores discretos das variáveis).

Em seu trabalho, ALVES (2016) utilizou os algoritmos genéticos em sua tese de doutorado como estratégia de identificação de danos em estruturas. Ele concluiu que o uso dos algoritmos genéticos forneceram informações mais completas para identificação de danos em relação as outras estratégias utilizadas, possibilitando, além da detecção, a localização e a quantificação de danos. No entanto, observou que a otimização de modelos complexos utilizando essa estratégia, exigiu um custo computacional elevado.

1.3 Estudos relacionados a otimização de estruturas com multi-objetivo e computação evolucionária

Quando um problema de otimização envolve mais de uma função-objetivo, a tarefa de encontrar uma ou mais soluções ótimas é conhecido como otimização multi-objetivo, predominante nos problemas de engenharia (CHONG e ZAK, 2001). Nos métodos clássicos (baseados em cálculo de gradientes) de otimização com um único objetivo, busca-se o ótimo no sentido global, se possível, do modelo matemático estabelecido; nos métodos heurísticos, tais como os AGs, busca-se uma solução viável que satisfaça de maneira mais flexível, adaptável até, como são as tomadas de decisões humanas, a um conjunto de metas que se pretende atender.

Segundo GEN e CHENG (2000), problemas de otimização envolvendo multi-objetivos têm sido de interesse crescente de diversos pesquisadores, desde 1960. Já a abordagem dos algoritmos genéticos em problemas de multi-objetivos é mais recente. Um dos principais estudos dessa nova abordagem foi feito por FONSECA E FLEMING (1993) e recebeu o nome de Algoritmos Genéticos com Multi-Objetivos (MOGA – *Multi-Objective Genetic Algorithm*).

No Brasil as primeiras referências relacionadas à otimização de estruturas utilizando o método Multi-Objetivos eram destinadas a pontes estaiadas e a projetos navais, tais como plataforma offshore, e iniciaram na COPPE/UFRJ com os trabalhos de VASCONCELLOS (1993) e NEVES (1997).

COELLO (2006) publicou um artigo fornecendo uma visão geral do campo conhecido como “otimização evolutiva multi-objetivo”, que se refere ao uso de algoritmos evolutivos para resolver problemas com duas ou mais (muitas vezes conflitantes) funções objetivo. Ele discute alguns dos algoritmos mais representativos que foram desenvolvidos até o ano de publicação do artigo, bem como algumas de suas aplicações. Além disso, ele discute também algumas

questões metodológicas relacionadas ao uso de algoritmos evolutivos multi-objetivos, bem como algumas tendências de pesquisa futuras na área.

FERNANDES (2016), em sua tese de doutorado desenvolveu um algoritmo em linguagem Python para proceder a otimização topológica de estruturas com Multi-Objetivos e computação evolucionária. Na UFOP/PROPEC, SIMONETTI et al. (2016) também utilizou uma abordagem evolucionária para a otimização topológica de estruturas elásticas 2D.

1.4 Estudos relacionados a otimização de estruturas de sistemas treliçados

O projeto ideal de estruturas treliçadas sempre foi uma área de pesquisa ativa no campo da otimização. Na UFOP/PROPEC, FONSECA (2007) desenvolveu um procedimento para a otimização de estruturas planas e espaciais submetidas a carregamentos estáticos e dinâmicos, em que foram aplicados os algoritmos genéticos e as redes neurais, juntamente com o método dos elementos finitos. Abordou, além do problema de otimização de área (paramétrica) dos elementos, o problema relativo à otimização de forma e topológica, levando-se em consideração os carregamentos estáticos e dinâmicos e um conjunto de restrições de ordem prática, contidos nas normas nacionais e internacionais. Os algoritmos foram implementados na linguagem Fortran 90. Os resultados indicaram que a abordagem simultânea dimensional e de forma mostrou-se mais eficiente em reduzir o peso das estruturas dos modelos analisados.

DEB e GULATI (2001) procederam a otimização paramétrica, de forma e topológica simultânea de treliças planas e espaciais usando os algoritmos genéticos. Eles propuseram um método de otimização, utilizando não somente as áreas das barras das treliças como variáveis, mas também as coordenadas nodais. Eles conseguiram encontrar resultados melhores que os relatados na literatura utilizando o método proposto.

ALI et al. (2015) propõe um método para a otimização de treliças, considerando o efeito combinado de otimização de forma, topológica e paramétrica. Os autores aprimoram um método de otimização, denominado FSD (fully stressed design) baseado em estratégia evolucionária (ES). O método assim proposto, FSD-ES, combina as vantagens determinísticas do método FSD e o potencial de busca global das estratégias evolucionárias. Os resultados obtidos pelos autores demonstram que o método proposto atinge soluções iguais ou próximas

mais rapidamente e/ou é capaz de encontrar projetos mais leves do que os relatados anteriormente na literatura.

Outros trabalhos no âmbito da otimização de sistemas treliçados são encontrados na literatura. Na Tabela 1.1 é apresentado um resumo de alguns trabalhos (artigos), sendo que alguns modelos são compostos por perfis tubulares circulares (CHS – *Circular hollow section*).

Tabela 1.1 - Artigos sobre otimização de sistemas treliçados. Fonte: adaptado de FARKAS E JÁRMAI (2013)

Autor	Modelo	Método adotado	Seção transversal	Restrições ou objetivos
HASANCEBI (2002)	224 barras	<i>Simulated Annealing</i>	CHS e Perfil W	layout
JÁRMAI (2004)	Simplesmente suportada com banzos paralelos	<i>Leap-frog, dynamic</i>	CHS	Altura, mínimo volume
KRIPAKARAN (2007)	10, 18 e 21 barras	<i>Hybrid optimization</i>	CHS	Mínimo custo
LAMBERTI (2008)	25, 45, 72 e 200 barras	<i>Simulated Annealing</i>	-	Tensão, deslocamento
KAVEH (2009)	10, 25, 120, 200 e 244 barras	PSO, ACO, HS	-	Tensão, deslocamento

Abreviações: Enxame de partículas (PSO - *particle swarm optimizer*), Colônia de Formigas (ACO - *ant colony strategy*), HS (*harmony search*).

1.5 Objetivos

O objetivo deste trabalho é obter o projeto de estruturas treliçadas formadas por perfis tubulares soldados, submetidas a cargas estáticas por meio de uma metodologia interativa utilizando dois programas comerciais, via Algoritmos Genéticos e Método dos Elementos Finitos.

Os objetivos específicos do trabalho são:

- Utilizar as ferramentas de projeto e otimização do *Ansys Mechanical APDL e MATLAB*;

- Avaliar a precisão e eficiência da metodologia interativa, com base em um algoritmo genético, que seja capaz de otimizar estruturas de ordem prática, com restrições normativas, eliminando assim a necessidade de grande revisão ou adaptação do modelo ótimo.
- Otimizar estruturas treliçadas uniplanares;
- Considerar cargas estáticas;
- Estudo de diferentes tipos de função-objetivo e restrições baseadas em normas nacionais, tais como NBR 16239 (2013) e NBR 8800 (2008) e normas internacionais, tais como CIDECT 8 (2000) e códigos europeus EN 1993-1-8 (2005) e EN 1993-1-8 (2005);
- Otimizar o peso próprio ou volume;
- Verificação à fadiga de uma ligação tubular soldada;
- Quantificar o número de ciclos para a falha à fadiga da ligação tubular soldada;

1.6 Justificativa

A motivação para usar abordagens computacionais evolucionárias deriva de uma observação principal. Os algoritmos de otimização matemática sofrem fortes limitações para a solução de problemas complexos de engenharia. Os desafios comuns dessas áreas giram em torno da falta de modelos matemáticos que definam os fenômenos físicos, funções descontínuas e alta não-linearidade. Os algoritmos tradicionais requerem gradientes ou informações da matriz Hessiana, enquanto os algoritmos evolucionários, tais como os algoritmos genéticos, normalmente requerem apenas o valor da função. Como resultado, os algoritmos genéticos podem resolver uma variedade de problemas de otimização nos quais a função objetivo é potencialmente descontínua.

No Brasil, a maioria do referencial teórico utiliza implementações de algoritmos em linguagem computacional em todas as etapas do procedimento de otimização das estruturas, incluindo a análise estrutural. O número de trabalhos que utilizam ferramentas computacionais com módulos de pré-processamento, solver (solução) e pós-processamento, tais como o ANSYS Mechanical, ainda é limitado. Dependendo da complexidade do modelo a ser otimizado e tipos de análises envolvidas, pode-se tornar inviável a implementação desses modelos. Assim, faz-se necessário o uso de softwares, tais como ANSYS, para desempenhar a etapa de análise estrutural via método dos elementos finitos. Estudos de otimização envolvendo a integração de

programas podem ser encontrados em CARVALHO et al. (2006), GIL et al. (2004) e ALI et al. (2003).

No Brasil, a maioria dos estudos relacionados às estruturas treliçadas com ligações tubulares são estudos paramétricos e não de otimização, e não levam em consideração o fenômeno de fadiga. Além disso, há poucos trabalhos no âmbito da otimização, que levam em consideração as restrições normativas específicas durante o procedimento de otimização. Assim, pretende-se dar uma contribuição com relação aos efeitos da influência desses fatores na otimização dessas estruturas.

A principal contribuição deste trabalho consiste na proposição de uma metodologia integrada de dois programas, universalmente usados, aplicados como ferramentas de projeto na otimização de estruturas treliçadas tubulares sob um conjunto de restrições normativas, num processo automatizado.

1.7 Estrutura do trabalho

O capítulo 1 faz uma abordagem geral e estado da arte dos assuntos relacionados com o tema deste trabalho. Ainda nesse capítulo é feita uma projeção dos objetivos do trabalho, bem como uma resumida descrição deste.

No capítulo 2, apresenta-se o funcionamento dos algoritmos genéticos.

O capítulo 3 consiste de uma revisão bibliográfica dos perfis tubulares e do fenômeno de fadiga.

O capítulo 4 consiste de uma revisão bibliográfica das especificações de projeto para verificação de ligações tubulares.

No capítulo 5, apresenta-se a metodologia proposta para otimização das estruturas, bem como algumas aplicações dessa metodologia.

No capítulo 6, apresenta-se a análise de fadiga de uma ligação tubular.

No capítulo 7, apresenta-se as considerações finais do estudo.

2 OTIMIZAÇÃO DE ESTRUTURAS

2.1 Tipos de otimização estrutural

De acordo com HAFTKA e GÜRDAL (1992), a otimização estrutural pode ser dividida em três categorias: Paramétrica, de forma e topológica; cada uma abordando diferentes aspectos do projeto estrutural, conforme é ilustrado na Figura 2.1. A otimização paramétrica pode ser usada para ajudar os engenheiros a determinar as dimensões ótimas de uma estrutura (ver Figura 2.1a). Atualmente, há ainda a categoria de otimização do tipo topográfica, mais utilizada na indústria automobilística (ZHOU et al., 2004).

Na otimização paramétrica, as variáveis independentes cujos valores podem ser alterados para melhorar um projeto são chamadas de variáveis de projeto. As variáveis de projeto geralmente são parâmetros geométricos, como comprimento e espessura. As respostas do projeto às cargas aplicadas são conhecidas como variáveis de estado, que são funções das variáveis de projeto. Exemplos de variáveis de estado são tensões, deformações, temperaturas e frequências. Em geral, a otimização paramétrica envolve a minimização de uma função objetivo das variáveis de projeto sujeitas a um determinado conjunto de restrições de projeto.

De acordo com BENDSØE e SIGMUND (2003), a principal característica de um problema de otimização paramétrica é que o domínio do modelo de projeto e das variáveis de estado é conhecido a priori. Por outro lado, em um problema de otimização de forma, ocorre uma adaptação desse domínio ao longo do processo de otimização (ver Figura 2.1b). Uma característica da otimização de forma em relação a otimização topológica é que na primeira não há formação de “cavidades”, mantendo a forma e a topologia fixas. Já a otimização topológica envolve a determinação de características como o número, localização e forma das “cavidades”. O *layout* (configuração) da estrutura é alterado, sendo que as dimensões do projeto são mantidas fixas durante todo o processo iterativo (ver Figura 2.1c).

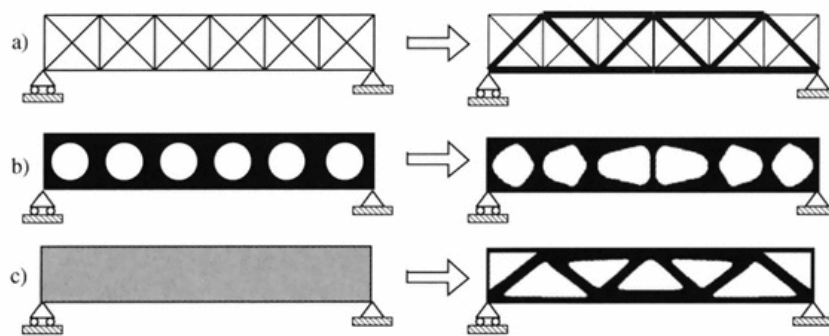


Figura 2.1 - Categorias de otimização estrutural. a) otimização paramétrica, b) otimização de forma e c) otimização topológica. Fonte: BENDSØE e SIGMUND (2003).

2.2 Funcionamento do algoritmo genético

Os AGs apresentam boa robustez, ou seja, são capazes de atingir ou ficarem próximos do extremo (ótimo) global da função objetivo, sendo menos propensos a ficarem presos em extremos locais; podem trabalhar com um ou mais objetivos e com variáveis binárias, variáveis contínuas, variáveis discretas ou a partir da junção de variáveis de diferentes tipos. Os algoritmos evolucionários, tais como os AGs, requerem uma função objetivo e uma função aptidão (*fitness*), que são fundamentalmente diferentes. A função objetivo define a condição de ótimo do AG (e é uma característica do domínio do problema) enquanto a função aptidão avalia o quão boa uma solução particular satisfaz essa condição (COELLO et al., 2007). Na função aptidão é onde insere-se as restrições do problema. Genericamente, a função aptidão pode ser definida de acordo a Equação 2.1:

$$F(\mathbf{x}) = f(\mathbf{x}) + f_{\text{penal}}(\mathbf{x}) \quad (2.1)$$

onde $f(\mathbf{x})$ é a função objetivo e $f_{\text{penal}}(\mathbf{x})$ é a função de penalização, onde estão inseridas as restrições do problema.

Os AGs também diferem-se dos algoritmos tradicionais no seguinte aspecto: uma população de pontos criados de forma aleatória é utilizada para iniciar o processo de otimização, ao invés de um único ponto. Esses vários pontos ou indivíduos são o conjunto de todas as soluções possíveis dentro do espaço de busca para um problema dado e são representados na forma de *chromossomos*. Esses indivíduos passam por um processo de evolução simulada que envolve avaliação, seleção, *crossover* (cruzamento) e mutação, que originarão a próxima geração.

Na Figura 2.2 é ilustrado um fluxograma do funcionamento do algoritmo genético. Alguns componentes do fluxograma são discutidos detalhadamente nos itens a seguir. O algoritmo inicia-se gerando de forma aleatória uma população de indivíduos (pais) no espaço de projeto. A escolha do tamanho da população é uma decisão importante para promover o sucesso do AG, pois uma população muito grande pode conduzir a um custo computacional alto, enquanto uma população pequena pode convergir a solução prematuramente para um ponto ótimo local. Após gerar a população inicial, é calculado o valor da função objetivo para as soluções individuais, que é a etapa de *Avaliação* do fluxograma. Posteriormente, os indivíduos passam por uma etapa de *Atribuição de Aptidão*. Isso é feito por meio da função aptidão, que consiste em avaliar o quanto uma solução representada por um indivíduo é boa em relação às outras soluções da população para o problema em questão.

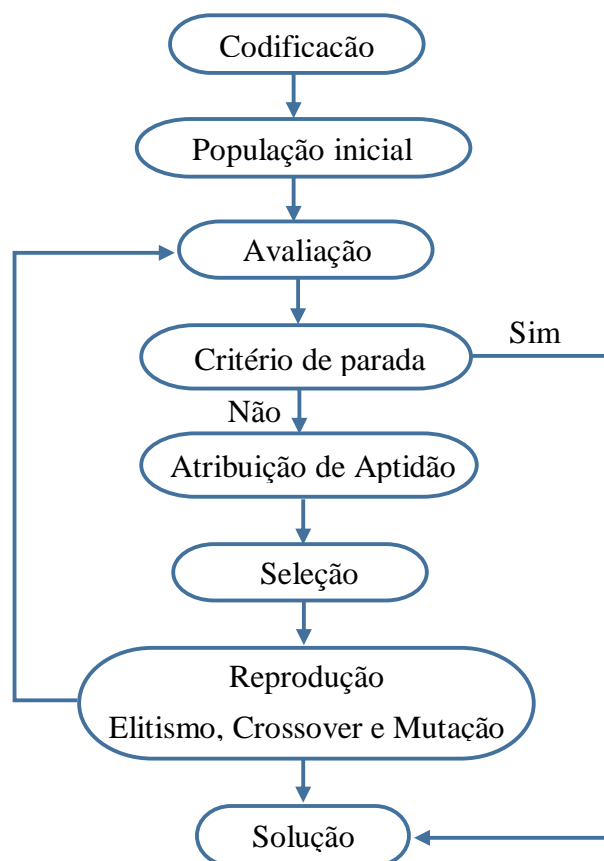


Figura 2.2 – Fluxograma do funcionamento do algoritmo genético. Fonte: Adaptado de MESSAC (2015).

Por fim, os indivíduos passam por um processo de evolução para originar a próxima geração (filhos): Na etapa de *Seleção*, os indivíduos mais aptos da população atual são selecionados para determinar a próxima geração (fase de *Reprodução*), utilizando-se para isto um conjunto

de operadores genéticos (reprodução, crossover e mutação). Os indivíduos mais adaptados tem maior chance de sobrevivência e de passar suas características genéticas para as próximas gerações. O procedimento anterior é feito repetidamente até que seja atingido um ponto ótimo (solução satisfatória) ou seja alcançado um critério de parada. Resultados ligeiramente diferentes são produzidos a cada execução do algoritmo genético. Isso deve ser esperado, uma vez que o algoritmo genético é de natureza estocástica e envolve operadores aleatórios. São necessárias várias execuções para criar confiança na solução obtida.

Além do tamanho da população inicial, o número de gerações também é outro parâmetro de evolução importante. Ele representa o número de iterações do algoritmo, sendo este normalmente utilizando como um dos critérios de parada. Deve-se escolher um número adequado de gerações, de forma que cubra todo o espaço de busca. No entanto, um valor grande exigirá um tempo de processamento maior. Outros critérios de parada utilizados nos AGs são o tempo limite de processamento e o critério da estagnação, ou seja, quando não se observa uma mudança no valor da função aptidão depois de várias gerações consecutivas, em relação a uma dada tolerância.

2.2.1 Codificação

Nos algoritmos genéticos os indivíduos constituem as possíveis soluções do problema de otimização e são representados por uma cadeia de *bits* ou caracteres, correspondentes ao genótipo. O genótipo é composto de um ou mais cromossomos, que por sua vez é representado por um conjunto de parâmetros (genes); a este processo chama-se codificação. O código binário {0,1} é usualmente utilizado para a codificação, que é o procedimento inicial para o funcionamento do algoritmo genético. Assim, cada indivíduo decodifica o conjunto de parâmetros utilizados como entrada para a função considerada. Finalmente, um dado conjunto de cromossomos (indivíduos) é denominado população. Modelos recentes de algoritmos genéticos codificam as soluções com outros alfabetos, como, por exemplo, com números reais (MICHALEWICZ, 1996).

Na Figura 2.3 é representado um indivíduo codificado em alfabeto binário, que faz parte de uma população dada. No exemplo, há 4 variáveis (x_1 , x_2 , x_3 e x_4) e cada uma é composta por uma cadeia de 5 bits. Assim, o indivíduo (vetor do projeto) é constituído por um total de 20 bits.

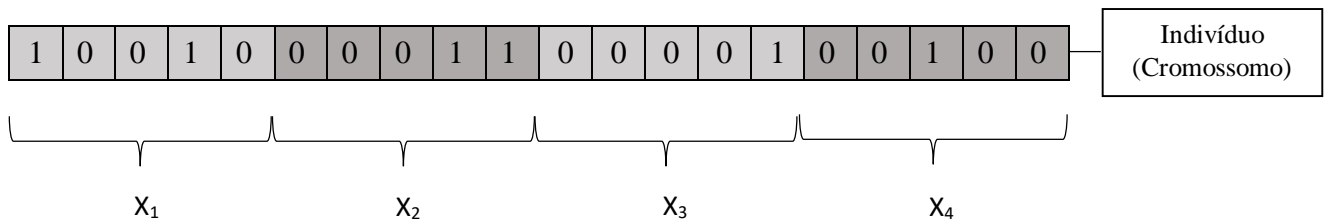


Figura 2.3 – Representação do indivíduo codificado.

Em geral, um número binário é dado por $b_q b_{q-1} \dots b_2 b_1 b_0$, onde $b_k = 0$ ou 1 , $k=0,1,2,\dots,q$, que equivale ao número decimal ‘y’ (inteiro) dado pela Equação 2.2 a seguir:

$$y = \sum_{k=0}^q 2^k b_k \quad (2.2)$$

Assim, no exemplo anterior, o número decimal equivalente a x_1 , x_2 , x_3 e x_4 é dado por:

$$x_1 = (0) \times 2^0 + (1) \times 2^1 + (0) \times 2^2 + (0) \times 2^3 + (1) \times 2^4 = 18$$

$$x_2 = (1) \times 2^0 + (1) \times 2^1 + (0) \times 2^2 + (0) \times 2^3 + (0) \times 2^4 = 3$$

$$x_3 = (1) \times 2^0 + (0) \times 2^1 + (0) \times 2^2 + (0) \times 2^3 + (0) \times 2^4 = 1$$

$$x_4 = (0) \times 2^0 + (0) \times 2^1 + (1) \times 2^2 + (0) \times 2^3 + (0) \times 2^4 = 4$$

2.2.2 Operadores genéticos

Reprodução

A reprodução é o primeiro operador genético aplicado à população. Também é chamado operador de seleção, pois usa um critério de seleção para filtrar os indivíduos com uma má aptidão e mantém aqueles com aptidão maior para entrar no processo de reprodução. Uma nova geração é criada por meio da reprodução a partir da geração anterior, utilizando-se principalmente três mecanismos: elitismo, *crossover* e mutação.

Dentre as diversas formas de efetuar a seleção, pode-se citar seleção por roleta (*roulette wheel*), e seleção por torneio (*tournament*). Na seleção por roleta os indivíduos são escolhidos por ‘sorteio’ simulando-se uma roleta virtual, conforme ilustrado na Figura 2.4. O algoritmo usa um número aleatório para selecionar uma das seções com uma probabilidade igual à sua área, sendo a seleção proporcional à aptidão do indivíduo. No exemplo (Figura 2.4), a roleta

representa uma população formada por cinco indivíduos, sendo que o indivíduo de número três é o que apresenta maior probabilidade de ser selecionado em função de sua maior aptidão.

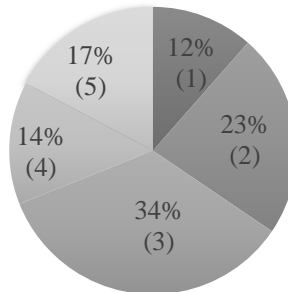


Figura 2.4 – Seleção por roleta.

Existem basicamente três métodos para a reprodução: troca (substituição) parcial da população (*steady state*) a cada geração, troca total e troca total com elitismo, na qual os indivíduos com melhor aptidão na geração corrente são copiados para a próxima geração, conforme ilustrado na Figura 2.5.

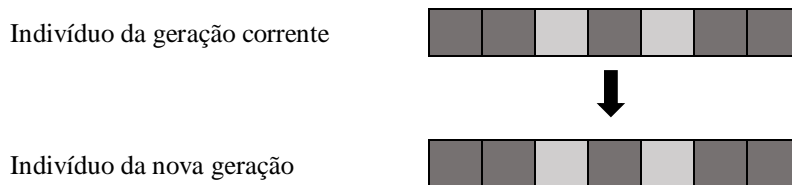


Figura 2.5 – Elitismo.

Crossover

Esse operador específica como o algoritmo genético combina dois indivíduos, ou “pais”, para formar os indivíduos “filhos” da próxima geração. Primeiro escolhe-se por sorteio indivíduos da geração corrente e em função de um parâmetro denominado *taxa de crossover* é que irá ocorrer ou não a realização do *crossover*, trocando-se partes correspondentes dos cromossomos “pais”. Os tipos de *crossover* mais comumente conhecidos são aqueles com cruzamento em um ponto ou em múltiplos pontos; caracterizados pelo ponto onde ocorre o “corte” para o cruzamento, sendo que os pontos de corte são escolhidos aleatoriamente. Na figura 2.6a. e 2.6b é ilustrado o *crossover* para um e dois pontos, respectivamente.

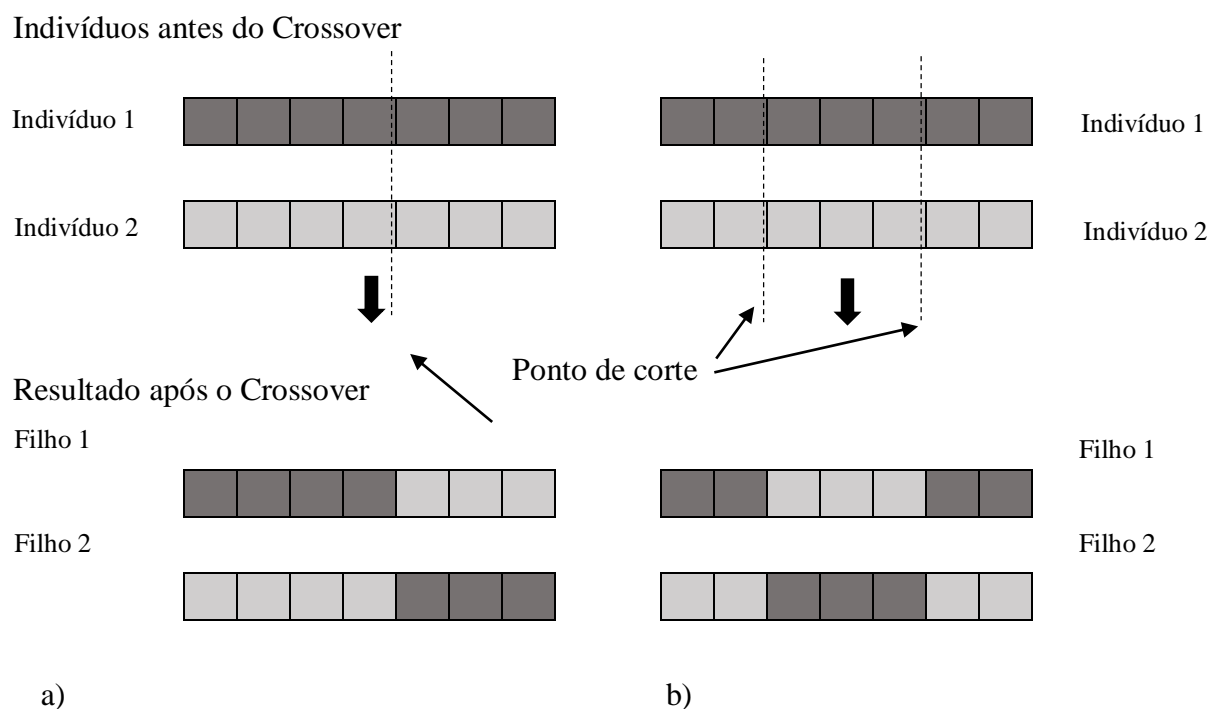


Figura 2.6 – Crossover: a) um ponto; b) dois pontos.

No primeiro caso (Figura 2.6a), o segmento dos genes do “Indivíduo 1” e “Indivíduo 2”, que estão após o ponto de corte se recombina para gerar os indivíduos da próxima geração: “Filho 1” e “Filho 2”. No segundo caso (Figura 2.6b) tem-se um crossover de 2 pontos e a troca de material genético ocorre entre eles.

Mutação

Na mutação os elementos (genes) de um indivíduo são trocados aleatoriamente por outro valor; no caso do alfabeto binário troca-se o bit zero pelo bit um e vice-versa, conforme Figura 2.7. A mutação providencia diversidade genética e permite ao algoritmo genético uma exploração aleatória do campo de busca.

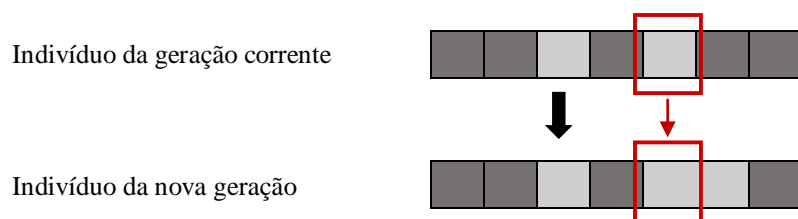


Figura 2.7 – Mutação.

No âmbito deste trabalho serão utilizadas os seguintes tipos de operadores genéticos do pacote de ferramentas GA do MATLAB (2017):

- para o experimento da treliça de 3 barras: opções padrão do programa;
- para o experimento da treliça de 10 barras e 19 barras com variáveis contínuas: Crossover do tipo *scattered* e Mutação do tipo *adaptfeasible*. Para os demais operadores serão utilizadas as opções padrão do programa.
- para o experimento da treliça de 19 barras com variáveis discretas: opções padrão do programa.

3 ESTRUTURAS EM PERFIS TUBULARES SOLDADOS

3.1 Generalidades

As excelentes propriedades dos perfis tubulares têm sido reconhecidas por muito tempo. Estes permitem uma distribuição eficiente de material, em virtude dos elevados módulos de resistência à flexão e torção que apresentam. Consegue-se assim obter neste tipo de estruturas uma resistência elevada com peso baixo, ou seja, com um baixo consumo de material (BRANCO et al, 1999). Os perfis de seção circular apresentam a mesma resistência a flambagem em todas as direções e nos retangulares a variação é pequena. Suportam cargas de compressão maiores que os perfis abertos convencionais, pois apresentam altos valores de raio de giração ao redor do eixo central de inércia. Além disso, possuem menor área de superfície se comparados com perfis de seções abertas, o que resulta um menor custo com pintura e proteção contra fogo. Essas excelentes propriedades combinam-se com uma atrativa forma para aplicações arquitetônicas, dando uma estética mais agradável para alguns tipos de construção.

Perfis tubulares estruturais de seção circular e retangular são extensamente aplicados em sistemas treliçados. No âmbito da engenharia civil, as principais aplicações são: treliças planas e espaciais de passarelas de pedestres, pontes, coberturas de aeroportos, terminais rodoviários, ginásios, estádios, pavilhões de exposição, torres de comunicação, shopping center, indústrias entre outros.

Os tipos de sistemas treliçados tubulares se diferenciam principalmente em relação ao tipo de ligação: soldada, parafusada, forjada, com ou sem chapa de ligação entre outros; configuração da ligação; seção dos perfis das barras e configuração da treliça. No âmbito deste trabalho, serão utilizadas apenas ligações soldadas nas estruturas mais complexas a serem otimizadas.

3.2 Aplicação estrutural

No Brasil, o emprego de perfis tubulares em pontes ainda é pouco praticado. Em contrapartida é recorrente o uso desses perfis em estruturas de passarelas, tais como as ilustradas na Figura 3.1.



(a)



(b)

Figura 3.1 – Estruturas tubulares: (a) Passarela no bairro Belvedere, Belo Horizonte; (b) Passarela no anel rodoviário, Belo Horizonte. Fonte: V & M do Brasil. Imagination & Inspiração, Coletânea de Estruturas Tubulares, 2008.

No Brasil, as estruturas tubulares ainda são empregadas em diversos tipos de cobertura, tais como os ilustrados na Figura 3.2 e Figura 3.3.



(a)



(b)

Figura 3.2 – Estruturas tubulares: (a) Centro de convenções Expominas, Belo Horizonte; (b) Parque Aquático Maria Lenk, Rio de Janeiro. Fonte: V & M do Brasil. Imagination & Inspiração, Coletânea de Estruturas Tubulares, 2008.



Figura 3.3 – Terminal Capri, São Paulo. Fonte: www.bemo.com.br – acesso em 15/10/17.

3.3 Aplicação estrutural em pontes e passarelas de outros países

Devido às vantagens estéticas e estruturais, as estruturas tubulares treliçadas estão sendo muito utilizadas na construção de passarelas de pedestres, viadutos e pontes modernas, mais notavelmente em alguns países da Europa, tais como: Alemanha, Suíça e Reino dos Países Baixos (The Netherlands). As Figuras 3.4 a 3.8 ilustram algumas dessas estruturas. As treliças das Figuras 3.7 e 3.8 possuem nó forjado.

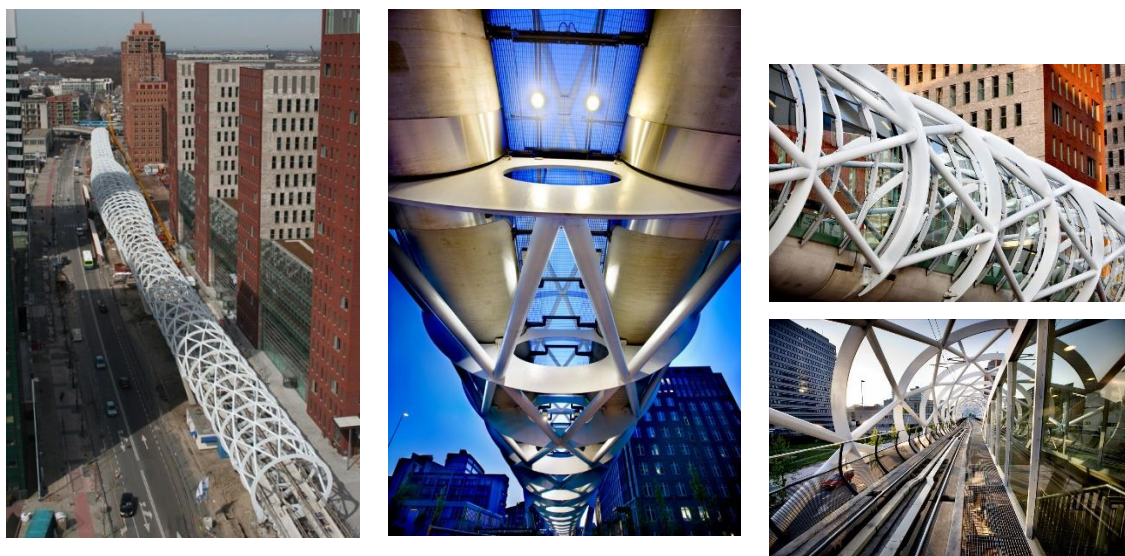


Figura 3.4 – Viaduto, Hague, The Netherlands. Fonte: www.archdaily.com.



Figura 3.5 – Passarela de pedestres e bicicletas, Rotterdam, The Netherlands. Fonte: www.instagram.com/p/qxC3DIGgFi/?taken-by=ivozwek.



Figura 3.6 – Viaduto de Lully, Suíça. Fonte: <http://www.dic-ing.ch/data/lully.pdf>.



(a)



(b)

Figura 3.7 – Ponte Nesenbachtal. Alemannha. Fonte: Steel Castings in architecture and engineering. 2003 NASCC Proceedings, Baltimore, MD, April 2-5, sessions D4/C18.



Figura 3.8 – Ponte Korntal-Münchingen. Fonte: www.lap-consult.com. Acesso em 05/07/2017.

3.4 Nomenclatura e classificação das ligações tubulares soldadas

As designações usuais para aplicações estruturais são: seções tubulares estruturais: SHS - *Structural hollow sections*; seções tubulares circulares: CHS - *Circular hollow sections* e seções tubulares retangulares (incluindo seções quadradas): RHS - *Rectangular hollow sections*. No Canadá e nos Estados Unidos a designação para as seções tubulares estruturais é HSS (*Hollow Structural Sections*) em vez de SHS.

As ligações tubulares planas podem ter as mais variadas configurações dependendo de como são feitas as ligações dos montantes (dispostos perpendicularmente ao banzo) e/ou diagonais (dispostas obliquamente ao banzo) com o banzo. As ligações das diagonais e/ou montantes podem se dar com o banzo por soldagem simples ou por sobreposição. Podem ser identificadas pelas letras do alfabeto, a que se assemelham. Deste modo surgem as ligações uniplanares K, T, KT, N, X e Y conforme representado na Figura 3.9. Seguindo esse mesmo raciocínio surgem as ligações multiplanares do tipo KK, TT e XX.

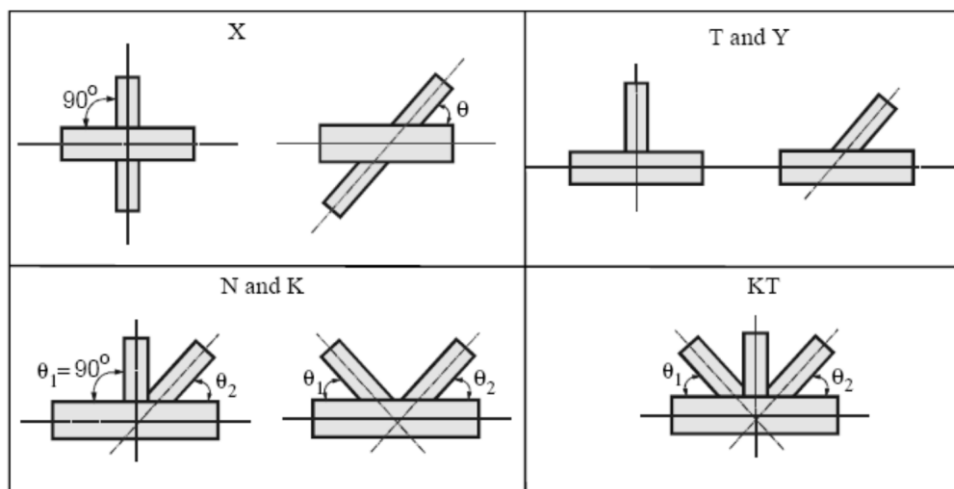


Figura 3.9 – Tipos de ligação. Fonte: Wardenier, CIDECT 8 (2000).

Na Figura 3.10a é ilustrado algumas das notações normalmente utilizadas numa ligação tubular planar do tipo K. Os números subscritos são utilizados para denotar o tipo de membro estrutural; o subscrito $i=0$ refere-se ao banzo e os subscritos 1 ou 2 referem-se as diagonais. D_i e d_0 são os diâmetros exteriores dos perfis circulares (é representado por b_i e h_i no caso do perfil retangular); t_i é a espessura do perfil; g é o vão entre os elementos soldados (*gap*); e é a excentricidade entre a linha de centro do banzo e o prolongamento da linha central das diagonais/montante; e θ_i é o ângulo formado entre a diagonal e o banzo. Quando ocorre a sobreposição entre os elementos soldados, diz-se que a ligação é do tipo *overlap* ($overlap = q/p \times 100\%$), conforme ilustrado na Figura 3.10b.

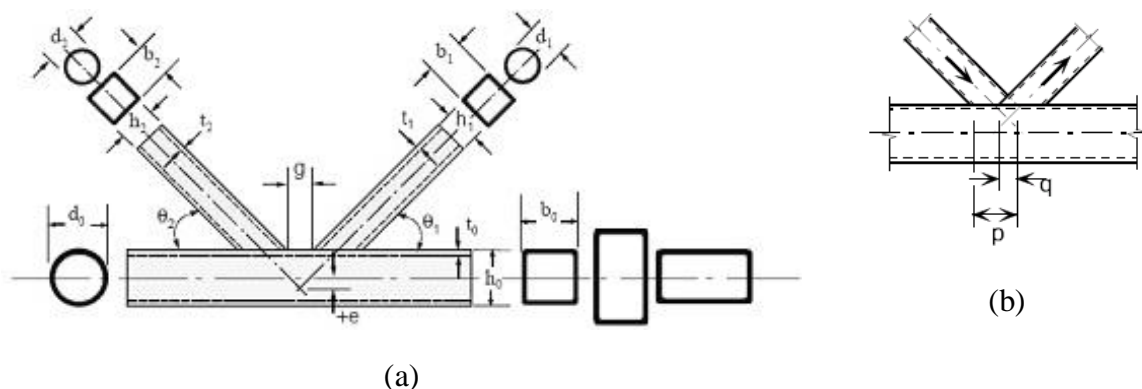


Figura 3.10 – Variáveis geométricas de uma ligação tubular do tipo K: (a) com afastamento; (b) com sobreposição. Fonte: Wardenier, 2000.

3.4.1 Fenômeno da fadiga

A falha de uma estrutura ou componente estrutural ocorre quando este não mais funciona como foi projetado. Quando ocorre este fenômeno a estrutura não é mais capaz de desempenhar a sua função satisfatoriamente, tornando-se insegura ou inutilizável. A falha pode ter formas diversas: ruptura parcial ou total, desgaste, deformação excessiva, perda da estabilidade entre outros e resulta da ação isolada ou combinada de carregamento, temperatura e influência do meio ambiente (PASTOUKHOV et al, 1995).

Quando as estruturas são submetidas a cargas cíclicas, ainda que em situação de baixa tensão nominal ou abaixo do limite de escoamento do material, podem resultar num enfraquecimento progressivo e localizado – caracterizado pela geração e propagação de trincas-, e posterior ruptura do material (caracterizando a falha desse), o que representa o fenômeno da fadiga. Diz-se que o processo é progressivo, pois se verifica durante certo período de tempo ou uso do material e localizado, pois tem início em pequenas áreas do componente mecânico ou elemento estrutural, onde existem pontos de concentração de tensões e deformações (entalhes e outros locais com variação brusca de geometria, cantos vivos entre outros.), imperfeições do material, diferenciais de temperatura e tensões residuais.

Mais detalhes sobre o fenômeno da fadiga com relação à aspectos históricos e como se dá a formação de trinca de fadiga podem ser encontrados em LAGE (2008).

3.4.1.1 Solicitações de fadiga

As solicitações de fadiga podem variar entre valores constantes de tensão (ou deformação) máxima e mínima, caracterizando um carregamento com amplitude constante, ou apresentar distribuições aleatórias, caracterizando um carregamento em amplitude variável, também denominado carregamento em espectro.

Na Figura 3.11 são representados os parâmetros que exercem maior influência na vida em fadiga de um componente estrutural e valores correspondentes nas Equações 3.1 à 3.4. Na Figura 3.11, $\sigma_{m\acute{a}x}$, $\sigma_{m\acute{i}n}$ correspondem as tensões máximas e mínimas, respectivamente.

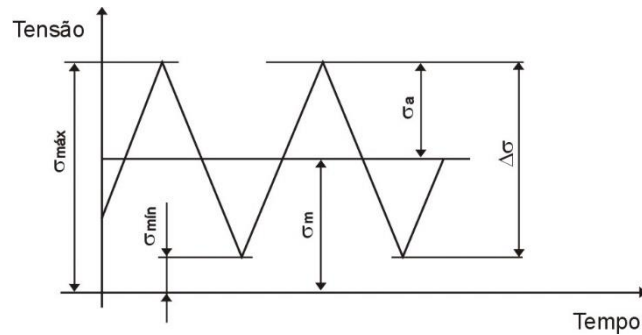


Figura 3.11 – Parâmetros de carregamento em amplitude constante

Tensão média, σ_m :

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{m\acute{a}x.} + \sigma_{m\acute{i}n.})}{2} \quad (3.1)$$

Amplitude de tensão, σ_a :

$$\sigma_a = \frac{(\sigma_{m\acute{a}x.} - \sigma_{m\acute{i}n.})}{2} \quad (3.2)$$

Intervalo ou faixa de tensão, $\Delta\sigma$:

$$\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x.} - \sigma_{m\acute{i}n.} \quad (3.3)$$

Razão de tensão, R :

$$R = \frac{\sigma_{\min.}}{\sigma_{\max.}} \quad (3.4)$$

Os carregamentos em amplitude constante podem ser classificados em função do parâmetro R em: alternado puro, alternado, repetido (pulsante) e flutuante, conforme Figura 3.12.

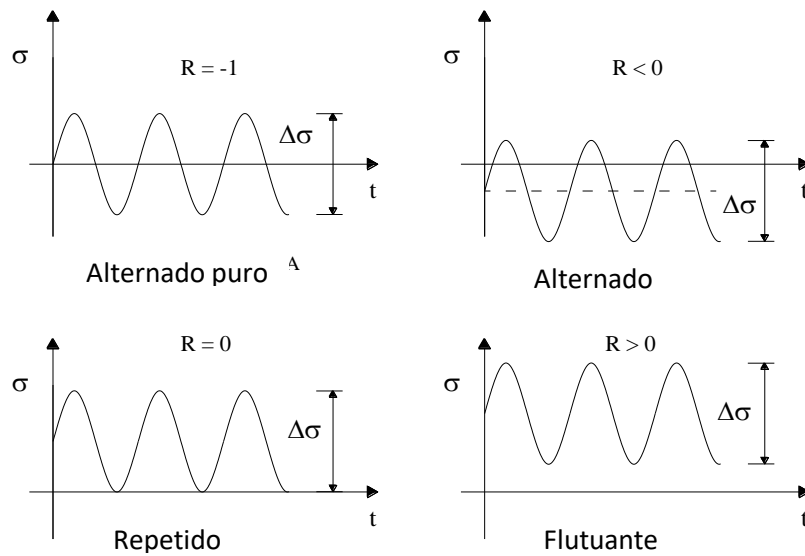


Figura 3.12 – Ciclos de carregamento

3.5 Comportamento à fadiga de ligações soldadas de aço em estruturas tubulares

Quando se trata de estruturas soldadas, o comportamento à fadiga é condicionado pela geometria da junta, material de base e material da soldagem, defeitos de soldagem e gravidade desses defeitos (posição e orientação na soldagem), nível e distribuição das tensões aplicadas e tensões residuais, tensão média do ciclo e meio ambiente. Além disso, as discontinuidades geométricas provocadas pela solda produzem concentração de tensões mais ou menos severas. A ocorrência de pontos de concentração de tensões pode levar a iniciação e posterior propagação de trincas.

Para além das dificuldades de detecção e caracterização dos defeitos, surge outra dificuldade, que é a de determinar se o defeito é ou não aceitável. A verificação da resistência das ligações

à fadiga é importante, pois ela pode ser muito menor do que a resistência em relação às cargas estáticas.

Especificamente no caso das ligações soldadas, o cordão de solda provoca uma descontinuidade geométrica - zona em que a concentração de tensões é elevada. Em qualquer dos casos – cordão ou defeitos de solda -, existe sempre uma concentração de tensões localizada e a trinca de fadiga irá se iniciar na zona em que as tensões sejam máximas, desde que a amplitude dessas tensões e o número de ciclos de aplicação da carga sejam suficientemente elevados.

Podem ocorrer diferentes tipos de tensões nas ligações tubulares: tensões nominais, tensões geométricas e tensões de entalhe, tensões de pico e tensões de corte. Serão descritas em detalhe apenas as tensões geométricas e as tensões nominais, que serão utilizadas no âmbito deste trabalho. A descrição das demais tensões pode ser encontrada em LAGE (2008).

Na Figura 3.13 são ilustradas as tensões que ocorrem numa ligação tubular soldada. As tensões nominais são calculadas na estrutura no regime elástico, aplicando a teoria de resistência dos materiais, portanto, não levam em conta os efeitos localizados de ordem geométrica ou de concentração de tensões. Deste modo as tensões nominais existirão em pontos suficientemente afastados das ligações. Por outro lado, as tensões geométricas (tensões estruturais ou tensões *hot-spot*) são as tensões que geralmente ocorrem nas descontinuidades, tais como o pé da solda, sem levar em consideração os efeitos locais, ou seja, não incluindo o pico de tensão não linear causado pelo entalhe e pela geometria da solda. No capítulo 4 será dado mais detalhes em relação ao cálculo dessas tensões.

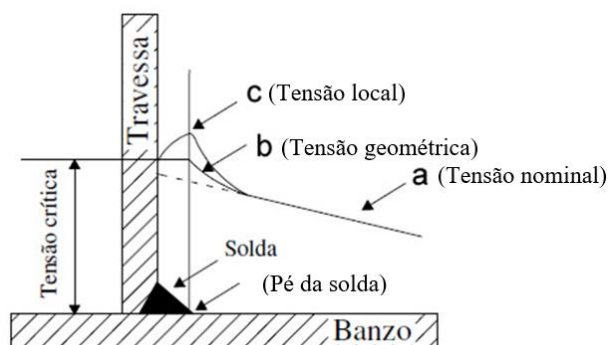


Figura 3.13 - Diagrama de distribuição de tensões: os trechos 'a', 'b' e 'c' correspondem à distribuição da tensão nominal, tensão geométrica e tensão local, respectivamente.

3.5.1 Métodos para previsão da vida em fadiga

Os três métodos mais usados para estudar e prever a fadiga são a abordagem baseada em ciclos de tensão (curvas S-N), a abordagem baseada em ciclos de deformação (curvas ϵ -N) e abordagem pela Mecânica da Fratura. As abordagens S-N e ϵ -N são baseadas na filosofia de Vida-Segura, que visa determinar a vida de componentes antes que ocorra a falha propriamente dita. Por outro lado, a Mecânica da Fratura é baseada na filosofia de Danos toleráveis, baseada, sobretudo no conhecimento de leis de propagação de trincas.

As metodologias de fadiga ainda são classificadas com base no número de ciclos de tensão ou deformação. Assim, a fadiga é dita de baixo ciclo (abordagem ϵ -N) com fratura ocorrendo em menos de 10^4 à 10^5 ciclos para tensão e deformação predominantemente plásticas e altas amplitudes de tensão (por volta ou acima do limite de escoamento). A fadiga é de alto ciclo (abordagem S-N) quando o número de ciclos até a fratura ultrapassa uma faixa de 10^4 à 10^5 ciclos (tipicamente até 10^7), com tensão nominal atuante geralmente elástica e baixas amplitudes de tensão (PASTOUKHOW et al, 1995 e SCHÖN, 2013).

O método S-N é mais usual nas regras de cálculo e será utilizado no âmbito deste trabalho para verificação à fadiga de uma ligação tubular de uma treliça previamente otimizada, além de ser descrito aqui com mais detalhes. A descrição detalhada dos demais métodos, ϵ -N e Mecânica da Fratura, podem ser encontrados em LAGE (2008).

3.5.2 Fadiga em controle de tensão (curvas S-N)

A abordagem baseada em ciclos de tensão são baseadas nas curvas S-N (*stress x number of cycles*), também denominadas curvas de Wöhler ou curvas σ -N. August Wöhler foi um engenheiro ferroviário alemão, que por volta de 1860 realizou ensaios sobre os eixos das locomotivas da indústria ferroviária alemã, que fraturavam com frequência. Wöhler concluiu que a amplitude de tensão é o parâmetro mais importante para a vida em fadiga, introduzindo assim o conceito de tensão aplicada (S) em função do logaritmo do número de ciclos para a ruptura (N) (SCHÜTZ, 1996). Wöhler publicou seus resultados na forma de tabelas, que mais tarde foram transformadas em gráficos por outros pesquisadores, as chamadas curvas S-N (SCHÖN, 2013). As curvas S-N também são comumente representadas pela tensão máxima,

$\sigma_{\text{máx}}$, ou pela faixa de tensão, $\Delta\sigma$. Na Figura 3.14 está ilustrado uma curva S-N típica, em função do logaritmo do número de ciclos até a fratura *versus* a faixa de tensão na ordenada. A curva S-N pode ser dividida em três regiões: na região I as faixas de tensões são próximas ao limite de resistência do material e o número de ciclos para a falha é baixo. Na região II as faixas de tensões tem valores intermediários. O valor $\Delta\sigma_L$, caracteriza o limite inferior da região III (trecho horizontal), conhecido como **limite de fadiga** (*endurance limit*). Para faixas de tensões menores que esse valor, o número de ciclos para a falha é praticamente infinito, igual ou superior à 10^7 ciclos, para materiais ferrosos.

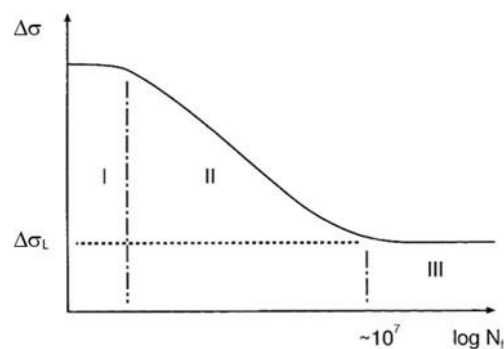


Figura 3.14 - Curva S-N típica.

Fonte: adaptado de SCHÖN, 2013

4 ESPECIFICAÇÕES DE PROJETO PARA VERIFICAÇÃO DE LIGAÇÕES TUBULARES

Nos sistemas treliçados com extremidades rotuladas, as barras estão submetidas a esforços axiais de tração e compressão. Entre as normas disponíveis para o dimensionamento de barras submetidas a esses esforços, pode ser citada a norma brasileira ABNT NBR 8800 (2008) e o código europeu EN 1993-1-1 (2005). Faz-se necessário utilizar-se complementarmente as prescrições da ABNT NBR 16239 (2013) ou código europeu EN 1993-1-8 (2005) para o caso específico de sistemas treliçados formados por ligações tubulares. Nos próximos itens são descritas as prescrições segundo as normas brasileiras e códigos europeus citados anteriormente e CIDECT 8 (2000) para o cálculo de ligações tubulares circulares utilizadas no presente trabalho. As especificações normativas referente aos esforços resistentes e parâmetros geométricos irão compor as restrições impostas ao problema de otimização da treliça de 19 barras.

4.1 Dimensionamento de barras tracionadas e comprimidas

4.1.1 Prescrições da norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013)

De acordo com a norma ABNT NBR 16239 (2013), o dimensionamento de barras submetidas à força axial de tração e compressão deve ser efetuado conforme as prescrições da ABNT NBR 8800 (2008).

Força axial de tração resistente de cálculo

A força axial de tração resistente de cálculo, $N_{t,Rd}$, considerando-se os estados-limites últimos de escoamento da seção bruta é determinada pela Equação 4.1.

$$N_{t,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{a1}} \quad (4.1)$$

sendo que

A_g é a área da bruta da seção transversal da barra;

f_y é a resistência ao escoamento do aço;

γ_{al} é o coeficiente de ponderação das resistências igual à 1,1.

Força axial de compressão resistente de cálculo

A força axial de compressão resistente de cálculo, $N_{c,Rd}$, considerando-se os estados-limites últimos aplicáveis é determinada pela Equação 4.2.

$$N_{c,Rd} = \frac{\chi Q A_g f_y}{\gamma_{al}} \quad (4.2)$$

em que

χ é o fator de redução associado à resistência à compressão ;

Q é o fator de redução total associado à flambagem local, obtido conforme anexo F da norma;

A_g é a área bruta da seção transversal da barra.

γ_{al} é o coeficiente de ponderação das resistências igual à 1,1.

A norma ABNT NBR 16239 (2013) possui formulação específica para o fator de redução χ de perfis tubulares, conforme Equação 4.3.

$$\chi = \frac{I}{(I + \lambda_0^{4,48})^{1/2,24}} \quad (4.3)$$

onde

λ_0 é o índice de esbeltez reduzido dado pela Equação 4.4 ;

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Q A_g f_y}{N_e}} \quad (4.4)$$

sendo que

A_g é a área bruta da seção transversal;

N_e é a força axial de flambagem elástica;

Q é o fator de redução total associado à flambagem local. Para o caso de perfis tubulares circulares, a norma ABNT NBR 8800 (2008) prescreve os seguintes valores para este fator, conforme Equações 4.5a e 4.5b.

$$Q = 1 \quad \text{para} \quad \frac{D}{t} \leq 0,11 \frac{E}{f_y} \quad (4.5a)$$

$$Q = \frac{0,038}{D/t} \frac{E}{f_y} + \frac{2}{3} \quad \text{para} \quad 0,11 \frac{E}{f_y} < \frac{D}{t} \leq 0,45 \frac{E}{f_y} \quad (4.5b)$$

onde

D é o diâmetro externo da seção tubular circular;

t é a espessura da parede.

A norma não prevê a utilização de seções tubulares circulares com D/t superior a $0,45 E/f_y$.

Para perfis com dupla simetria (perfis tubulares circulares) o cálculo da força axial de flambagem elástica, N_e , é dado pelas Equações 4.6a e 4.6b para flambagem por flexão em relação aos eixos centrais de inércia x (N_{ex}) e y (N_{ey}), respectivamente.

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(K_x L_x)^2} \quad (4.6a)$$

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(K_y L_y)^2} \quad (4.6b)$$

em que

I_x e I_y são o momento de inércia da seção transversal em relação aos eixos x e y , respectivamente;

E é o módulo de elasticidade do aço;

$K_x L_x$ e $K_y L_y$ são os comprimentos de flambagem por flexão em relação aos eixos x e y , respectivamente;

K_x e K_y são os coeficientes de flambagem.

A norma ABNT NBR 16239 (2013) prevê valores específicos para o comprimento de flambagem de barras de treliças formadas apenas por perfis tubulares, mesmo com a consideração de que os nós sejam rotulados, conforme Equações 4.7, 4.8a e 4.8b.

$$\text{para barras do banzo: } KL = 0,90L \quad (4.7)$$

$$\text{para barras diagonais: } KL = 0,90L \text{ para } \beta > 0,60 \quad (4.8a)$$

$$KL = 0,75L \text{ para } \beta \leq 0,60 \quad (4.8b)$$

sendo que $\beta = d_i/d_0$, em que d_i e d_0 são os diâmetros das barras diagonais e barras do banzo.

4.1.2 Prescrições do código europeu EN 1993-1-1 (2005)

O código EN 1993-1-1 (2005) contém as mesmas prescrições das normas ABNT NBR 8800 (2008) e ABNT NBR 16239 (2013), com exceção do fator de redução χ , dado no código europeu pela Equação 4.9.

$$\chi = \frac{1}{\phi_i + \sqrt{\phi_i^2 - \bar{\lambda}_i^2}} \quad (4.9)$$

onde ϕ_i é determinado pela Equações 4.10a e 4.10b:

$$\phi_i = 0.5 \left[1 + a(\bar{\lambda}_i - 0.2) + \bar{\lambda}_i^2 \right] \quad (4.10a)$$

$$\bar{\lambda}_i = \frac{\lambda_i}{\lambda_E} \quad (4.10b)$$

onde

a é um fator de imperfeição correspondente à uma determinada curva de flambagem;

λ_E é o índice de esbeltez dado pela Equação 4.11.

$$\lambda_E = \pi \sqrt{E/f_y} \quad (4.11)$$

4.2 Resistência de cálculo de ligações uniplanares constituídas de perfis tubulares circulares.

4.2.1 Prescrições da norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013)

Requisitos necessários

Para que o disposto na norma em relação ao cálculo da resistência das ligações entre perfis tubulares possa ser aplicado, deve-se atender ao domínio de validade das grandezas geométricas conforme Tabela 4.1 e Figura 3.10 anterior.

Tabela 4.1 – Domínio de validade das grandezas geométricas

	Grandeza geométrica	Domínio de validade
1	θ_i	$> 30^\circ$
2	Afastamento = g	$\geq t_1+t_2$
3	Sobreposição = q/p	$\geq 0,25$
4	t_i	$\geq 2,5\text{mm}$
5	$\beta = d_i/d_o^*$	$\geq 0,2$ e $\leq 1,0$
6	d_o/t_o	≤ 50
7	d_i/t_i	≤ 50

* específico para ligações K

Resistência de cálculo das ligações entre perfis tubulares circulares

As resistências das ligações entre perfis tubulares são expressas em termos de força axial resistente de cálculo ou momento fletor resistente de cálculo de diagonais e montantes, baseados nos modos de falha A e D (Figura 4.1):

- i) Modo A: plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes;
- ii) Modo D: ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes.

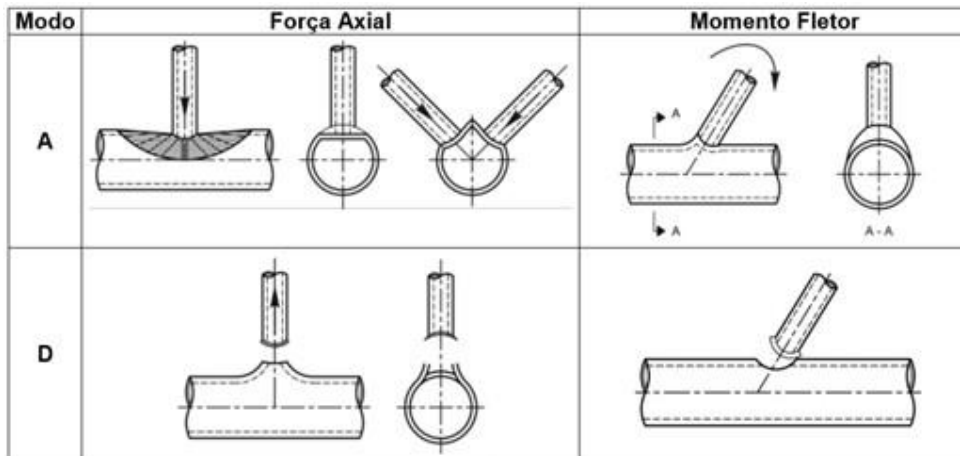


Figura 4.1 – Modos de falha em ligações entre perfis tubulares circulares
 Fonte: ABNT NBR 16239 (2013).

A resistência última da ligação será dada pelo menor dos resultados obtidos para esses modos de falha. Na Figura 4.2 está representado de forma mais clara como se dá os dois modos de falha descritos anteriormente. Nas Figura 4.2a e 4.2b estão representados os modos de falha A e D, respectivamente.



(a)



(b)

Figura 4.2 – Modos de falha: (a) plastificação do banzo (modo A); (b) ruptura por punção do banzo (modo D).

Fonte: CIDECT 1 (2008)

Modo de falha A

A capacidade resistente de cálculo das ligações entre perfis tubulares referente à plastificação da face do banzo ou de toda a seção transversal do banzo ($N_{1,Rd}$), junto a diagonais ou montantes é dada pela Equação 4.12.

$$N_{i,Rd} = \frac{k_g f_{y0} t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \left(1,98 + 11,22 \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{al} \quad (4.12)$$

sendo θ_1 o ângulo formado entre as barras diagonais comprimidas e as barras dos banzos e k_g é o fator geométrico para ligação com banzo circular, dado pela Equação 4.13 para ligações com afastamento:

$$k_g = \gamma^{0,2} \left[1 + \frac{0,024\gamma^{1,2}}{\exp(0,5g/t_0 - 1,33) + 1} \right] \quad (4.13)$$

onde $\gamma = d_0/2t_0$ é a relação geométrica entre o diâmetro do banzo e duas vezes a sua espessura. O comprimento do afastamento entre diagonais, g , é dado pela Equação 4.14:

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (4.14)$$

em que t_1 e t_2 são as espessuras das diagonais.

Modo de falha D

A capacidade resistente de cálculo das ligações entre perfis tubulares referente à ruptura por punção da parede do banzo ($N_{i,Rd}$) na área de contato com diagonais ou montantes é dada pela Equação 4.15.

$$N_{i,Rd} = 0,66 f_{y0} t_0 \pi d_i \left(\frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \text{sen}^2 \theta_i} \right) / \gamma_{al} \quad (4.15)$$

sendo que f_{y0} é a resistência ao escoamento do aço da barra do banzo e θ_i é o ângulo formado entre as barras diagonais e as barras dos banzos.

4.2.2 Prescrições do código europeu EN 1993-1-8 (2005)

O código europeu EN 1993-1-8 (2005) contém as mesmas prescrições da ABNT NBR 16239 para o cálculo da resistência das ligações entre perfis tubulares circulares.

4.3 Dimensionamento das soldas de filete

4.3.1 Prescrições da norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013)

De acordo com a ABNT NBR 16239 (2013) a força resistente de cálculo das soldas de filete, $F_{w,Rd}$, deve ser determinada de acordo com a ABNT NBR 8800 (2008), Equação 4.16. Adicionalmente, devem ser obedecidas, quando aplicáveis, as prescrições do Anexo A daquela norma.

$$F_{w,Rd} = 0,60A_w f_w / \gamma_{w2} \quad (4.16)$$

onde A_w é a área efetiva da solda, f_w a resistência mínima à tração do metal da solda e γ_{w2} é o coeficiente de ponderação das resistências igual a 1,35 para combinações normais. A resistência à tração do metal da solda varia de acordo com o seguinte:

- Para eletrodos com classe de resistência 6 ou 60, f_w é igual à 415MPa;
- Para eletrodos com classe de resistência 7 ou 70, f_w é igual à 485MPa;
- Para eletrodos com classe de resistência 8 ou 80, f_w é igual à 550MPa.

Para atender à condição de ductilidade da ligação soldada, sem necessidade de cálculos adicionais, a espessura da garganta da solda de filete deve ser igual ou superior a:

- 1,0 t para $f_y \leq 280$ MPa;
- 1,1 t para 280 MPa $< f_y \leq 350$ MPa;
- 1,5 t para 350 Mpa $< f_y \leq 450$ Mpa.

sendo que t é a espessura do tubo (diagonal ou montante).

A área efetiva da solda, A_w , é igual ao produto do comprimento efetivo da solda, l_{ef} , pela espessura da garganta efetiva, a_w . O comprimento efetivo da solda é calculado de acordo com as prescrições do Anexo A da norma de tubos (Equação 4.17 e Figura 4.3).

$$l_{ef} = 2\pi r_w K_a \quad (4.17a)$$

$$K_a = \frac{1 + 1/\text{sen}\theta}{2} \quad (4.17b)$$

em que θ é o ângulo agudo entre os eixos das barras.

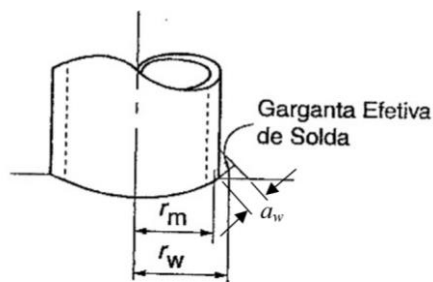


Figura 4.3 – Comprimento efetivo da solda de perfis tubulares circulares

Fonte: ABNT NBR 16239 (2013).

A dimensão mínima da perna do filete varia em função do tipo do aço e do ângulo do diedro local, Ψ (ver Tabela 4.2). O ângulo do diedro local é aquele formado entre as tangentes das superfícies externas dos tubos ligados pela solda, medido em um plano perpendicular à linha da raiz da solda, conforme Figura 4.4

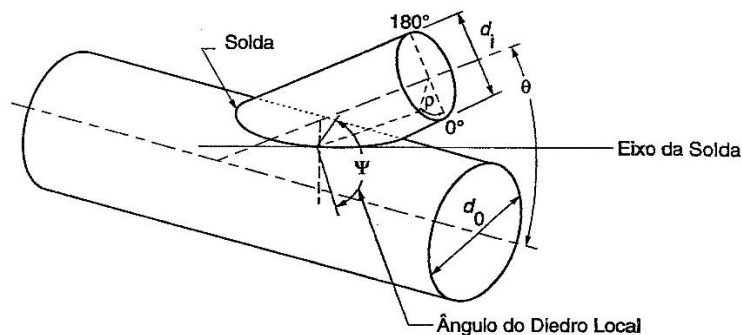


Figura 4.4 – Definição do ângulo do diedro local

Fonte: ABNT NBR 16239 (2013).

Tabela 4.2 – Dimensões mínimas da perna do filete

Fonte: ABNT NBR 16239 (2013)

Dimensões mínimas da perna do filete		
Região	$f_y \leq 280$ MPa	$f_y > 280$ MPa
$\Psi \leq 60^\circ$	$1,5t$	Maior entre $1,5t$ e $1,4t+z^*$
$60^\circ < \Psi < 100^\circ$	$1,4t$	$1,5t$
$100^\circ \leq \Psi < 110^\circ$	$1,6t$	$1,75t$
$110^\circ \leq \Psi \leq 120^\circ$	$1,8t$	$2,0t$

t é a menor espessura das partes ligadas
*z é obtido da tabela A.2 da ABNT NBR 16239 (2013)

4.3.2 Prescrições do código europeu EN 1993-1-8 (2005)

A resistência das soldas nas ligações entre as barras dos banzos e diagonais, de acordo com o método direcional dado pelo código EN 1993-1-1 (2005), é calculada pela Equação 4.18.

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq f_u / (\beta_w \gamma_{M2}) \text{ e } \sigma_{\perp} \leq 0,9 f_u / \gamma_{M2} \quad (4.18)$$

sendo que β_w é um fator de correlação (tabelado), que é função das propriedades mecânicas do aço e $\gamma_{M2} = 1,25$ é um fator parcial de segurança. τ_{\perp} é a tensão devido ao cisalhamento transversal, τ_{\parallel} é a tensão devido ao cisalhamento longitudinal e σ_{\perp} é a tensão devido ao esforço normal transversal.

4.4 Resistência da ligação à fadiga de acordo com CIDECT 8 (2000)

A norma brasileira ABNT NBR16239 (2013) não contempla a verificação das ligações tubulares à fadiga. De acordo com o CIDECT 8 (2000) há vários métodos, fundamentados em formas diferentes de avaliação, desenvolvidos para determinar a resistência à fadiga de ligações soldadas de perfis tubulares:

- i) Método baseado na tensão geométrica (*hot spot stress ou geometric stress*);
- ii) Método baseado na tensão nominal (*classification method*);
- iii) Método da ruptura por punção (*punching shear*);
- iv) Método baseado na mecânica da fratura (*fracture mechanics*).

Cada norma contempla um ou mais desses métodos. Os métodos da tensão nominal e tensão geométrica são baseados no conceito tradicional de resistência à fadiga expressa pelas curvas ‘S-N’ e são mais comumente utilizados no cálculo da resistência à fadiga de ligações soldadas. No entanto o método baseado na tensão nominal é muito limitado em relação aos parâmetros geométricos. Em se tratando de perfis tubulares circulares, este método é aplicável apenas em perfis com espessuras iguais ou inferiores à 8mm. Neste capítulo será detalhado apenas o método baseado na tensão geométrica, que será utilizado no âmbito deste trabalho. A apresentação detalhada dos outros métodos pode ser encontrada em MARSHALL (1992) e WARDENIER (1982).

De acordo com o CIDECT 8 (2000), o método da tensão geométrica é recomendado pelo Instituto Internacional de Solda (IIW - *International Institute of Welding*) para o projeto de ligações tubulares soldadas submetidas à fadiga.

O procedimento de cálculo de fadiga pelo método da tensão geométrica pode ser resumido conforme a seguir:

- i) Determine as forças axiais e momentos fletores nas barras. A análise estrutural pode ser feita via método dos elementos finitos (MEF), com modelagem tridimensional;
- ii) Determine a faixa de tensão nominal, σ_n , para cada tipo de carregamento;
- iii) Determine os fatores de concentração de tensão (SCFs – Stress Concentration Factors);
- iv) Determine a faixa da tensão geométrica, S_{rhs} ;
- v) Determinar o número de ciclos admissível para uma dada faixa de tensão geométrica e local específico da junta a partir de uma curva de resistência à fadiga (curva S-N).

4.4.1 Faixa de tensão nominal

Para análises feitas por meio do MEF, a faixa de tensão nominal em cada barra pode ser determinada pelas Equações 4.19, 4.20 e 4.21.

$$\sigma_{n,ax} = \frac{P_{ax}}{A} \quad (4.19)$$

$$\sigma_{n,ipb} = \frac{M_{ipb}}{W_{ipb}} \quad (4.20)$$

$$\sigma_{n,opb} = \frac{M_{opb}}{W_{opb}} \quad (4.21)$$

onde $\sigma_{n,ax}$ é a tensão nominal devido à carga axial P_{ax} na barra; $\sigma_{n,ipb}$ é a tensão nominal devido à flexão no plano (*in plane bending*) e $\sigma_{n,opb}$ é a tensão nominal devido à flexão fora do plano (*out of plane bending*). M_{ipb} e M_{opb} correspondem aos momentos fletores no plano e fora do plano, respectivamente. W_{ipb} e W_{opb} correspondem ao módulo elástico da seção no plano e fora do plano, respectivamente.

4.4.2 Fator de concentração de tensão (SCF)

O SCF é utilizado como simples fatores de multiplicação da tensão nominal. Então, o SCF é a razão entre a tensão geométrica e a tensão nominal (Equação 4.22) numa determinada barra para a carga específica que causa essa tensão geométrica. O SCF pode variar em torno do perímetro da junta da ligação.

$$SCF = \frac{S_{rhs}}{\sigma_n} \quad (4.22)$$

Os fatores de concentração de tensão podem ser determinados das seguintes formas:

- i) Por testes experimentais ou simulação por meio dos MEF;
- ii) Utilizando-se fórmulas paramétricas detalhadas;
- iii) Utilizando-se fórmulas paramétricas simplificadas ou gráficos.

O CIDECT 8 (2000) emprega em seus exemplos principalmente as formulações e gráficos do item iii. Se a análise de fadiga for realizada por meio do MEF, os SCFs podem ser determinados a partir dessa análise ou por meio da Equação 4.23 a seguir.

$$SCF = \left(\frac{\gamma}{\gamma_0} \right)^{z_1} \cdot \left(\frac{\tau}{\tau_0} \right)^{z_2} \cdot SCF_0 = \left(\frac{\gamma}{12} \right)^{z_1} \cdot \left(\frac{\tau}{0.5} \right)^{z_2} \cdot SCF_0 \quad (4.23)$$

Os expoentes χ_1 e χ_2 dependem do tipo de carga e local de interesse da ligação (locais 1, 2, 3 ou 4), conforme Figura 4.5 e APÊNDICE B. O SCF_0 também é dado no mesmo apêndice.

4.4.3 Faixa de tensão geométrica (S_{rhs}) obtida por meio do MEF

Para a análise de fadiga utilizando-se a abordagem por meio do MEF, as faixas de tensão geométrica podem ser obtidas diretamente da análise para cada combinação de carga. Para o caso de ligações uniplanares do tipo K com afastamento, sem excentricidade, com barras diagonais de mesma seção transversal e cargas balanceadas, conforme ilustrado no APÊNDICE B, a tensão geométrica está localizada de acordo com a Figura 4.4. Além disso, os parâmetros geométricos devem estar dentro da faixa de validade prescrita pelo CIDECT 8 (2000), conforme Tabela 4.3 e Figura 4.5. Os locais 1 e 3 referem-se à coroa da solda (*crown*), respectivamente. Os locais 2 e 4 referem-se ao ponto de sela da solda (*saddle*) nas regiões das barras do banzo e diagonal.

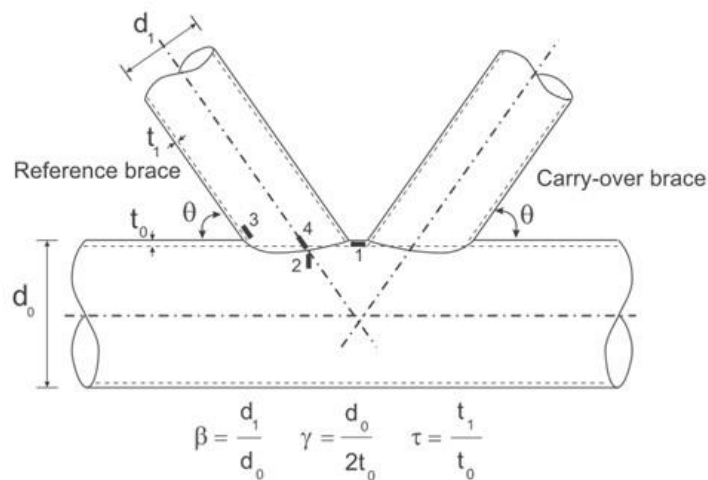


Figura 4.5 – Locais de tensão geométrica
Fonte: CIDECT 8 (2000).

Tabela 4.3– Faixa de validade dos parâmetros geométricos de ligações do tipo K com carga balanceada

Parâmetro geométrico	Faixa de validade
β	$\geq 0,30$ e $\leq 0,60$
2γ	≥ 24 e ≤ 60

Continuação da Tabela 4.3.

τ	$\geq 0,25$ e $\leq 1,0$
θ	$\geq 30^\circ$ e $\leq 60^\circ$

A tensão geométrica deve ser determinada após a região do pé da solda, num campo de tensão fora da região influenciada pela geometria e configuração local da solda, denominado região de extrapolação. Os limites da região de extrapolação para ligações com perfis tubulares circulares são dados na Tabela 4.4 e Figura 4.6.

Tabela 4.4 - Limites da região de extrapolação para CHS
Fonte: CIDECT 8 (2000)

Distâncias do pé da solda	Banzo		Diagonal	
	saddle	crown	saddle	crown
$L_{r,min}^*$	0,4t ₀		0,4t ₁	
$L_{r,máx}$	$L_{r,min}+t_0$		$L_{r,min}+t_1$	

* O valor mínimo para $L_{r,min}$ é igual à 4mm.

Importante destacar que o CIDECT 8 (2000) deixa claro que as tensões geométricas encontradas na análise podem ter seus valores subestimados se a direção das tensões principais se desviar dos limites mencionados na Tabela 4.4.

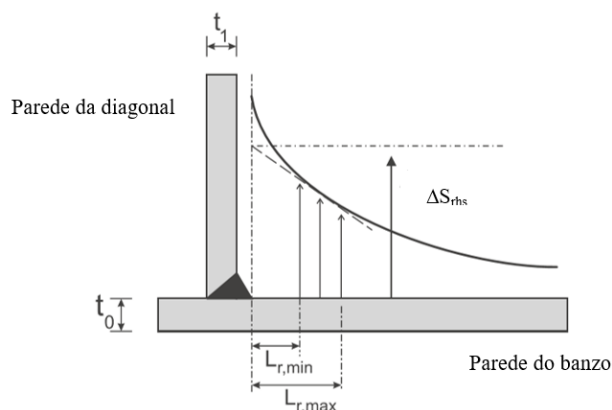


Figura 4.6 – Definição da região de extrapolação
Fonte: CIDECT 8 (2000).

O CIDECT 8 (2000) recomenda que o refinamento da malha de elementos finitos deve ser feito até que não resulte em mudança substancial da distribuição de tensões fora da região do entalhe. Deve-se utilizar elementos finitos de dimensões iguais à $0,5t_1$ e $0,5t_0$, em que t_0 e t_1 são as espessuras das barras diagonais e barras do banzo, respectivamente. Além disso, recomenda-se utilizar elementos finitos do tipo sólidos na região da solda e região de extrapolação das tensões geométricas. No entanto, foi adotado no âmbito deste trabalho elementos finitos do tipo casca em todo o modelo numérico. Isso será melhor explicado no item 6.1.3.

4.4.4 Número de ciclos para a falha

A vida à fadiga é determinada segundo o CIDECT 8 (2000) pelo número de ciclos, N_f , para a falha para uma dada tensão geométrica (S_{rhs}) e tipo de junta, conforme Equações 4.24 e 4.25 (válida somente para amplitude variável) ou pela curva S_{rhs} -N (Figura 4.6), ambos para ligações com perfis tubulares circulares de espessura, t , entre 4 e 50 mm. As curvas utilizadas para a análise de fadiga são as mesmas, independentemente do tipo de carregamento (força axial, força cisalhante ou flexão).

$$\begin{aligned} & \text{Para } 10^3 < N_f < 5 \cdot 10^6, \\ \log(N_f) &= \frac{12,476 - 3 \cdot \log(S_{rhs})}{1 - 0,18 \cdot \log\left(\frac{16}{t}\right)} \end{aligned} \quad (4.24)$$

$$\begin{aligned} & \text{Para } 5 \cdot 10^6 < N_f < 5 \cdot 10^8, \\ \log(N_f) &= 16,237 - 5 \cdot \log(S_{rhs}) + 2,01 \cdot \log\left(\frac{16}{t}\right) \end{aligned} \quad (4.25)$$

Na Figura 4.7 também é possível visualizar os limites de fadiga para carregamento de amplitude constante para a faixa de espessuras citadas anteriormente. Presume-se que não há danos por fadiga quando as faixas de tensões estiverem abaixo do “Limite de fadiga para carregamento de amplitude constante”, definido como a faixa de tensão para uma curva S-N específica quando o número de ciclos for igual à $N_f = 5 \times 10^6$ ciclos, pois a fratura por fadiga passa a ocorrer num valor praticamente infinito de ciclos (SCHÖN, 2013). Esses valores limites são sumarizados na Tabela 4.5. Por outro lado, o limite de fadiga para carregamento de amplitude variável (*cut-off limit*) é igual à 10^8 ciclos.

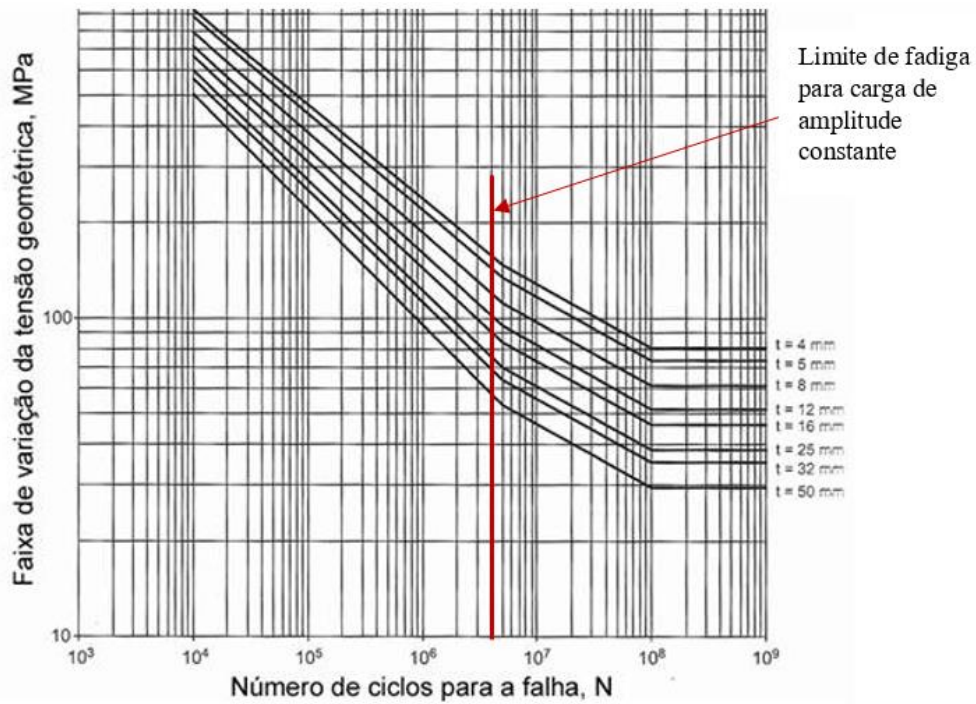


Figura 4.7 – Curvas de resistência à fadiga para ligações CHS ($4\text{mm} \leq t \leq 50\text{mm}$)
 Fonte: CIDECT 8 (2000).

Tabela 4.5 – Valores limites de fadiga
 Fonte: CIDECT 8 (2000)

Tipo de seção	Espessura (mm)	Limite de fadiga à amplitude constante (MPa)	Limite 'cut-off' (MPa)
CHS	4	147	81
	5	134	74
	8	111	61
	12	95	52
	16	84	46
	25	71	39
	32	64	35
	50	53	29

5 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE OTIMIZAÇÃO DE ESTRUTURAS EM SISTEMAS TRELIÇADOS

Uma abordagem numérica (ou algorítmica) será adotada para o processo de otimização no âmbito desse trabalho, por meio dos algoritmos genéticos. Os problemas de otimização serão solucionados por uma metodologia que será proposta nesse trabalho e que será descrita no item 5.1.

Para aferir a validade da metodologia proposta, serão apresentados estudos de casos clássicos da literatura.

5.1 Metodologia interativa com a utilização dos softwares Matlab e Ansys Mechanical APDL

A metodologia interativa proposta para a análise estrutural e otimização numérica é baseada na integração de dois programas comerciais: ANSYS (2017) e MATLAB (2017). Os *scripts* desenvolvidos para processo de análise e otimização funcionam de forma iterativa e não requer intervenção do usuário até que a solução seja encontrada ou seja atingido um critério de parada.

A análise da estrutura é feita pelo ANSYS (2017) via MEF, executando-se em *batch mode* um *script* na linguagem de programação APDL, que inicia e sai do programa de EF para cada análise necessária. Tanto a otimização, quanto a interface entre os dois programas são escritos na linguagem de programação do MATLAB (2017). A interface é criada dentro de uma função aptidão e é responsável pelo *loop* de todo o processo. Nesta interface também são lidos e gravados dados importantes, tais como os valores das variáveis de projeto, que serão usados no programa de EF para análise da estrutura. Os dados resultantes dessas análises (forças axiais, tensões, volume), servirão para cálculo das restrições e para avaliação da função aptidão no código escrito no MATLAB (2017). Na Figura 5.1, apresenta-se o fluxograma que ilustra a implementação computacional da metodologia interativa proposta.

Há na literatura diferentes tipos de funções de penalidades para lidar com as restrições. Neste trabalho será utilizado uma constante simples para penalizar a função objetivo na região inviável, ou seja, somente quando alguma restrição é violada.

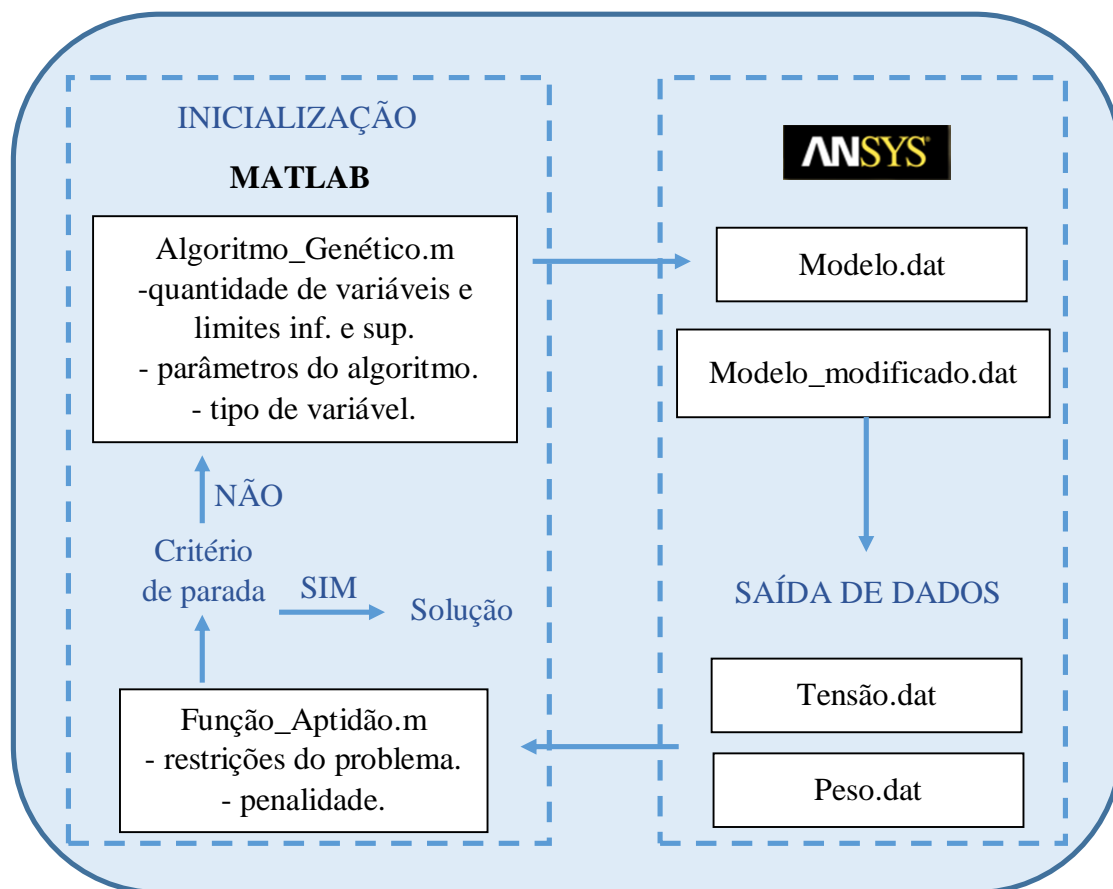


Figura 5.1 - Fluxograma da metodologia utilizada para a otimização das estruturas.

O processo iterativo inicia-se pelo MATLAB (2017) por meio de uma função (*Algoritmo_Genético.m*) que contém as informações do algoritmo genético. Nesta etapa são definidos: a quantidade de variáveis, tipos de variáveis (contínua, discreta ou mista) e seu espaço de busca, com valores inferiores e superiores, as opções do algoritmo: tamanho da população, quantidade de gerações, tolerância da função e critérios de parada, bem como os operadores genéticos (seleção, cruzamento, mutação e substituição). Nessa mesma etapa também é criado um comando, que busca o pacote de ferramentas GA do MATLAB (2017) e que executa o algoritmo genético. O *script* do algoritmo genético é responsável por chamar a função aptidão (*Função_Aptidão.m*), que avalia o quanto uma solução representada por um indivíduo é boa em relação às outras soluções da população para o problema em questão.

Na APDL (*Modelo.dat*) os dados da seção transversal das barras, que serão as variáveis de projeto, tais como área, diâmetro ou espessura (dependendo do modelo a ser analisado neste

trabalho), são parametrizados partindo de um dado valor inicial. Também são inseridos na APDL os dados do material da estrutura, o tipo de elemento finito, as condições de apoio, as cargas aplicadas na estrutura e o tipo de análise. Os valores das variáveis do modelo são gerados aleatoriamente pelo MATLAB (2017) e substituídos na APDL original (Modelo.dat). Para alimentar cada análise no programa de EF, é gerado um novo arquivo com os valores atualizados, chamado *Modelo_modificado.dat*. Os valores são alterados de acordo com o *loop* de otimização.

Na sequência, as informações resultantes da análise, tais como tensão e peso, são armazenadas em arquivos de texto (Tensão.dat e Peso.dat), gerados por comandos escritos no programa de EF e que serão utilizados posteriormente pelo MATLAB (2017) para avaliar a função aptidão. O *loop* de otimização é interrompido até que o mínimo da função ou critério de parada seja alcançado.

A Ferramenta GA do MATLAB (2017) utiliza quatro critérios diferentes para determinar quando o solver será interrompido. Esses critérios estão relacionados aos seguintes parâmetros: *MaxGenerations*, *MaxStallGenerations* (*Stall G*), *MaxStallTime* (*Stall T*) e *FunctionTolerance* (*TolFun*). O parâmetro *MaxGenerations* especifica o número máximo de iterações a serem executadas pelo AG. O parâmetro *Stall T* interrompe o algoritmo se não houver melhoria no melhor valor da função encontrado para a função aptidão num determinado intervalo de tempo especificado no algoritmo. Por outro lado, o parâmetro *TolFun* cessa o algoritmo se a alteração relativa média no melhor valor da função aptidão sobre um determinado número de gerações for menor ou igual a tolerância da função. Por último, o parâmetro *Stall G* tem um comportamento semelhante ao *TolFun*, e também é utilizado para garantir que um valor mínimo de gerações sejam calculadas independentemente dos demais critérios de convergência adotados.

5.2 Aplicação da metodologia proposta para a otimização de estruturas

Apresentam-se a seguir três experimentos numéricos de treliças planas articuladas, onde a metodologia proposta é aplicada para a análise linear e otimização das estruturas.

5.2.1 Treliça de 3 barras

Nesta seção, apresenta-se a otimização de uma treliça plana de 3 barras e 4 nós. As dimensões das barras e condições de apoio podem ser visualizados na Figura 5.2. Há duas cargas “F” de 889644,4N aplicadas no nó 4; uma delas no sentido do eixo X e a outra no sentido contrário ao eixo Y. Considera-se ainda que o módulo de elasticidade do material e densidade são 14478,99MPa e 6,92kg/m³, respectivamente. O objetivo é minimizar o peso da estrutura, modificando-se as áreas das seções transversais das barras e a distância “B” entre os apoios 1 e 2 e apoios 2 e 3. As barras estão sujeitas a restrições de tensão, limitadas à tração em 2,76x10⁶N/m² e à compressão em -2,76x10⁶N/m². A área mínima permitida para as barras e para a distância “B” é igual a 6,45x10⁻⁴m² e 10,16m, respectivamente. Os resultados de peso e áreas ótimas serão comparados com o do manual do usuário do Ansys Mechanical APDL, que aplicou na otimização o método denominado *First Order Method* (FOM – Método de primeira ordem).

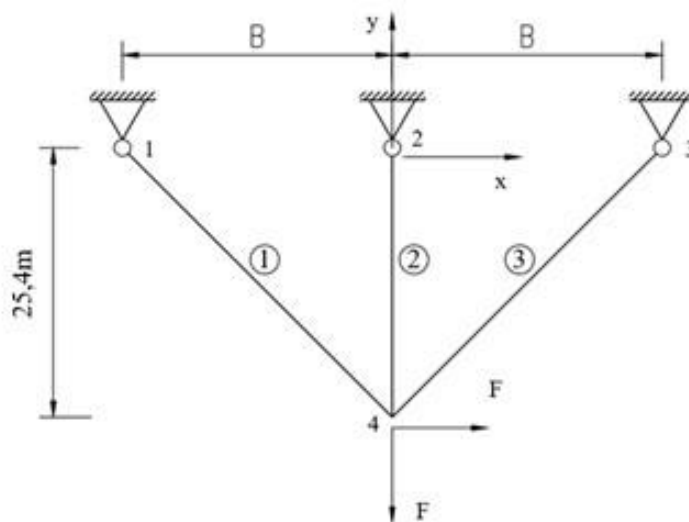


Figura 5.2 – Treliça de 3 barras.

5.2.1.1 Análise numérica

O modelo numérico em elementos finitos da treliça foi desenvolvido no programa ANSYS em linguagem APDL, com os seguintes dados:

- Variáveis de projeto: áreas das 3 barras, com valor inicial de 0,65m² e distância “B” entre os apoios 1 e 2 e apoios 2 e 3, com valor inicial de 25,4m; total de 4 variáveis;

- Peso inicial: 494,91kg;
- Tipo de elemento finito utilizado: elemento de treliça “LINK 1” da biblioteca do *software* ANSYS, que está ilustrado na Figura 5.3, com dois graus de liberdade por nó; translação nos eixos X e Y;
- Condições de apoio nos nós 1, 2 e 3: restrições aos deslocamentos nas direções X e Y;
- Análise estática.
- Restrições: tensões axiais de todas as barras; total de 3 restrições.

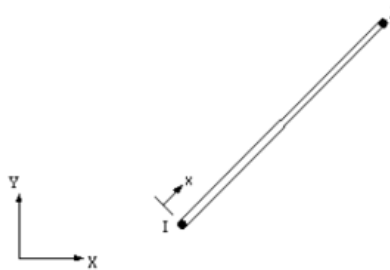


Figura 5.3 – Elemento LINK 1.

5.2.1.2 Otimização paramétrica com variáveis contínuas

A aplicação do algoritmo genético via MATLAB (2017) baseou-se numa população inicial constituída por 50 indivíduos, gerada de forma aleatória. Foram consideradas 250 gerações, produzindo um total de 12500 indivíduos. No entanto, para esse problema já é possível obter um resultado melhor que o da literatura com 20 gerações aproximadamente. Foi adotado como critério de parada do algoritmo, além do número de gerações, uma tolerância de 1×10^{-6} (valor *default* do *software*) para a função objetivo. Neste caso, o algoritmo interrompe o processo caso não ocorra uma melhora dos valores da função objetivo de acordo com essa tolerância, após sucessivas gerações. Foi definido ainda no código do algoritmo, os seguintes campos de busca das variáveis de projeto:

- barras 1, 2 e 3: $6,45 \times 10^{-4} \text{m}^2$ e $0,65 \text{m}^2$, correspondendo aos valores inferiores e superiores das áreas, respectivamente;
- distância “B”: 10,16m e 25,4m, correspondendo aos valores inferiores e superiores da dimensão “B”, respectivamente.

5.2.1.3 Resultados e discussão da treliça de 3 barras

Na Figura 5.4a, gerada pelo MATLAB (2017), pode-se visualizar a evolução da melhor solução

encontrada ao longo das gerações, com o **Melhor valor** e o **Valor médio** de peso encontrado para a função aptidão. Nesta figura, observa-se que a convergência do problema se deu com 250 gerações. Na Figura 5.4b, são apresentados os valores das 4 variáveis, correspondentes ao valor da função objetivo. A barra 2 (variável 2) apresentou um valor de área inferior ao das outras barras. Por último, na Figura 5.4c, ilustra-se a porcentagem alcançada para os critérios de parada. O critério de parada atingido pelo algoritmo foi o relacionado ao número máximo de gerações.

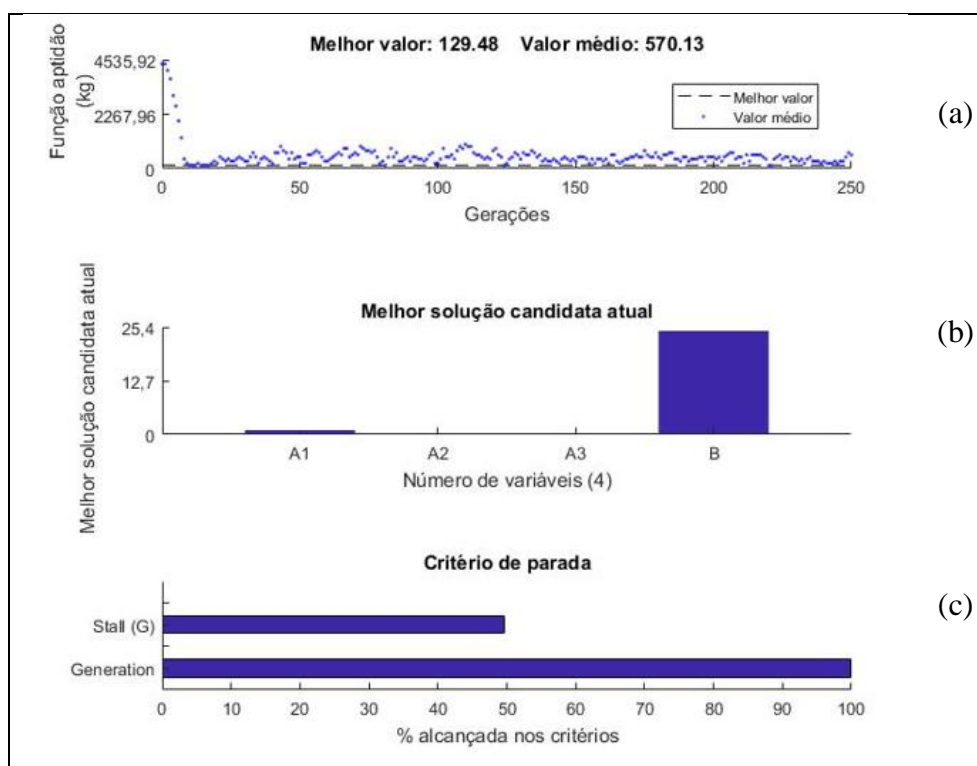


Figura 5.4 - Resultados da melhor solução encontrada para a otimização da treliça de 3 barras.

Por outro lado, na Figura 5.5, apresenta-se o pior valor obtido para a função aptidão. Observa-se pela Figura 5.5a que a convergência do problema também se deu com 250 gerações. É possível inferir pela Figura 5.5b que a barra 2, menos solicitada, foi a que apresentou um valor menor de área. Por fim, na Figura 5.5c, ilustra-se a porcentagem alcançada para os critérios de parada. O critério de parada atingido pelo algoritmo neste caso também foi o parâmetro Stall G. Os gráficos das demais rodadas podem ser visualizados no APÊNDICE A.

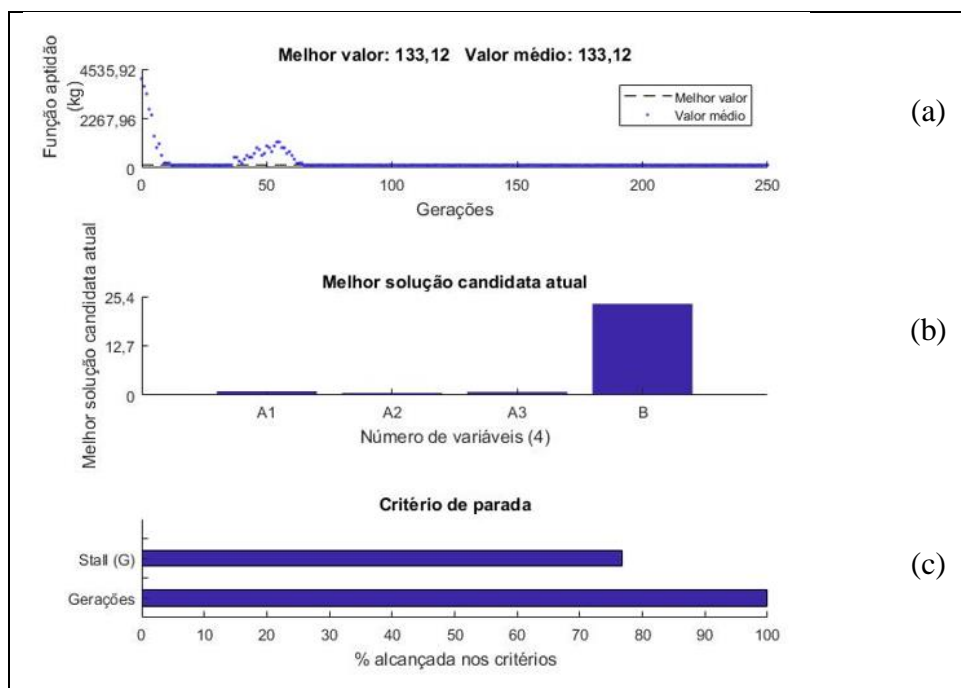


Figura 5.5 - Resultados da pior solução encontrada para a otimização da treliça de 3 barras.

Para esse exemplo, foram realizadas cinco execuções do algoritmo. Na Tabela 5.1 são apresentados os resultados obtidos para a melhor e pior solução utilizando a metodologia proposta e o resultado da literatura, além da diferença percentual entre esses resultados. É possível inferir pela tabela que a barra 2 apresentou o valor mínimo permitido para a área na melhor solução. É possível observar que os resultados obtidos aplicando-se a metodologia proposta foram coerentes com os resultados da literatura.

Tabela 5.1 - Resultados de peso e variáveis da treliça de 3 barras

	Resultados via Metodologia Interativa (Presente trabalho)				Resultados do manual usuário Ansys (Referência)	Diferença percentual entre a melhor solução e a literatura	
	Melhor solução		Pior solução				
Barra	Áreas (m ²)	Tensões (N/m ²)	Áreas (m ²)	Tensões (N/m ²)	Áreas (m ²)	Tensões (N/m ²)	(%)
1	0,45	2,76x10 ⁹	0,45	2,76x10 ⁹	0,47	2,69x10 ⁹	-2,94
2	6,45x10 ⁻⁴	27579,02	0,014	0,26x10 ⁹	6,45x10 ⁻⁴	0,065x10 ⁹	0
3	80,91x10 ⁻⁴	-2,76x10 ⁹	0,021	-2,48x10 ⁹	0,030	-2,62x10 ⁹	-73,3
Dimensão B (m)	24,49		23,47		22,41		9,0
Peso (kg)	129,48		133,12		133,86		-3,27

Na Tabela 5.2 é apresentado uma análise estatística dos resultados de peso obtidos. É possível inferir pela tabela que o pior resultado representa uma diferença de 2,81% em relação à melhor solução encontrada. Além disso, tanto a média quando a mediana apresentaram valores próximos do valor da melhor solução, indicando que há uma baixa discrepância dos resultados e uma tendência do algoritmo em ficar próximo do ótimo global.

Tabela 5.2 - Análise estatística dos resultados de peso da treliça de 3 barras

Melhor Solução (kg)	Pior Solução (kg)	Média (kg)	Mediana (kg)
129,48	133,12	131,07	131,26

5.2.2 Treliça de 10 barras

5.2.2.1 Descrição da estrutura

O segundo experimento analisado corresponde a um problema clássico da literatura, quando se trata de otimização de treliças, estudado por diversos autores, tais como HAFTKA e GÜRDAL (1992), ADELI (1994), LEMONGE e BARBOSA (2004) e VARGAS et al. (2016). Trata-se de uma estrutura de treliça uniplanar hiperestática composta por 10 barras e 6 nós. As dimensões das barras e condições de apoio podem ser visualizados na Figura 5.6. Há duas cargas de $444,82 \times 10^3 \text{N}$ aplicadas nos nós 2 e 4, na direção y (representadas na Figura 5.6 por F). O Módulo de elasticidade do material (alumínio) e densidade são $E = 68947,57 \text{MPa}$ e $\rho = 2767,99 \text{kg/m}^3$, respectivamente.

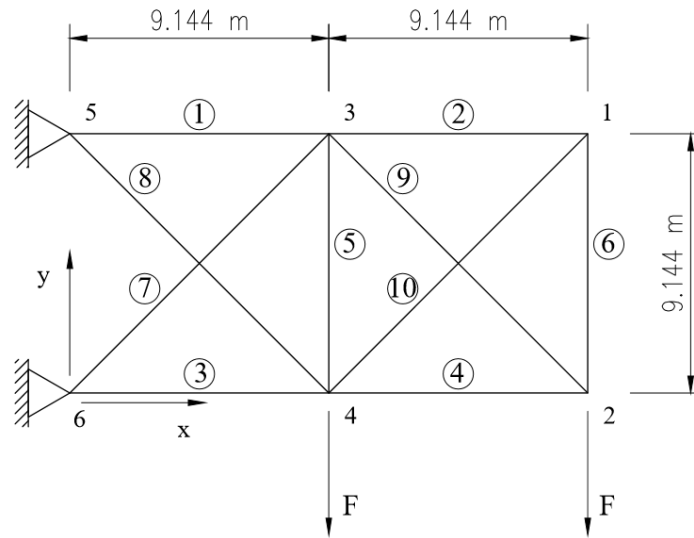


Figura 5.6 - Treliça de 10 barras.

Fonte: adaptado de HAFTKA e GÜRDAL (1992).

5.2.2.2 Análise numérica

Os valores de partida das áreas (variáveis de projeto) das barras, inseridos na APDL, são iguais à $3,22 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ para todas as barras, com peso inicial da treliça igual à 951,74kg. Na Tabela 5.3 são apresentados os valores de tensões correspondentes a essas áreas iniciais e ao carregamento aplicado.

Tabela 5.3 – Valores iniciais de tensões para a treliça de 10 barras

Barra	1	2	3	4	5
Tensões (N/m ²)	$269,39 \times 10^6$	$55,33 \times 10^6$	$-282,18 \times 10^6$	$-82,56 \times 10^6$	$48,93 \times 10^6$
Barra	6	7	8	9	10
Tensões (N/m ²)	$55,33 \times 10^6$	$204,05 \times 10^6$	$-185,97 \times 10^6$	$116,76 \times 10^6$	$-78,24 \times 10^6$

O modelo numérico desenvolvido no programa ANSYS em linguagem APDL, apresenta ainda os seguintes dados:

- Variáveis de projeto: áreas das 10 barras; total de 10 variáveis;
- Tipo de elemento finito utilizado: elemento de treliça “LINK 1”, com dois graus de liberdade por nó; translação nos eixos X e Y;
- Condições de apoio nos nós 5 e 6: restrições aos deslocamentos nas direções X e Y;
- Análise estática.
- Restrições: tensões axiais de todas as barras; total de 10 restrições.

5.2.2.3 Otimização paramétrica com variáveis contínuas

O objetivo é minimizar o peso da estrutura, modificando-se as áreas (variáveis de projeto) das seções transversais das barras, sujeitas a restrições de tensão, limitadas a $172,36 \times 10^6 \text{N/m}^2$ (tração) e $-172,36 \times 10^6 \text{N/m}^2$ (compressão), totalizando então 10 variáveis de projeto e 10 restrições. A área mínima permitida para as barras é igual a $6,45 \times 10^{-5} \text{m}^2$. Os resultados encontrados são comparados com os de HAFTKA e GÜRDAL (1992), que aplicaram em suas análises o método denominado *Fully Stressed Design* (FSD).

Na Tabela 5.4 são apresentados os parâmetros de entrada do AG. A aplicação do algoritmo genético baseou-se numa população inicial constituída por 200 indivíduos (soluções candidatas), geradas de forma aleatória. Foram consideradas 1000 gerações, produzindo um total de 200000 avaliações. Foi utilizado o valor *default* do MATLAB (2017) para os demais parâmetros disponíveis na ferramenta de AG. Foi definido ainda no código do algoritmo, o campo de busca das variáveis de projeto: $6,45 \times 10^{-5} \text{m}^2$ e $5,48 \times 10^{-3} \text{m}^2$, correspondendo aos valores inferiores e superiores das áreas, respectivamente.

Tabela 5.4 - Parâmetros de entrada do AG

Parâmetro do Matlab	Significado	Valor adotado
<i>PopulationSize</i>	Tamanho de população	200
<i>Generations</i>	Número de gerações	1000
<i>EliteCount</i>	Elitismo	10
<i>TolFun/Stall G</i>	Tolerância da função objetivo	10^{-6}

5.2.2.4 Resultados e discussão da treliça de 10 barras

Neste item são apresentados os resultados obtidos para o melhor e o pior valor da função aptidão, considerando o caso clássico da literatura da treliça de 10 barras. Em ambos os casos, optou-se por utilizar uma penalidade igual ao valor constante de 4536kg em todas as execuções do algoritmo. Além disso, foi utilizado como critério de parada o número de gerações e o parâmetro Stall G da Ferramenta GA do MATLAB (2017), relacionado à uma tolerância igual à 1×10^{-6} para a função objetivo.

Na Figura 5.7, gerada pelo MATLAB (2017), pode-se visualizar a evolução da melhor solução

encontrada ao longo das gerações, com o **Melhor valor** e o **Valor médio** de peso encontrado para a função aptidão. Nesta figura, observa-se que a convergência do problema se deu com 220 gerações, aproximadamente. No entanto, é possível obter um resultado próximo ao da literatura com 100 gerações apenas. A partir desse número, há pouca variação no resultado da função aptidão. Na Figura 5.7b, são apresentados os valores das 10 variáveis (áreas), correspondentes ao valor da função objetivo. Algumas áreas apresentaram um valor próximo de zero. Isso ocorre em função de que algumas barras são contabilizadas apenas na estabilidade da estrutura. Por último, na Figura 5.7c, ilustra-se a porcentagem alcançada para os critérios de parada. O critério de parada atingido pelo algoritmo foi o relacionado à tolerância da função objetivo.

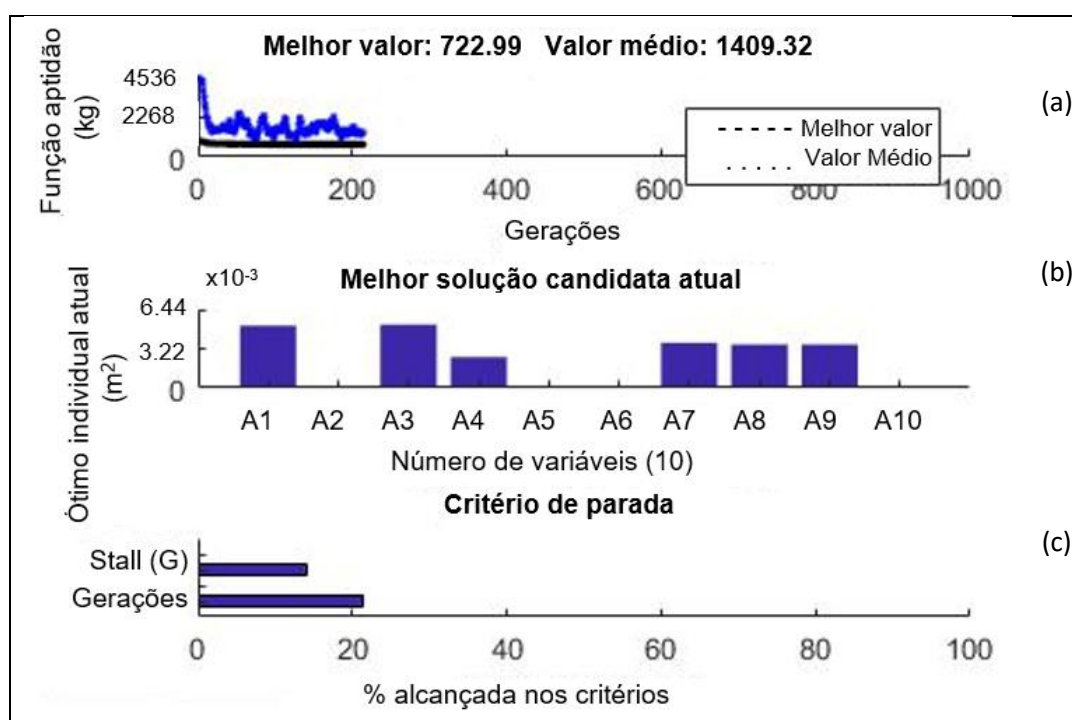


Figura 5.7 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 10 barras

Na Tabela 5.5 são apresentados os resultados obtidos para a melhor solução viável utilizando a metodologia proposta neste estudo e o resultado de HAFTKA e GÜRDAL (1992). É possível observar que os resultados obtidos ficaram próximos aos da literatura. Calculando-se a diferença percentual entre os valores de peso obtidos neste estudo e nos estudos de HAFTKA e GÜRDAL (1992), obtêm-se 0,05%, o que representa uma boa precisão da metodologia proposta.

Tabela 5.5 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 10 barras

Barra	Área (m ²)	Presente trabalho/GA	Haftka e Gürdal (1992)/ FSD
1	A ₁	5,10 x 10 ⁻³	5,12 x 10 ⁻³
2	A ₂	0,0645 x 10 ⁻³	0,0645 x 10 ⁻³
3	A ₃	5,20 x 10 ⁻³	5,19 x 10 ⁻³
4	A ₄	2,52 x 10 ⁻³	2,54 x 10 ⁻³
5	A ₅	0,0645 x 10 ⁻³	0,0645 x 10 ⁻³
6	A ₆	0,0645 x 10 ⁻³	0,0645 x 10 ⁻³
7	A ₇	3,71 x 10 ⁻³	3,70 x 10 ⁻³
8	A ₈	3,58 x 10 ⁻³	3,59 x 10 ⁻³
9	A ₉	3,58 x 10 ⁻³	3,59 x 10 ⁻³
10	A ₁₀	0,0838 x 10 ⁻³	0,0645 x 10 ⁻³
Peso (kg)		722,99	722,66

Na Tabela 5.6 são apresentados os valores de tensões finais nas barras, obtidos em função da melhor solução candidata apresentada anteriormente na Tabela 5.5 e diferença percentual em relação ao valores limites de tensões de $\pm 172,36 \times 10^6 \text{N/m}^2$. É possível inferir que as restrições de tensões referentes às barras 1, 3, 4, 7, 8 e 9 ficaram ativas, ou seja, os valores das restrições ficaram na fronteira do domínio do problema de otimização, alcançando o valor limite de tensão. Por outro lado, a restrição de tensão referente à barra 10 ficou longe da fronteira do domínio, apresentando um valor de tensão bem abaixo do valor limite de $172,36 \times 10^6 \text{N/m}^2$. Conforme comentando anteriormente, algumas barras são menos solicitadas e contribuem apenas para a estabilidade da estrutura.

Tabela 5.6 - Tensões finais nas barras e diferença percentual em relação ao valores limites

Barras	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Tensões finais (N/m ²)	172,36 x 10 ⁶	121,48 x 10 ⁶	-172,36 x 10 ⁶	-172,36 x 10 ⁶	-0,68	119,07 x 10 ⁶	172,36 x 10 ⁶	-172,36 x 10 ⁶	172,36 x 10 ⁶	-138,23 x 10 ⁶
Diferença percentual (%)	0	70,48	0	0	0,39 x 10 ⁻⁶	69,08	0	0	0	80,19

Por outro lado, na Figura 5.8, apresenta-se o pior valor obtido para a função aptidão. Observa-se pela Figura 5.8a que convergência do problema se deu aproximadamente com 230 gerações, que corresponde a um número ligeiramente superior ao da melhor solução encontrada para a função aptidão. É possível inferir pela Figura 5.8b que as barras menos solicitadas da treliça

também apresentaram um valor de área (variáveis de projeto) próximo de zero. Por fim, na Figura 5.8c, ilustra-se a porcentagem alcançada para os critérios de parada. O critério de parada atingido pelo algoritmo neste caso também foi o parâmetro Stall G. Os gráficos das demais rodadas podem ser visualizados no APÊNDICE A.

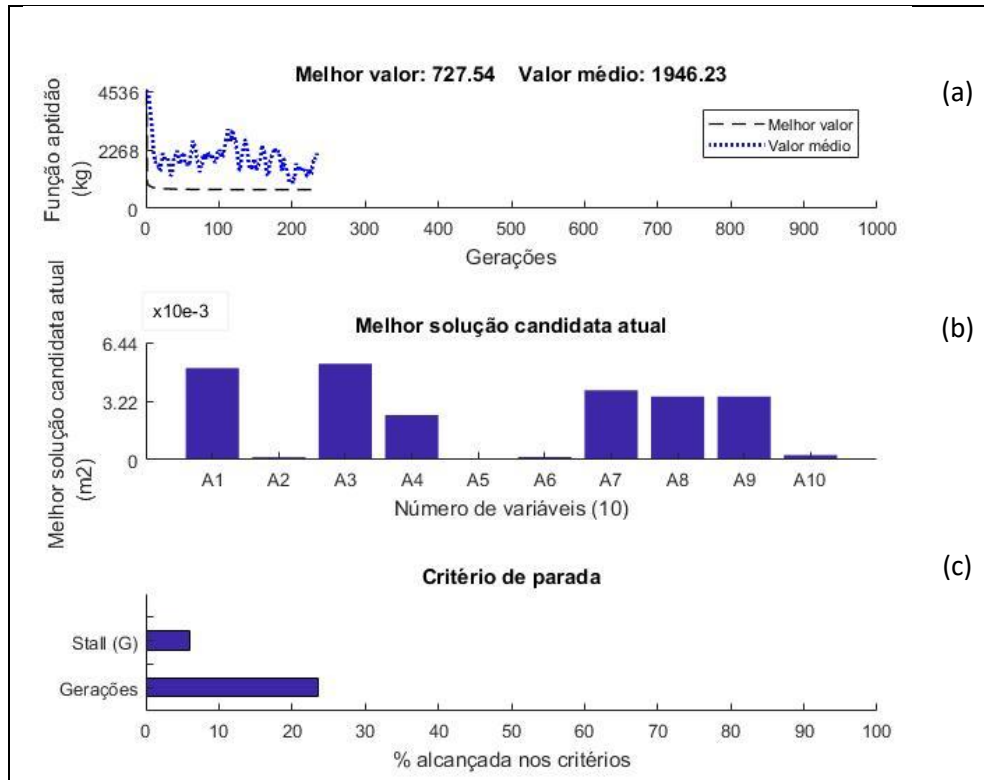


Figura 5.8 - Resultados encontrados para o pior valor da função objetivo – treliça de 10 barras

Para esse experimento numérico foram realizadas 5 execuções do algoritmo. Na Tabela 5.7 é apresentado uma análise estatística dos resultados de peso obtidos. É importante destacar que o pior resultado da função aptidão obtido na otimização apresenta uma diferença de menos de 1% em relação à melhor solução encontrada. Apesar do algoritmo genético gerar valores diferentes de função aptidão à cada execução, há uma variação relativamente pequena dos resultados, indicando uma boa robustez do algoritmo ao ficar próximo do ótimo global da função aptidão.

Tabela 5.7 - Análise estatística dos resultados de peso da treliça de 10 barras

Melhor Solução (kg)	Pior Solução (kg)	Média (kg)	Mediana (kg)
722,99	727,54	724,70	724,81

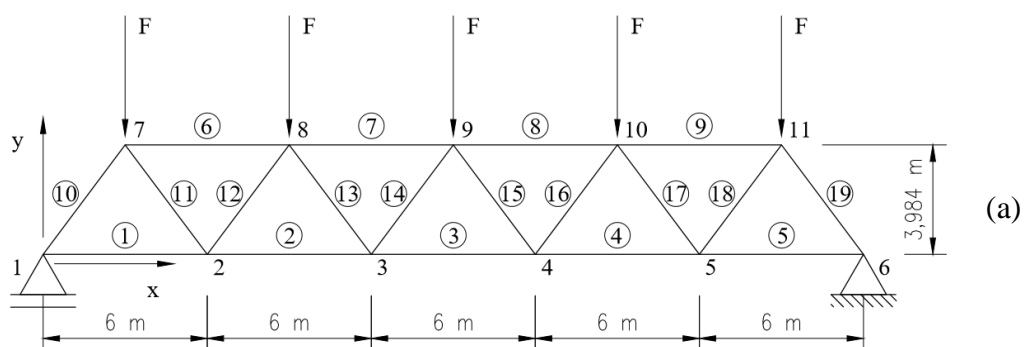
5.2.3 Treliça plana de 19 barras com restrições normativas e variáveis contínuas

5.2.3.1 Descrição da estrutura

O terceiro experimento numérico analisado é a treliça de 19 barras ilustrada na Figura 5.9a, estudada por JÁRMAI et al. (2004). Trata-se de uma treliça uniplanar simétrica composta de perfis de seção circular, tanto nos banzos quanto diagonais e configuração do tipo Warren, com ligações do tipo K. Considera-se que não há excentricidade na ligação. O ângulo formado entre barras diagonais e barras do banzo igual à $\theta = 53,02^\circ$ está dentro do campo de aplicação do código europeu EN 1993-1-8 (2005), que prescreve um valor mínimo de 30° .

Há cinco cargas de $1 \times 10^6 \text{ N}$ aplicadas nos nós 7, 8, 9, 10 e 11, na direção do eixo y (representadas na Figura 5.9a por F). O material (aço Fe-510) tem densidade $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$, Módulo de elasticidade $E = 210000 \text{ MPa}$, limite de escoamento $f_y = 355 \text{ MPa}$ e limite de resistência à tração $f_u = 510 \text{ MPa}$.

As barras da treliça são divididas em 4 grupos, representados na Figura 5.9b por: (grupo 1) banzos inferiores, (grupo 2) banzos superiores, (grupos 3) diagonais comprimidas e (grupo 4) diagonais tracionadas. Os membros de cada grupo tem comprimentos e seções transversais idênticas. Cada grupo i , $i = 1, 2, 3$ e 4 tem duas variáveis de projeto, diâmetro d_i e espessura t_i da seção transversal do perfil, totalizando 8 variáveis de projeto.



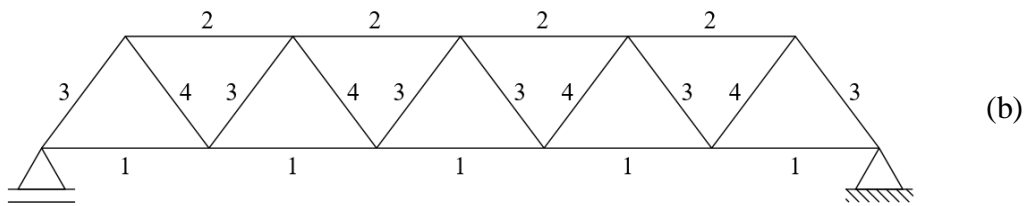


Figura 5.9 – Treliça de 19 barras.

5.2.3.2 Análise numérica

O modelo numérico em elementos finitos da treliça foi desenvolvido no programa ANSYS em linguagem APDL, com os seguintes dados:

- Variáveis de projeto: diâmetros e espessuras das barras; total de 8 variáveis, com valores iniciais descritos na Tabela 5.8;
- Tipo de elemento finito utilizado: elemento de treliça “LINK 8” da biblioteca do programa Ansys, com três graus de liberdade por nó; translação nos eixos X, Y e Z (Figura 5.10).
- Condições de apoio nos nós: nó 1 com restrição ao deslocamento na direção Y e nó 6 com restrições aos deslocamentos nas direções X e Y. Todos os nós tem restrição ao deslocamento na direção Z.
- Análise estática.

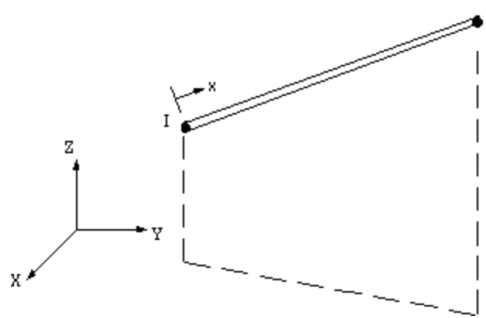


Figura 5.10 – Elemento finito Link 8.

Na Tabela 5.8 são apresentados os valores de partida para os diâmetros e espessuras das barras (variáveis de projeto) inseridos na APDL e valores correspondentes de volume total e volume escalonado (razão do volume total por $2\pi a_0$, onde $a_0 = 3$ m é a metade do comprimento entre os nós do banzo inferior).

Tabela 5.8 - Valores iniciais de diâmetros e espessuras das barras e volume total

Grupo de barras	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
1	d ₁	t ₁
2	d ₂	t ₂
3	d ₃	t ₃
4	d ₄	t ₄
Volume total (m ³)		1,69
Volume escalonado* (mm ²)		89600

* volume escalonado é igual à razão do volume por 6π

5.2.3.3 Otimização paramétrica com variáveis contínuas

O objetivo é minimizar o volume da estrutura escalonado por $2\pi a_0$, conforme Equação 5.1, modificando-se os diâmetros e espessuras das seções transversais das barras, sujeitas a restrições de flambagem, modos de falha e geometria, prescritos pelos códigos EN 1993-1-1 (2005), EN 1993-1-8 (2005) e CIDECT 1 (2008), descritas na seção 5.2.3.4. Para a otimização utilizou-se variáveis contínuas. Os resultados encontrados serão comparados com os de JÁRMAI et al. (2004), que aplicaram em suas análises o método denominado *Leap-frog* (LFOPC).

$$f(x) = \frac{V}{2\pi a_0} \quad (5.1)$$

onde $a_0 = 3$ m é a metade do comprimento entre os nós do banzo inferior.

Na Tabela 5.9 são apresentados os parâmetros de entrada do AG. A aplicação do algoritmo genético baseou-se numa população inicial constituída por 100 indivíduos (soluções candidatas), geradas de forma aleatória. Considerou-se 200 gerações, produzindo um total de 20000 avaliações. Foi utilizado o valor *default* do MATLAB (2017) para os demais parâmetros disponíveis na ferramenta de AG. Os limites inferior e superior do campo de busca das variáveis (contínuas) de projeto correspondem à 3,2mm e 25,0mm para as espessuras e 88,9mm e 508,0mm para os diâmetros. É importante salientar que para aplicar as regras do código EN

1993-1-8 (2005), as espessuras nominais das paredes dos tubos devem estar compreendidas entre 2,5mm e 25,0mm.

Tabela 5.9 - Parâmetros de entrada do AG

Parâmetro do Matlab	Significado	Valor adotado
<i>PopulationSize</i>	Tamanho de população	100
<i>Generations</i>	Número de gerações	200
<i>EliteCount</i>	Elitismo	10
<i>TolFun/Stall G</i>	Tolerância da função objetivo	10^{-6}

5.2.3.4 Restrições aplicadas à treliça de 19 barras

São consideradas nesta análise restrições de geometria, flambagem e modos de falha prescritos pelo código europeu EN 1993-1-1 (2005), código EN 1993-1-8 (2005) e CIDECT 1 (2008). Todas as restrições são de desigualdade, na forma padrão $g_j(x) \leq 0$.

A força resistente de cálculo das ligações soldadas entre perfis tubulares circulares deve ser tomada como o menor valor encontrado entre os seguintes modos de falha: plastificação da face do banzo ou ruptura por punção da parede do banzo, desde que seja atendida a seguinte condição, conforme Equação 5.2 referente às restrições $g_1(x)$ à $g_4(x)$:

$$g_i(x) = \frac{d_i}{t_i} - 50 \leq 0, (i=1, \dots, 4) \quad (5.2)$$

sendo que os termos d_i e t_i referem-se ao diâmetro e espessura das barras do grupo i . Para ligações que não atendam essa condição, deve-se considerar os demais modos de falha prescrito pelo código EN 1993-1-8 (2005).

As restrições $g_5(x)$ e $g_6(x)$, refere-se à condição de dimensionamento para barras submetidas à força axial de compressão (barras dos grupos 2 e 3), definidas pelas Equações 5.3 e 5.4:

$$g_5(x) = N_{c,Sd(i,max)} - N_{c,Rd(i)} \leq 0, (para\ banzo) \quad (5.3)$$

$$g_6(x) = N_{c,Sd(i,max)} - N_{c,Rd(i)} \leq 0, (para\ diagonal) \quad (5.4)$$

$(i=2,3): 2: se\ banzo; 3: se\ diagonal$

em que $N_{c,Sd(i,max)}$ é a máxima força axial de compressão solicitante de cálculo e $N_{c,Rd(i)}$ é a força axial de compressão resistente de cálculo, definida anteriormente no Capítulo 4.

Foi utilizado um valor de 0,34 para o fator de imperfeição a , correspondente à curva de flambagem de perfis com costura, assim como adotado em JÁRMAI et al. (2004). Os coeficientes de flambagem utilizados foram os recomendados por RONDAL et al. (1992) apud CIDECT 1 (2008): $K = 0.9$ para barras comprimidas do banzo e $K = 0.75$ para barras comprimidas das diagonais.

As restrições $g_7(x)$ e $g_8(x)$, referem-se à condição de dimensionamento para barras submetidas à força axial de tração (barras dos grupos 1 e 4), definidas pelas Equações 5.5 e 5.6:

$$g_7(x) = N_{t,Sd(i,max)} - N_{t,Rd(i)} \leq 0, \text{ para banzo} \quad (5.5)$$

$$g_8(x) = N_{t,Sd(i,max)} - N_{t,Rd(i)} \leq 0, \text{ para diagonal} \quad (5.6)$$

$(i=1,4) : 1 : \text{se banzo}; 4 : \text{se diagonal}$

sendo que $N_{t,Sd(i,max)}$ é a máxima força axial de tração solicitante de cálculo e $N_{t,Rd(i)}$ é a força axial de tração resistente de cálculo, definida anteriormente no capítulo 4.

As restrições $g_9(x)$, $g_{10}(x)$, $g_{11}(x)$ e $g_{12}(x)$ referem-se à uma condição de fabricação, onde os diâmetros das barras diagonais devem ser inferiores aos diâmetros das barras do banzo, de acordo com as Equações 5.7 a 5.10. Importante destacar que no código EN 1993-1-8 (2005) e norma ABNT NBR 16239 (2013) a razão entre os diâmetros das barras diagonais em relação as barras do banzo é igual à 1 e não 0,92 conforme consta em JÁRMAI et al. (2004). Estes autores não indicam no artigo o ano utilizado do código europeu. No entanto, utilizou-se nesse experimento numérico o valor de 0,92 para fins de compatibilidade com os dados utilizados por JÁRMAI et al. (2004) e posterior comparação dos resultados de otimização.

$$g_9(x) = d_3 - 0,92d_1 \leq 0 \quad (5.7)$$

$$g_{10}(x) = d_3 - 0,92d_2 \leq 0 \quad (5.8)$$

$$g_{11}(x) = d_4 - 0,92d_1 \leq 0 \quad (5.9)$$

$$g_{12}(x) = d_4 - 0,92d_2 \leq 0 \quad (5.10)$$

A capacidade resistente de cálculo das ligações entre perfis tubulares referente à plastificação da face do banzo ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes é

restringida pelas Equações 5.11, 5.12, 5.13 e 5.14:

$$g_{13}(x) = N_{c,Sd(3,max)} - N_{1,Rd(ij)} \leq 0, \quad (5.11)$$

(para a ligação entre as barras dos grupos 1 e 3)

$$g_{14}(x) = N_{c,Sd(3,max)} - N_{1,Rd(ij)} \leq 0, \quad (5.12)$$

(para a ligação entre as barras dos grupos 2 e 3)

$$g_{15}(x) = N_{t,Sd(4,max)} - N_{1,Rd(ij)} \leq 0, \quad (5.13)$$

(para a ligação entre as barras dos grupos 1 e 4)

$$g_{16}(x) = N_{t,Sd(4,max)} - N_{1,Rd(ij)} \leq 0, \quad (5.14)$$

(para a ligação entre as barras dos grupos 2 e 4)

($i=1,2$), 1 : se banzo tracionada; 2 : se banzo comprimido
 ($j=3,4$), 3 : se diagonal comprimida; 4 : se diagonal tracionada

em que $N_{c,Sd(3,max)}$ e $N_{t,Sd(4,max)}$ são a máxima força axial de compressão e tração solicitante de cálculo referente as barras dos grupos 3 e 4, respectivamente. $N_{1,Rd(i)}$ é a força axial resistente de cálculo referente à plastificação do banzo, definida anteriormente no capítulo 4. O comprimento do afastamento entre diagonais, g , é dado pela Equação 5.15. O código europeu EN 1993-1-8 (2005) prescreve que o valor de g deve ser no mínimo igual à soma das espessuras das barras diagonais. No entanto, utilizou-se nesse experimento numérico o valor de $0,1d_i$ para fins de compatibilidade com os dados utilizados por JÁRMAI et al. (2004) e posterior comparação dos resultados de otimização.

$$g = \frac{g_i}{t_i}; g_i = g_3 + g_4 = 0,1d_i \quad (5.15)$$

sendo que g_3 e g_4 igual à metade do comprimento do afastamento entre diagonais.

A capacidade resistente de cálculo das ligações entre perfis tubulares das barras dos grupos 2 e 3 referente à ruptura por punção da parede do banzo ($N_{i,Rd}$) na área de contato com diagonais ou montantes é restringida pelas Equações 5.16:

$$g_{17}(x) = N_{c,Sd(3,max)} - N_{i,Rd} \leq 0 \quad (5.16)$$

Em que $N_{c,Sd(3,max)}$ é a máxima força axial de compressão solicitante de cálculo referente as barras do grupo 3. A força resistente $N_{i,Rd}$ foi previamente definida no Capítulo 4.

Como visto no capítulo 4, a resistência das soldas nas ligações entre as barras dos banzos e diagonais de acordo com o método direcional dado pelo código EN 1993-1-1 (2005), é calculada por:

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq f_u / (\beta_w \gamma_{M2}) \quad (5.17)$$

sendo que $\beta_w = 0,9$ é um fator de correlação (tabelado), que é função das propriedades mecânicas do aço e $\gamma_{M2} = 1,25$ é um fator parcial de segurança. As tensões devido ao esforço normal transversal, σ_{\perp} , devido ao cisalhamento transversal, τ_{\perp} , e devido ao cisalhamento longitudinal, τ_{\parallel} , são dadas pelas Equações 5.18 e 5.19:

$$\sigma_{\perp} = \tau_{\perp} = \frac{N_{c,Sd(i,max)} \operatorname{sen} \theta}{\pi d_i a_{w,i}} \frac{\sqrt{2}}{2} \quad (5.18)$$

$$\tau_{\parallel} = \frac{N_{c,Sd(i,max)} \operatorname{cos} \theta}{\pi d_i a_{w,i}} \quad (5.19)$$

$(i = 3,4)$

em que $N_{c,Sd(i,max)}$ é a máxima força axial de compressão solicitante de cálculo e a_w é a dimensão do filete de solda. Substituindo as Equações 5.18 e 5.19 na Equação 5.17, tem-se as restrições $g_{18}(x)$ e $g_{19}(x)$, dadas pela Equação 5.20:

$$g_{18}(x) = g_{19}(x) = \frac{N_{c,Sd(i,max)}}{\pi d_i a_{w,i}} \sqrt{\frac{2\omega^2 + 3}{\omega^2 + 1}} - \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{Mw}} \leq 0 \quad (5.20)$$

5.2.3.5 Análise de sensibilidade

A análise de sensibilidade ou estudo da correlação dos parâmetros tem por objetivo determinar quais variáveis de projeto têm o maior impacto (e o menor) em relação às restrições do modelo. Dois programas comerciais serão utilizados para proceder a análise: ANSYS MECHANICAL

APDL (2017) e ANSYS WORKBENCH (2017). O modelo numérico, incluindo as variáveis de projeto e restrições normativas foi desenvolvido em linguagem APDL via arquivo de texto, que será posteriormente importado dentro do programa ANSYS WORKBENCH (2017). A ferramenta *Parameters correlation* deste programa será utilizada para proceder a análise de sensibilidade, conforme esquema da Figura 5.11.

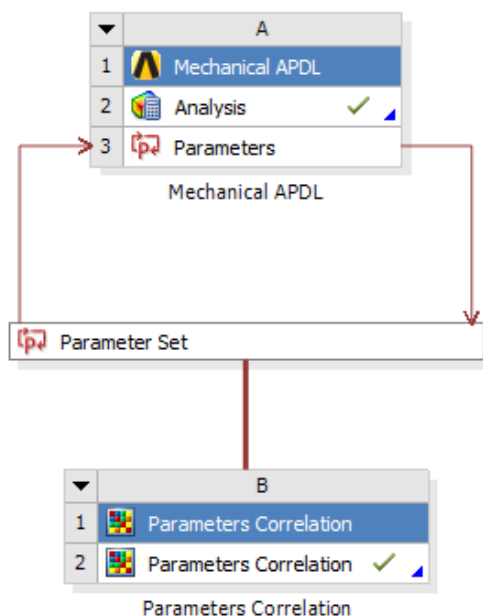


Figura 5.11 – Figura esquemática representando a análise de sensibilidade.

As variáveis de projeto e as restrições que serão correlacionadas são listadas na Tabela 5.10. O ANSYS WORKBENCH (2017) denomina as variáveis de projeto como parâmetros de entrada e as variáveis de estado e função objetivo como parâmetros de saída.

Tabela 5.10 – Lista dos parâmetros correlacionados

Parâmetros de entrada (Variáveis de projeto)		
Nº do parâmetro	Parâmetro	Descrição
P1	d1	Diâmetro das barras do grupo 1
P2	d2	Diâmetro das barras do grupo 2
P3	d3	Diâmetro das barras do grupo 3
P4	d4	Diâmetro das barras do grupo 4
P5	t1	Espessura das barras do grupo 1
P6	t2	Espessura das barras do grupo 2
P7	t3	Espessura das barras do grupo 3
P8	t4	Espessura das barras do grupo 4
Parâmetros de saída (Variáveis de estado e função objetivo)		
P9	$N_{t,Rd(1)}$	Força axial de tração resistente nas barras do banzo do grupo 1
P10	$N_{t,Rd(4)}$	Força axial de tração resistente nas barras diagonais do grupo 4
P11	$N_{c,Rd(2)}$	Força axial de compressão resistente nas barras do banzo do grupo 2
P12	$N_{c,Rd(3)}$	Força axial de compressão resistente nas barras diagonais do grupo 3
P13	$N_{1,Rd(13)}$	Força axial resistente devido à plastificação da face do banzo tracionado (grupo 1) com diagonal comprimida (grupo 3)
P14	$N_{1,Rd(23)}$	Força axial resistente devido à plastificação da face do banzo comprimido (grupo 2) com diagonal comprimida (grupo 3)
P15	$N_{1,Rd(14)}$	Força axial resistente devido à plastificação da face do banzo tracionado (grupo 1) com diagonal tracionada (grupo 4)
P16	$N_{i,Rd}$	Força axial resistente devido à ruptura por punção da parede do banzo

Continuação da Tabela 5.10.

P17	$N_{1,Rd(24)}$	Força axial resistente devido à plastificação da face do banzo comprimido (grupo 2) com diagonal tracionada (grupo 4)
P18	Vesc	Volume escalonado

Um total de 300 amostras foram geradas randomicamente por meio da técnica de amostragem por Hipercubo Latino, variando-se os valores das variáveis de projeto. Utilizou-se o método de correlação de Spearman para a análise. Na Figura 5.12, são apresentados os resultados (coeficientes) da análise por meio de uma imagem visual de uma matriz de correlação. Cada célula colorida no gráfico representa o coeficiente de correlação entre dois parâmetros. O código de cores representa a força da correlação. Quanto mais próximo de 1 for o valor de correlação, mais forte será o relacionamento. Um valor igual à 1 (célula vermelha) indica uma correlação positiva, de modo que, quando o primeiro parâmetro aumenta, o segundo parâmetro também aumenta. Por outro lado, um valor igual à -1 (célula azul) indica uma correlação negativa, de modo que quando o primeiro parâmetro aumenta, o segundo diminui. Correlações fracas são representadas por células de cor cinza.

É possível inferir pela Figura 5.12 que todas as variáveis de projeto possuem um alto grau de correlação com pelo menos uma restrição, conforme o esperado. Nesta figura, observa-se que as variáveis T1 e T2 apresentam uma correlação positiva muito forte em relação à pelo menos duas restrições ao mesmo tempo. A variável T1 exerce uma influência forte sobre as restrições $N_{1,Rd(13)}$ e $N_{1,Rd(14)}$ e a variável T2 exerce uma influência forte sobre as restrições $N_{1,Rd(23)}$ e $N_{1,Rd(24)}$. Por outro lado, as variáveis T3 e T4 representam um baixo impacto no projeto, pois há uma correlação mediana com apenas uma das restrições e não apresenta correlação com todas as demais restrições. É possível inferir pela figura que as variáveis D1 e D4 são as que possui um grau maior e um grau menor de correlação com o volume escalonado (parâmetro 18), respectivamente. Por outro lado, as restrições $N_{t,Rd(1)}$, $N_{c,Rd(2)}$, $N_{c,Rd(3)}$ e $N_{i,Rd}$ possuem uma correlação maior com o volume escalonado em relação as demais restrições.

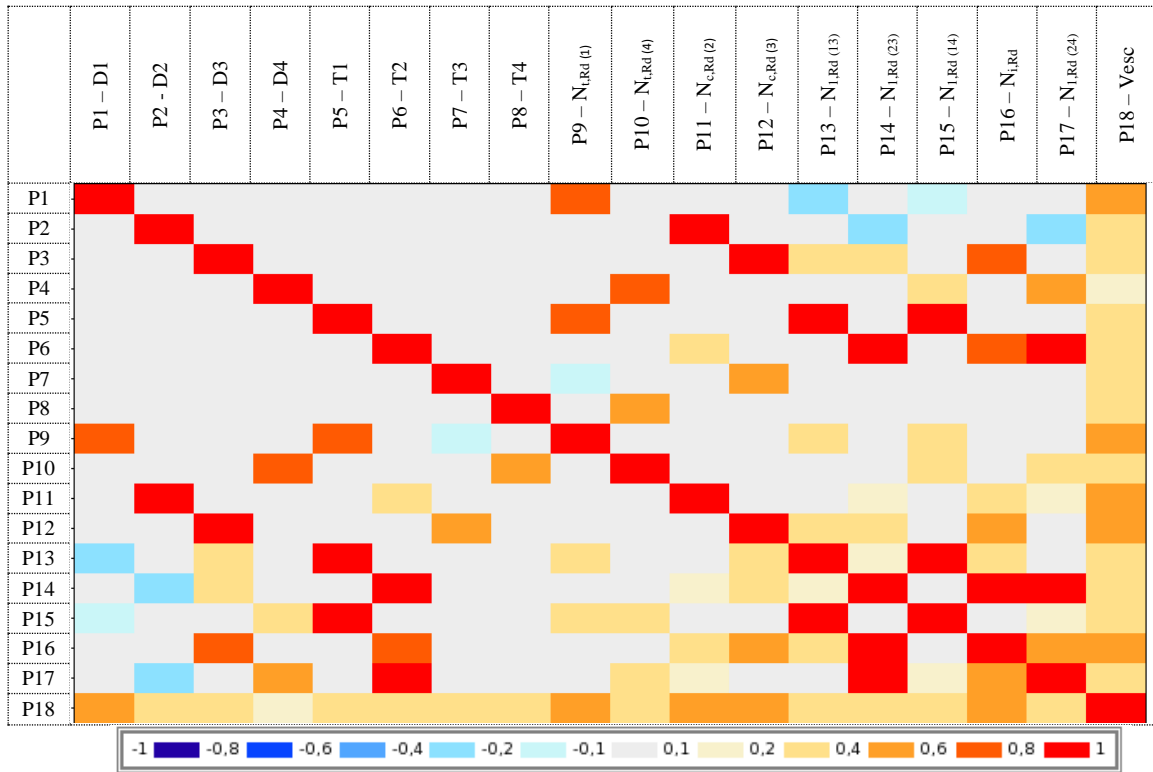


Figura 5.12 – Gráfico de coeficientes de Spearman dos parâmetros da treliça de 19 barras.

Na Figura 5.13, são apresentados com mais detalhes os resultados (coeficientes) da análise de sensibilidade por meio de um gráfico de sensibilidade no modo barra. A sensibilidade (*Sensitivities*) de cada parâmetro de saída (*Output Parameters*) é plotada em relação a todos os parâmetros de entrada (variáveis de projeto). O código de cores representa as oito variáveis de projeto. A sensibilidade positiva ocorre quando o aumento do valor de um parâmetro de entrada aumenta o valor de um parâmetro de saída. Por outro lado, a sensibilidade negativa ocorre quando o aumento do valor de um parâmetro de entrada diminui o valor de um parâmetro de saída. É possível observar pela Figura 5.13 que pode ser retirada uma conclusão semelhante à da Figura 5.12. Além disso, observa-se que as restrições $N_{i,Rd(1)}$, $N_{i,Rd(13)}$ e $N_{i,Rd(14)}$ são mais sensíveis à variável T1 e as restrições $N_{i,Rd(23)}$, $N_{i,Rd}$ e $N_{i,Rd(24)}$ são mais sensíveis à variável T2. Finalmente, é possível inferir pela Figura 5.13 que o maior grau de correlação (0,9, aproximadamente) ocorreu entre a variável D2 e a restrição $N_{c,Rd(2)}$.

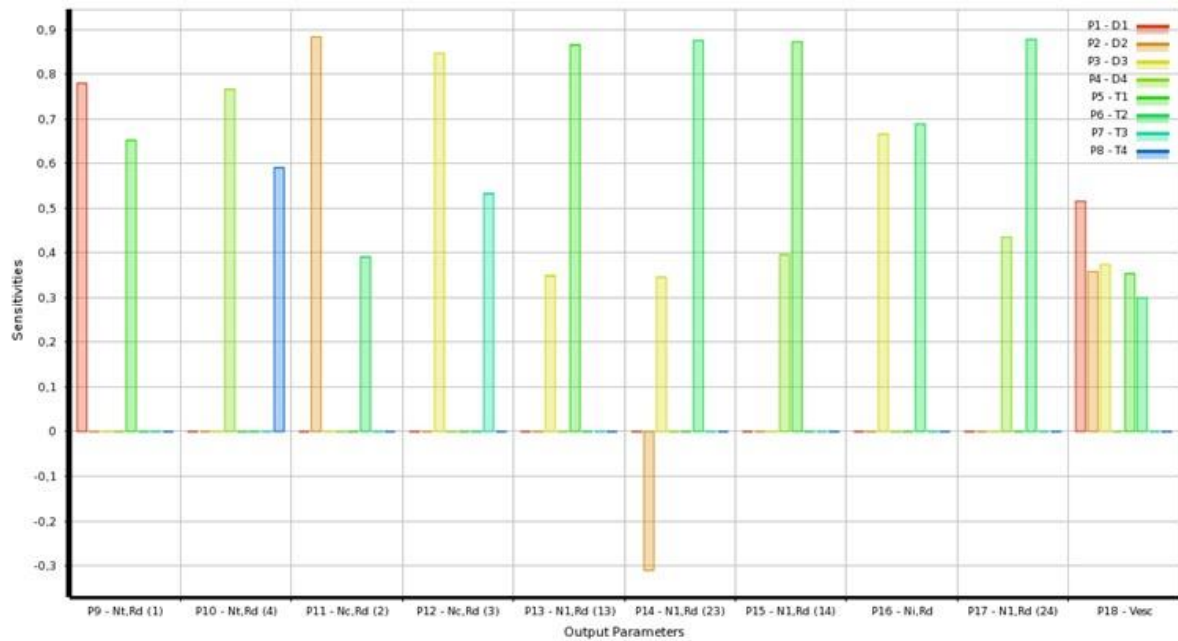


Figura 5.13 – Gráfico de sensibilidade da treliça de 19 barras.

5.2.3.6 Resultados e discussão da otimização da treliça de 19 barras

Nesta análise são apresentados os resultados obtidos para o melhor e o pior valor da função aptidão. Adotou-se em todas as execuções uma penalidade igual ao valor constante de 100000mm^2 , além dos seguintes critérios de parada: número de gerações e parâmetro Stall G, relacionado à tolerância da função objetivo igual a 1×10^{-6} .

Na Figura 5.14a, gerada pelo MATLAB (2017), pode-se visualizar a evolução da melhor solução encontrada ao longo das gerações, com o **Melhor valor** e o **Valor médio** de volume escalonado para a função aptidão. Nesta figura, observa-se que a convergência do problema se deu com 190 gerações, aproximadamente. Nas primeiras 20 gerações, aproximadamente, os indivíduos não atenderam a todas as restrições do problema e foram penalizados pelo valor constante igual a $100000,0$. Na Figura 5.14b, são apresentados os valores das 8 variáveis (diâmetros e espessuras), correspondentes ao valor da função objetivo. Alguns valores de diâmetros e espessuras obtidos representam valores limites mínimos para atender determinado critério de resistência. Isso será melhor discutido com os resultados obtidos de acordo com a Tabela 5.11. Na Figura 5.14c, ilustra-se a porcentagem alcançada para os critérios de parada. O critério atingido pelo algoritmo foi o relacionado à tolerância da função objetivo.

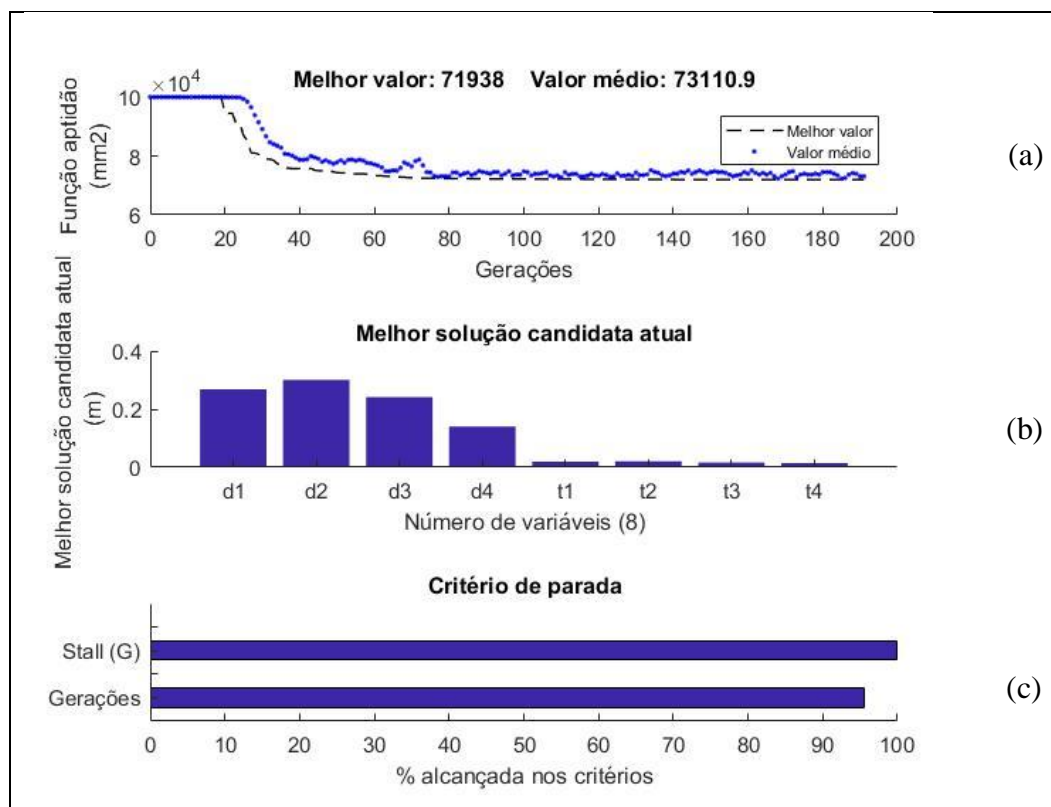


Figura 5.14 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 19 barras.

Na Tabela 5.11 são apresentados os resultados obtidos para a melhor solução viável utilizando a metodologia proposta neste estudo e o resultado de JÁRMAI et al. (2004). É possível observar que os resultados alcançados ficaram próximos aos da literatura. Calculando-se a diferença percentual entre os valores de volume obtidos neste estudo e nos estudos de JÁRMAI et al. (2004), obtêm-se 2,22%, o que representa novamente uma boa precisão da metodologia proposta.

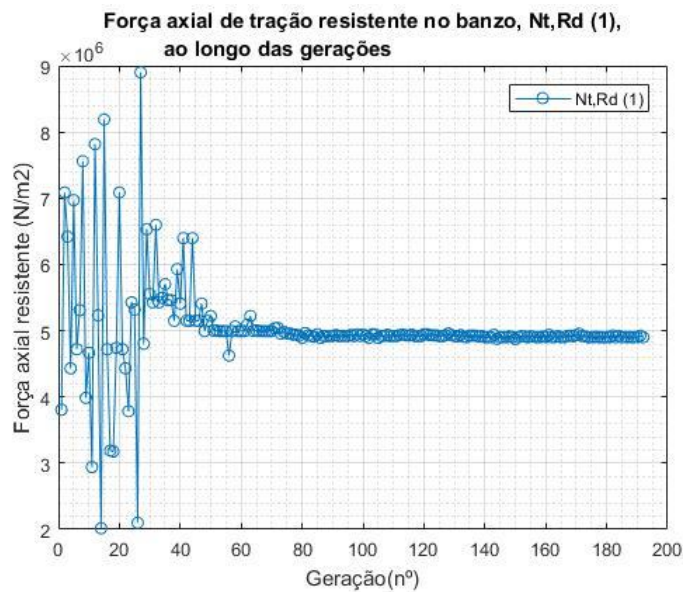
Tabela 5.11 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 19 barras

Pesquisador/Metodologia de otimização		Presente trabalho/GA	Jármai et al. (2004)/LFOPC
Diâmetro (mm)	d ₁	268,5	256,6
	d ₂	300,4	286,1
	d ₃	241,5	211
	d ₄	140,0	150,7
Espessura (mm)	t ₁	19,4	20,44
	t ₂	20,6	20,41
	t ₃	16,6	19,22
	t ₄	14,8	13,50

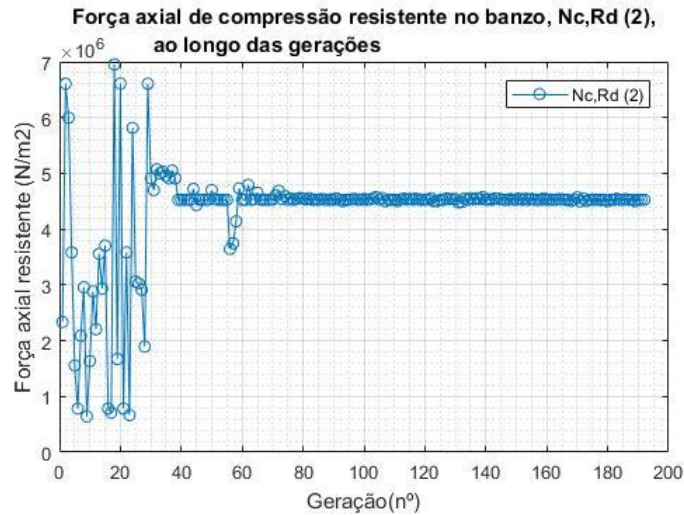
Continuação da Tabela 5.11.

Volume escalonado (mm²)	71938	70374,3
Volume escalonado (m²)	0,0719	0,0703

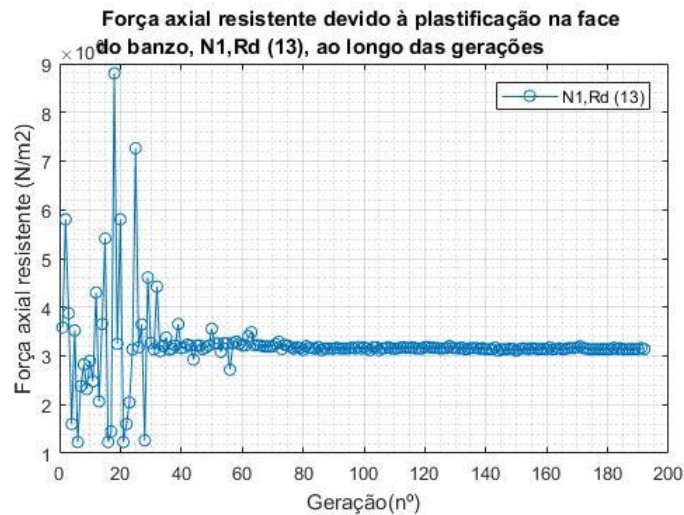
Na Figura 5.15 pode-se visualizar a evolução de três forças axiais resistentes ao longo das gerações, sendo que duas delas ($N_{t,Rd(1)}$ e $N_{c,Rd(2)}$) possuem um grau forte de correlação com o volume escalonado, conforme visto anteriormente na Figura 5.12. Essas forças são referentes às barras mais solicitadas do respectivo grupo. Na Figura 5.15a são apresentados os valores de força axial de tração no banzo, $N_{t,Rd(1)}$, referente à restrição $g_7(x)$. Na Figura 5.15b são apresentados os valores de força axial de compressão no banzo, $N_{c,Rd(2)}$, referente à restrição $g_5(x)$. Por outro lado na Figura 5.15c são apresentados os valores de força axial devido à plastificação da face do banzo tracionado com diagonal comprimida, $N_{1,Rd(13)}$, referente à restrição $g_{13}(x)$. É possível inferir pelas Figuras 5.15a, 5.15b e 5.15c que houve uma variação muito grande do valor das três forças axiais resistentes até 65 gerações, aproximadamente. Após esse número de gerações, os valores dos esforços axiais resistentes se mantiveram constantes.



(a)



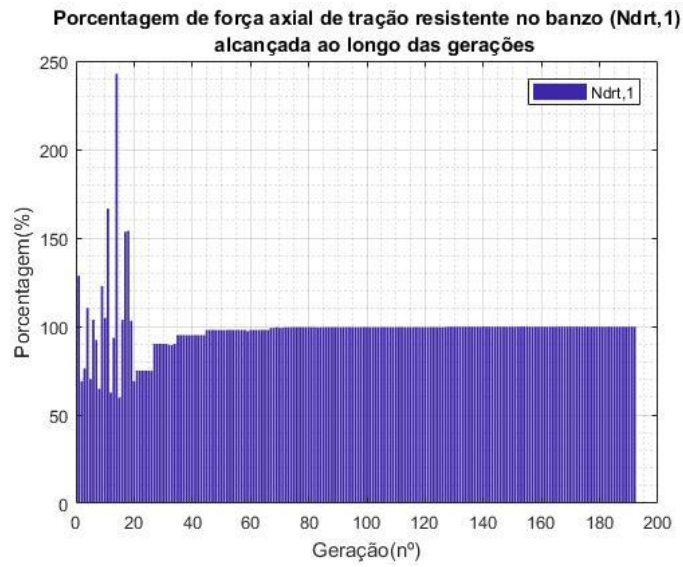
(b)



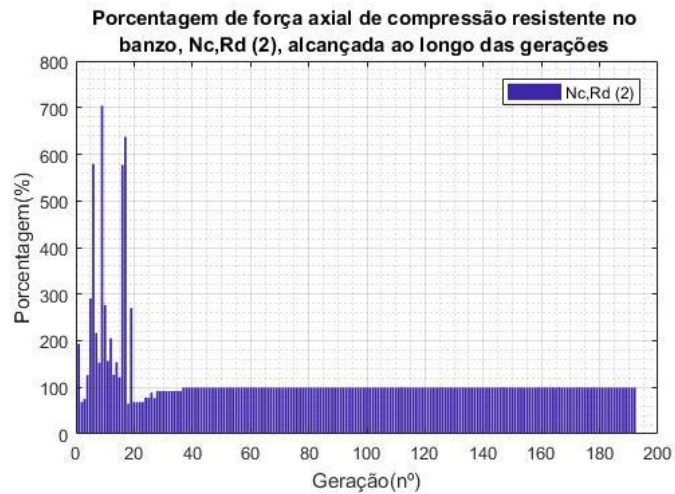
(c)

Figura 5.15 - Evolução das forças axiais resistentes ao longo das gerações – treliça de 19 barras.

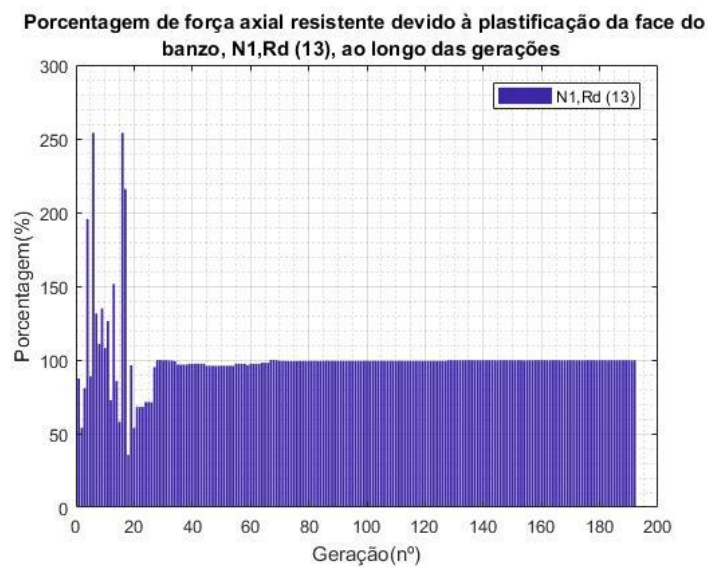
Na Figura 5.16 são apresentados as porcentagens de três forças axiais resistentes alcançadas ao longo das gerações. Na Figura 5.16a e Figura 5.16b são apresentados os valores de força axial de tração ($N_{t,Rd} (1)$) e compressão ($N_{c,Rd} (2)$) no banzo. Por outro lado, na Figura 5.16c são apresentados os valores de força axial devido à plastificação da face do banzo tracionado com diagonal comprimida ($N_{1,Rd} (13)$). É possível inferir que as três restrições ficaram ativas, ou seja, os valores finais de forças axiais resistentes referentes às restrições ficaram na fronteira do domínio do problema de otimização, alcançando o valor limite de resistência (esforço solicitante). Por outro lado, todas as três restrições alcançaram valores superiores à 100% nas vinte primeiras gerações. Conforme visto anteriormente na Figura 5.14a, os indivíduos foram penalizados nas primeiras 20 gerações, aproximadamente, porque uma ou mais restrições do problema não foram atendidas, como é o caso dessas três restrições.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.16 - Porcentagem de força axial resistente alcançada ao longo das gerações – treliça de 19 barras.

Na Tabela 5.12 são apresentados os valores de todas as forças axiais resistentes em função dos diâmetros e espessuras da melhor solução viável apresentada na Tabela 5.11 e respectivo valor de força axial solicitante para cada grupo de barra. É possível inferir pela Tabela 5.12, que além das forças resistentes apontadas nas Figuras 5.15 e 5.16, outras duas forças axiais resistentes ficaram na fronteira do domínio: força axial de tração nas barras diagonais (grupo 4) e força axial de compressão nas barras diagonais (grupo 3).

Tabela 5.12 - Forças axiais resistentes finais nas barras e força axial solicitante

Grupo de barra	Modo de falha	Valor da força axial resistente (N)	Valor da força axial solicitante (N)
1	Força axial de tração	$4,90 \times 10^6$	$4,89 \times 10^6$
4		$1,88 \times 10^6$	$1,87 \times 10^6$
2	Força axial de compressão	$4,53 \times 10^6$	$4,51 \times 10^6$
3		$3,14 \times 10^6$	$3,12 \times 10^6$
1 e 3	Força axial devido à plastificação do banzo	$3,15 \times 10^6$	$3,12 \times 10^6$
2 e 3		$3,27 \times 10^6$	$3,12 \times 10^6$
1 e 4		$2,05 \times 10^6$	$1,87 \times 10^6$
2 e 4		$2,15 \times 10^6$	$1,87 \times 10^6$
2 e 3	Força axial devido à ruptura por punção da parede do banzo	$5,16 \times 10^6$	$3,12 \times 10^6$

Na Tabela 5.13 apresenta-se os resultados obtidos para os parâmetros geométricos e respectivas restrições, em função dos diâmetros e espessuras da melhor solução viável apresentada na Tabela 5.11 e respectivos domínios de validade segundo o código europeu EN 1993-1-8 (2005) e CIDECT 1 (2008). O objetivo dessas verificações é investigar se o algoritmo atendeu o domínio de validade dos parâmetros e por consequência as restrições relacionadas a cada um deles. Esses parâmetros são válidos para ligações planares do tipo 'K' de perfis tubulares circulares (banzo e diagonal). É possível inferir pela Tabela 5.13, que todos os parâmetros geométricos permaneceram dentro do domínio de validade.

Tabela 5.13 – Restrições que envolvem parâmetros geométricos e domínio de validade

Restrição	Parâmetro geométrico e valor	Domínio de validade
$g_1(x)$	$d_1/t_1 = 13,84$	≤ 50
$g_2(x)$	$d_2/t_2 = 14,58$	≤ 50
$g_3(x)$	$d_3/t_3 = 14,55$	≤ 50
$g_4(x)$	$d_4/t_4 = 9,46$	≤ 50
$g_9(x)$	$d_3/d_1 = 0,89$	$\leq 0,92$
$g_{10}(x)$	$d_3/d_2 = 0,80$	$\leq 0,92$
$g_{11}(x)$	$d_4/d_1 = 0,52$	$\leq 0,92$
$g_{12}(x)$	$d_4/d_2 = 0,46$	$\leq 0,92$

Na Figura 5.17, apresenta-se o pior valor obtido para a função aptidão. Observa-se pela Figura 5.17a que convergência do problema se deu aproximadamente com 125 gerações, que corresponde à um número inferior ao da melhor solução encontrada para a função aptidão. Na Figura 5.17b, o comportamento das variáveis do gráfico foi semelhante ao da melhor solução obtida para a função aptidão. E na Figura 5.17c, novamente o critério de parada atingido pelo algoritmo foi o parâmetro Stall G. Os gráficos das demais rodadas podem ser visualizados no APÊNDICE A.

Para esse experimento numérico foram realizadas 5 execuções do algoritmo. Na Tabela 5.14 é apresentado uma análise estatística dos resultados de volume escalonado obtidos. É possível inferir pela tabela que assim como no experimento anterior, o pior resultado representa uma diferença de menos de 1,62% em relação à melhor solução encontrada. Além disso, tanto a média quando a mediana apresentaram valores próximos do valor da melhor solução, indicando que há uma baixa discrepância dos resultados e uma tendência do algoritmo em ficar próximo do ótimo global, ainda que com poucas execuções.

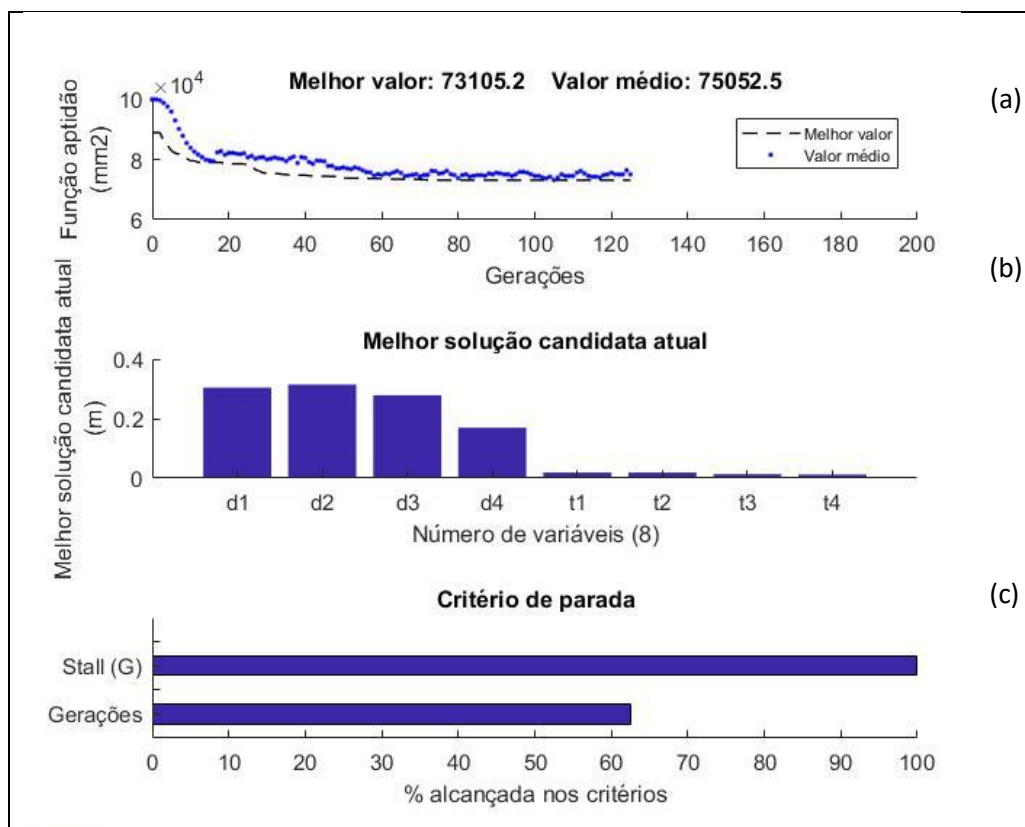


Figura 5.17 - Resultados encontrados para o pior valor da função objetivo – treliça de 19 barras.

Tabela 5.14 - Análise estatística dos resultados de volume escalonado da treliça de 19 barras

Melhor Solução (mm ²)	Pior Solução (mm ²)	Média (mm ²)	Mediana (mm ²)
71938,0	73105,2	72744,44	72999,1

5.2.3.7 Detalhamento das ligações da treliça de 19 barras

Na Figura 5.18 é apresentado um desenho de detalhamento das ligações da treliça em função dos valores finais encontrados para as variáveis de projeto na melhor solução viável de otimização. O objetivo deste estudo é identificar se as ligações atenderam aos requisitos necessários de sobreposição e afastamento. Há três tipos de ligação “K” (ver Figura 5.18a) na treliça, denominados tipo 1, tipo 2 e tipo 3, de acordo com o seguinte (ver Figura 5.18b):

- i) Tipo 1: ligação com sobreposição, composta por uma barra diagonal tracionada (grupo 4), uma barra diagonal comprimida (grupo 3) e uma barra do banzo tracionado (grupo 1);

- ii) Tipo 2: ligação com sobreposição, composta por uma barra diagonal tracionada (grupo 4), uma barra diagonal comprimida (grupo 3) e uma barra do banzo tracionado (grupo 2);
- iii) Tipo 3: ligação com sobreposição, composta por duas barras diagonais comprimidas (grupo 3) e uma barra do banzo comprimido (grupo 2).

De acordo as recomendações do CIDECT 8 (2000) e do código EN 1993-1-8 (2005), para ligações com sobreposição, a razão entre a sobreposição q e a dimensão p deve ser maior ou igual a 0,25 para garantir a adequada transferência dos esforços de uma barra para a outra. De acordo com os valores de p e q obtidos na Figura 5.18b, a razão q/p para as ligações do tipo 1, 2 e 3 foi igual à 0,21; 0,07 e 0,25, respectivamente. Portanto, somente a ligação do tipo 3 atendeu as prescrições das normas.

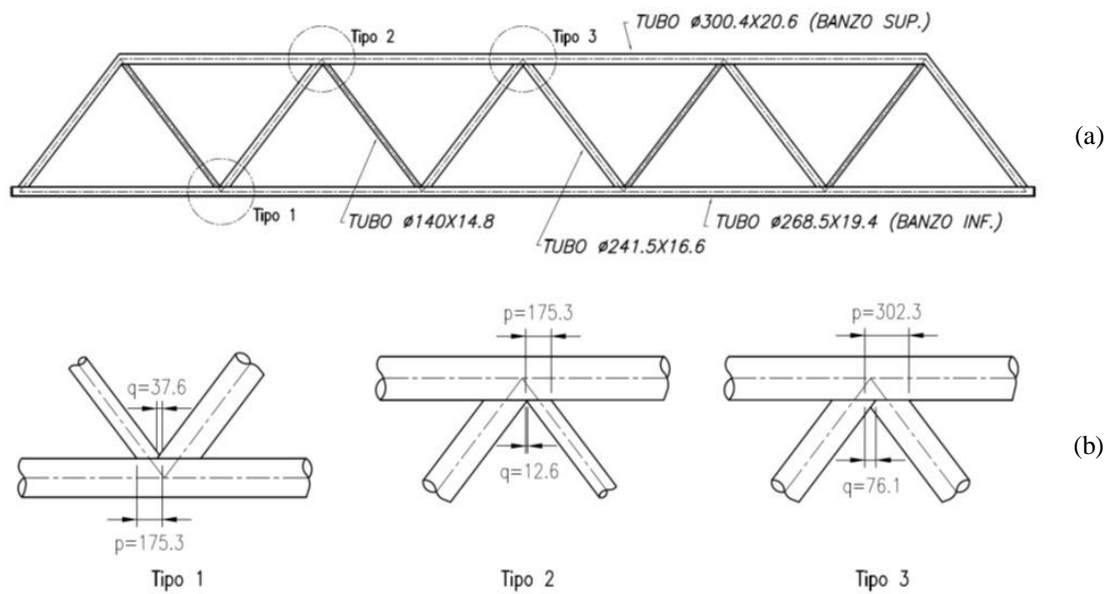


Figura 5.18 – Desenho de detalhamento das ligações da treliça de 19 barras. Dimensões em mm.

5.2.4 Treliça plana de 19 barras com restrições do código europeu e variáveis discretas

Para esse 4º experimento foram utilizadas as mesmas condições de contorno, material, dados da análise numérica, parâmetros do algoritmo genético e restrições dos códigos europeus do experimento anterior (item 5.2.3). No entanto, o *script* do MATLAB (2017) foi modificado de forma que a otimização pudesse ser feita em relação às variáveis discretas. JÁRMAI et al.

(2004) procedeu à otimização com variáveis discretas inteiras. No entanto, com a finalidade de obter resultados de ordem prática, optou-se por realizar o experimento com variáveis discretas (inteiras e não inteiras), com valores de diâmetros e espessuras obtidas de catálogo de fabricante de tubos estruturais. Para a escolha das dimensões que iriam fazer parte do experimento, supôs-se tubos laminados à quente. As variáveis foram limitadas à um campo de busca menor (ver Tabela 5.15), em função dos resultados obtidos no experimento com variáveis contínuas e em função da limitação das dimensões disponíveis nos catálogos de tubos laminados à quente, igual à no máximo 355,6 mm no caso do diâmetro.

Tabela 5.15 – Diâmetros e espessuras utilizadas como variáveis discretas

Diâmetro externo (mm)	141,3	168,3	219,1	272	323,8	355,6				
Espessura da parede (mm)	8,0	8,8	10,0	11,0	12,5	14,2	16,0	17,5	20,0	25,0

Não houve modificações na APDL em relação ao experimento com variáveis contínuas, exceto para os valores de partida de diâmetros e espessuras das barras (variáveis de projeto), cujos valores adotados estão descritos na Tabela 5.16 e valores correspondentes de volume total e volume escalonado.

Tabela 5.16 - Valores iniciais de diâmetros e espessuras das barras e volume total

Grupo de barras	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)
1	d_1	355,6
2	d_2	355,6
3	d_3	273,0
4	d_4	273,0
Volume escalonado* (mm ²)	104928,22	

* volume escalonado é igual à razão do volume por 6π

5.2.4.1 Resultados e discussão da otimização da treliça de 19 barras com variáveis discretas e prescrições do código europeu

Nesta análise são apresentados os resultados obtidos para a função aptidão, sendo que em todas as 5 execuções os resultados obtidos foram os mesmos. A penalidade e os critérios de parada adotadas neste experimento foram iguais ao do experimento com variáveis contínuas.

Na Figura 5.19a, gerada pelo MATLAB (2017), pode-se visualizar a evolução da melhor solução encontrada ao longo das gerações, com o **Melhor valor** e o **Valor médio** de volume escalonado encontrado para a função aptidão. Nesta figura, observa-se que a convergência do problema se deu com 140 gerações, aproximadamente. Nas primeiras 50 gerações, aproximadamente, os indivíduos não atenderam a todas as restrições do problema e foram penalizados pelo valor constante igual à 100000. Na Figura 5.19b, são apresentados os valores das 8 variáveis (diâmetros e espessuras), correspondentes ao valor da função objetivo. Na Figura 5.19c, ilustra-se a porcentagem alcançada para os critérios de parada. O critério atingido pelo algoritmo foi o relacionado à tolerância da função objetivo.

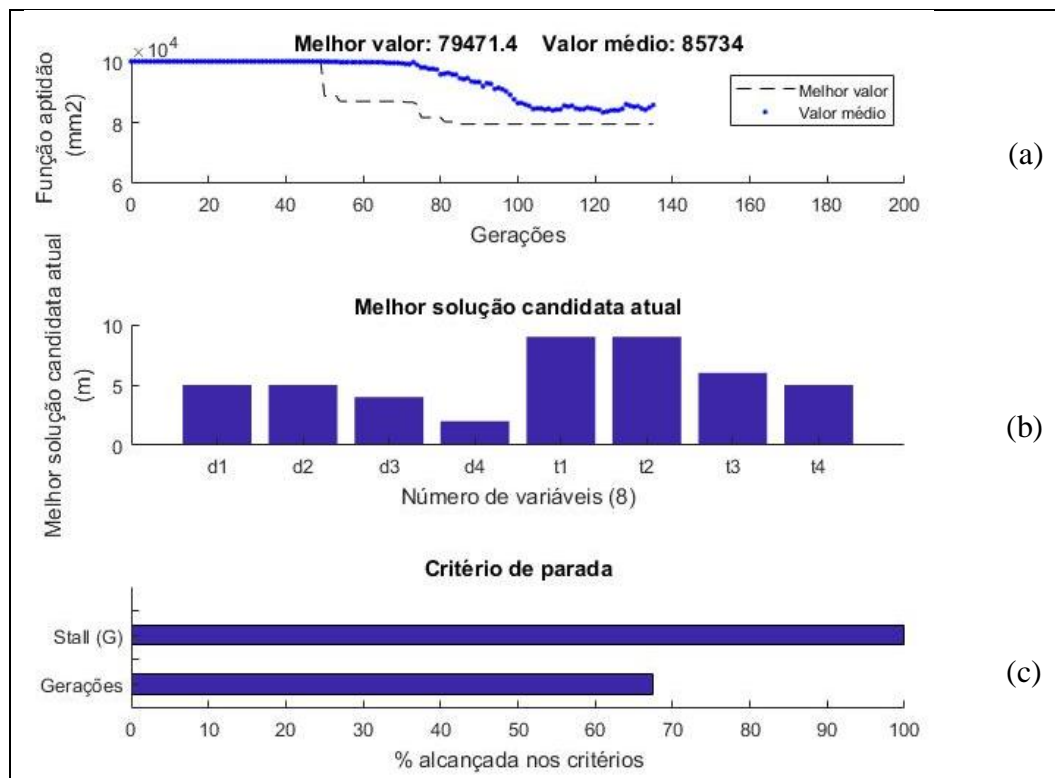


Figura 5.19 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 19 barras.

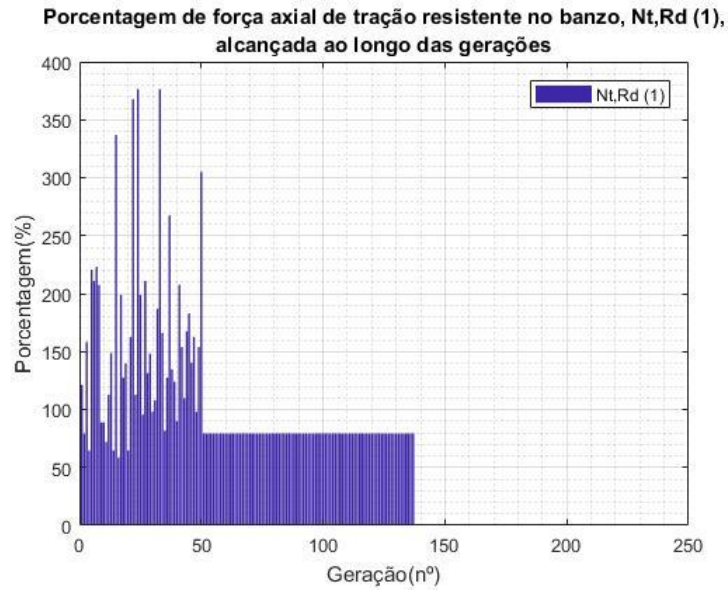
Na Tabela 5.17 são apresentados os resultados obtidos para a melhor solução viável com

variáveis discretas e o resultado do experimento feito anteriormente com variáveis contínuas. Calculando-se a diferença percentual entre os valores de volume escalonado obtidos nos estudos, observa-se um aumento 10,47% em relação ao experimento com variáveis contínuas. Esse aumento já era esperado em função de uma menor variação das variáveis de projeto e em função das restrições geométricas adotadas por JÁRMAI et al. (2004), que não permitem diâmetros iguais para barras das diagonais e do banzo simultaneamente, por exemplo.

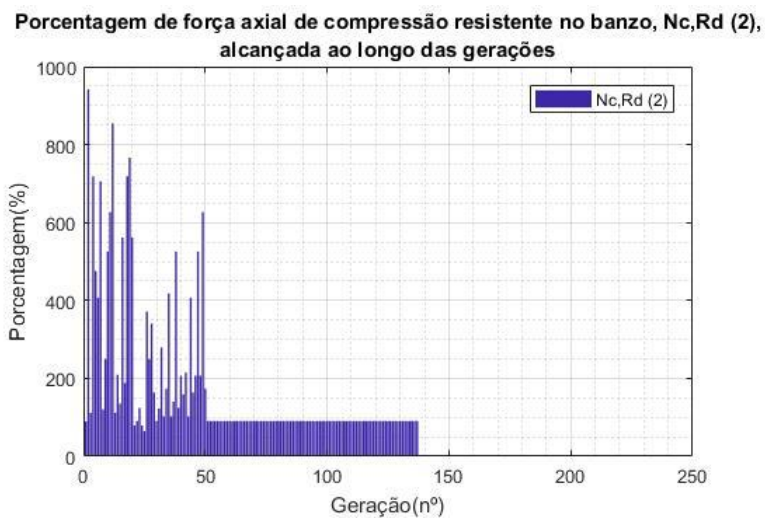
Tabela 5.17 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 19 barras

		Presente trabalho/variáveis contínuas	Presente trabalho/variáveis discretas
Diâmetro (mm)	d ₁	268,5	323,8
	d ₂	300,4	323,8
	d ₃	241,5	273,0
	d ₄	140,0	168,3
Espessura (mm)	t ₁	19,4	20,0
	t ₂	20,6	20,0
	t ₃	16,6	14,2
	t ₄	14,8	12,5
Volume escalonado (mm²)		71938	79471,4
Volume escalonado (m²)		0,0719	0,0794

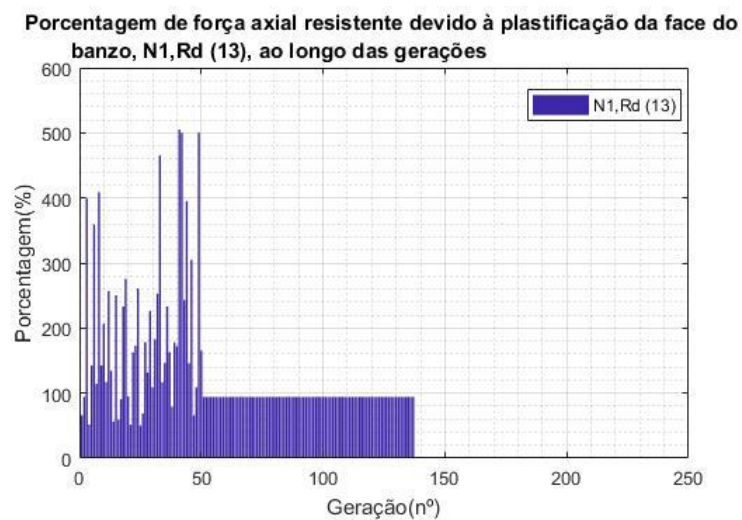
Neste experimento, assim como no experimento com variáveis contínuas, foi feita uma análise da porcentagem alcançada por três forças axiais resistentes ao longo das gerações: $N_{t,Rd(1)}$, $N_{c,Rd(2)}$ e $N_{1,Rd(13)}$, apresentada nas Figuras 5.20a, 5.20b e 5.20c, respectivamente. Apesar das restrições terem alcançado porcentagens altas, 80% aproximadamente para $N_{t,Rd(1)}$ e entre 90% e 95% para $N_{c,Rd(2)}$ e $N_{1,Rd(13)}$, não ficaram ativas. Por outro lado, todas as três restrições alcançaram valores superiores à 100% nas cinquenta primeiras gerações, aproximadamente, ou seja, o valor do esforço resistente foi inferior ao valor do esforço solicitante. Conforme visto anteriormente na Figura 5.19a, os indivíduos foram penalizados nas primeiras 50 gerações, aproximadamente, porque uma ou mais restrições do problema não foram atendidas, como é o caso dessas três restrições.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.20 - Porcentagem de força axial resistente alcançada ao longo das gerações – treliça de 19 barras.

5.2.5 Treliça plana de 19 barras com restrições da norma brasileira e variáveis discretas

Para esse 5º experimento foram utilizadas as mesmas condições de contorno, material, dados da análise numérica e parâmetros do algoritmo genético utilizados na análise do item anterior (5.2.4). No entanto as restrições utilizadas neste experimento foram baseadas na norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013). Assim, algumas restrições do *script* do MATLAB (2017) foram modificadas para atender esta norma, de acordo com o seguinte:

- i) As restrições $g_5(x)$ e $g_6(x)$ relacionadas à força de compressão nas barras foi alterada para atender a formulação da norma brasileira;
- ii) A razão entre os diâmetros de barras diagonais e banzo passou a ser igual à 1, conforme visto no capítulo 4. Assim as restrições $g_9(x)$ à $g_{12}(x)$ anteriores (item 5.2.3.4) ficaram conforme Equações 5.21 à 5.24:

$$g_9(x) = d_3 - 1,0d_1 \leq 0 \quad (5.21)$$

$$g_{10}(x) = d_3 - 1,0d_2 \leq 0 \quad (5.22)$$

$$g_{11}(x) = d_4 - 1,0d_1 \leq 0 \quad (5.23)$$

$$g_{12}(x) = d_4 - 1,0d_2 \leq 0 \quad (5.24)$$

- iii) As restrições $g_{18}(x)$ e $g_{19}(x)$ relacionadas à solda também foram modificadas para atender as prescrições da norma brasileira detalhadas anteriormente no capítulo 4.

Os parâmetros de otimização utilizados neste experimento foram os mesmos do item 5.2.4 (experimento com variáveis discretas e prescrições do código europeu), além do campo de busca e valores iniciais das variáveis.

5.2.5.1 Resultados e discussão da otimização da treliça de 19 barras com variáveis discretas e prescrições da norma brasileira

Nesta análise são apresentados os resultados obtidos para a função aptidão, sendo que em todas as 5 execuções os resultados obtidos foram os mesmos. A penalidade e os critérios de parada adotadas neste experimento foram iguais ao do experimento com variáveis contínuas.

Na Figura 5.21a, gerada pelo MATLAB (2017), pode-se visualizar a evolução da melhor

solução encontrada ao longo das gerações, com o **Melhor valor** e o **Valor médio** de volume escalonado encontrado para a função aptidão. Nesta figura, observa-se que a convergência do problema se deu com 115 gerações, aproximadamente. A convergência do experimento atual se deu mais rapidamente em relação ao experimento com variáveis discretas e prescrições do código europeu (item 5.2.4). Nas primeiras 50 gerações, aproximadamente, os indivíduos não atenderam a todas as restrições do problema e foram penalizados pelo valor constante igual à 100000. Na Figura 5.21b, são apresentados os valores das 8 variáveis (diâmetros e espessuras), correspondentes ao valor da função objetivo. Na Figura 5.21c, ilustra-se a porcentagem alcançada para os critérios de parada. O critério atingido pelo algoritmo foi o relacionado à tolerância da função objetivo.

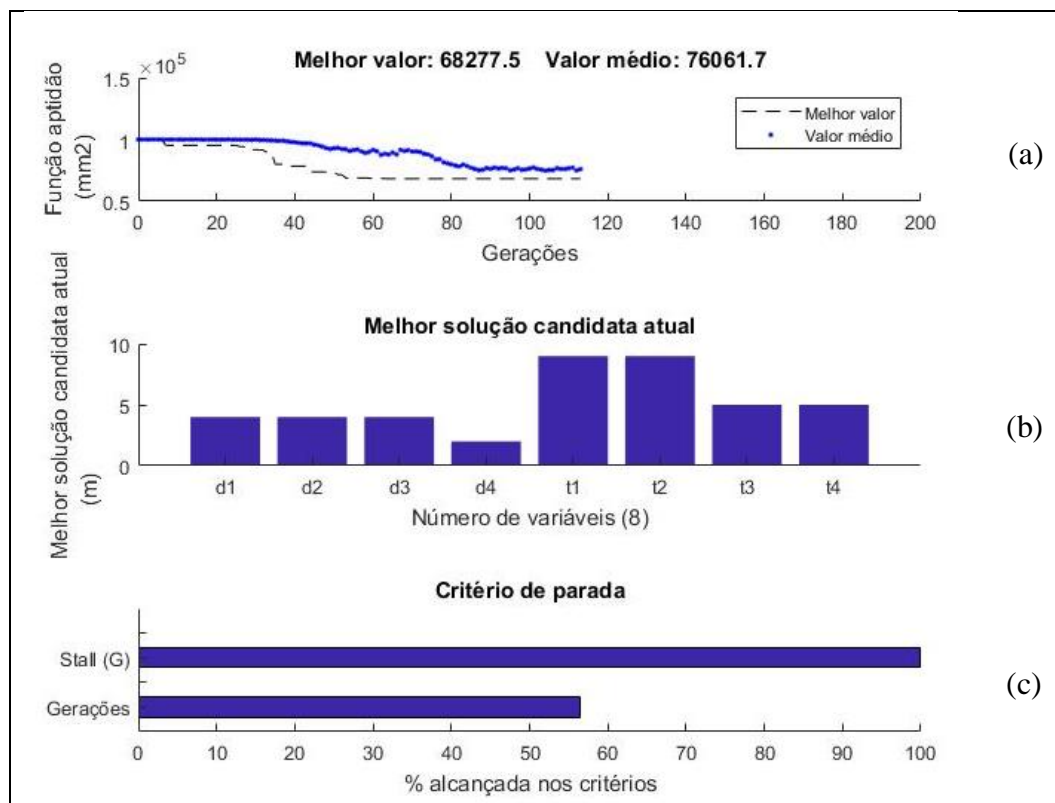


Figura 5.21 - Resultados encontrados para o melhor valor da função objetivo – treliça de 19 barras.

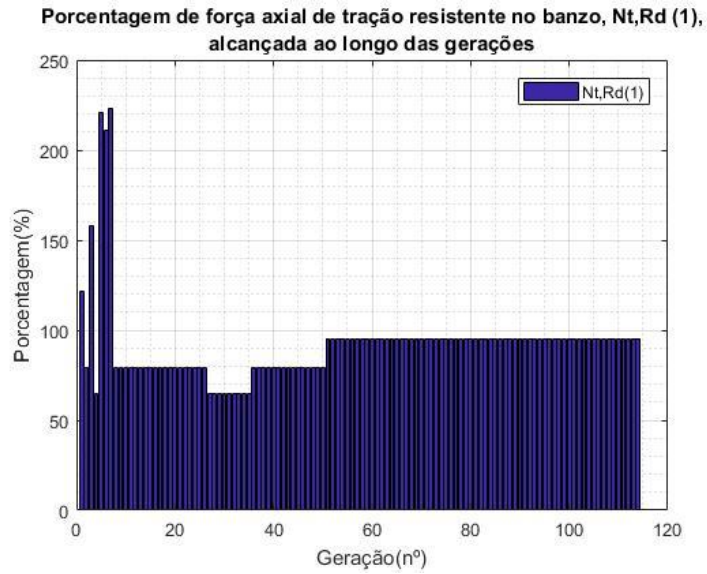
Na Tabela 5.18 são apresentados os resultados obtidos para a melhor solução viável com variáveis discretas. Neste experimento (variáveis discretas/norma brasileira) obteve-se um valor menor de volume escalonado em relação ao experimento anterior (variáveis discretas/código europeu), de cerca de 14,0%. Essa diminuição já era esperada em função da norma brasileira ser menos rigorosa em relação às restrições geométricas adotadas por JÁRMAI

et al. (2004).

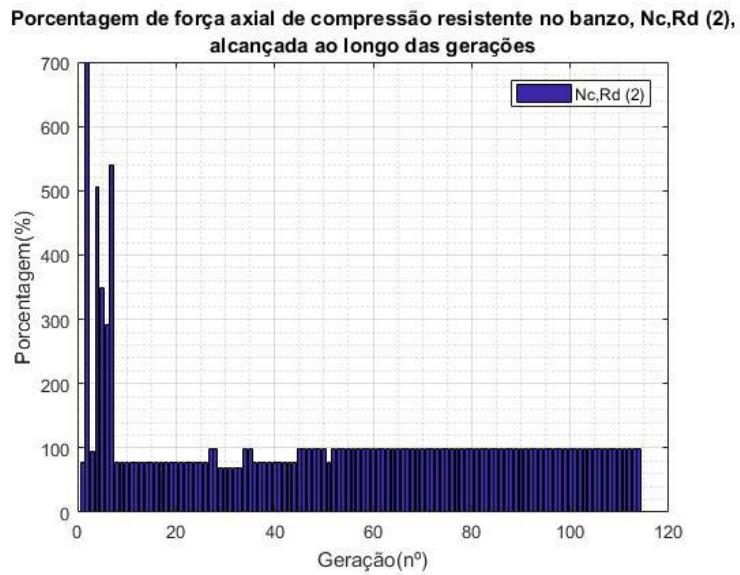
Tabela 5.18 - Resultados encontrados para a melhor solução da otimização da treliça de 19 barras

		Presente trabalho/variáveis discretas e norma brasileira
Diâmetro (mm)	d ₁	273,0
	d ₂	273,0
	d ₃	273,0
	d ₄	168,3
Espessura (mm)	t ₁	20,0
	t ₂	20,0
	t ₃	12,5
	t ₄	12,5
Volume escalonado (mm²)		68277.5
Volume escalonado (m²)		0,068

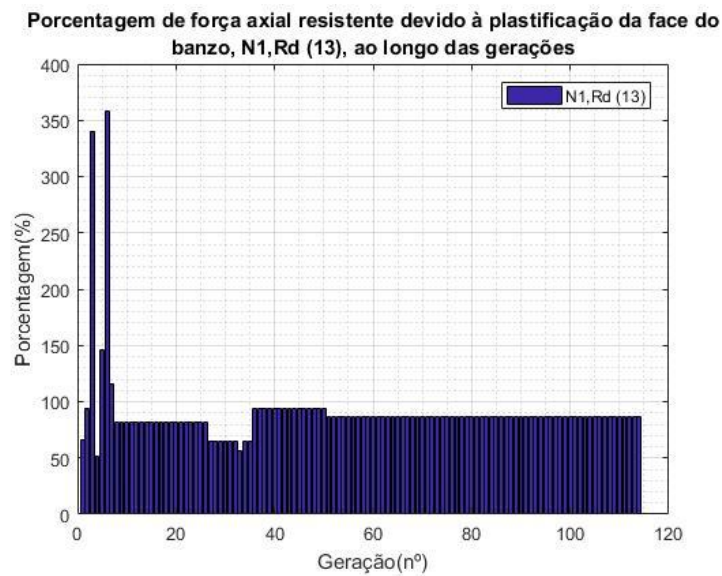
Neste experimento, assim como no experimento anterior, foi feita uma análise da porcentagem alcançada por três forças axiais resistentes ao longo das gerações: $N_{t,Rd(1)}$, $N_{c,Rd(2)}$ e $N_{1,Rd(13)}$, apresentada nas Figuras 5.22a, 5.22b e 5.22c, respectivamente. Apesar das restrições terem alcançado porcentagens altas, 95% aproximadamente para $N_{t,Rd(1)}$, 97% para $N_{c,Rd(2)}$ e 85% para $N_{1,Rd(13)}$, não ficaram ativas. Por outro lado, todas as três restrições alcançaram valores superiores à 100% nas cinquenta primeiras gerações, aproximadamente, ou seja, o valor do esforço resistente foi inferior ao valor do esforço solicitante. Conforme visto anteriormente na Figura 5.21a, os indivíduos foram penalizados nas primeiras 50 gerações, aproximadamente, porque uma ou mais restrições do problema não foram atendidas.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.22 - Porcentagem de força axial resistente alcançada ao longo das gerações – treliça de 19 barras.

6 ANÁLISE DE FADIGA DE UMA LIGAÇÃO SOLDADA

6.1 Verificação à fadiga da treliça de 19 barras

Nesta etapa são apresentados os resultados da verificação à fadiga por meio do MEF e prescrições do CIDECT 8 (2000) de uma das ligações da treliça de 19 barras. Conforme visto em capítulos anteriores, a degradação por fadiga é acelerada na presença de descontinuidades geométricas, que produzem zonas de concentração de tensão. Assim, esta verificação tem grande relevância no projeto de ligações tubulares soldadas.

6.1.1 Descrição da ligação analisada

A verificação à fadiga foi realizada no nó 8 da treliça de 19 barras. Trata-se de uma ligação do tipo 2 (Figura 6.1) com uma leve sobreposição entre diagonais. No entanto, no CIDECT 8 (2000) não há prescrições para ligações do tipo K sobrepostas. Assim, na análise por meio do MEF assumiu-se uma excentricidade de 15mm na ligação, de forma que resultasse num afastamento de 10mm entre diagonais (Figura 6.1). Por norma, o afastamento entre ligações deve ser no mínimo a soma das espessuras das diagonais. No entanto, para garantir esse valor sem modificar o ângulo entre diagonais e montantes, a ligação que se pretende analisar teria que ter uma excentricidade muito superior à 15mm, o que poderia alterar em muito os resultados da análise em relação aos dados da ligação original (sem excentricidade).

As dimensões dos perfis adotadas nesta análise (Figura 6.1) são as obtidas na melhor execução de otimização do experimento numérico com variáveis contínuas e prescrições do código europeu.

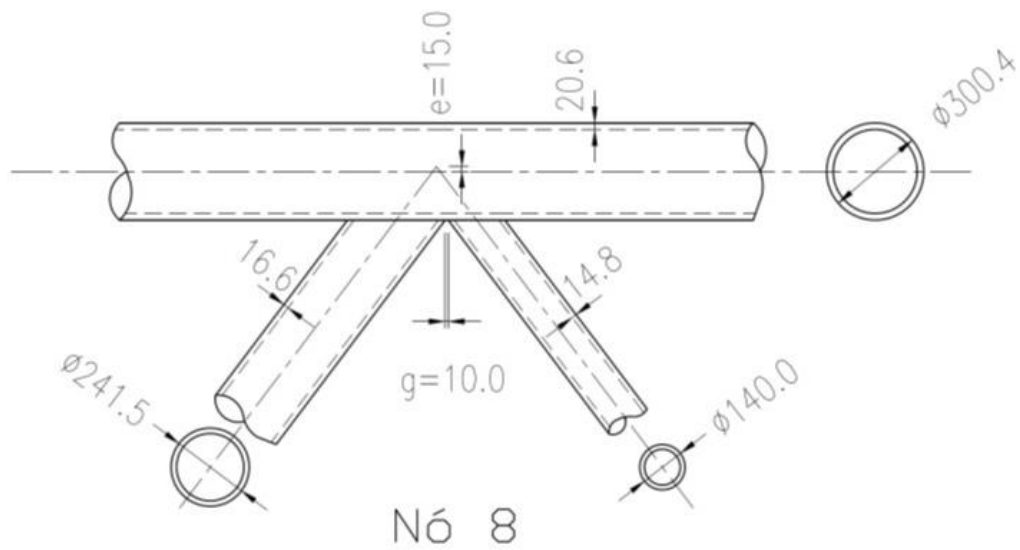


Figura 6.1 – Dimensões dos perfis da ligação do nó 8.

Na Figura 6.2 estão representados os comprimentos das barras inseridos na APDL.

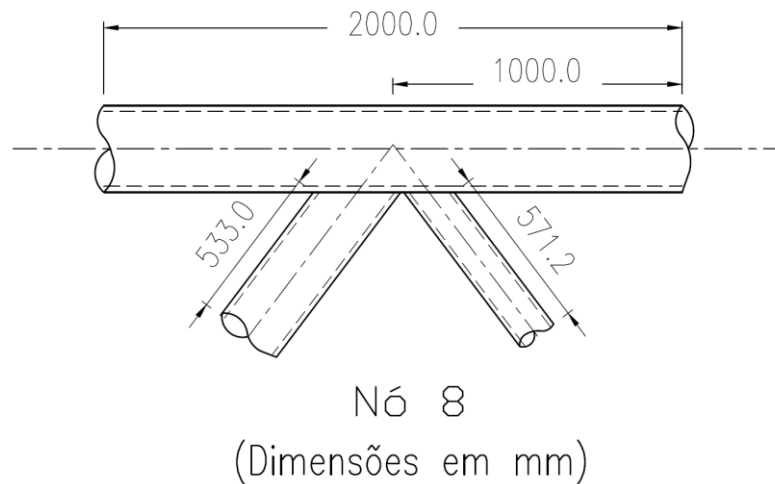


Figura 6.2 – Comprimentos das barras da ligação do nó 8

Na Tabela 6.1 são apresentados os valores dos parâmetros geométricos resultantes em função das dimensões ilustradas na Figura 6.1 e faixa de validade do CIDECT 8 (2000) para a análise de fadiga de ligações do tipo K supondo carregamento balanceado. É possível inferir pela Tabela 6.1 que alguns parâmetros ficaram fora dessa faixa de validade. Isso já era esperado, pois essa faixa de validade não foi levada em consideração nas restrições do *script* de otimização do problema da treliça de 19 barras, já que o objetivo inicial era comparar os resultados com os de JÁRMAI et al. (2004) e análise estática. Conforme visto anteriormente, a

faixa de validade atendida foi aquela relacionada às prescrições do código europeu (Tabela 5.13).

Tabela 6.1 - Valores dos parâmetros geométricos da ligação tipo K do nó 8 da treliça de 19 barras

Parâmetro geométrico	Valores de parâmetros da ligação do nó 8	Faixa de validade
$\beta = d_1/d_0$	241,5/300,4 = 0,80	$0,30 \leq \beta \leq 0,60$
	140,0/300,4 = 0,46	
$2\gamma = d_0/t_0$	300,4/20,6 = 14,58	$24 \leq 2\gamma \leq 60$
$\tau = t_1/t_0$	16,6/20,6 = 0,81	$0,25 \leq \tau \leq 1,0$
	14,8/20,6 = 0,72	
θ	53°	$30^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$

6.1.2 Modelo numérico da ligação

O modelo numérico em elementos finitos do nó de ligação foi desenvolvido no programa ANSYS Mechanical APDL (017) em linguagem APDL, com finalidade de obter o controle da malha de elementos finitos, principalmente. Esse tipo de *script* é dificilmente encontrado na literatura e foi inserido para consulta no APÊNDICE C de forma que pudesse ser reproduzido por outros pesquisadores. A criação dos pontos chave do modelo (*keypoints*) foram baseados na APDL de BITTENCOURT (2008). A geometria do modelo numérico (espelhada em relação ao eixo z se comparada à imagem da Figura 6.1) é ilustrada na Figura 6.3. O modelo foi feito de forma mais simplificado, sem inserção do cordão de solda e foi parametrizado de forma que pudesse ser mais facilmente replicado com outras dimensões de perfis. As variáveis de projeto inseridas na APDL foram, principalmente:

- i) Diâmetros e espessuras das barras;
- ii) Comprimento das barras;
- iii) Ângulo formado entre barras diagonais e barra do banzo;
- iv) Divisões das malhas de elementos finitos.

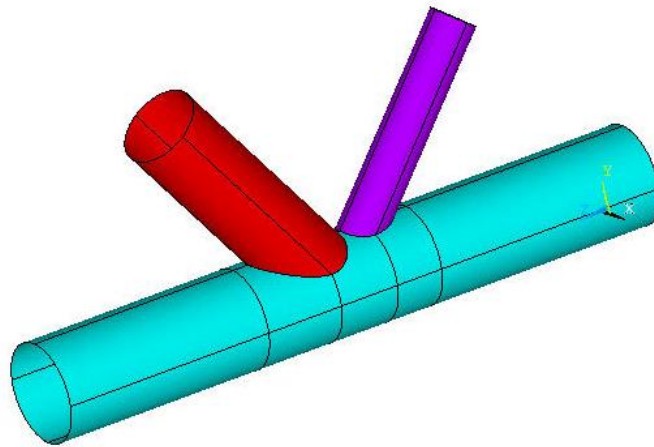


Figura 6.3 - Geometria do modelo numérico da ligação do nó 8.

6.1.3 Elemento finito utilizado no modelo e malha

Conforme visto anteriormente, o CIDECT 8 (2000) recomenda que se utilize elementos finitos do tipo sólido na região da solda e região de extrapolação das tensões geométricas. AHMADI et al. (2015) utilizaram elementos do tipo sólido em todo o modelo para a análise de ligações do tipo K de estruturas *offshore*. Por outro lado, elementos finitos do tipo casca são mais comumente utilizados em análises paramétricas de ligações tubulares em geral, incluindo as ligações do tipo K com carregamento estático, pois são computacionalmente mais baratos e produzem modelos menos rígidos (LEE, 1999). Nesse contexto, pode-se citar os trabalhos de SILVA (2016), NOBRE et al. (2015), e NUNES (2012). No entanto, é possível encontrar trabalhos no âmbito de fadiga, baseados em outras normas, que utilizam elementos finitos do tipo casca para análise de ligações tubulares, tais como os estudos de ESPINOSA et al. (2017) e KARLSSON (2018). Nesse contexto, foi realizado uma análise aproximada para o modelo proposto utilizando-se o elemento finito do tipo casca, SHELL 181, em todo o modelo, incluindo a região de extrapolação.

O elemento finito SHELL 181, ilustrado na Figura 6.4 e disponível na biblioteca do programa ANSYS (2017), é adequado para analisar estruturas de cascas finas a moderadamente espessas. Trata-se de um elemento de quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó: translações nas

direções x, y e z e rotações em torno dos eixos x, y e z. Este elemento é adequado para aplicações lineares, de rotação grande e/ou não lineares de tensões elevadas (ANSYS, 2017).

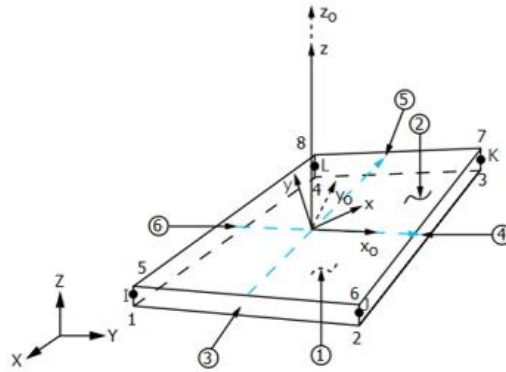


Figura 6.4 – Elemento finito de casca Shell181.

Fonte: ANSYS (2017).

A geometria do modelo foi discretizada em 32 áreas (ver Figura 6.3). Além da parametrização da malha, a discretização também permitiu um controle maior da malha de elementos finitos. De acordo com ESPINOSA et al. (2017), malhas irregulares geradas automaticamente pelo programa podem conduzir à um alto custo computacional e gerar erros significativos na análise. No modelo proposto, a malha de elementos finitos foi mais refinada nas áreas próximas à junção das barras diagonais com o banzo, incluindo a região de extrapolação das tensões geométricas, por se tratar de uma região com concentrações de tensões elevadas, conforme Figura 6.5. Importante esclarecer que as áreas de interseção do banzo com barras diagonais não foram subtraídas do modelo, conforme parece demonstrar na Figura 6.5c. Usou-se desse artifício apenas para ilustrar de forma mais clara a divisão da malha de elementos finitos na região de interseção.

O CIDECT 8 (2000) prescreve que deve-se utilizar elementos finitos de dimensões iguais à $0,5t_1$ e $0,5t_0$ na região mais importante do modelo. Em relação ao modelo analisado (Figura 6.5), esses valores correspondem à 7,4mm e 8,3mm para barras diagonais, direita e esquerda, respectivamente e à 10,3mm para a barra do banzo. Numa análise preliminar, adotou-se elementos finitos com tamanho médio de 7mm (Figura 6.5c) em cada lado, na região de interseção entre as barras. No entanto, a diferença percentual entre os resultados de tensões Principais Máximas obtidos dessa análise, para solução nodal e solução do elemento foi de 14%

aproximadamente, ou seja, a malha não apresentou um grau de refinamento adequado. Em última análise, adotou-se elementos com 3mm aproximadamente, em cada lado do elemento finito retangular. Isso será melhor discutido no item 6.1.8.

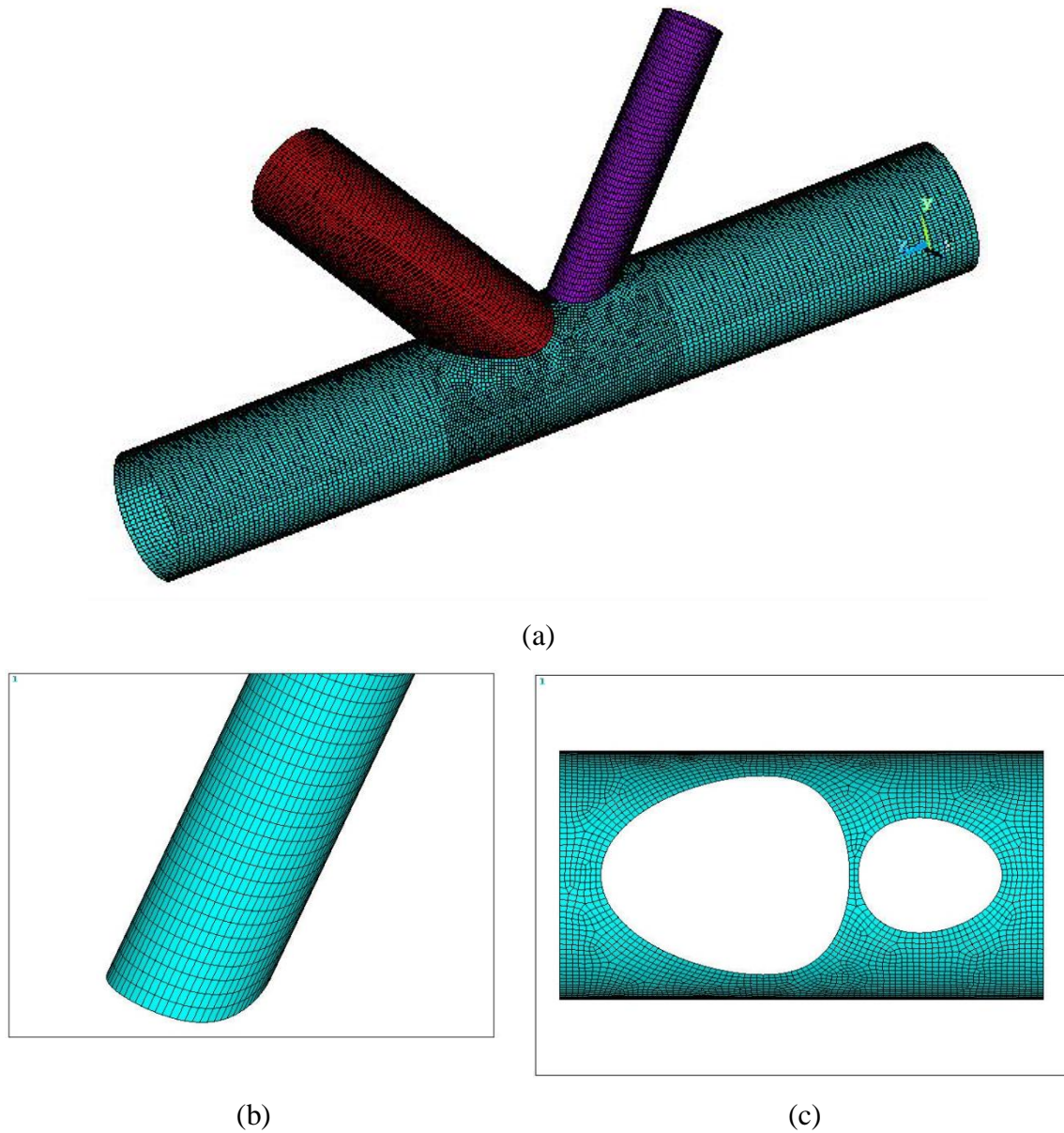


Figura 6.5 – Malha de elementos finitos: (a) ligação tubular; (b) detalhe da malha da diagonal direita; (c) detalhe da malha da região de interseção das barras.

6.1.4 Condições de contorno

NUNES (2012) verificou que não há diferença significativa na análise ao considerar as extremidades do banzo apoiadas ou engastadas. Assim, no presente trabalho, assumiu-se na análise que tanto as extremidades do banzo, quanto as extremidades das barras diagonais da ligação são apoiadas, conforme Figura 6.6.

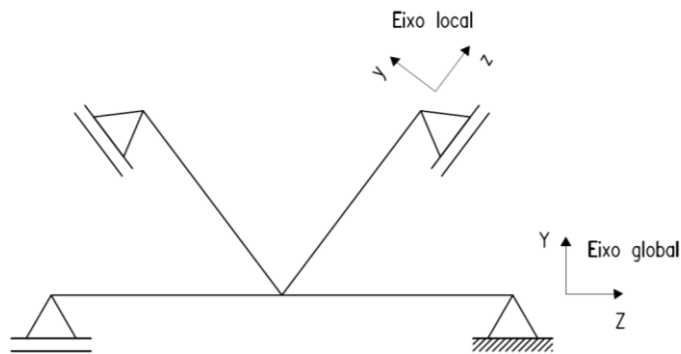


Figura 6.6 – Condições de contorno do modelo.

Os nós das últimas linhas das extremidades apoiadas direita e esquerda do banzo foram restringidos em relação aos deslocamentos nas direções X, Y e Z (global), respectivamente. Por outro lado, os nós das últimas linhas das extremidades apoiadas das barras diagonais foram restringidos em relação aos deslocamentos na direção y (local). As condições de contorno (em azul: apoios e em vermelho: carregamento) no modelo numérico podem ser visualizadas na Figura 6.7.

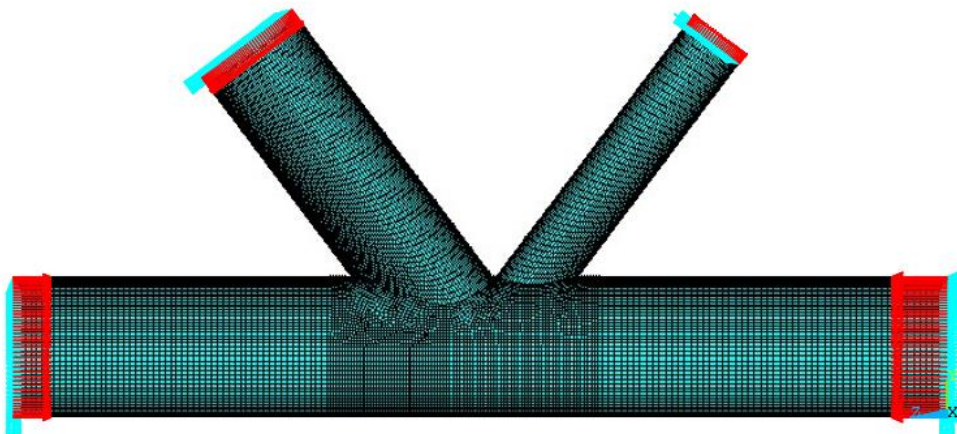


Figura 6.7 – Condições de contorno do modelo numérico.

6.1.5 Carregamento

Importante destacar que apesar das cargas de 1000kN aplicadas nos nós da treliça serem elevadas, a treliça não atinge o patamar de escoamento se considerado toda essa carga como sendo permanente em uma análise estática linear. O valor da tensão Principal Máxima obtido da análise estática linear por meio do MEF via programa ANSYS é igual a 281,36kN, que é inferior ao limite de escoamento de 355MPa. Para a análise de fadiga, será considerado que apenas uma parcela dessas cargas de 1000kN são originárias de cargas móveis.

A norma brasileira ABNT NBR 7189 (1985) não especifica nenhum trem-tipo para o carregamento à fadiga. Apesar disso, sugeriu-se utilizar o trem tipo TB 170 dessa norma para vias sujeitas exclusivamente ao transporte de passageiros. As características geométricas e cargas deste trem-tipo dessa norma podem ser vistos na Figura 6.8 e Tabela 6.2. Na Figura 6.8, Q é a carga por eixo, q e q' são as cargas distribuídas na via, simulando, respectivamente, vagões carregados e descarregados (ver Tabela 6.2). A carga móvel aplicada na treliça plana foi igual a metade da carga do trem-tipo TB170.

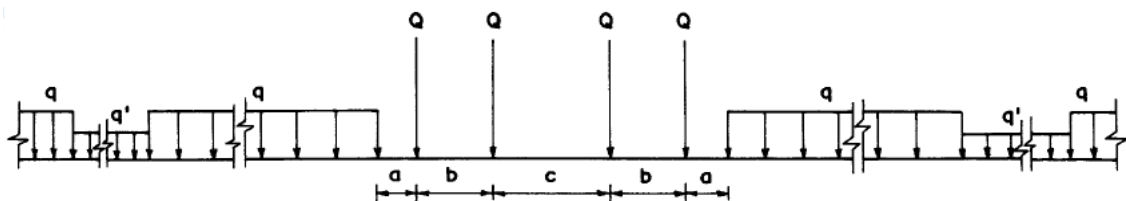


Figura 6.8 - Características geométricas e cargas dos trens-tipo
Fonte: ABNT NBR 7189 (1985)

Tabela 6.2- Valores dos parâmetros geométricos da ligação tipo K do nó 8 da treliça de 19 barras

TB	Q (kN)	q (kN/m)	q' (kN/m)	a (m)	b (m)	c (m)
170	170	25	15	11,0	2,50	5,0

Considerou-se na análise apenas carga axial nas barras, resultantes das cargas concentradas aplicadas nos nós da treliça (Figura 5.9a do capítulo 5). As cargas axiais solicitantes nas barras do banzo e diagonais que convergem no nó 8 estão representadas na Figura 6.9.

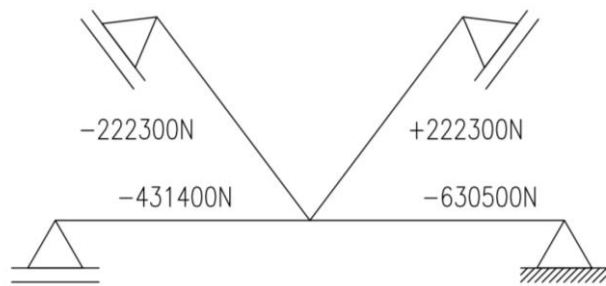
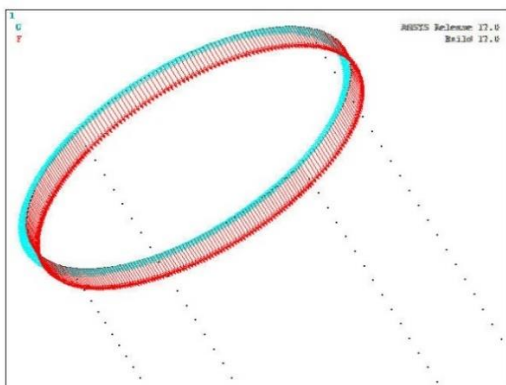


Figura 6.9 – Cargas axiais da ligação do nó 8 da treliça.

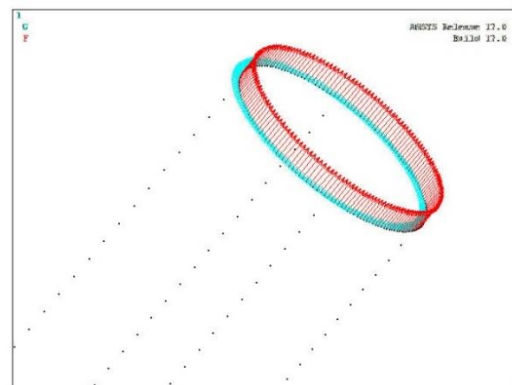
As cargas axiais foram aplicadas na última linha de nós das barras do modelo numérico, na direção do eixo Z (eixo global para banzo e eixo local para diagonais), dividindo-se a carga total atuante em cada barra (ver Figura 6.8) pelos respectivos números de nós, de acordo com o seguinte (ver Figura 6.9):

- i) Diagonal direita: 170 nós. Carga por nó: $222300,0/170 = 1307,65N$
- ii) Diagonal esquerda: 304 nós. Carga por nó: $-222300,0/304 = -731,25N$
- iii) Banzo direito: 202 nós. Carga por nó: $-630500,0/202 = -3121,28N$
- iv) Banzo esquerdo: 202 nós. Carga por nó: $-431400,0/202 = -2135,64N$

A Figura 6.10 apresenta com mais clareza as direções das cargas axiais de tração e compressão aplicadas nos nós dos eixos globais (para banzo) e locais (para diagonais) das extremidades das barras.



(a)



(b)

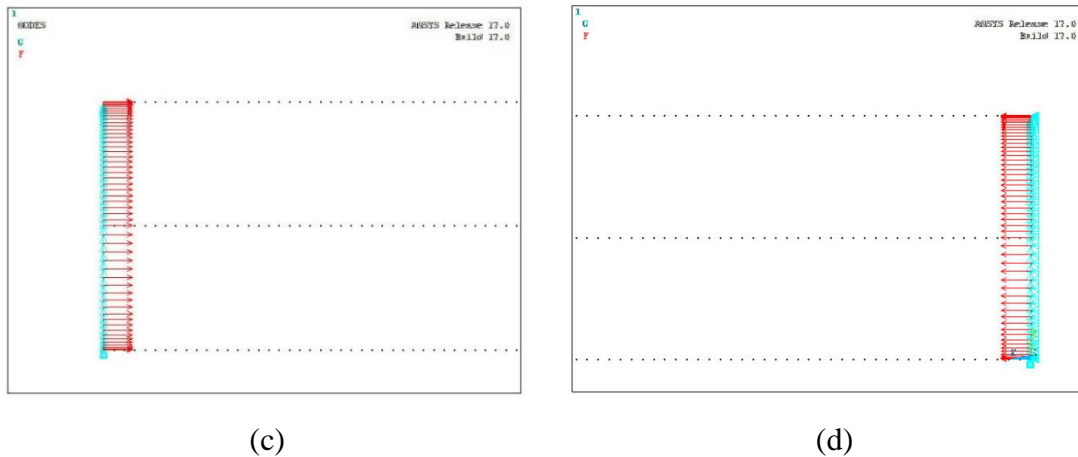


Figura 6.10 – Cargas aplicadas nos nós do modelo numérico da ligação: (a) barra diagonal esquerda; (b) barra diagonal direita; (c) lado esquerdo do banzo; (d) lado direito do banzo.

Para a análise de fadiga foi considerado um esforço dinâmico de amplitude constante do tipo Pulsante, com carga variando de um valor igual à zero até o valor do carregamento indicado na Figura 5.9a do capítulo 5. Apesar dos esforços de amplitude constante raramente corresponderem a situações reais de carregamento em estruturas, serão utilizadas no âmbito deste trabalho, pois as curvas S-N do CIDECT 8 (2000) são aplicáveis somente para esse tipo de carregamento.

6.1.6 Tipo de análise

A fadiga pode ocorrer em situações de tensões baixas, abaixo dos limites de escoamento e de resistência do material, nas quais não se observam deformações plásticas macroscópicas significativas (SCHÖN, 2013). Além disso, conforme descrito anteriormente no capítulo 4, a abordagem baseada nas tensões geométricas não leva em consideração as tensões na região influenciada pela geometria local do pé da solda, o que poderia justificar o uso de materiais com comportamento elástico (ESPINOSA et al., 2017). Não foram considerados na análise efeitos de tensões residuais ou de temperatura (tais como as de zonas termicamente afetadas pelo cordão de solda).

6.1.7 Tipo de abordagem e método de cálculo de resistência para avaliar a vida à fadiga da ligação

Será utilizado na análise de fadiga a abordagem tensão-vida (S-N), baseada na tensão geométrica, recomendada pelo CIDECT 8 (2000) para o projeto de ligações tubulares. De acordo com LEE (1999), os modelos numéricos em elementos finitos que excluem a geometria da solda não podem ser usados para reproduzir com precisão a distribuição de tensões locais, mas podem ser usados para reproduzir com precisão a distribuição de tensões geométricas.

De acordo com PEDERSEN (2015), os primeiros códigos de projeto geralmente especificavam uma faixa de tensão (Von Mises ou tensão Principal Máxima) para se utilizar com as curvas S-N. De acordo com MADDOX e RAZMJOO (2001), uma vantagem de se utilizar a tensão Principal Máxima é que ela tem sentido conhecido e que pode ser tomada em consideração à orientação da solda, o que pode ter um efeito significativo na resistência à fadiga. Por outro lado, ao se utilizar a tensão equivalente de Von Mises, normalmente é necessário supor que a solda esteja sob tensão na direção mais desfavorável.

Normas mais recentes, tais como o CIDECT 8 (2000), especificam que as tensões geométricas podem ser obtidas diretamente da análise do MEF para cada combinação de carga. Além disso, de acordo com o CIDECT 8 (2000), as tensões geométricas encontradas na análise podem subestimar a verdadeira tensão se a direção das tensões principais se desviar nos limites apresentados na Tabela 6.3. Para a análise da vida à fadiga da ligação serão apresentados no âmbito deste trabalho, as tensões geométricas obtidas por meio da tensão Principal Máxima.

Os limites da região de extrapolação das tensões geométricas da ligação tubular do nó 8 da treliça podem ser visualizados na Tabela 6.3.

Tabela 6.3 - Limites da região de extrapolação para CHS

Distâncias do pé da solda	Banzo		Diagonal Direita		Diagonal Esquerda	
	<i>saddle</i>	<i>crown</i>	<i>saddle</i>	<i>crown</i>	<i>saddle</i>	<i>crown</i>
		0,4t ₀		0,4t ₁		0,4t ₁
L_{r,min}*	= 0,4x20,6		= 0,4x14,8		= 0,4x16,6	
	= 8,24mm		= 5,92mm		= 6,64mm	
		L _{r,min} +t ₀		L _{r,min} +t ₁		L _{r,min} +t ₁
L_{r,máx}	= 8,24+20,6		= 5,92+14,8		= 6,64+16,6	
	= 28,84mm		20,72mm		= 23,24mm	

* O valor mínimo para L_{r,min} é igual à 4mm.

6.1.8 Análise da qualidade da malha de elementos finitos e formas de apresentação dos resultados do modelo numérico

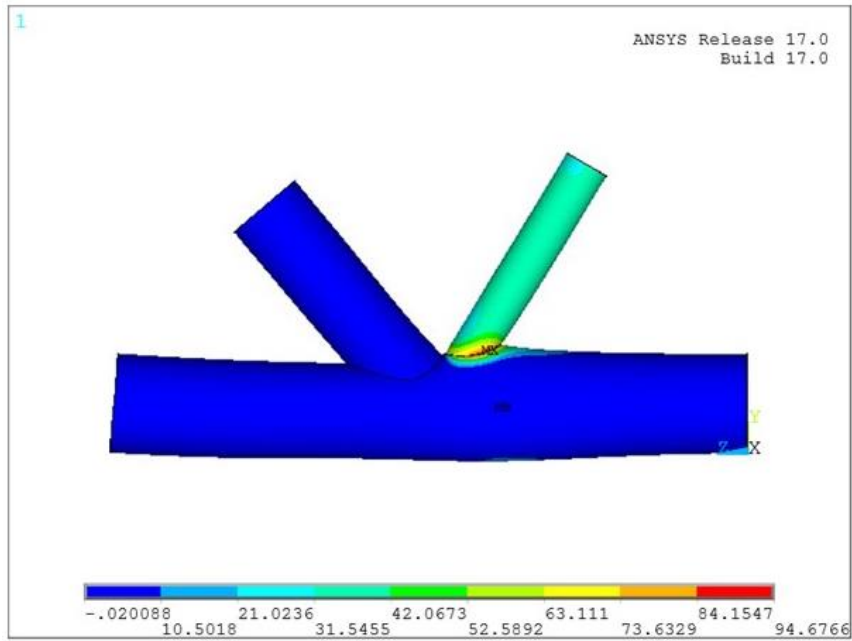
Nesta etapa serão apresentados os resultados da qualidade da malha de elementos finitos do modelo numérico da ligação do nó 8, em função das formas de cálculo e modos de apresentação disponíveis no programa ANSYS (2017).

No programa ANSYS (2017) os dados produzidos durante a solução são referidos como dados primários ou derivados. Os dados são também denominados dados de solução nodal ou dados de solução do elemento. Os dados primários (deslocamentos, por exemplo) são as soluções de grau de liberdade. Esta informação é calculada e reproduzida nos nós. Os dados derivados (tensões, por exemplo) são calculados para cada elemento (normalmente nos pontos de integração) usando a solução de grau de liberdade. Os dados derivados podem ser relatados em cada nó de cada elemento, em cada ponto de integração de cada elemento ou no centroide de cada elemento (THOMPSON e THOMPSON, 2017).

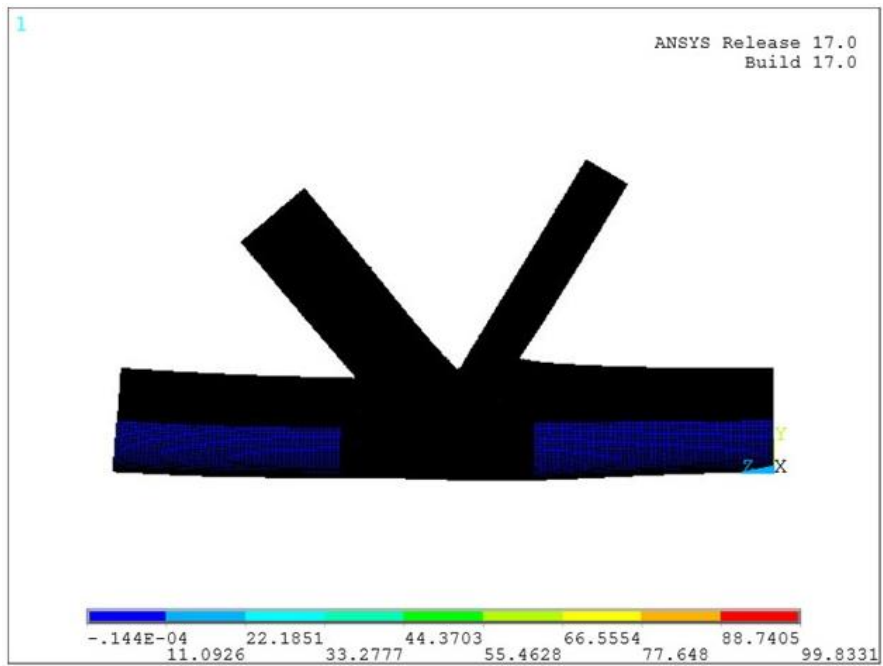
Os dados da solução nodal média para os resultados derivados (tensões, deformações etc) são calculados extrapolando os dados da solução do elemento de volta para os nós e calculando a média dos dados da solução do elemento de todos os elementos ligados a cada nó. Isso fornece uma estimativa melhor dos valores reais dos resultados derivados em cada local e permite que os resultados derivados sejam relatados e recuperados para os nós. Como a solução nodal (média) representa a melhor estimativa dos resultados “verdadeiros”, ela é mais comumente usada para validação do modelo (THOMPSON e THOMPSON, 2017).

O ANSYS (2017) tem dois modos de apresentar os resultados: *Full Model* e *PowerGraphics*. O *PowerGraphics* é o padrão do modo interativo e o *Full Model* é o padrão do modo em lotes (*batch*). Esses dois modos se comportam de maneiras diferentes nas descontinuidades geométricas. O *Full Model* assume que a solução é contínua e, portanto, sempre calcula a média dos resultados de acordo com os padrões do programa. Isso pode levar a resultados imprecisos perto de descontinuidades (onde a solução não é contínua e não deve ser tratado como tal). O *PowerGraphics* nunca calcula a média dos resultados nodais através de superfícies descontínuas e por essa e outras razões fornece resultados “melhores” nas descontinuidades em relação ao *Full Model* (THOMPSON e THOMPSON, 2017).

Os resultados da distribuição das tensões Principais Máximas obtidos por meio da análise linear, medidos na superfície superior dos elementos finitos, serão utilizados para avaliar a qualidade da malha e qualidade de apresentação dos resultados, conforme Figura 6.11. A Figura 6.11a e Figura 6.11b ilustram os resultados obtidos de dados de solução nodal e dados de solução do elemento, respectivamente para o modo *PowerGraphics*. Por outro lado, a Figura 6.11c e Figura 6.11d ilustram os resultados obtidos de dados de solução nodal e dados de solução do elemento, respectivamente para o modo *Full Model*. A diferença percentual entre os resultados obtidos com o modo *PowerGraphics*, para solução nodal e solução do elemento (Figuras 6.11a e 6.11b) foi de 5,44%, ou seja, a malha apresenta um grau de refinamento bom. Por outro lado, não houve diferença percentual entre os resultados obtidos com os modos *PowerGraphics* e *Full Model* para solução nodal (Figuras 6.11a e 6.11c), apresentando boa concordância e indicando também um nível de refinamento da malha adequado.



(a)



(b)

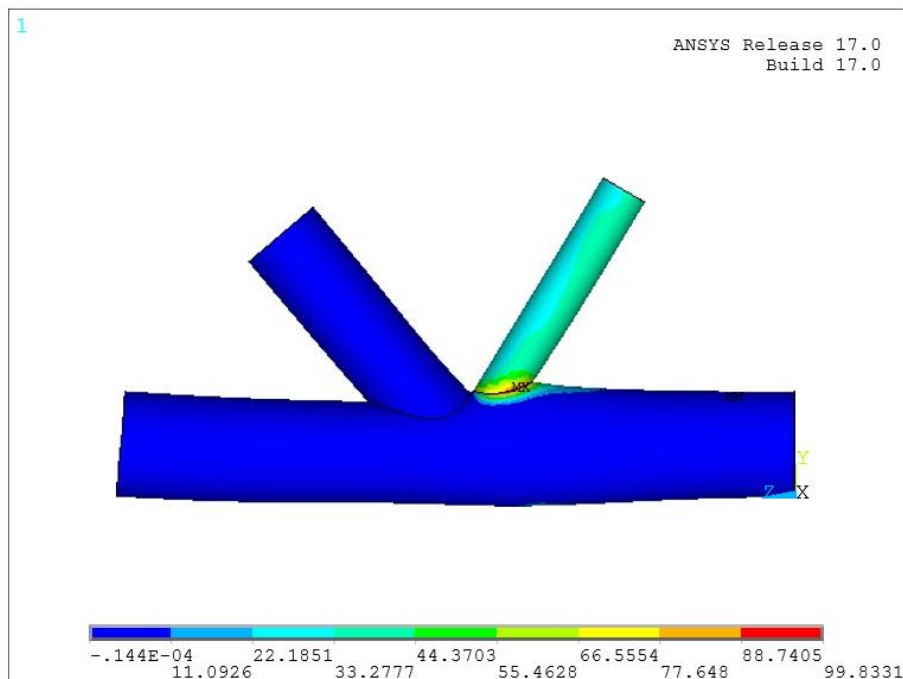
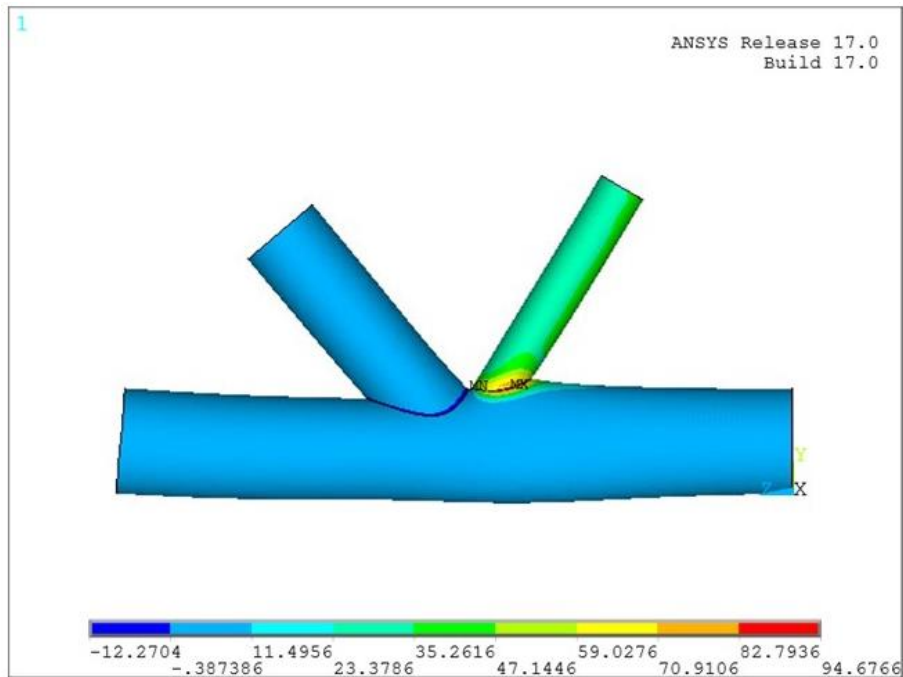


Figura 6.11 – Tensões Principais Máximas: (a) solução nodal (PowerGraphics); (b) solução do elemento (PowerGraphics); (c) solução nodal (Full Model); (d) solução do elemento (Full Model).

6.1.9 Resultados detalhados das tensões Principais Máximas do modelo numérico

Conforme apresentado no item anterior (6.1.8), os resultados das tensões Principais Máximas foram inferiores ao valor da tensão de escoamento ($f_y = 355\text{MPa}$), confirmando que não é

necessário proceder a uma análise não-linear do material. Assim, para a análise de fadiga serão utilizados os resultados obtidos da solução nodal do modo *PowerGraphics* para as tensões Principais Máximas na superfície exterior dos elementos finitos, obtidas por meio da análise linear.

6.1.9.1 Resultados obtidos para a tensão Principal Máxima (análise linear)

Na Figura 6.12 são apresentados os pontos de medição das tensões. Esses pontos no modelo numérico, na verdade são nós dos elementos finitos. As medições são realizadas em nós que ficam nos limites médios da região de extrapolação. ROMEIJN et al. (1993) recomendaram que, quando a modelagem da solda fosse excluída do modelo numérico, as tensões não deveriam ser tomadas em uma posição fictícia de solda, já que poderiam ser obtidos valores de tensão não conservadores. Como não foi inserido cordão de solda no modelo do presente trabalho, os limites mínimos da região de extrapolação (Tabela 6.3) serão tomados a partir da interseção entre as barras. O carregamento considerado (carga axial) na análise é diferente do previsto no CIDECT 8 (2000), que considera cargas balanceadas, conforme APÊNDICE B. Além disso as dimensões dos perfis das barras diagonais são diferentes. Assim, a medição das tensões no modelo proposto, se deu em outros pontos além daqueles recomendados por esta norma, conforme Figura 6.12.

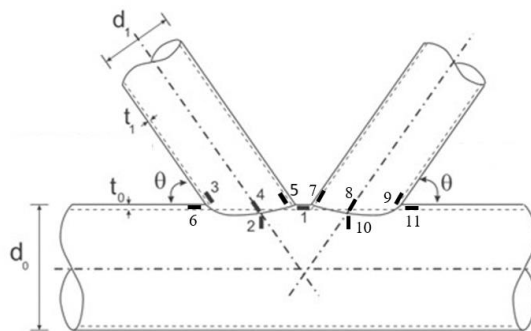


Figura 6.12 – Pontos para análise da tensão geométrica

Na Figura 6.13 são apresentados em detalhes os resultados obtidos para a distribuição de tensão Principal Máxima (representada por S1 nas figuras) na região do banzo, na área central da ligação. Na Figura 6.13a (geometria da região do banzo) estão representados os pontos da região de extrapolação onde foram medidas as tensões. Na Figura 6.13b está representado além do

valor de tensão máximo, os valores de tensões obtidos nos pontos 6, 1 e 11. Por outro lado, na Figura 6.13c está representado os valores de tensões obtidos nos pontos 2 e 10, incluindo os lados opostos a esses pontos em relação ao eixo longitudinal da barra. É possível inferir pelas Figuras 6.13b e 6.13c que o ponto 11 foi o que apresentou o valor maior de tensão.

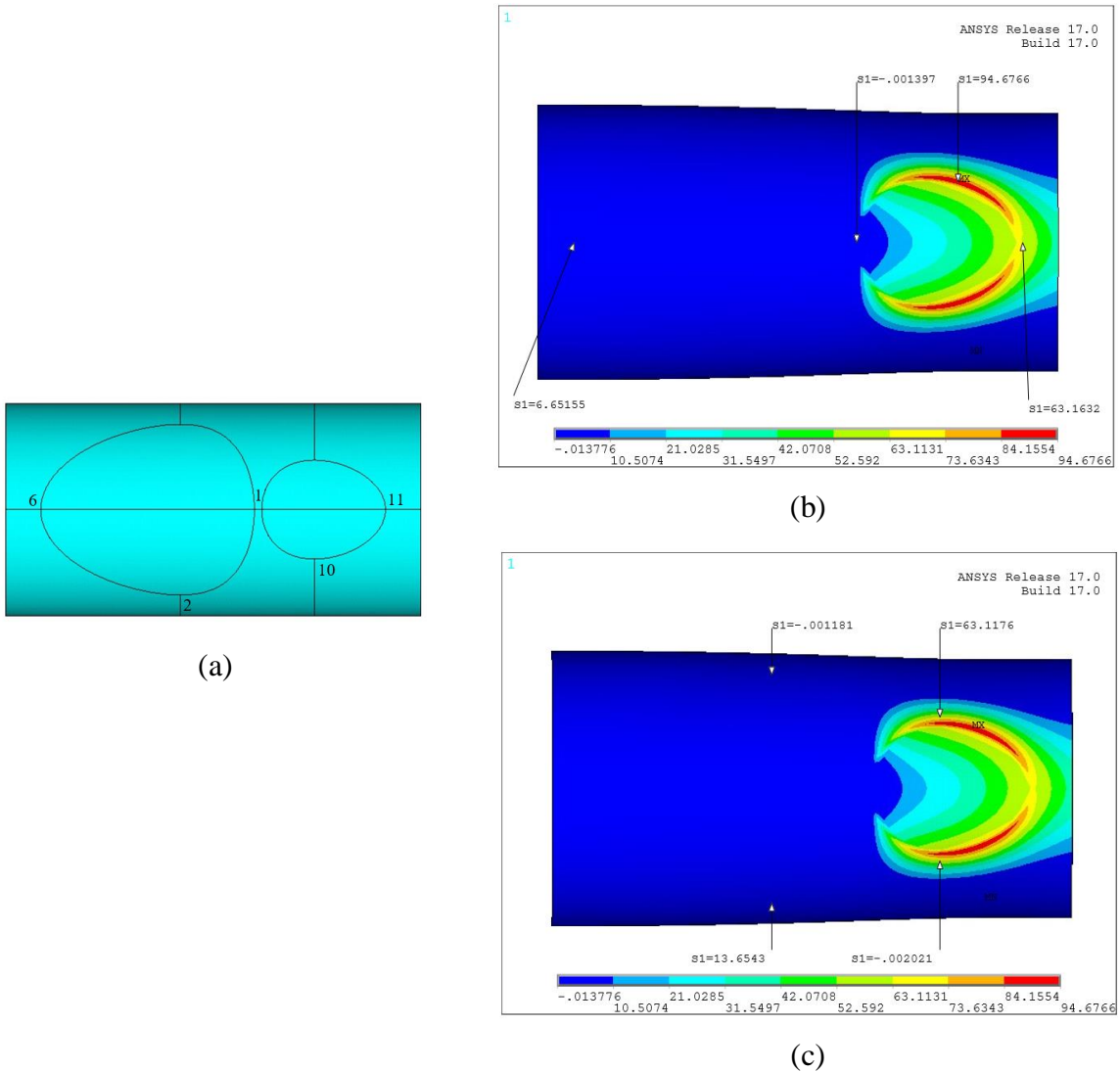


Figura 6.13 – Distribuição das tensões Principais Máximas na região de extrapolação do banzo

Nas Figuras 6.14a e 6.14b são ilustrados os pontos da região de extrapolação da barra diagonal esquerda onde foram medidas as tensões e nas Figuras 6.15a e 6.15b são apresentados os resultados obtidos para a distribuição de tensão Principal Máxima (S1). Os valores dos “limites” inferiores e superiores da legenda foram modificados de forma que fosse possível visualizar

onde ocorre as tensões máximas. É possível inferir pelas Figuras 6.15a 6.15b que o ponto 4 foi o que apresentou o maior valor de tensão.

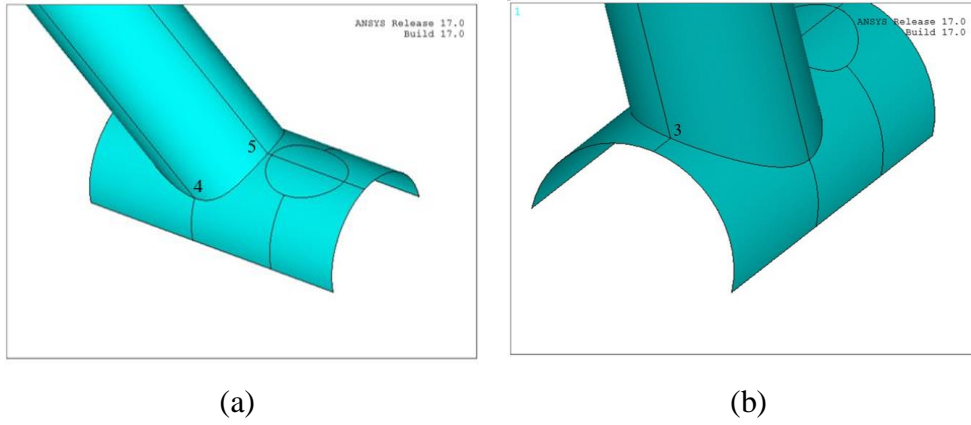
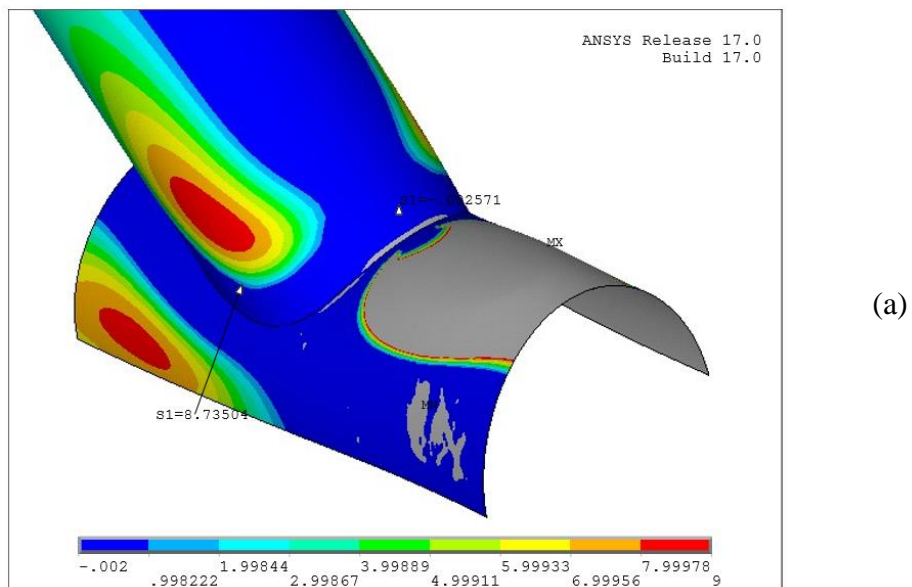


Figura 6.14 - Pontos de medição das tensões da diagonal esquerda



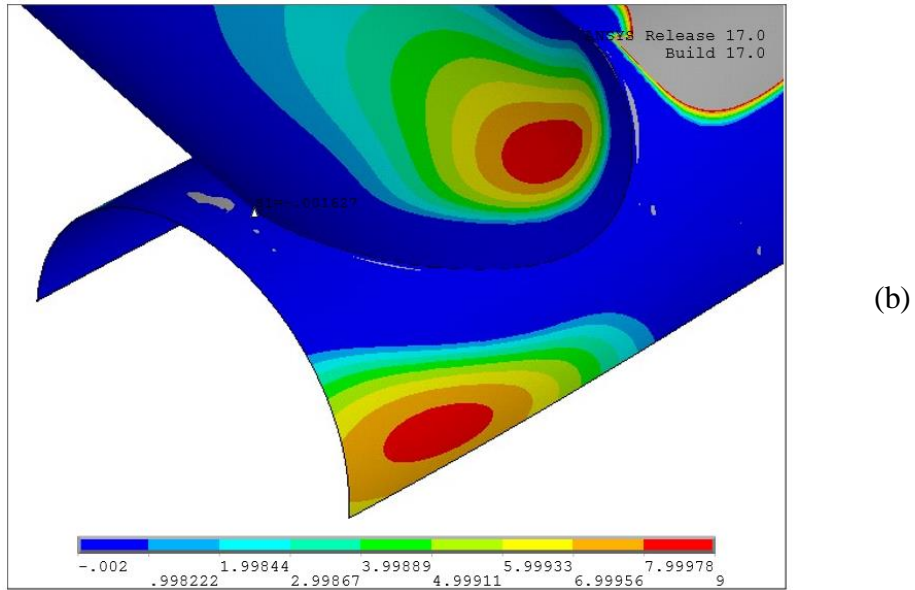


Figura 6.15 – Distribuição das tensões Principais Máximas na região de extrapolação da diagonal esquerda

Nas Figuras 6.16a e 6.16b são ilustrados os pontos da região de extrapolação da barra diagonal direita onde foram medidas as tensões e nas Figuras 6.17a e 6.17b são apresentados os resultados obtidos para a distribuição de tensão Principal Máxima (S1). É possível inferir pelas Figuras 6.17a 6.17b que o ponto 8 foi o que apresentou o maior valor de tensão.

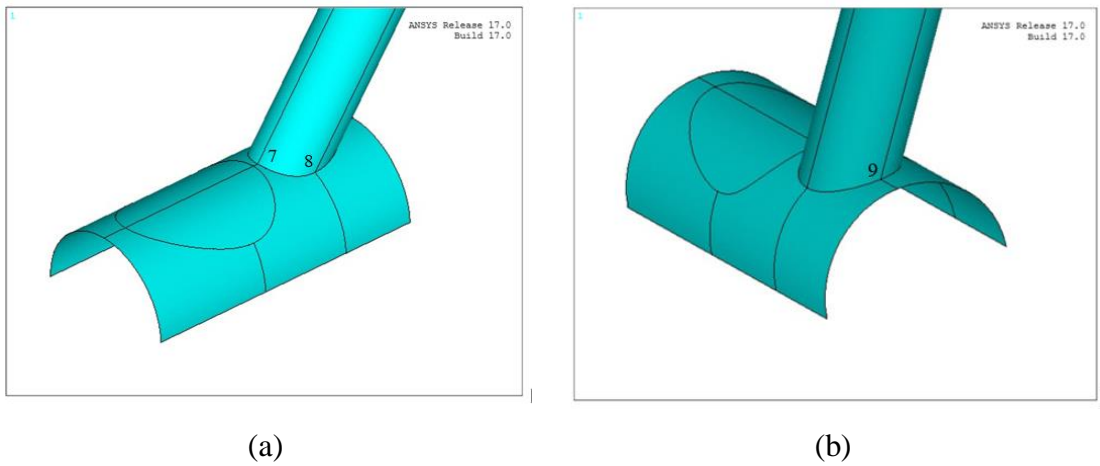
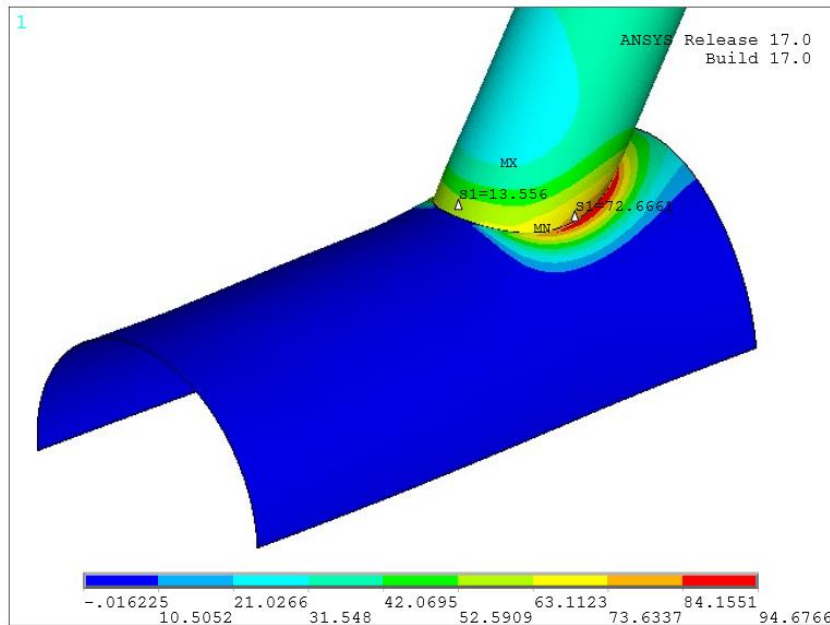
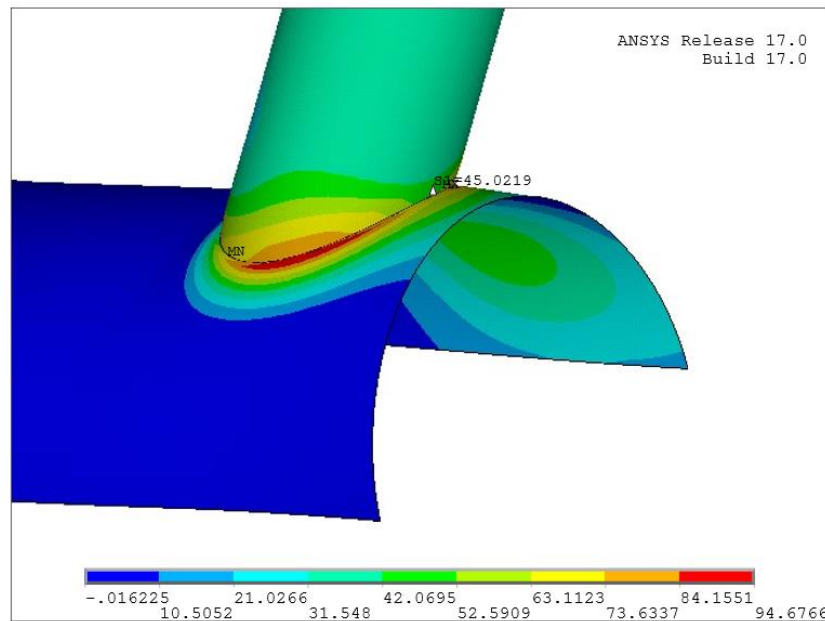


Figura 6.16 - Pontos de medição das tensões da diagonal direita



(a)



(b)

Figura 6.17 - Distribuição das tensões Principais Máximas na região de extrapolação da diagonal direita

6.1.9.2 Análise de fadiga da ligação tubular por meio do MEF

Na análise de fadiga da ligação tubular será adotado uma abordagem de tensão-vida (S-N), baseada na tensão geométrica. As tensões geométricas que atuam na ligação são iguais as tensões Principais Máximas medidas anteriormente nas regiões de extrapolação. Conforme mencionado anteriormente, os esforços atuantes na ligação é do tipo repetido (ou pulsante) de

amplitude constante, com tensão mínima igual à zero. Assim, a tensão média, σ_m e a amplitude de tensão, σ_a , resultam em valores iguais, dados pelas Equações 6.1 e 6.2.

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{m\acute{a}x.} + \sigma_{m\acute{i}n.})}{2} = \sigma_{m\acute{a}x.} / 2 \quad (6.1)$$

$$\sigma_a = \frac{(\sigma_{m\acute{a}x.} - \sigma_{m\acute{i}n.})}{2} = \sigma_{m\acute{a}x.} / 2 \quad (6.2)$$

Na Tabela 6.4 é apresentado um resumo dos valores máximos das tensões geométricas em cada barra e respectivos valores de amplitudes de tensões.

Tabela 6.4 – Valores de tensões Geométricas e Amplitudes de tensões das barras da ligação

Barra	Tensão Geométrica (S_{rhs}) (MPa)	Amplitude de tensão (σ_a) (MPa)
Banzo	63,16	31,58
Diagonal direita	72,66	36,33
Diagonal esquerda	8,74	4,37

Foram utilizadas as curva S-N da Figura 6.18 (CIDECT 8, 2000) para a análise do número de ciclos para a falha de fadiga das barras da ligação, que é função da tensão geométrica e da espessura da parede do tubo. As espessuras das paredes das barras são: 20,6mm para banzo; 14,8mm para diagonal direita e 16,6mm para diagonal esquerda. Como não há curvas correspondentes a essas espessuras, pode-se dizer que o número de ciclos para a falha encontrados em função da Figura 6.18 é aproximado, com $N_f = 10^{7,1} = 12589254$ ciclos para barra do banzo, $N_f = 10^{7,12} = 13182567$ ciclos para barra diagonal direita e para a barra diagonal esquerda o número de ciclos para a falha é considerado infinito. Os valores aproximados (obtidos por regressão linear) de limites de fadiga para as barras obtidos por meio da Figura 6.18 seriam os seguintes:

- para banzo ($t = 20,6\text{mm}$): $S_{rhs} = 77,35\text{MPa}$;
- para diagonal direita ($t = 14,8\text{mm}$): $S_{rhs} = 87,30\text{MPa}$;

- para diagonal esquerda (t = 16,6mm): $S_{rhs} = 83,13\text{MPa}$;

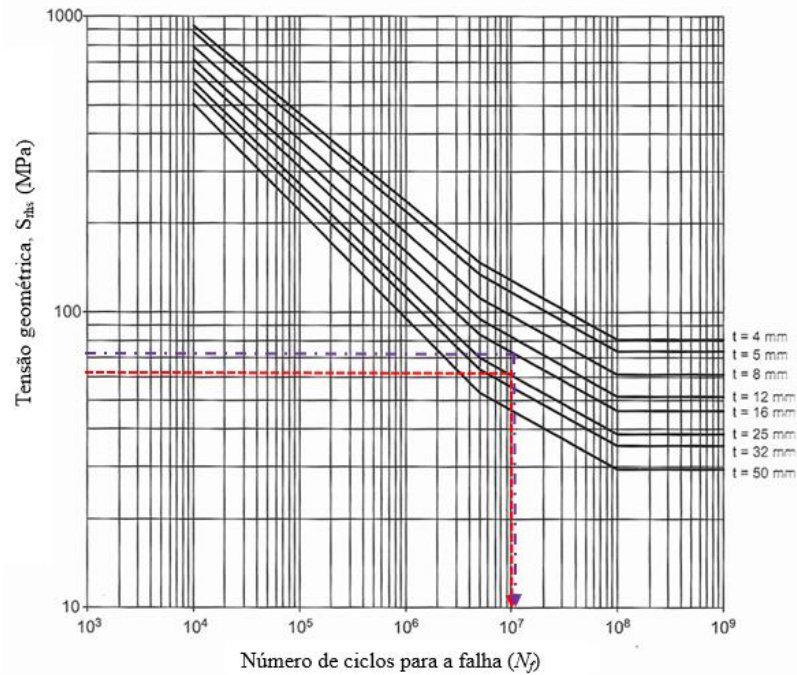


Figura 6.18 – Curva S-N para previsão do número de ciclos para a falha da ligação

Os valores mais corretos dos números de ciclos para a falha para cada barra da ligação foram calculados de acordo com as Equações 6.3, 6.4 e 6.5, descritas anteriormente no capítulo 4.

Para fadiga na barra do banzo:

- $S_{rhs} = 63,16\text{MPa}$ e $t=20,6\text{mm}$

Para $5 \cdot 10^6 < N_f < 5 \cdot 10^8$,

$$\log(N_f) = 16,237 - 5 \cdot \log(63,16) + 2,01 \cdot \log\left(\frac{16}{20,6}\right) = 7,01 \quad (6.3)$$

$$N_f = 10^{7,01} = 10132929 \text{ ciclos}$$

Para fadiga na barra diagonal direita:

- $S_{rhs} = 72,66\text{MPa}$ e $t=14,8\text{mm}$

Para $5 \cdot 10^6 < N_f < 5 \cdot 10^8$,

$$\log(N_f) = 16,237 - 5 \cdot \log(72,66) + 2,01 \cdot \log\left(\frac{16}{14,8}\right) = 6,7 \quad (6.4)$$

$$N_f = 10^{6,99} = 9772372 \text{ ciclos}$$

Para fadiga na barra diagonal esquerda:

- $S_{rhs} = 8,74\text{MPa}$ e $t=16,6\text{mm}$

Para $5 \cdot 10^6 < N_f < 5 \cdot 10^8$,

$$\log(N_f) = 16,237 - 5 \cdot \log(8,74) + 2,01 \cdot \log\left(\frac{16}{16,6}\right) = 11,3 \quad (6.5)$$

$$N_f = 10^{11,49} = 3,09 \times 10^{11} \text{ ciclos}$$

A vida à fadiga esperada para a ligação do nó 8 da treliça é de 9772372 ciclos, com falha na diagonal direita. Neste caso, considera-se que o número de ciclos para a falha é praticamente infinito.

6.1.9.3 *Análise de fadiga da ligação tubular por meio de cálculo analítico da tensão geométrica*

Parâmetros geométricos

Os parâmetros geométricos necessários para verificação à fadiga são dados pelas Equações 6.6a, 6.6b, 6.7, 6.8a e 6.8b. No entanto não há curva no CIDECT 8 (2000) para $\beta=0,80$ e portanto o valor de $\beta=0,46$ será utilizado em todos os cálculos.

$$\beta = \frac{d_1}{d_0} = \frac{140}{300,4} = 0,46 \text{ (para dados da diagonal direita)} \quad (6.6a)$$

$$\beta = \frac{d_1}{d_0} = \frac{241,5}{300,4} = 0,80 \text{ (para dados da diagonal esquerda)} \quad (6.6b)$$

$$2\gamma = \frac{d_0}{d_0} = \frac{300,4}{20,6} = 14,58 \quad (6.7)$$

$$\gamma = 7,29$$

$$\tau = \frac{t_1}{t_0} = \frac{14,8}{20,6} = 0,72 \text{ (para dados da diagonal direita)} \quad (6.8a)$$

$$\tau = \frac{t_1}{t_0} = \frac{16,6}{20,6} = 0,81 \text{ (para dados da diagonal esquerda)} \quad (6.8b)$$

Cálculo da tensão nominal

O cálculo da tensão nominal nas barras do banzo e barras diagonais para o carregamento ilustrado na Figura 6.8 é obtido pela Equação 4.19 apresentada anteriormente. Assim, as tensões nominais nas barras do banzo, diagonal direita e diagonal esquerda são dadas pelas equações 6.9, 6.10 e 6.11, respectivamente. Supôs-se que as cargas já estão majoradas.

$$(\sigma_{n,ax})_{banzo} = \frac{P_{ax}}{A} = \frac{630500}{18099} = 34,84MPa \quad (6.9)$$

$$(\sigma_{n,ax})_{diag.direita} = \frac{P_{ax}}{A} = \frac{222300}{5818} = 38,21MPa \quad (6.10)$$

$$(\sigma_{n,ax})_{diag.esquerda} = \frac{P_{ax}}{A} = \frac{222300}{11723} = 18,96MPa \quad (6.11)$$

Cálculo dos fatores de concentração de tensões (SCF)

Para o cálculo dos SCFs adotou-se as formulações paramétricas e os gráficos do APÊNDICE B, supondo condição de carregamento do tipo 1. Assim, os SCF das barras do banzo, diagonal direita e diagonal esquerda podem ser calculados de acordo com as Equações 6.12, 6.13 e 6.14, respectivamente. Os valores de SCF_0 foram obtidos dos ábacos do APÊNDICE B, por interpolação para $\theta = 53^\circ$.

Para banzo:

Utilizou-se $\tau = 0,81$ (a favor da segurança).

$$SCF_{ch,ax} = \left(\frac{\gamma}{12}\right)^{0,4} \cdot \left(\frac{\tau}{0,5}\right)^{1,1} \cdot SCF_{0,ch,ax} =$$

$$SCF_{ch,ax} = \left(\frac{7,29}{12}\right)^{0,4} \cdot \left(\frac{0,81}{0,5}\right)^{1,1} \cdot 3,1 = 4,31 \quad (6.12)$$

onde para $\beta = 0,46$ e $\theta = 45^\circ$, $SCF_{0, ch, ax} = 2,9$

para $\beta = 0,46$ e $\theta = 60^\circ$, $SCF_{0, ch, ax} = 3,3$

então para $\beta = 0,46$ e $\theta = 53^\circ$, $SCF_{0, ch, ax} = 3,1$

Para diagonal direita (tracionada):

$$\begin{aligned} SCF_{b, ax} &= \left(\frac{\gamma}{12}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{\tau}{0,5}\right)^{0,5} \cdot SCF_{0, b, ax} = \\ SCF_{b, ax} &= \left(\frac{7,29}{12}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{0,72}{0,5}\right)^{0,5} \cdot 2,0 = 1,87 \end{aligned} \quad (6.13)$$

onde para $\beta = 0,46$ e $\theta = 45^\circ$, $SCF_{0, b, ax} = 1,8$

para $\beta = 0,46$ e $\theta = 60^\circ$, $SCF_{0, b, ax} = 2,2$

então para $\beta = 0,46$ e $\theta = 53^\circ$, $SCF_{0, b, ax} = 2,0$

Para diagonal esquerda (comprimida):

$$\begin{aligned} SCF_{b, ax} &= \left(\frac{\gamma}{12}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{\tau}{0,5}\right)^{0,5} \cdot SCF_{0, b, ax} = \\ SCF_{b, ax} &= \left(\frac{7,29}{12}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{0,81}{0,5}\right)^{0,5} \cdot 2,0 = 1,98 \end{aligned} \quad (6.14)$$

onde para $\beta = 0,46$ e $\theta = 45^\circ$, $SCF_{0, b, ax} = 1,8$

para $\beta = 0,46$ e $\theta = 60^\circ$, $SCF_{0, b, ax} = 2,2$

então para $\beta = 0,46$ e $\theta = 53^\circ$, $SCF_{0, b, ax} = 2,0$

O valor de $SCF = 4,31$ é muito alto e será utilizado o valor mínimo de $SCF = 2,0$ recomendado pelo CIDECT 8 (2000), que já é um valor muito conservador de acordo com os estudos de SCHUMACHER (2003).

Cálculo da tensão geométrica (S_{rhs})

O cálculo da tensão geométrica é feito de acordo com a Equação 4.22 apresentada anteriormente no capítulo 4. O CIDECT 8 (2000) prevê ainda o uso de um fator de segurança parcial, γ_{Mf} para o projeto. Para este exemplo assumiu-se que a filosofia de projeto adotada foi a de vida garantida com alta consequência de falha e $\gamma_{Mf} = 1,35$. Assim, os cálculos das tensões geométricas das barras do banzo, diagonal direita e diagonal esquerda são dados pelas Equações 6.15, 6.16 e 6.17, respectivamente.

$$\begin{aligned} S_{rhs,banzo} &= \gamma_{Mf} \cdot SCF \cdot \sigma_n \\ S_{rhs,banzo} &= 1,35 \cdot 2 \cdot 34,84 \\ S_{rhs,banzo} &= 94,07MPa \end{aligned} \quad (6.15)$$

$$\begin{aligned} S_{rhs,diag.direita} &= \gamma_{Mf} \cdot SCF \cdot \sigma_n \\ S_{rhs,diag.direita} &= 1,35 \cdot 1,87 \cdot 38,21 \\ S_{rhs,diag.direita} &= 96,46MPa \end{aligned} \quad (6.16)$$

$$\begin{aligned} S_{rhs,diag.esquerda} &= \gamma_{Mf} \cdot SCF \cdot \sigma_n \\ S_{rhs,diag.esquerda} &= 1,35 \cdot 1,98 \cdot 18,96 \\ S_{rhs,diag.esquerda} &= 50,68MPa \end{aligned} \quad (6.17)$$

Os valores encontrados para as tensões geométricas por meio do cálculo analítico são próximos aos encontrados por meio do MEF, com exceção da diagonal esquerda, cujo resultado se mostrou mais conservador por meio do cálculo analítico.

Número de ciclos para a falha (N_f)

O cálculo do número de ciclos para a falha é dado pelas Equações 6.18, 6.19 e 6.20.

Para fadiga na barra do banzo:

- $S_{rhs} = 94,07MPa$ e $t=20,6mm$

Para $5 \cdot 10^6 < N_f < 5 \cdot 10^8$,

$$\log(N_f) = 16,237 - 5 \cdot \log(94,07) + 2,01 \cdot \log\left(\frac{16}{20,6}\right) = 6,14 \quad (6.18)$$

$$N_f = 10^{6,14} = 1380384 \text{ ciclos}$$

Para fadiga na barra diagonal direita:

- $S_{rhs} = 96,46\text{MPa}$ e $t=14,8\text{mm}$

Para $5 \cdot 10^6 < N_f < 5 \cdot 10^8$,

$$\log(N_f) = 16,237 - 5 \cdot \log(96,46) + 2,01 \cdot \log\left(\frac{16}{14,8}\right) = 6,38 \quad (6.19)$$

$$N_f = 10^{6,38} = 2398832 \text{ ciclos}$$

Para fadiga na barra diagonal esquerda:

- $S_{rhs} = 50,68\text{MPa}$ e $t=16,6\text{mm}$

Para $5 \cdot 10^6 < N_f < 5 \cdot 10^8$,

$$\log(N_f) = 16,237 - 5 \cdot \log(50,68) + 2,01 \cdot \log\left(\frac{16}{16,6}\right) = 7,68 \quad (6.20)$$

$$N_f = 10^{7,68} = 47863009 \text{ ciclos}$$

A vida à fadiga esperada para a ligação do nó 8 da treliça é de 1380384 ciclos, com falha no banzo. Neste caso, considera-se que o número de ciclos para a falha é praticamente infinito.

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste trabalho, foi proposta uma metodologia para a otimização das estruturas treliçadas, baseada na integração dos programas Ansys (2017) e Matlab (2017), utilizando-se a Ferramenta de otimização GA de Algoritmos Genéticos do Matlab (2017), e o MEF do Ansys (2017). Para demonstrar a aplicabilidade e precisão da metodologia proposta, foram resolvidos três exemplos numéricos de estruturas treliçadas uniplanares de 3, 10 e 19 barras. Os resultados obtidos foram comparados com os resultados da literatura. Numa etapa posterior à otimização, foi analisado à vida em fadiga de uma das ligações tubulares da treliça de 19 barras, com as dimensões da seção transversal dos perfis obtidas por meio da melhor solução viável do problema de otimização com variáveis contínuas e restrições baseadas nas formulações dos códigos europeus EN-1993-1-1 (2005) e EN-1993-1-8 (2005).

O primeiro experimento numérico de otimização realizado foi o de uma treliça de 3 barras, com objetivo de minimizar o peso da estrutura, variando-se as áreas das seções transversais das barras e uma das dimensões da treliça. O valor de peso encontrado por meio da melhor solução viável foi inferior à 3,27% em relação ao da literatura, indicando uma boa correlação entre os resultados. O segundo experimento numérico de otimização realizado foi o de uma treliça de 10 barras, um clássico da literatura, com objetivo de também minimizar o peso da estrutura, variando-se as áreas das seções transversais das barras. O valor de peso encontrado por meio da melhor solução viável foi superior à 0,05% em relação ao valor da literatura, confirmando a precisão da metodologia proposta.

Para o terceiro experimento, treliça de 19 barras formada por perfis tubulares, inicialmente foi realizada uma análise de sensibilidade que permitiu identificar quais variáveis de projeto tinham o maior impacto (e o menor) em relação às restrições do modelo. Verificou-se que os diâmetros das barras tracionadas do banzo e das diagonais foram as que possuíram um grau maior e um grau menor de correlação com o volume escalonado, respectivamente. Posteriormente procedeu-se à otimização da treliça. O objetivo era minimizar o volume escalonado da estrutura, variando-se os diâmetros e espessuras dos tubos (variáveis contínuas), considerando-se um conjunto de restrições específicas, baseadas nas prescrições dos códigos europeus EN 1993-1-1 (2005) e EN 1993-1-8 (2005) e prescrições de WARDENIER (1982). O valor de volume escalonado obtido neste estudo foi 2,22% superior ao obtido nos estudos de JÁRMAI et al.

(2004), o que representa novamente uma boa precisão da metodologia proposta.

Em todos os três experimentos, observou-se que apesar do algoritmo genético gerar valores diferentes de função aptidão à cada execução, há uma variação relativamente pequena dos resultados, indicando uma boa robustez do algoritmo ao ficar próximo do ótimo global da função aptidão. No terceiro experimento, constatou-se também que cinco das nove restrições de tensões ficaram ativas, ou seja, os valores finais de forças axiais resistentes referentes às restrições ficaram na fronteira do domínio do problema de otimização, alcançando o valor limite de resistência (esforço solicitante). Nesse contexto, os resultados obtidos permitem concluir que a metodologia proposta em conjunto com os Algoritmos Genéticos é uma ferramenta eficaz na busca do ótimo global de problemas de otimização.

Os parâmetros de entrada do Algoritmo Genético, tais como o tamanho da população e o número de gerações, principalmente, foram modificados para cada experimento. Os resultados obtidos próximos aos da literatura indicam que os valores adotados foram adequados para os problemas de otimização.

Foram realizados ainda outros dois experimentos em relação à treliça de 19 barras considerando variáveis discretas. No primeiro deles (denominado aqui de 4º experimento), foram utilizadas as mesmas condições de contorno, material, dados da análise numérica, parâmetros do algoritmo genético e restrições dos códigos europeus do experimento com variáveis discretas. No entanto, o *script* do MATLAB (2017) foi modificado de forma que a otimização pudesse ser feita em relação às variáveis discretas. Utilizou-se de dados de seção transversal (diâmetros e espessuras) de catálogo de fabricantes de tubos, com finalidade de obter resultados de ordem prática. No entanto, o volume escalonado obtido na melhor solução viável do 4º experimento foi 10,47% superior em relação ao volume escalonado obtido na melhor solução viável do experimento com variáveis contínuas (3º). Esse aumento já era esperado principalmente em função das limitações das restrições geométricas adotadas por JÁRMAI et al. (2004).

Por outro lado, no último experimento (5º) foram utilizadas as mesmas condições de contorno, material, dados da análise numérica e parâmetros do algoritmo genético utilizados no 4º experimento. No entanto as restrições utilizadas neste experimento foram baseadas na norma brasileira ABNT NBR 16239 (2013). Assim, algumas restrições do *script* do MATLAB (2017)

foram modificadas para atender esta norma. Neste experimento (5º) obteve-se um valor menor de volume escalonado em relação ao 4º experimento de cerca de 14,0%. Essa diminuição já era esperada em função da norma brasileira ser menos rigorosa em relação às restrições geométricas adotadas por JÁRMAI et al. (2004). Além disso, o valor de função aptidão (objetivo) obtido no 5º experimento apresentou um valor menor (5%, aproximadamente) se comparado ao experimento com variáveis contínuas (3º experimento) e restrições do código europeu.

Por último, procedeu-se a verificação à fadiga de uma das ligações tubulares da treliça de 19 barras. Foi utilizado na análise de fadiga a abordagem tensão-vida (S-N), baseada na tensão geométrica, recomendada pelo CIDECT 8 (2000) para o projeto de ligações tubulares. Verificou-se que o maior valor de tensão igual a 94,67MPa ocorreu na parede do banzo, na região de interseção das barras, fora da região de extrapolação das tensões. Este valor foi bem inferior ao valor limite de escoamento, que é igual a 355MPa. Na região de extrapolação, os valores de tensões apresentaram valores de até 72,66MPa. O número de ciclos à fadiga esperado para a ligação do nó 8 da treliça utilizando-se as tensões obtidas por meio do MEF foi igual à de 9772372 ciclos, com falha na diagonal direita. Valor este considerado praticamente infinito. Este resultado foi comparado com o resultado obtido por meio de cálculo analítico das tensões. Neste cálculo o número de ciclos à fadiga esperado para a ligação do nó 8 da treliça foi de 1380384 ciclos, com falha no banzo, também considerado um número praticamente infinito de ciclos. Para a previsão do número de ciclos à fadiga da treliça é necessário a verificação do nó 9, que é o mais solicitado em relação aos esforços axiais.

Espera-se que este estudo seja uma contribuição no âmbito da otimização e verificação à fadiga de sistemas treliçados com o uso da metodologia proposta baseada na integração de dois programas, num processo automatizado. Além disso, acredita-se que este estudo auxilie no entendimento dos efeitos dos parâmetros normativos das ligações tubulares na otimização das estruturas.

Para a continuidade deste estudo, sugere-se utilizando a metodologia proposta:

- i) Proceder à otimização de estruturas de problemas com mais de uma função objetivo e esforços dinâmicos.
- ii) Proceder à otimização de estruturas treliçadas espaciais.

- iii)** Proceder à otimização paramétrica e de forma de estruturas treliçadas.
- iv)** Proceder à análise de fadiga utilizando-se elementos sólidos na região de interseção entre as barras.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT NBR 8800 (2008): *Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios*.

Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT NBR 16239 (2013): *Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares*.

ADELI, H. *Advances in Design Optimization*. Chapman & Hall, 1994.

AHMADI, H. e YAGHIN, M. *Stress Concentration due to in-plane bending (IPB) loads in ring-stiffened tubular KT-joints of offshore structures: parametric study and design formulation*. Applied Ocean Research. 51: 54-66. 2015.

ALI, N., BEHDINAN, K. and FAWAZ Z. *Applicability and viability of a GA based finite element analysis architecture for structural design optimization*. Computers and Structures, 81: 2259-2271, 2003.

ALI, A., ATAI, A. e DEB, K. *Simultaneous Topology, Shape and Size Optimization of Truss Structures by Fully Stressed Design Based on Evolution Strategy*. Engineering Optimization. 2015.

ALVES, V. N. *Técnicas de anormalidade aplicadas à detecção de danos estruturais*. 2016. 151 f. Tese (Doutorado em Ciências da Engenharia Civil) – Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2016.

ANSYS. *Structural analysis guide* – release 17.0. In: ANSYS I, editor; 2017.

ARORA, J. S. *Introduction to Optimum Design*. Elsevier Academic Press, Nova York, 2004.

BENDSØE, M. E SIGMUND, O. *Topology Optimization: Theory, Methods and Applications*. Springer. New York, USA, 2003.

BITTENCOURT, M. C. *Avaliação de ligações soldadas de perfis tubulares em estruturas de aço através do método dos elementos finitos*. 2008. 144 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2008.

BRANCO, C. M.; FERNANDES, A. A.; CASTRO, P. M. S. T. *Fadiga de Estruturas Soldadas*. 2. ed. Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa. 1999.

CARVALHO M., Vale J., Pinheiro L. and Neves M. *Techniques adopted in integrating structural analysis with numerical optimization*; 5th International Conference on Mechanics and Materials in Design, 2006.

CHENG, F. Y. e LI D. *Multiobjective Optimization Design with Pareto Genetic Algorithm*. *Journal of Structural Engineering*, 123(9):1252–1261, September 1997.

CHOI, S.K., GRANDHI, R.V. and CANFIELD, R.A. *Reliability-based Structural Design*. Springer, 2007

CHONG E. e ZAK S. *An Introduction to Optimization*. 2ed. John Wiley & Sons, 2001.

CIDECT 1. *Design guide for circular hollow sections (CHS) joints under predominantly static loading. Second Edition*. Köln:Verlag. TÜV Rheinland. 2008.

CIDECT 6. *Design guide for structural hollow sections in mechanical applications*. Köln:Verlag. TÜV Rheinland. 1995.

CIDECT 8. *Design guide for circular and rectangular hollow section welded joints under fatigue loading*. Köln:Verlag. TÜV Rheinland. 2000.

COELLO C. A. C e CHRISTIANSEN A. D. *Multiobjective optimization of trusses using genetic algorithms*. *Computers and Structures*, 75(6):647–660, May 2000.

COELLO C. A. C. *Evolutionary Multi-Objective Optimization: A Historical View of the Field*. IEEE Computational Intelligence Magazine. February 2006.

COELLO, C. A.C.; LAMONT, G. B; VELDHUIZEN, D. A. Van. *Evolutionary Algorithms for Solving Multi-Objective Problems*. 2nd Edition. Springer, 2007.

DEB K. *Multi-objective optimization using evolutionary algorithms*. Chichester, UK: Wiley. 1ed. 2001.

DEB, K., e GULATI, S. *Design of Truss-Structures for Minimum Weight Using Genetic Algorithms*. Finite Elements in Analysis and Design. 37 (5): 447-465, 2001.

DHINGRA, A. K e LEE, B. H. *A Genetic Algorithm Approach to Single and Multiobjective Structural Optimization with Discrete-Continuous Variables*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 37:4059–4080, 1994.

ESPINOSA, J. M., SCHAFHIRT S. e MUSKULUS M. *Mesh parametric study for fatigue assessment of tubular k-joints using numerical methods*. Energy Procedia. 137: 514-522. 2017.

Eurocode 3, EN 1993-1-1. 2005. *Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings*. CEN, European Committee for Standardisation.

Eurocode 3, EN 1993-1-8. 2005. *Design of steel structures. Part 1-8: Design of joints*. CEN, European Committee for Standardisation.

FARKAS, J. e JÁRMAI K. *Optimum Design of Steel Structures*. Springer. 2013.

FERNANDES, Walliston dos Santos. *Método das Somas Ponderadas Aplicado à Otimização Multiobjetivo de Estruturas Lineares e Não Lineares Usando Computação Evolucionária*. 245 f. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2016.

FONSECA, C. and P. FLEMING. *Genetic algorithms for multiobjective optimization: formulation, discussion and generalization*. Proceedings of the 5th International Conference on Genetic Algorithms, Morgan Kaufmann Publishers, San Francisco. p. 416-423, 1993,

FONSECA, M. *Otimização de estruturas treliçadas planas e espaciais sob carregamentos estáticos e dinâmicos, usando algoritmos genéticos e redes neurais*. 2007. 184 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2007.

FORRESTER, A. I. J., SÓBESTER, A. e KEANE, A. *Engineering Design via Surrogate Modeling: A Practical Guide*. Progress in Astronautics and Aeronautics Series. 226. John Wiley & Sons, 2008.

GIL L., Andreu A. and Blanco E. *Integration methodology of different software tools for constrained optimization of structures*. Computers and Structures, 82: 1639-1647, 2004.

GOLDBERG, D.E. *Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning*. Addison-Wesley Publishing Co., 1989.

GOYES, BRAYAN M. PAREDES. *Notas de aula do curso presencial sobre o módulo de otimização DesignXplorer*. IESSS – Instituto ESSS de Educação, Pesquisa e Desenvolvimento. 2016.

HAFTKA, R. T. e GÜRDAL, Z. *Elements of Structural Optimization*. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, 1992.

HAN, Z. -H. e ZHANG, K. -S. *Surrogate-Based Optimization*. Intech Book. Real-word Application of Genetic Algorithm. pp.343-362, 2012.

HOLLAND, J.H. *Adaptation in Natural and Artificial Systems*. University of Michigan Press, 1975.

JÁRMAI K., SNYMAN J. and FARKAS J. *Application of novel constrained optimization algorithms to the minimum volume design of planar chs trusses with parallel chords*. Engineering Optimization, 36 (4): 457-471, 2004.

KARLSSON H. *Static and fatigue analyses of welded joints in thin-walled tubes*. 62 p. Thesis (Master of Science in Mechanical Engineering) - Faculty of Mechanical Engineering, Blekinge Institute of Technology, Karlskrona, Sweden. 2018.

KIM, NAM-HO e SANKAR, BRAVANI V. *Introduction to Finite Element Analysis and Design*. Tradução de Amir Elias Abdalla Kurban. Rio de Janeiro. LTC, 2011.

LAGE, C. M. *Fadiga em estruturas metálicas tubulares soldadas*. 2008. 103 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2008.

LAGE, C. M., FREITAS, A. M. S. e FREITAS, M.S.R. *Análise de fadiga de ligações soldadas de barras de aço tubulares*. Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural. v.10, n.1, p.5-25, 2013.

LEE, M. M. K. *Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements*. Journal of Constructional Steel Research. 51: 265-286. 1999.

LEMONGE A.C.C., BARBOSA H.J.C. *An adaptive penalty scheme for genetic algorithms in structural optimization*. International Journal For Numerical Methods In Engineering, 59 (5): 703–706, 2004.

LIMA, João Baptista Cardoso Athayde. *Contribuições para Otimização Estrutural de Torres Tubulares de Aço para Turbinas Eólicas*. 2011. 150 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil: Estruturas e Construção Civil) – Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2011.

MADDOX, S. J. e RAZMJOO, G. R. *Interim fatigue design recommendations for fillet welded joints under complex loading*. Fatigue & fracture of engineering materials & structures. Blackwell Science Ltd. 24, 329-337. 2001.

MARSHALL, P. W. *Design of welded tubular connections: Basis and use of AWS code provisions*. Elsevier Science Publishers, Amsterdam, The Netherlands, 1992.

Mathworks. MATLAB – *getting started guide*. Natick, USA, 2017.

MESSAC, A. *Optimization in Practice with MATLAB for Engineering Students and Professionals*. Cambridge University Press. New York. 2015

MICHALEWICZ, Z. *Genetic Algorithms+Data Structures = Evolution Programs*. 3rd Revised and Extended Edition. Springer, 1996.

NEVES, Francisco de Assis das. *Programação com Multi-Objetivos Aplicada à Otimização do Projeto de Pontes Estaiadas*. 1997. 324 p. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1997.

NOBRE, D. S., LIMA, L. R. O., VELLASCO, P. C. G. S., NEVES, L. F. C, SILVA, A. T. (2015). *Evaluation of CHS tubular KK joints*. Latin American Journal of Solids and Structures, vol.12, p.2143-2158.

NUNES, G. V. *Análise numérica paramétrica de ligações tipo "T", "K" e "KT" compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular*. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto. 2012.

PASTOUKHOW, A. V. e VOORWALD, H. J. C. *Introdução à Mecânica da Integridade Estrutural*. Editora Unesp. 1995.

PEDERSEN, M. M. *Multiaxial fatigue assessment of welded joints using the notch stress approach*. International Journal of Fatigue. 83 (2), 269-279. 2016.

RAO S. S. *Genetic Algorithmic Approach for Multiobjective Optimization of Structures*. In ASME Annual Winter Meeting, Structures and Controls Optimization, volume AD-Vol. 38, pages 29–38, New Orleans, Louisiana, November 1993

RAO, S.S. *Engineering optimization : theory and practice*. 4th ed. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, 2009.

ROMEIJN A, PUTHLI RS, WARDENIER J. *Guidelines on the numerical determination of stress concentration factors in tubular joints*. In: Proceedings of the 5th International Symposium on Tubular Structures, Nottingham (UK), 1993. p. 625–639.

RONDAL J. et al. *Structural Stability of Hollow Sections*. TÜV Rheinland, Köln, 1992.

ROY, P., HUSSEIN, R. e DEB, K. *Metamodeling for Multimodal Selection Functions in Evolutionary Multi-Objective Optimization*. Coin Report No. 2017010, 2017.

SCHÖN, C. G. *Mecânica dos Materiais. Fundamentos e Tecnologia do Comportamento Mecânico*. 1ed. Rio de Janeiro. Elsevier, 2013.

SCHUMACHER, A. *Fatigue Behaviour of welded circular hollow section joints in bridges*. Doctoral Thesis, University of Alberta, Canada. 2003.

SCHÜTZ, W. (1996). *A history of fatigue*. Engineering Fracture Mechanics, vol.54, nº 2, p.263-300.

SILVA, L. P. *Análise numérica de ligações “K” compostas por perfis tubulares com diagonais circulares com alta relação entre diâmetro e espessura*. 2016. 116 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2016.

SIMONETTI, H. L., ALMEIDA, V. S., NEVES, F. A. e OLIVEIRA NETO, L. *Optimal strut-and-tie models using smooth evolutionary structural optimization*. Revista de Ciências Exatas Aplicadas e Tecnológicas da UPF, v. 8, p. 34, 2016.

THOMPSON, M. K. e THOMPSON, J. M. *Ansys Mechanical APDL for Finite Element Analysis*. 1st. Pittsburgh. Butterworth-Heinemann. 2017.

VARGAS D.E.C., LEMONGE A.C.C., Barbosa H.J.C. e Bernardino H.S. *Um algoritmo baseado em evolução diferencial para problemas de otimização estrutural multiobjetivo com restrições*. Rev. int. métodos numér. cálc. diseño ing., 32(2): 91-99, 2016.

VASCONCELLOS, José Márcio do Amaral. *Uma Contribuição a um Sistema de Apoio a Decisão para Projetos de Plataformas Flutuantes*. 1993. 250 p. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1993.

V & M do Brasil. *Imagination & Inspiração, Coletânea de Estruturas Tubulares*. Belo Horizonte. Tamóios Editora Gráfica Ltda. 2008.

ZHOU, M., PAGALDIPTI, N., THOMAS, H. L. e SHYY, Y. K. *An integrated approach to topology, sizing, and shape optimization*. Structural and Multidisciplinary Optimization. V. 26 (5), 308-317. 2004.

WARDENIER, J. *Hollow Section Joints*, Delft University Press, Delft, The Netherlands, 1982.

WARDENIER, J. *Hollow sections in structural applications*. CIDECT. Delft University of Technology, Netherlands. 2000.

Endereços relacionados:

www.bemo.com.br

www.archdaily.com

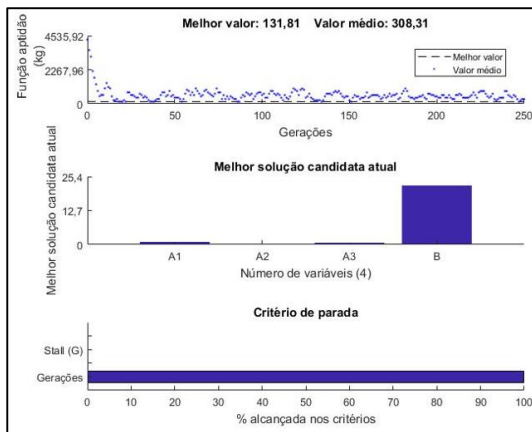
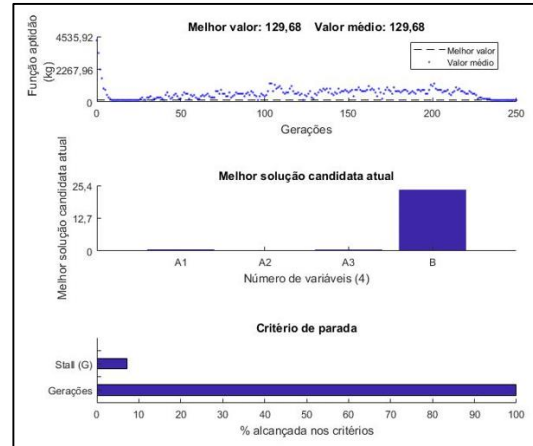
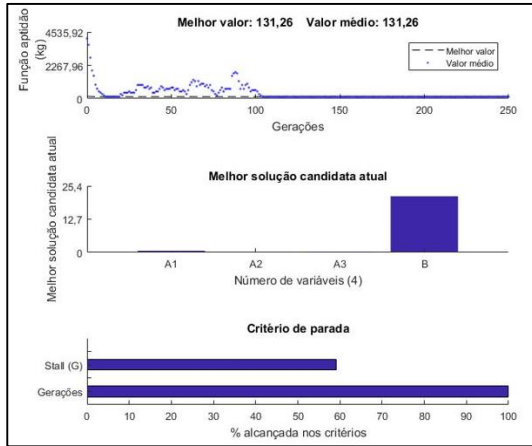
www.instagram.com/p/qxC3DIGgFi/?taken-by=ivozwek

<http://www.dic-ing.ch/data/lully.pdf>

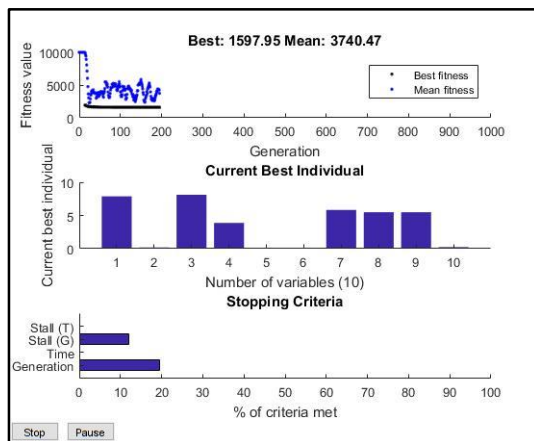
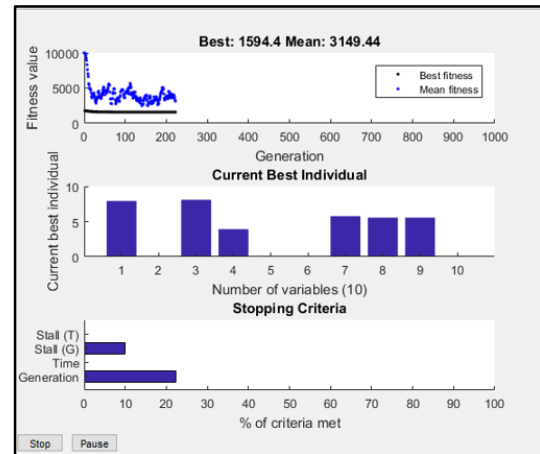
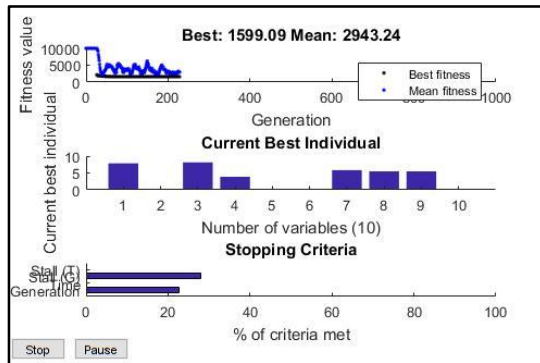
www.lap-consult.com

APÊNDICE A – Gráficos gerados pelo MATLAB para as soluções encontradas para os problemas de otimização.

Treliça de 3 barras



Treliça de 10 barras



Os melhores valores de peso (*Best*) dos gráficos da treliça de 10 barras estão em libras. Os valores correspondentes em kg são:

Para *Best* = 1599,09lb (725,34kg)

Para *Best* = 1597,95lb (724,82kg)

Para *Best* = 1594,4lb (723,21kg)

Os valores de penalidade do eixo y desse mesmo gráfico estão em lb. Os valores correspondentes em kg são:

Para *Fitness value* = 10000lb (4536kg)

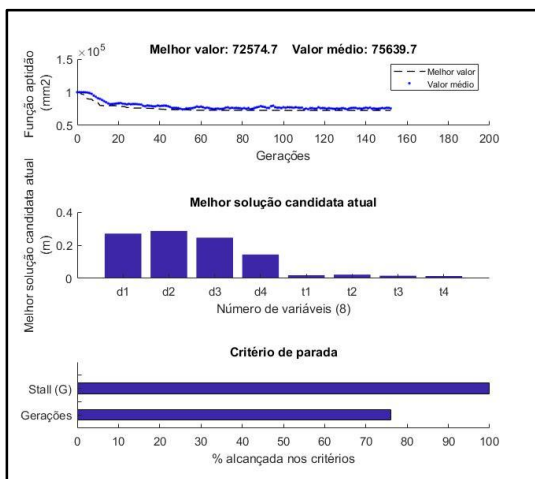
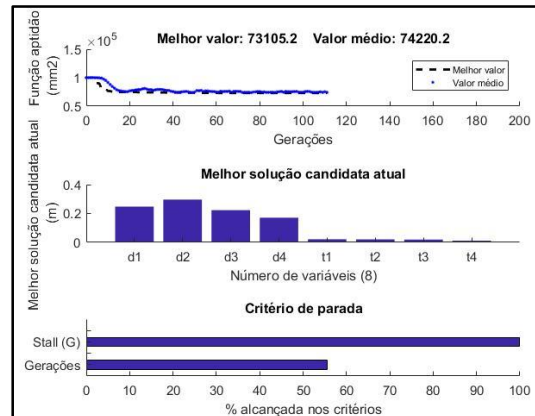
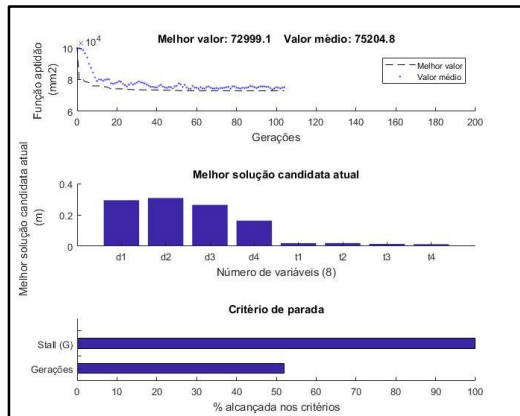
Para *Fitness value* = 5000lb (2268kg)

Os valores do eixo y do gráfico *Current best individual* estão em in². Os valores correspondentes em m² são:

Para *Current best individual* = 10 in² ($6,44 \times 10^{-3} \text{m}^2$)

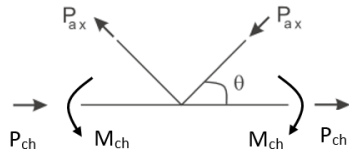
Para *Current best individual* = 5 in² ($3,22 \times 10^{-3} \text{m}^2$)

Treliça de 19 barras



APÊNDICE B – Condições de carregamento e SCFs

B.1 Condições de carregamento



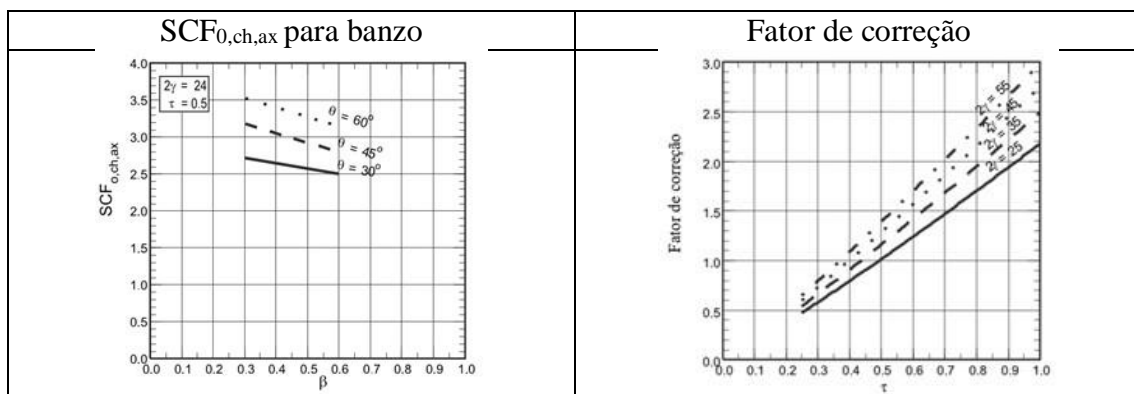
Condição 1 Carga axial balanceada (<i>basic balanced axial loading</i>)	Condição 2 Carga axial e flexão no banzo (<i>chord loading – axial and bending</i>)

B.2 SCFs para ligações uniplanares do tipo K com afastamento, formadas por perfis tubulares circulares

Condição de carregamento do tipo 1: carga axial balanceada

Banzo

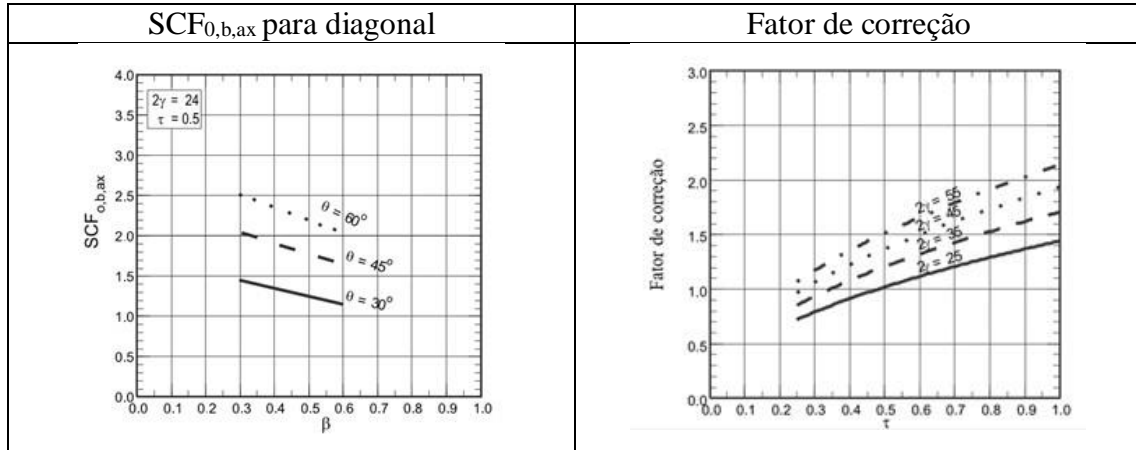
$$SCF_{ch,ax} = \left(\frac{\gamma}{12}\right)^{0,4} \cdot \left(\frac{\tau}{0.5}\right)^{1,1} \cdot SCF_{0,ch,ax} = \text{fator de correção} \cdot SCF_{0,ch,ax}$$



Diagonal

$$SCF_{b,ax} = \left(\frac{\gamma}{12}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{\tau}{0,5}\right)^{0,5} \cdot SCF_{0,b,ax} = \text{fator de correção} \cdot SCF_{0,b,ax}$$

Os valores mínimos de $SCF_{b,ax}$ são 2,64; 2,3 e 2,12 para $\theta = 30^\circ$, 45° e 60° , respectivamente.

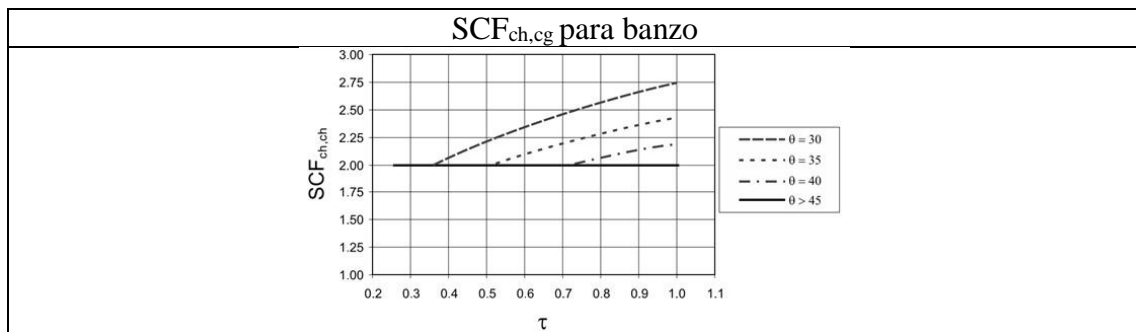


Condição de carregamento do tipo 2: carga axial e flexão no banzo

Banzo

$$SCF_{ch,ch} = 1,2 \cdot \left(\frac{\tau}{0,5}\right)^{0,3} \cdot (\text{sen}\theta)^{-0,9}$$

$SCF_{ch,ch}$ também é dado na Figura a seguir onde o mínimo valor de SCF é igual à 2,0.



Diagonal

$$SCF_{b,ch} = 0$$

APÊNDICE C – Código APDL da ligação tubular do tipo K

```
FINISH
/CLEAR,START
/FILENAME,ligacao_tipok
/PREP7
/VIEW, 1, 1, 1, 1
/ANG,1
/REP,FAST
*AFUN,DEG
!EXCENTRICIDADE
OFFSET_VERT = -15
!***** !DADOS PERFIL HORIZONTAL !*****
THICK_CHORD=20.6
HOR_RADIUS=300.4/2
HOR_DIAMETER=2*HOR_RADIUS
LENGHT_CHORD=2000
!***** !DADOS PERFIL VERTICAL DIREITO !*****
THICK_BRACE=14.8
VERT_RADIUS=140/2
VERT_DIAMETER=2*VERT_RADIUS
LENGHT_BRACE=1207
!***** !DADOS PERFIL VERTICAL ESQUERDO !*****
THICK_BRACE_E=16.6
VERT_RADIUS_E=241.5/2
VERT_DIAMETER_E=2*VERT_RADIUS
LENGHT_BRACE_E=1207
!***** !DADOS PERFIL VERTICAL ESQUERDO !*****
!Ângulo entre barras diagonais e banzo
TETA=53
```

!SECOES HORIZONTAIS

SECTION_HOR_1=0

SECTION_HOR_2=SECTION_HOR_1+LENGHT_CHORD

!SECOES VERTICAIS

SECTION_VERT_1=HOR_RADIUS

!KEYPOINTS DA SECAO DO BANZO

K,0, HOR_RADIUS, 0, 0

K,0, HOR_DIAMETER, HOR_RADIUS, 0

K,0, HOR_RADIUS, HOR_DIAMETER, 0

K,0, 0, HOR_RADIUS, 0

K,1000, HOR_RADIUS, HOR_RADIUS, 0

!GERANDO ARCOS DA SECAO TRANSVERSAL DO BANZO

LARC,1,2,1000,HOR_RADIUS,

LARC,2,3,1000,HOR_RADIUS,

LARC,3,4,1000,HOR_RADIUS,

LARC,4,1,1000,HOR_RADIUS,

K,1001,HOR_RADIUS, HOR_RADIUS,SECTION_HOR_2

!CENTRO DA SECAO TRANSVERSAL OPOSTA

LSTR, 1000, 1001

!LINHA LIGANDO OS CENTROS DAS DUAS SECOES TRANSVERSAIS HORIZONTAIS

!GERANDO AREA DA SECAO TRANSVERSAL DO BANZO POR UMA LINHA LIGANDO OS

!CENTROS E UMA SECAO TRANSVERSAL

LSEL, ALL

ADDRAG, ALL, , , , , 5

LSEL, NONE

LSEL, ALL

!CRIANDO NOVO WORKING PLANE NO CENTRO DO TUBO HORIZONTAL

!E ROTACIONADO-O DE TETA

wpoff, HOR_RADIUS, HOR_RADIUS+OFFSET_VERT, LENGHT_CHORD/2

wprot, 0, TETA, 0

CSYS, WP

!KEYPOINTS DA SECAO DA BARRA DIAGONAL DIREITA

K, 0, VERT_RADIUS, 0, 0

K, 0, 0, VERT_RADIUS, 0

K, 0, -VERT_RADIUS, 0, 0

K, 0, 0, -VERT_RADIUS, 0

CSYS, 0

K, 1002, HOR_RADIUS, HOR_RADIUS+OFFSET_VERT, (LENGHT_CHORD/2)

!CENTRO DA SECAO TRANSVERSAL INCLINADA

!ARCOS PARA GERAR AS LINHAS DA BARRA DIAGONAL DIREITA

LARC, 9, 10, 1002, VERT_RADIUS,

LARC, 10, 11, 1002, VERT_RADIUS,

LARC, 11, 12, 1002, VERT_RADIUS,

LARC,12,9,1002, VERT_RADIUS,

K,1003,HOR_RADIUS,HOR_RADIUS+(2*LENGHT_CHORD/8)*TAN(TETA)+OFFSET_VERT,LENGHT_CHO
RD/4

LSTR, 1002, 1003 !LINHA LIGANDO AS SECOES VERTICAIS

!AREA DA BARRA DIAGONAL DIREITA

*GET,PAR,LINE,0,COUNT !PEGA O NUMERO TOTAL DE LINHAS

LSEL,S,LINE,,PAR-4,PAR-1

ADRAG, ALL, , , , ,PAR

LSEL, NONE

LSEL, ALL

!DIVIDE A AREA DA DIAGONAL DIREITA PELA AREA DO BANZO

FLST,2,4,5,ORDE,2

FITEM,2,5

FITEM,2,-8

FLST,3,4,5,ORDE,2

FITEM,3,1

FITEM,3,-4

ASBA,P51X,P51X, , ,KEEP

!DELETA AREAS E LINHAS DA DIAGONAL DIREITA ABAIXO DA LINHA DE INTERSEÇÃO

FLST,2,4,5,ORDE,2

FITEM,2,9

FITEM,2,-12

ADELE,P51X, , ,1

!CRIANDO NOVO WORKING PLANE NO CENTRO DO TUBO HORIZONTAL
!E ROTACIONADO-O DE TETA

CSYS,WP

wprot,0,-2*TETA,0

!DADOS DA SEÇÃO DA BARRA DIAGONAL ESQUERDA

K,0,VERT_RADIUS_E,0,0

K,0,0,VERT_RADIUS_E,0

K,0,-VERT_RADIUS_E,0,0

K,0,0,-VERT_RADIUS_E,0

CSYS,0

!ARCOS PARA GERAR AS LINHAS DA BARRA DIAGONAL ESQUERDA

LARC,9,10,1002, VERT_RADIUS_E,

LARC,10,11,1002, VERT_RADIUS_E,

LARC,11,12,1002, VERT_RADIUS_E,

LARC,12,9,1002, VERT_RADIUS_E,

K,1004,HOR_RADIUS,HOR_RADIUS+(2*LENGHT_CHORD/8)*TAN(TETA)+OFFSET_VERT,
6*LENGHT_CHORD/8

LSTR, 1002, 1004

!LINHA LIGANDO AS SECOES VERTICAIS

!AREA DA BARRA DIAGONAL ESQUERDA

LSEL,S,LINE,,14

LSEL,A,LINE,,15

LSEL,A,LINE,,16

LSEL,A,LINE,,17

ADRAG, ALL, , , , ,20

LSEL, NONE

LSEL, ALL

!DIVIDE A DIAGONAL ESQUERDA PELO BANZO

FLST,2,4,5,ORDE,2

FITEM,2,5

FITEM,2,-8

FLST,3,2,5,ORDE,2

FITEM,3,2

FITEM,3,-3

ASBA,P51X,P51X, , ,KEEP

!DELETA AREA DA DIAGONAL ESQUERDA ABAIXO DA LINHA DE INTERSEÇÃO

FLST,2,4,5,ORDE,2

FITEM,2,9

FITEM,2,-12

ADELE,P51X, , ,1

!ESTA APDL PERMITE INSERIR MATERIAIS DIFERENTES PARA AS BARRAS DO BANZO E DIAGONAIS.

!NO ENTANTO PARA ESTA ANÁLISE OS MATERIAS UTILIZADOS FORAM OS MESMOS.

!DEFINICAO DO MATERIAL - ACO COM E = 210000 MPa E NI = 0.30

MAT,1

MP,EX,1,210000 ! MODULO DE ELASTICIDADE

MP,PRXY,1,0.3 ! COEFICIENTE DE POISSON

TB,BISO,1,1,2,

TBTEMP,0

TBDATA,,355,0.1

!DEFINICAO DO MATERIAL - ACO COM E = 210000 MPa E NI = 0.30

MAT,2

MP,EX,2,210000 ! MODULO DE ELASTICIDADE

MP,PRXY,2,0.3 ! COEFICIENTE DE POISSON

TB,BISO,2,1,2,

TBTEMP,0

TBDATA,,355,0.1

!CONSTANTES REAIS

R,1,THICK_CHORD,THICK_CHORD,THICK_CHORD,THICK_CHORD, ,

RMORE, , ,

R,2,THICK_BRACE,THICK_BRACE,THICK_BRACE,THICK_BRACE, ,

RMORE, , ,

R,3,THICK_BRACE_E,THICK_BRACE_E,THICK_BRACE_E,THICK_BRACE_E, ,

RMORE, , ,

!TIPO DE ELEMENTO FINITO UTILIZADO

ET,1,SHELL181

!DELIMITANDO REGIÕES PARA REFINAMENTO DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS

!lado direito do banzo

LWPL,-1,10,0

KWPAVE, 20

wpoff,0,0,-50

FLST,2,4,5,ORDE,2

FITEM,2,1

FITEM,2,-4

ASBW,P51X

!lado esquerdo do banzo

KWPAVE, 28

wpoff,0,0,50

FLST,2,4,5,ORDE,2

FITEM,2,9

FITEM,2,-12

ASBW,P51X

!divide a area central do banzo pelas linhas das circunferencias

FLST,2,2,5,ORDE,2

FITEM,2,22

FITEM,2,-23

FLST,3,8,4,ORDE,8

FITEM,3,29

FITEM,3,31

FITEM,3,33

FITEM,3,-34

FITEM,3,42

FITEM,3,44

FITEM,3,46

FITEM,3,-47

ASBL,P51X,P51X

!divide areas do banzo pelo workplane

KWPAVE, 17
FLST,2,4,5,ORDE,3
FITEM,2,21
FITEM,2,24
FITEM,2,-26
ASBW,P51X

KWPAVE, 25
FLST,2,4,5,ORDE,4
FITEM,2,22
FITEM,2,28
FITEM,2,31
FITEM,2,-32
ASBW,P51X

!MALHA

!MAPEAMENTO DAS MALHAS DE ELEMENTOS FINITOS

*set,ndiv1,2
*set,ndiv2,10
*set,ndiv3,20
*set,ndiv4,40

!regiao intersecao_area_35

lesize,45,,,3
lesize,42,,,65
lesize,29,,,40
lesize,73,,,65
lesize,76,,,33
lesize,68,,,55

MAT,1

REAL,1

AMESH,35

!regiao intersecao_area_29

lesize,34,,,45

lesize,43,,,17

lesize,68,,,55

lesize,23,,,79

lesize,64,,,50

MAT,1

REAL,1

AMESH,29

!regiao intersecao_area_34

lesize,47,,,87

lesize,60,,,17

lesize,52,,,79

lesize,76,,,33

lesize,57,,,83

MAT,1

REAL,1

AMESH,34

!regiao intersecao_area_11

lesize,47,,,87

lesize,42,,,65

lesize,41,,,150

MAT,1

REAL,1

AMESH,11

!regiao intersecao_area_9

lesize,29,,,40

lesize,34,,,45

lesize,40,,,85

MAT,1

REAL,1

AMESH,9

!regiao intersecao_area_36

lesize,45,,,3

lesize,44,,,65

lesize,31,,,40

lesize,74,,,65

lesize,75,,,33

lesize,69,,,55

MAT,1

REAL,1

AMESH,36

!regiao intersecao_area_30

lesize,33,,,45

lesize,43,,,17

lesize,69,,,55

lesize,28,,,79

lesize,65,,,50

MAT,1

REAL,1

AMESH,30

!regiao intersecao_area_33

lesize,46,,,87

lesize,60,,,17

lesize,54,,,79

lesize,75,,,33

lesize,70,,,83

MAT,1

REAL,1

AMESH,33

lesize,47,,,87

lesize,60,,,17

lesize,52,,,79

lesize,76,,,33

lesize,57,,,83

!regiao intersecao_area_12

lesize,46,,,87

lesize,44,,,65

lesize,41,,,150

MAT,1

REAL,1

AMESH,12

!regiao intersecao_area_10

lesize,31,,,40

lesize,33,,,45

lesize,40,,,85

MAT,1

REAL,1

AMESH,10

!demais areas centrais do banzo

!areas 21,25,23

lesize,10,,ndiv3+2

lesize,59,,ndiv3+2

lesize,56,,83

lesize,57,,83

MAT,1

REAL,1

AMESH,21

lesize,62,,ndiv3+2

lesize,59,,ndiv3+2

lesize,73,,65

lesize,72,,65

MAT,1

REAL,1

AMESH,25

lesize,62,,ndiv3+2

lesize,16,,ndiv3+2

lesize,64,,50

lesize,63,,50

MAT,1

REAL,1

AMESH,23

lesize,55,,ndiv3+2

lesize,71,,ndiv3+2

lesize,56,,83

lesize,70,,83

MAT,1
REAL,1
AMESH,24

lesize,71,,,ndiv3+2
lesize,66,,,ndiv3+2
lesize,74,,,65
lesize,72,,,65

MAT,1
REAL,1
AMESH,26

lesize,66,,,ndiv3+2
lesize,32,,,ndiv3+2
lesize,65,,,50
lesize,63,,,50

MAT,1
REAL,1
AMESH,27

!demais areas laterais (direita) do banzo_areas 5,6,7 e 8

lesize,17,,,ndiv4+14
lesize,15,,,ndiv4+14
lesize,23,,,79
lesize,2,,,79

MAT,1
REAL,1
AMESH,6

lesize,17,,,ndiv4+14

lesize,25,,,ndiv4+14

lesize,28,,,79

lesize,3,,,79

MAT,1

REAL,1

AMESH,7

lesize,15,,,ndiv4+14

lesize,14,,,ndiv4+14

lesize,16,,,ndiv3+2

lesize,1,,,ndiv3+2

MAT,1

REAL,1

AMESH,5

lesize,25,,,ndiv4+14

lesize,14,,,ndiv4+14

lesize,32,,,ndiv3+2

lesize,4,,,ndiv3+2

MAT,1

REAL,1

AMESH,8

!demais areas laterais (esquerda) do banzo_areas 1,2,3,4

lesize,52,,,79

lesize,9,,,79

lesize,12,,,ndiv4+14

lesize,8,,,ndiv4+14

MAT,1

REAL,1

AMESH,2

lesize,6,,,ndiv3+2

lesize,10,,,ndiv3+2

lesize,7,,,ndiv4+14

lesize,8,,,ndiv4+14

MAT,1

REAL,1

AMESH,1

lesize,55,,,ndiv3+2

lesize,13,,,ndiv3+2

lesize,53,,,ndiv4+14

lesize,7,,,ndiv4+14

MAT,1

REAL,1

AMESH,4

lesize,54,,,79

lesize,11,,,79

lesize,53,,,ndiv4+14

lesize,12,,,ndiv4+14

MAT,1

REAL,1

AMESH,3

!diagonal direita

lesize,33,,,45

lesize,24,,,45

lesize,38,,,ndiv4+6

lesize,37,,,ndiv4+6

lesize,31,,,40

lesize,22,,,40

lesize,36,,,ndiv4+6

lesize,37,,,ndiv4+6

lesize,29,,,40

lesize,19,,,40

lesize,36,,,ndiv4+6

lesize,35,,,ndiv4+6

lesize,34,,,45

lesize,26,,,45

lesize,38,,,ndiv4+6

lesize,35,,,ndiv4+6

MAT,2

REAL,2

AMESH,13

AMESH,14

AMESH,15

AMESH,16

!diagonal esquerda

lesize,42,,,65

lesize,21,,,65

lesize,48,,,ndiv4+16

lesize,49,,,ndiv4+16

lesize,47,,,87

lesize,39,,,87

lesize,48,,,ndiv4+16

lesize,51,,,ndiv4+16

lesize,46,,,87

lesize,30,,,87

lesize,50,,,ndiv4+16

lesize,51,,,ndiv4+16

lesize,44,,,65

lesize,27,,,65

lesize,50,,,ndiv4+16

lesize,49,,,ndiv4+16

MAT,2

REAL,3

AMESH,17

AMESH,18

AMESH,19

AMESH,20

!revertendo a area da diagonal direita

FLST,5,4,5,ORDE,2

FITEM,5,13

FITEM,5,-16

CM,_Y,AREA

ASEL, , , ,P51X

CM,_Y1,AREA

CMSEL,S,_Y

CMDELE,_Y

!*
/

AREVERSE,_Y1,0

CMDELE,_Y1

!rotacionado os nos da última linha da diagonal esquerda

!*
/

CSKP,11,0,21,23,22,1,1,

/REPLOT,RESIZE

FLST,5,4,4,ORDE,4

FITEM,5,21

FITEM,5,27

FITEM,5,30

FITEM,5,39

LSEL,S, , ,P51X

NSLL,S,1

NPLOT

FLST,2,304,1,ORDE,11

FITEM,2,69684

FITEM,2,69740

FITEM,2,-69804

FITEM,2,73380

FITEM,2,73436

FITEM,2,-73499

FITEM,2,77020

FITEM,2,77076

FITEM,2,-77161

FITEM,2,81892

FITEM,2,-81977

NROTAT,P51X

!rotacionado os nos da última linha da diagonal direita

CSKP,11,0,14,15,13,1,1,

FLST,5,4,4,ORDE,4

FITEM,5,19

FITEM,5,22

FITEM,5,24

FITEM,5,26

LSEL,S, , ,P51X

NSLL,S,1

NPLOT

FLST,2,170,1,ORDE,11

FITEM,2,61864

FITEM,2,61910

FITEM,2,-61949

FITEM,2,63750

FITEM,2,63796

FITEM,2,-63834

FITEM,2,65590

FITEM,2,65636

FITEM,2,-65679

FITEM,2,67660

FITEM,2,-67703

NROTAT,P51X

!CONDIÇÕES DE CONTORNO

!RESTRIÇÕES AO DESLOCAMENTO DOS NÓS E CARREGAMENTO

/SOLU

ANTYPE,0

CSYS,0

!banzo_ lado direito

NSEL,S,LOC,Z,0

!D,ALL,UX,0

D,ALL,UY,0

D,ALL,UZ,0

FLST,5,4,4,ORDE,2

FITEM,5,1

FITEM,5,-4

LSEL,S, , ,P51X

NSLL,S,1

NPLOT

FLST,2,202,1,ORDE,8

FITEM,2,40048

FITEM,2,-40127

FITEM,2,44368

FITEM,2,-44446

FITEM,2,48634

FITEM,2,-48655

FITEM,2,49822

FITEM,2,-49842

!*

/GO

F,P51X,FZ,3121.28

NSEL,S,LOC,Z,LENGHT_CHORD

!D,ALL,UX,0

D,ALL,UY,0

!D,ALL,UZ,0

NSEL,ALL

NPLOT

FLST,5,4,4,ORDE,4


```
FITEM,5,6
FITEM,5,9
FITEM,5,11
FITEM,5,13
LSEL,S,,P51X
NSLL,S,1
nplot
FLST,2,202,1,ORDE,9
FITEM,2,50956
FITEM,2,51010
FITEM,2,-51088
FITEM,2,55276
FITEM,2,-55297
FITEM,2,56464
FITEM,2,-56485
FITEM,2,57652
FITEM,2,-57729
!*
/GO
F,P51X,FZ,-2135.64
```

!Restrição de deslocamento dos nós da última linha da diagonal esquerda

```
CSKP,11,0,21,22,23,1,1,
FLST,5,4,4,ORDE,4
FITEM,5,21
FITEM,5,27
FITEM,5,30
FITEM,5,39
LSEL,S,,P51X
NSLL,S,1
NPLOT
```

```
CSYS,11,
FINISH
/PREP7
FINISH

/SOL
ANTYPE,0
/REPLOT,RESIZE
FLST,2,304,1,ORDE,11
FITEM,2,69684
FITEM,2,69740
FITEM,2,-69804
FITEM,2,73380
FITEM,2,73436
FITEM,2,-73499
FITEM,2,77020
FITEM,2,77076
FITEM,2,-77161
FITEM,2,81892
FITEM,2,-81977
!*
/GO
!D,P51X,,,,,UX,UY,,,,
D,P51X,,,,,UY,,,,

!Carga aplicada na diagonal esquerda
CSKP,11,0,21,22,23,1,1,
CSYS,11,

FLST,2,304,1,ORDE,11
FITEM,2,69684
```

FITEM,2,69740
FITEM,2,-69804
FITEM,2,73380
FITEM,2,73436
FITEM,2,-73499
FITEM,2,77020
FITEM,2,77076
FITEM,2,-77161
FITEM,2,81892
FITEM,2,-81977
!*
/GO
F,P51X,FZ,731.25

!Restrição de deslocamento e carga nos nós da última linha da diagonal direita

CSKP,11,0,13,16,15,1,1,
CSYS,11,
FLST,5,4,4,ORDE,4
FITEM,5,19
FITEM,5,22
FITEM,5,24
FITEM,5,26
LSEL,S, , ,P51X
NSLL,S,1
NPLOT
/REPLOT,RESIZE
FLST,2,170,1,ORDE,11
FITEM,2,61864
FITEM,2,61910
FITEM,2,-61949
FITEM,2,63750

```
FITEM,2,63796
FITEM,2,-63834
FITEM,2,65590
FITEM,2,65636
FITEM,2,-65679
FITEM,2,67660
FITEM,2,-67703
!*
/GO
!D,P51X,,,,,UX,UY,,,,
D,P51X,,,,,UY,,,,
```

```
FLST,2,170,1,ORDE,11
```

```
FITEM,2,61864
FITEM,2,61910
FITEM,2,-61949
FITEM,2,63750
FITEM,2,63796
FITEM,2,-63834
FITEM,2,65590
FITEM,2,65636
FITEM,2,-65679
FITEM,2,67660
FITEM,2,-67703
```

```
!*
/GO
F,P51X,FZ,-1307.65
```

```
ASEL,ALL
APLOT
NSEL,ALL
```

```
NPLOT  
ESEL,ALL  
EPLOT
```

```
!ANÁLISE ESTÁTICA LINEAR
```

```
ANTYPE,0
```

```
SAVE
```

```
SOLVE
```

```
SAVE
```

```
FINISH
```

